

ISSN 2074-272X

науково-практичний
журнал

2020/4



EIE Електротехніка і Електромеханіка

Electrical Engineering

& Electromechanics

Електричні машини та апарати

Електротехнічні комплекси та системи

Техніка сильних електричних та магнітних полів.

Інженерна електрофізика

Електроізоляційна та кабельна техніка

Електричні станції, мережі і системи

Ювілеї

З 2015 р. журнал індексується у міжнародній

наукометричній базі Web of Science

Core Collection: Emerging Sources

Citation Index



«ЕЛЕКТРОТЕХНІКА І ЕЛЕКТРОМЕХАНІКА»

НАУКОВО-ПРАКТИЧНИЙ ЖУРНАЛ

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

Журнал засновано у 2002 р.

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



«ELECTRICAL ENGINEERING & ELECTROMECHANICS»

INTERNATIONAL EDITORIAL BOARD

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

НАЦІОНАЛЬНА РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ*

Сокол Є.І.	головний редактор , член-кор. НАНУ, ректор НТУ "ХПІ"
Коритченко К.В.	заст. гол. редактора , професор, НТУ "ХПІ"
Розов В.Ю.	заст. гол. редактора , член-кор. НАНУ, директор ДУ "ІТПМ НАНУ"
Гречко О.М.	відповідальний секретар , к.т.н., НТУ "ХПІ"
Баранов М.І.	д.т.н., НДПКи "Молнія" НТУ "ХПІ"
Буряковський С.Г.	професор, директор НДПКи "Молнія" НТУ "ХПІ"
Буткевич О.Ф.	професор, Інститут електродинаміки НАНУ
Василів К.М.	професор, НУ "Львівська Політехніка"
Васьковський Ю.М.	професор, НТУУ "Київський політехнічний інститут ім. Ігоря Сікорського"
Гриб О.Г.	професор, НТУ "ХПІ"
Гурин А.Г.	професор, НТУ "ХПІ"
Жемеров Г.Г.	професор, НТУ "ХПІ"
Клепиков В.Б.	професор, НТУ "ХПІ"
Мілих В.І.	професор, НТУ "ХПІ"
Михайлов В.М.	професор, НТУ "ХПІ"
Омельяненко В.І.	професор, НТУ "ХПІ"
Петрушин В.С.	професор, ОНПУ, Одеса
Резинкін О.Л.	професор, НТУ "ХПІ"
Резинкіна М.М.	професор, НТУ "ХПІ"
Сосков А.Г.	професор, ХНУМГ імені О.М. Бекетова
Щербак Я.В.	професор, НТУ "ХПІ"
Ягуп В.Г.	професор, ХНУМГ імені О.М. Бекетова

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

NATIONAL EDITORIAL BOARD*

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

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

Адреса редакції / Editorial office address:

Кафедра "Електричні апарати", НТУ "ХПІ", вул. Кирпичова, 2, м. Харків, 61002, Україна
Dept. of Electrical Apparatus, NTU "KhPI", Kurpychova Str., 2, Kharkiv, 61002, Ukraine
тел. / phone: +380 57 7076281, +380 67 3594696, e-mail: a.m.grechko@gmail.com (Гречко Олександр Михайлович / Grechko O.M.)

ISSN (print) 2074-272X

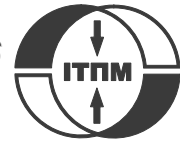
ISSN (online) 2309-3404

© Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут", 2020
© ДУ "Інститут технічних проблем магнетизму Національної академії наук України", 2020

Підписано до друку 21.08.2020 р. Формат 60 x 90 ¼. Папір – офсетний. Друк – лазерний. Друк. арк. 9,25.

Наклад 200 прим. Зам. № 66/172-04-2020. Ціна договірна.

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



ЗМІСТ

Електричні машини та апарати

- Болюх В.Ф., Щукін І.С.** Возбуждение серий импульсов линейного импульсного преобразователя электродинамического типа, работающего в силовом и скоростном режимах 3
- Ben Slimene M.** Performance analysis of six-phase induction machine-multilevel inverter with arbitrary displacement 12

Електротехнічні комплекси та системи

- Буряковский С.Г., Маслий А.С., Пасько О.В., Смирнов В.В.** Математическое моделирование переходных процессов в электроприводе стрелочного перевода – основном исполнительном элементе железнодорожной автоматики 17
- Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Bovdui I.V.** Simplified mathematical model of group of overhead power lines magnetic field 24
- Паранчук Я.С., Паранчук Р.Я.** Дослідження електричного режиму дугової печі з нечіткою моделлю керування 30

Техніка сильних електричних та магнітних полів. Інженерна електрофізика

- Баранов М.И., Буряковский С.Г., Князев В.В., Руденко С.С.** Анализ характеристик и возможностей высоковольтного электротехнического комплекса НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» для испытаний объектов энергетики, вооружения, авиационной и ракетно-космической техники на электробезопасность и электромагнитную совместимость 37

Електроізоляційна та кабельна техніка

- Безпрозванних Г.В., Пушкар О.А.** Підвищення заводостійкості кабелів для систем протипожежного захисту 54

Електричні станції, мережі і системи

- Djabali C., Bouktir T.** Simultaneous allocation of multiple distributed generation and capacitors in radial network using genetic-salp swarm algorithm 59
- Сивокобиленко В.Ф., Лисенко В.А.** Підвищення ефективності систем захисту електромереж від замикань на основі вейвлет-перетворень струмів і напруг нульової послідовності 67

Ювілеї

- Ягуп Валерій Григорович** (до 75-річчя з дня народження) 73

TABLE OF CONTENTS

Electrical Machines and Apparatus

- Bolyukh V.F., Schukin I.S.** Excitation with a series of pulses of a linear pulse electrodynamic type converter operating in power and high-speed modes 3
- Ben Slimene M.** Performance analysis of six-phase induction machine-multilevel inverter with arbitrary displacement 12

Electrotechnical Complexes and Systems

- Buriakovskiy S.G., Maslii A.S., Pasko O.V., Smirnov V.V.** Mathematical modelling of transients in the electric drive of the switch – the main executive element of railway automation 17
- Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Bovdui I.V.** Simplified mathematical model of group of overhead power lines magnetic field 24
- Paranchuk Y.S., Paranchuk R.Y.** Research of arc furnace electrical mode with a fuzzy control model 30

High Electric and Magnetic Field Engineering. Engineering Electrophysics

- Baranov M.I., Buriakovskiy S.G., Kniaziev V.V., Rudenko S.S.** Analysis of characteristics and possibilities of high-voltage electrical engineering complex Scientific-&-Research Planning-&-Design Institute «Molniya» of NTU «KhPI» for the tests of objects of energy, armament, aviation and space-rocket technique on electric safety and electromagnetic compatibility 37

Electrical Insulation and Cable Engineering

Bezprozvannykh G.V., Pushkar O.A. Increasing noise immunity of cables for fire protection systems 54

Power Stations, Grids and Systems

Djabali C., Bouktir T. Simultaneous allocation of multiple distributed generation and capacitors in radial network using genetic-salp swarm algorithm 59

Syvokobylenko V.F., Lysenko V.A. Improving the efficiency of fault protection systems of electrical grids based on zero sequence voltages and currents wavelet transforms 67

Anniversaries

Yagup V.G. (on the 75th anniversary of his birth) 73

ШАНОВНІ ЧИТАЧІ!

Науково-практичний журнал «Електротехніка і Електромеханіка» – передплатне видання. Вартість передплати на 2020 рік – 770,58 грн., на два місяці – 128,43 грн., на чотири місяці – 256,86 грн., на шість місяців – 385,29 грн., на вісім місяців – 513,72 грн., на десять місяців – 642,15 грн. Передплатний індекс у каталозі ПАТ «УкрПошта»: 01216.

ШАНОВНІ АВТОРИ ЖУРНАЛУ!

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

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

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

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

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

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

Журнал «Електротехніка і Електромеханіка» включений у довідник періодичних видань Ulrich's Periodical Directory, представлений у загальнодержавній реферативній базі даних «Україніка Наукова», реферативному журналі «Джерело», індексується у наукометричній базі даних Web of Science Core Collection: Emerging Sources Citation Index (ESCI), що рекомендована МОН України, а також у таких міжнародних базах даних: Index Copernicus (ICV 2018: 100.00), Российский Индекс Научного Цитирования – РИНЦ (ELIBRARY), і входить до баз даних EBSCO, ProQuest, GALE, DOAJ тощо.



Звертаємо увагу авторів на необхідність оформлення рукописів статей відповідно до Вимог, які наведені на офіційному сайті журналу (<http://eie.khpi.edu.ua/>), розміщеному на платформі «Наукова періодика України» (<http://journals.urau.ua/>).

В.Ф. Боллох, И.С. Щукин

ВОЗБУЖДЕНИЕ СЕРИЕЙ ИМПУЛЬСОВ ЛИНЕЙНОГО ИМПУЛЬСНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКОГО ТИПА, РАБОТАЮЩЕГО В СИЛОВОМ И СКОРОСТНОМ РЕЖИМАХ

Представлена математична модель лінійного імпульсного перетворювача електродинамічного типу (ЛІПЕТ), в якій рішення рівнянь, що описують взаємопов'язані електричні, магнітні, механічні та теплові процеси, подані в рекуррентному вигляді. Досліджено електромеханічні і електродинамічні характеристики ЛІПЕТ при роботі в швидкісному режимі, що забезпечує прискорення обмотки якоря з виконавчим елементом, та в силовому режимі при загальмованій обмотці якоря. Показано, що при збудженні одиночним імпульсом ЛІПЕТ, який працює в швидкісному режимі, в порівнянні з силовим режимом, відбувається зменшення амплітуди струму в обмотках на 7,5 %, амплітуди електродинамічних зусиль (ЕДЗ) – на 21,8 %, значення імпульсу ЕДЗ – на 27,1 %. При цьому обмотка якоря з виконавчим елементом розганяється до швидкості 7,1 м/с. При збудженні серією імпульсів від однакових секцій ємнісного накопичувача енергії (ЄНЕ) та роботі ЛІПЕТ в силовому режимі амплітуди імпульсів струму і ЕДЗ практично незмінні, а при роботі в швидкісному режимі відбувається послідовне зменшення цих амплітуд. Збільшення кількості імпульсів збудження при збереженні енергії ЄНЕ призводить до зменшення основних показників ЛІПЕТ. Але за рахунок зменшення амплітуди ЕДЗ, яка проявляється як сила віддачі, ефективність ЛІПЕТ збільшується. Для ЛІПЕТ, що працює в швидкісному режимі, запропоновано зменшення максимальних амплітуд струму і ЕДЗ за рахунок послідовного збільшення ємностей секцій ЄНЕ, які формують серії імпульсів збудження. Для ЛІПЕТ, що працює в силовому режимі доцільно використовувати однакові ємності всіх секцій ЄНЕ. Бібл. 22, рис. 9.

Ключові слова: лінійний імпульсний перетворювач електродинамічного типу, математична модель, швидкісний і силовий режим роботи, збудження серією імпульсів, сила віддачі, критерій ефективності.

Представлена математическая модель линейного импульсного преобразователя электродинамического типа (ЛИПЭТ), в которой решения уравнений, описывающих взаимосвязанные электрические, магнитные, механические и тепловые процессы, представлены в рекуррентном виде. Исследованы электромеханические и электродинамические характеристики ЛИПЭТ при работе в скоростном режиме, обеспечивающем ускорение обмотки якоря с исполнительным элементом, и в силовом режиме, когда обмотка якоря заторможена. Показано, что при возбуждении одиночным импульсом ЛИПЭТ, работающего в скоростном режиме, по сравнению с силовым режимом происходит уменьшение амплитуды тока в обмотках на 7,5 %, амплитуды электродинамических усилий (ЭДУ) – на 21,8 %, значения импульса ЭДУ – на 27,1 %. При этом обмотка якоря с исполнительным элементом разгоняется до скорости 7,1 м/с. При возбуждении серией импульсов от одинаковых секций емкостного накопителя энергии (ЕНЭ) и работе ЛИПЭТ в силовом режиме амплитуды импульсов тока и ЭДУ практически неизменны, а при работе в скоростном режиме происходит последовательное уменьшение амплитуд токов и ЭДУ. Увеличение количества импульсов возбуждения при сохранении энергии ЕНЭ приводит к уменьшению основных показателей ЛИПЭТ. Но за счет уменьшения амплитуды ЭДУ, которая проявляется как сила отдачи, эффективность ЛИПЭТ увеличивается. Для ЛИПЭТ, работающего в скоростном режиме, предложено уменьшение максимальных амплитуд тока и ЭДУ за счет последовательного увеличения емкостей секций ЕНЭ, формирующих серии импульсов возбуждения. Для ЛИПЭТ, работающего в силовом режиме, целесообразно использовать одинаковые емкости всех секций ЕНЭ. Библ. 22, рис. 9.

Ключевые слова: линейный импульсный преобразователь электродинамического типа, математическая модель, скоростной и силовой режим работы, возбуждение серией импульсов, сила отдачи, критерий эффективности.

Введение. Линейные импульсные преобразователи электродинамического типа (ЛИПЭТ) широко используются для разгона исполнительного элемента (ИЭ) до высокой скорости на коротком активном участке и для создания мощных силовых импульсов на объект воздействия при незначительном перемещении ИЭ [1-3]. Такие преобразователи, работающие как в скоростном, так и в силовом режимах, широко используются во многих отраслях науки и техники в качестве электромеханических ускорителей ИЭ и ударно-силовых устройств [4, 5].

Как показывает анализ, ЛИПЭТ обладают повышенными силовыми и скоростными показателями по сравнению с преобразователями индукционного и электромагнитного типов, которые также широко используются для аналогичных применений [6].

В преобразователе индукционного типа якорь выполнен в виде одно- или многовитковой короткозамкнутой обмотки, в которой индуцируется ток от

обмотки индуктора. Однако из-за фазового сдвига между токами в обмотках индуктора и якоря помимо электродинамических усилий отталкивания возникают и паразитные силы притяжения. Вследствие этого эффективность такого преобразователя снижается [7].

У преобразователя электромагнитного типа якорь выполнен ферромагнитным и на него со стороны обмотки индуктора действует электромагнитная сила притяжения. Однако из-за физических свойств ферромагнетика в таком преобразователе электромагнитные процессы носят замедленный характер с относительно невысокими амплитудами сил. Это также обуславливает низкую эффективность преобразователя электромагнитного типа, особенно при работе в скоростном режиме [8].

ЛИПЭТ содержит подвижную обмотку якоря (ОЯ), которая электродинамически взаимодействует с неподвижной обмоткой индуктора (ОИ) [9, 10]. Эти

обмотки, как правило, соединены последовательно и возбуждаются от емкостного накопителя энергии (ЕНЭ). Поскольку обе обмотки намотаны встречно по магнитному полю, то между ними возникают электродинамические усилия (ЭДУ) отталкивания. Обмотки ЛИПЭТ выполнены многовитковыми в форме дисков, коаксиально установленных друг напротив друга (рис. 1).

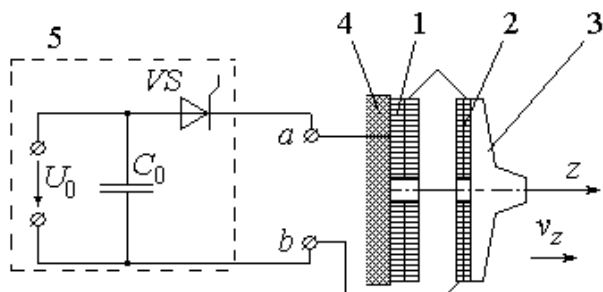


Рис. 1. Схема ЛИПЭТ: 1 – ОИ, 2 – ОЯ, 3 – ИЭ, 4 – упор, 5 – ЕНЭ

В скоростном режиме работы под действием ЭДУ отталкивания ОЯ вместе с ИЭ аксиально перемещаются относительно ОИ вдоль оси z со скоростью v_z . Однако эти же ЭДУ воздействует и на ОИ, что приводит к возникновению силы отдачи ЛИПЭТ. Сила отдачи негативно влияет на функционирование преобразователя во многих технических объектах и системах, снижая их механическую надежность. Для ряда применений, например, клепального, долбежного, маркировочного и иных ручных ударных инструментов, для пусковых систем, например, катапульт для беспилотных летательных аппаратов, различных автономных пускателей и др. сила отдачи негативно воздействует как на само устройство, так и на обслуживающий персонал [11]. Особенно негативно сила отдачи проявляется в различных измерительных устройствах. Так, в баллистическом лазерном гравиметре, предназначенном для измерения ускорения свободного падения, используется электромеханическая катапульта, которая обеспечивает вертикальное подбрасывание ИЭ – уголкового оптического отражателя [12]. Этот отражатель является составной частью измерительной системы лазерного интерферометра Майкельсона. Возникающая при подбрасывании ИЭ сила отдачи вызывает автосейсмические колебания, которые снижают точность измерения ускорения свободного падения [13].

В последнее время появились исследования линейных импульсных электромеханических преобразователей, для возбуждения которых от ЕНЭ используются различные формы импульсов тока, формируемые электронными устройствами [14]. Интерес представляет возбуждение линейного электромеханического ускорителя индукционного типа со сверхпроводящими магнитами серий прямоугольных импульсов [15, 16]. Данная система возбуждения используется для рекуперации части энергии в источнике питания.

Известен способ возбуждения линейного электромеханического ускорителя индукционного типа серий последовательных импульсов от секций ЕНЭ [17]. Однако в этом ускорителе каждая секция ЕНЭ

подключается к своей секции ОИ, которые смещены друг относительно друга вдоль оси перемещения электропроводящего якоря. Однако если ОИ выполнена несекционированной, то такая система не решает задачу уменьшения силы отдачи.

Таким образом, снижение амплитуды ЭДУ, проявляющихся в виде силы отдачи, при выполнении ЛИПЭТ своих функций в скоростном и силовом режимах является актуальной задачей.

Целью статьи является повышение эффективности ЛИПЭТ при работе в скоростном и силовом режимах за счет уменьшения амплитуды силы отдачи путем возбуждения его обмоток серий импульсов от секций ЕНЭ.

Для возбуждения ЛИПЭТ от ЕНЭ используем однополупериодный полярный импульс, формируемый пусковым тиристором VS , полагая, что его сопротивление в прямом направлении пренебрежимо мало, а в обратном направлении его проводимость столь же мала. Заметим, что при таком импульсе возбуждения к концу рабочего цикла часть энергии сохраняется в ЕНЭ, что позволяет ее дальнейшее использование [18, 19].

Математическая модель ЛИПЭТ. Рассмотрим математическую модель ЛИПЭТ, в которой используются сосредоточенные параметры активных элементов – ОИ и ОЯ. Такая модель позволяет оперативно осуществлять расчет показателей ЛИПЭТ при возбуждении серий последовательных импульсов. Для учета взаимосвязанных электрических, магнитных, механических и тепловых процессов, а также ряда нелинейных зависимостей решения уравнений, описывающих указанные процессы, представим в рекуррентном виде. При расчете рабочий процесс разбиваем на ряд численно малых интервалов времени $\Delta t = t_{k+1} - t_k$, в пределах которых все величины считаем неизменными. При таком подходе для определения тока возбуждения и напряжения ЕНЭ на расчетном интервале времени Δt можно использовать линейные уравнения и соотношения.

Электрические процессы в ЛИПЭТ при возбуждении одиночным токовым импульсом от ЕНЭ можно описать уравнением [7]:

$$[R_1(T_1) + R_2(T_2)] \cdot i + \frac{d\psi}{dt} + \frac{1}{C_0} \int idt = 0, \quad u_C(0) = U_0, \quad (1)$$

где $n = 1, 2$ – индексы ОИ и ОЯ соответственно; R_n, T_n – активное сопротивление и температура n -ой обмотки соответственно; i – ток ОИ и ИЯ; C_0 – емкость ЕНЭ, заряженного до напряжения U_0 ; u_C – напряжение ЕНЭ;

$$\frac{d\psi}{dt} = [L_1 - 2M_{12}(z) + L_2] \frac{di}{dt} - 2iv_z(t) \frac{dM_{12}}{dz}; \quad (2)$$

где L_n – индуктивность n -ой обмотки; $M_{12}(z)$ – взаимная индуктивность между ОИ и ОЯ, перемещаемой вдоль оси z со скоростью v_z .

На численно малом интервале времени Δt полагаем, что все функциональные зависимости неизменны: $R_1(T_1) = R_1, R_2(T_2) = R_2, M_{12}(z) = M_{12}, v_z(t) = v_z$.

Подставляя уравнение (2) в (1) получаем:

$$\left(R_1 + R_2 - 2v_z \frac{dM_{12}}{dz} \right) \cdot i + [L_1 - 2M_{12} + L_2] \frac{di}{dt} + \frac{1}{C_0} \int_0^t idt = 0. \quad (3)$$

Решение уравнения (3) будем искать в виде:

$$i = A_1 \exp(\alpha_1 t) + A_2 \exp(\alpha_2 t), \quad (4)$$

где $\alpha_{1,2} = -0,5 \frac{\Theta}{\Xi} \pm \left[0,25 \left(\frac{\Theta}{\Xi} \right)^2 - \frac{1}{C_0 \Xi} \right]^{0,5}$ – корни

характеристического уравнения; A_1, A_2 – произвольные постоянные;

$$\Xi = L_1 - 2M_{12} + L_2;$$

$$\Theta = R_1 + R_2 - 2v_z \frac{dM_{12}}{dz}.$$

Если $\Theta > 2\sqrt{\Xi C_0^{-1}}$, то после ряда преобразований получаем выражения для произвольных постоянных в момент времени t_k :

$$A_{1,2} = \frac{u_C(t_k) + \Theta \cdot i(t_k) + \alpha_{2,1} \Xi \cdot i(t_k)}{\Xi \exp(\alpha_{1,2} t_k) (\alpha_{2,1} - \alpha_{1,2})}. \quad (5)$$

Подставляя выражения (5) в уравнение (4), получаем выражение для тока в рекуррентном виде:

$$i(t_{k+1}) = \frac{u_C(t_k) + \Theta \cdot i(t_k)}{\Xi(\alpha_2 - \alpha_1)} [\exp(\alpha_1 \Delta t) - \exp(\alpha_2 \Delta t)] + \frac{i(t_k)}{\alpha_2 - \alpha_1} [\alpha_2 \exp(\alpha_1 \Delta t) - \alpha_1 \exp(\alpha_2 \Delta t)] \quad (6)$$

Напряжение на ЕНЭ:

$$u_C(t_{k+1}) = \frac{u_C(t_k) + \Theta \cdot i(t_k)}{\alpha_2 - \alpha_1} [\alpha_2 \exp(\alpha_1 \Delta t) - \alpha_1 \exp(\alpha_2 \Delta t)] + \Xi \frac{i(t_k)}{\alpha_2 - \alpha_1} [\alpha_2^2 \exp(\alpha_1 \Delta t) - \alpha_1^2 \exp(\alpha_2 \Delta t)] \quad (7)$$

Если $\Theta < 2\sqrt{\Xi C_0^{-1}}$, то корни характеристического уравнения представим в виде:

$$\alpha_{1,2} = -\delta \pm j\omega_1 = \omega_0 \exp(j(\pi \pm \theta)), \quad (8)$$

где $\delta = 0,5\Theta\Xi^{-1}$; $\theta = \arctg(4\Xi\Theta^{-2}C_0^{-1} - 1)^{0,5}$;

$$\omega_0 = (\Xi C_0)^{-0,5}; \quad \omega_1 = (\Xi^{-1}C_0^{-1} - 0,25\Theta^2\Xi^{-2})^{0,5}.$$

Подставляя значения корней (8) в уравнение (6) и учитывая, что

$$2j \sin(\omega_1 \Delta t) = \exp(j\omega_1 \Delta t) - \exp(-j\omega_1 \Delta t),$$

получаем:

$$i(t_{k+1}) = -\omega_1^{-1} \exp(-\delta \Delta t) \left\{ \Xi^{-1} [u_C(t_k) + \Theta \cdot i(t_k)] \times \sin(\omega_1 \Delta t) + \omega_0 i(t_k) \sin(\omega_1 \Delta t - \theta) \right\}. \quad (9)$$

Напряжение на ЕНЭ при этом:

$$u_C(t_{k+1}) = -\omega_0 \omega_1^{-1} \exp(-\delta \Delta t) \left\{ [u_C(t_k) + \Theta \cdot i(t_k)] \times \sin(\omega_1 \Delta t - \theta) + i(t_k) \omega_0 \Xi \sin(\omega_1 \Delta t - 2\theta) \right\}. \quad (10)$$

Если $\Theta = 2\sqrt{\Xi C_0^{-1}}$, то $\delta = \omega_0$ и ток равен:

$$i(t_{k+1}) = \exp(-\delta \Delta t) \Delta t \left\{ i(t_k) \delta - \Xi^{-1} \times [u_C(t_k) + \Theta \cdot i(t_k)] \right\}. \quad (11)$$

Напряжение на ЕНЭ при этом:

$$u_C(t_{k+1}) = [u_C(t_k) - i(t_k) \Xi \delta + \Theta \cdot i(t_k)] (\delta \Delta t + 1) \times \exp(-\delta \Delta t) + i(t_k) (\Xi \delta - \Theta). \quad (12)$$

Величину перемещения ОЯ с ИЭ относительно ОИ можно представить в виде рекуррентного соотношения:

$$h_z(t_{k+1}) = h_z(t_k) + v_z(t_k) \Delta t + \vartheta \cdot \Delta t^2 / (m_a + m_2), \quad (16)$$

где $v_z(t_{k+1}) = v_z(t_k) + \vartheta \cdot \Delta t / (m_a + m_2)$ – скорость ОЯ с

ИЭ; $\vartheta = f_z(z, t) - K_T v_z(t_k) - 0,125 \pi \gamma_a \beta_a D_{e2}^2 v_z^2(t_k)$;

$f_z(z, t) = i^2(t_k) \frac{dM_{12}}{dz}(z)$ – мгновенное значение акси-

альных ЭДУ между обмотками; m_2, m_a – масса ОЯ и масса ИЭ соответственно; h_z – величина перемещения ОЯ с ИЭ; K_T – коэффициент динамического трения; γ_a – плотность среды перемещения; β_a – коэффициент аэродинамического сопротивления; D_{e2} – наружный диаметр ИЭ.

При работе ЛИПЭТ в силовом режиме между ОИ и ОЯ существует тепловой контакт через изоляционную прокладку. Температуру n -ой обмотки ЛИПЭТ при этом можно описать рекуррентным соотношением [20]:

$$T_n(t_{k+1}) = T_n(t_k) \xi + (1 - \xi) \left[\pi^{-1} i^2(t_k) R_n(T_n) (D_{en}^2 - D_{in}^2)^{-1} + 0,25 \pi T_0 D_{en} H_n \alpha_{Tn} + T_m(t_k) \lambda_a(T) d_a^{-1} \right] \times \left\{ 0,25 \pi \alpha_{Tn} D_{en} H_n + \lambda_a(T) d_a^{-1} \right\}^{-1}, \quad (17)$$

где $\xi = \exp \left\{ - \frac{\Delta t}{c_n(T_n) \gamma_n} \left(0,25 D_{en} \alpha_{Tn} + \frac{\lambda_a(T)}{d_a H_n} \right) \right\}$;

$\lambda_a(T)$ – коэффициент теплопроводности прокладки; d_a – толщина прокладки; D_{en}, D_{in} – внешний и внутренний диаметры n -ой обмотки соответственно; α_{Tn}, c_n – коэффициент теплоотдачи и теплоемкость n -ой обмотки соответственно.

При работе ЛИПЭТ в скоростном режиме температуру n -ой обмотки можно описать рекуррентным соотношением [20]:

$$T_n(t_{k+1}) = T_n(t_k) \chi + (1 - \chi) \left[T_0 + 4 \pi^{-2} i^2(t_k) \times \times R_n(T_n) \alpha_{Tn}^{-1} D_{en}^{-1} H_n^{-1} (D_{en}^2 - D_{in}^2)^{-1} \right], \quad (18)$$

где $\chi = \exp \left\{ - 0,25 \Delta t D_{en} \alpha_{Tn} c_n^{-1} (T_n) \gamma_n^{-1} \right\}$.

Для расчета характеристик и показателей ЛИПЭТ используем алгоритм циклического действия, позволяющий учесть комплекс взаимосвязанных процессов и различных нелинейных зависимостей, например $R_n(T_n), M_{12}(z)$. По полученным в момент времени t_{k+1} значениям тока рассчитываются температуры обмоток T_1 и T_2 , перемещение h_z и скорость ОЯ v_z , взаимоиндуктивность M_{12} между обмотками и др. Значение расчетного шага Δt выбирается таким образом, чтобы оно не оказывало существенного влияния на результаты расчета, обеспечивая при этом необходимую точность.

Начальные условия математической модели:

$$T_n(0) = T_0 - \text{температура } n\text{-ой обмотки};$$

$$i_n(0) = 0 - \text{ток } n\text{-ой обмотки};$$

$$h_z(0) = h_{z0} - \text{расстояние между ОИ и ОЯ};$$

$u_c(0) = U_0$ – напряжение ЕНЭ;

$v_z(0) = 0$ – скорость ОЯ вдоль оси z .

Основные параметры ЛИПЭТ. Рассмотрим ЛИПЭТ, у которого ОИ ($n = 1$) и ОЯ ($n = 2$) выполнены в форме двуслойных дисковых катушек. ОИ намотана медной шиной сечением $1,2 \times 5,0 \text{ мм}^2$, а ОЯ – медной шиной сечением $1,2 \times 2,5 \text{ мм}^2$. Число витков n -ой обмотки $N_n = 60$, внешний диаметр $D_{en} = 100 \text{ мм}$, внутренний диаметр $D_{in} = 8 \text{ мм}$. ЕНЭ: энергия $W_0 = 180 \text{ Дж}$, напряжение $U_0 = 300 \text{ В}$. Начальное расстояние между обмотками $h_{z0} = 1 \text{ мм}$.

При работе ЛИПЭТ в скоростном режиме будем использовать ИЭ массой $m_a = 0,5 \text{ кг}$, а его эффективность будем оценивать максимальной скоростью v_{zm} при минимальной силе отдачи. При работе ЛИПЭТ в силовом режиме будем полагать отсутствие перемещения ОЯ с ИЭ ($m_a = \infty$), а его эффективность будем оценивать максимальным значение импульса ЭДУ $P_z = \int f_z(z, t) dt$ при минимальной силе отдачи.

Возбуждение ЛИПЭТ одиночным импульсом осуществляется от ЕНЭ емкостью $C_0 = 4 \text{ мФ}$. При работе в силовом режиме (рис. 2) амплитуда тока в обмотках ЛИПЭТ составляет $i_m = 1,478 \text{ кА}$, что приводит к возникновению между обмотками ЭДУ амплитудой $f_{zm} = 10,56 \text{ кН}$. Значение импульса ЭДУ к концу рабочего процесса (1,65 мс) составляет $P_z = 7,88 \text{ Н·с}$. Заметим, что превышения температур обмоток $\theta_n = T_0 - T_n$ незначительны ($\theta_1 = 0,2 \text{ }^\circ\text{C}$, $\theta_2 = 0,7 \text{ }^\circ\text{C}$).

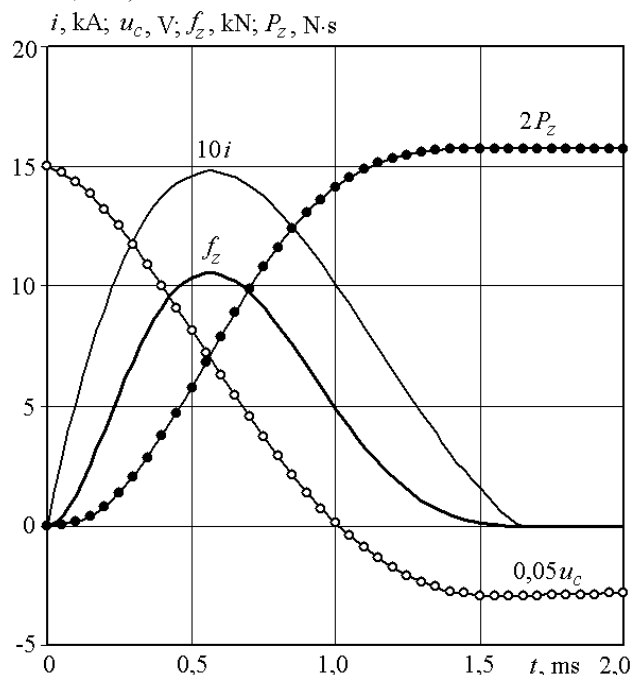


Рис. 2. Электродинамические характеристики ЛИПЭТ при работе в силовом режиме

При работе в скоростном режиме происходит затягивание рабочего процесса до 2 мс с уменьшением всех основных показателей (рис. 3). Амплитуда тока в обмотках уменьшается до $i_m = 1,375 \text{ кА}$, что приводит к уменьшению амплитуды ЭДУ между обмотками до значения $f_{zm} = 8,67 \text{ кН}$. Значение импульса ЭДУ к концу рабочего процесса составляет $P_z = 6,2 \text{ Н·с}$.

Уменьшаются и превышения температур обмоток ($\theta_1 = 0,18 \text{ }^\circ\text{C}$, $\theta_2 = 0,6 \text{ }^\circ\text{C}$). Такое изменение рабочего процесса обусловлено перемещением ОЯ с ИЭ, которые достигают максимальной скорости $v_{zm} = 7,1 \text{ м/с}$.

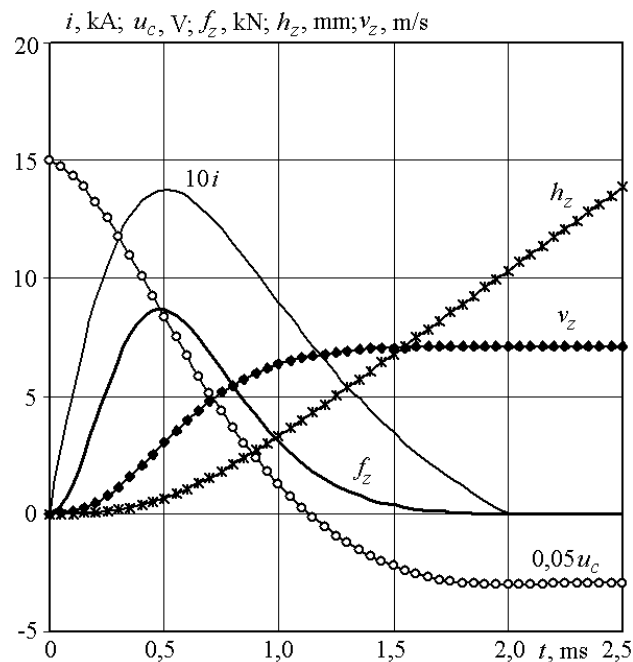


Рис. 3. Электромеханические характеристики ЛИПЭТ при работе в скоростном режиме

Возбуждение ЛИПЭТ серией импульсов осуществляется путем последовательного во времени подключения к клеммам a и b секций ЕНЭ. Так образуется параллельное подключение секций ЕНЭ к обмоткам преобразователя.

Заметим, что параллельное подключение секций ЕНЭ к ОИ линейного импульсного ускорителя индукционного типа исследовано в работах [21, 22]. Однако в этих исследованиях все секции ЕНЭ подключаются к ОИ одновременно.

Суммарная емкость секций равна $C_0 = 4 \text{ мФ}$. Время задержки подключения секций определяет период следования импульсов тока возбуждения. При таком способе возбуждения эффективность ЛИПЭТ в силовом и скоростном режимах будем оценивать безразмерными критериями:

$$K_p^* = \frac{P_z}{f_{zm}} \frac{f_{zm}^0}{P_z^0}, \quad K_v^* = \frac{v_{zm}}{f_{zm}} \frac{f_{zm}^0}{v_{zm}^0}, \quad (19)$$

где $f_{zm}^0, P_z^0, v_{zm}^0$ – максимальные значения амплитуды и импульса ЭДУ, скорости ОЯ с ИЭ соответственно при возбуждении одиночным импульсом.

Суть указанных критериев состоит в обеспечении наибольшего значения импульса ЭДУ для силового режима, и наибольшей скорости ОЯ с ИЭ для скоростного режима при минимальной амплитуде ЭДУ, которая определяет силу отдачи. Эти критерии оценивают эффективность ЛИПЭТ при возбуждении серией импульсов по отношению к возбуждению одиночным импульсом.

На рис. 4 показаны электродинамические характеристики ЛИПЭТ при работе в силовом режиме от

пяти одинаковых секций ЕНЭ, подключаемых к обмоткам последовательно с задержкой 0,75 мс. При каждом импульсе возбуждения амплитуда тока практически неизменна и составляет $i_m = 0,788$ кА, что почти в 2 раза меньше, чем при возбуждении одиночным импульсом. Еще в большей степени уменьшается амплитуда ЭДУ, составляя $f_{zm} = 3$ кН. Значение импульса ЭДУ к концу рабочего процесса также уменьшается, но в меньшей степени, составляя $P_z = 4,9$ Н·с. Уменьшаются и превышения температур обмоток ($\theta_1 = 0,13$ °С, $\theta_2 = 0,42$ °С). Однако критерий эффективности преобразователя K_p^* повышается более чем в 2 раза, по сравнению с его возбуждением одиночным импульсом.

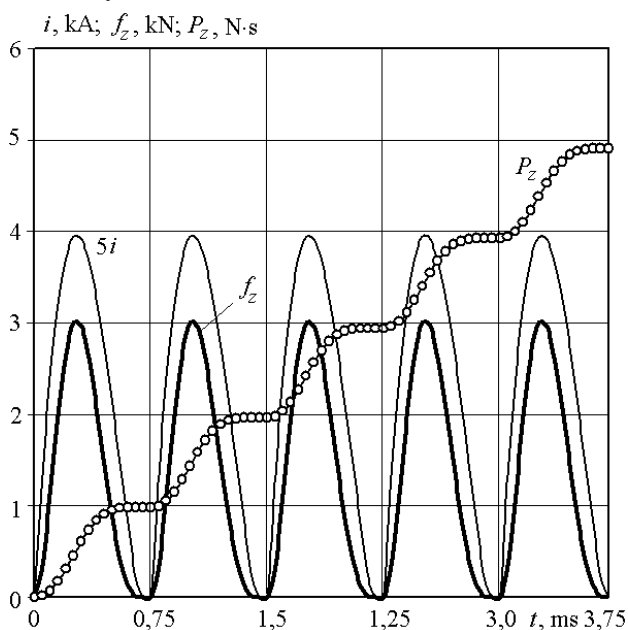


Рис. 4. Электродинамические характеристики ЛИПЭТ при возбуждении от одинаковых секций ЕНЭ

На рис. 5 показаны электромеханические характеристики ЛИПЭТ при работе в скоростном режиме от пяти одинаковых секций ЕНЭ, подключаемых к обмоткам последовательно с задержкой 1 мс. Особенностью данного преобразователя является последовательное уменьшение амплитуд токов i_m и ЭДУ f_{zm} при подключении секций ЕНЭ. Такое уменьшение указанных амплитуд обусловлено последовательным ослаблением магнитной связи между обмотками за счет перемещения ОЯ на величину h_z . В данном преобразователе наибольшие амплитуды наблюдаются в первом импульсе, составляя для тока $i_m = 0,783$ кА, для ЭДУ $f_{zm} = 2,95$ кН. Значение импульса ЭДУ составляет при этом $P_z = 3,34$ Н·с, обеспечивая скорость ОЯ с ИЭ $v_z = 3,82$ м/с. Превышения температур обмоток составляют $\theta_1 = 0,11$ °С, $\theta_2 = 0,37$ °С. Таким образом в скоростном режиме все показатели ЛИПЭТ, возбуждаемого серией из пяти импульсов, уменьшаются по сравнению с возбуждением одиночным импульсом, но критерий эффективности преобразователя K_v^* при этом повышается на 58 %.

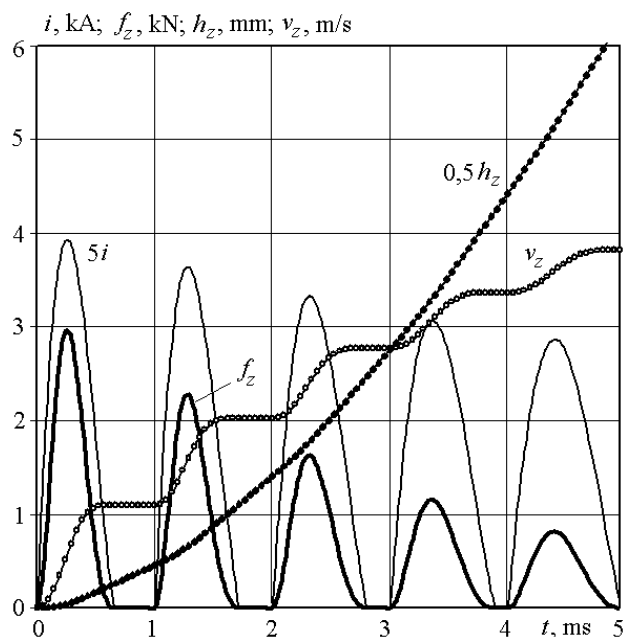


Рис. 5. Электромеханические характеристики ЛИПЭТ при возбуждении от одинаковых секций ЕНЭ

Оценить влияние количества импульсов возбуждения N_i на показатели ЛИПЭТ позволяет рис. 6. Как в силовом, так и в скоростном режимах работы, при увеличении количества импульсов возбуждения N_i , неизменном напряжении секций ЕНЭ $U_0 = 300$ В и сохранении общей их энергии $W_0 = 180$ Дж все основные показатели уменьшаются. Это амплитуды токов i_m и ЭДУ f_{zm} , величина импульса ЭДУ P_z и скорость ОЯ вместе с ИЭ v_z . Но за счет более сильного уменьшения амплитуды ЭДУ f_{zm} , которая проявляется как сила отдачи, от увеличения количества импульсов возбуждения критерии эффективности ЛИПЭТ K_p^* и K_v^* повышаются.

Уменьшить максимальные амплитуды тока и ЭДУ в первом импульсе серии для ЛИПЭТ, работающего в скоростном режиме, можно за счет последовательного увеличения емкости секций ЕНЭ при сохранении их суммарного значения $C_0 = 4$ мФ.

На рис. 7 показаны электромеханические характеристики ЛИПЭТ при работе в скоростном режиме и возбуждении от пяти секций ЕНЭ, емкости которых линейно возрастают от 0,4 мФ в первой секции до 1,2 мФ в пятой секции.

При таком возбуждении ЛИПЭТ, работающего в скоростном режиме, максимальная амплитуда тока наблюдается не в первом, а в четвертом импульсе серии и равна $i_m = 713,9$ А, что ниже, чем при возбуждении от одинаковых секций ЕНЭ. Максимальная амплитуда ЭДУ наблюдается в третьем импульсе серии и составляет $f_{zm} = 2,04$ кН. Заметим, что уменьшение амплитуды тока после четвертого импульса серии обусловлено ослаблением магнитной связи между ОИ и ОЯ. А уменьшение амплитуд ЭДУ после третьего импульса серии дополнительно вызвано увеличением расстояния между ними.

При данном способе возбуждения ЛИПЭТ значение импульса ЭДУ составляет $P_z = 3,33$ Н·с, что обеспечивает скорость ОЯ с ИЭ $v_z = 3,81$ м/с.

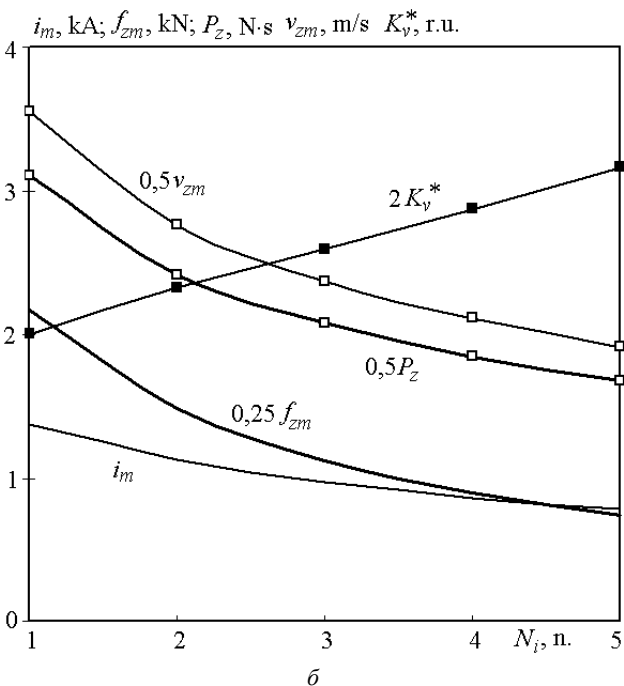
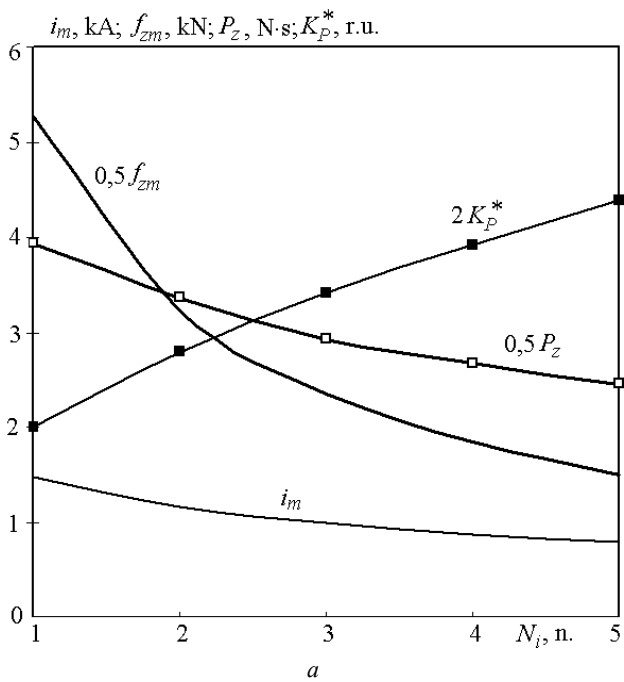


Рис. 6. Зависимость показателей работы ЛИПЭТ в силовом (а) и скоростном (б) режимах от количества импульсов возбуждения

На рис. 8 показаны электродинамические характеристики ЛИПЭТ при работе в силовом режиме и возбуждении от пяти секций ЕНЭ, емкости которых линейно возрастают от 0,5 мФ в первой секции до 1,1 мФ в пятой секции. При таком возбуждении ЛИПЭТ, работающего в силовом режиме, максимальная амплитуда тока возникает в пятом импульсе серии и равна $i_m = 908$ А, что выше, чем при возбуждении от одинаковых секций ЕНЭ. Максимальная амплитуда ЭДУ возникает также в пятом импульсе серии и составляет $f_{zm} = 3,98$ кН. Значение импульса ЭДУ составляет $P_z = 4,98$ Н·с.

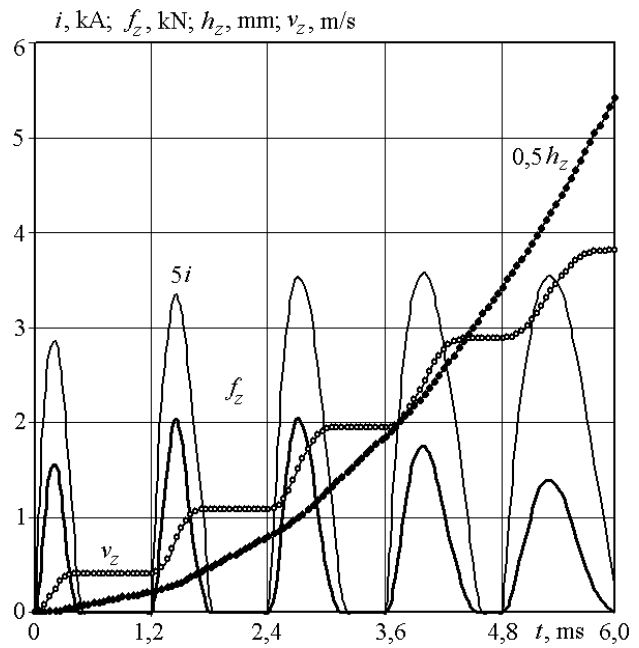


Рис. 7. Электромеханические характеристики ЛИПЭТ при работе в скоростном режиме и возбуждении от секций ЕНЭ, емкости которых линейно возрастают

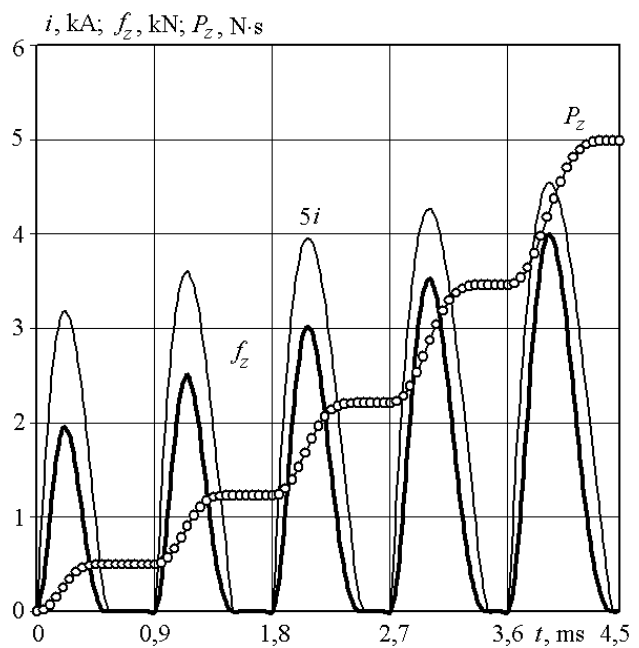


Рис. 8. Электродинамические характеристики ЛИПЭТ при работе в силовом режиме и возбуждении от секций ЕНЭ, емкости которых линейно возрастают

Оценить влияние закономерности распределения емкостей по секциям ЕНЭ на показатели ЛИПЭТ при работе в скоростном и силовом режимах позволяет рис. 9, где использован показатель распределения емкостей по секциям ЕНЭ:

$$K_c^* = 2(C_{\max} - C_{\min})(C_{\max} + C_{\min})^{-1},$$

где C_{\min} , C_{\max} – емкость первой и пятой секции ЕНЭ соответственно.

Заметим, что при $K_c^* = 0$ емкости всех пяти секций ЕНЭ одинаковы.

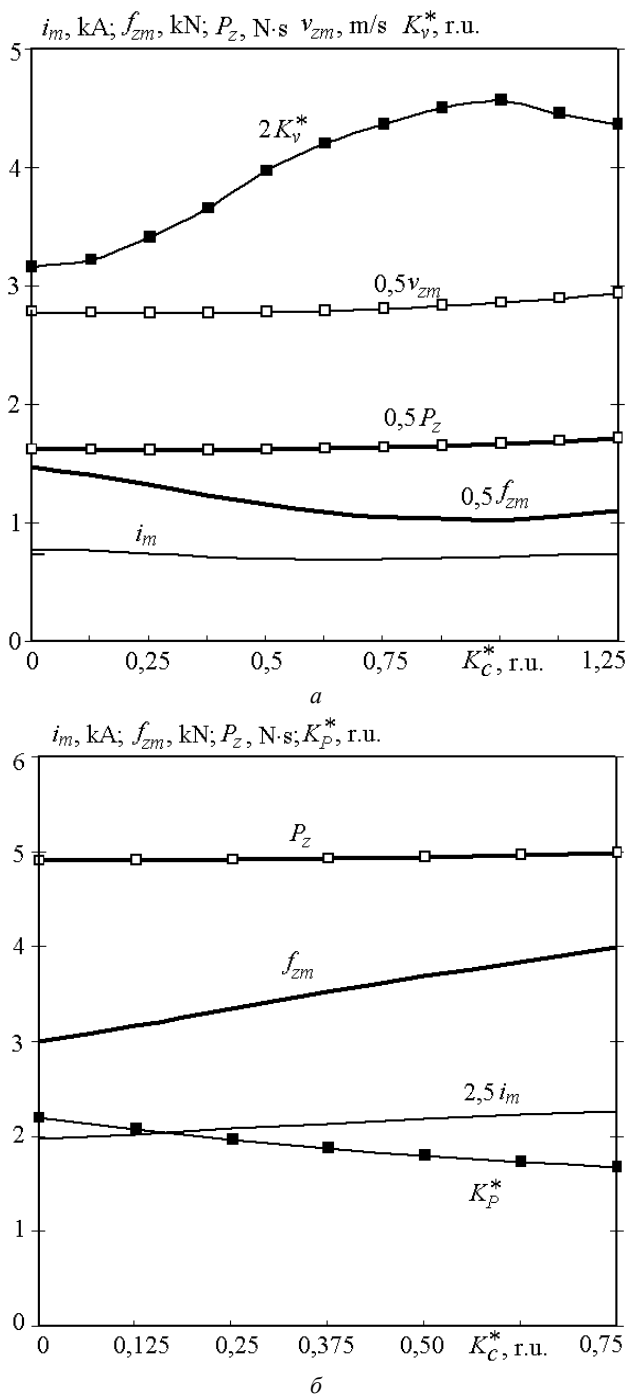


Рис. 9. Зависимость показателей работы ЛИПЭТ в скоростном (а) и силовом (б) режимах от показателя распределения емкостей по секциям ЕНЭ

При работе ЛИПЭТ в скоростном режиме увеличение показателя K_c^* существенно изменяет только максимальную амплитуду ЭДУ f_{zm} , которая заметно уменьшается в интервале $K_c^* \in (0, 1)$. Это влияет на критерий эффективности K_v^* , максимальное значение которого будет при $K_c^* = 1$ ($C_{\min} = 0,4$ мФ, $C_{\max} = 1,2$ мФ). При превышении показателем K_c^* значения 1 критерий эффективности K_v^* снижается за счет увеличения амплитуды ЭДУ в последнем пятом импульсе серии.

При работе ЛИПЭТ в силовом режиме повышение показателя K_c^* приводит к увеличению максимальной амплитуды ЭДУ f_{zm} , вследствие чего критерий эффективности K_p^* уменьшается.

Таким образом, при возбуждении серией импульсов от секций ЕНЭ за счет уменьшения амплитуды силы отдачи обеспечивается повышение эффективности ЛИПЭТ. Для преобразователя, работающего в скоростном режиме, целесообразно увеличение показателя распределения емкостей по секциям ЕНЭ до определенного значения ($K_c^* = 1$). Для преобразователя, работающего в силовом режиме, целесообразно использовать одинаковые емкости для всех секций ЕНЭ.

Выводы.

1. Показано, что при возбуждении обмоток серией импульсов от секций емкостного накопителя энергии (ЕНЭ) обеспечивается повышение эффективности линейного импульсного преобразователя электродинамического типа (ЛИПЭТ) при работе в скоростном и силовом режимах за счет уменьшения амплитуды силы отдачи.

2. Представлена математическая модель ЛИПЭТ, в которой решения уравнений, описывающих взаимосвязанные электрические, магнитные, механические и тепловые процессы, представлены в рекуррентном виде.

3. Установлено, что при возбуждении одиночным импульсом ЛИПЭТ, работающего в скоростном режиме, по сравнению с силовым режимом происходит уменьшение амплитуды тока в обмотках на 7,5 %, амплитуды электродинамических усилий (ЭДУ) – на 21,8 %, значение импульса ЭДУ – на 27,1 %. При этом обмотка якоря с исполнительным элементом разгоняется до скорости 7,1 м/с.

4. Установлено, что при возбуждении серией импульсов от одинаковых секций ЕНЭ при работе ЛИПЭТ в силовом режиме, амплитуды импульсов тока и ЭДУ практически неизменны, а при работе в скоростном режиме происходит последовательное уменьшение амплитуд токов и ЭДУ. Увеличение количества импульсов возбуждения при сохранении энергии ЕНЭ приводит к уменьшению основных показателей ЛИПЭТ. Но за счет уменьшения амплитуды ЭДУ, которая проявляется как сила отдачи, эффективность ЛИПЭТ увеличивается.

5. Для ЛИПЭТ, работающего в скоростном режиме, обосновано последовательное увеличение емкостей секций ЕНЭ, формирующих серии импульсов возбуждения. Для ЛИПЭТ, работающего в силовом режиме целесообразно использовать одинаковые емкости всех секций ЕНЭ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Bissal A., Magnusson J., Engdahl G. Comparison of two ultra-fast actuator concept. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2012, vol. 48, no. 11, pp. 3315-3318. doi: 10.1109/tmag.2012.2198447.
2. Томашевский Д.Н., Кошкин А.Н. Моделирование линейных электродвигателей импульсного действия // *Электротехника*. – 2006. – № 1. – С. 24-27.
3. J. Young-woo, L. Hyun-wook, L. Seok-won. High-speed AC circuit breaker and high-speed OCD. *Proceeding of the conf.*

«22-th international conference on electricity distribution». 2013, 10-13 June, Stockholm. – Paper 608.

4. D.-K. Lim, D.-K. Woo, I.-W. Kim, D.-K. Shin, J.-S. Ro, T.-K. Chung, H.-K. Jung. Characteristic Analysis and Design of a Thomson Coil Actuator Using an Analytic Method and a Numerical Method. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2013, vol. 49, no. 12, pp. 5749-5755. doi: 10.1109/tmag.2013.2272561.

5. Puumala V., Kettunen L. Electromagnetic design of ultrafast electromechanical switches. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2015, vol. 30, no. 3, pp. 1104-1109. doi: 10.1109/TPWRD.2014.2362996.

6. Болюх В.Ф., Кашанский Ю.В., Шукин И.С. Влияние геометрических параметров индуктора и якоря на показатели линейного импульсного электромеханического преобразователя электродинамического типа. *Электротехника і електромеханіка*, 2019, № 3, С. 11-17. doi: 10.20998/2074-272X.2019.3.02.

7. Болюх В.Ф., Кашанский Ю.В., Шукин И.С. Сравнительный анализ силовых и скоростных показателей линейных импульсных электромеханических преобразователей электродинамического и индукционного типов. *Технічна електродинаміка*, 2019, № 6, С. 35-42. doi: 10.15407/techned2019.06.035.

8. Болюх В.Ф., Олексенко С.В., Шукин И.С. Сравнительный анализ линейных импульсных электромеханических преобразователей электромагнитного и индукционного типов. *Технічна електродинаміка*, 2016, № 5, С. 46-48. doi: 10.15407/techned2016.05.046.

9. Мишкин В.Н., Толстик А.И. Сравнительная оценка арретирующих устройств на электродинамическом и электромагнитном принципе действия. *Электромагнитные импульсные системы*, 1989, С. 114-117.

10. Balicki A., Zabar Z., Birenbaum L., Czarkowski D. Improved performance of linear induction launchers. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2005, vol. 41, no. 1, pp. 171-175. doi: 10.1109/tmag.2004.839283.

11. Abdalla M.A., Mohamed H.M. Asymmetric multistage synchronous inductive coilgun for length reduction, higher muzzle velocity and launching time reduction. *IEEE Transactions on Plasma Science*, 2016, vol. 44, no. 5, pp. 785-789. doi: 10.1109/TPS.2016.2543500.

12. Bolyukh V.F., Vinnichenko A.I. Concept of an induction-dynamic catapult for a ballistic laser gravimeter. *Measurement Techniques*, 2014, vol. 56, iss. 10, pp. 1098-1104. doi: 10.1007/s11018-014-0337-z.

13. Bolyukh V.F., Omel'chenko A.V., Vinnichenko A.I. Effect of self-seismic oscillations of the foundation on the readout of a ballistic gravimeter with an induction-dynamic catapult. *Measurement Techniques*, 2015, vol. 58, no. 2, pp. 137-142. doi: 10.1007/s11018-015-0675-5.

14. Zhou Y., Huang Y., Wen W., Lu J., Cheng T., Gaoet S. Research on a novel drive unit of fast mechanical switch with modular double capacitors. *Journal of Engineering*, 2019, vol. 2019, no. 17, pp. 4345-4348. doi: 10.1049/joe.2018.8148.

15. Fan G., Wang Y., Hu Y., Yan Z. Research on energy recovery system based on HTSM for synchronous induction electromagnetic launcher system. *IEEE Transaction on Plasma Science*, 2020, vol. 48, no. 1, pp. 291-298. doi: 10.1109/TPS.2019.2960038.

16. Guangcheng F., Wang Y., Xu Q., Xinyi N., Yan Z. Design and analysis of a novel three-coil reconnection electromagnetic launcher. *IEEE Transactions on Plasma Science*, 2019, vol. 47, no. 1, pp. 814-820. doi: 10.1109/TPS.2018.2874287.

17. Niu X., Li W., Feng J. Nonparametric modeling and parameter optimization of multistage synchronous induction coilgun. *IEEE Transactions on Plasma Science*, 2019, vol. 47, no. 7, pp. 3246-3255. doi: 10.1109/TPS.2019.2918157.

18. Bolyukh V.F., Katkov I.I. Influence of the Form of Pulse of Excitation on the Speed and Power Parameters of the Linear Pulse Electromechanical Converter of the Induction Type. *Volume 2B:*

Advanced Manufacturing, Nov. 2019, 8 p. doi: 10.1115/IMECE2019-10388.

19. Liu X., Yu X., Ban R., Li Z. Analysis of the capacitor-aided meat grinder circuits for an inductive pulsed power supply. *IEEE Transactions on Plasma Science*, 2017, vol. 45, no. 7, pp. 1339-1346. doi: 10.1109/TPS.2017.2705179.

20. Bolyukh V.F., Shchukin I.S. The thermal state of an electromechanical induction converter with impact action in the cyclic operation mode. *Russian electrical engineering*, 2012, vol.83, no.10, pp. 571-576. doi: 10.3103/s1068371212100045.

21. Vilchis-Rodriguez D.S., Shuttleworth R., Barnes M. Experimental Validation of a Finite Element 2D Axial Thomson Coil Model with Inductance and Resistance Compensation. *13th IET International Conference on AC and DC Power Transmission (ACDC 2017)*, 2017, Manchester, UK, 14-16 Feb. 2017. doi: 10.1049/cp.2017.0032.

22. Yadong Z., Ying W., Jiangjun R. Capacitor-driven coil-gun scaling relationships. *IEEE Transactions on Plasma Science*, 2011, vol. 39, no. 1, pp. 220-224. doi: 10.1109/TPS.2010.2052266.

REFERENCES

1. Bissal A., Magnusson J., Engdahl G. Comparison of two ultrafast actuator concept. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2012, vol. 48, no. 11, pp. 3315-3318. doi: 10.1109/tmag.2012.2198447.

2. Tomashevsky D.N., Koshkin A.N. Modeling of linear impulse electric motors. *Russian Electrical Engineering*, 2006, no. 1, pp. 24-27. (Rus).

3. J. Young-woo, L. Hyun-wook, L. Seok-won. High-speed AC circuit breaker and high-speed OCD. *Proceeding of the conf. «22-th international conference on electricity distribution»*. 2013, 10-13 June, Stockholm. – Paper 608.

4. D.-K. Lim, D.-K. Woo, I.-W. Kim, D.-K. Shin, J.-S. Ro, T.-K. Chung, H.-K. Jung. Characteristic Analysis and Design of a Thomson Coil Actuator Using an Analytic Method and a Numerical Method. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2013, vol. 49, no. 12, pp. 5749-5755. doi: 10.1109/tmag.2013.2272561.

5. Puumala V., Kettunen L. Electromagnetic design of ultrafast electromechanical switches. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2015, vol. 30, no. 3, pp. 1104-1109. doi: 10.1109/TPWRD.2014.2362996.

6. Bolyukh V.F., Kashanskij Yu.V., Schukin I.S. Influence of geometrical parameters of the inductor and armature on the indicators of a linear pulse electromechanical converter of an electrodynamic type. *Electrical engineering & electromechanics*, 2019, no. 3, pp. 11-17. doi: 10.20998/2074-272X.2019.3.02.

7. Bolyukh V.F., Kashanskiy Yu.V., Shchukin I.S. Comparative analysis of power and speed indicators linear pulse electro-mechanical converters electrodynamic and induction types. *Technical electro-dynamics*, 2019, no. 6, pp. 35-42. (Rus). doi: 10.15407/techned2019.06.035.

8. Bolyukh V.F., Olexsenko S.V., Shchukin I.S. Comparative analysis of linear pulse electromechanical converters electromagnetic and induction types. *Technical electro-dynamics*, 2016, no. 5, pp. 46-48. (Rus). doi: 10.15407/techned2016.05.046.

9. Mishkin V.N., Tolstik A.I. Comparative evaluation of arresting devices on the electrodynamic and electromagnetic principle of action. *Electromagnetic pulse systems*, 1989, pp. 114-117. (Rus).

10. Balicki A., Zabar Z., Birenbaum L., Czarkowski D. Improved performance of linear induction launchers. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2005, vol. 41, no. 1, pp. 171-175. doi: 10.1109/tmag.2004.839283.

11. Abdalla M.A., Mohamed H.M. Asymmetric multistage synchronous inductive coilgun for length reduction, higher muzzle velocity and launching time reduction. *IEEE Transactions on Plasma Science*, 2016, vol. 44, no. 5, pp. 785-789. doi: 10.1109/TPS.2016.2543500.

12. Bolyukh V.F., Vinnichenko A.I. Concept of an induction-dynamic catapult for a ballistic laser gravimeter. *Measurement Techniques*, 2014, vol. 56, iss. 10, pp. 1098-1104. doi: [10.1007/s11018-014-0337-z](https://doi.org/10.1007/s11018-014-0337-z).
13. Bolyukh V.F., Omel'chenko A.V., Vinnichenko A.I. Effect of self-seismic oscillations of the foundation on the readout of a ballistic gravimeter with an induction-dynamic catapult. *Measurement Techniques*, 2015, vol. 58, no. 2, pp. 137-142. doi: [10.1007/s11018-015-0675-5](https://doi.org/10.1007/s11018-015-0675-5).
14. Zhou Y., Huang Y., Wen W., Lu J., Cheng T., Gaoet S. Research on a novel drive unit of fast mechanical switch with modular double capacitors. *Journal of Engineering*, 2019, vol. 2019, no. 17, pp. 4345-4348. doi: [10.1049/joe.2018.8148](https://doi.org/10.1049/joe.2018.8148).
15. Fan G., Wang Y., Hu Y., Yan Z. Research on energy recovery system based on HTSM for synchronous induction electromagnetic launcher system. *IEEE Transaction on Plasma Science*, 2020, vol. 48, no. 1, pp. 291-298. doi: [10.1109/TPS.2019.2960038](https://doi.org/10.1109/TPS.2019.2960038).
16. Guangcheng F., Wang Y., Xu Q., Xinyi N., Yan Z. Design and analysis of a novel three-coil reconnection electromagnetic launcher. *IEEE Transactions on Plasma Science*, 2019, vol. 47, no. 1, pp. 814-820. doi: [10.1109/TPS.2018.2874287](https://doi.org/10.1109/TPS.2018.2874287).
17. Niu X., Li W., Feng J. Nonparametric modeling and parameter optimization of multistage synchronous induction coil-gun. *IEEE Transactions on Plasma Science*, 2019, vol. 47, no. 7, pp. 3246-3255. doi: [10.1109/TPS.2019.2918157](https://doi.org/10.1109/TPS.2019.2918157).
18. Bolyukh V.F., Katkov I.I. Influence of the Form of Pulse of Excitation on the Speed and Power Parameters of the Linear Pulse Electromechanical Converter of the Induction Type. *Volume 2B: Advanced Manufacturing*, Nov. 2019, 8 p. doi: [10.1115/IMECE2019-10388](https://doi.org/10.1115/IMECE2019-10388).
19. Liu X., Yu X., Ban R., Li Z. Analysis of the capacitor-aided meat grinder circuits for an inductive pulsed power supply. *IEEE Transactions on Plasma Science*, 2017, vol. 45, no. 7, pp. 1339-1346. doi: [10.1109/TPS.2017.2705179](https://doi.org/10.1109/TPS.2017.2705179).
20. Bolyukh V.F., Shchukin I.S. The thermal state of an electromechanical induction converter with impact action in the cyclic operation mode. *Russian electrical engineering*, 2012, vol.83, no.10, pp. 571-576. doi: [10.3103/s1068371212100045](https://doi.org/10.3103/s1068371212100045).
21. Vilchis-Rodriguez D.S., Shuttleworth R., Barnes M. Experimental Validation of a Finite Element 2D Axial Thomson Coil Model with Inductance and Resistance Compensation. *13th IET International Conference on AC and DC Power Transmission (ACDC 2017)*, 2017, Manchester, UK, 14-16 Feb. 2017. doi: [10.1049/cp.2017.0032](https://doi.org/10.1049/cp.2017.0032).
22. Yadong Z., Ying W., Jiangjun R. Capacitor-driven coil-gun scaling relationships. *IEEE Transactions on Plasma Science*, 2011, vol. 39, no. 1, pp. 220-224. doi: [10.1109/TPS.2010.2052266](https://doi.org/10.1109/TPS.2010.2052266).

Поступила (received) 18.05.2020

Болух Владимир Федорович¹, д.т.н., проф.,
Шукин Игорь Сергеевич^{1,2}, к.т.н., доц.,

¹Национальный технический университет
«Харьковский политехнический институт»,
61002, Харьков, ул. Кирпичева, 2,
тел/phone +380 57 7076427, e-mail: vfbolyukh@gmail.com

²ООО Фирма «ТЭТРА, Ltd»,
61024, Харьков, ул. Гуданова, 18,
тел/phone +380 57 7076427, e-mail: tech@tetra.kharkiv.com.ua

V.F. Bolyukh¹, I.S. Schukin^{1,2}

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

²Firm Tetra, LTD,

18, Gudanova Str., Kharkiv, 61024, Ukraine.

Excitation with a series of pulses of a linear pulse electrodynamic type converter operating in power and high-speed modes.

Purpose. The aim of the article is to increase the efficiency of linear pulse electrodynamic type converter (LPEC) when operating in high-speed and force modes by reducing the amplitude of the recoil force by exciting its windings with a series of pulses from the capacitive energy storage (CES). **Methodology.** Using the LPEC mathematical model, in which the equations describing the interconnected electrical, magnetic, mechanical and thermal processes are presented in a recursive form, the electrodynamic and electromechanical characteristics of LPEC are simulated by excitation by a single and a series of pulses from CES sections. **Results.** It was found that when a single pulse is excited by an LPEC operating in a high-speed mode, in which the armature accelerates the actuator, compared with the force mode in which the armature is inhibited, the current amplitude in the windings decreases by 7.5 %, and the amplitudes of electrodynamic force (EDF) – by 21.8 %, impulse values of EDF – by 27.1 %. In this case, the armature winding with the actuating element accelerates to a speed of 7.1 m/s. When excited by a series of pulses from the same sections of the CES during LPEC operation in the force mode, the amplitudes of the current pulses and the EDF are practically unchanged, and when operating in high-speed mode, the amplitudes of the currents and the EDF gradually decrease. Both in power and in high-speed operating modes, an increase in the number of excitation pulses while conserving the energy of the CES leads to a decrease in the main indicators of LPEC. But by reducing the amplitude of the EDF, which manifests itself as a recoil force, the efficiency of LPEC increases. **Originality.** It is shown that the excitation of LPEC by a series of pulses increases the efficiency of LPEC when operating in high-speed and power modes, providing a minimum amplitude of the EDF, which determines the recoil force acting on the inductor winding. **Practical value.** For LPEC operating in high-speed mode, it is proposed to reduce the maximum current amplitudes and EDF due to the sequential increase in capacitances of sections of the CES, forming a series of excitation pulses. For LPEC, operating in force mode, it is advisable to use the same capacities of all sections of the CES. References 22, figures 9.

Key words: linear pulse electrodynamic type converter, mathematical model, high-speed and force operation mode, excitation by a series of pulses, recoil force, efficiency criterion.

M. Ben Slimene

PERFORMANCE ANALYSIS OF SIX-PHASE INDUCTION MACHINE-MULTILEVEL INVERTER WITH ARBITRARY DISPLACEMENT

Purpose. This paper presents a d - q model of six-phase induction machine supplied by a two identical voltage source inverters suitable for analysis the dynamic steady under balanced operating condition. In the analytical model, the effects of common mutual leakage inductance between the dual stator have been included. The model has been developed in general reference frame taking into account of 0° , 30° and 60° displacements between two stator winding sets. The main purpose of this work is to conduct a quantitative study to show the advantage of supplying the six-phase induction machine by a multilevel inverter. The voltage and current total harmonic distortion and the torque ripple rate are the main targets. This paper is organized into four sections. After the introduction, the second section includes development of mathematical models concerning the six-phase induction machine. The third presents the effect of displacements of 0° , 30° and 60° between two stator-winding sets, and a comparison of three cases. After that, we present a comparative study between two, three, five and seven inverter levels when feeding the six-phase induction machine. For this purpose, simulations were carried out to obtain phase currents and torque ripple rates in steady state. References 13, tables 2, figures 13.

Key words: six phase induction machine, multiphase electric drives, multiphase machines performance, displacements, multi-level inverter.

Цель. В статье представлена d - q модель шестифазной асинхронной машины, снабженной двумя идентичными инверторами источника напряжения, пригодными для анализа динамической устойчивости при сбалансированных условиях работы. В аналитическую модель включено влияние общей взаимной индуктивности рассеяния между двойным статором. Модель разработана в общей системе отсчета с учетом смещений на 0° , 30° и 60° между двумя наборами обмоток статора. Основная цель данной работы – провести количественное исследование, чтобы показать преимущество питания шестифазной асинхронной машины многоуровневым инвертором. Общее гармоническое искажение напряжения, тока и пульсация крутящего момента являются основными целями исследования. Статья состоит из четырех разделов. После введения, второй раздел содержит разработку математических моделей применительно к шестифазной асинхронной машине. В третьем разделе представлено влияние смещения на 0° , 30° и 60° между двумя наборами обмоток статора, а также сравнение трех указанных случаев. После этого представлено сравнительное исследование двух, трех, пяти и семи уровней инвертора при питании шестифазной асинхронной машины. Для этой цели проведено моделирование с целью получения фазных токов и пульсаций крутящего момента в стационарном состоянии. Библ. 13, табл. 2, рис. 13.

Ключевые слова: шестифазная асинхронная машина, многофазные электроприводы, производительность многофазных машин, смещения, многоуровневый инвертор.

Introduction. Multi-phase induction machine has many advantages over conventional three-phase such as reducing torque pulsation, reducing the stator current per phase without increasing the voltage per phase, reducing the rotor harmonic current and higher reliability [1, 2]. In particular, with loss of one or more of stator winding excitation sets, a multi-phase induction machine can continue to be operated with an asymmetrical winding structure and unbalanced excitation, [1].

By dividing the required power between multiple phases, higher power levels can be obtained and the limits of number of machine phases have been removed when employing voltage source inverter [3]. The use of multi-phase machines permits to take advantage of additional degrees of freedom but is likely limited to specialized applications such as electric/hybrid vehicles, aerospace applications, ship propulsion, and high power application [3, 4]. In the literature, a variety of transformations has been proposed for the analysis for multi-phase induction machine.

T.A. Lipo [5] and G.K. Singh [1, 6, 7] derived a d - q model for a six-phase machine in dynamic and sinusoidal steady state; the slot leakage coupling between two stators winding sets was incorporated into the model. T.A. Lipo has explained this in detail and has given the technique for finding the slot reactance. Y. Zhao [8] and M.A. Abbas [2] have reported the model for six-phase induction machine supplied by PWM inverter with spatially phase shifted by 30° electrical degrees and where mutual leakage inductances

are neglected. R.H. Nelson [9] carried out simulation on three types of six-phase machine using a voltage source inverter where the dual stators are shifted by 0 , 30 and 60 electrical degrees and mutual leakage inductances are neglected. Nevertheless, there have been studies where the mutual leakage inductance has been neglected [2, 5, 7-13].

In this paper, an analytical d - q model of six-phase induction machine has been developed in a general reference frame and the effect of mutual leakage inductance has been included. The presence of the mutual leakage impedance between the two stars of induction generator is due to the fact their windings share the same slots, and are, therefore, mutually coupled. The mutual leakage coupling has an important effect on the harmonic coupling between the two stator winding sets and depends on the winding pitch and the displacement angle between the two stator winding sets. Subsequently, the six phase induction machine (SPIM) is fed by two identical source inverters taking into account of 0° , 30° and 60° displacements between two stators winding sets and a comparison of three cases has been presented.

The **purpose** of this work is to conduct a quantitative study to show the advantage of supplying the six-phase induction machine by a multilevel inverter.

Modeling of six-phase induction machine. More than three phase windings are housed in the same stator in a multiphase induction motor and thus the current per

phase in the motor is reduced. Two sets of three phase windings are moved by 30° electrical spatially (Fig. 1) in the most typical of these structures.

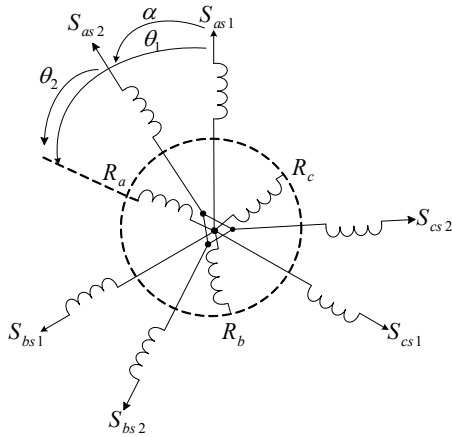


Fig. 1. Schematic representation of the SPIM

In the Fig. 2 the common mutual leakage inductance represents the fact that the two sets of stator windings occupy the same slots mutually coupled by a component of leakage flux.

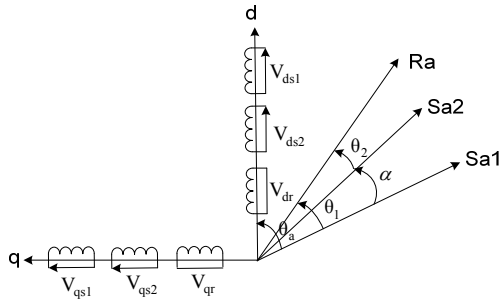


Fig. 2. d - q transformation of the SPIM

The electric equations of stator 1, stator 2 and of rotor are respectively expressed by:

$$[V_{abc,s1}] = [R_{s1}] \cdot [I_{abc,s1}] + \frac{d}{dt} [\psi_{abc,s1}]; \quad (1)$$

$$[V_{abc,s2}] = [R_{s2}] \cdot [I_{abc,s2}] + \frac{d}{dt} [\psi_{abc,s2}]; \quad (2)$$

$$[V_{abc,r}] = [R_{s1}] \cdot [I_{abc,r}] + \frac{d}{dt} [\psi_{abc,r}]. \quad (3)$$

The model is based on Park transformation of a three phase system of axes (a , b , c) a two-phase equivalent system of axes (d , q) creating the same magneto motive force. During the application of the d - q transformation and making the necessary manipulations, the equations (1) – (3) in d - q become

$$V_{ds1} = R_{s1}i_{ds1} + \frac{d\psi_{ds1}}{dt} - w_a\psi_{qs1}; \quad (4)$$

$$V_{qs1} = R_{s1}i_{qs1} + \frac{d\psi_{qs1}}{dt} + w_a\psi_{ds1}; \quad (5)$$

$$V_{ds2} = R_{s2}i_{ds2} + \frac{d\psi_{ds2}}{dt} - w_a\psi_{qs2}; \quad (6)$$

$$V_{qs2} = R_{s2}i_{qs2} + \frac{d\psi_{qs2}}{dt} + w_a\psi_{ds2}; \quad (7)$$

$$0 = R_r i_{dr} + \frac{d\psi_{dr}}{dt} - (w_a - w)\psi_{qr}; \quad (8)$$

$$0 = R_r i_{qr} + \frac{d\psi_{qr}}{dt} + (w_a - w)\psi_{dr}, \quad (9)$$

where w is speed of rotation of the coordinate (d , q) relative to the rotor; w_a is speed of rotation of the coordinate (d , q) relative to the stator 1.

Equations of flux are

$$\psi_{ds1} = L_s i_{ds1} + L_{ps} i_{ds2} + M i_{dr}; \quad (10)$$

$$\psi_{qs1} = L_s i_{qs1} + L_{ps} i_{qs2} + M i_{qr}; \quad (11)$$

$$\psi_{ds2} = L_s i_{ds2} + L_{ps} i_{ds1} + M i_{dr}; \quad (12)$$

$$\psi_{qs2} = L_s i_{qs2} + L_{ps} i_{qs1} + M i_{qr}; \quad (13)$$

$$\psi_{dr} = L_r i_{dr} + M i_{ds1} + M i_{ds2}; \quad (14)$$

$$\psi_{qr} = L_r i_{qr} + M i_{qs1} + M i_{qs2}, \quad (15)$$

where $L_s = L_{s1} = L_{s2} = l_{s1} + l_{sm} + L_m$ – the cyclic inductance of the stator; $L_r = l_r + L_m$ – the cyclic inductance of the rotor; $L_{ps} = l_{sm} + L_m$ – the cyclic mutual inductance between stator 1 and stator 2; L_m – the mutual inductance between stator 1, stator 2 and the rotor; l_{sm} – the mutual leakage inductance between stator 1 and stator 2; l_{s1} , l_{s2} – the stator leakage inductance; l_r – the rotor leakage inductance; R_s – the stator resistance; R_r – the rotor resistance.

The electromagnetic torque can be expressed as

$$C_{em} = n_p \frac{M}{L_r} [(i_{qs1} + i_{qs2})\psi_{dr} - (i_{ds1} + i_{ds2})\psi_{qr}]. \quad (16)$$

The analytical d -model is developed in a general reference frame and can be used to analyze the behavior of induction machine in any reference frame (Fig. 3).

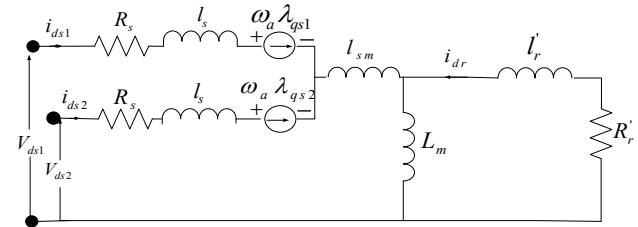


Fig. 3. d -axis equivalent circuit of a SPIM in arbitrary reference frame

The state equation of the form:

$$\dot{X} = AX + BU,$$

where

$X = [i_{ds1}, i_{qs1}, i_{ds2}, i_{qs2}, \psi_{dr}, \psi_{qr}]$ – state vector;

$U = [V_{ds1}, V_{qs1}, V_{ds2}, V_{qs2}]$ – input vector.

After a calculation, we obtain the following matrices

$$A = \begin{bmatrix} -\frac{a_{11}}{a_1} & w_a & -\frac{b_{11}}{a_1} & 0 & \frac{d_1}{a_1 T_r} & \frac{d_1}{a_1} w \\ -w_a & -\frac{a_{11}}{a_1} & 0 & -\frac{b_{11}}{a_1} & -\frac{d_1}{a_1} w & \frac{d_1}{a_1 T_r} \\ -\frac{b_{11}}{a_1} & 0 & -\frac{a_{11}}{a_1} & w_a & \frac{d_1}{a_1 T_r} & \frac{d_1}{a_1} w \\ 0 & -\frac{b_{11}}{a_1} & -w_a & -\frac{a_{11}}{a_1} & -\frac{d_1}{a_1} w & \frac{d_1}{a_1 T_r} \\ \frac{M}{T_r} & 0 & \frac{M}{T_r} & 0 & -\frac{1}{T_r} & (w_a - w) \\ 0 & \frac{M}{T_r} & 0 & \frac{M}{T_r} & -\frac{1}{T_r} & -(w_a - w) \end{bmatrix}; \quad (17)$$

$$B = \begin{bmatrix} \frac{1}{a_1} & 0 & -\frac{b_1}{a_1} & 0 \\ 0 & \frac{1}{a_1} & 0 & -\frac{b_1}{a_1} \\ -\frac{b_1}{a_1} & 0 & \frac{1}{a_1} & 0 \\ 0 & -\frac{b_1}{a_1} & 0 & \frac{1}{a_1} \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad (18)$$

where

$$a_1 = \sigma_1 L_s - \frac{(\sigma_2 L_{ps})^2}{\sigma_1 L_s}, \quad b_1 = \frac{\sigma_2 L_{ps}}{\sigma_1 L_s}, \quad c_1 = \frac{\sigma_2 L_{ps}}{\sigma_1 T_s},$$

$$d_1 = \left(1 - \frac{\sigma_2 L_{ps}}{\sigma_1 L_s}\right) \frac{M}{L_r}, \quad a_{11} = R_s + \frac{d_1 M}{T_r}, \quad b_{11} = \frac{d_1 M}{T_r} - c_1,$$

$$\sigma_1 = 1 - \frac{M^2}{L_s L_r}, \quad \sigma_2 = 1 - \frac{M^2}{L_{ps} L_r}, \quad T_r = \frac{L_r}{R_r}, \quad T_s = \frac{L_s}{R_s}.$$

Simulation results of the SPIM with arbitrary displacements. In this section, the simulation results for the generalized theory of machine is presented. The dynamic performance behavior of the six-phase machine was determined, and implemented in Matlab/Simulink environment. This simulation results are generated in the Matlab/Simulink environment for the machine performance characteristics. The performance behavior of the machine was determined using the equivalent circuit. To observe the behavior of a six-phase induction machine, the nonlinear mixed model «stator current-rotor flux», which describes the SPIM, was analyzed and simulated. The machine used is characterized by a two poles, 250 V per phase, frequency 50 Hz, and nominal speed 2880 rpm. Figure 4 shows the block diagram necessary to undertake the simulation.

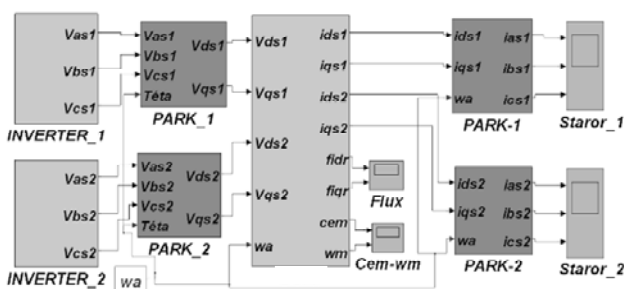


Fig. 4. Simulink structural scheme of six-phase induction machine model

The operating characteristics of the simulation test machine supplied by two identical voltage source inverters are illustrated at Fig. 5, 6 for the displacement angle 0°, 30° and 60° respectively.

The operating is characterized by an unloading start-up and then inserting the load torque from $t = 1$ s. In the Table 1 presents the torque ripple with different position of angle between the two stator.

Torque ripple with displacement angle

Displacement	$\Delta C_{em}, \%$
$\alpha = 0^\circ$	9.4
$\alpha = 30^\circ$	3.1
$\alpha = 60^\circ$	9.4

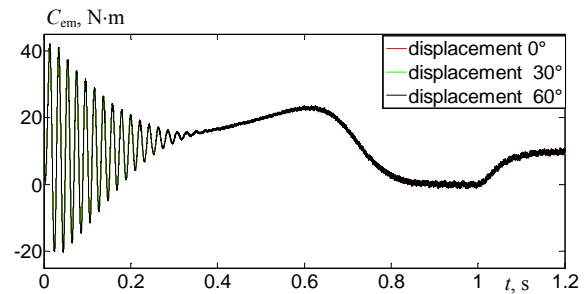


Fig. 5. Characteristic of the electromagnetic torque

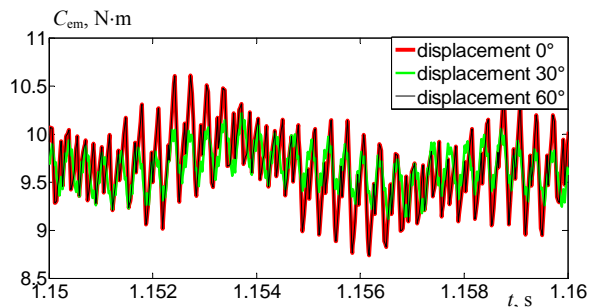


Fig. 6. Zoom on the steady state of electromagnetic torque

Heir it has been clearly shown through results that by varying displacement from low to high value we can minimize the total harmonic distortion (THD) of rotor currents (Fig. 7, 8). The variations in modulation index also affect the speed of six phase induction motor drive. There are fluctuations in the starting of rotor currents and electromagnetic torque.

The performance of a six phase induction motor operating under supply unbalance displacement (0°, 30°, 60°) show in the Fig. 7, 8.

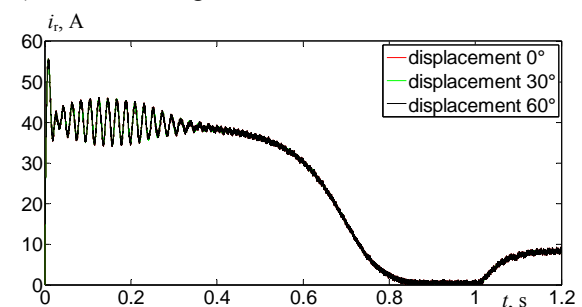


Fig. 7. Characteristic of rotor current i_r

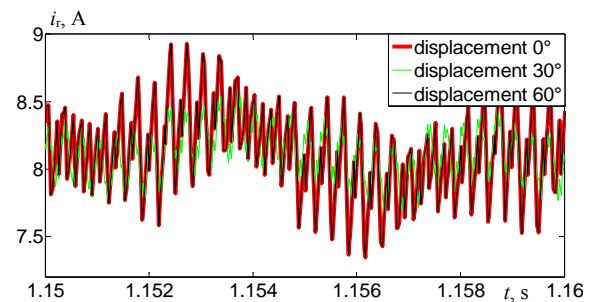


Fig. 8. Zoom on the steady state of rotor current

In Fig. 9, 10 we present the effect of the displacement in the stator current i_{as1} . This results investigates the significance of supply phase shift on the performance of a six induction motor by applying a novel phase shift unbalance definition to the negative and positive sequence components model of the SPIM. The test results reveal that when both phase angle shift and voltage magnitude unbalance occur simultaneously the effect of the phase shift dominates over the effects of the voltage magnitude unbalance. This study shows that phase angle unbalance has a severe consequence on six phase machine performance.

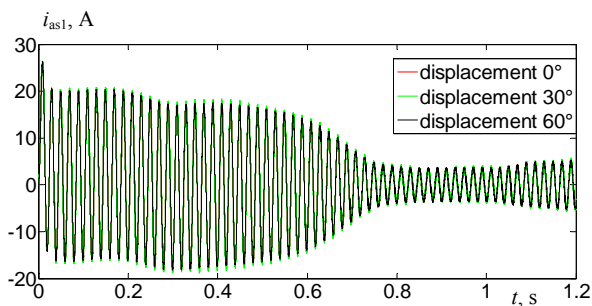


Fig. 9. Characteristic of stator current i_{as1} per phase «A»

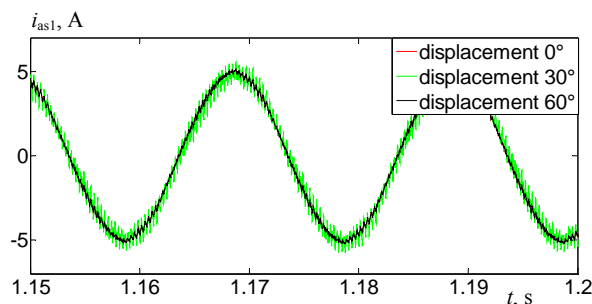


Fig. 10. Appearance of current i_{as1}

Simulation results of the SPIM fed by a multilevel inverter. We aim, in this section, to compare the quality of various wave quantities, namely the line to line voltages, winding currents and electromagnetic torque.

For each m level inverter, the simulation results will include the waves previously mentioned and their THD.

The inverters output voltages or winding voltages are displayed in Fig. 11. The number of levels generated by each inverter can be easily identified from the waveforms. The feeding voltages of the motor, represented in (d, q) axes, are function of the line to line multilevel inverter voltages shown in Fig. 11. These latter will be concerned by the following harmonics study.

During the starting, Fig. 12 shows the electromagnetic torque oscillating in the first moments. The transient torque may reach a peak of 5 N·m. At $t = 0.5$ s, a load torque of 3 N·m is applied. Besides, the impact of the inverter output voltage quality on the rotor torque is especially visible during the steady state.

In fact, Fig. 12 clearly illustrates that the torque ripple during steady state period decreases gradually and progressively as the inverter number of levels increases. Relative results are resumed in Table 2. It has to be emphasized that less torque ripple leads to better stability operation with minimum mechanical noise.

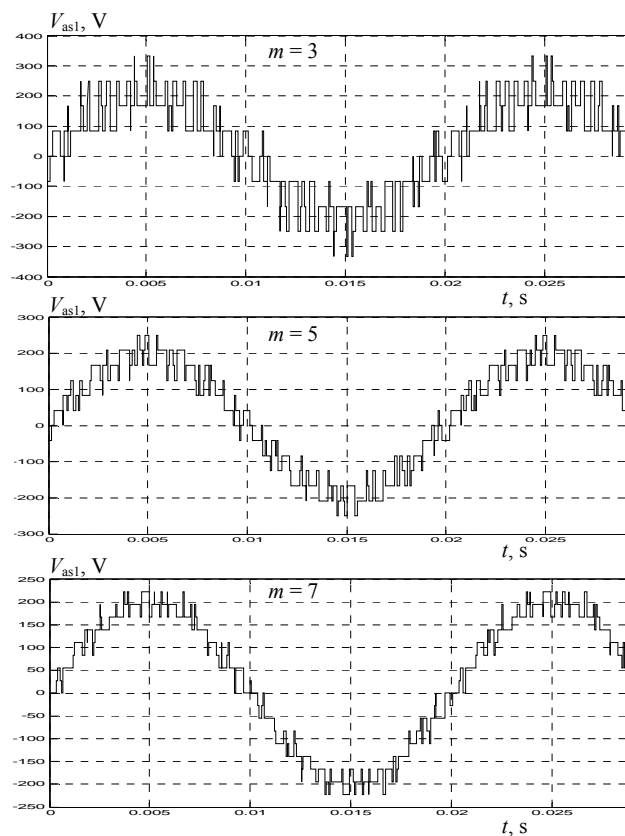


Fig. 11. Waveform of output voltage V_{as1} for $m = 3, 5, 7$

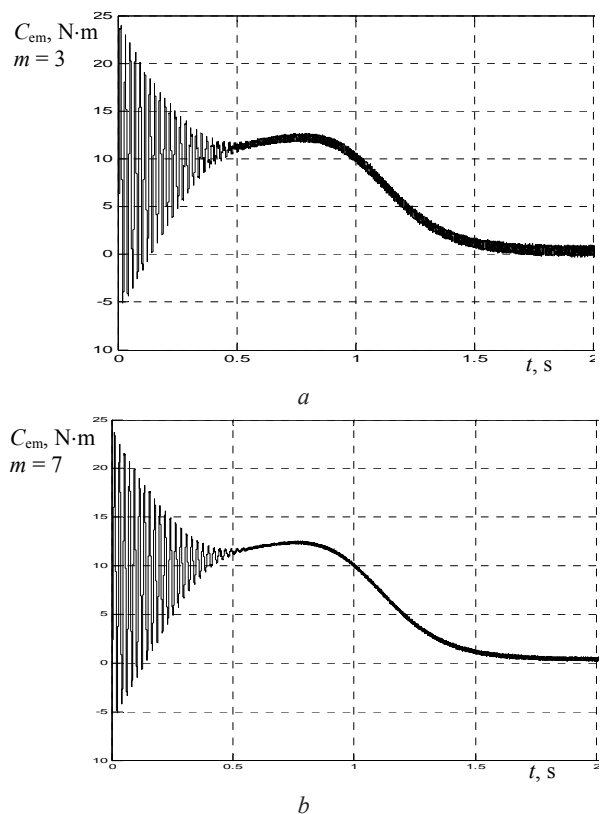


Fig. 12. Electromagnetic torque for $m = 3$ (a) and $m = 7$ (b)

In order to compare the quality of electromagnetic torque, Table 2 details ripple rate of 3 and 7 multilevel inverter output voltages. It also displays the THD corresponding to different voltage levels up to $m = 7$.

Table 2

Torque ripple with inverter levels number	
Levels number	Relative torque ripple rate in %
$m = 3$	10.52
$m = 7$	4.96

Figure 13 gives the general shape of the absorbed current during the transient state. In addition, the steady state current, its spectral analysis and its THD are detailed. If the voltage level changes from $m = 3$ to $m = 7$, the THD drops from 4.03 % to 2.12 %. As can be seen, the THD varies slowly upper to 5 levels.

The stepped voltage waveform is composed by m levels, which depends on DC sources numbers, such that $m = 2S + 1$. Thus, whatever is the type of cascaded multilevel inverter, the output voltage levels number is always odd (3, 5, 7, 11, ...).

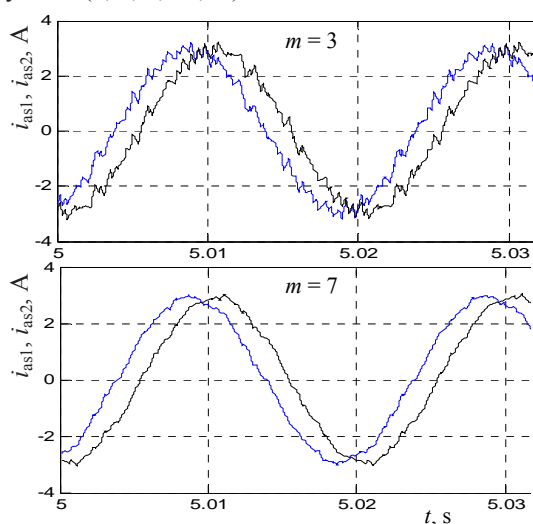


Fig. 13. Stator currents i_{as1} , i_{as2} for $m = 3, 7$ respectively

Conclusion.

This paper demonstrates the stepwise development of six phase induction machine model to simulate the starting and dynamic behaviors of six-phase split winding induction machines fed by multilevel inverter. The free acceleration characteristics as well as the dynamic response with level inverter variation were tested on the simulation and the results were likewise displayed. This paper also, has investigated the operational impact of supply phase shift on the performance of six-phase induction machine. The phase shift unbalance causes a reduction in motor efficiency, developed torque, and motor power factor. It also leads to undesirable increase in reactive power consumption, which increases energy cost. In the next work we will study the impact of the sensitivity of the mutual leakage flux of SPIM fed by multilevel inverter, we will consider three possible cases where first the mutual leakage flux is suitably modelled, second it is considered as a self-leakage flux and finally it is totally ignored.

REFERENCES

1. Singh G.K., Pant V., Singh Y.P. Voltage source inverter driven multi-phase induction machine. *Computers and Electrical Engineering*, 2003, vol. 29, no. 8, pp. 813-834. doi: 10.1016/s0045-7906(03)00036-3.
2. Abbas M.A., Christen R., Jahns T.M. Six-Phase Voltage Source Inverter Driven Induction Motor. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 1984, vol. IA-20, no. 5, pp. 1251-1259. doi: 10.1109/tia.1984.4504591.
3. Gupta N., Singh Y. Stability and response of extremum seeking feedback scheme for squirrel cage induction generator based WECS. *International Journal of Advanced and Applied Sciences*, 2017, vol. 4, no. 6, pp. 50-55. doi: 10.21833/ijaas.2017.06.007.
4. Miranda R.S., Jacobina C.B., Lima A.M.N. Modeling and analysis of six-phase induction machine under fault condition. *2009 Brazilian Power Electronics Conference*, 2009, pp. 824-829. doi: 10.1109/cobep.2009.5347696.
5. Lipo T.A. A d-q model for six phase induction machine. *International Conference on Electrical Machines ICEM*, Athens, Greece, 1980, pp. 860-867.
6. Singh G.K., Singh D.K.P., Nam K., Lim S.K. A simple indirect field-oriented control scheme for multiconverter-fed induction motor. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2005, vol. 52, no. 6, pp. 1653-1659. doi: 10.1109/tie.2005.858707.
7. Pant V., Singh G.K., Singh S.N. Modeling of a multi-phase induction machine under fault condition. *Proceedings of the IEEE 1999 International Conference on Power Electronics and Drive Systems. PEDS'99* (Cat. No.99TH8475), 1999. doi: 10.1109/peds.1999.794542.
8. Zhao Y., Lipo T.A. Modeling and control of a multi-phase induction machine with structural unbalance. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 1996, vol. 11, no. 3, pp. 570-577. doi: 10.1109/60.537009.
9. Nelson R., Krause P. Induction machine analysis for arbitrary displacement between multiple winding sets. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1974, vol. PAS-93, no. 3, pp. 841-848. doi: 10.1109/tpas.1974.293983.
10. Khlifi M.A. Analysis of an off-grid self-excited dual wound asynchronous generator for wind power generation. *International Journal of Advanced and Applied Sciences*, 2019, vol. 6, no. 6, pp. 35-42. doi: 10.21833/ijaas.2019.06.006.
11. Marwa B.S., Larbi K.M., Mouldi B.F., Habib R. Modeling and analysis of double stator induction machine supplied by a multi level inverter. *2012 16th IEEE Mediterranean Electrotechnical Conference*, March 2012, pp. 269-272. doi: 10.1109/melcon.2012.6196430.
12. Tuballa M.L., Abundo M.L.S. Microgrid simulation and modeling for a utility in southern Negros Oriental, Philippines. *International Journal of Advanced and Applied Sciences*, 2018, vol. 5, no. 7, pp. 86-96. doi: 10.21833/ijaas.2018.07.011.
13. Al Ahmadi S., Khlifi M.A., Draou A. Voltage and frequency regulation for autonomous induction generators in small wind power plant. *International Journal of Advanced and Applied Sciences*, 2019, vol. 6, no. 1, pp. 95-98. doi: 10.21833/ijaas.2019.01.013.

Received 22.06.2020

Ben Slimene Marwa, Ph.D, Assistant Professor,
College of Computer Science and Engineering,
University of Hail, Hail, Kingdom of Saudi Arabia,
22, Aljouf Str., Hail, Kingdom of Saudi Arabia, 8080.
e-mail: Benslimene.marwa@gmail.com

С.Г. Буряковский, А.С. Маслий, О.В. Пасько, В.В. Смирнов

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ В ЭЛЕКТРОПРИВОДЕ СТРЕЛОЧНОГО ПЕРЕВОДА – ОСНОВНОМ ИСПОЛНИТЕЛЬНОМ ЭЛЕМЕНТЕ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОЙ АВТОМАТИКИ

Розроблено математичні моделі електроприводу стрілочного переводу у вигляді дво- і тримасової електромеханічних систем на основі двигунів постійного і змінного струму як основного виконавчого елемента системи автоматизації залізниць. Відхилення модельних і експериментальних перехідних процесів для параметрів стрілочного переводу СП-6м не перевищують 5 %. Бібл. 10, табл. 1, рис. 10.

Ключові слова: електропривод залізничного стрілочного переводу; електромеханічна система стрілочного переводу.

Разработаны математические модели электропривода стрелочного перевода в виде двух- и трехмассовой электромеханических систем на основе двигателей постоянного и переменного тока как основного исполнительного элемента системы автоматизации железных дорог. Отклонения модельных и экспериментальных переходных процессов для параметров стрелочного перевода СП-6м не превышают 5 %. Библ. 10, табл. 1, рис. 10.

Ключевые слова: электропривод железнодорожного стрелочного перевода; электромеханическая система стрелочного перевода.

Введение: Внедрение безопасного высокоскоростного железнодорожного движения на магистральных дорогах Украины в соответствии с «Национальной транспортной стратегией Украины на период до 2030 года» напрямую зависит от инфраструктуры и условий обеспечения скоростей движения: состояния подвижного состава, железнодорожного пути и систем автоматики. Основным исполнительным элементом систем железнодорожной автоматики, обеспечивающим пропускную способность, является стрелочный перевод (СП). Так как математическому моделированию электропривода (ЭП) стрелочного перевода на железнодорожном транспорте не уделялось достаточного внимания, моделей электромеханической системы (ЭМС) СП практически не существует.

Целью работы является разработка математической и имитационной модели электропривода стрелочного перевода в виде двух- и трехмассовой электромеханической системы на основе двигателей постоянного и переменного тока как основного исполнительного элемента системы автоматизации железных дорог.

Материал исследования. Серьезной проблемой в исследованиях электроприводов стрелочных переводов методом математического моделирования было то, что в известных моделях не учитывалась нагрузка и они рассматривались как одномассовые электромеханические системы. Стрелочные переводы СП-6, а также модификации на их основе, являются наиболее распространенными в железнодорожной транспортной системе Украины. Основные конструктивные элементы стрелочного перевода приведены на рис. 1: 1 – корпус; 2 – электродвигатель; 3 – редуктор со встроенным в том же блоке фрикционным соединением 4; 5 – главный вал с шиберами шестерней; 6 – блок автопереключателя; 7 – шибера с кулачковым запирающим механизмом.

Особенности конструкции стрелочного перевода СП-6 и связанные с ними недостатки (необходимость периодической регулировки фрикционного защитного устройства, сложность конструкции автопереключателя, наличие технологического зазора в зубчатой

передаче редуктора), приводит к увеличению времени перевода, ускоренному износу звеньев кинематической системы, что в целом влияет на безопасность железнодорожного движения.

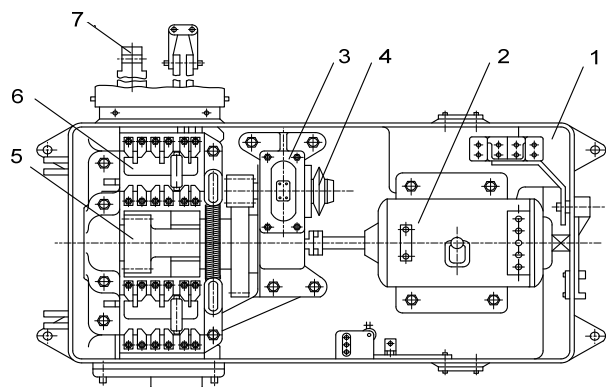


Рис. 1. Конструкция стрелочного перевода типа СП-6м

Указанные недостатки условно можно разделить на механические (фрикционная муфта, технологический зазор) и электрические (датчик положения, неконтролируемый перевод). Для исследования процессов, происходящих в электроприводе стрелочного перевода, предлагается рассматривать его как взаимосвязанную электромеханическую систему. Причем в силу его конструктивных особенностей для изучения влияния зазоров и методов управления на надежность процесса перевода целесообразно рассмотреть стрелочного перевода как многомассовой электромеханической системы, учитывающей массы электродвигателя, острияков и упругих связей.

Для двухмассовой электромеханической системы (рис. 2,а) в качестве первой массы J_1 выступает суммарный момент инерции двигателя, редуктора и шибера. Вторую массу m_2 составляет суммарная масса острияков и межострияковой тяги. В качестве упругой связи c_{12} служит рабочая тяга от шибера к первому острияку. Преобразование вращательного движения вала двигателя в поступательное перемещение шибера осуществляется в редукторе. В модели учтены

© С.Г. Буряковский, А.С. Маслий, О.В. Пасько, В.В. Смирнов

зазоры в кинематической передаче: технологический зазор φ_{tz} и зазоры l_z в шплицевых соединениях крепления тяги с шиббером и острьяком. Наличие межостряковой тяги в двухмассовой системе означает существование упругих связей между первым и вторым острьяком. Поэтому далее авторы рассматривают стрелочный перевод именно как трехмассовую систему (рис. 2,б,в). Основной причиной такого подхода является то, что наличие упругих элементов связи оказывает серьезное влияние на динамические процессы в механизме [1-6], а двухмассовую модель целесообразно использовать для инженерных расчетов.

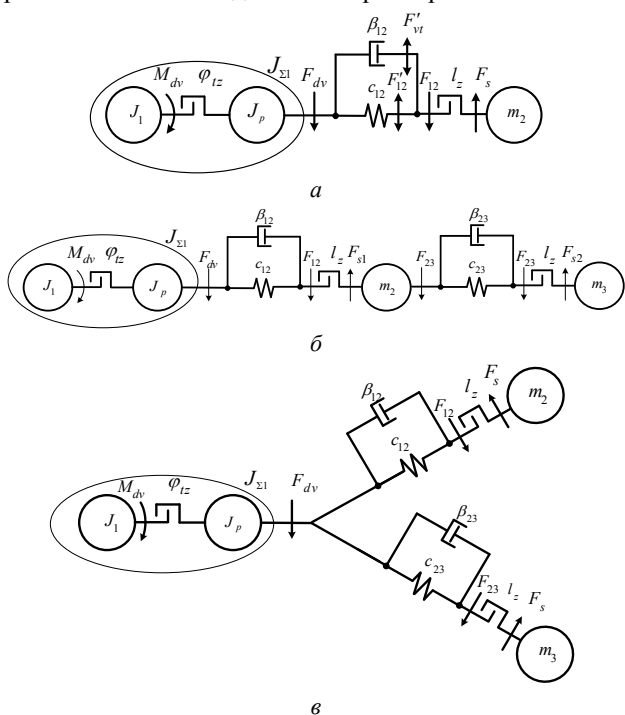


Рис. 2. Двухмассовая расчетная схема стрелочного перевода (а); трехмассовая расчетная схема стрелочного перевода с последовательным соединением упругих масс (б); трехмассовая расчетная схема стрелочного перевода с параллельным соединением упругих масс (в)

В расчетной схеме с последовательным соединением упругих масс (рис. 2,б) такой системы первую массу, как и ранее, составляют моменты инерции вала двигателя и приведенный к валу двигателя момент инерции редуктора. Второй и третьей массой являются первый и второй остряк соответственно; в качестве дополнительной упругой связи c_{23} выступает межостряковая тяга.

Кинематическая схема стрелочного перевода (рис. 3) демонстрирует, что рабочая тяга не опирается непосредственно в первый остряк, а соединяется с ним со стороны второго остряка через межостряковую тягу. Авторам наиболее целесообразным представляется рассмотрение механической части стрелочного перевода как трехмассовой расчетной схемы с последовательным соединением упругих масс, где: J_1 – момент инерции ротора двигателя; J_p – момент инерции редуктора, приведенный к валу двигателя; $J_{\Sigma 1}$ – суммарный момент инерции первой массы; M_{dv} , F_{dv} – электромагнитный момент и сила тяги двигателя соответственно; φ_{tz} , l_z – технологический зазор

и зазор в креплениях тяг соответственно; F_{12} , F_{23} – упругие силы в рабочей и межостряковой тягах соответственно; F_{s1} , F_{s2} – силы сопротивления первого и второго остряка соответственно; c_{12} , c_{23} – упругости рабочей и межостряковой тяг соответственно; β_{12} , β_{23} – коэффициент внутреннего вязкого трения рабочей и межостряковой тяг соответственно; m_2 , m_3 – вторая и третья массы соответственно (рис. 2,б). Представление стрелочного перевода как четырехмассовой системы является нецелесообразным.

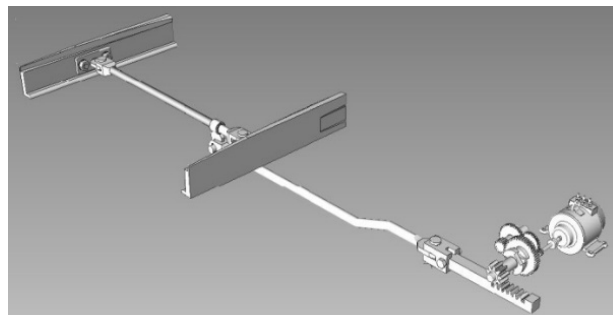


Рис. 3. Кинематическая схема стрелочного перевода СП-6м

При переводе стрелки (рис. 4) перемещаются ее остряки 2 и 7, связная (межостряковая) тяга 3, рабочая тяга 4, контрольные тяги 5 и 6 стрелочной гарнитуры и детали крепления. Усилие перевода стрелки затрачивается на преодоление: сопротивления перемещаемых частей по переводным поверхностям 1 и сопротивления в шарнирах.

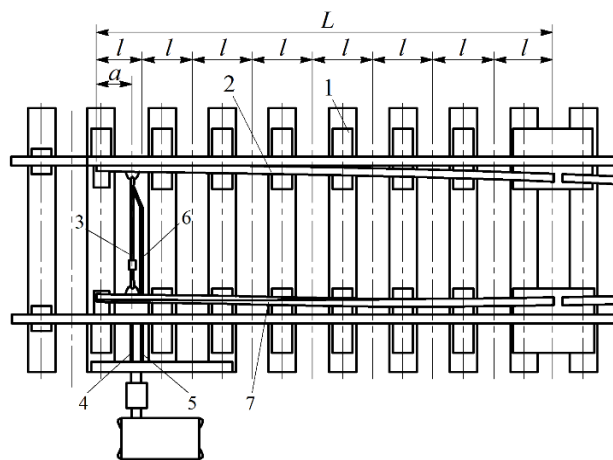


Рис. 4. Общий вид механизма для определения усилия перевода стрелки: 1 – переводная поверхность; 2, 7 – остряки; 3 – связная тяга; 4 – рабочая тяга; 5 – первая контрольная тяга; 6 – вторая контрольная тяга

Необходимое для преодоления трения перемещаемых частей стрелки усилие определяется силой трения, возникающей при движении. Ее величину можно определить следующим образом. Разделим стрелку на n равных элементов длиной l каждый. Обозначим через q_1, q_2, \dots, q_k вес каждого элемента. Вес элементов будет различный как за счет изменения веса частей остряков 2 и 7, так и за счет наличия или отсутствия связных тяг, стрелочной гарнитуры и других перемещаемых частей в пределах элементов.

Полагая, что остряк лежит не на отдельных подушках, а на сплошном основании и коэффициент трения между остряками и основанием одинаков по

всей длине острьяка и равен ψ , найдем элементарные силы трения:

$$F_1 = \psi \cdot q_1, F_2 = \psi \cdot q_2, \dots, F_k = \psi \cdot q_k. \quad (1)$$

Моменты элементарных сил относительно корня острьяков:

$$M_1 = \psi \cdot q_1 \cdot \frac{1}{2} \cdot l, M_2 = \psi \cdot q_2 \cdot \frac{3}{2} \cdot l, \dots, M_k = \psi \cdot q_k \cdot \frac{2k-1}{2} \cdot l. \quad (2)$$

Суммарный момент силы трения:

$$M_1 = \sum_{k=1}^n M_k = \frac{1}{2} \cdot \psi \cdot l \cdot \sum_{k=1}^n q_1 + 3q_2 + \dots + (2k-1)q_k. \quad (3)$$

Следовательно, усилие, которое необходимо для преодоления сил трения перемещаемых частей, приложенное на расстоянии $L-a$ от корня (начала) острьяка, составляет

$$F = \frac{M_T}{L-a} = \frac{1}{2} \cdot \psi \cdot \frac{l}{L-a} \cdot \sum_{k=1}^n q_1 + 3q_2 + \dots + (2k-1)q_k. \quad (4)$$

Для приближенных вычислений силы F и считая, что $q_1 = q_2 = \dots = q_k = q$, получим:

$$F = \frac{1}{2} \cdot \psi \cdot q \cdot \frac{l}{L-a} \cdot \sum_{k=1}^n 1 + 3 + \dots + (2k-1) = \frac{1}{2} \cdot \psi \cdot q \cdot n^2 \cdot \frac{l}{L-a}. \quad (5)$$

Так как $L = l \cdot n$ и $Q = q \cdot n$, то

$$F = \frac{1}{2} \cdot \psi \cdot Q \cdot \frac{L}{L-a}, \quad (6)$$

где L – длина острьяка, Q – общий вес перемещаемых частей стрелки.

Коэффициент, учитывающий влияние сил трения в шарнирах, обычно принимается равным 1,1 [7]. Вычисляем расчетное усилие перевода стрелки с шкворневым или вкладочно-накладочным креплением по формуле:

$$F = 1,1 \cdot \frac{1}{2} \cdot \psi \cdot Q \cdot \frac{L}{L-a} = 0,55 \cdot \psi \cdot Q \cdot \frac{L}{L-a}. \quad (7)$$

Из (7) следует, что усилие перевода стрелки зависит от веса перемещаемых частей стрелки, типа рельсов, места закрепления переводных тяг и коэффициента трения острьяков о подушки. Все указанные

величины, за исключением последней, являются определяемыми.

Величина коэффициента трения может лежать в пределах от 0,05 до 0,3 и зависит от состояния стрелки, качества смазки стрелочных подушек, чистоты обработки их поверхностей, а также подошв острьяков и других факторов.

Поддержание зазоров в кинематической линии (рис. 5) перевода в установленных инструкциями пределах играет одну из ключевых ролей в обеспечении безопасности перевода острьяков.

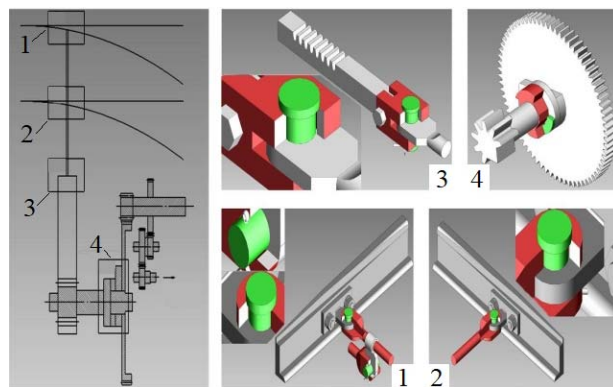


Рис. 5. Зазоры в кинематической линии стрелочного перевода: 1, 2, 3 – в местах крепления тяг, 4 – технологический зазор

Такое расстояние для безопасного движения колес подвижного состава должно быть не более 4 мм [8, 9], в противном случае могут возникать аварийные ситуации, такие как «взрезание стрелки», которые приводят к сходу подвижного состава и разрушению как полотна дороги, так и сопутствующей инфраструктуры. Вследствие удара при выработке технологического зазора, работы на фрикцию и нерегулируемой скорости перевода – соединения тяг постепенно разбиваются и зазоры увеличиваются. Исследования, проводившиеся на железных дорогах Латвии [8] показали, что скорость нарастания величины зазора составляет в среднем 0,05 мм в месяц (табл. 1).

Таблица 1

Ежемесячный прирост люфтов в местах соединения стрелочных тяг

Место соединения	Максимальный прирост люфтов (мм)	Средний прирост люфтов (мм)
Связная межостряковая тяга – серьги	0,07	0,04
Связная межостряковая тяга – рабочая тяга	0,06	0,04
Рабочая тяга – шибер электропривода	0,09	0,05

Конструктивной особенностью переводов марки СП-6м является наличие технологического зазора величиной 46° между третьей и четвертой ступенью редуктора (рис. 4, 5), который необходим для облегчения разгона двигателя и запаса им некоторой кинетической энергии с целью срыва острьяков в начале процесса перевода [7]. Моделирование механической части электропривода производится с учетом реальных величин зазоров и наличия силы внутреннего вязкого трения.

Суммарная упруго-вязкая сила определяется как:

$$F_{12} = \begin{cases} 0, & \text{если } \text{sign}\Delta l \neq \text{sign}\Delta v \text{ и } |F_{vt}| > |F'_{12}|; \\ F_{vt} + F_{12}, & \text{если } \text{sign}\Delta l = \text{sign}\Delta v \text{ и } |F_{vt}| \leq |F'_{12}|, \end{cases} \quad (8)$$

где $F_{12} = c_{12} \cdot F_1(l)$ – упругая сила; $F_{vt} = \beta_{12} \cdot \Delta v \cdot F_2(l)$ – сила вязкого трения; $F_1(l)$ и $F_2(l)$ – нелинейные функции:

$$F_1(l) = \begin{cases} 0 & \text{при } |\Delta l| \leq \frac{\Delta l_3}{2}; \\ \Delta l - \frac{\Delta l_3}{2} & \text{при } \Delta l > \frac{\Delta l_3}{2}; \\ \Delta l + \frac{\Delta l_3}{2} & \text{при } \Delta l < -\frac{\Delta l_3}{2}, \end{cases} \quad (9)$$

$$F_2(l) = \begin{cases} 0 & \text{при } |\Delta l| \leq \frac{\Delta l_3}{2}; \\ 1 & \text{при } |\Delta l| > \frac{\Delta l_3}{2}. \end{cases} \quad (10)$$

В трехмассовой модели (рис. 2,б) упруго-вязкая сила F_{23} определяется аналогично.

Реализация математической модели произведена в среде создания инженерных приложений Simulink пакета MATLAB. Модель создавалась поблочно, в полном соответствии с расчетными схемами (рис. 2): блок двигателя, блок редуктора, блок первого остряка, блок второго остряка. Отдельными блоками выделены зазоры – технологический и два зазора в соединениях, приведенных к креплению первого и второго рельса.

Численные значения моментов инерции ступеней редуктора рассчитываются исходя из их массы и размеров. Для моделирования также необходимы механические параметры рабочей и связанной тяг – жесткости и коэффициенты вязкого трения c_{12} , β_{12} , c_{23} , β_{23} соответственно. Тяга представляет собой металлический стержень, деформация которого происходит по продольной оси:

$$c_{12} = c_{23} = E \cdot \frac{\pi \cdot \left(\frac{d}{2}\right)^2}{l}, \quad (11)$$

где E – модуль упругости для стали; d – диаметр тяги; l – длина тяги.

Жесткость рабочей тяги в модели принимается равной жесткости прямой связанной тяги в связи с тем, что эти тяги имеют одинаковую длину и диаметр.

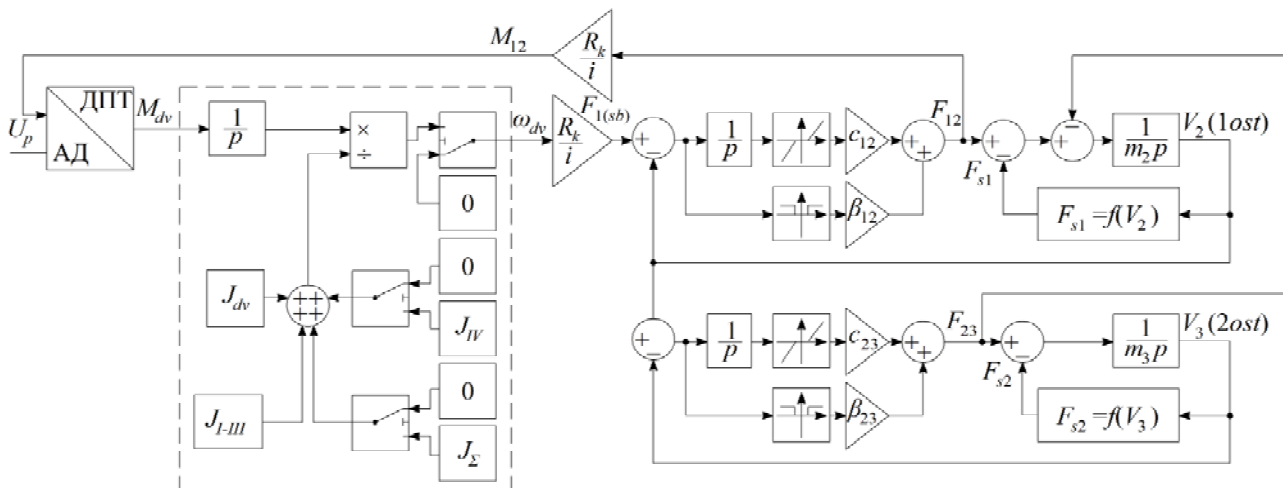


Рис. 6. Структурная схема трехмассовой модели стрелочного перевода с последовательным соединением масс

Представленная в данной статье модель демонстрирует способы замены электропривода стрелочного перевода с ДПТ на АД с частотным управлением. В качестве решения предлагается математическая модель стрелочного перевода на основе структурной схемы (рис. 6), где вместо блока ДПТ/АД используется блок ПЧ-АД. Асинхронный двигатель представляет собой нелинейный многомерный объект с достаточно сложной структурой, поэтому математическое описание и моделирование электропривода с АД отличается от приведенной системы уравнений (12) для ДПТ. Схема замещения АД в электроприводе приведена на рис. 7.

На основе результатов исследований [10] значение коэффициента внутреннего вязкого трения принято в пределах $1 \cdot 10^3 \dots 1 \cdot 10^4$.

В настоящее время широко эксплуатируются схемы как с двигателем постоянного тока (ДПТ), так и с асинхронным двигателем (АД). В силу возможности питания преобразователя частоты (ПЧ) как постоянным током непосредственно автономного инвертора напряжения, так и переменным током выпрямителя, разрабатываемая система может быть интегрирована в схему управления стрелочным переводом на базе как ДПТ, например, широко эксплуатирующихся в Украине двигателей последовательного возбуждения типов МСП-0,1, МСП-0,15 и МСП-0,25, так и АД.

На рис. 6 представлена структурная схема трехмассовой модели стрелочного перевода с различными конфигурациями приводного двигателя – ДПТ и АД.

Уравнения, которыми описываются электромагнитные и электромеханические процессы в ДПТ последовательного возбуждения, имеют вид:

$$\begin{cases} u = (L_a + L_v) \frac{di}{dt} + (r_a + r_v)i + e_a; \\ J \frac{d\omega}{dt} = M_d - M_s; \\ e_a = k \cdot \omega \cdot \Phi_v; \\ M_d = k \cdot i \cdot \Phi_v, \end{cases} \quad (12)$$

где $k = \frac{pN}{2\pi a}$ – конструктивный коэффициент.

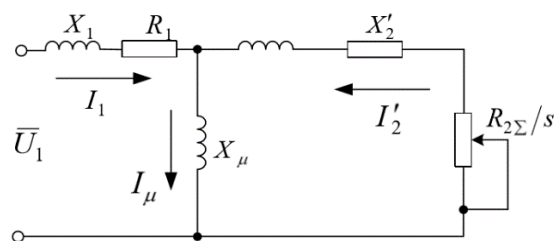


Рис. 7. Схема замещения фазы асинхронного двигателя

При математическом описании АД большое значение имеет принятая система координат, в которой

выполнено математическое описание объекта, и конфигурация модели, которая зависит от содержания входных и выходных сигналов модели, структуры системы управления и от особенностей источника питания двигателя.

Основой для моделирования конфигурации электропривода в данном исследовании послужила система координат, ориентированная по потоку сцепления ротора. При проведении моделирования приняты следующие допущения: статор и ротор трехфазного асинхронного двигателя имеют симметричные обмотки, воздушный зазор по всей окружности ротора одинаков, магнитное поле в воздушном зазоре распределено синусоидально, оси обмоток статора и ротора не совпадают, образуя произвольный угол. Для перехода от математического описания гармонических сигналов в многофазовых координатах к математическому описанию в ортогональных двухфазных координатах, используется понятие обобщенного вектора:

$$\mathbf{i} = \frac{2}{3}(i_A + \mathbf{a} \cdot i_B + \mathbf{a}^2 \cdot i_C), \quad (13)$$

где $\mathbf{a} = e^{j\frac{2\pi}{3}}$, $\mathbf{a}^2 = e^{j\frac{4\pi}{3}}$ – векторы, учитывающие пространственное смещение обмоток;

$$i_A = I_m \cos \omega t, i_B = I_m \cos(\omega t - \frac{2\pi}{3}), i_C = I_m \cos(\omega t + \frac{2\pi}{3})$$

– трехфазная симметричная система токов статора.

Подставив в уравнение (13) значение мгновенных токов, находим математическое описание пространственного вектора тока статора:

$$\mathbf{i}_S = \frac{2}{3} I_m (\cos \omega t + e^{j\frac{2\pi}{3}} \cdot \cos(\omega t - \frac{2\pi}{3}) + e^{j\frac{4\pi}{3}} \times \cos(\omega t + \frac{2\pi}{3})) = I_m e^{j\omega t}. \quad (14)$$

Таким образом, для системы координат, вращающейся с произвольной скоростью можно записать систему уравнений:

$$\begin{cases} \mathbf{u}_S = R_S \mathbf{i}_S + \frac{d\boldsymbol{\Psi}_S}{dt} + j\omega_k \boldsymbol{\Psi}_S; \\ \mathbf{u}_R = R_R \mathbf{i}_R + \frac{d\boldsymbol{\Psi}_R}{dt} + j(\omega_k - \omega_r) \boldsymbol{\Psi}_R; \\ \boldsymbol{\Psi}_S = L_S \mathbf{i}_S + L_m \mathbf{i}_R; \\ \boldsymbol{\Psi}_R = L_m \mathbf{i}_S + L_R \mathbf{i}_R; \\ M = \frac{3}{2} p k_R \cdot \text{Mod}(\boldsymbol{\Psi}_R \times \mathbf{i}_S); \\ J \frac{d\omega_m}{dt} = M - M_n, \end{cases} \quad (15)$$

где $\omega = p\omega_n$; p – число пар полюсов в машине; J – момент инерции ротора.

Для короткозамкнутого двигателя векторы $\boldsymbol{\Psi}_S$, $\boldsymbol{\Psi}_R$ отличаются друг от друга из-за наличия рассеяния обмоток статора и ротора. В этой связи для них справедливо следующее:

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\Psi}_S &= (L_m + L_{sl}) \cdot \mathbf{i}_S + L_m \mathbf{i}_R; \\ \boldsymbol{\Psi}_R &= (L_m + L_{rl}) \cdot \mathbf{i}_R + L_m \mathbf{i}_S, \end{aligned} \quad (16)$$

где L_m – главная индуктивность рассеяния; L_{sl} , L_{rl} – индуктивности рассеяния обмоток.

При этом для индуктивностей обмоток статора L_S и ротора L_R имеем:

$$\begin{aligned} L_S &= (L_m + L_{sl}); \\ L_R &= (L_m + L_{rl}). \end{aligned} \quad (17)$$

При построении реальных систем электропривода переменного тока практически всегда в систему управления включаются преобразователи координат, которые необходимы для пересчета реальных трехфазных переменных в двухфазные переменные модели и наоборот. Для системы координат α, β прямое преобразование имеет следующий вид:

$$i_A = i_\alpha, i_B = -\frac{1}{2}i_\alpha + \frac{\sqrt{3}}{2}i_\beta, i_C = -\frac{1}{2}i_\alpha - \frac{\sqrt{3}}{2}i_\beta, \quad (18)$$

а обратное:

$$i_\alpha = i_A, i_\beta = \frac{i_B - i_C}{\sqrt{3}}. \quad (19)$$

Для моделирования в качестве исходных данных были взяты параметры стрелочного перевода СП-6м как основной модификации исполнительного элемента системы автоматизации внутренних железных дорог Украины.

Для дальнейшей работы с имитационной моделью осуществлена оценка адекватности ее реальному объекту. Для этого в лаборатории Украинского государственного университета железнодорожного транспорта к приводу СП-6 был подключен ПЧ фирмы Siemens и осуществлен пуск с номинальной нагрузкой до номинальной скорости по заданной тахограмме. Результаты эксперимента на стенде (а) и на модели (б) приведены на рис. 8. Анализ графиков позволяет сделать вывод об идентичности работы модели и реального объекта, поскольку по координатам тока и скорости расхождение составляет менее 5 %.

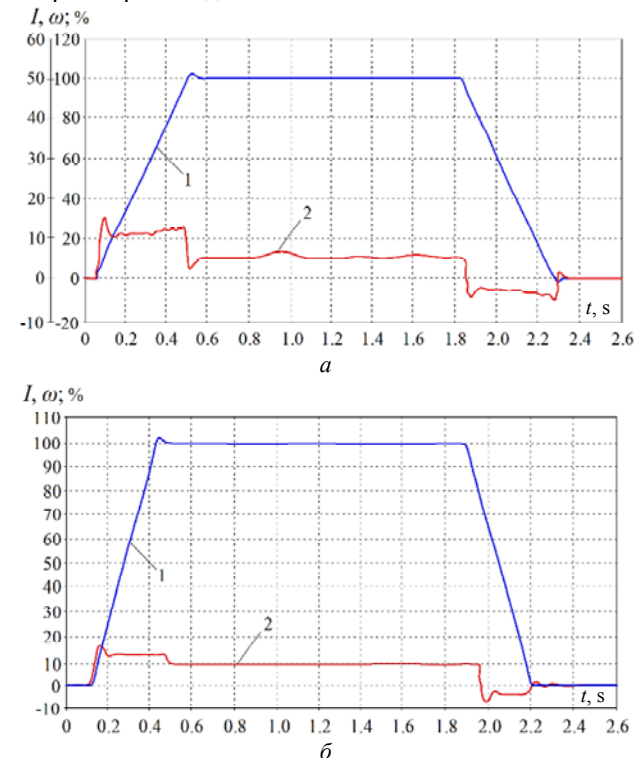


Рис. 8. Осцилограмма движения привода стрелочного перевода: а – полученная на оборудовании Siemens; б – математическая модель

Полученные результаты моделирования работы электропривода стрелочного перевода с двигателем переменного тока приведены на рис. 9.

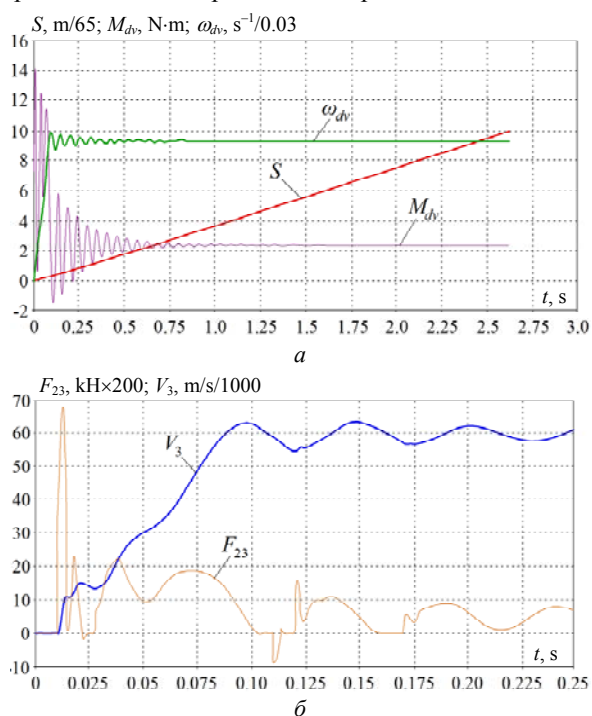


Рис. 9. Осциллограммы переходных процессов для трехмассовой структуры с последовательным соединением масс:
а – угловая скорость, перемещение и момент АД;
б – сила и скорость

Возникновение колебаний в кинематической линии СП подтверждается исследованиями состояния переводных поверхностей, где видны волнообразные следы, которые формируются вследствие упругих колебаний остряков в процессе их перевода (рис. 10).



Рис. 10. Состояние переводных поверхностей СП

Характерные затиры, имеющиеся на обеих подушках, указывают на возникающие упругие колеба-

ния в обеих тягах и приводящие к колебанию обоих остряков, что подтверждает необходимость рассмотрения ЭП СП как трехмассовой ЭМС. Глубина и ширина волнообразных образований, по наблюдениям обслуживающего персонала, зависит от наличия и величины «люфтов» в кинематической линии стрелочного перевода.

Выводы. Впервые разработана математическая и имитационная модели электропривода стрелочного перевода в виде двух- и трехмассовой электромеханической системы на основе двигателей постоянного и переменного тока как основного исполнительного элемента системы автоматизации железных дорог Украины. В качестве объекта моделирования были взяты исходные данные наиболее распространенного стрелочного перевода СП-6м. Показана необходимость учета при моделировании электромеханической системы стрелочного перевода величины зазоров и динамики их изменения для учета процессов, происходящих в механической подсистеме. Разброс величин отклонения основных координат электропривода стрелочного перевода при переходных процессах, полученных методом имитационного моделирования и экспериментальным путем, не превышает 5 %.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Kolomiets V.V., Bovdui I.V. Improving of electromechanical servo systems accuracy. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no. 6, pp. 33-37. doi: 10.20998/2074-272X.2018.6.04.
2. Buriakovskiy S., Smirnov V., Asmolova L., Obruch I., Rafalskiy O., Maslii A. Analysis of optimization criteria for the process of switch displacement in a DC railroad turnout. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 2019, vol. 6, no. 2 (102), pp. 58-69. doi: 10.15587/1729-4061.2019.187580.
3. Sokol Y.I., Buryakovskiy S.G., Maslii Ar.S. Energy-efficient electric drive of multifunctional turnout. *Problemy Kolejnictwa*, 2014, no. 165, pp. 99-107.
4. Lagos R.F., San Emeterio A., Vinolas J., Alonso A., Aizpun M. The influence of track elasticity when travelling on a railway turnout. *Proceedings of the Second International Conference on Railway Technology: Research, Development and Maintenance*, 2014, p. 11. doi: 10.4203/ccp.104.208.
5. Papacek F. Turnout of new construction. *International Railway Journal*, 2000, no. 3, pp. 30-32.
6. Krishnan R. *Switched reluctance motor drives. Modeling, simulation, analysis, design and applications*. CRC Press, 2001. 432 p. doi: 10.1201/9781420041644.
7. Резников Ю.М. Стрелочные электроприводы электрической и горочной централизации. М: Транспорт, 1975. – 152 с.
8. Вестник Латвийских железных дорог [Электронный ресурс]. Режим доступа: <http://ita.times.lv/Automatika/Otzimi1.html>.
9. Глюзберг Б.Э. Классификация дефектов и повреждений элементов стрелочных переводов. М: Транспорт, 1996. – 87 с.
10. Акимов Л.В., Колотило В.И., Марков В.С. Динамика двухмассовых систем с нетрадиционными регуляторами скорости и наблюдателями состояния. Х.: ХГПУ, 2000. – 93 с.

REFERENCES

1. Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Kolomiets V.V., Bovdui I.V. Improving of electromechanical servo systems accuracy. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no. 6, pp. 33-37. doi: 10.20998/2074-272X.2018.6.04.
2. Buriakovskiy S., Smirnov V., Asmolova L., Obruch I., Rafalskiy O., Maslii A. Analysis of optimization criteria for the

- process of switch displacement in a DC railroad turnout. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 2019, vol. 6, no. 2 (102), pp. 58-69. doi: 10.15587/1729-4061.2019.187580.
3. Sokol Y.I., Buryakovskiy S.G., Masliy Ar.S. Energy-efficient electric drive of multifunctional turnout. *Problemy Kolejnictwa*, 2014, no. 165, pp. 99-107.
 4. Lagos R.F., San Emeterio A., Vinolas J., Alonso A., Aizpun M. The influence of track elasticity when travelling on a railway turnout. *Proceedings of the Second International Conference on Railway Technology: Research, Development and Maintenance*, 2014, p. 11. doi: 10.4203/ccp.104.208.
 5. Papacek F. Turnout of new construction. *International Railway Journal*, 2000, no. 3, pp. 30-32.
 6. Krishnan R. *Switched reluctance motor drives. Modeling, simulation, analysis, design and applications*. CRC Press, 2001. 432 p. doi: 10.1201/9781420041644.
 7. Resnikov J.M. Strelachnye elektroprivody elektricheskoy i gorochnoj centralizacii [Switch electric drives of electric and mining centralization]. Moscow. Transport Publ., 1975. – p.152.
 8. *Latvian Railways Newsletter*. Available at: <http://ita.times.lv/Automatika/Otzimi1.html> (assessed 19 February 2020).
 9. Gluzberg B.E. *Klassifikacija defektov i povrezhdenij elementov strelachnyh perevodov* [Classification of defects and damage to the elements of the switchgears]. Moscow. Transport Publ., 1996. 87 p. (Rus).
 10. Akimov L.V., Kolotilo V.I., Markov V.S. *Dinamika dvuhmassovyh sistem s netradicionnymi reguljatorami skorosti i nabljudateljami sostojanija* [Dynamics of two-mass systems with non-traditional speed controllers and state observers]. Kharkiv, KhSPU Publ., 2000. 93 p. (Rus).

Поступила (received) 22.05.2020

Буряковский Сергей Геннадиевич¹, д.т.н., проф.,
 Маслий Артем Сергеевич², к.т.н., доц.,
 Пасько Ольга Владимировна², к.т.н., доц.,
 Смирнов Василий Васильевич³, к.т.н.,

¹ НИПКИ «Молния»

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

² Украинский государственный университет
 железнодорожного транспорта,
 61050, Харьков, пл. Фейербаха, 7,
 e-mail: a.masliy@ukr.net, zamdek@kart.edu.ua

³ ЧАО «ЭЛАКС»,
 61085, Харьков, ул. Акад. Проскуры, 5а, корп. 12,
 e-mail: v.smirnov@elaks.kharkov.ua

S.G. Buriakovskiy¹, A.S. Masliy², O.V. Pasko², V.V. Smirnov³

¹ Scientific-&-Research Planning-&-Design Institute «Molniya»,
 National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
 2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

² Ukrainian State University of Railway Transport,
 7, Feierbakh Square, Kharkiv, 61050, Ukraine.

³ Company «ELAKS»,

5а, build. 12, Ac. Proskura Str., Kharkiv, 61085, Ukraine.

Mathematical modelling of transients in the electric drive of the switch – the main executive element of railway automation.

Goal. To develop a mathematical and imitation model of the electric drive of the railroad switch as a two- and three-mass electromechanical system based on DC and AC motors as the main executive element of railway automation. The modelling is based on the parameters of the SP-6m switches as the main modification of the executive element of the Ukrainian domestic railways automation system. **Methodology.** The authors have presented the mechanical part of the railroad switch as a three-mass construction scheme with serial connection of elastic masses. Special attention is paid to the character of the movement of the switch point tongues, when describing them in the form of two- and three- mass kinematic schemes, as well as to the mechanical state of the traction and connections as nodes, which are most sensitive to the negative effects of some modes of the railroad switch. **Results.** A simulation mathematical model of SP-6m switch for AC and DC motors, which allows to study the influence of various factors, has been developed and tested at the stand of the Automation Laboratory of the Ukrainian State University of Railway Transport, Kharkiv. The deviation in the basic parameters of the switch translation process is less than 5 %. **Originality.** For the first time a mathematical model of an electric drive of the railroad switch is developed, which takes into account elastic relations and load characteristics as an object of controlling the speed of movement of switch point tongues. **Practical significance.** We have created a mathematical model of the electric drive of the railroad switch which allows to examine the influence of various factors, including the influence of the environment on the operation of the switch. References 10, table 1, figures 10.

Key words: electric drive of the railroad switch; electromechanical switch system.

B.I. Kuznetsov, T.B. Nikitina, I.V. Bovdui

SIMPLIFIED MATHEMATICAL MODEL OF GROUP OF OVERHEAD POWER LINES MAGNETIC FIELD

Aim. The method for design of simplified mathematical model of the group of overhead power lines magnetic field allowing to reduce the number of conductors which are taken into account in the model and field and allowing to reduce the sensitivity of the model to plant parameters uncertainty is developed. Methodology. The method based on the multi-criteria game decision, in which the payoff vector is calculated on the basis of the Maxwell equations quasi-stationary approximation solutions. The game decision based on the stochastic particles multiswarm optimization algorithms. The implementation of the method is carried out when determining the number, configuration, spatial arrangement and currents in conductors based on simplified mathematical model of the group of overhead power line magnetic field in a given space area. Results. Computer simulation and field experimental research results of simplified mathematical model on the example of the group of four overhead power lines magnetic field including 21 conductors where based on the developed simplified mathematical model of the magnetic field, the number of conductors taken into account in the model is reduced to 6, and the modeling error does not exceed 4 %. Originality. For the first time the method for design of simplified mathematical model of the group of overhead power lines magnetic field based on the stochastic particles multiswarm optimization algorithms, which allows to significantly simplify the simulation by reducing the number of conductors that are taken into account in the model and to reduce the sensitivity of the model to plant parameters uncertainty, and at the same time limit the modeling error at the engineering level to 5-10 %. Practical value. Practical recommendations on reasonable choice of the minimal number, configuration, spatial arrangement and currents in conductors for the simplified mathematical model of the group of overhead power line magnetic field. References 32, figures 6.

Key words: overhead power lines, magnetic field, simplified mathematical model, computer simulation, field experimental research.

Цель. Разработан метод построения упрощенной математической модели магнитного поля группы воздушных линий электропередачи, позволяющий уменьшить количество проводников, которые учитываются в модели для снижения чувствительности модели к неопределенности параметров объекта управления. Методология. Метод основан на решении многокритериальной стохастической игры, в которой векторный выигрыш вычисляется на основании решений уравнений Максвелла в квазистационарном приближении. Решение игры находится на основе алгоритмов стохастической мультиагентной оптимизации мультироем частиц. Реализация метода осуществляется при определении количества, конфигурации, пространственного расположения и токов в проводниках на основе упрощенной математической модели магнитного поля группы воздушных линий электропередачи в заданной области пространства. Результаты. Приводятся результаты компьютерного моделирования и полевых экспериментальных исследований на примере группы из четырех воздушных линий электропередачи, содержащей 21 проводник, где на основе разработанной упрощенной математической модели магнитного поля количество учитываемых в модели проводников уменьшено до 6, а погрешность моделирования при этом не превышает 4 %. Оригинальность. Впервые разработан метод построения упрощенной математической модели магнитного поля группы воздушных линий электропередачи на основе алгоритмов стохастической мультиагентной оптимизации мультироем частиц, позволяющий существенно упростить моделирование за счет уменьшения количества проводников, которые учитываются в модели для снижения чувствительности модели к неопределенности параметров объекта управления, и при этом ограничить погрешность моделирования на инженерном уровне 5-10 %. Практическая ценность. Приводятся практические рекомендации по обоснованному выбору минимального количества, конфигурации, пространственного расположения и токов в проводниках упрощенной математической модели магнитного поля, создаваемого группой воздушных линий электропередачи. Библ. 32, рис. 6.

Ключевые слова: воздушная линия электропередачи, магнитное поле, упрощенная математическая модель, компьютерное моделирование, полевые экспериментальные исследования.

Introduction. The World Health Organization stated that exposure to extremely low frequency magnetic field (MF) at power frequencies 50-60 Hz could lead to an increased incidence of cancer. This leads to modern world trends on stricter sanitary standards for the power frequency MF. In particular, in Ukraine the reference level is 0.5 μT for living space [1]. Many of overhead power lines (OPL) often pass in the residential areas and generated a MF, the level of which often exceeds Ukraine sanitary standards, that poses a threat to public health [2, 3].

Ukraine's electricity networks are characterized by high density, and especially near high-voltage power substations. There is usually a group of overhead OPL, in the immediate vicinity of which can be located residential buildings. As an example in Fig. 1 is shown a photograph of the location of 4 group of OPL including 21 conductors, generating MF, the magnetic flux density level of which must be reduced in the considered space.



Fig. 1. Group of high voltage power lines

Active contour shielding methods are most economical for securing sanitary standards [3]. The systems of active shielding (SAS) synthesis method

© B.I. Kuznetsov, T.B. Nikitina, I.V. Bovdui

developed in [4-9]. In SAS usually use simultaneous open loop and closed loop control – two degree of freedom system [10-14].

The initial data for the synthesis of the SAS are the parameters of the transmission lines (working currents, geometry and number of wires, location of the transmission lines relative to the protected space) and the dimensions of the shielding space and magnetic flux density sanitary standards level, which should be achieved as a result of shielding [15-22].

The complexity of the synthesis problem solving of SAS is determined by the number of OPL conductors. Naturally, taking into account all OPL conductors that generated MF in the shielding zone, the task of synthesizing the SAE is complicated.

Therefore, it is relevant the approach to synthesis of SAS, which makes it possible to simplify the solution to the synthesis problem by taking into account a smaller number of wires in comparison with the original problem.

In this approach, the problem of approximating of the initial MF measured as a result of experimental studies with the help of several wires is solved. Depending on the required accuracy of approximation, the number of wires taken into account can be reduced to six, three or even two wires, which can significantly simplify the solution to the problem of synthesis of SAS.

The SAS plant parameters are known uncertainty [22-28]. In this case, the main uncertainty in the synthesis of this SAS is the variation of the bus currents in different OPL, which leads not only to a change in the magnetic flux density level, but also to a change in the position of the space-time characteristics (STC) of the MF in the shielding space due to the relative redistribution of the vertical and horizontal components of the magnetic flux density vector generated by various power lines. Therefore, the such simplified mathematical model of the initial magnetic field must be robust [22-28].

The goal of this paper is to develop the method for designing of mathematical model of the group of overhead power lines magnetic field, which allows to significantly simplify the simulation and at the same time limit the modeling error at the engineering level of 5-10 %.

Problem statement. Let us first consider the initial mathematical model of a magnetic field generated by group of OPL. In the future, we will call this model accurate. Consider the group of OPL consisting of K OPL. Each K OPL consists from L_k wires. At first, we conduct experimental research of the magnetic flux density level both in the shielding space and near the power transmission line. Based on the obtained data, we solve the problem of identifying currents in initial OPL wires, at which the sum of the squared errors of the measured and model values of the magnetic flux density at given points is minimized.

Based on the calculated current wires levels we set the instantaneous current value $I_{lk}(t)$ at time t in l_k wire in k OPL in the following form

$$I_{lk}(t) = A_{lk} \sin(\omega t + \varphi_{lk}). \quad (1)$$

Consider the l_k wire of any rather complex configuration with an instantaneous current value $I_{lk}(t)$ at time t in the form of n vector elementary segments $\Delta \mathbf{L}_i$ of

sufficiently short length. Then the total magnetic flux density vector $\mathbf{B}_{kl}(Q_j, I_{lk}(t))$ at the considered point Q_j , generated by n elementary segments of a l_k wire with an instantaneous current value $I_{lk}(t)$ can be determined [2, 3] on the basis of a quasistationary solution of the Maxwell equation in the following form

$$\mathbf{B}_{kl}(Q_j, I_{lk}(t)) = \frac{\mu_0 I_{lk}(t)}{4\pi} \sum_{i=1}^n \frac{\Delta \mathbf{L}_i \times \mathbf{R}_i}{|R_i|^3}, \quad (2)$$

where μ_0 is the vacuum permeability, $\Delta \mathbf{L}_i$ – vector differential element at the direction of current; \mathbf{R}_i – vector whose magnitude $|R_i|$ is the distance from the source to the observation point Q_j .

Then the total magnetic flux density vector $\mathbf{B}(Q_j, I(t))$ at the point Q_j , generated by all L_k wires by all K OPL can be represented as follows

$$\mathbf{B}(Q_j, I(t)) = \sum_{k=1}^K \sum_{l=1}^{L_k} \mathbf{B}_{kl}(Q_j, I_{lk}(t)), \quad (3)$$

where the vector of instantaneous currents $I(t)$ at time t of all L_k wires of all K OPL is introduced, whose components are instantaneous current value $I_{lk}(t)$ at time t of l_k wire.

We introduce the vector \mathbf{X} of the required parameters, the components of which are the number, configuration, spatial arrangement and currents in conductors of overhead power lines for the simplified mathematical model of the initial magnetic field.

Then for simplified mathematical model the total magnetic flux density vector $\mathbf{B}_M(Q_j, I_{Mk}(t))$ at the same point Q_j , generated by all L_{Mk} wires of model can be represented as follows

$$\mathbf{B}_M(Q_j, \mathbf{X}, I_M(t)) = \sum_{k=1}^K \sum_{l=1}^{L_k} \mathbf{B}_{Mkl}(Q_j, \mathbf{X}, \dots, I_{Mlk}(t)), \quad (4)$$

in which the total magnetic flux density vector $\mathbf{B}_{Mkl}(Q_j, I_{Mlk}(t))$ at the considered point Q_j , generated by n elementary segments of a l_{Mk} wire of model with an instantaneous current value $I_{Mlk}(t)$ can be determined [13] on the basis of a quasistationary solution of the Maxwell equation coherently (1).

The vector of instantaneous model currents $I_M(t)$ at time t of all L_{Mk} wires of model is introduced, whose components are instantaneous current value $I_{Mlk}(t)$ at time t of l_k wire.

Consider the magnetic flux density vector $\mathbf{E}(Q_j, \mathbf{X}, I_M(t), I(t))$ of error between the initial magnetic flux density vector $\mathbf{B}(Q_j, I(t))$ and magnetic flux density vector $\mathbf{B}_M(Q_j, I_M(t))$ of approximate mathematical model at the considered points Q_j at time t

$$\mathbf{E}(Q_j, \mathbf{X}, I_M(t), I(t)) = \mathbf{B}(Q_j, I(t)) - \dots \dots - \mathbf{B}_M(Q_j, \mathbf{X}, I_M(t)). \quad (5)$$

To estimate the simplified mathematical model error we calculate the effective value $E(Q_j, \mathbf{X})$ of the error vector $\mathbf{E}(Q_j, \mathbf{X}, I_M(t), I(t))$ by numerically integrating the squared modulus of the error vector over the time interval $T = 20$ ms of the period of the magnetic flux density vector change

$$E(Q_i, X) = \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T |E(Q_i, X, I_M(t), I(t), t)|^2 dt}. \quad (6)$$

Method or designing. In the designing of the simplified mathematical model (3), the mathematical model of the original MF (2) is known inaccurately [19, 20]. In particular, currents in current conductors that have daily, weekly, seasonal variations are approximately known. Therefore, we introduce a vector δ of the uncertainty parameters from their nominal values used in the design of the approximate mathematical model. Then the problem of design of the robust approximate the mathematical model is reduced to the determination of such a vector X of the required parameters, the components of which are the number, configuration, spatial arrangement and currents in conductors of overhead power lines for the approximate robust mathematical model of the initial magnetic field and the vector of uncertainty parameters δ at which the maximum value of the magnetic field induction at selected points P_i of the considered space P assumes a minimum value for the required parameter vector X , but the maximum value for the vector of uncertainty parameters δ so that

$$X^* = \arg \min_{X \in X} \max_{\delta \in \Delta} \max_{Q_i \in Q} E(X, \delta, Q_i). \quad (7)$$

This technique corresponds to the standard approach to the design of robust systems for the worst-case [29], when the uncertainty parameters δ lead to the greatest deterioration of the approximated model accuracy.

The problem (7) can be formulated in the form of the following multi objective game [30-32] with vector payoff

$$E(X, \delta) = [E(X, \delta, Q_1), E(X, \delta, Q_2), \dots, E(X, \delta, Q_m)]^T, \quad (8)$$

the components of which $E(X, \delta, Q_i)$ are the error between the initial magnetic flux density and magnetic flux density of approximate mathematical model in the m points Q_i of the space under consideration.

In the multi-objective game (8), the first player is the parameter vector of the approximate mathematical model X and its strategy is the minimization of the vector payoff and the second player is a vector δ of uncertainty parameters and the strategy of this player is maximization of the same vector payoff [32].

Note that the components of the vector payoff (2) are nonlinear functions of the required parameters vectors X and δ are calculated on the basis of the Maxwell equations solutions in the quasi-stationary approximation [2, 3].

To find the multi-criterion games decision from Pareto-optimal decisions [30] taking into account the preference relations [31], we used special nonlinear algorithms of stochastic multi-agent optimization [32].

Computer simulation results. Consider the results of designing of the simplified mathematical model of a magnetic field generated by group of OPL including 21 conductors. In Fig. 2 are shown layout of group OPL and shielding space. The initial MF in the shielding space generated by two double-circuit 110 kV OPL (OPL-1 and

OPL-2), a two-circuit 330 kV OPL (OPL-3) and a single-circuit 330 kV OPL (OPL-4).

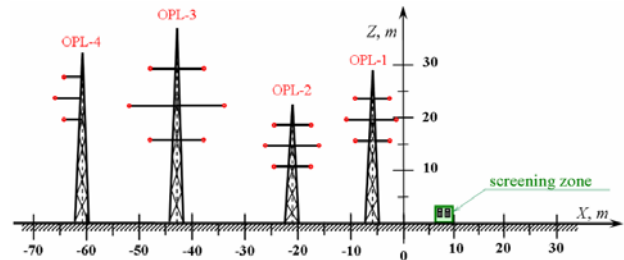


Fig. 2. Layout of group OPL and shielding space

In Figure 3 are shown the isolines of magnetic flux density, calculated for the nominal currents of group of OPL.

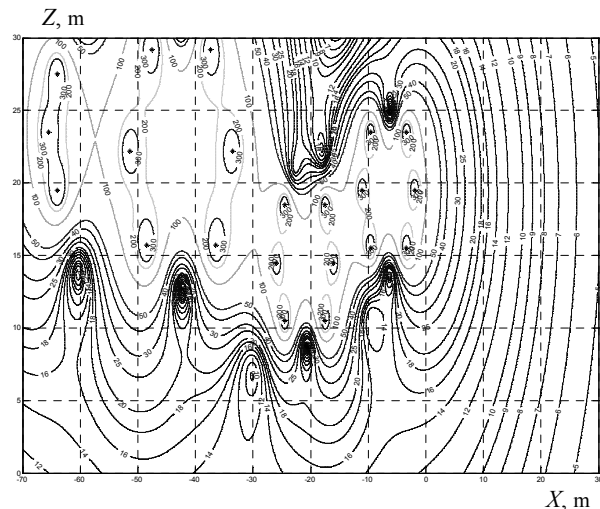


Fig. 3. The isolines of magnetic flux density, calculated for the nominal currents of group of OPL

Modeling of the magnetic flux density created by individual OPL in the shielding space carried out. The currents in the wires of all OPL were assumed to be the same and equal to 500 A. In Fig. 4 are shown the results of calculations of the distribution of the magnetic flux density in the shielding space during operation: a) only one OPL-4; b) during the operation of two OPL-3 and OPL-4; c) during operation of three OPL-2, OPL-3 and OPL-4; and d) during operation of four OPL-1, OPL-2, OPL-3 and OPL-4.

Based on the analysis of the dependencies are shown in Figure 4 shows that as the OPL is removed from the shielding space, the magnetic flux density level of generated by this OPL in the shielding space decreases.

However, in the case under consideration, the nominal currents in the OPL-3 and OPL-4 are 2000 A, but the nominal currents in OPL-1 and OPL-2 are 1000 A. Therefore, despite the fact that OPL-3 and OPL-4 are removed from the shielding space at a greater distance than OPL-1 and OPL-2, the influence of OPL-4 and, especially, OPL-3 on the magnetic flux density level in the shielding space can be significant.

Depending on the required accuracy of approximation robust mathematical model the number of power transmission wires taken into account can be reduced to six, three or even two wires. By dint of

approximation robust mathematical model in which only two current wires are taken into account, it is possible to simulate only weakly polarized field, in which the space-time characteristic is a strongly elongated ellipse. If the space-time characteristic of the initial magnetic field is close to a circle, then the minimum number of wires is two.

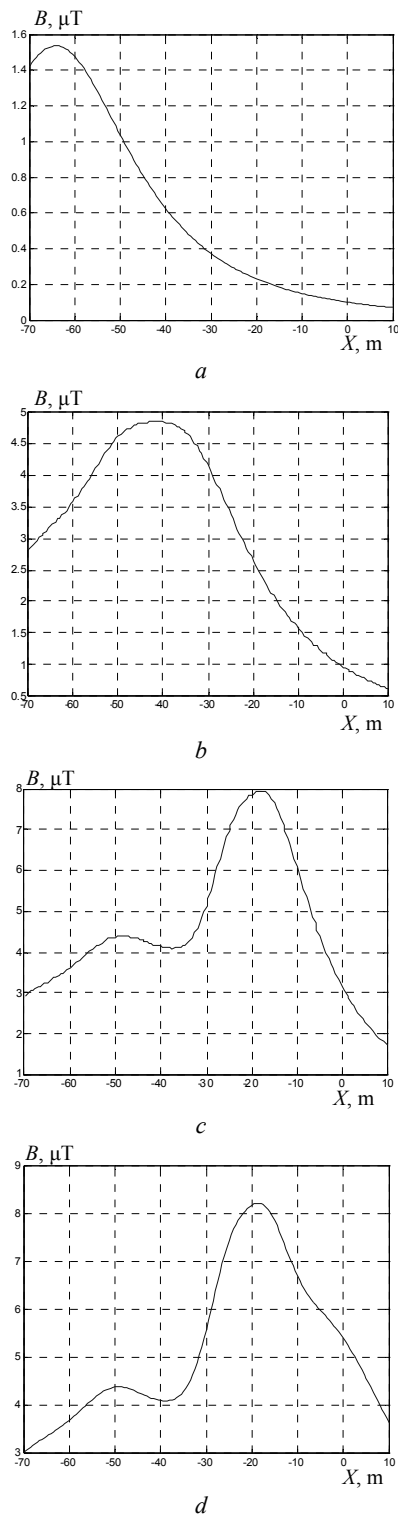


Fig. 4. The magnetic flux density distribution in the shielding space during operation:
 a) only one OPL-4;
 b) both OPL-3 and OPL-4;
 c) OPL-2, OPL-3 and OPL-4;
 d) all OPL-1, OPL-2, OPL-3 and OPL-4

Experimental research. Experimental research of the magnetic field generated by these group of OPL in the shielding space, in which it is necessary to reduce the MF level to sanitary standards, are shown that the values of magnetic flux density calculated at the nominal values of power line currents and measured values are very different.

Therefore, initially, based on experimental research of magnetic flux density generated by currents in 21 conductors of the 4 group of OPL were determined. For these currents, the original accurate model of MF (2) is constructed. The approximated model (3) was designing for this accurate model. The simplified model include 6 conductors.

In Fig. 5 are shown the isolines of magnetic flux density of simplified model of the magnetic field generated by group of OPL.

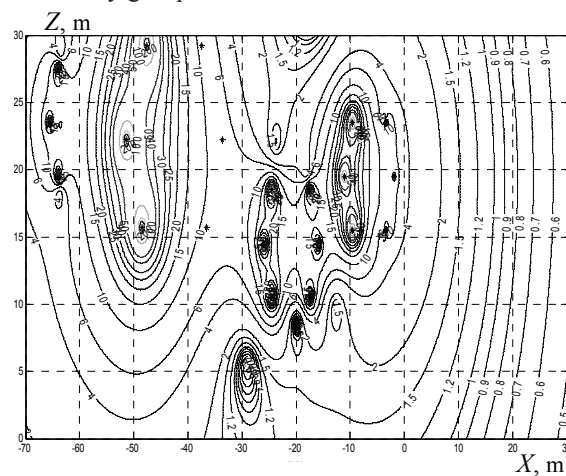


Fig. 5. The isolines of magnetic flux density of approximated model of the magnetic field generated by group of power lines

In Figure 6 are shown the dependences of the magnetic flux density of 1) simplified model and 2) measured values. A comparison of the results of modeling and experimental research of the distribution of magnetic flux density values in the shielding space showed that the error between such an simplified model and experimental measured values of the magnetic flux density level does not exceed 4 %.

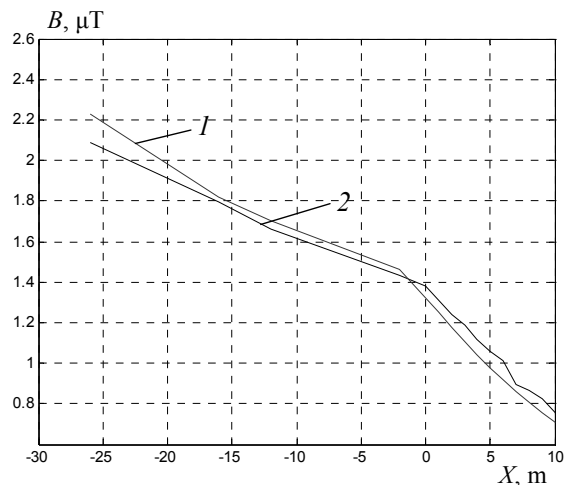


Fig. 6. The dependences of the magnetic flux density of 1 – approximated model and 2 – measured values

In addition, this simplified model use for the synthesis of SAS. Results of comparison of modeling and experimental research confirms the possibility of active shielding of the initial MF in the shielding space with the shielding factor more than 4.

In conclusion, we note that designing of simplified mathematical model of the initial magnetic field is equivalent to synthesis of system of active shielding of magnetic field. When designing of simplified mathematical model, it is necessary to determine the number, configuration, spatial arrangement and currents in conductors of overhead power lines for the simplified mathematical model of the initial magnetic field. This is the vector game solution.

When synthesis of system of active shielding of magnetic field, it is also necessary to determine the number, configuration, spatial arrangement and shielding coils currents, and the control systems parameters. This is also the vector game solution.

The components of the game vector payoff in the design of the approximate mathematical model are errors between the magnetic flux density level of the initial and approximated moles. And the components of the game vector payoff in the design of the of system of active shielding of magnetic field are the errors of screening of the initial magnetic field by the screening coils of the system of active shielding of magnetic field.

Therefore, when calculating the components of the game vector gain for designing of simplified mathematical model, it is enough to change the sign in the expression for to calculate the components of the game vector payoff in the design of the system of active shielding of magnetic field.

Therefore, from the point of view of the mathematical statement of the problems of designing of simplified mathematical model and synthesis of robust system of active shielding of magnetic field are tasks of approximating of the initial magnetic field. However, when designing of the simplified mathematical model, the wires are located in the zone of the power transmission line, but when designing the system of active shielding of magnetic field, the shielding coils are located near the shielding space.

Conclusions.

1. For the first time the method of design of simplified mathematical model of the group of overhead power lines magnetic field which can significantly simplify the simulation and at the same time limit the modeling error at the engineering level of 5-10 % is develop. The method based on reducing the number of conductors that are taken into account in the model and on reducing the sensitivity of the model to plant parameters uncertainty. Depending on the required accuracy of simplified mathematical model the number of power transmission wires taken into account can be reduced to six, four, three or even two.

2. The design of simplified mathematical model based on multi-criteria stochastic game decision, which is calculated by multiswarm stochastic multi-agent optimization from Pareto-optimal solutions. Multi-criteria game vector payoff is calculated based on the Maxwell equations solution. The number, configuration, spatial

arrangement and currents in conductors of overhead power lines for the simplified mathematical model and resulting magnetic flux density value in the shielding space are determined by the simplified model designing.

3. The results of computer modeling and field experimental studies on an example of a group of four overhead power lines containing 21 conductors confirm the correctness of the developed simplified mathematical model and the possibility of reducing the number of conductors taken into account in the model to 6 while limiting the modeling error to level of 4 %.

4. It shown, that it is equivalent from the point of view of the mathematical statement the problems of designing of simplified mathematical model and synthesis of system of active shielding of magnetic field are tasks of approximating of the initial magnetic field.

REFERENCES

1. *Pravila ulashtuvannya electroustanovok* [Electrical installation regulations]. Kharkiv, Fort Publ., 2017. 760 p. (Ukr).
2. Rozov V., Grinchenko V. Simulation and analysis of power frequency electromagnetic field in buildings closed to overhead lines. *2017 IEEE First Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*. Kyiv, Ukraine, pp. 500-503. doi: **10.1109/UKRCON.2017.8100538**.
3. Rozov V.Yu., Grinchenko V.S., Yerisov A.V., Dobrodeyev P.N. Efficient shielding of three-phase cable line magnetic field by passive loop under limited thermal effect on power cables. *Electrical engineering & electromechanics*, 2019, no.6, pp. 50-54. doi: **10.20998/2074-272X.2019.6.07**.
4. Active Magnetic Shielding (Field Cancellation). Available at: <http://www.emfservices.com/afcs.html> (accessed 10 September 2012).
5. Rozov V.Yu., Reutskyi S.Yu., Pelevin D.Ye., Pylugina O.Yu. The magnetic field of transmission lines and the methods of its mitigation to a safe level. *Technical Electrodynamics*, 2013, no. 2, pp. 3-9. (Rus).
6. Rozov V.Yu., Reutskyi S.Yu., Pylugina O.Yu. The method of calculation of the magnetic field of three-phase power lines. *Technical electrodynamics*, 2014, no.5, pp. 11-13. (Rus).
7. Salceanu A., Paulet M., Alistar B.D., Asiminesei O. Upon the contribution of image currents on the magnetic fields generated by overhead power lines. *2019 International Conference on Electromechanical and Energy Systems (SIELMEN)*. 2019. doi: **10.1109/sielmen.2019.8905880**.
8. Bravo-Rodríguez J., Del-Pino-López J., Cruz-Romero P. A Survey on Optimization Techniques Applied to Magnetic Field Mitigation in Power Systems. *Energies*, 2019, vol.12, no.7, p. 1332. doi: **10.3390/en12071332**.
9. Canova A., Giaccone L., Cirimele V. Active and passive shield for aerial power lines. *25th International Conference on Electricity Distribution Madrid*, 3-6 June 2019. Paper no. 1096, pp. 1-5.
10. Sushchenko O.A., Tunik A.A. Robust optimization of the inertially stabilized platforms. *2012 2nd International Conference «Methods and Systems of Navigation and Motion Control» (MSNMC)*, Kiev, 2012, pp. 101-105. doi: **10.1109/msnmc.2012.6475102**.
11. Sushchenko O.A. Robust control of angular motion of platform with payload based on H_∞ -synthesis. *Journal of Automation and Information Sciences*, 2016, vol. 48, no. 12, pp. 13-26. doi: **10.1615/jautomatinfscien.v48.i12.20**.
12. Sushchenko O.A. Robust control of platforms with instrumentation. *2019 IEEE 2nd Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*, Lviv, Ukraine, 2019, pp. 518-521. doi: **10.1109/ukrcon.2019.8879969**.

13. Zhiteckii L.S., Azarskov V.N., Solovchuk K.Y., Sushchenko O.A. Discrete-time robust steady-state control of nonlinear multivariable systems: a unified approach. *IFAC Proceedings Volumes*, 2014, vol. 47, no. 3, pp. 8140-8145. doi: **10.3182/20140824-6-za-1003.01985**.
14. Zhiteckii L.S., Solovchuk K.Y. Robust adaptive pseudoinverse model-based control of an uncertain SIMO memoryless system with bounded disturbances. *2019 IEEE 2nd Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*, Lviv, Ukraine, 2019, pp. 621-627. doi: **10.1109/ukrcon.2019.8879824**.
15. Chorna O., Chorny O., Tytiuk V. Identification of changes in the parameters of induction motors during monitoring by measuring the induction of a magnetic field on the stator surface. *2019 IEEE International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES)*. Kremenchuk, 2019. doi: **10.1109/MEES.2019.8896554**.
16. Chystiakov P., Chorny O., Zhautikov B., Sivyakova G. Remote control of electromechanical systems based on computer simulators. *2017 International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES)*. Nov. 2017. doi: **10.1109/mees.2017.8248934**.
17. Shenkman A., Sonkin N., Kamensky V. Active protection from electromagnetic field hazards of a high voltage power line. *HAI Journal of Science and Engineering. Series B: Applied Sciences and Engineering*, Vol. 2, Issues 1-2, pp. 254-265.
18. Korol S., Buryan S., Pushkar M., Ostroverkhov M. Investigation the maximal values of flux and stator current of autonomous induction generator. *2017 IEEE First Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*, May 2017. doi: **10.1109/ukrcon.2017.8100302**.
19. Ostroverkhov M., Buryk M. Control of permanent magnet synchronous motor under conditions of parametric uncertainty. *2019 IEEE International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES)*, Sep. 2019. doi: **10.1109/mees.2019.8896635**.
20. Ostroverkhov M., Pyzhov V., Korol S. Control of the electric drive under conditions of parametric uncertainty and coordinates' interrelation. *2017 International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES)*, Nov 2017. doi: **10.1109/mees.2017.8248953**.
21. Panchenko V.V., Maslii A.S., Pomazan D.P., Buriakovskiy S.G. Determination of pulsation factors of the system of suppression of interfering harmonics of a semiconductor converter. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.4, pp. 24-28. doi: **10.20998/2074-272X.2018.4.04**.
22. Buriakovskiy S.G., Maslii A.S., Panchenko V.V., Pomazan D.P., Denis I.V. The research of the operation modes of the diesel locomotive CHME3 on the imitation model. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no.2, pp. 59-62. doi: **10.20998/2074-272X.2018.2.10**.
23. Buriakovskiy S., Maslii A., Maslii A. Determining parameters of electric drive of a sleeper-type turnout based on electromagnet and linear inductor electric motor. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 2016, vol.4, no.1(82), pp. 32-41. (Rus). doi: **10.15587/1729-4061.2016.75860**.
24. Shchur I., Klymko V. Comparison of different types of electromechanical systems for creating of counter-rotating VAWT. *2017 IEEE First Ukraine Conf. on Electrical and Computer Engineering (UKRCON-2017)*, pp. 373-378. doi: **10.1109/ukrcon.2017.8100513**.
25. Shchur I. Impact of nonsinusoidalness on efficiency of alternative electricity generation systems. *2010 International School on Nonsinusoidal Currents and Compensation*, Lagow, 2010, pp. 218-223. doi: **10.1109/isncc.2010.5524483**.
26. Zagirnyak M., Bisikalo O., Chorna O., Chorny O. A model of the assessment of an induction motor condition and operation life, based on the measurement of the external magnetic field. *2018 IEEE 3rd International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS)*. 2018. pp. 316-321. doi: **10.1109/ieps.2018.8559564**.
27. Zagirnyak M., Chorny O., Nykyforov V., Sakun O., Panchenko K. Experimental research of electromechanical and biological systems compatibility. *Przegląd Elektrotechniczny*, 2016, vol.1, no.1, pp. 130-133. doi: **10.15199/48.2016.01.31**.
28. Zagirnyak M., Serhiienko S., Chorny O. Innovative technologies in laboratory workshop for students of technical specialties. *2017 IEEE First Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*, May 2017. doi: **10.1109/ukrcon.2017.8100446**.
29. Ren Z., Pham M.-T., Koh C.S. Robust Global Optimization of Electromagnetic Devices With Uncertain Design Parameters: Comparison of the Worst Case Optimization Methods and Multiobjective Optimization Approach Using Gradient Index. *IEEE Transactions on Magnetics*, 2013, vol.49, no.2, pp. 851-859. doi: **10.1109/tmag.2012.2212713**.
30. Galchenko V.Y., Yakimov A.N. A turmitobionic method for the solution of magnetic defectometry problems in structural-parametric optimization formulation. *Russian Journal of Nondestructive Testing*, 2014, vol.50, no.2, pp. 59-71. doi: **10.1134/s106183091402003x**.
31. Gal'chenko V.Y., Yakimov A.N., Ostapushchenko D.L. Pareto-optimal parametric synthesis of axisymmetric magnetic systems with allowance for nonlinear properties of the ferromagnet. *Technical Physics*, 2012, vol.57, no.7, pp. 893-899. doi: **10.1134/s1063784212070110**.
32. Ummels M. *Stochastic Multiplayer Games Theory and Algorithms*. Amsterdam University Press, 2010. 174 p.

Received 25.05.2020

B.I. Kuznetsov¹, Doctor of Technical Science, Professor,
T.B. Nikitina², Doctor of Technical Science, Professor,
I.V. Bovdvi¹, Candidate of Technical Science,

¹ State Institution «Institute of Technical Problems of Magnetism of the NAS of Ukraine»,
19, Industrialna Str., Kharkiv, 61106, Ukraine,
phone +380 50 5766900,

e-mail: kuznetsov.boris.i@gmail.com

² Kharkov National Automobile and Highway University,
25, Yaroslava Mudroho Str., Kharkov, 61002, Ukraine,
e-mail: tatjana55555@gmail.com

Я.С. Паранчук, Р.Я. Паранчук

ДОСЛІДЖЕННЯ ЕЛЕКТРИЧНОГО РЕЖИМУ ДУГОВОЇ ПЕЧІ З НЕЧІТКОЮ МОДЕЛЮ КЕРУВАННЯ

Запропоновано нечіткий закон керування електричним режимом (ЕР) дугової сталеплавильної печі (ДСП). Створено структурну Simulink-модель системи керування ЕР на основі нечіткого закону. Проведено комп'ютерні дослідження динаміки регулювання координат ЕР дугової печі ДСП-200 з використанням диференційного та нечіткого законів керування. Результати досліджень показали, що при використанні нечіткого закону зменшуються дисперсія струмів дуг і питомі витрати електроенергії та зростає продуктивність дугової печі. Бібл. 17, рис.7.

Ключові слова: дугова сталеплавильна піч, електричний режим, нечітке регулювання, автономність, дисперсія.

Предложен нечеткий закон управления электрическим режимом (ЭР) дуговой сталеплавильной печи (ДСП). Разработано структурную Simulink-модель системы управления ЭР на основе нечеткого закона. Проведены компьютерные исследования динамики регулирования координат ЭР дуговой печи ДСП-200 с использованием дифференциального и нечеткого законов управления. Результаты исследований показали, что при использовании нечеткого закона уменьшаются дисперсия токов дуг удельный расход электроэнергии и увеличивается производительность дуговой печи. Библ. 17 рис.7.

Ключевые слова: дуговая сталеплавильная печь, электрический режим, нечеткое регулирование, автономность, дисперсия.

Вступ. Технологічні процеси електromеталургійної галузі характеризуються споживанням значних обсягів електричної енергії. Її основними електротехнологічними агрегатами є дугові сталеплавильні печі (ДСП), в яких виплавляють високолеговані сталі та прецизійні сплави в основному з металевого лому.

Електричний режим (ЕР) ДСП формується сукупністю таких координат, як напруга, струм та потужність системи трифазних дуг, і характеризується нестационарним випадковим та пофазно несиметричним характером зміни. Основною причиною такого складного характеру зміни координат ЕР є неперервна упродовж плавки дія інтенсивних випадкових параметричних збурень у силовому колі живлення трифазних дуг без нульового провідника та флуктуацій довжин дуг, статистичні характеристики яких змінюються упродовж плавки у широких межах, а також недосконалість систем автоматичного керування (САК).

Однією з підсистем в ієрархічній структурі сучасних САК ЕР дугових печей є підсистема регулювання положення електродів. Її основною задачею є якісна стабілізація координат ЕР на рівні заданих оптимальних значень, що оперативно формуються на вищому рівні ієрархії САК ЕР, а інтегральною оцінкою якості їх роботи є дисперсія координат ЕР і перш за все струмів дуг [1-3].

Постановка наукової проблеми та обґрунтування її актуальності. Якісна стабілізація координат ЕР підсистемою нижчого рівня дає змогу поліпшити показники енергоефективності та електромагнітної сумісності і, крім цього, додатково посилює ефективність реалізації стратегій оптимального керування. Тому задача розроблення рішень для покращення показників якості стабілізації координат ЕР ДСП на рівні заданих значень, і, особливо, потужних та надпотужних печей, є важливою та актуальною, так як це дасть змогу комплексно поліпшити показники енергоефективності та електромагнітної сумісності режимів ДСП та електромережі живлення.

Огляд літературних джерел. Більшість сучасних систем автоматичного регулювання (САР) положення електродів ДСП представляються електромеханічними чи електрогідравлічними регуляторами потужності дуг, наприклад АРДМ-Т чи АРДГ відповідно [1-5].

Вказані САР положення електродів використовують переважно чотири моделі формування сигналу керування на переміщення електродів: диференційну та імпедансну моделі та моделі керування за відхиленням напруги та струму дуги від заданих значень [4, 5]. Під моделлю (законом) керування розуміємо математичну модель формування сигналу розузгодження ЕР, який САР трансформує у відповідні переміщення електродів. Кожній з цих моделей властиві певні переваги та недоліки при регулюванні збурень у різних станах ЕР.

Результати дослідження показників динаміки при використанні різних законів у двоконтурній структурі САК електричного режиму ДСП приводяться у роботах [6, 7]. У такій структурі закони керування ЕР проявляються особливо. З отриманих у [6, 7] результатів випливає, що закони керування суттєво впливають на показники динаміки, енергоефективності та електромагнітної сумісності як в одно-, так і в двоконтурних структурах САК ЕР ДСП. У них показано, що оптимізаційними параметрами моделей формування сигналу розузгодження є сама залежність формування сигналу розузгодження $U_r(U_a, I_a)$ та її коефіцієнти, а також залежність штучної зовнішньої характеристики $I_a(U_a)$ двоконтурної САК ЕР ДСП.

Більшість з існуючих регуляторів потужності дуги в одноконтурних САК функціонують за диференційною моделлю формування сигналу розузгодження ЕР [4, 5]:

$$U_r(U_a, I_a) = a \cdot U_a - b \cdot I_a, \quad (1)$$

де a, b – сталі коефіцієнти, які задають усталені значення напруги, струму та потужності дуги; U_a, I_a –

поточні значення напруги та струму дуги; U_r – сигнал розузгодження електричного режиму.

За використання моделі (1) виконується надійне запалювання дуг у режимах обривах дуг (о.д.) та коротких замикань (к.з.), тобто виконується адекватне відпрацювання екстремальних збурень ЕР та близьких до них. Але при дії малих та середніх відхилень довжин дуг сигнал розузгодження за цією моделлю не завжди адекватно відповідає реальній довжині дуги – стану ЕР у цій фазі. Причиною цього є використання струму дуги у моделі диференційного закону (1), бо струм фази за чинної трифазної системи живлення трифазних дуг без нульового провідника визначається не лише довжиною (напругою) дуги даної фази, але залежить від довжин дуг (збурень) інших фаз.

Саме на цей недолік наголошується в роботах [8, 9]. Там вказується, що використання струмів дуг в моделях керування рухом електродів призводить до порушення автономності фазних каналів регулювання довжин (напруг, струмів, потужностей) дуг.

Відоме регулювання ЕР і за відхиленням напруги дуги від заданого значення (напругова модель)

$$U_{r,1}(U_a) = k \cdot (U_a - U_{a.set}), \quad (2)$$

де $U_{r,1}(U_a)$ – залежність сигналу розузгодження ЕР; k – коефіцієнт підсилення регулятора; $U_{a.set}$ – уставка регулятора за напругою дуги [4, 5].

За цим законом отримується досконале регулювання в режимах малих та середніх відхилень довжин дуг, але при екстремальних збуреннях ЕР за причини зміщення нульової точки вектора напруг дуг, погіршується динаміка руху електродів у режимах запалювання дуг.

У деяких регуляторах ЕР фірм Siemens та Danieli використовують варіанти імпедансного закону регулювання, за якими регулювання довжин дуг виконується за відхилення повного імпедансу фази від заданого значення (адаптивний регулятор імпеданса) [10-12]. Але при обчислюванні фазних імпедансів теж використовуються струми фаз, що за вказаних вище причини не дає змоги у повній мірі отримувати пофазну автономність процесу регулювання довжин дуг.

У роботах [12, 13] розглядається удосконалений гідропривод механізму переміщення електродів з сервоклапаном та нелінійною регульовальною характеристикою та адаптивною нелінійною моделлю стабілізації імпеданса фази. У роботах [8, 11, 14] розглядається регулювання за нелінійною моделлю адмітанса. В цих роботах наголошується, що такі моделі є простішими у налагодженні та мають покращені динамічні характеристики у порівнянні з іншими регуляторами ЕР. Але ці моделі в околі точки заданого ЕР є чутливими до дії збурень інших фаз, що апріорно негативно впливає на динамічну точність стабілізації координат ЕР.

Аналіз інших сучасних технічних рішень для САР ЕР показує, що удосконалення моделі формування сигналу розузгодження U_r , у функції якого формуються сигнали U_c^{la} керування рухами електродів, є дієвим чинником і важливою та актуальною задачею у поліпшенні показників енергоефективності ДСП.

Метою даної роботи є підвищення ефективності керування режимами роботи дугової сталеплавильної печі на основі удосконалення моделі регулювання довжин дуг.

Обґрунтування напрямку дослідження. Процес керування ЕР та регулювання координат ДСП в умовах дії нестационарних випадкових збурень проходить в умовах неповної інформації про зміну параметрів елементів та координат електричного кола живлення трифазних дуг ДСП, бо реалізувати точний оперативний в режимі on-line їх експлуатаційний контроль неможливо. Тому за умов складності процесів у силовому колі та їх математичного опису, наявності чинників невизначеності в керуванні, доцільним для задач керування ЕР ДСП є використання інтелектуальних методів, зокрема використання моделей нечіткого керування, бо вказані особливості та природа процесів в ДСП відповідають особливостям застосування та функціонування моделей нечіткого керування [15].

Основні результати дослідження. З наведеного випливає, що основна увага дослідження повинна бути приділена удосконаленню системотехніки САР довжин дуг.

На рис. 1 показано блок-схему електромеханічного регулятора потужності дуг типу АРДМ-Т, на основі якого ґрунтується запропонована системотехніка нечіткого адаптивного регулювання довжин дуг ДСП.

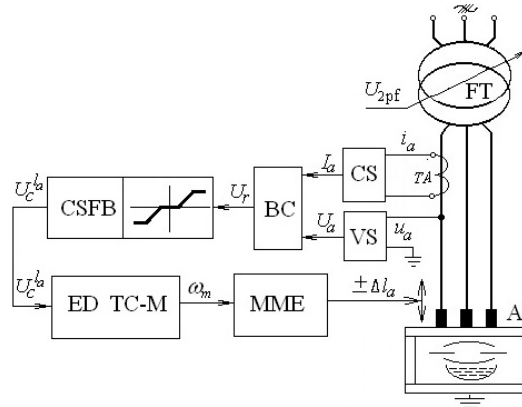


Рис. 1. Функціональна блок-схема САР довжин дуг ДСП

Трифазна система дуг дугової печі АФ живиться від вторинної обмотки пічного трансформатора FT з фазною напругою U_{2pf} . Електричний режим у наведеній САР регулятора АРДМ-Т регулюється за диференціальним законом, а сигнал розузгодження $U_r(U_a, I_a)$ ЕР формується у блоці порівняння ВС за моделлю (1). Поточні діючі значення напруги U_a та струму I_a дуги формуються на виходах давачів напруги VS та струму CS дуги відповідно. На виході блока формування сигналу керування CSFB у функції сигналу розузгодження U_r з врахуванням зони нечутливості, коефіцієнтів підсилення САР на підняття та опускання електродів, обмежень на максимальні швидкості підняття та опускання електродів формується сигнал керування U_c^{la} рухом електродів. Електропривод, що в регуляторі АРДМ-Т-12 представлений реверсивною системою «тиристорний перетворювач – двигун постійного струму» (ED TC-M), та механізм переміщення електрода (ММЕ) типу «шестерня-рейка» трансфо-

рмують сигнал керування U_c^{la} у відповідні рухи електрода $\pm \Delta l_a$ в напрямі ліквідації збурень.

На рис. 2 зображено природну зовнішню характеристику $I_a(U_a)$ та залежність потужності дуги $P_a(U_a)$ дугової сталеплавильної печі ДСП-200. На цьому ж рисунку показано точки усталеного режиму печі $A(U_{a.set}, I_{a.set})$ та заданої потужності дуг $B(U_{a.set}, P_{a.set})$, де $U_{a.set}=198,3$ В; $I_{a.set}=43,97$ А; $P_{a.set}=8,72$ МВт – уставки за напругою, струмом та потужністю дуги відповідно.

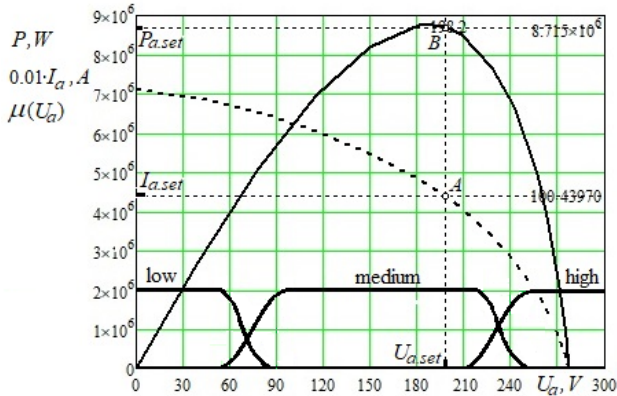


Рис. 2. Зовнішня характеристика $I_a(U_a)$ і характеристика потужності $P_a(U_a)$ дуг дугової печі ДСП-200 та функції приналежності $\mu(U_a)$ лінгвістичної змінної «напруга дуги»

Основною задачею САР ЕР ДСП є зменшення дисперсії координат ЕР у процесі плавлення, тобто максимально збільшити час роботи печі в режимах околу робочої точки A печі, тоді значення всіх показників енергоефективності наблизяться до максимальних, а дисперсія координат ЕР при цьому мінімізується.

Для цього замість моделі (1) в блоці порівняння БП запропоновано використовувати адаптивну до зміни станів ЕР модель керування, яка на основі принципів нечіткої логіки об'єднує модель модифікованого диференційного закону

$$U_{r,2}(U_a, I_a) = a \cdot U_a - b \cdot (I_a - I_{a.set}) \quad (3)$$

та напругового закону (2).

За такого рішення в режимі on-line активним у кожній фазі встановлюється закон керування $U_r(U_a, I_a)$, що відповідає поточному стану ЕР у цій фазі. Стани ЕР у фазах ідентифікуються за напругою дуги фази, бо напруга на стовпі дуги однозначно і лінійно залежить від її довжини $U_a = \alpha + \beta l_a$, де α, β – анод-катодні падіння напруги на стовпі дуги; l_a – довжина дуги. Експлуатаційний контроль напруги U_a дуги пропонується виконувати пристроєм, що функціонує на основі нейромережевих технологій ідентифікації [16]. Прийнята вище відповідність напруг на дугах станам ЕР (довжинам дуг) описується показаними на рис. 3 функціями приналежності $\mu(U_a)$. Зміну законів керування (моделей розрахунку $U_r(U_a, I_a)$) у фазах запропоновано виконувати за нечіткою моделлю Такагі-Сугено.

У процесі керування ідентифікуються три стани ЕР: режим експлуатаційного короткого замикання та близькі до нього (це короткі дуги), раціональні режими (середні дуги) – це режими в околі робочої точки печі A , та режим обриву дуги та близькі до нього (довгі дуги).

Діапазон низьких напруг (це короткі дуги) в моделі системи нечіткого виводу Такагі-Сугено описується термом *low* (це стан к.з. чи близьких до нього режимів), середніх – *medium*, а довгих – *high* (це стани о.д. чи близьких до нього) (рис. 2). Терми лінгвістично змінної U_a подані функціями приналежності типу *gauss2mf*.

У станах ЕР в околі робочої точки A сигнал розузгодження обчислюється за напруговим законом (2), бо він дає змогу реалізувати автономне (пофазно незалежне) регулювання довжин дуг. Це підвищує динамічну точність стабілізації координат ЕР на рівні уставок.

У станах ЕР, що виникають при дії екстремальних збурень – к.з., о.д. чи близьких до них, активним для формування сигналу розузгодження $U_r(U_a, I_a)$ встановлюється удосконалений диференційний закон (3), за якого, на відміну від напругового (2), краще реалізуються процеси запалювання дуг.

На рис. 3 показано розроблену структурну схему блока порівняння БП (рис. 1), що реалізує у кожній фазі регулювання нечітку адаптивну до стану ЕР модель формування сигналу розузгодження

$$U_r(U_a, I_a) = (1 - k(U_a)) \cdot U_{r,1}(U_a) + k(U_a) \cdot U_{r,2}(U_a, I_a) \quad (4)$$

Наведена структурна схема ілюструє реалізацію запропонованої нечіткої адаптивної до станів ЕР моделі (4) обчислювання сигналу розузгодження $U_r(U_a, I_a)$ ЕР. У функції цього сигналу у блоці CSFB (рис. 1) формується сигнал керування рухом електродів U_c^{la} .

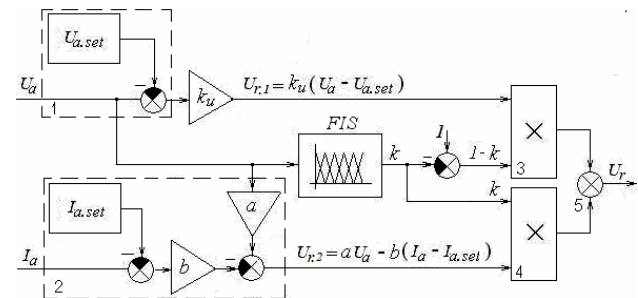


Рис. 3. Структурна схема БП з адаптивною до зміни станів ЕР нечіткою моделлю формування сигналу розузгодження

Нечітка адаптація процесу регулювання реалізується системою нечіткого виведення FIS, яка функціонує на основі моделі Такагі-Сугено (рис. 3). Вхідною лінгвістичною змінною FIS є діюче значення напруги дуги U_a . Для її оперативного опрацювання в блоці FIS реалізовано наступну базу правил нечітких продукцій:

1. if $U_a \in low$ then $k = 1$ [1] ;
2. if $U_a \in medium$ then $k = 0$ [1] ;
3. if $U_a \in high$ then $k = 1$ [1] .

Прийнятим вище алгоритмічним та параметричним степеням свободи системи нечіткого виведення FIS відповідає показана на рис. 4 залежність $k(U_a)$.

У процесі відпрацювання збурень ЕР у блоці 1 (рис. 3) неперервно формується сигнал розузгодження за законом відхилення напруги $U_{r,1}(U_a)$ (2), та за модифікованим диференційним законом $U_{r,2}(U_a, I_a)$ (3) у блоці 2. Ці сигнали розузгодження у блоках 3 та 4 перемножуються на $1-k$ та k відповідно, а далі у сума-

торі 5 у відповідності з моделлю (4) розраховується $U_r(U_a, I_a)$. Із запропонованої нечіткої моделі керування (4) випливає, що у точці A заданого режиму сигнал розузгодження $U_r(U_{a,set}, I_{a,set}) = 0$.

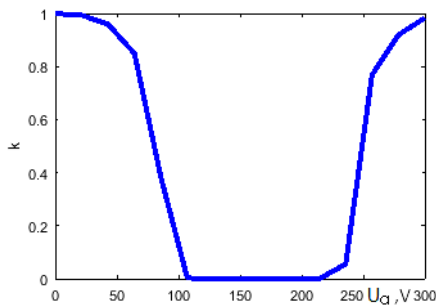


Рис. 4. Залежність $k(U_a)$ системи нечіткого виведення FIS

У режимах дії екстремальних збурень керування рухом електродів виконується за диференціальним законом ($k \cong 1$), за якого реалізується ефективне для надійного запалювання дуг керування рухами електродів.

У режимах близьких до заданого ЕР ($k \cong 0$) – окіл точки $A(U_{a,set}, I_{a,set})$ керування рухом електродів реалізується за законом відхилення напруги дуги (2). При цьому отримується автономне пофазне керування рухом електрода.

Дослідження ефективності розробленої нечіткої адаптивної до станів ЕР моделі регулювання довжин дуг проведено на трифазній у миттєвих координатах Simulink-моделі САР положення електродів дугової печі ДСП-200 [6, 17]. Ця модель прийнята базовою. На ній досліджувалася динаміка САР ЕР з регулятором потужності АРДМ-Т-12, що використовується на цій печі. У подальшому, в блоці порівняння цієї Simulink-моделі реалізувався нечіткий закон (4) формування сигналу розузгодження (рис. 3). На такій Simulink-моделі досліджувалася динаміка регулювання координат ЕР з використанням запропонованої нечіткої моделі регулювання довжин дуг.

Для адекватного відтворення в Simulink-моделях станів та динаміки регулювання координат ЕР у різних технологічних стадіях плавлення, в них закладено можливість реалізації відповідних стадіям плавлення моделей динамічних вольт-амперних характеристик (ДВАХ) дуг $u_a(i_a)$ та моделей генерування випадкових процесів збурень $f_{ia}(t)$ за довжинами дуг.

Для цього в Simulink-моделях передбачено можливість реалізації трьох моделей ДВАХ: лінійної $u_a(t) = R_a(t) \cdot i_a(t)$, нелінійної на основі функції арктангенса

$$u_a(t) = 2 \cdot E_{am} \cdot \arctan(k \cdot i_a(t)) / \pi,$$

та нелінійної на основі диференційного рівняння Кассі

$$\theta_a \cdot \frac{dg_a(t)}{dt} = \left(\frac{u_a(t)}{E_{am}} \right)^2 \cdot g_a(t),$$

де $g_a(t)$, $R_a(t)$ – миттєва провідність та опір дуги; E_{am} – проти-ЕРС дуги; $u_a(t)$, $i_a(t)$ – миттєві напруга та струм дуги, θ_a – стала часу дуги, що характеризує її теплову інерційність.

В Simulink-моделях САР ЕР реалізовано 3 генератори незалежних випадкових процесів зі змінюва-

ними параметрами їх стохастичних характеристик. У процесі комп'ютерних досліджень генерувалися випадкові процеси, які різнилися частотним спектром та амплітудними характеристиками, і які відповідали процесам збурень, що діють на технологічних стадіях проплавлення колодязів в шихті, обвалів шихти та окислювання розплаву у дуговій печі ДСП-200.

Комп'ютерні дослідження показників динаміки регулювання довжин дуг виконувалися при реалізації в Simulink-моделі САР ЕР диференційного закону (1) формування сигналу розузгодження, що використовується в регуляторі АРДМ-Т-12 дугової печі ДСП-200, та при використанні запропонованого нечіткого закону $U_r(U_a, I_a)$. (4). З метою коректного порівняння динаміки обох законів, дослідження виконувалися при дії однакових реалізацій детермінованих та випадкових збурень, що відповідали досліджуванім стадія плавлення.

За результатами порівняльного аналізу показників динаміки регулювання координат ЕР при використанні обох законів регулювання довжин дуг формулювалися висновки про ефективність запропонованої нечіткої моделі (4) у порівнянні з диференційною (1).

На рис. 5 показано отримані на Simulink-моделях часові залежності напруг та струмів дуг печі ДСП-200 при відпрацюванні послідовності детермінованих збурень, а саме, симетричного трифазного експлуатаційного к.з. $t \in 0.5-1.75$ с; однофазного к.з. у фазі С $t \in 1.75-2.8$ с та близького до обриву дуги у фазах А та В $t \in 2.8-4$ с, диференційною (1) та нечіткою (4) моделями регулювання.

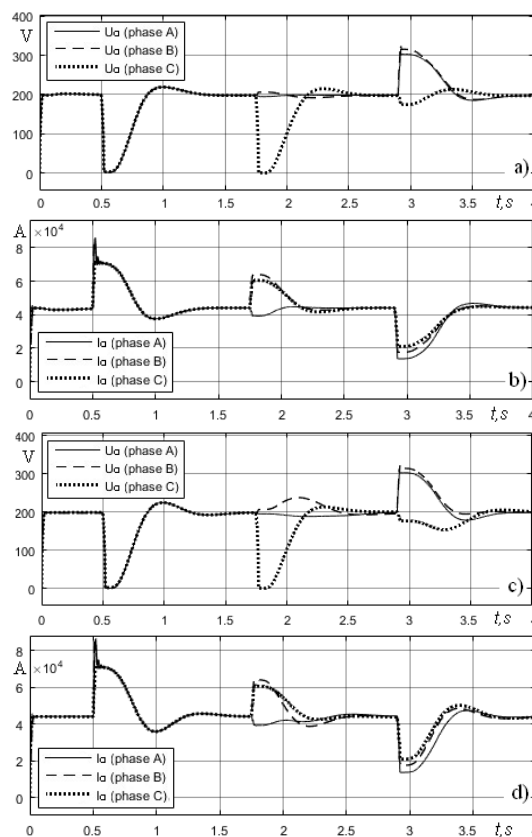


Рис. 5. Часові залежності напруг та струмів дуг печі ДСП-200 при регулюванні детермінованих збурень: a, b – нечітка модель (4), c, d – диференціальна модель (1)

Трифазне симетричне експлуатаційне к.з. відпрацьовується обома моделями $U_r(U_a, I_a)$ однаково, бо у цьому режимі взаємовпливи фазних навантажень відсутні. Аналіз отриманих процесів $U_{aj}(t)$ ($j=A,B,C$) відпрацьованні несиметричних детермінованих збурень показує, що при нечіткій моделі (4) регулювання довжини дуги відбуваються лише у тих фазах, де виникли відхилення довжини дуги. При цьому рухи електродів у фазах, де збурення відсутні, є мінімальні. Виникають вони лише у перші моменти дії екстремальних збурень, коли використовується диференційний закон (1) для запалювання дуг. При диференційній моделі (1) регулювання (регулятор АРДМ-Т-12) переміщення електродів у певних станах ЕР є хибними, вони не завжди відповідають фазним станам ЕР.

Ці висновки підтверджується також і аналізом часових залежностей фазних сигналів розузгодження $U_{rj}(t)$ і швидкостей $\omega_j(t)$ двигунів переміщення електродів при відпрацьованні цих же детермінованих збурень, які показані на рис. 6.

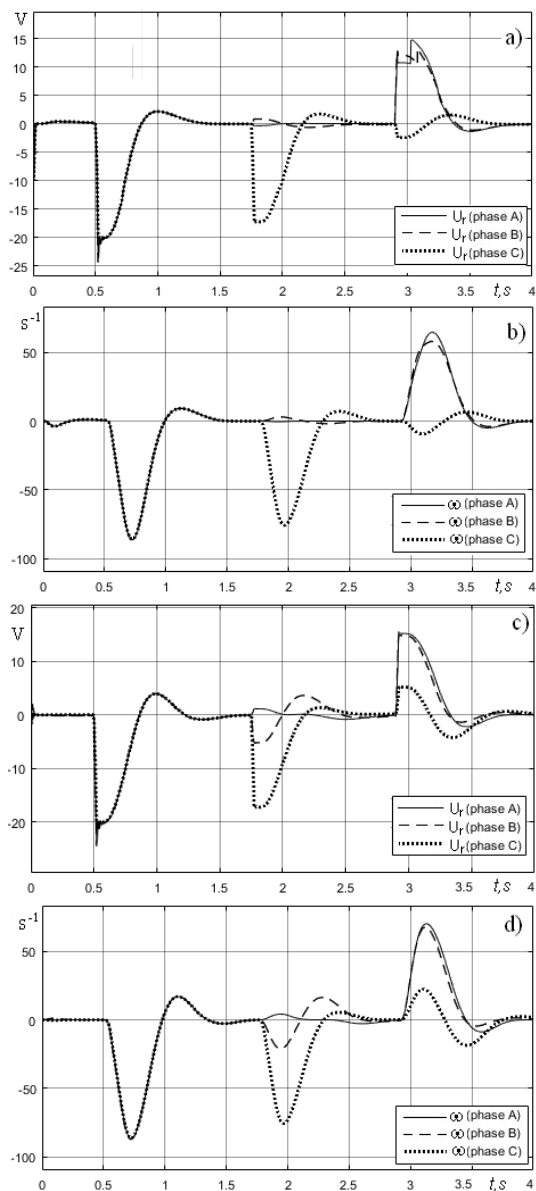


Рис. 6. Часові залежності сигналів розузгодження $U_{rj}(t)$ та швидкостей $\omega_j(t)$ двигунів ММЕ при нечіткій (4) (a, b) та диференційній (1) (c, d) моделях регулювання довжин дуг

Показані на рис. 5 та рис. 6 динамічні процеси регулювання детермінованих збурень у такому «числовому» вигляді на інтервалі плавки трапляються рідко. Тому їх дослідження та аналіз проведено лише як тестування з метою підтвердження коректності функціонування спроектованої системи нечіткого виведення FIS в структурі САР ЕР. Для повноти їх аналізу зазначимо, що час регулювання досліджених детермінованих збурень при використанні нечіткої моделі (4) блока порівняння БП є на 10-20 % меншим за використання диференційної (1). Середня по фазах інтегральна квадратична оцінка якості $I_{sq} = \int_0^4 (\bar{I}_a - I_a(t))^2 dt$ регулювання цих збурень на інтервалі $t \in [0,4]$ с покращилася на 8,6 %. Значення цієї оцінки пропорційне зменшенню втрат потужності в короткій мережі ДСП.

Отримані значення показують підвищення швидкодії регулювання, покращення динамічної точності стабілізації координат ЕР та поліпшення енергоефективності ДСП при регулюванні детермінованих збурень нечіткою моделлю (4) БП.

Але отримати інтегральну оцінку ефективності запропонованої нечіткої моделі регулювання довжин дуг можна лише на прикладах регулювання пофазно несиметричних випадкових збурень за довжинами дуг, які є основними збуреннями у процесі плавлення в ДСП.

Для цього проводилися комп'ютерні симулювання режимів регулювання випадкових збурень на інтервалах стаціонарності $T_c = 180-240$ с їх зміни для різних технологічних стадій плавлення при використанні обох моделей регулювання. На рис. 7 показано отримані на Simulink-моделях фрагменти $t \in 0-30$ с цих процесів регулювання координат ЕР за використання розробленої нечіткої моделі (4) (рис. 7,b, рис. 7,c) та за диференційного закону (1) (регулятор АРДМ-Т-12) (рис. 7,d, рис. 7,e) печі ДСП-200. При цьому процеси збурень $f_{aj}(t)$ (рис. 7,a) відповідали стадії обвалів шихти.

На цьому рисунку показано процеси зміни напруг $U_{aA}(t)$ та струмів $I_{aA}(t)$ дуг фази А. Аналіз отриманих у цих комп'ютерних експериментах процесів $I_{a,j}(t)$ показує, що дисперсія струмів дуг за використання нечіткої (4) моделі регулювання склала: $D_{I_A} = 168,3 \text{ кА}^2$; $D_{I_B} = 159,3 \text{ кА}^2$; $D_{I_C} = 181,2 \text{ кА}^2$, а за диференційної моделі $D_{I_A} = 236,3 \text{ кА}^2$; $D_{I_B} = 235,1 \text{ кА}^2$; $D_{I_C} = 219,9 \text{ кА}^2$. При цьому середня по фазах дисперсія струмів дуг для цих моделей регулювання склала: $D_{I.fuz} = 169,6 \text{ кА}^2$, $D_{I.dif} = 203,3 \text{ кА}^2$ відповідно, а середнє по фазах зменшення дисперсії струмів дуг $\Delta D_I = 33,7 \text{ кА}^2$ або 4,5 % від максимально можливої дисперсії струмів дуг.

Дослідження динаміки регулювання струмів дуг на інших технологічних стадіях плавлення, тобто за дії випадкових збурень з іншими амплітудними та частотними характеристиками, показали, що дисперсія струмів дуг при використанні запропонованої нечіткої моделі регулювання зменшувалася на 3-7,5 %.

Згідно відомих результатів досліджень, за отриманої оцінки зниження дисперсії струмів дуг на

3-7,5 %, продуктивність дугової печі підвищується на 4-5 %, а питомі витрати електроенергії знижуються на 3-4 %. Для надпотужної печі ДСП-200 це дає суттєве поліпшення показників електротехнологічної ефективності.

У подальшому планується дослідити вплив на показники динаміки інших алгоритмічних та параметричних степенів свободи моделі системи нечіткого виведення FIS на динаміку регулювання координат ЕР та на показники енергоефективності дугової печі.

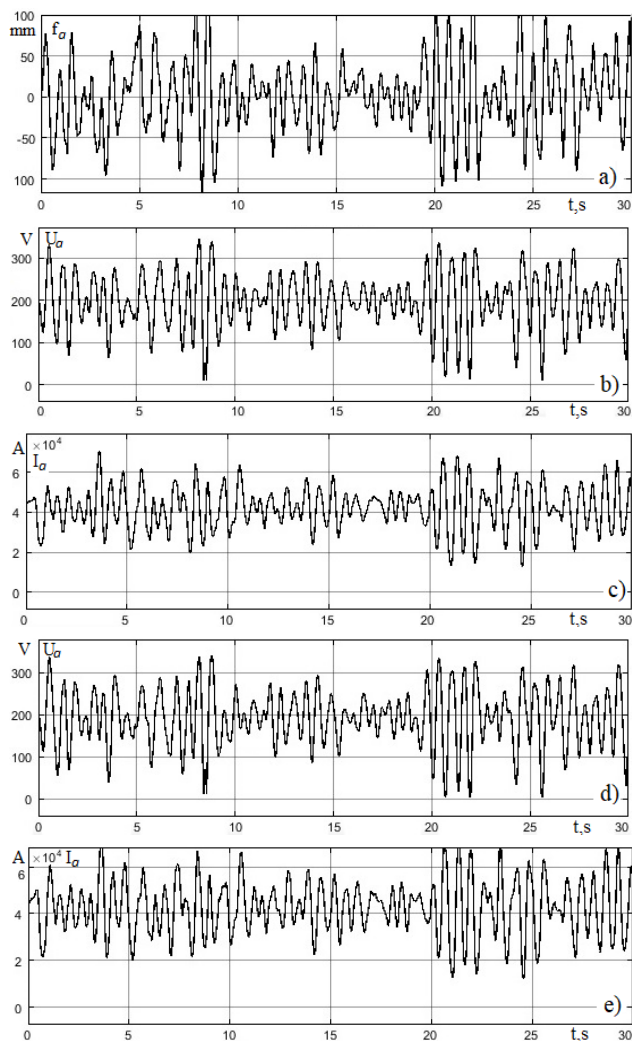


Рис. 7. Часові залежності збурень $f_{a,A}(t)$ (a), напруг $U_{a,A}(t)$, струмів $I_{a,A}(t)$ дуг при використанні нечіткої (4) (b, c) та диференційної (1) (d, e) моделей регулювання довжин дуг

Висновки.

1. Запропонована нечітка модель формування сигналу розузгодження ЕР з оперативною адаптацією до його поточного стану у кожній фазі у порівнянні з відомими моделями керування дає змогу реалізувати пофазно автономне регулювання довжин дуг і підвищити ефективність керування режимами роботи ДСП.

2. Підтверджено можливість реалізації пофазного автономного відпрацювання детермінованих та випадкових збурень ЕР в діапазоні середніх довжин дуг при використанні запропонованої нечіткої моделі, що дає змогу у середньому по фазах на різних стадіях плавлення зменшити дисперсію струмів дуг ДСП на 3-7,5 %, та на цій основі підвищити продуктивність

ДСП на 4-5 %, і зменшити питомі витрати електроенергії на 3-4 %.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Казаков С.В., Гартен В. Восьмая международная конференция по электрометаллургии стали. *Электрометаллургия*, 2005, № 12, С. 36-43.
2. Кудрин Б.И. Ретроспективные и перспективные взгляды на электропотребление в электрометаллургии. *Электрометаллургия*, 2003, № 10, С. 2-13.
3. Лопухов Г.А. Состояние и тенденции развития электросталеплавильного производства (по материалам 33 Конференции ПСИ). *Электрометаллургия*, 2000, № 7, С. 35-37.
4. Маслов Д.В. Разработка алгоритмов и систем управления дуговыми сталеплавильными печами, снижающих поломки электродов: автореф. дис. канд. техн. наук. – Москва, 2014.
5. Люта А.В. Удосконалена система управління приводом переміщення електродів дугових сталеплавильних печей: автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Донецьк, 2013.
6. Lozynskiy O., Paranchuk Y., Stakhiv P. The study of dynamics of the two-loop arc furnace electric mode ACS on a Simulink-model. *Przeglad Elektrotechniczny*, 2018, no. 12, pp. 24-27. doi: 10.15199/48.2018.12.06.
7. Lozynskii, O.Y., Paranchuk, Y.S. System for the optimum control of the electrical conditions of an arc furnace powered through a controlled reactor. *Russian Metallurgy (Metally)*, 2007, no. 8, pp. 737-743. doi: 10.1134/S0036029507080204.
8. Nikolaev A.A., Kornilov G.P., Anufriev A.V., Pekhterev S.V., Povelitsa E.V. Electrical optimization of superpowerful arc furnaces. *Steel in Translation*, 2014, vol. 44, no. 4, pp. 289-297. doi: 10.3103/S0967091214040135.
9. Mees H., Hohl J., Krüger K. Dynamic Condition-Based Scrap Melt Control: Results of the Application at Thyssenkrupp Nirosta in Bochum. *10th European Electric Steelmaking Conference*, Graz, 25-28 September, 2012.
10. Николаев А.А., Тулупов П.Г. Разработка усовершенствованных алгоритмов управления гидроприводом перемещения электродов сверхмощной электродуговой сталеплавильной печи ДСП-250. *Электротехнические системы и комплексы*, 2015, № 3 (28), С. 20-27.
11. Николаев А.А., Корнилов Г.П., Тулупов П.Г., Повелица Е.В. Анализ различных вариантов построения систем автоматического управления перемещением электродов дуговых сталеплавильных печей и установок ковш-печь // Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова, 2015, № 2, С. 90-100.
12. Nikolaev A.A., Tulupov P.G. Method of setting optimum asymmetric mode of operation of electric arc furnace. *2016 11th France-Japan & 9th Europe-Asia Congress on Mechatronics (MECATRONICS) / 17th International Conference on Research and Education in Mechatronics (REM)*, Jun. 2016. doi: 10.1109/mecatronics.2016.7547111.
13. Nikolaev A.A., Tulupov P.G., Savinov D.A. Mathematical model of electrode positioning hydraulic drive of electric arc steel-making furnace taking into account stochastic disturbances of arcs. *2017 International Conference on Industrial Engineering, Applications and Manufacturing (ICIEAM)*, May 2017. doi: 10.1109/ICIEAM.2017.8076205.
14. Nikolaev A., Povelitsa E., Kornilov G., Anufriev A. Research and development of automatic control system for electric arc furnace electrode positioning. *Applied Mechanics and Materials*, 2015, vol. 785, pp. 707-713. doi: 10.4028/www.scientific.net/amm.785.707.
15. Lozynskyy O., Paranchuk Y., Paranchuk R. Fuzzy control law of electrode travel in arc steelmaking furnace. *16th International Conference on Computational Problems of Electrical Engineering (CPEE)*, Sep. 2015. doi: 10.1109/cpee.2015.7333349.

16. Paranchuk Ya.S., Paranchuk R.Ya. Neural network system for continuous voltage monitoring in electric arc furnace. *Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu*, 2016, no. 2 (152), pp. 74-80.

17. Lozynskyy O., Paranchuk Y., Kobylianskiy O. Simulink model of electric modes in electric arc furnace. *2017 IEEE International Young Scientists Forum on Applied Physics and Engineering (YSF)*, Oct. 2017. pp. 54-57. doi: 10.1109/YSF.2017.8126591.

REFERENCES

1. Kazakov S.V., Garten, V. The 8th international Conference on Electrometallurgy of Steel (part I). *Electrometallurgy*, 2005, no. 12, pp. 36-43. (Rus).
2. Kudrin B.I. Retrospective and perspective views on electrical consumption in electrometallurgy. *Electrometallurgy*, 2003, no. 10, pp. 2-13. (Rus).
3. Lopukhov G.A. The state and tendencies of development of electro-smelting production (based on materials 33 of the IISI Conference). *Electrometallurgy*, 2000, no. 7, pp. 35-37. (Rus).
4. Maslov D.V. *Razrabotka algoritmov i sistem upravleniia dugovymi staleplavil'nymi pechami, snizhaiushchikh polomki elektrodov. Avtoref. diss. kand. tehn. nauk* [Development of algorithms and control systems for arc steelmaking furnaces that reduce electrode breakage. Abstracts of cand. techn. sci. diss.]. Moscow, 2014. (Rus).
5. Lyuta A.V. *Udoskonalena sistema upravlinnia pryvodom peremishchennia elektrodiv duhovyykh staleplavnykh pechei Avtoref. diss. kand. tehn. nauk* [Improved control system for moving water of electrodes of arc steelmaking furnaces. Abstracts of cand. techn. sci. diss.]. Donetsk, 2013. (Ukr).
6. Lozynskyy O., Paranchuk Y., Stakhiv P. The study of dynamics of the two-loop arc furnace electric mode ACS on a Simulink-model. *Przeglad Elektrotechniczny*, 2018, no. 12, pp. 24-27. doi: 10.15199/48.2018.12.06.
7. Lozinskii, O.Y., Paranchuk, Y.S. System for the optimum control of the electrical conditions of an arc furnace powered through a controlled reactor. *Russian Metallurgy (Metally)*, 2007, no. 8, pp. 737-743. doi: 10.1134/S0036029507080204.
8. Nikolaev A.A., Kornilov G.P., Anufriev A.V., Pekhterev S.V., Povelitsa E.V. Electrical optimization of superpowerful arc furnaces. *Steel in Translation*, 2014, vol. 44, no. 4, pp. 289-297. doi: 10.3103/S0967091214040135.
9. Mees H., Hohl J., Krüger K. Dynamic Condition-Based Scrap Melt Control: Results of the Application at Thyssenkrupp Nirosta in Bochum. *10th European Electric Steelmaking Conference*, Graz, 25-28 September, 2012.
10. Nikolaev A.A., Tulupov P.G. Development of the improved control algorithms for ultra-high power electric arc furnace EAF-250 electrode motion system. *Electrotechnical Systems and Complexes*, 2015, no. 3 (28), pp. 20-27. (Rus).
11. Nikolaev A.A., Kornilov G.P., Povelitsa E.V., Tulupov P.G. Study of different methods to design automated electrode position control systems for electric arc furnaces and ladle furnaces. *Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University*, 2015, no. 2, pp. 90-100. (Rus).
12. Nikolaev A.A., Tulupov P.G. Method of setting optimum asymmetric mode of operation of electric arc furnace. *2016 11th France-Japan & 9th Europe-Asia Congress on Mechatronics (MECATRONICS) /17th International Conference on Research and Education in Mechatronics (REM)*, Jun. 2016. doi: 10.1109/mecatronics.2016.7547111.
13. Nikolaev A.A., Tulupov P.G., Savinov D.A. Mathematical model of electrode positioning hydraulic drive of electric arc steel-making furnace taking into account stochastic disturbances of arcs. *2017 International Conference on Industrial Engineering, Applications and Manufacturing (ICIEAM)*, May 2017. doi: 10.1109/ICIEAM.2017.8076205.
14. Nikolaev A., Povelitsa E., Kornilov G., Anufriev A. Research and development of automatic control system for electric arc furnace electrode positioning. *Applied Mechanics and Materials*, 2015, vol. 785, pp. 707-713. doi: 10.4028/www.scientific.net/amm.785.707.
15. Lozynskyy O., Paranchuk Y., Paranchuk R. Fuzzy control law of electrode travel in arc steelmaking furnace. *16th International Conference on Computational Problems of Electrical Engineering (CPEE)*, Sep. 2015. doi: 10.1109/cpee.2015.7333349.
16. Paranchuk Ya.S., Paranchuk R.Ya. Neural network system for continuous voltage monitoring in electric arc furnace. *Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu*, 2016, no. 2 (152), pp. 74-80.
17. Lozynskyy O., Paranchuk Y., Kobylianskiy O. Simulink model of electric modes in electric arc furnace. *2017 IEEE International Young Scientists Forum on Applied Physics and Engineering (YSF)*, Oct. 2017. pp. 54-57. doi: 10.1109/YSF.2017.8126591.

Надійшла (received) 25.02.2020

Паранчук Ярослав Степанович¹, д.т.н., проф.,
 Паранчук Роман Ярославович¹, к.т.н.,
¹ Національний університет «Львівська політехніка»,
 79013, Львів, вул. С. Бандери, 12,
 e-mail: yparanchuk@yahoo.com

Y.S. Paranchuk¹, R.Y. Paranchuk¹
¹ Lviv Polytechnic National University,
 12, S. Bandera Str., Lviv, 79013, Ukraine.

Research of arc furnace electrical mode with a fuzzy control model.

Goal. The purpose of the paper is to increase the efficiency of arc steelmaking furnace (ASF) operating modes control basing on the improvement of arc lengths control model. **Method.** The control model is based on the fuzzy set theory, and the structural modelling methodology is used to study the dynamics indices. **Results.** The structural scheme of a furnace arc lengths fuzzy control system and the electrical mode (EM) coordinate control dynamics parameters values in response to the deterministic and random arc lengths fluctuations were obtained. **Scientific novelty.** For the first time, a fuzzy model of an EM mismatch signal generation with operational adaptation to its current state in each phase was developed, which enabled by-phase independent control of arc lengths and improved energy efficiency. **Practical value.** Dynamic accuracy of EM coordinates stabilization at the setpoint level is improved, in particular the arc currents dispersion is reduced, which leads to a corresponding power loss decrease in arc furnace short network, an increase of the furnace productivity, as well as to an improvement of the electromagnetic compatibility of the arc furnace and power supply network. References 17, figures 7.

Key words: arc steelmaking furnace, electric mode, fuzzy control, autonomy, dispersion.

М.И. Баранов, С.Г. Буряковский, В.В. Князев, С.С. Руденко

АНАЛИЗ ХАРАКТЕРИСТИК И ВОЗМОЖНОСТЕЙ ВЫСОКОВОЛЬТНОГО ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОГО КОМПЛЕКСА НИПКИ «МОЛНИЯ» НТУ «ХПИ» ДЛЯ ИСПЫТАНИЙ ОБЪЕКТОВ ЭНЕРГЕТИКИ, ВООРУЖЕНИЯ, АВИАЦИОННОЙ И РАКЕТНО-КОСМИЧЕСКОЙ ТЕХНИКИ НА ЭЛЕКТРОБЕЗОПАСНОСТЬ И ЭЛЕКТРОМАГНИТНУЮ СОВМЕСТИМОСТЬ

Виконаний аналіз основних технічних характеристик і нових можливостей складових частин унікального високовольтного електротехнічного комплексу НДПКІ «Молнія» НТУ «ХПІ», призначеного для проведення випробувань об'єктів промислової енергетики на електробезпеку, їх стійкість до дії стандартних аперіодичних грозових і комутаційних імпульсів напруги (струму), а також об'єктів озброєння і військової техніки, авіаційної і ракетно-космічної техніки на електромагнітну сумісність і блискавкостійкість при прямій дії на них нормованих імпульсів струму штучної блискавки. Показано, що дані випробування можуть проводитися відповідно до вимог нормативних документів США SAE ARP 5412: 2013, SAE ARP 5414: 2013, SAE ARP 5416: 2013, RTCA DO-160G: 2011, військових стандартів США MIL-STD-464C: 2010, MIL-STD-461G: 2015, стандартів НАТО АЕСТР-500: 2016, АЕСТР-250: 2014, міжнародних стандартів IEC 62305-1: 2010, IEC 61024-1: 1990 і міждержавного стандарту ГОСТ 1516.2-97 на оригінальних вітчизняних високовольтних установках УИТОМ-1, ГТМ-10/350, ГКИН-2, ТІ-СІ115 (NCS08), ТІ-СІ116 (NCS09), G-NCS10, МВ 1000 і ІК-1У з нормованими характеристиками. Приведені приклади і результати випробувань ряду технічних об'єктів на вказаних високовольтних слабо- і сильноточних електроустановках. Бібл. 39, табл. 9, рис. 30.

Ключові слова: високовольтні генератори імпульсів напруги і струму, об'єкти промислової енергетики, озброєння, авіаційної і ракетно-космічної техніки, стандарти випробувань, результати випробувань технічних об'єктів на електробезпеку, електромагнітну сумісність і блискавкостійкість.

Выполнен анализ основных технических характеристик и новых возможностей составных частей уникального высоковольтного электротехнического комплекса НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ», предназначенного для проведения испытаний объектов промышленной энергетики на электробезопасность, их стойкость к воздействию стандартных аперіодических грозовых и коммутационных импульсов напряжения (тока), а также объектов вооружения и военной техники, авиационной и ракетно-космической техники на электромагнитную совместимость и молниестойкость при прямом действии на них нормированных импульсов тока искусственной молнии. Показано, что данные испытания могут проводиться в соответствии с требованиями нормативных документов США SAE ARP 5412: 2013, SAE ARP 5414: 2013, SAE ARP 5416: 2013, RTCA DO-160G: 2011, военных стандартов США MIL-STD-464C: 2010, MIL-STD-461G: 2015, стандартов НАТО АЕСТР-500: 2016, АЕСТР-250: 2014, международных стандартов IEC 62305-1: 2010, IEC 61024-1: 1990 и межгосударственного стандарта ГОСТ 1516.2-97 на оригинальных отечественных высоковольтных установках УИТОМ-1, ГТМ-10/350, ГКИН-2, ТІ-СІ115 (NCS08), ТІ-СІ116 (NCS09), G-NCS10, МВ 1000 и ІК-1У с нормированными характеристиками. Приведены примеры и результаты испытаний ряда технических объектов на указанных высоковольтных слабо- и сильноточных электроустановках. Библ. 39, табл. 9, рис. 30.

Ключевые слова: высоковольтные генераторы импульсов напряжения и тока, объекты промышленной энергетики, вооружения, авиационной и ракетно-космической техники, стандарты испытаний, результаты испытаний технических объектов на электробезопасность, электромагнитную совместимость и молниестойкость.

Постановка проблеми. Мощные электромагнитные помехи (МЭМП) природного и искусственного происхождения являются серьезной угрозой для надежного функционирования современной техники, базирующейся на использовании различного радио-, электротехнического и электронного оборудования [1]. Мировой опыт эксплуатации подобной техники (например, военных и гражданских самолетов, ракетносителей, тепловых (ТЭС), атомных (АЭС) и гидравлических (ГЭС) электрических станций) свидетельствует о том, что слаботочная электроника, входящая в состав ее информационно-технологических систем и компьютерных сетей управления, является крайне чувствительной к действию на нее МЭМП [2]. Одним из источников МЭМП являются длинные искровые разряды в воздушной атмосфере Земли (молнии), возникающие от грозового облака на землю, соседние облака, летательные аппараты (ЛА) и различные объекты, размещенные на земной поверхности [3]. Поэтому вопросы электромагнитной совместимости (ЭМС) в области современной техники приобрели в мире повышенную значимость. Общие требования по

ЭМС оборудования регламентируются соответствующим Техническим регламентом Украины, аналогичным Директиве ЕС 2014/30/EU [4]. Виды испытаний и методики их проведения изложены в стандартах Украины, идентичных стандартам ЕС серий 61000 и 55000. В 2004 г. в Украине для испытания бортового оборудования гражданских самолетов был введен стандарт КТ-160D [5], аналогичный соответствующему стандарту США RTCA DO-160D. В 2011 г. в США вышла очередная редакция этого стандарта RTCA DO-160G [6], имеющая ряд существенных отличий от предыдущего стандарта RTCA DO-160D. Очевидно, что возможности испытательных лабораторий Украины должны быть адаптированы к требованиям новой редакции указанного стандарта. В этом стандарте раздел 22 посвящен испытаниям бортового авиационного оборудования (БАО) на восприимчивость к переходным процессам, вызванным молнией. Во всех версиях стандартов от RTCA DO-160D до RTCA DO-160G базовые требования к испытаниям БАО на молниестойкость практически не изменились, за исклю-

© М.И. Баранов, С.Г. Буряковский, В.В. Князев, С.С. Руденко

чением некоторых уточнений и корректировок. К этим базовым требованиям относятся [5, 6]:

- временные формы и амплитудные значения испытательных токов молнии и напряжений;
- виды испытательных молниевых разрядов;
- методы ввода в БАО помех от молнии;
- нормы испытаний БАО.

Принципиально важное значение для реализации Концепции Государственной целевой программы реформирования и развития оборонно-промышленного комплекса Украины, которая была одобрена Распоряжением КМУ №19-р от 20.01.2016 г., имеет внедрение в Украине стандартов НАТО (в частности, по ЭМС). Эти стандарты регламентируют требования по параметрам ЭМС к объектам вооружения и военной техники (ОВВТ) и их составных частей с учетом родов войск и назначения. Обеспечение необходимого уровня невосприимчивости образцов ОВВТ к действию различных МЭМП обуславливает повышение обороноспособности Украины и будет способствовать продвижению продукции национальных производителей на международных рынках. Приказом Национального органа Украины по стандартизации от 26.12.2017 г. №471 с 1 февраля 2018 г. в нашей стране вступили в силу методом подтверждения следующие два базовых стандарта НАТО: ДСТУ-П STANAG 4370 АЕСТР-500 Ed. E: 2017 [7] и ДСТУ-П STANAG 4370 АЕСТР-250 Ed. C: 2017 [8]. Следует отметить, что жесткие требования указанных стандартов НАТО в значительной степени совпадают с требованиями аналогичных военных стандартов США [9, 10]. Поэтому реализация в Украине испытаний ОВВТ по стандартам НАТО фактически обеспечит возможность оценки соответствия наших ОВВТ и к требованиям военных стандартов США, которые являются наиболее распространенными в мире. Учитывая новизну требований стандартов НАТО, в статье целесообразно выполнить анализ технических характеристик недавно разработанных и созданных в НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» ряда новых генераторов для реализации испытаний устойчивости оборудования ОВВТ к воздействию внешних (внутренних) МЭМП.

Не менее опасным для работы силового электроэнергетического оборудования является такой источник МЭМП как коммутационные перенапряжения, возникающие в электроэнергетических системах и сетях различного класса напряжения при процессах штатного включения и аварийного отключения в них потребителей электроэнергии [11, 12]. В этой связи разработка и использование в практических целях в области современных электротехнологий при оценке реальной стойкости и электрической прочности наружной (внутренней) изоляции объектов электроэнергетики генераторов, воспроизводящих на объектах промышленной энергетики (ПЭ) коммутационные импульсы напряжения амплитудой в сотни и тысячи киловольт, является актуальной в мире прикладной задачей. Опасными также для надежной работы силового электрооборудования и электронных устройств энергообъектов ПЭ, авиационной (АТ) и ракетно-космической (РКТ) техники являются аварийные режимы в их электрических цепях, сопровождающиеся

протеканием токов короткого замыкания (КЗ) амплитудой до нескольких десятков килоампер [1, 11]. Накопленный в грозовых облаках за счет электрофизических процессов в земной атмосфере электрический заряд величиной до $\pm(50-200)$ Кл при искровых разрядах от этих облаков (например, на наземные объекты или на объекты, оказавшиеся при полете в атмосфере Земли) вызывает протекание в их плазменных каналах мощного импульсного тока сложной временной формы амплитудой до $\pm(30-200)$ кА [3]. В этой связи руководящие технические документы США SAE ARP 5412: 2013 [13] и SAE ARP 5416: 2013 [14] определяют жесткие требования к нормированным амплитудно-временным параметрам (АВП) импульсов тока искусственной молнии, генерируемых мощными высоковольтными генераторами тока молнии (ГТМ) и используемых при испытаниях объектов АТ и РКТ на молниестойкость. Международный стандарт IEC 62305-1: 2010 [15] и Национальный стандарт Российской Федерации ГОСТ Р МЭК 62305-1-2010 [16] регламентируют действующие требования к нормированным АВП генерируемого мощным высоковольтным ГТМ аperiодического импульса тока искусственной молнии временной формы 10 мкс/350 мкс, характерного для короткого грозового удара в наземные энергообъекты и применяемого при испытаниях различных объектов ПЭ на молниестойкость. Указанные высоковольтные ГТМ позволяют определить реальные показатели ЭМС и стойкости объектов ПЭ, АТ и РКТ к прямому воздействию на них ударов молнии. Поэтому разработка, создание и практическое применение мощных высоковольтных ГТМ являются в настоящее время актуальными прикладными научно-техническими задачами для многообразной инфраструктуры промышленно развитых стран мира.

«НЭК» «Укрэнерго» по результатам анализа наблюдений за грозовой деятельностью на 178 метеостанциях страны было установлено, что продолжительность грозовой активности на территории Украины ежегодно увеличивается на 100 часов. При этом за последние 5 лет на линиях электропередачи классов 220-750 кВ произошло около 350 аварийных отключений в результате прямого удара в них молнии, 50 из которых сопровождалась возникновением КЗ. Поэтому грозовые импульсы напряжения (тока) являются для энергообъектов серьезной угрозой для их работы. Критическое состояние в надежности и безопасности эксплуатации энергообъектов Украины подтверждается рядом крупных аварий вследствие неисправности их заземляющих устройств (ЗУ). В их числе: возгорание силового трансформатора Ровенской АЭС в 2019 г. из-за возникшего КЗ с последующим срабатыванием защиты и ошибочным отключением ее энергоблока № 3 от энергосистемы Украины; отключение подстанции классом напряжения 330 кВ на юге страны из-за ложного срабатывания системы ее защиты; ошибочное отключение энергоблока №1 Змиевской ТЭС в 2019 г. В этой связи выполнение диагностики и модернизации ЗУ энергообъектов обеспечит как электробезопасность их обслуживающего персонала и иных лиц, которые могут пострадать от выноса электропотенциала за пределы энергообъектов, так и нормальную работу оборудования ТЭС, АЭС и ГЭС.

В отличие от созданных за рубежом в области электробезопасности, ЭМС и стойкости технических объектов к действию искусственной молнии и МЭМП высоковольтных испытательных установок согласно [4-10, 12-16] имеющееся в Украине сильноточное высоковольтное испытательное электрооборудование характеризуется оригинальностью построения своих разрядных электрических цепей, обладающих мировым приоритетом и изготовленных из отечественных комплектующих элементов, конструкционных и изоляционных материалов [17-24]. По известным причинам приобретение дорогостоящих зарубежных электроустановок является для нас нереальной задачей. В этой связи приходится полагаться на собственные оригинальные разработки и электроустановки, реализующие требования по [4-10, 12-16]. Электроустановки Украины для реализации требований ряда стандартов США и НАТО [4-10] не были описаны в печати.

Целью статьи является анализ основных технических характеристик и новых возможностей отдельных электроустановок высоковольтного электротехнического комплекса НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ», предназначенного для проведения испытаний объектов ПЭ на электробезопасность, действие на них стандартных грозовых и коммутационных импульсов напряжения (тока), а также ОВВТ, АТ и РКТ на ЭМС и стойкость при действии на них нормированных импульсов тока искусственной молнии и ряда специальных временных форм импульсов тока (напряжения).

1. Генератор полного тока искусственной молнии амплитудой до ± 200 кА. Сотрудниками НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» в 2007 г. на его научно-экспериментальном полигоне (пгт. Андреевка, Харьковской обл.) был создан мощный высоковольтный сильноточный ГТМ типа УИТОМ-1 [17], способный проводить испытания элементов объектов АТ и РКТ на молниестойкость в соответствии с международными требованиями [13, 14]. Согласно технических требований США [13, 14] при лабораторных испытаниях устройств и элементов авиационной и ракетно-космической техники на стойкость к прямому действию на них полного тока искусственной молнии могут использоваться его следующие компоненты, генерируемые в высоковольтных сильноточных цепях ГТМ: импульсная *A*-, повторная импульсная *D*-, промежуточная *B*-, длительная *C*- и укороченная длительная *C**-компоненты тока искусственной молнии. Укажем, что наиболее часто в практике испытаний на молниестойкость различных устройств и систем самолетов гражданского и военного назначения применяются следующие комбинации указанных компонент тока молнии [13, 17]: *A*-, *B*- и *C*- компоненты; *A*-, *B*- и *C**- компоненты; *D*-, *B*- и *C**- компоненты. Основные нормированные по [13, 14] АВП, характерные для таких компонент тока искусственной молнии в электрических цепях ГТМ, могут быть сведены в табл. 1.

На рис. 1 приведен общий вид мощного ГТМ типа УИТОМ-1, а на рис. 2 представлена принципиальная электрическая схема построения этого генератора полного тока искусственной молнии. В соответствии с данными рис. 2 в состав генератора типа УИТОМ-1 входят пять отдельных и синхронно работающих вы-

соковольтных генераторов импульсных токов (ГИТ) емкостного исполнения, каждый из которых (ГИТ-*A*, ГИТ-*D*, ГИТ-*B*, ГИТ-*C* и ГИТ-*C**) на общей электрической нагрузке – объекте испытаний (ОИ) формирует соответствующие компоненты полного тока искусственной молнии [17]. Требуемая комбинация компонент тока молнии (соответственно и необходимая комбинация ГИТ) на общем ОИ реализуется при помощи электрических переключек X1-X4 (см. рис. 2).

Таблица 1
Нормированные АВП основных компонент полного тока искусственной молнии [13, 14]

Компонента тока молнии	I_m , кА	I_C , кА	q_C , Кл	J_a , 10^6 Дж/Ом	τ_f , мкс	τ_p , мс
<i>A</i>	200±20	–	–	2±0,4	≤50	≤0,5
<i>B</i>	–	2±0,4	10±1	–	–	5±0,5
<i>C</i>	0,2-0,8	–	200±40	–	–	(0,25-1) × 10 ³
<i>C</i> *	–	0,4	6-18	–	–	15-45
<i>D</i>	100±10	–	–	0,25±0,05	≤25	≤0,5

Примечание. I_m – амплитуда импульса тока; I_C – среднее значение тока; q_C – количество протекшего заряда; J_a – интеграл действия импульса тока; τ_f , τ_p – соответственно длительность фронта импульса между уровнями (0,1-0,9) I_m и импульса тока на уровне $\leq 0,1I_m$.



Рис. 1. Общий вид высоковольтного сильноточного ГТМ типа УИТОМ-1, моделирующего на ОИ прямое воздействие основных компонент тока искусственной молнии (на переднем плане находится рабочий стол с трехэлектродным управляемым воздушным коммутатором F_1 на электрическое напряжение ± 50 кВ и системой воздушной вытжки, а на заднем плане размещены мощные высоковольтные генераторы ГИТ-*A*, ГИТ-*D*, ГИТ-*B*, ГИТ-*C* и ГИТ-*C**) [17, 18]

Мощные генераторы ГИТ-*A* и ГИТ-*D* укомплектованы параллельно подключенными высоковольтными малоиндуктивными конденсаторами типа ИК-50-3 (заряжаются они до постоянного напряжения $\pm U_{CA} = \pm U_{3A}$ не более ± 50 кВ), а генераторы ГИТ-*B*, ГИТ-*C* и ГИТ-*C** – высоковольтными малоиндуктивными конденсаторами типа ИМ-5-140 (заряжаются последние соответственно до постоянного напряжения $\pm U_{CB} = \pm U_{3B}$ и $\pm U_{CC} = \pm U_{3C}$ не более ± 5 кВ). В итоге суммарная номинальная энергоемкость конденсаторов ГТМ типа УИТОМ-1 составляет 1,21 МДж [18].

Для измерения АВП генерируемых указанными ГИТ на ОИ (согласно рис. 2 на общей сосредоточенной $R_L L_L$ – нагрузке при $R_L \approx 50$ мОм и $L_L \approx 1$ мкГн) всех компонент импульсного тока молнии используется один измерительный высоковольтный коаксиальный шунт типа ШК-300М1, имеющий активное сопротивление $R_S = 0,158$ мОм и прошедший государственную метрологическую поверку [18].

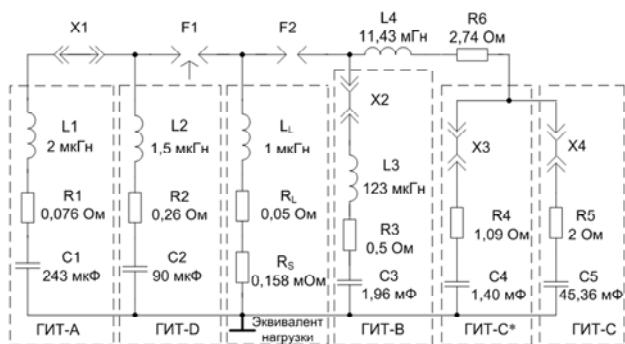


Рис. 2. Электрические схемы построения разрядных цепей пяти высоковольтных ГИТ (ГИТ-А, ГИТ-Д, ГИТ-В, ГИТ-С и ГИТ-С*) и ГТМ типа УИТОМ-1 в целом с одной общей электрической $R_L L_L$ – нагрузкой (F_1, F_2 – трех- и двухэлектродный воздушные сильноточные коммутаторы на напряжение ± 50 кВ и ± 5 кВ; X_1 - X_4 – электрические переключики; $R_S=0,158$ МОм – активное сопротивление измерительного коаксиального шунта ШК-300М1; R_1 - R_5, L_1 - L_3 – собственные электрические параметры цепей ГИТ-А, ГИТ-Д, ГИТ-В, ГИТ-С* и ГИТ-С; R_6, L_4 – электрические параметры формирующих элементов для цепей ГИТ-С и ГИТ-С*) [18]

В табл. 2 приведены основные технические характеристики измерительного сильноточного коаксиального шунта типа ШК-300М1, высокоомный дисковый элемент которого толщиной 1 мм и наружным диаметром 80 мм был выполнен из нержавеющей стали марки 12Х18Н10Т [19]. Конструкция этого измерительного шунта способна выдерживать многократные протекания через него полного тока искусственной молнии, характеризуемого интегралом действия до $J_a \approx 10 \cdot 10^6$ Дж/Ом.

Таблица 2.

Основные технические характеристики измерительного шунта типа ШК-300М1 [18, 19]

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

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

На рис. 3-5 приведены типичные осциллограммы импульсной А-, промежуточной В- и длительной С- компонент тока искусственной молнии с нормированными АВП, зарегистрированных ранее в сильноточных разрядных цепях высоковольтных генераторов ГИТ-А, ГИТ-В и ГИТ-С мощного ГТМ типа УИТОМ-1 с помощью измерительного шунта ШК-300 ($K_{SA} = 11261$ А/В; $K_{SC} = 5642$ А/В [17]) и цифровых запоминающих осциллографов серии Tektronix TDS 1012. Конструкции применяемых шунтов ШК-300 и ШК-300М1, а также используемые оригинальные схемы построения измерительных каналов в ГТМ УИТОМ-1 позволяют одновременно регистрировать требуемые комбинации компонент тока молнии [18].

На рис. 4 интересными метрологическими особенностями являются практически идеальные зоны (временные зоны, расположенные по горизонтальной оси времени в районах 300 мкс и 5 мс) «состыковки» или «сшивания» кривых измеряемого тока, соответствующих А-, В- и С- компонентам полного тока искусственной молнии, генерируемого мощным ГТМ типа УИТОМ-1 [17, 18]. Практическая реализация такого подхода при одновременной регистрации указанных компонент тока искусственной молнии была осуществлена при помощи использования в измерительном тракте одного делителя напряжения типа СДН-300.

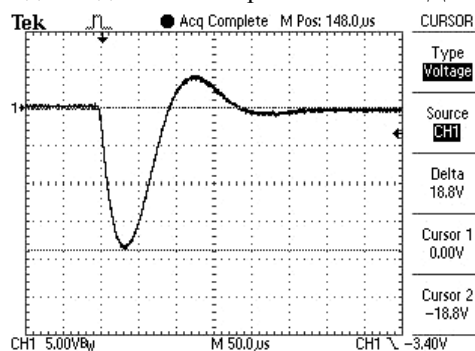


Рис. 3. Осциллограмма импульсной А- компоненты тока искусственной молнии с нормированными АВП в сильноточной разрядной цепи генератора ГИТ-А мощного ГТМ типа УИТОМ-1 ($U_{3A} \approx 29,7$ кВ; $I_{mA} \approx 212$ кА; $J_{aA} \approx 2,09 \cdot 10^6$ Дж/Ом; $\tau \approx 32$ мкс; $\tau_p \approx 500$ мкс; масштаб по вертикали – 56,3 кА/клетка; масштаб по горизонтали – 50 мкс/клетка) [17]

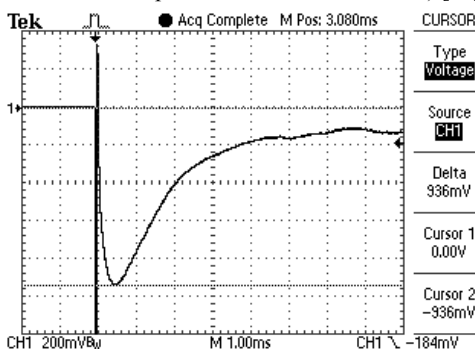


Рис. 4. Осциллограмма промежуточной В- компоненты тока искусственной молнии с нормированными АВП в сильноточной разрядной цепи высоковольтного генератора ГИТ-В мощного ГТМ типа УИТОМ-1 ($U_{3B} \approx 4$ кВ; $I_{mB} \approx 5,28$ кА; $I_C \approx 2,08$ кА; $q_{CB} \approx 10,4$ Кл; $\tau_p \approx 5$ мс; масштаб по вертикали – 1128,4 А/клетка; масштаб по горизонтали – 1 мс/клетка) [17]

На рис. 6 показаны результаты прямого воздействия на опытную модель приемно-передающей антенны самолета отечественного производства только одной импульсной А- компонентой тока искусственной молнии, нормированные согласно [13, 14] АВП которой соответствовали техническим данным, указанным на токовой осциллограмме рис. 3 ($I_{mA} \approx 212$ кА; $J_{aA} \approx 2,09 \cdot 10^6$ Дж/Ом; $\tau \approx 32$ мкс; $\tau_p \approx 500$ мкс) [20].

Из данных рис. 6 наглядно следует то, что разработанная и изготовленная без полного учета международных требований по молниестойкости, приведенных в нормативных документах США [13, 14], опытная модель приемно-передающей антенны отечественного самолета подверглась своему полному разрушению после прямого воздействия на ее радиотех-

нические элементы импульсной A - компоненты тока искусственной молнии с нормированными АВП.

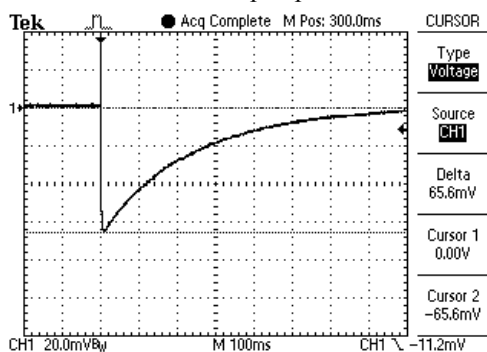


Рис. 5. Осциллограмма длительной C - компоненты тока искусственной молнии с нормированными АВП в высоковольтной разрядной цепи высоковольтного генератора ГИТ-С мощного ГТМ УИТОМ-1 ($U_{3C} \approx 4$ кВ; $I_{mC} \approx 0,74$ кА; $q_{CC} \approx 182$ Кл; $\tau_f \approx 9$ мс; $\tau_p \approx 1000$ мс; масштаб по вертикали – 225,6 А/клетка; масштаб по горизонтали – 100 мс/клетка) [17]

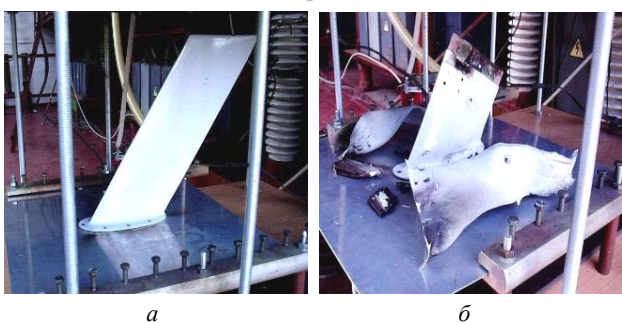


Рис. 6. Внешний вид опытной модели авиационной приемно-передающей антенны отечественного самолета до (а) и после (б) прямого воздействия на нее в высоковольтной разрядной цепи высоковольтного генератора ГИТ-А мощного ГТМ типа УИТОМ-1 лишь одной импульсной A - компоненты тока искусственной молнии с нормированными АВП ($I_{mA} \approx 212$ кА; $J_{aA} \approx 2,09 \cdot 10^6$ Дж/Ом; $\tau_f \approx 32$ мкс; $\tau_p \approx 0,5$ мс) [20]

Зарубежных аналогов мощный высоковольтный генератор тока молнии УИТОМ-1 по схемам построения и синхронизации параллельной работы разрядных цепей его пяти отдельных ГИТ, запасаемой в конденсаторных батареях электрической энергии, формируемым на испытываемой $R_L L_L$ -нагрузке нормированным АВП компонент тока искусственной молнии и своей сравнительно низкой стоимости не имеет [17].

2. Генератор импульса тока временной формы 10/350 мкс искусственной молнии амплитудой до ± 200 кА. На указанном научно-экспериментальном полигоне НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» в 2014 г. нами был создан уникальный мощный высоковольтный высоковольтный генератор тока короткого удара грозового разряда типа ГТМ-10/350 [21], на котором могут проводиться испытания различных наземных объектов ПЭ на молниестойкость к прямому действию на них аperiodического импульса тока искусственной молнии временной формы $\tau_f/\tau_p = (10 \pm 2)$ мкс/(350 \pm 35) мкс обеих полярностей в соответствии с техническими требованиями, изложенными в международных нормативных документах [15, 16]. Основные нормированные АВП данного мощного испытательного импульса тока искусственной молнии, соответствующего короткому удару грозового высоковольтного

ного разряда в защищаемый электроэнергетический объект (ОИ), приведены в табл. 3. Из данных табл. 1 и 3 следует, что мощный испытательный импульс тока короткого грозового высоковольтного разряда временной формы 10/350 мкс по своим энергетическим показателям (прежде всего, по значению соответствующего интеграла действия тока J_a) существенно превышает соответствующие численные показатели для импульсной A - и повторной импульсной D - компонент тока искусственной молнии (см. раздел 1), применяемых при испытаниях различных объектов АТ и РКТ на молниестойкость в соответствии с действующими с требованиями нормативных документов [13, 14].

Таблица 3
Нормированные АВП аperiodического импульса тока временной формы 10 мкс/350 мкс [15, 16]

Наименование параметра импульса тока	Уровень молниезащиты объекта по стандарту IEC 62305-1: 2010		
	I	II	III-IV
Длительность фронта τ_f , мкс	10 \pm 2	10 \pm 2	10 \pm 2
Длительность импульса τ_p на уровне $0,5I_m$, мкс	350 \pm 35	350 \pm 35	350 \pm 35
Амплитуда тока I_m , кА	200 \pm 20	150 \pm 15	100 \pm 10
Интеграл действия тока J_a , 10^6 Дж/Ом	10 \pm 3,5	5,6 \pm 1,96	2,5 \pm 0,875
Заряд q_C , Кл	100 \pm 20	75 \pm 15	50 \pm 10

На рис. 7 приведен общий вид генератора типа ГТМ-10/350, а на рис. 8 представлены принципиальные электрические схемы построения (замещения) его четырех отдельных высоковольтных ГИТ (ГИТ-1 – ГИТ-4, синхронно работающих на одну общую электрическую $R_L L_L$ – нагрузку) и самого этого генератора в целом. Отметим, что генераторы ГИТ-1 – ГИТ-3 укомплектованы высоковольтными малоиндуктивными импульсными конденсаторами типа ИК-50-3 (номинальное напряжение ± 50 кВ; номинальная емкость 3 мкФ), а генератор ГИТ-4 – высоковольтными импульсными конденсаторами типа ИМ2-5-140 (номинальное напряжение ± 5 кВ; номинальная емкость 140 мкФ) [21]. В генераторах ГИТ-1 – ГИТ-3 их конденсаторы (соответственно в количестве 16, 44 и 111 шт.) включены параллельно на номинальное напряжение ± 50 кВ, а в генераторе ГИТ-4 его конденсаторы (в количестве 288 шт.) – последовательно-параллельно (по два последовательно соединенных конденсатора в каждой из 144 параллельно включенных секций) на номинальное напряжение ± 10 кВ. В итоге суммарная номинальная энергоемкость мощного высоковольтного генератора тока искусственной молнии типа ГТМ-10/350 оказывается примерно равной 1,15 МДж [21].

На рис. 9 приведена осциллограмма мощного аperiodического импульса тока временной формы 10/350 мкс с нормированными АВП, полученного в высоковольтной разрядной цепи высоковольтного генератора типа ГТМ-10/350 с низкоомной активно-индуктивной нагрузкой ($R_L \approx 0,1$ Ом; $L_L \approx 1,5$ мкГн).



Рис. 7. Общий вид мощного высоковольтного сильноточного генератора тока искусственной молнии типа ГТМ-10/350 (на переднем плане находится его рабочий стол с размещенным сверху на нем управляемым высоковольтным трех-электродным воздушным коммутатором с графитовыми электродами на напряжение ± 50 кВ и импульсный аperiodический ток молнии амплитудой до ± 220 кА и испытываемым образцом кабельно-проводниковой продукции, а на заднем плане – электротехнические элементы зарядно-разрядных цепей его отдельных высоковольтных генераторов импульсных токов ГИТ-1, ГИТ-2, ГИТ-3 и ГИТ-4) [21]

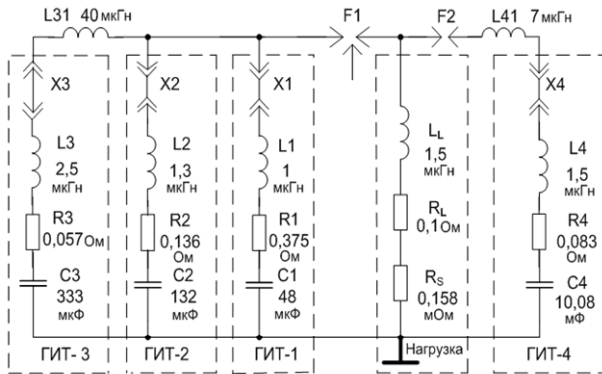


Рис. 8. Электрические схемы замещения сильноточных разрядных цепей четырех отдельных высоковольтных генераторов ГИТ-1 – ГИТ-4 в составе мощного генератора импульса тока 10/350 мкс искусственной молнии типа ГТМ-10/350, работающих на одну общую электрическую $R_L L_L$ – нагрузку ($X1-X4$ – токопроводящие перемычки разрядных цепей ГИТ-1 – ГИТ-4; $R1-R4, L1-L4$ – собственные электрические параметры цепей ГИТ-1 – ГИТ-4; $L31, L41$ – электрические параметры формирующих реактивных элементов для разрядных цепей генераторов ГИТ-3 и ГИТ-4) [21, 22]

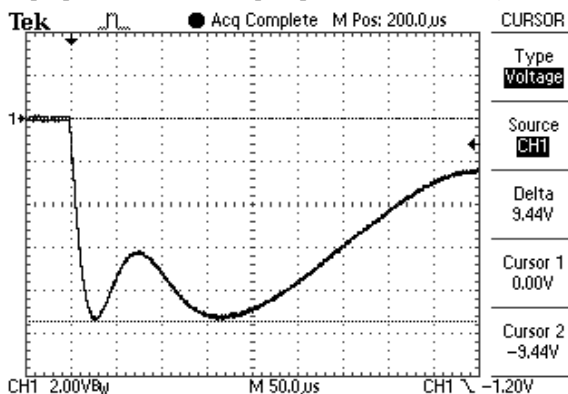


Рис. 9. Осциллограмма аperiodического импульса тока отрицательной полярности в сильноточной разрядной цепи высоковольтного генератора ГТМ-10/350 с активно-индуктивной нагрузкой ($R_L \approx 0,1$ Ом; $L_L \approx 1,5$ мкГн; $U_{31-3} = 15$ кВ; $U_{34} = -2,25$ кВ; $I_m \approx -106$ кА; $J_f \approx 3,03 \cdot 10^6$ Дж/Ом; $q_C \approx -52,2$ Кл; $\tau_f \approx 15$ мкс; $\tau_p \approx 340$ мкс; масштаб по вертикали – 22,52 кА/клетка; масштаб по горизонтали – 50 мкс/клетка) [22]

Измерение АВП аperiodического импульса тока искусственной молнии (см. рис. 9), формируемого в разрядной цепи генератора ГТМ-10/350, выполнялось с помощью измерительного коаксиального шунта типа ШК-300 ($K_S = 11261$ А/В [17]) и цифрового запоминающего осциллографа серии Tektronix TDS 1012. Зарядное напряжение $U_{C1-3} = U_{31-3}$ отрицательной полярности конденсаторов для генераторов ГИТ-1 – ГИТ-3 в этом случае составляло около 15 кВ, а зарядное напряжение $U_{C4} = U_{34}$ той же полярности отдельных конденсаторов для генератора ГИТ-4 – 2,25 кВ.

На рис. 10 приведены результаты воздействия на сплошную алюминиевую жилу сечением 6 мм^2 сетевого провода марки АППВнг2×6 с поливинилхлоридной изоляцией (ПВХ) изоляцией аperiodического импульса тока короткого удара грозового разряда временной формы 17/265 мкс с амплитудой $I_m \approx -83,8$ кА, полученного в разрядной цепи ГТМ-10/350 [23].



Рис. 10. Результаты электротеплового действия в разрядной цепи генератора тока искусственной молнии типа ГТМ-10/350 нормированного аperiodического импульса тока короткого удара грозового разряда временной формы 17/265 мкс с амплитудой $I_m \approx -83,8$ кА на опытный образец сетевого провода марки АППВнг2×6 с ПВХ изоляцией и сплошной алюминиевой жилой поперечным сечением 6 мм^2 [23]

Из данных рис. 10 видно, что опытный образец сетевого провода марки АППВнг2×6 с ПВХ изоляцией (ОИ) указанного электротермического воздействия нормированного по [15, 16] аperiodического импульса тока искусственной молнии не выдержал. Его сплошная круглая алюминиевая жила сечением 6 мм^2 вместе с его ПВХ изоляцией из-за наступления в ней (жиле) явления электрического взрыва (ЭВ) подверглись сублимации и полному разрушению. Отметим, что ЭВ испытываемого в разрядной цепи ГТМ-10/350 на термическую стойкость к указанному мощному импульсу тока искусственной молнии опытного образца сетевого провода с токонесущей алюминиевой частью вызывает заметную деформацию воздействующего на него импульса тока. При этом происходит увеличение значений τ_f и уменьшение значений τ_p . Зарубежных аналогов мощный высоковольтный генератор тока молнии типа ГТМ-10/350 по схемам построения и синхронизации параллельной работы разрядных цепей четырех отдельных ГИТ, запасаемой в конденсаторных батареях электрической энергии, формируемым на $R_L L_L$ -нагрузке нормированным АВП импульса тока короткого удара грозового разряда и своей сравнительно низкой стоимости не имеет [21].

3. Генератор стандартных коммутационных аperiodических импульсов напряжения амплитудой до ± 2 МВ. Для испытаний электрической прочно-

сти изоляции объектов на научно-экспериментальном полигоне НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» в 2012 г. был создан мощный генератор коммутационных импульсов напряжения (ГКИН), позволяющий формировать на электрической нагрузке с емкостной характеристикой (например, на изоляторах, высоковольтных вводах, разъединителях, конденсаторах, трансформаторах и др.) стандартные аperiodические импульсы напряжения положительной (отрицательной) полярности временной формы $T_g/\tau_p \approx 205$ мкс/1900 мкс, где T_g , τ_p – соответственно время подъема и длительность на уровне $0,5U_m$ импульса напряжения, при их амплитуде U_m до ± 2 МВ [12, 24]. На рис. 11 приведен общий вид этого сверхвысоковольтного генератора.



Рис. 11. Общий вид ГКИН-2, формирующего на испытуемом объекте электроэнергетики стандартный коммутационный аperiodический импульс напряжения временной формы $T_g/\tau_p \approx 205/1900$ мкс амплитудой U_m до 2 МВ (справа размещен модернизированный генератор ГИН-4, а слева установлена изоляционная опора высотой 11 м с нагрузочной емкостью $C_f \approx 13,3$ нФ на 3 МВ, к верхнему потенциальному электроду которой подсоединены от генератора ГИН-4 формирующий $R_f \approx 4,28$ кОм и от нагрузочной емкости – токоограничивающий $R_T \approx 4,59$ кОм резисторы) [24]

На рис. 12 показана принципиальная электрическая схема сверхвысоковольтного генератора ГКИН-2, собранного на базе использования модернизированного нами в 2012 г. для целей формирования на электроэнергетических объектах испытаний (ОИ) согласно требований [12] стандартного коммутационного аperiodического импульса напряжения временной формы (250 ± 50) мкс/ (2500 ± 750) мкс генератора импульсных напряжений (ГИН) на номинальное напряжение 4 МВ и запасаемую электрическую энергию до 1 МДж [25], построенного на указанном полигоне (полевым стенде) института в 1970-х годах по классической схеме Аркадьева-Маркса [26]. Отметим, что ГИН-4 (см. рис. 12) имеет этажерочную конструкцию и содержит 16 каскадов, в состав каждого из которых (за исключением первого от земли каскада) входит один неуправляемый воздушный двухэлектродный шаровой разрядник F диаметром 125 мм и восемь высоковольтных конденсаторов C в металлическом корпусе КБМГ-125/1 (номинальное напряжение ± 125 кВ; емкость 1 мкФ) собственной разработки [25, 27].

Первый от земли каскад генератора ГИН-4 снабжен высоковольтным управляемым воздушным трехэлектродным шаровым разрядником (тригatronом) F_1 диаметром 125 мм, запускаемым от специального генератора пусковых импульсов (ГПИ) собственной разработки НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ», подающего на электроды тригatronа F_1 затухающие им-

пульсы микросекундной длительности, характеризующиеся амплитудой напряжения до ± 10 кВ [28].

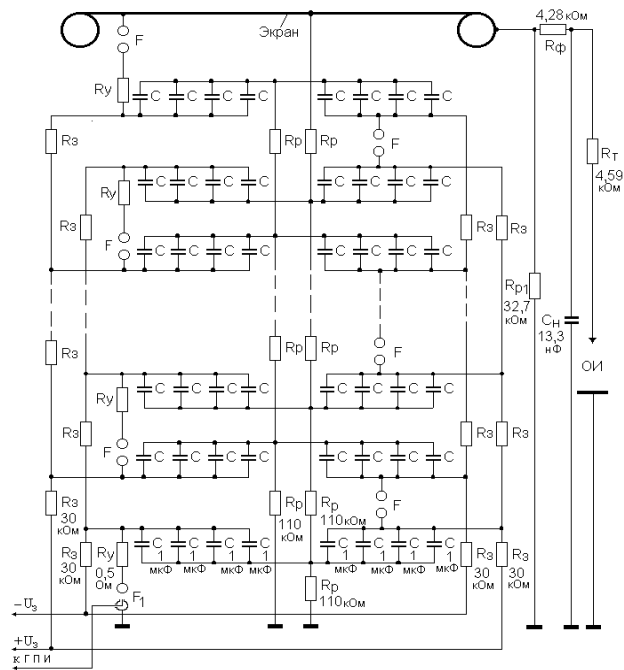


Рис. 12. Принципиальная электрическая схема сверхвысоковольтного ГКИН-2, собранного на базе модернизированного мощного двухполярного генератора ГИН-4 на номинальное напряжение 4 МВ, подсоединенного к предлагаемой схеме формирования стандартных коммутационных аperiodических импульсов напряжения на ОИ (двухэлектродной системе «игла-плоскость» с длинным воздушным разрядным промежутком), содержащей дополнительный разрядный резистор $R_{d1} = R_{p1} \approx 32,7$ кОм, формирующий резистор $R_f = R_{\phi} \approx 4,28$ кОм, нагрузочную емкость $C_f = C_H \approx 13,3$ нФ и токоограничивающий резистор $R_T = R_T \approx 4,59$ кОм [24]

Модernизированный нами ГИН-4 в каждой из ветвей заряда положительной и отрицательной полярностей до постоянного напряжения $\pm U_C = \pm U_3$ конденсаторов C с фарфоровыми изоляторами (см. рис. 12) содержит вместо низкоомных зарядных резисторов номиналом 500 Ом высокоомные зарядные резисторы $R_C = R_3 \approx 30$ кОм при их общем количестве 32 шт.

Каждый из 16 каскадов ГИН-4 на номинальное напряжение 250 кВ снабжен одним успокоительным резистором $R_{C1} = R_Y \approx 0,5$ Ом. Параллельный заряд конденсаторов C в ГИН-4 до соответствующего постоянного напряжения $\pm U_C = \pm U_3$ осуществляется от двух мощных высоковольтных зарядных устройств ГКИН-2 через четыре цепочки последовательно соединенных зарядных $R_C = R_3 \approx 30$ кОм (по 16 шт. для каждой из двух разнополярных ветвей заряда) и две цепочки последовательно соединенных разрядных $R_d = R_p \approx 110$ кОм (по 8 шт. в каждой при суммарном разрядном сопротивлении ГИН-4, равном 440 кОм) резисторов, каждый из которых был рассчитан на номинальное напряжение 500 кВ. Сверху конструкция ГИН-4 содержит подключенный к его разрядной цепи стальной экран прямоугольной формы с круглыми закраинами, к которому гальванически подсоединяются указанные на рис. 12 формирующие элементы и требуемые ОИ.

На рис. 13 приведена осциллограмма полного стандартного коммутационного аperiodического им-

пульса напряжения положительной полярности временной формы $T_g/\tau_p \approx 205/1900$ мкс с амплитудой $U_m \approx 783,2$ кВ, полученного с помощью разряда описанного сверхвысоковольтного генератора ГКИН-2 на электрическую нагрузку (ОИ), выполненную в виде длинного воздушного промежутка (длиной около 3 м) в двухэлектродной системе «игла-плоскость» (рис. 14, для «иглы») был использован стальной стержень, а для «плоскости» – оцинкованные листы размером 5×5 м).

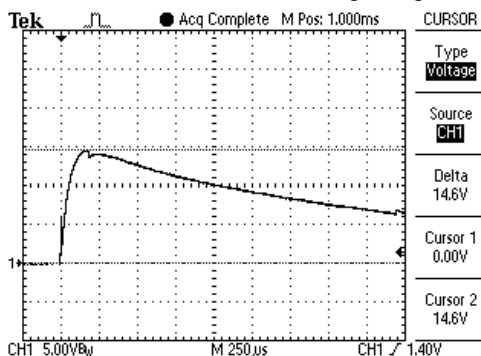


Рис. 13. Осциллограмма полного коммутационного аperiodического импульса напряжения положительной полярности на двухэлектродной системе «игла-плоскость» с длиной воздушного промежутка в 3 м ($U_3 \approx \pm 40$ кВ; $U_m \approx 783,2$ кВ; $T_g \approx 205$ мкс; $\tau_p \approx 1900$ мкс; масштаб по вертикали – 268,2 кВ/клетка; масштаб по горизонтали – 250 мкс/клетка) [29]



Рис. 14. Общий вид ОИ – двухэлектродной системы «игла-плоскость» с длиной воздушного промежутка 3 м, к верхнему электроду которой гальванически подсоединены ГКИН-2 и измерительный омический делитель импульсного напряжения ОДН-2 на номинальное напряжение $\pm 2,5$ МВ [29]

Отметим, что при измерении АВП коммутационных импульсов напряжения временной формы $T_g/\tau_p \approx 205/1900$ мкс, формируемых в разрядной цепи ГКИН-2 на указанном выше на рис. 14 ОИ, были применены согласованно включенный в измерительную цепь сверхвысоковольтный омический делитель импульсного напряжения типа ОДН-2 [29], имеющий коэффициент деления $K_d \approx 53650$, и экранированную кабельную линию передачи от ОИ полезного электрического сигнала длиной до 60 м, и запоминающий цифровой осциллограф Tektronix TDS 1012, размещенный вдали от рассматриваемого ГКИН-2 в заглубленном экранированном измерительном бункере.

На рис. 15 показана осциллограмма срезанного на фронте коммутационного аperiodического импульса напряжения положительной полярности амплитудой $U_m \approx 1030$ кВ, полученного с помощью ГКИН-2 при электрическом пробое воздушной изоля-

ции длиной 3 м в двухэлектродной разрядной системе «игла-плоскость», приведенной на рис. 14. Видно, что в этом случае время его среза составляет $T_C \approx 90$ мкс.

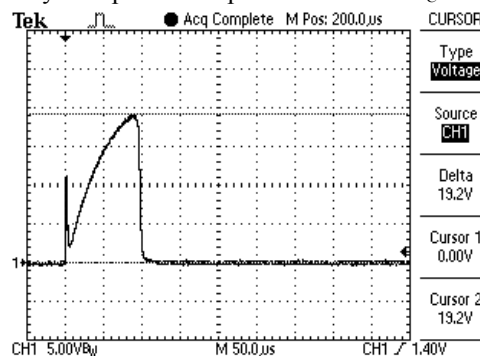


Рис. 15. Осциллограмма срезанного сверхвысокого коммутационного аperiodического импульса напряжения положительной полярности на двухэлектродной системе «игла-плоскость» с длиной воздушного промежутка в 3 м ($U_3 \approx \pm 60$ кВ; $U_m \approx 1030$ кВ; $T_C \approx 90$ мкс; масштаб по вертикали – 268,2 кВ/клетка; масштаб по горизонтали – 50 мкс/клетка) [29]

Укажем, что из данных рис. 13 и рис. 15 вытекает, что на фронте генерируемого с помощью ГКИН-2 коммутационного аperiodического импульса напряжения временной формы $T_g/\tau_p \approx 205/1900$ мкс наблюдается пикообразный всплеск длительностью до 7 мкс [24], обусловленный особенностью работы используемого в испытательной схеме сверхвысоковольтного генератора ГИН-4, связанной с наличием в нем наверху стального экрана-крыши площадью до 60 м² и быстрым зарядом-разрядом его паразитной электрической емкости в процессе мощного разряда на формирующие электрические элементы и ОИ согласно схемы рис. 12 силовых конденсаторов $C=1$ мкФ всех каскадов ГИН-4 (при емкости «в разряде» этого ГИН, равной примерно 0,125 мкФ) при срабатывании его высоковольтных искровых разрядников F_1 и F . Зарубежных аналогов мощный сверхвысоковольтный генератор аperiodических коммутационных импульсов напряжения ГКИН-2 по схемам построения своих зарядно-разрядных цепей (каскадов) и нормированным АВП формируемого на объекте испытаний стандартного аperiodического коммутационного импульса напряжения 250/2500 мкс на сегодня не имеет [24].

4. Генератор TI-CS115 (NCS08). Данный генератор предназначен для проведения испытаний составных частей ОВВТ на кондуктивную восприимчивость к импульсным токам вида CS115 [9] и NCS08 [7]. Ввод испытательных токов в ОИ осуществляется путем их подачи в жгуты кабелей через инжекторы. Общий вид данного генератора приведен на рис. 16.



Рис. 16. Генератор типа TI-CS115 (NCS08), воспроизводящий на ОИ импульсные токи вида CS115 [9] и NCS08 [7]

Испытательный импульс тока, формируемый генератором типа TI-CS115 (NCS08) на электрической нагрузке, имеет трапециевидную форму со временем нарастания фронта $T_F \approx 2$ нс, временем спада $T_D \approx 2$ нс и длительностью горизонтального участка $T \approx 30$ нс. На рис. 17-19 показаны типовые осциллограммы испыта-

тельного импульса тока требуемой по [9] формы.

Выходные характеристики генератора TI-CS115 (NCS08) приведены в табл. 4. Известных зарубежных аналогов генератор импульсных токов вида CS115 [9] и NCS08 [7] по АВП испытательных импульсов тока специальной формы (см. рис. 17-19) не имеет.

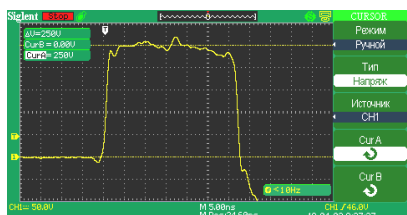


Рис. 17. Типовая осциллограмма испытательного импульса тока вида CS115 амплитудой 5 А положительной полярности, формируемого генератором типа TI-CS115 (NCS08)

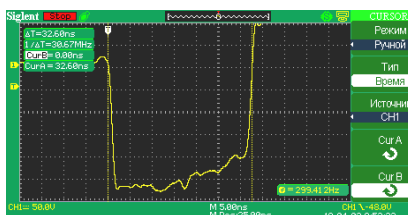


Рис. 18. Типовая осциллограмма испытательного импульса тока вида CS115 амплитудой 5 А отрицательной полярности, формируемого генератором типа TI-CS115 (NCS08)

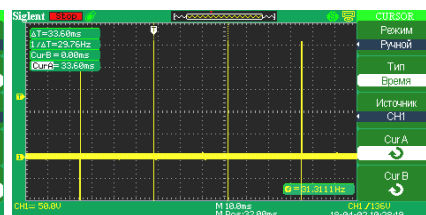


Рис. 19. Типовая осциллограмма частоты следования $f_F = 30$ Гц испытательного импульса тока вида CS115, формируемого генератором типа TI-CS115 (NCS08)

Таблица 4

Результаты определения характеристик генератора TI-CS115(NCS08) в режиме измерения его импульсов тока

Технические характеристики выходного импульса тока	Сила тока I_p , А	T , нс	T_F , нс	T_D , нс	f_F , Гц	Форма импульса
Требования нормативных документов [7, 9]	5+1	не менее 30 нс	не более 2 нс	не более 2 нс	30 Гц \pm 3 Гц	Трапециевидная
Фактические значения для положительного импульса	5 \pm 0,06	32,8	1,92	1,92	29,94 \pm 0,27	Трапециевидная
Фактические значения для отрицательного импульса	5 \pm 0,07	32,6	1,96	1,84	29,94 \pm 0,36	Трапециевидная
Заключение о соответствии	соответствует	соответствует	соответствует	соответствует	соответствует	соответствует

Примечание: T – длительность горизонтального участка импульса тока; T_F – время нарастания фронта импульса тока; T_D – время спада импульса тока; f_F – частота следования импульсов тока.

5. Генератор TI-CS116 (NCS09). Этот высокочастотный генератор предназначен для проведения испытаний составных частей ОБВТ на кондуктивную восприимчивость к импульсным токам вида CS116 [9] и NCS09 [7] также способом подачи формируемых им испытательных импульсов тока в жгуты их кабелей через инжекторы. При этом импульсы тока имеет форму затухающей синусоиды, частота f_0 которой варьируется в диапазоне от 10 кГц до 80 МГц. Значения силы тока задаются в зависимости от частоты f_0 синусоидальных колебаний импульсного тока. Декремент колебаний тока также регламентируется требованиями по [7, 9]. Внешний вид генератора типа TI-CS116 (NCS09) приведен на рис. 20.

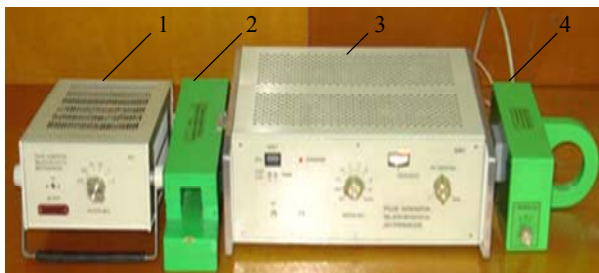


Рис. 20. Общий вид высокочастотного генератора типа TI-CS116 (NCS09) (1 – блок F1; 2 – инжектор IG-3; 3 – блок питания DP; 4 – блок F2 с вставленным модулем M10)

Блок-схема построения данного генератора представлена на рис. 21, а основные технические дан-

ные о параметрах генерируемого им импульсного тока приведены в табл. 5 и 6.

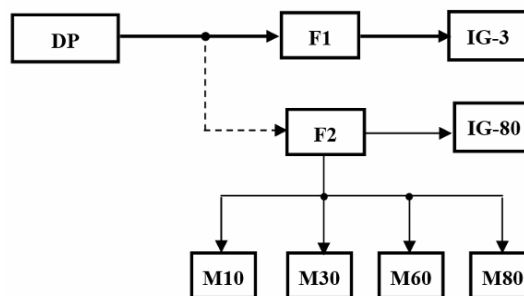


Рис. 21. Блок-схема построения высокочастотного генератора типа TI-CS116 (NCS09) (DP – блок питания и управления коммутаторами; F1 – блок формирования частот от 10 кГц до 3 МГц; F2 – блок формирования частот от 10 МГц до 80 МГц; M10 – сменный модуль частотой 10 МГц; M30 – сменный модуль частотой 30 МГц; M60 – сменный модуль частотой 60 МГц; M80 – сменный модуль частотой 80 МГц; IG-3 – инжектор для частот от 10 кГц до 3 МГц; IG-80 – инжектор для частот от 10 МГц до 80 МГц)

Осциллограммы силы тока I_p для нескольких частот f_0 из их указанного выше диапазона представлены на рис. 22-24. Сравнение технических требований нормативных документов (НД) по [7, 9], предъявляемых к формируемым импульсам тока, с АВП генерируемых данной электроустановкой импульсов тока, полученными нами в процессе верификации испыта-

тельного электротехнического оборудования, одно-значно указывает на их полное соответствие. Укажем, что на сегодня зарубежных аналогов высокочастот-

ный генератор TI-CS116 (NCS09) по АВП формируемых испытательных импульсов тока также не имеет.

Таблица 5

Зависимость пикового значения силы импульсного тока I_p от его частоты f_0

Частота f_0 , МГц	0,01	0,03	0,1	0,3	1	3	10	30	60	80
Сила тока I_p по НД [7, 9], А	0,1+0,02	0,3+0,06	1+0,2	3+0,6	10+2	10+2	10+2	10+2	5+1	3,8+0,8
Сила тока I_p по результатам верификации, А	положительная полярность импульсного тока									
	0,101±0,002	0,3±0,001	1,01±0,013	3±0,08	10,08±0,05	10,08±0,009	10,08±0,05	10,08±0,11	5,04±0,04	3,84±0,02
	отрицательная полярность импульсного тока									
	0,101±0,002	0,3±0,003	1,01±0,007	3±0,08	10,08±0,04	10,08±0,009	10,08±0,05	10,08±0,008	5,04±0,04	3,84±0,03

Таблица 6

Зависимость силы импульсного тока I_p по циклам от частоты f_0

N (номер цикла)	I_N/I_p по НД [7, 9]	Частота f_0 , МГц									
		0,01	0,03	0,1	0,3	1	3	10	30	60	80
		I_N/I_p по результатам верификации (I_N – ток N-го цикла; I_p – нормированный ток)									
1	от 0,73 до 0,85	положительная полярность импульсного тока									
		0,85	0,80	0,81	0,83	0,73	0,73	0,73	0,73	0,75	0,74
		отрицательная полярность импульсного тока									
2	от 0,53 до 0,73	положительная полярность импульсного тока									
		0,59	0,60	0,58	0,65	0,59	0,54	0,59	0,55	0,54	0,54
		отрицательная полярность импульсного тока									
3	от 0,39 до 0,62	положительная полярность импульсного тока									
		0,40	0,43	0,43	0,49	0,48	0,44	0,44	0,39	0,39	0,40
		отрицательная полярность импульсного тока									
4	от 0,28 до 0,53	положительная полярность импульсного тока									
		0,30	0,28	0,29	0,37	0,37	0,37	0,35	0,29	0,29	0,28
		отрицательная полярность импульсного тока									
		0,30	0,28	0,29	0,37	0,37	0,37	0,35	0,29	0,29	0,28

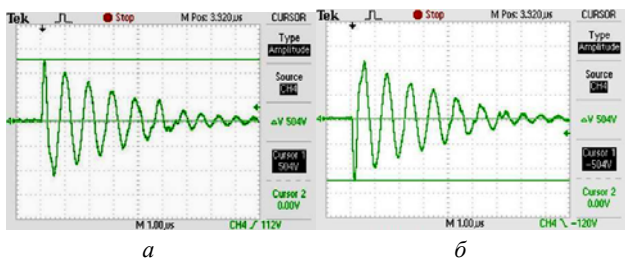


Рис. 22. Типовые осциллограммы испытательного импульсного тока вида CS116 частотой $f_0=1$ МГц и амплитудой 10 А (а – положительная, б – отрицательная полярности)

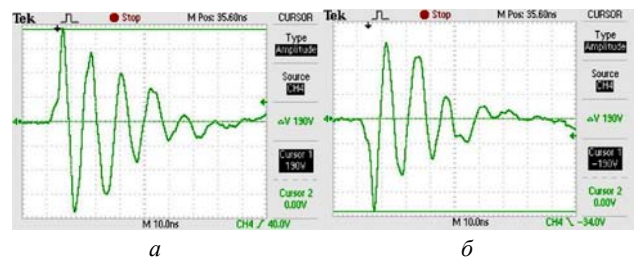


Рис. 24. Типовые осциллограммы испытательного импульса тока вида CS116 частотой $f_0=80$ МГц и амплитудой 3,8 А (а – положительная, б – отрицательная полярности)

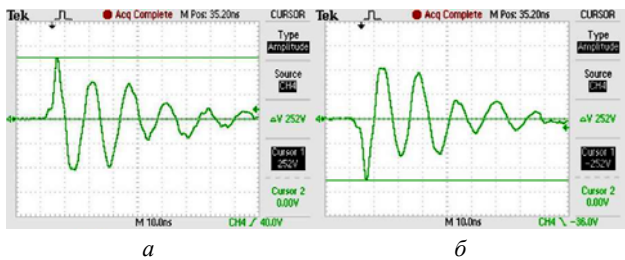


Рис. 23. Типовые осциллограммы испытательного импульсного тока вида CS116 частотой $f_0=60$ МГц и амплитудой 5 А (а – положительная, б – отрицательная полярности)

6. Генератор G-NCS10. Данный генератор импульсов тока предназначен для проведения испытательных составных частей ОБВТ на молниестойкость по виду NCS10 согласно разделу 3.25 стандарта НАТО АЕСТР-500: 2016 [7]. Общий вид высоковольтного генератора G-NCS10 приведен на рис. 25. Этот генератор позволяет формировать на ОИ мощный аперриодический импульс тока временной формы 50 мкс/500 мкс силой тока до 10 кА при напряжении заряда его конденсаторной батареи до 2 кВ. Генератор G-NCS10 отличается от схем зарубежных электроприборов по-

добного класса [7] оригинальностью конструкции своих зарядно-разрядных цепей и высокими удельными техническими характеристиками на выходе. Этот генератор аналогов за рубежом по схемам построения своих формирующих электрических цепей и сравнительно низкой стоимости на сегодня не имеет.



Рис. 25. Общий вид высоковольтного генератора импульсов тока типа G-NCS10, реализующего требования стандарта НАТО АЕСТР-500: 2016 при испытаниях ОБВТ по виду NCS10 (НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ», г. Харьков, 2018 г.)

В институте была разработана математическая модель оценки распределения по поверхности ЛА вероятности попадания в него молнии. Проведена экспериментальная апробация компьютерной программы для этого научного направления на модели самолета А320. Кадры процесса таких высоковольтных испытаний ЛА с применением генератора G-NCS10 и иных генераторов представлены на рис. 26. В ходе данных испытаний установлено, что рекомендации документов США SAE ARP 5414 [30] и SAE ARP 5416 [14] требуют уточнения, обусловленного отличием стримерно-лидерных процессов на реальных и масштабных ОИ. Решение этой задачи важно не только для ЛА, но и для других образцов ОБВТ.



Рис. 26. Кадры из процесса экспериментального определения вероятных мест удара молнии в модель самолета

В табл. 7 представлен перечень основных видов испытаний, которые регламентируются стандартом НАТО согласно [7], и возможности их реализации в нашем институте с учетом перспективных разработок, завершение которых запланировано на конец 2020 г.

Таблица 7

Номенклатура испытаний и измерений (выборка из табл. 501-6 и 501-7 стандарта АЕСТР-500: 2016 [7])

Вид испытаний	Название	Вид платформы	Степень реализации
1	2	3	4
NCE01	Conducted Emissions, Power Leads, 30 Hz to 10 kHz	Только ПЛ и ВВС	Полная
NCE02	Conducted Emissions, Power Leads, 10 kHz to 10 MHz	Все виды	Полная
NCE04	Conducted Emissions, Exported Transients on Power Leads	Кроме космоса	Полная
NCE05	Conducted Emissions, Power, Control & Signal Leads, 30 Hz to 150 MHz	Кроме космоса	Полная
NCS01	Conducted Susceptibility, Power Leads, 30 Hz to 150 kHz	Все виды	Полная
NCS02	Conducted Susceptibility, Control & Signal Leads, 20 Hz to 50 kHz	Кроме космоса	Полная
NCS07	Conducted Susceptibility, Bulk Cable Injection, 10 kHz to 200 MHz	Все виды	Полная
NCS08	Conducted Susceptibility, Bulk Cable Injection, Impulse Excitation	Кроме кораблей и ПЛ	Полная
NCS09	Conducted Susceptibility, Damped Sinusoidal Transients, Cables and Power Leads, 10 kHz to 100 MHz	Все виды	Полная
NCS10	Conducted Susceptibility, Imported Lighting Transients	Только ВВС	Полная
NCS12	Conducted Susceptibility, Electrostatic Discharge	Только наземные и ВВС	Полная
NRE01	Radiated Emissions, Magnetic Field, 30 Hz to 100 kHz	Кроме космоса	Полная
NRE02	Radiated Emissions, Electric Field, 10 kHz to 18 GHz	Все виды	До 6 ГГц
NRS01	Radiated Susceptibility, Magnetic Field, 30 Hz to 100 kHz	Кроме космоса	Полная
NRS02	Radiated Susceptibility, Electric Field, 50 kHz to 40 GHz	Все виды	До 6 ГГц; до 50 В/м

Примечание: ПЛ – подводные лодки; ВВС – военно-воздушные силы; все виды – включают надводные корабли, подводные лодки; сухопутные войска, военно-воздушные силы; космические системы и стартовые комплексы.

7. Установка для контроля состояния электробезопасности и систем заземления объектов электроэнергетики. При выполнении этого контроля определяются электрические и технологические параметры ЗУ требуемых энергообъектов. К таким параметрам относятся: сопротивление ЗУ; напряжение на ЗУ; напряжение прикосновения и конструктивное исполнение ЗУ. Проведенный сотрудниками института анализ по результатам диагностики ЗУ более 1200

энергообъектов Украины (в том числе, четырех АЭС, 15 ТЭС, четырех ГЭС, 100 подстанций классом напряжения 220-750 кВ, 900 подстанций классом напряжения 35-150 кВ и др.) показал, что при КЗ в энергосистеме превышение допустимого значения напряжения прикосновения на энергообъектах фиксируется на более чем 75 % подстанций классом напряжения 110-750 кВ. Наибольшее распространение в мировой практике контроля безопасной эксплуатации электроустановок и при экспериментальном измерении напряжения прикосновения на энергообъектах получил способ, основанный на использовании «метода малого тока» с последующим приведением измеренного напряжения прикосновения прямо пропорционально отношению реального тока КЗ к измерительному току на объекте [31, 32]. Способ, основанный на применении для указанных целей непосредственно тока КЗ, является крайне опасным как для электрооборудования, так и для обслуживающего его персонала.

В НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» на сегодня успешно выполняются электроработы, направленные на повышение надежности эксплуатации промышленных предприятий, энергообъектов и транспортной инфраструктуры за счет разработки оптимальных рекомендаций для модернизации их ЗУ на основе проведения на действующих в Украине энергообъектах электромагнитной диагностики. С этой целью в нашем институте в 1990-е годы был разработан и создан измерительный комплекс для диагностики состояния ЗУ энергообъектов типа КДЗ-1, основные технические характеристики которого были приведены в [33]. В 2019 г. нами был создан новый прибор МВ 1000, характеристики которого (табл. 8) соответствуют мировому уровню по полноте охвата требований стандартов МЭК в части обеспечения безопасной эксплуатации электроустановок [34]. Он позволяет определять сопротивления контактных соединений и ЗУ; напряжение на ЗУ; напряжение шага; напряжение прикосновения и топологию расположения ЗУ в грунте.

Таблица 8

Технические характеристики прибора типа МВ 1000

Наименование параметра	Значение
Частота генерируемого переменного напряжения и тока, Гц	57 ± 1 ; 263 ± 2 ; 523 ± 3 ; 993 ± 3
Диапазон измерения генерируемого переменного напряжения, В	от 0,5 до 45
Диапазон измерения генерируемого переменного тока, А	от 0,05 до 8,0
Относительная погрешность измерения напряжения (тока), %, не более	± 4

На рис. 27 приведена схема измерения напряжения прикосновения с помощью этой установки. Согласно этой схеме потенциальный электрод P должен имитировать две ступни человека. Для этого используют специальный электрод-пластину с контактной поверхностью размером (25×25) см². Для создания надежного контакта этого электрода с землей, на него устанавливается груз весом не менее 25 кг. Вольтметр шунтируется резистором с сопротивлением R_B , которое должно быть равно сопротивлению тела человека (как правило, оно принимается равным около 1000 Ом).

Горизонтальное расстояние от места контакта ступней человека к пластине до металлоконструкции объекта принимается равным от 0,8 м до 1 м [32].

Токовый электрод C (см. рис. 27) от места измерения напряжения прикосновения располагают на расстоянии, равном $(2-3)D$, где D – диагональ ЗУ. Такое расстояние было принято для эквивалентного однородного грунта по [31]. Генератор подключается к оборудованию и электроду C , а вольтметр включают между потенциальным электродом и оборудованием. Для моделирования наиболее неблагоприятных сезонных условий место установки потенциального электрода P увлажняется. Измеренные значения напряжения прикосновения приводят к реальному току КЗ и сравнивают полученный результат с известным допустимым нормированным значением напряжения.

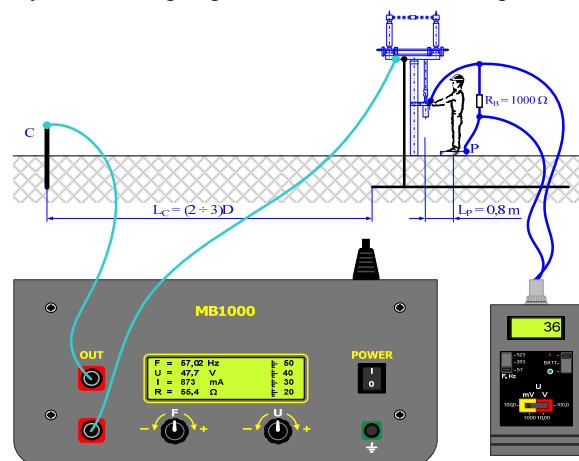


Рис. 27. Схема измерения напряжения прикосновения

Следует отметить то, что указанный электроприбор типа МВ 1000 позволяет определять топологию расположения ЗУ без раскрытия грунта в месте проведения работ по его (этого ЗУ) диагностике (рис. 28).

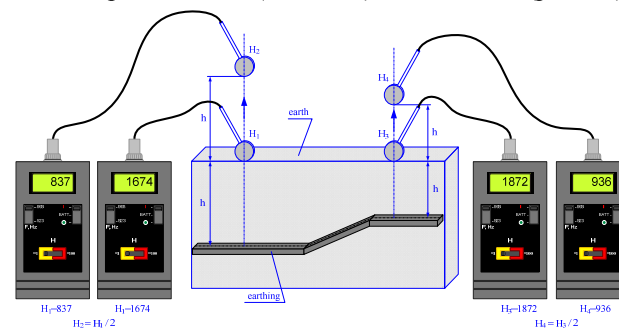


Рис. 28. Схема определения топологии расположения ЗУ объекта с применением электроустановки типа МВ 1000

Использование нового электроприбора типа МВ 1000 при диагностике состояния ЗУ позволяет:

- повысить точность определения параметров ЗУ (погрешность – до 4 %, а у аналогов – до 10 %);
- окончательно перейти в Украине к европейской модели определения нормированных параметров ЗУ энергообъектов, где главными параметрами являются напряжение прикосновения и напряжение шага;
- повысить надежность работы и безопасность эксплуатации действующих отечественных электрических станций (ТЭС, АЭС, ГЭС) и подстанций;

• повысить конкурентоспособность НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» в Украине и выйти на европейский электрорынок в части диагностики ЗУ (первым шагом для достижения подобной коммерческой цели стало представление прибора MB 1000 на международной технической выставке «ENERGETAB» (г. Бельско-Бяла (Польша), 17-19 сентября 2019 г.)).

8. Установка для определения импульсного сопротивления молниеотводов и опор линий электропередачи. В отечественном документе [35] отсутствует понятие импульсного сопротивления ЗУ. Однако, в международных требованиях, в частности согласно [15, 36], сопротивление ЗУ молниеотводов и опор воздушных линий электропередачи (ЛЭП) определяется при действии на них импульса тока с заданными АВП как отношение пикового значения напряжения на ЗУ к пиковому значению тока, протекающего по ЗУ. В мире существует ряд приборов, которые позволяют определять импульсное сопротивление ЗУ. В [37] был представлен подробный анализ существующих переносных приборов подобного назначения, среди которых имеются польские WG-407, WG-507 и MRU-200, японский PET-7, ZED-meter производства США, украинский ИК-1У и российский измеритель импеданса. При этом следует отметить то, что среди перечисленных приборов всего три позволяют проводить измерения при имитации воздействия на энергообъекты грозовых импульсов напряжения (тока), а именно: WG-507 с импульсом напряжения (тока) 4/10 мкс, MRU-200 с импульсами напряжения (тока) 4/10 мкс и 10/350 мкс и ИК-1У с импульсами напряжения (тока) временной формы 1,2/50 мкс и 8/20 мкс.

В этой связи специалистами НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» был усовершенствован существующий измерительный комплекс типа ИК-1У за счет «растяжения» длительности требуемого импульса тока 10/350 мкс в режиме формирования импульса тока 8/20 мкс при уменьшении его амплитуды [37]. Это было достигнуто разработкой нового формирующего блока и расширением диапазона измерения импульсного вольтметра. Кроме того, это позволило минимизировать расходы за счет сохранения основных схемотехнических решений генератора ИК-1У. Выбор элементов для новой приставки прибора был определен с помощью программного комплекса *MicroCap* в режиме анализа переходных процессов (*Transient Analysis*) с учетом существующих номиналов активных и реактивных элементов. Результаты моделирования работы комплекса ИК-1У с формирующим блоком в режиме 10/350 мкс (рис. 29, а и б) показывают соответствие временных параметров формируемого в нем импульса тока нормативному документу [15].

По результатам проведенного моделирования был создан макет формирующего блока для нового прибора в виде приставки к существующему комплексу ИК-1У. На рис. 30 приведены осциллограммы фронта и длительности грозового аperiodического импульса тока 10/350 мкс, получаемого в ИК-1У [37].

В табл. 9 приведены основные технические характеристики усовершенствованного измерительного комплекса ИК-1У с новым формирующим блоком. После модернизации электроустановка ИК-1У позво-

ляет выполнять электродиагностику ЗУ и опор ЛЭП тремя временными формами импульсов напряжения (тока) (1,2/50 мкс, 8/20 мкс и 10/350 мкс), что существенно отличает ее от зарубежных аналогов [37].

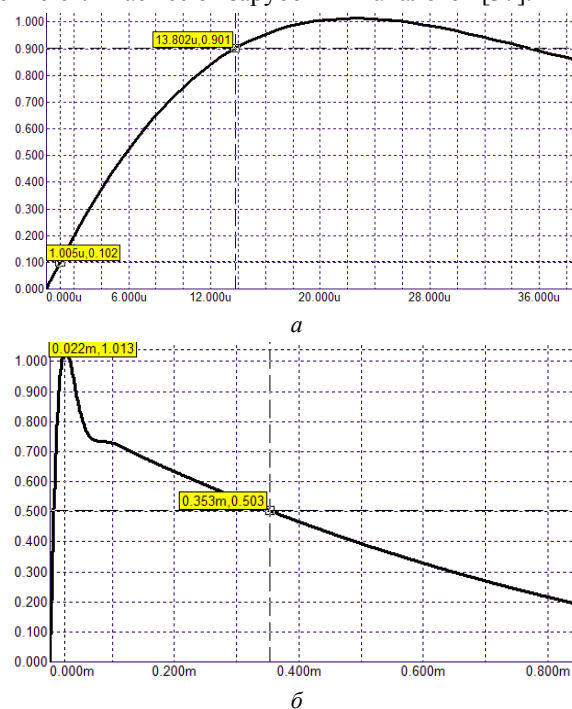


Рис. 29. Результаты моделирования для генератора ИК-1У фронта аperiodического импульса тока (а) и его длительности (б) в программном комплексе *MicroCap* [37]

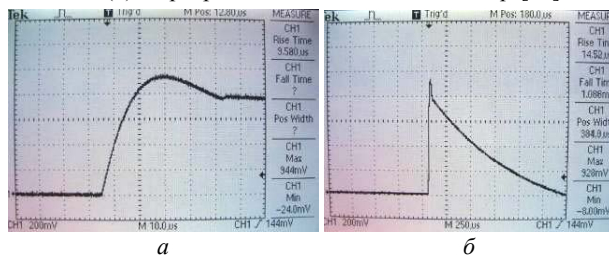


Рис. 30. Осциллограммы фронта импульса тока (а) и его длительности (б) в режиме формирования временной формы 10/350 мкс модернизированным комплексом ИК-1У [37]

Таблица 9
Технические характеристики комплекса ИК-1У [37]

Наименование параметра	Значение
Фронты импульсов напряжения и тока (на уровнях 0,1–0,9 от его амплитуды), мкс	$1,2 \pm 0,1$; $8 \pm 0,8$; $10 \pm 2,0$
Длительности импульсов напряжения и тока (на уровне 0,5 от их амплитуды), мкс	50 ± 5 ; 20 ± 4 ; 350 ± 35
Максимальная амплитуда импульсов напряжения, генерируемых для форм 1,2/50 мкс и 8/20 мкс (в режиме 10/350 мкс), В	1000 (600)
Диапазон измерений амплитуды импульсов напряжения, В	от 0,5 до 200
Максимальная амплитуда импульсов тока, генерируемых для форм 1,2/50 мкс и 8/20 мкс (в режиме 10/350 мкс), А	25 ± 5 ($1 \pm 0,05$)
Диапазон измерений амплитуды импульсов тока, А	от 0,1 до 25
Относительная погрешность измерения напряжения (тока) %, не более	10

Модернизированный комплекс ИК-1У успешно прошел тестирование при выполнении электромагнитной диагностики состояния ЗУ на более чем 100 действующих электрических подстанциях Украины.

9. Электропривод и полевые характеристики для решения задач обеспечения его ЭМС. В институте получило развитие новое научно-техническое направление, связанное с разработкой и исследованием электропривода на основе линейных двигателей (ЛД) электромагнитного и индукторного типов, а также вентиляльно-индукторных машин (ВИМ) [38, 39]. При практическом применении таких ЛД и ВИМ в составе электроприводов различных устройств и систем одной из важнейших задач является обеспечение их ЭМС. В этой связи на первый план вышли работы по исследованию переходных электромагнитных процессов и расчету магнитных полей в ЛД и ВИМ. Для математического моделирования указанных электро-механических систем нами были применены:

- моделирование на основе решения дифференциальных уравнений электрических цепей фаз;
- моделирование на основе известных цепно-полевых математических моделей ЛД и ВИМ;
- моделирование на основе подхода обобщенного электромеханического преобразователя энергии.

При определении полевых характеристик ЛД электромагнитного и индукторного типов в институте был использован известный метод конечных элементов – основа программного комплекса FEMM. Результаты данных полевых расчетов стали ориентиром при оценке их ЭМС в составе привода стрелочного перевода для железнодорожного транспорта [39]. Практическое применение результатов этих исследований позволит разработать меры по снижению уровня эмиссии радиопомех, создаваемых ЛД и привести их в соответствие с требованиями Правила №10 ООН.

Было рассчитано также и магнитное поле ЛД индукторного типа [39]. Разработанные математические модели с использованием программы FEMM стали основой при расчетной оценке ЭМС этого типа ЛД.

Из приведенного обзора отечественного мощного высоковольтного испытательного электрооборудования, предназначенного для решения задач в области электробезопасности, ЭМС и стойкости объектов энергетики, ОБВТ, АТ и РКТ к поражающему воздействию на них стандартных аperiodических грозовых импульсов тока, коммутационных импульсов напряжения и иных специальных форм импульсов тока (напряжения), следует то, что рассмотренные отдельные электроустановки НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ», реализующие требования международных и национальных нормативных документов [4-10, 13-16, 36], характеризуются сравнительно низкой стоимостью в целом, высокой унификацией комплектующих элементов и применяемых материалов, оригинальностью построения сильноточных разрядных цепей своих высоковольтных генераторов тока (напряжения) и схем их синхронного параллельного электрозапуска.

Выводы. Разработанные и созданные в рамках единого электротехнического комплекса НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» высоковольтные испытательные электроустановки типа УИТОМ-1, ГТМ-10/350,

ГКИН-2, TI-CS115 (NCS08), TI-CS116 (NCS09), G-NCS10, MB 1000 и ИК-1У способны в соответствии с требованиями нормативных документов США SAE ARP 5412: 2013, SAE ARP 5414: 2013, SAE ARP 5416: 2013, RTCA DO-160G: 2011, военных стандартов США MIL-STD-464C: 2010, MIL-STD-461G: 2015, стандартов НАТО АЕСТР-500: 2016, АЕСТР-250: 2014, международных стандартов IEC 62305-1: 2010, IEC 61024-1: 1990 и межгосударственного стандарта ГОСТ 1516.2-97 проводить натурные испытания объектов промышленной энергетики на электробезопасность и стойкость к действию стандартных аperiodических грозовых и коммутационных импульсов напряжения (тока) с целью реального определения устойчивости их электротехнических элементов и электрической прочности их изоляции, а также объектов вооружения и военной техники, авиационной и ракетно-космической техники на электромагнитную совместимость и стойкость при действии на них в соответствии с действующими международными требованиями нормированных высоковольтных импульсов тока искусственной молнии, а также иных специальных временных форм импульсов тока (напряжения).

Примечание. Работы по разработке и созданию высоковольтного испытательного электрооборудования в НИПКИ «Молния» НТУ «ХПИ» проводились в рамках ряда прикладных научно-технических проектов, финансируемых МОН Украины: «Розробка та дослідження макетів удосконалених технічних засобів блискавкозахисту об'єктів аерокосмічної техніки» (номер держреєстрації 0104U000447); «Розробка та дослідження можливості створення потужної електрофізичної установки для генерування повного струму блискавки і випробування об'єктів електроенергетики на блискавкостійкість» (номер держреєстрації 0106U012302); «Забезпечення енергетичної безпеки України шляхом підвищення надійності роботи стратегічних енергооб'єктів в нормальному та аварійних режимах» (номер держреєстрації 0117U000534); «Забезпечення відповідності озброєння та військової техніки України сучасним вимогам стандартів НАТО з електромагнітної сумісності» (номер держреєстрації 0117U000533); «Розробка систем випробувань типових видів озброєння та військової техніки України за стандартами НАТО з електромагнітної сумісності» (номер держреєстрації 0119U002571).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Баранов М.И. Избранные вопросы электрофизики: Монография в 3 томах. Том 2, Кн. 2: Теория электрофизических эффектов и задач. – Харьков: Точка, 2010. – 407 с.
2. Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 42: Electronics: retrospective view, successes and prospects of its development. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no. 1, pp. 3-16. doi: 10.20998/2074-272X.2018.1.01.
3. Uman M.A. Natural and artificially-initiated lightning and lightning test standards. *Proceedings of the IEEE*, 1988, vol. 76, no. 12, pp. 1548-1565. doi: 10.1109/5.16349.
4. Directive 2014/30/EU of the European parliament and of the Council of 26 February 2014 on the harmonisation of the laws of the Member States relating to electromagnetic compatibility. *Official Journal of the European Union*, 29.03.2014, L96, pp. 79-106.

5. КТ-160D. Квалификационные требования. Условия эксплуатации и окружающей среды для бортового авиационного оборудования (Внешние воздействующие факторы – ВВФ). Требования, нормы и методы испытаний. – М.: АРМАК, 2004. – 324 с.
6. DO-160G: 2011. Environmental conditions and test procedures for airborne equipment. USA, 2011. – 438 p.
7. АЕСТР-500: 2016. NATO Standard Electromagnetic Environmental Effects Tests and Verification. Edition E Version 1, December 2016, NSO Publ. – 1125 p.
8. АЕСТР-250: 2014. NATO Standard Electrical and Electromagnetic Environmental Conditions. Edition C Version 1, December 2014, NSO Publ. – 253 p.
9. MIL-STD-461G: 2015. Requirements for the control of electromagnetic interference characteristics of subsystems and equipment. USA, 2015. – 280 p.
10. MIL-STD-464C: 2010. Electromagnetic environmental effects. Requirements for systems. USA, 2010. – 165 p.
11. Бортник И.М., Белогловский А.А., Верещагин И.П., Вершинин Ю.Н., Калинин А.В., Кучинский Г.С., Ларионов В.П., Монастырский А.Е., Орлов А.В., Темников А.Г., Пинталь Ю.С., Сергеев Ю.Г., Соколова М.В. Электрофизические основы техники высоких напряжений: Учебник для ВУЗов / Под общей ред. проф. И.П. Верещагина. – М.: Издательский дом МЭИ. – 2010. – 704 с.
12. 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.
13. SAE ARP 5412: 2013. Aircraft Lightning Environment and Related Test Waveforms. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-56.
14. SAE ARP 5416: 2013. Aircraft Lightning Test Methods. SAE Aerospace. USA, 2013. – pp. 1-145.
15. IEC 62305-1: 2010 «Protection against lightning. Part 1: General principles». Geneva, IEC Publ., 2010.
16. Национальный стандарт Российской Федерации ГОСТ Р МЭК 62305-1-2010. «Менеджмент риска. Защита от молнии. Часть 1: Общие принципы». – М.: Стандартинформ, 2011. – 46 с.
17. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Nedzel'skii O.S., Dnyshchenko V.N. A Current Generator of the Artificial Lightning for Full-Scale Tests of Engineering Objects. *Instruments and Experimental Technique*, 2008, no. 3, pp. 401-405. doi: [10.1134/s0020441208030123](https://doi.org/10.1134/s0020441208030123).
18. Baranov M.I., Buriakovskiy S.G., Hrytsenko A.S., Kostjuk V.A. Results of investigations of thermal resistibility of prototypes of aluminum alloy panels of fuel tank of airplane to direct action of normalized components of artificial lightning current. *Electrical engineering & electromechanics*, 2019, no. 6, pp. 29-38. doi: [10.20998/2074-272X.2019.6.04](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2019.6.04).
19. Baranov M.I., Kniaziev V.V., Rudakov S.V. The coaxial shunt for measurement of current pulses of artificial lightning with the amplitude up to ± 220 kA. *Instruments and Experimental Technique*, 2018, vol. 61, no. 4, pp. 501-505. doi: [10.1134/S0020441218030156](https://doi.org/10.1134/S0020441218030156).
20. Baranov M.I., Buriakovskiy S.G., Rudakov S.V. The tooling in Ukraine of model tests of objects of energy, aviation and space-rocket engineering on resistibility to action of pulsed current of artificial lightning. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no. 4, pp. 45-53. doi: [10.20998/2074-272X.2018.4.08](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2018.4.08).
21. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Rudakov S.V. A generator aperiodic current pulses of artificial lightning with a rationed temporal form of 10/350 μ s with an amplitude of $\pm(100-200)$ kA. *Instruments and Experimental Techniques*, 2015, vol. 58, no. 6, pp. 745-750. doi: [10.1134/S0020441215060032](https://doi.org/10.1134/S0020441215060032).
22. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Rudakov S.V. A powerful high-voltage generator of aperiodic impulses of current of artificial lightning with the peak-temporal parameters rated on an international standard IEC 62305-1-2010. *Electrical Engineering & Electromechanics*, 2015, no. 1, pp. 51-56. doi: [10.20998/2074-272X.2015.1.10](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2015.1.10).
23. Baranov M.I., Rudakov S.V. Electrothermal action of the pulse of the current of a short artificial-lightning stroke on test specimens of wires and cables of electric power objects. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 2018, vol. 91, no. 2, pp. 544-555. doi: [10.1007/s10891-018-1775-2](https://doi.org/10.1007/s10891-018-1775-2).
24. 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](https://doi.org/10.1134/s0020441213050126).
25. Пекарь И.Р., Фертик С.М. Мощная высоковольтная электроразрядная установка на 4 МВ и 1 МДж. Сб. докл. межвуз. конф.: «Электрофизическая аппаратура и электрическая изоляция». – М.: Энергия, 1970. – С. 22-26.
26. М. Бейер, В. Бёк, К. Мёллер, В. Цаенгль. Техника высоких напряжений: теоретические и практические основы применения / Пер. с нем. И.П. Кужекина / Под ред. В.П. Ларионова. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 555 с.
27. Баранов М.И. Избранные вопросы электрофизики: Монография в 4-х томах. Том 1: Электрофизика и выдающиеся физики мира. – Х.: НТУ «ХПИ», 2008. – 252 с.
28. Баранов М.И., Бочаров В.А., Зябка Ю.П. Комплекс высоковольтного электрофизического оборудования для испытания средств молниезащиты технических объектов грозовыми и коммутационными импульсами напряжения микро- и миллисекундной длительности амплитудой до ± 1 МВ. *Электротехника і електромеханіка*, 2006, № 4, С. 60-65.
29. Баранов М.И., Колиушко Г.М., Кравченко В.И. Получение стандартных коммутационных импульсов высокого и сверхвысокого напряжения для натуральных испытаний электроэнергетических объектов. *Электротехніка і електромеханіка*, 2013, № 2, С. 52-56.
30. SAE ARP 5414: 2013. Aircraft Lightning Zoning. SAE Aerospace. USA, 2013, pp. 1-33.
31. IEEE Std 80-2000 Guide for Safety in AC Substation Grounding. New York, IEEE, 2000. 200 p. doi: [10.1109/ieeestd.2000.91902](https://doi.org/10.1109/ieeestd.2000.91902).
32. Колиушко Д.Г., Руденко С.С. Аналіз методів контролю стану заземлювальних пристроїв діючих енергооб'єктів на сучасному етапі. *Електротехніка і електромеханіка*, 2019, № 1, С. 67-72. doi: [10.20998/2074-272X.2019.1.11](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2019.1.11).
33. Джуря Д.А., Селиванов В.Н. Приборы для измерения импульсного сопротивления заземляющих устройств. *Труды Кольского научного центра РАН*, 2013, № 4, С. 56-66.
34. Глебов О.Ю., Колиушко Г.М., Колиушко Д.Г., Плічко А.В., Понуждаєва О.Г. Патент України на корисну модель № 136575. Пристрій для діагностики стану заземлювального пристрою енергооб'єктів. – Бюл. № 16 від 27.08.2019 р.
35. Правила улаштування електроустановок. – Видання офіційне. Міненерговугілля України. – Х.: Видавництво «Форт», 2017. – 760 с.
36. IEC 61024-1: 1990. Protection of structures against lightning. Part 1: General principles. – Geneva, IEC Publ., 1990, 47 p.
37. Колиушко Д.Г., Руденко С.С., Плічко А.В., Щербінін В.І. Модернізація комплексу типу ІК-1У для вимірювання опору заземлювального пристрою блискавководів та опор ЛЕП. *Електротехніка і електромеханіка*, 2019, № 3, С. 55-58. doi: [10.20998/2074-272X.2019.3.09](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2019.3.09).
38. Буряковский С.Г., Любарский Б.Г., Маслий Ар.С., Маслий Ан.С. Расчет тяговой характеристики линейного двигателя для стрелочного перевода. *Інформаційно-керуючі системи на залізничному транспорті*, 2015, №1(110), С. 83-87.
39. Buriakovskiy S., Maslii A., Maslii A. Determining parameters of electric drive of a sleeper-type turnout based on electromagnet and linear inductor electric motor. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 2016, vol. 4, no. 1(82), pp. 32-41. (Rus). doi: [10.15587/1729-4061.2016.75860](https://doi.org/10.15587/1729-4061.2016.75860).

REFERENCES

1. Baranov M.I. *Izbrannye voprosy elektrofiziki. Monografiya v 3kh tomakh. Tom 2, Kn. 2: Teoriia elektrofizicheskikh effektov i zadach* [Selected topics of Electrophysics. Monograph in 3 Vols. Vol.2, Book 2. A theory of electrophysical effects and tasks]. Kharkiv, Tochka Publ., 2010. 407 p. (Rus).
2. Baranov M.I. An anthology of the distinguished achievements in science and technique. Part 42: Electronics: retrospective view, successes and prospects of its development. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no. 1, pp. 3-16. doi: [10.20998/2074-272X.2018.1.01](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2018.1.01).
3. Uman M.A. Natural and artificially-initiated lightning and lightning test standards. *Proceedings of the IEEE*, 1988, vol. 76, no. 12, pp. 1548-1565. doi: [10.1109/5.16349](https://doi.org/10.1109/5.16349).
4. Directive 2014/30/EU of the European parliament and of the Council of 26 February 2014 on the harmonisation of the laws of the Member States relating to electromagnetic compatibility. *Official Journal of the European Union*, 29.03.2014, L96, pp. 79-106.
5. *QR-160D. Qualifying requirements. External and environmental environments for a side aviation equipment (Environmental factors – EF). Requirements, norms and methods of tests.* Moscow, ARIAC Publ., 2004. 324 p. (Rus).
6. *DO-160G: 2011. Environmental conditions and test procedures for airborne equipment.* USA, 2011. 438 p.
7. *AECTP-500: 2016. NATO Standard Electromagnetic Environmental Effects Tests and Verification. Edition E Version 1*, December 2016, NSO Publ., 1125 p.
8. *AECTP-250: 2014. NATO Standard Electrical and Electromagnetic Environmental Conditions. Edition C Version 1*, December 2014, NSO Publ., 253 p.
9. *MIL-STD-461G: 2015. Requirements for the control of electromagnetic interference characteristics of subsystems and equipment.* USA, 2015, 280 p.
10. *MIL-STD-464C: 2010. Electromagnetic environmental effects. Requirements for systems.* USA, 2010, 165 p.
11. Bortnik I.M., Beloglovskiy A.A., Vereshchagin I.P., Verzhinin Yu.N., Kalinin A.V., Kuchinskiy G.S., Larionov V.P., Monastyrskiy A.E., Orlov A.V., Temnikov A.G., Pital' Yu.S., Sergeev Yu.G., Sokolova M.V. *Elektrofizicheskie osnovy tekhniki vysokikh napryazhenij* [Electrophysics bases of technique of high voltage]. Moscow, Publishing house of MEI, 2010. 704 p. (Rus).
12. *GOST 1516.2-97. Elektrooborudovanie i elektroustanovki peremennogo toka na napryazhenie 3 kV i vyshhe. Obshchie metody ispytaniy elektricheskoi prochnosti izoliatsii* [GOST 1516.2-97. Electrical equipment and installations for AC voltages 3 kV and higher. General methods of dielectric tests]. Minsk, Publishing house of standards, 1998. 31 p. (Rus).
13. SAE ARP 5412: 2013. Aircraft Lightning Environment and Related Test Waveforms. SAE Aerospace. USA, 2013, pp. 1-56.
14. SAE ARP 5416: 2013. Aircraft Lightning Test Methods. SAE Aerospace. USA, 2013, pp. 1-145.
15. IEC 62305-1: 2010 «Protection against lightning. Part 1: General principles». Geneva, IEC Publ., 2010.
16. *GOST R MEK 62305-1-2010. Menedzhment riska. Zashhita ot molnii. Chast' 1: Obshhie principy* [GOST R IEC 62305-1-2010. Risk management. Protection from lightning. Part 1: General principles]. Moscow, Standartinform Publ., 2011, 46 p. (Rus).
17. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Nedzel'skii O.S., Dnyshchenko V.N. A Current Generator of the Artificial Lightning for Full-Scale Tests of Engineering Objects. *Instruments and Experimental Technique*, 2008, no. 3, pp. 401-405. doi: [10.1134/S0020441208030123](https://doi.org/10.1134/S0020441208030123).
18. Baranov M.I., Buriakovskiy S.G., Hrytsenko A.S., Kostyuk V.A. Results of investigations of thermal resistibility of prototypes of aluminum alloy panels of fuel tank of airplane to direct action of normalized components of artificial lightning current. *Electrical engineering & electromechanics*, 2019, no. 6, pp. 29-38. doi: [10.20998/2074-272X.2019.6.04](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2019.6.04).
19. Baranov M.I., Kniaziev V.V., Rudakov S.V. The coaxial shunt for measurement of current pulses of artificial lightning with the amplitude up to ± 220 kA. *Instruments and Experimental Technique*, 2018, vol. 61, no. 4, pp. 501-505. doi: [10.1134/S0020441218030156](https://doi.org/10.1134/S0020441218030156).
20. Baranov M.I., Buriakovskiy S.G., Rudakov S.V. The tooling in Ukraine of model tests of objects of energy, aviation and space-rocket engineering on resistibility to action of pulsed current of artificial lightning. *Electrical engineering & electromechanics*, 2018, no. 4, pp. 45-53. doi: [10.20998/2074-272X.2018.4.08](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2018.4.08).
21. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Rudakov S.V. A generator aperiodic current pulses of artificial lightning with a rationed temporal form of 10/350 μ s with an amplitude of $\pm(100-200)$ kA. *Instruments and Experimental Techniques*, 2015, vol. 58, no. 6, pp. 745-750. doi: [10.1134/S0020441215060032](https://doi.org/10.1134/S0020441215060032).
22. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Rudakov S.V. A powerful high-voltage generator of aperiodic impulses of current of artificial lightning with the peak-temporal parameters rated on an international standard IEC 62305-1-2010. *Electrical Engineering & Electromechanics*, 2015, no. 1, pp. 51-56. doi: [10.20998/2074-272X.2015.1.10](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2015.1.10).
23. Baranov M.I., Rudakov S.V. Electrothermal action of the pulse of the current of a short artificial-lightning stroke on test specimens of wires and cables of electric power objects. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*, 2018, vol. 91, no. 2, pp. 544-555. doi: [10.1007/s10891-018-1775-2](https://doi.org/10.1007/s10891-018-1775-2).
24. 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](https://doi.org/10.1134/S0020441213050126).
25. Pekar' I.R., Fertik S.M. The powerful high-voltage electric-discharge setting on 4 MV and 1 MJ. *Lecture collection of inter-institute conference «Electrophysics apparatus and electric isolation»*. Moscow, Energiya Publ., 1970, pp. 22-26. (Rus).
26. Beier M., Bek V., Meller K., Tsaengl V. *Tekhnika vysokikh napryazhenii: teoreticheskie i prakticheskie osnovy primeneniia* [Technics of high voltages. Theoretical and practical application bases]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1989. 555 p. (Rus).
27. Baranov M.I. *Izbrannye voprosy elektrofiziki: Monografiya v 4-h tomah. Tom 1: Elektrofizika i vydajushhiesja fiziki mira* [Selected topics electrophysics: Monographs in 4 vols. Vol.1: Electrophysics and outstanding physics of the world]. Kharkov, NTU «KhPI» Publ., 2008. 252 p. (Rus).
28. Baranov M.I., Bocharov V.A., Zyabko Yu.P. Complex high-voltage electrophysical equipment for testing lightning protection of technical objects via storm and switching micro and millisecond voltage impulses with up to 1 MV amplitude. *Electrical engineering & electromechanics*, 2006, no. 4, pp. 60-65. (Rus).
29. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I. Generation of standard switching aperiodic impulses of high and superhigh voltage for full-scale tests of electrical power objects. *Electrical engineering & electromechanics*, 2013, no. 2, pp. 52-56. (Rus).
30. SAE ARP 5414: 2013. Aircraft Lightning Zoning. SAE Aerospace. USA, 2013, pp. 1-33.
31. *IEEE Std 80-2000 Guide for Safety in AC Substation Grounding*. New York, IEEE, 2000. 200 p. doi: [10.1109/ieeestd.2000.91902](https://doi.org/10.1109/ieeestd.2000.91902).
32. Koliushko D.G., Rudenko S.S. Analysis of methods for monitoring of existing energy objects grounding devices state at the present stage. *Electrical engineering & electromechanics*, 2019, no. 1, pp. 67-72. doi: [10.20998/2074-272X.2019.1.11](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2019.1.11).
33. Djura D.A., Selivanov V.N. Instruments to measure impulse response of grounding. *Trudy Kolskogo nauchnogo tsentra RAN*, 2013, no. 4, pp. 56-66. (Rus).
34. Glebov O.Yu., Koliushko G.M., Koliushko D.G., Plichko A.V., Ponudzhayeva O.G. *Prystrii dlia diahnostryky stanu zazemliuvalnoho prystroiu enerhoob'iektiv* [Device for diagnostics of grounding system of energy objects]. Patent UA, no. 136575, 2019. (Ukr).
35. *Pravila ulashtuvannya elektroustanovok* [Electrical installation regulations]. Kharkiv, Fort Publ., 2017. 760 p. (Ukr).

36. IEC 61024-1: 1990. *Protection of structures against lightning. Part 1: General principles*. Geneva, IEC Publ., 1990, 47 p.
37. Koliushko D.G., Rudenko S.S., Plichko A.V., Shcherbinin V.I. Modernization of the complex type IK-1U for measuring the impedance of the grounding device of a lightning arrester and supports of transmission lines. *Electrical engineering & electromechanics*, 2019, no. 3, pp. 55-58. doi: 10.20998/2074-272X.2019.3.09.
38. Buryakovskiy S.G., Lyubarskiy B.G., Masliy Ar.S., Masliy An.S. Calculation of hauling description of linear engine for a pointer translation. *Information and control systems at railway transport*, 2015, no. 1(110), pp. 83-87. (Rus).
39. Buriakovskiy S., Maslii A., Maslii A. Determining parameters of electric drive of a sleeper-type turnout based on electromagnet and linear inductor electric motor. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 2016, vol. 4, no. 1(82), pp. 32-41. (Rus). doi: 10.15587/1729-4061.2016.75860.

Поступила (received) 12.02.2020

Баранов Михаил Иванович¹, д.т.н., гл.н.с.,
 Буряковский Сергей Геннадиевич¹, д.т.н., директор,
 Князев Владимир Владимирович¹, к.т.н., вед.н.с.,
 Руденко Сергей Сергеевич¹, к.т.н., с.н.с.,
¹ НИПКИ «Молния»
 Национальный технический университет
 «Харьковский политехнический институт»,
 61013, Харьков, ул. Шевченко, 47,
 тел/phone +380 57 7076841,
 e-mail: baranovmi@kpi.kharkov.ua, sergbyr@i.ua,
 knyaz2@i.ua, nio5_molniya@ukr.net

M.I. Baranov¹, S.G. Buriakovskiy¹, V.V. Kniaziev¹, S.S. Rudenko¹
¹ Scientific-&-Research Planning-&-Design Institute «Molniya»,
 National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
 47, Shevchenko Str., Kharkiv, 61013, Ukraine.

Analysis of characteristics and possibilities of high-voltage electrical engineering complex Scientific-&-Research Planning-&-Design Institute «Molniya» of NTU «KhPI» for the tests of objects of energy, armament, aviation and space-rocket technique on electric safety and electromagnetic compatibility.

Purpose. Implementation of analysis of basic technical descriptions and new possibilities of separate electric options of unique high-voltage electrical engineering complex Scientific-&-Research Planning-&-Design Institute «Molniya» of NTU «KhPI», intended for testing objects of industrial energy (IE) on electric safety, action on them of standard storm and interconnect pulses of voltage (current), and also objects of armament and military technique (OAMT), aviation (AT) and space-rocket

(SRT) technique on electromagnetic compatibility (EMC) and resistibility at direct action on them of the rationed pulses of current of artificial lightning and row of no-spread temporal functions of pulses of current (high-voltage). **Methodology.** Basis of the applied electrical engineering, electroenergy and electromechanics, electrophysics bases of technique of high-voltage and large pulse currents, bases of the applied instrument-making, high-voltage measuring technique and standardization. **Results.** Description of basic technical descriptions and new possibilities of component parts of unique high-voltage electrical engineering complex Scientific-&-Research Planning-&-Design Institute «Molniya» of NTU «KhPI», intended for testing different objects of IE on electric safety, their resistibility to direct (indirect) action of standard aperiodic storm and interconnect pulses of voltage (current), and also OAMT, AT and SRT on EMC and resistibility to lightning at a direct action on them of the rationed pulses of current of artificial lightning. It is shown that these tests can be conducted in accordance with the requirements of normative documents of the USA of SAE ARP 5412: 2013, SAE ARP 5414: 2013, SAE ARP 5416: 2013, RTCA DO-160G: 2011, military Standards of the USA of MIL-STD-464C: 2010, MIL-STD-461G: 2015, Standards of NATO AECTP-500: 2016, AECTP-250: 2014, International Standards of IEC 62305-1: 2010, IEC 61024-1: 1990 and intergovernmental Standard GOST 1516.2-97 on the domestic high-voltage options of type of UITOM-1, GTM-10/350, GKIN-2, TI-CS115 (NCS08), TI-CS116 (NCS09), G-NCS10, MV 1000 and IK-1U with the rationed descriptions. Examples and results of tests of row of technical objects are resulted on indicated high-voltage little- and heavy-current electric options. **Originality.** First in a complex kind basic technical descriptions and proof-of-concept possibilities of unique high-voltage electrical equipment of Scientific-&-Research Planning-&-Design Institute «Molniya» of NTU «KhPI» are presented, being in Ukraine head organization in area of development, creation and practical application of the indicated high-voltage technique in behalf of domestic industries of IE, airplane and rocket production, and also defense industries of industry. **Practical value.** Application of the described domestic high-voltage proof-of-concept electrical equipment at tests on electric safety, EMC and resistibility to lightning of different objects of IE, OAMT, AT and SRT will be instrumental in the increase of reliability of their functioning in the conditions of striking (destabilizing) action on them of powerful electromagnetic hindrances of natural and artificial origin. References 39, tables 9, figures 30.

Key words: high-voltage generators of voltage and current pulses, objects of industrial energy, armament, aviation and space-rocket technique, standards of tests, results of tests of technical objects on electric safety, electromagnetic compatibility and resistibility to lightning.

Г.В. Безпрозванних, О.А. Пушкар

ПІДВИЩЕННЯ ЗАВАДОСТІЙКОСТІ КАБЕЛІВ ДЛЯ СИСТЕМ ПРОТИПОЖЕЖНОГО ЗАХИСТУ

Наведено частотні залежності перехідного загасання на ближньому кінці в 10, 30 та 4-х парних симетричних кабелях. Експериментально доведено, що скручування кожної пари з різними кроками забезпечує більш високий рівень завадостійкості кабелів на основі витих пар. Застосування загального екрану призводить до зменшення електромагнітних впливів між витими парами кабелю. Діапазон значень перехідного затухання на ближньому кінці на верхній робочій частоті 100 МГц становить 44 – 54 дБ та 46 – 58 дБ для неекранованого та екранованого кабелів з витими парами відповідно. Ефект зростання коефіцієнту загасання та більший розкид параметрів впливу обумовлює більш жорсткі вимоги до щільності конструкції та налаштувань технологічного процесу виготовлення екранованих кабелів. Бібл. 12, рис. 8.

Ключові слова: системи протипожежного захисту, електромагнітний вплив, перехідне загасання на ближньому кінці, кручені пари, неекранований і екранований кабелі, коефіцієнт загасання.

Приведены частотные зависимости переходного затухания на ближнем конце в 10, 30 и 4-х парных симметричных кабелях. Экспериментально показано, что скрутка каждой пары с разными шагами обеспечивает более высокий уровень помехоустойчивости кабелей на основе витых пар. Применение общего экрана приводит к уменьшению электромагнитных влияний между витыми парами кабеля. Диапазон значений переходного затухания на ближнем конце на верхней рабочей частоте 100 МГц составляет 44 – 54 дБ и 46 – 58 дБ для неэкранированного и экранированного кабелей с витыми парами соответственно. Эффект роста коэффициента затухания и больший разброс параметров влияния обуславливают более жесткие требования к плотности конструкции и настройкам технологического процесса изготовления экранированных кабелей. Библ. 12, рис. 8.

Ключевые слова: системы противопожарной защиты, электромагнитное влияние, переходное затухание на ближнем конце, витые пары, неэкранированный и экранированный кабели, коэффициент затухания.

Вступ. Системи протипожежного захисту та пожежної сигналізації розширилися від досить простих електромеханічних пристроїв до сучасних мікропроцесорних технологій, які в значній мірі чутливі до електромагнітних завад. Незалежно від пристроїв, що застосовуються, системи протипожежного захисту використовують різні інтерфейси пристроїв зв'язку. Сучасні технічні засоби таких систем здатні працювати на швидкостях передачі даних від десятків до сотень кБіт/с зі складовими цифрового сигналу в спектрі частот до декількох десятків МГц. Для передачі широкополосних цифрових сигналів необхідна відповідна кабельна інфраструктура, що повинна забезпечити високі вимоги до завадостійкості при передачі сигналів по кабелях [1, 2]. Основу такої інфраструктури становлять сучасні симетричні кабелі на основі витих пар [1, 2]. Скручування провідників в пари проводиться з метою підвищення ступеня зв'язку між собою провідників однієї пари і подальшого зменшення електромагнітних перешкод від зовнішніх джерел, а також взаємних наведень при передачі диференціальних сигналів [3, 4].

Кабелі категорії 5e з мідними провідниками широко застосовуються в системах протипожежного захисту, структурованих кабельних системах [3, 4] і забезпечують передачу цифрових сигналів в спектрі частот до 100 МГц [5].

В міру зростання швидкості передачі разом з потребами в забезпеченні цифрових сигналів зростають завади, як всередині кабелю, так і ззовні [5, 6]. Зменшення рівня електромагнітних завад досягається завдяки принципу збалансованої передачі сигналів по парі витих проводів [5, 6].

Для симетричної (збалансованої) пари принципово важлива властивість симетричності, тобто одна-

кові фізичні та електричні властивості прямого та зворотного провідників. В іншому випадку значно зростають струми та напруги перешкод, що виникають в парі. Суть симетричності полягає в тому, що струми та напруги, які наводяться, мають практично однакові амплітуди та протилежні фази, тобто компенсують один одне. Ряд важливих параметрів кабелів пов'язано з механізмом взаємних впливів між парами. Перехідні перешкоди є основним джерелом шумів, які знижують якість передачі сигналів по кабелю. Актуальність цієї проблеми постійно зростає, адже перехідні перешкоди зростають зі збільшенням швидкості передачі сигналів, а значить, і частоти [5, 6].

Постановка проблеми. Для характеристики завадостійкості кабелів застосовуються параметри взаємного впливу, зокрема, перехідне загасання на ближньому кінці (NEXT – Near End CrossTalk) [5, 6]. Параметри впливу характеризують частку електромагнітної енергії сигналу, яка переходить в електромагнітне випромінювання. Перехід електромагнітної енергії з однієї пари в іншу пов'язано з електромагнітною взаємодією між парами кабелю [5-8].

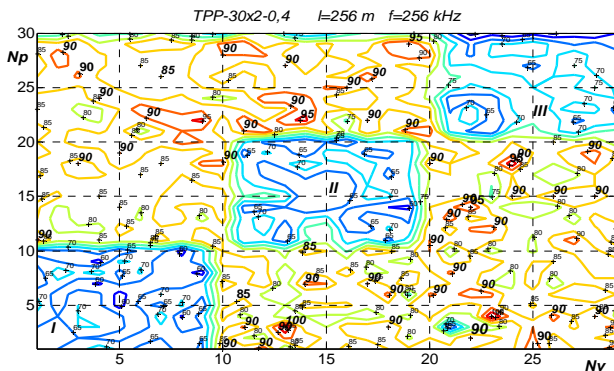
Параметр NEXT залежить від конструкції кабелю: кількості пар (рис. 1), кроків скрутки, флуктуацій геометричних розмірів струмопровідних жил та товщині ізоляції відносно нормованих значень в межах допусків [8-11].

На рис. 1 наведено перехідне загасання на ближньому кінці у вигляді ліній рівня в 30-и парному (рис. 1,а) та 10-и парному (рис. 1,б) екранованих симетричних кабелях однакової довжини на частоті 256 кГц: N_v – пара, що впливає (джерело завади); N_p – пара, на яку впливають (приймач завади).

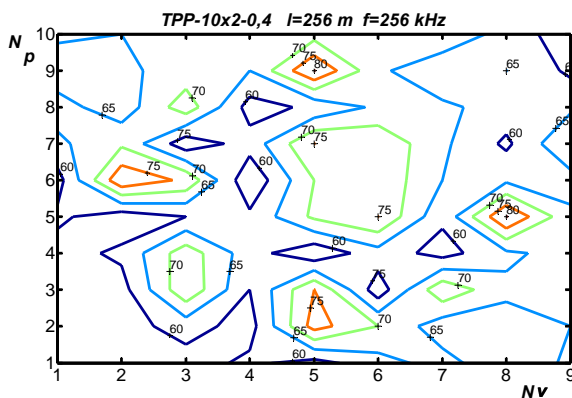
© Г.В. Безпрозванних, О.А. Пушкар

Для 30-и парного кабелю параметри впливу чітко розділяються на три групи (позначено цифрами *I*, *II*, *III*) (рис. 1,а), в межах яких перехідне загасання на ближньому кінці для рядом розташованих пар – найменше і становить 65 дБ, тобто взаємні впливи – найбільші. Для пар з різних груп (найбільш віддалених) – перехідне загасання досить високе: сягає 90 і навіть 100 дБ.

Для 10-ти парного кабелю (рис. 1,б) параметри впливу – більші. Найменше значення перехідного загасання становить 60 дБ (наприклад, між парами 5 – 1 та 8 – 7); найбільше – 80 дБ (між парами 5 – 9).



а



б

Рис. 1. Вплив конструктивного виконання симетричних кабелів на перехідне загасання на ближньому кінці

Причина цього полягає в тому, що в такому кабелі пари розташовані близько одна до одної. Крок скрутки в 5-ти парах – один, однаковий для цих пар, в інших 5-ти – інший (узгоджений), але також однаковий для цих 5-ти пар.

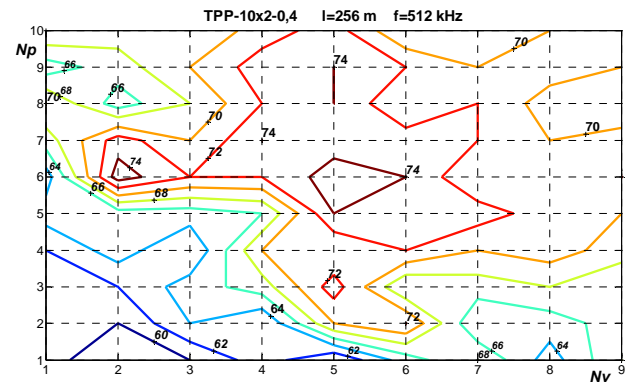
При зростанні частоти перехідне загасання на ближньому кінці зменшується (рис. 2), тобто рівень завад зростає.

Метою статті є обґрунтування шляхів підвищення заводськості кабелів на основі витих пар для сучасних систем протипожежного захисту з можливістю передачі цифрових сигналів в спектрі частот до 100 МГц.

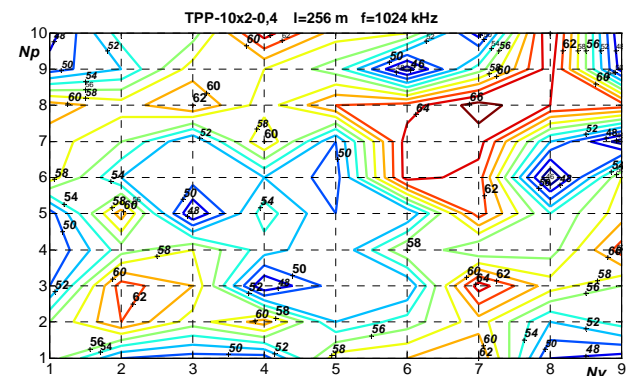
Вплив кроку скручування пар кабелю на перехідне загасання на ближньому кінці. Для зменшення електромагнітного впливу в високочастотному діапазоні між парами в кабелі обов'язково застосовується скручування пар провідників з різними узгодженими кроками [8]

$$\frac{h_i}{h_j} = \frac{2v \pm 1}{2w}, \quad (1)$$

h_i, h_j – кроки скруток пар, v і w – цілі позитивні числа.



а) частота 512 кГц



б) частота 1024 кГц

Рис. 2. Динаміка зміни перехідного загасання на ближньому кінці від частоти в багатопарному симетричному кабелі

При скручуванні пар в кабелі ідеальної конструкції при забезпеченні стабільності кроку скручування на всій довжині електрична і магнітна складові впливу змінюють свій знак на протилежний при незмінно-му їх значенні по модулю.

Перехідне загасання на ближньому кінці в цьому випадку помітно підвищується (крива 3, рис. 3) і складається з перехідного загасання між не скрученими парами (крива 1) і додаткового перехідного загасання за рахунок скручування провідників пари (крива 2, рис. 3).

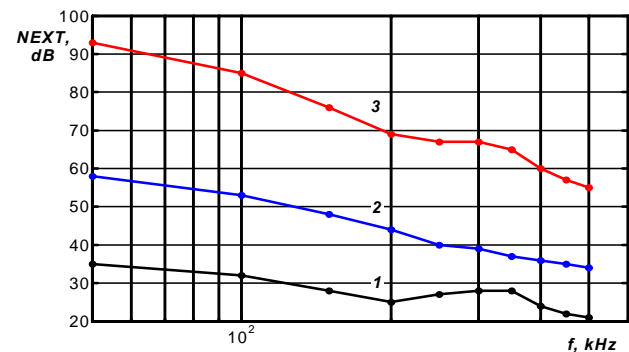


Рис. 3. Вплив скручування провідників на перехідне загасання на ближньому кінці в симетричній парі

Перехідне загасання для скручених пар тим більше, чим менше крок скрутки

$$NEXT = 20 \lg \left[\pi (h_i / h_j + 1) / \gamma_i h_i [1 + \kappa (h_i / h_j + 1) / (h_i / h_j - 1)] \right],$$

де γ_j – коефіцієнт поширення електромагнітної хвилі (сигналу) в парі з найменшим кроком, в якій визначається перехідне загасання, $k = 0,2 \div 0,8$ – коефіцієнт, що залежить від конструкції кабелю і розташування пар.

У кабелі, що складається з N скручених пар, загальне число комбінацій ланцюгів N_v , що впливають один на одне, становить [8]

$$N_v = 2 \sum_{n=1}^{N-1} (N - n). \quad (2)$$

Так, в неекранованому кабелі з 4-ма неекранованими парами загальна кількість ланцюгів, що впливає, дорівнює 12, при цьому 6 з них – інверсні: їх вплив ідентичний прямому впливу. Кількість ланцюгів, що впливає, становитиме 6 (рис. 4). В такому випадку в кабелі спостерігається 6 значень перехідного загасання на ближньому кінці (рис. 5). В 30-и парному (рис. 1,а) – 435, в 10-и парному (рис. 1,б) – 45.

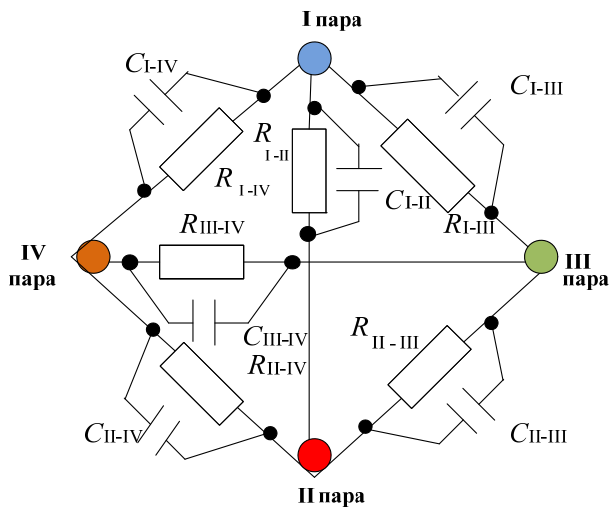


Рис. 4. Ємнісні (C_{I-II} , C_{I-III} , C_{I-IV} , C_{II-III} , C_{II-IV} , C_{III-IV}) та активні (R_{I-II} , R_{I-III} , R_{I-IV} , R_{II-III} , R_{II-IV} , R_{III-IV}) складові електромагнітних впливів в 4-х парному неекранованому кабелі

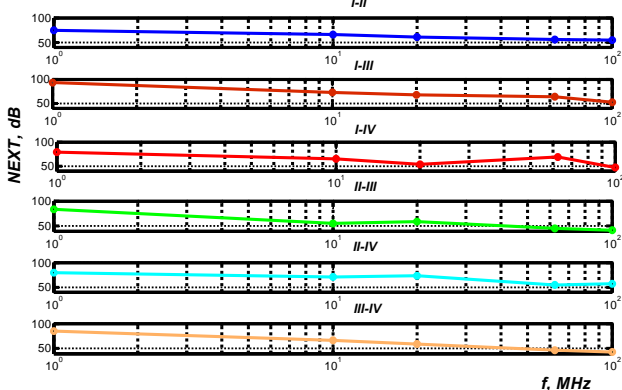


Рис. 5. Експериментальні частотні залежності перехідного загасання на ближньому кінці в 4-х парному неекранованому кабелі довжиною 100 м

Скручування кожної пари з різними узгодженими кроками забезпечує більш високий рівень перехідного загасання на ближньому кінці між парами в 4-х парному неекранованому кабелі в порівнянні з екра-

нованим симетричним 10-и парним кабелем (порівняйте значення NEXT для частоти 1 МГц на рис. 6 та рис. 2,б). Крок скрутки в кабелях на основі витих пар знаходиться в діапазоні від 10 до 25 мм, що, принаймні, в 10 разів менше, ніж в багатопарних симетричних кабелях [8].

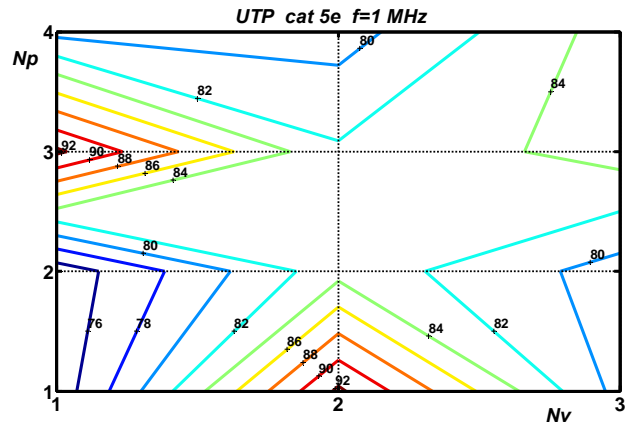


Рис. 6. Лінії рівня перехідного загасання на ближньому кінці в неекранованому 4-х парному кабелі на частоті 1 МГц

Порівняння значень перехідного загасання на одній частоті двох кабелів різної довжини цілком коректно. Для довгої лінії в області високої частоти

$$\alpha \cdot l > 6,5 \text{ dB},$$

(де α – коефіцієнт загасання сигналу при розповсюдженні в кабелі (дБ/м) довжиною l (м)), перехідне загасання на ближньому кінці практично не залежить від довжини лінії (кабелю), а залежить тільки від частоти [8]. Це пов'язано з тим, що струми завад з окремих ділянок приходять на ближній кінець приймача завади настільки слабкими, що практично не збільшують взаємного впливу між парами.

Ефективність екранування та вплив екрана на коефіцієнт загасання кабелю. Для підвищення перехідного загасання, зниження рівня власного електромагнітного випромінювання кожної скрученої пари та підвищення перешкодозахищеності кабелю в залежності від умов експлуатації застосовують екранування [5, 10, 12]:

- загальне екранування 4-х кручених пар;
- індивідуальне екранування кожної пари без загального екранування всіх 4-х пар;
- індивідуальне екранування кожної пари з загальним екрануванням всіх 4-х пар.

Найбільш розповсюджена конструкція кабелів – із загальним екраном для 4-х кручених пар [5, 10] для діапазону робочих частот 100 МГц. Зовнішні екрани, що накладають на сердечник з 4-х пар подовжньо, виготовляються з металізованої алюмінієм тонкої полімерної плівки (алюмополіетиленової). До складу плівкового екрану вводиться луджений мідний або оцинкований дренажний провідник діаметром 0,5 мм, що забезпечує електричну безперервність екрана при випадковому розриві металоплівкового екрану при прокладці, монтажі й експлуатації кабелю. Такий екран забезпечує надійне екранування від магнітної складової електромагнітної перешкоди. Ця перешкода проявляється в діапазоні високих частот. Можливе

застосування додаткового екрана у вигляді обплетення, що забезпечує захист пар кабелю від електричних перешкод, які проявляються в діапазоні більш низьких частот. Застосування двошарових екранів забезпечує надійне екранування у всьому діапазоні робочих частот кабелю [5].

Екранування приводить до підвищення перешкодозахищеності кабелів, що підтверджується результатами вимірювань перехідного загасання на ближньому кінці неекранованого (рис. 7,а) та екранованого (рис. 7,б) кабелів однакової довжини 100 м для частоти 100 МГц.

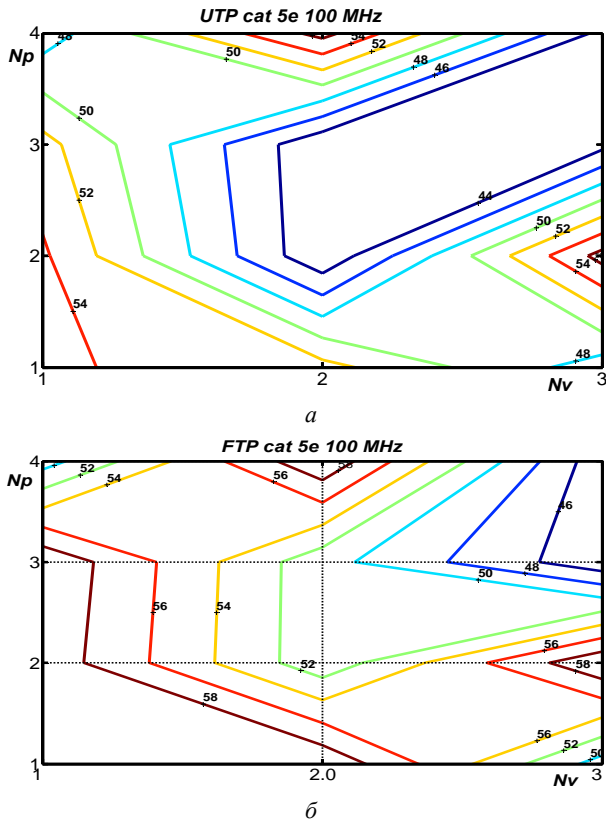


Рис. 7. Ефективність екранування кабелів на основі кручених пар в високочастотному діапазоні

Разом з тим, наявність екрану в конструкції кабелю впливає на первинні параметри передачі: активний опір R провідників пари, робочу ємність C , індуктивність L , активну провідність ізоляції G і, як наслідок, на вторинні параметри передачі: хвильовий опір Z й коефіцієнт загасання α (див. формулу (3), (рис. 8)) при тих же діаметрах провідників, товщині ізоляції та допусках, що і в неекранованому кабелі [10, 11].

$$\alpha = 8,69 \cdot \left(\frac{R}{2} \cdot \sqrt{\frac{C}{L}} + \frac{G}{2} \cdot \sqrt{\frac{L}{C}} \right), \text{ дБ/м.} \quad (3)$$

Зростання коефіцієнту загасання 4-х витих пар екранованого кабелю (рис. 8, крива 3) в порівнянні з неекранованим (рис. 8, крива 2) у всьому діапазоні робочих частот, що обумовлено більшими значеннями опору провідників пар та робочої ємності за рахунок прояву ефекту близькості екрана, зменшує запас відносно верхньої границі значень коефіцієнту загасання (рис. 8, крива 1) в експлуатації кабелів.

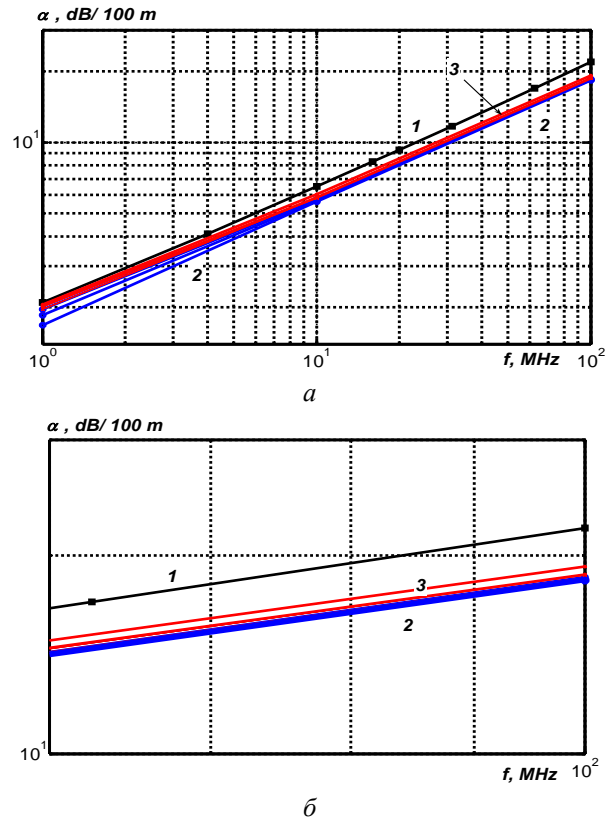


Рис. 8. До впливу екранування на коефіцієнт загасання в діапазоні робочих частот кабелів на основі витих пар

Застосування кабелів з екранами вимагає обов'язкового і якісного заземлення. При ненадійному заземленні струми завад будуть багаторазово протікати по екрану, частково відбиваючись на його кінцях і випромінюючи електромагнітні хвилі в простір. В такому випадку екран стає вторинним джерелом випромінювання – своєрідною антеною [5, 6, 12]. У такому випадку не тільки захист витієї пари від впливу зовнішніх джерел буде неефективним, але і значно збільшиться електромагнітний вплив кабелю на інші, прокладені поруч, кабелі та різні електронні пристрої, що перебувають у тому ж приміщенні системи протипожежного захисту.

Висновки.

Експериментально доведено, що скручування кожної пари з різними узгодженими кроками забезпечує більш високий рівень завадостійкості в 4-х парному неекранованому кабелі в порівнянні з екранованим симетричним багатопарним кабелем за умови однакової частоти.

Застосування загального екрану призводить до зменшення електромагнітних впливів між витими парами кабелю. Діапазон значень перехідного загасання на ближньому кінці на верхній граничній робочій частоті 100 МГц становить 44 – 54 дБ та 46 – 58 дБ для неекранованого та екранованого кабелів з витими парами, кроки скручування у котрих однакові.

Ефект зростання коефіцієнту загасання та більший розкид параметрів впливу обумовлюють більш жорсткі вимоги до щільності конструкції та налаштувань технологічного процесу виготовлення екранованих кабелів з витими парами.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Pigan R., Metter M. *Automating with PROFINET: Industrial Communication Based on Industrial Ethernet*. – John Wiley & Sons Publ., 2015. – 462 p.
2. Belous A., Saladukha V. *High-Speed Digital System Design: Art, Science and Experience*. – Springer Nature Publ., 2019. – 933 p.
3. Catalog Nexans. *Cables for alarm and safety systems*. – 2018. – 16 p.
4. International Standard ISO/IEC 11801. *Information Technology – Generic cabling for customer premises. Part 2: Office premises*. – 2017. – 24 p.
5. Penttinen Jyrki T.J. *The Telecommunications Handbook: Engineering Guidelines for Fixed, Mobile and Satellite Systems*. – John Wiley & Sons Publ., 2015. – 1008 p.
6. Weston David A. *Electromagnetic Compatibility: Methods, Analysis, Circuits, and Measurement*. – CRC Press, 3rd Edition, 2016. – 1160 p.
7. Solak V., Efendioglu H.S., Colak B., Garip M. Analysis and simulation of cable crosstalk. *IEEE IV International Electromagnetic Compatibility Conference (EMC Turkey)*, 24-27 Sept. 2017, Ankara, Turkey, pp 1-4. doi: **10.1109/EMCT.2017.8090354**.
8. Беспрозванных А.В., Игнатенко А.Г. Влияние скрутки сердечника на параметры передачи сетевых кабелей. *Вісник НТУ «ХПИ»*, 2004, № 7, С. 82-87.
9. Беспрозванных А.В., Игнатенко А.Г. Оптимизация конструкции сетевых кабелей по коэффициенту затухания в зоне допусков геометрических размеров параметров передачи. *Електротехніка і електромеханіка*, 2004, № 2, С. 8-10.
10. Бойко А.М., Беспрозванных Г.В. Обгрунтування товщини ізоляції витих екранованих пар структурованих кабельних систем. *Вісник НТУ «ХПИ»*, 2011, № 3, С. 21-35.
11. Беспрозванных А.В., Игнатенко А.Г. Косвенные оценки допусков на диаметры токопроводящих жил проводников витых пар сетевых кабелей. *Вісник НТУ «ХПИ»*, 2005, № 42, С. 47-52.
12. Baltag O., Rosu G., Rau M.C. Magnetic field of parallel and twisted wire pairs. *2017 10th International Symposium on Advanced Topics in Electrical Engineering (ATEE)*, 2017, pp. 324-329. doi: **10.1109/atec.2017.7905020**.

REFERENCES

1. Pigan R., Metter M. *Automating with PROFINET: Industrial Communication Based on Industrial Ethernet*. John Wiley & Sons Publ., 2015. 462 p.
2. Belous A., Saladukha V. *High-Speed Digital System Design: Art, Science and Experience*. Springer Nature Publ., 2019. 933 p.
3. Catalog Nexans. *Cables for alarm and safety systems*. 2018. 16 p.
4. International Standard ISO/IEC 11801. *Information Technology – Generic cabling for customer premises. Part 2: Office premises*. 2017. 24 p.
5. Penttinen Jyrki T.J. *The Telecommunications Handbook: Engineering Guidelines for Fixed, Mobile and Satellite Systems*. John Wiley & Sons Publ., 2015. 1008 p.
6. Weston David A. *Electromagnetic Compatibility: Methods, Analysis, Circuits, and Measurement*. CRC Press, 3rd Edition, 2016. 1160 p.
7. Solak V., Efendioglu H.S., Colak B., Garip M. Analysis and simulation of cable crosstalk. *IEEE IV International Electromagnetic Compatibility Conference (EMC Turkey)*, 24-27 Sept. 2017, Ankara, Turkey, pp 1-4. doi: **10.1109/EMCT.2017.8090354**.

8. Bezprozvannyh G.V., Ignatenko A.G. The influence of core twisting on the transmission parameters of network cables. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2004, no.7, pp. 82-87. (Rus).
9. Bezprozvannyh G.V., Ignatenko A.G. Optimization of the design of network cables by the attenuation coefficient in the tolerance zone of the geometric dimensions of the transmission parameters. *Electrical engineering & electromechanics*, 2004, no. 2. pp. 8-10. (Rus).
10. Boyko AM, Bezprozvannyh G.V. Justification of insulation thickness of twisted shielded pairs of structured cable systems. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2011, no. 3, pp. 21-35. (Ukr).
11. Bezprozvannyh G.V., Ignatenko A.G. Indirect estimates of tolerances on the diameters of conductive conductors of twisted pair conductors of network cables. *Bulletin of NTU «KhPI»*, 2005, no. 42, pp. 47-52. (Rus).
12. Baltag O., Rosu G., Rau M.C. Magnetic field of parallel and twisted wire pairs. *2017 10th International Symposium on Advanced Topics in Electrical Engineering (ATEE)*, 2017, pp. 324-329. doi: **10.1109/atec.2017.7905020**.

Надійшла (received) 22.05.2020

Безпрозванных Ганна Вікторівна¹, д.т.н., проф.,
Пушкар Олег Анатолійович², ген. директор,

¹ Національний технічний університет
«Харківський політехнічний інститут»
61002, Харків, вул. Кирпичова, 2,
тел/phone +380 57 707 60 10,
e-mail: bezprozvannyh@kpi.kharkov.ua

² ТОВ «Алай»,
03061, Київ, пр. Відрадный, 95 А2, офіс 202

G.V. Bezprozvannyh¹, O.A. Pushkar²

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

² Company «Alay»,
95 A2, office 202, Otradny Ave., Kyiv, 03061, Ukraine.

Increasing noise immunity of cables for fire protection systems.

Introduction. Technical means of fire protection systems are capable of operating at data rates from tens to hundreds of Kbit/s with components of a digital signal in the frequency spectrum up to several tens of MHz. Appropriate cable infrastructure with a high level of noise immunity is required to transmit broadband digital signals. **Purpose.** Substantiation of ways to increase noise immunity of cables based on twisted pairs for modern fire protection systems with the ability to transmit digital signals in the frequency spectrum up to 100 MHz. **Methodology.** A comparison is made of the influence of the twisting step of pairs in unshielded 4-pair and multi-pair shielded balanced cables on the parameters of electromagnetic effects. It has been experimentally shown that twisting each pair with different steps provides a higher level of noise immunity of cables based on twisted pairs. **Practical value.** The frequency dependencies of the near end crosstalk in 10-, 30- and 4-pair balanced cables are shown. The influence of the common shield on the attenuation coefficient of the shielded 4-pair cable is established. References 12, figures 8.

Key words: fire protection systems, electromagnetic influence, near end crosstalk, twisted pairs, unshielded and shielded cables, attenuation coefficient.

C. Djabali, T. Bouktir

SIMULTANEOUS ALLOCATION OF MULTIPLE DISTRIBUTED GENERATION AND CAPACITORS IN RADIAL NETWORK USING GENETIC-SALP SWARM ALGORITHM

Purpose. In recent years, the problem of allocation of distributed generation and capacitors banks has received special attention from many utilities and researchers. The present paper deals with single and simultaneous placement of dispersed generation and capacitors banks in radial distribution network with different load levels: light, medium and peak using genetic-salp swarm algorithm. The developed genetic-salp swarm algorithm (GA-SSA) hybrid optimization takes the system input variables of radial distribution network to find the optimal solutions to maximize the benefits of their installation with minimum cost to minimize the active and reactive power losses and improve the voltage profile. The validation of the proposed hybrid genetic-salp swarm algorithm was carried out on IEEE 34-bus test systems and real Algerian distributed network of Djanet (far south of Algeria) with 112-bus. The numerical results endorse the ability of the proposed algorithm to achieve a better results with higher accuracy compared to the result obtained by salp swarm algorithm, genetic algorithm, particle swarm optimization and the hybrid particle swarm optimization algorithms. References 27, tables 10, figures 12.

Key words: genetic algorithm, salp swarm algorithm, real power losses, distributed generation, capacitors.

Цель. В последние годы задача размещения распределенной генерации и батарей конденсаторов привлекает особое внимание многих организаций и исследователей. В данной работе рассмотрены отдельное и совместное размещение распределенной генерации и батарей конденсаторов в радиальной распределительной сети при различных уровнях нагрузки: слабом, среднем и пиковом с использованием алгоритма генетического роя сальпов (genetic-salp swarm algorithm). Разработанный алгоритм гибридной оптимизации генетического роя сальпов (GA-SSA) использует системные входные переменные радиальной распределительной сети для поиска оптимальных решений с целью максимизации преимуществ их установки с минимальными затратами для минимизации потерь активной и реактивной мощности и улучшения профиля напряжения. Тестирование предложенного алгоритма гибридной оптимизации генетического роя сальпов было проведено на экспериментальных 34-шинных системах IEEE и реальной 112-шинной алжирской распределенной сети Джанета (крайний юг Алжира). Численные результаты подтверждают способность предложенного алгоритма достигать лучших результатов с большей точностью по сравнению с результатом, полученным методом роя сальпов, генетическим алгоритмом, оптимизацией роя частиц и алгоритмами гибридной оптимизации роя частиц. Библ. 27, табл. 10, рис. 12.

Ключевые слова: генетический алгоритм, алгоритм роя сальпов, реальные потери мощности, распределенная генерация, конденсаторы.

Introduction. Radial distribution network provides a link between high voltage transmission network and consumer services. The operation and planning studies of a distribution network require a steady state condition of the system for various load demands [1]. Hence, the need for flexibility of power systems is present. Energy savings and environmental impact ave given impetus to the development of distributed generation (DG), expected to play an increasing role in the power system of the future. Because of the penetration of DGs, the use of these sources in distribution networks is increasing throughout the world [2].

In power systems, loss and reliability are two significant points among several factors that can be considered, especially in distribution systems. Actually two of the most important DG profits are loss reduction and reliability improvement [3]. Installation and operation of DG units is one of the regulators politics in recent years to reduce system losses and improve system efficiency [4].

Capacitors have been widely used in distribution systems to achieve different objectives. The most important are: improving the voltage profile and reducing the power loss in the radial distribution system, determining the optimal locations and sizes of capacitors. [5]. DGs and capacitors used alone or simultaneously with optimum installation and proper sizing have an affecting on reducing network loss and improving voltage profile, because the non-optimal location and size of dispersed generation and capacitors can result in an increase in system losses and costs.

The problem of optimal dispersed generation location and sizing is divided into two sub problems, where the optimal location for DG placement is the one and how to select the most suitable size is the second. Many researches were provided in recent years about optimal placement and sizing of the capacitor and DGs using different methaheuristic methods. Researchers have developed many interesting methods and solutions. The differences are about the problem, which is formulated, methodology and assumptions being made. Some of the methods mentioned in [6]. Simultaneous placement of distributed generation (DG) and capacitor is considered in radial distribution network with different load levels in objective to reduce the active and reactive power loss, to reduce the energy loss and improvement of voltage profile. Again, several optimization algorithms have been proposed such as Fuzzy-DE and Fuzzy-MAPSO methods is proposed in [7], firefly algorithm (FA) [8-10], particle swarm algorithm optimization (PSO) [11], discrete particle swarm optimization (DPSO) [12], Grey Wolf Optimizer (GWO) [13], genetic algorithm (GA) [14], cuckoo search algorithm (CSA) [15], gravitational search algorithm (GSA) [16], salp swarm algorithm (SSA) [17], genetic moth swarm algorithm (GMSA) [18] and biogeography-based optimization (BBO) [19].

A new combined algorithm is proposed to evaluate the DG site and size in distribution network. The location of DGs and capacitors banks is obtained by GA and its

© C. Djabali, T. Bouktir

size is optimized by SSA. First the initial population for equipment (DGs and capacitors) size and location are produced by random, then the load flow was run. Using the given cost function and benefit's was implemented to optimize the size of DGs and capacitors which was calculated by SSA for the known location. In the next step, the new location of DG was calculated.

The results showed that the proposed combined GA-SSA method is better than the GA and SSA in terms of solution quality and number of iterations.

In this paper, DGs and fixed capacitors banks are installed for two scenarios: singly and simultaneously to minimize the required power transmission network, with different load levels (light, medium and peak). Cost of equipment and benefits are included in the objective function. This algorithm is applied to the network IEEE-34 bus test and the Algerian distributed network in Djanet (City in Southern Algeria) with 112-bus.

Problem statement and formulation. The aim of paper is to maximize the installation benefit of DGs and capacitors and minimize active and reactive power losses for operational powers of the installed equipment to have the efficiency of the GA-SSA algorithm. The objective function is given by the following function:

$$F = \max \sum_{i=1}^N \text{Benefit}(i) - \min \sum_{i=1}^N \text{Cost}(i), \quad (1)$$

where N is the number of equipment's (DGS and capacitors banks) installed in the radial distribution network,

$$\sum_{i=1}^{N_{DG}} \text{Benefit}(i) = BC + BE + BL + BR, \quad (2)$$

where BC – benefit of cost reduction of active power purchased; BE – benefit of energy loss reduction; BL – benefit of power loss reduction; BR – reactive power loss reduction benefit; N_{DG} – the number of distributed generation

$$\sum_{i=1}^N \text{Cost}(i) = \sum_{i=1}^{N_{DG}} (DG_c(i) + DG_m(i)) + \sum_{i=1}^{N_C} (\text{cap}_c(i)), \quad (3)$$

where DG_c – distributed generation installation cost; DG_m – maintenance cost of DGs; cap_c – capacitor installation cost; N_C – the number of capacitors banks.

Mathematical formulation of the total objective function involves more than one objective function to be optimized simultaneously.

It considers capacitor banks installation cost, active power losses of transmission lines and the cost of distributed generation sources.

The power demand is evaluated as

$$BC = \sum_{i=1}^{N_{DG}} BC_B(i), \quad (4)$$

where BC_B is the benefit of cost reduction of active power purchased after DG installation.

The benefit of energy loss reduction is

$$BE = \sum_{i=1}^{N_{DG}} BE_B(i) + \sum_{i=1}^{N_C} BE_A(i), \quad (5)$$

where BE_B and BE_A are the benefit of energy loss reduction after DG installation and capacitor installation, respectively.

The peak power loss reduction is one of the most important effect of capacitor placements in distribution network and can be computed as

$$BL = C_d \cdot \left(\sum_{i=1}^{N_C} BL_B(i) - \sum_{i=1}^{N_C} BL_A(i) \right), \quad (6)$$

where BL_B is the peak power loss in feeder before capacitor installation (kW); BL_A is the peak power loss in feeder after capacitor installation (kW); C_d is demand reduction benefit rate (\$/MW).

The reduction of reactive power loss benefit can be calculated as

$$BR = C_R(Q_0 - Q_1), \quad (7)$$

where Q_0 , Q_1 , and C_R , are reactive power loss before installation of equipment (kVar), reactive power loss after installation of equipment (kVar), and worth of reactive power (\$/kVar) respectively.

The cost of capacitor installation is given by:

$$\text{cap}_c = \text{Cost}_{C_i} \cdot n_{C_i}, \quad (8)$$

where Cost_{C_i} is the cost of i -th capacitor, n_{C_i} is the number of i -th capacitor.

The DG installation cost of distributed generation can be formulated as following equation:

$$DG_c = \sum_{i=1}^{N_{DG}} DG_{c,i} \cdot K_{DG}, \quad (10)$$

where K_{DG} is the size of DGs; $DG_{c,i}$ is the installation cost of i -th DGs.

The maintenance cost of distributed generation is formulated as

$$DG_m = \sum_{i=1}^{N_{DG}} DG_{m,i} \cdot K_{DG}, \quad (11)$$

where $DG_{m,i}$ is the maintenance cost of i -th DGs.

Optimal location and sizing of DGs and capacitors.

The optimal location and sizing problems of distributed generation and capacitors bank are bi-objective constrained optimization problems that can be formulated as a mono-objective constrained optimization problem. In this paper the algorithm genetic-salp swarm has been developed for solving the problems of optimal location and sizing of distributed generation and capacitors banks in radial distribution network by maximizing the benefits and minimizing the costs of installation for reduce the active and reactive power losses and improve the voltage profile.

Basic concepts of genetic algorithm. Genetic algorithms are based on chromosomes and their natural evolution. In this method, contrary to the analytical methods, try and error, instead of working on an optimal answer, they work on several answers that they call «populations». These methods is based on the selection mechanisms used by nature, according to which the most fit individuals of a population are those that survive, by adapting more easily to the changes that occur in their environment. This technique has high efficiency in the absence of specific information about the problem [21, 22].

The parameters of genetic algorithm are: population size, reproduction probability, crossover probability and mutation probability.

The pseudo code of the GA algorithm is given as follows:

- Step 1: Initialize population in random fashion.
 Step 2: Evaluate the population by calculating the fitness of the individuals in the population.
 Step 3: Perform selection operation.
 Step 4: Perform crossover and mutation operation.
 Step 5: Perform optimal search.
 Step 6: Repeat step 2 – 5 until the GA is run for the predetermined.
 Step 7: Select the best chromosome.

Basic concepts of salp swarm algorithm. Salp swarm algorithm (SSA) is a recently created bio-inspired optimization algorithm presented in 2017, introduced by Mirjalili et al. [23]. SSA mimics the swarming behavior of salps in oceans especially the navigation and searching for food sources. The salps are creatures living in seas and oceans. They are similar to jellyfishes in their tissues and movement towards the food sources [24]. Salps are usually found in groups (swarms) called salp chains; each salp chain contains a leader. The algorithm starts with initializing a matrix with a dimension of $n \times dim$ representing salps' positions, where n is the number of agents and dim is the number of variables to be designed. After that, each salp position is updated according to instructions received from the leader for swallowing the best food (F). The following equation is used for updating the salps' positions [25]:

$$x_j^1 = \begin{cases} F_j + c_1 + ((u_{bj} - l_{bj})c_2 + l_{bj}), c_2 \geq 0; \\ F_j - c_1 + ((u_{bj} - l_{bj})c_2 + l_{bj}), c_2 \leq 0, \end{cases} \quad (12)$$

where x_j^1 represents the position of the leader's j -th dimension; F_j represents the best solution (i.e., food source) in the j -th, u_{bj} and l_{bj} are the upper and lower bounds in the j -th dimension respectively; variables c_1 and c_2 are random numbers (c_1 plays a vital role in the performance of SSA, since it is the only parameter that controls the balance between exploration and exploitation).

As can be seen in [12], c_1 is a time varying parameter (depends on the iteration number) that allows high exploration rates at the early stages of the optimization process, while high exploitation rates are allowed in the last stages. The coefficient is a very significant parameter in SSA for the reason that it maintains a balance between exploration and exploitation, and it can be given by:

$$c_1 = 2e^{-\left(\frac{4l}{L}\right)^2}, \quad (13)$$

where l and L are the current iteration and the maximum number of iterations respectively; c_2 is uniform random numbers generated in the period $[0, 1]$.

These variables indicate whether the next position in the j -th dimension will be moved towards the $+\infty$ or $-\infty$ in addition to the step size. Newton's law of motion [14], was used to simulate updating the positions of the followers

$$x_j^1 = \frac{1}{2}(x_j^i + x_j^{i-1}), \quad (14)$$

where $i \geq 2$ and x_j^i depicts the position of the i -th follower at the j -th dimension.

In SSA, the leader salp moves towards the food source, whereas the followers move towards the leader.

The food source position can be changed during the process and then the leader will continue moving towards the new food source position. The steps of this optimization algorithm and its pseudo code are shown in Algorithm 1 below.

Generate an initial population of salps randomly x_i ($i = 1, 2, \dots, n$) considering upper bound u_b and lower bound l_b

While ($t <$ maximum number of iteration) **do**
 Calculate the fitness function of each salp ($f(x_i)$)

Set the best salp to x_{best}

Update the value of c_1 according to Eq. [13]

For (each salp (x_i)) **do**

If x_i is the leader **then**

Update the position of leading salp using Eq. [12]

Else

Update the position of the follower salp using Eq. [14]

End if

Update the position of the salp

End for

Update the position of the salps based on the upper and lower bounds

End while

Return *the best salp* x_{best}

Improvement method GA-SSA. This is a searching technique developed for optimal location and sizing of DG and capacitors. The problem consists of 2 parts. The first is the optimal location of DG and capacitors and the second is the optimal location. Result for the first part is an integer, which is either a bus number where DGs and capacitors are suggested to be installed. This needs an integer-based optimization algorithm. GA has been chosen to play this role because of its attractive quality. The answer obtained from GA solution is used in SSA algorithm to optimize the sizing for DG. SSA has the fast convergence ability, which is a great attractive property for a large iterative and time consuming problem. Therefore the algorithm is recovered in 16 steps:

Step 1: Read data from network (R, X, PLoad, QLoad).

Step 2: Determine the number of chromosomes, generation, and mutation rate and crossover rate value.

Step 3: Initial set of random size of DG and capacitors.

Step 4: Initial set of random location of DG and capacitors.

Step 5: Calculate the objective values (Parts of objective function in different load levels).

Step 6: Calculate the loss of active and reactive power losses in different load levels.

Step 7: Using SSA to calculate fitness for optimal sizing of DG and capacitors.

Step 8: Evaluation of fitness value of chromosomes by calculating objective function.

Step 9: Using GA to calculate fitness for optimal sitting of DG (Selection – Crossover – Mutation).

Step 10: Calculate the objective values (Parts of objective function in different load levels).

Step 11: Calculate the loss of active and reactive power losses in different load levels.

Step 12: Using SSA to calculate fitness for optimal sizing of DG and capacitors.

- Step 13: Searching for best solution.
- Step 14: Check the stop Criterion.
- Step 15: If the stopping criteria is satisfied then stop, else go to step 5.
- Step 16: Best solution.

Simulations and results. The hybrid GA-SSA technique for optimal location and sizing of DGs and capacitors have been implemented in MATLAB 7.10 programming language and the simulation conducted on a computer Core (TM) i5 a 1.90 GHz with 8 Go RAM. This algorithm tested in IEEE 34-bus [20] radial distribution system and the real network 112-bus radial distribution system [26] shown in Fig. 1 and Fig. 2 respectively.

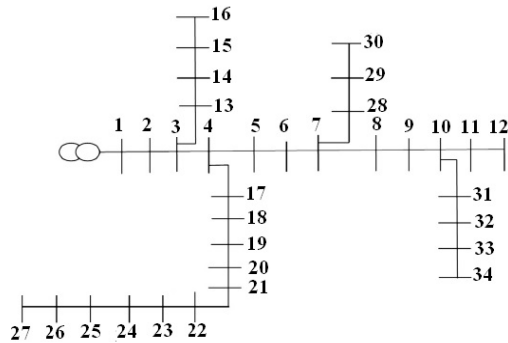


Fig. 1. IEEE 34-Bus test system

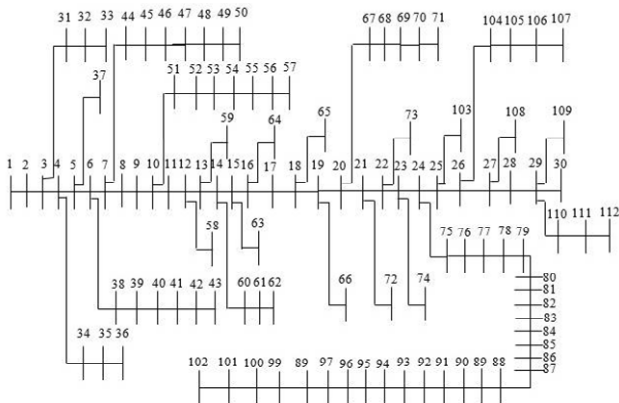


Fig. 2. Real network 112-bus

IEEE 34-Bus radial distribution network. The active and reactive power demand in peak load are 11303 KW and 7044.2 KVar respectively. The capacitors are installed in the system such that the reactive power generated by the maximum total capacity does not exceed 20% of the reactive power in peak load [27]. That corresponds to reactive power 1408.84 KVar. We therefore chose to install 7 capacitors with 200 KVar each one at optimal locations in order to maximize the objective function equation [1].

Three different load levels are considered in this paper: light, medium and peak load. The load growth rate is considered 1 % in each year. Tables 1 shows technical and commercial information of 3 load duration (h/year) and electricity market price (\$/MWh) and Table 2 shows the parts of the objective function.

Now, in order to minimize active and reactive power losses and improve the voltage profile, 4 cases are considered. Figure 3 shows the locations and sizes of the capacitor banks as well as the distributed generators used for the 4 cases which are as follows:

- Case 1: without installing equipment's.
- Case 2: only 7 capacitors of 200 KVar are optimally placed at bus 3, 7, 10, 15, 24, 31 and 34.
- Case 3: only 5 DGs are installed. 4 DGs are optimally placed at bus 4, 8, 22 and 24 with capacity of 500 KW, and one DG at bus 33 with capacity of 250 KW.
- Case 4: 5 DGs and 7 capacitors are installed simultaneously with same optimal placement.

Table 1

Technical and commercial information of load and electricity market price

Network condition	Time duration (h/year)	Market price (\$/MWh)
Light load	2190	35
Medium load	4745	49
Peak load	1825	70

Table 2

Parts of objective function in different load levels

Economical cost	Network condition	Costs (\$)
Capacitor installation cost	Light load	14000
DG installation cost		397500
DG maintenance cost		15330
Total		426830
Capacitor installation cost	Medium load	14000
DG installation cost		397500
DG maintenance cost		33215
Total		444715
Capacitor installation cost	Peak load	14000
DG installation cost		397500
DG maintenance cost		12775
Total		424275

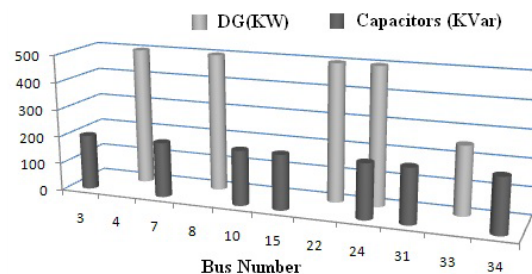


Fig. 3. Location and size of DGs and capacitors installed in IEEE 34-Bus

The optimum sizes of DGs placed respectively at optimal bus, obtained to minimize active and reactive power losses and improve the voltage profile are:

- in case 3 DGs values are determined as 412.19 KW, 86.53 KW, 431.82 KW, 463.02 and 88.14 KW but the optimal size of all DGs in case 4 are 405.06 KW, 151.21 KW, 252.43 KW, 355.50 and 76.27 KW in bus 4, 8, 22, 24 and 33 respectively.

These results are presented in Fig. 4.

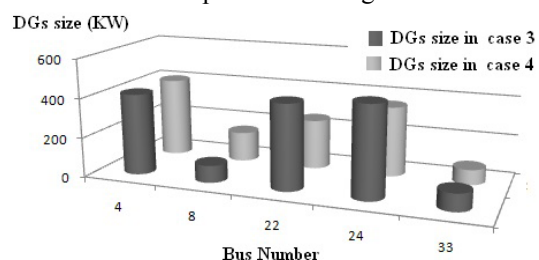


Fig. 4. Location and size of DGs in case 3 and 4

Table 3 represents the loss of active and reactive power in the 4 cases considered with the 3 load levels: light, medium and peak load.

Table 3
The loss of active and reactive power in the four cases considered with the three load levels

	Load level	Active power losses (kW)	Reactive power losses (KVar)
Without equipment's	Light load	512.6674	140.9201
	Medium load	642.3039	176.4590
	Peak load	1136.6012	311.7137
With only capacitors	Light load	498.2234	116.5629
	Medium load	567.5571	132.0432
	Peak load	1005.4012	282.4204
With DGs only	Light load	267.3280	59.5580
	Medium load	270.2497	61.4683
	Peak load	676.1747	189.2695
With DGs and capacitors	Light load	178.9525	42.7015
	Medium load	205.4583	50.9711
	Peak load	358.9739	96.3500

Note that for Case 2, the loss of active and reactive power are reduced by 2.81 %, 11.63 %, 11.54 % (Table 4) and 17.28 %, 25.17 %, 9.39 % (Table 5), respectively, and for 3 load levels respectively as compared with the case 1.

Case 3, the loss of active and reactive power are more reduced than the case 2 of 47.85 %, 57.92 %, 40.50 % (Table 4) and 57.73 %, 65.16 %, 39.28 % (Table 5) respectively, and three load levels respectively as compared to the case 1.

Case 4, the loss of active and reactive power are even more reduced than cases 2 and 3, 65.09 %, 68.01 %, 68.42 % (Table 4) and 69.70 %, 71.11 %, 69.09 % (Table 5), respectively and for 3 load levels respectively as compared to the case 1.

Table 4
Benefits of active power losses reduction

	Light load	Medium load	Peak load
Case 2	2.81 %	11.63 %	11.54 %
Case 3	47.85 %	57.92 %	40.50 %
Case 4	65.09 %	68.01 %	68.42 %

Table 5
Benefits of reactive power losses reduction

	Light load	Medium load	Peak load
Case 2	17.28 %	25.17 %	9.39 %
Case 3	57.73 %	65.16 %	39.28 %
Case 4	69.70 %	71.11 %	69.09 %

Table 6 represents a comparative study between the results obtained by the proposed algorithm GA-SSA and those obtained by SSA, GA, PSO (particle swarm optimization) and the HPSO (hybrid particle swarm optimization) algorithms [27].

Table 6
Comparative study in medium load

Size	GA-SSA	GA	SSA	PSO	HPSO
DG size in total (kW)	1240.47	1423.78	1283.14	1653.62	1493.56
Capacitor size in total (KVar)	1400	2126	1400	2542	2452
Power losses (KW)	527.55	608.84	612.55	620.64	614.55

We note that the loss of active power obtained by the GA-SSA algorithm is 8.55 % better than those values obtained by PSO algorithm and 7.65 % than those obtained by algorithm HPSO. Thus of viewpoint of production cost, reactive power obtained by GA-SSA (1400 kVA) is also better than that obtained by PSO (2542 kVA) and HPSO (2452 kVA).

This comparison clearly demonstrates the effectiveness of the proposed genetic salp swarm algorithm compared to genetic algorithm, salp swarm algorithm, particle swarm optimization and hybrid particle swarm optimization algorithm.

Fig. 5-8 represents the voltage profile at the distribution network for the 4 cases considered and for the 3 load levels. Table 6 shows the minimum voltage in the distribution network for the 4 cases considered and the 3 load levels. The values obtained for peak load: 0.8857 pu at bus 27 case 1, 0.9390 pu at bus 27 case 2, 0.9403 pu at bus 24 case 3 and 0.9647 pu at bus 27 case 4 show good improvement under voltage where the values of the voltage obtained are between 0.9647 in the different load levels: light, medium and peak.

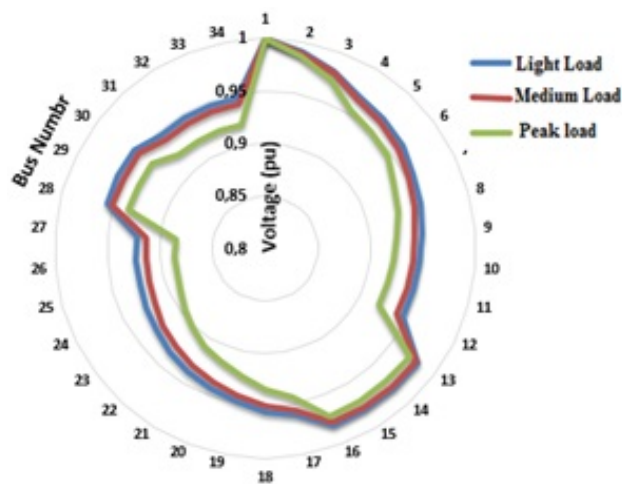


Fig. 5. Performance of voltage profile for 34 bus radial distribution in different load levels without installation of capacitors and DGs

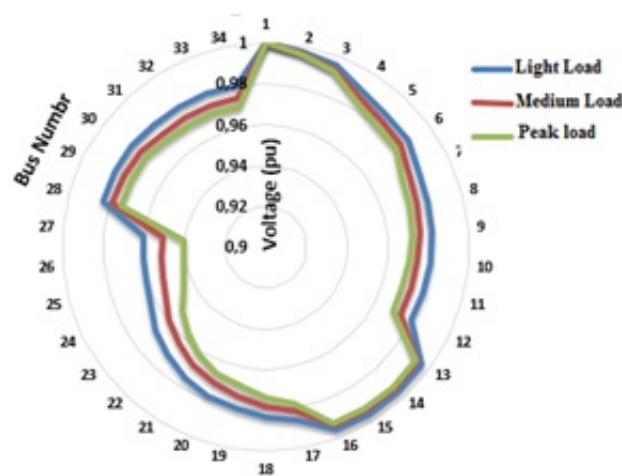


Fig. 6. Performance of voltage profile for 34 bus radial distribution in different load levels after installation of capacitors

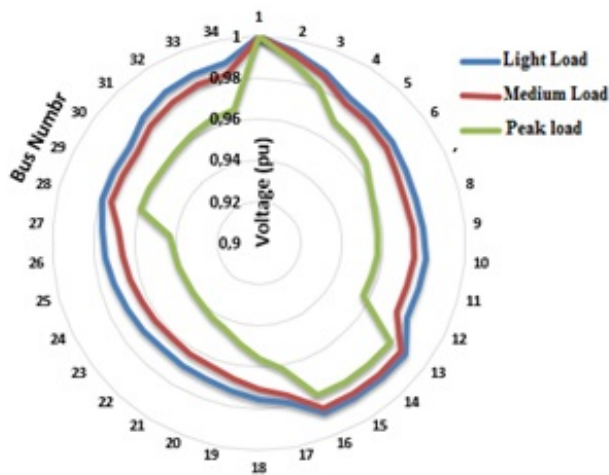


Fig. 7. Performance of voltage profile for 34 bus radial distribution in different load levels after installation of DGs

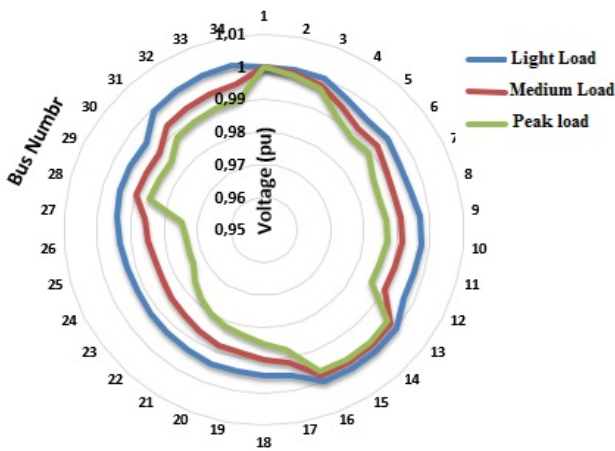


Fig. 8. Performance of voltage profile for 34 bus radial distribution in different load levels after installation of capacitors and DGs

Real distribution network of 112-Bus. The active and reactive power demand in peak load are 11303 KW and 7044.2 KVar respectively. Table 7 shows the parts of objective function in different load levels.

Table 7
Parts of objective function in different load levels of real network 112-bus

Economical cost	Network condition	Costs (\$)
Capacitor installation cost	Light load	14400
DG installation cost		357120
DG maintenance cost		18396
Total		389916
Capacitor installation cost	Medium load	14400
DG installation cost		477000
DG maintenance cost		39858
Total		531258
Capacitor installation cost	Peak load	14400
DG installation cost		477000
DG maintenance cost		15330
Total		506730

The 4 cases studied to have the effectiveness of the method in the real 112-bus network (Fig. 2) are:

- Case 1: without installing equipment's.
- Case 2: in this case, we have installed 6 capacitors with 150 KVar. The optimal locations are obtained at the bus: 4, 25, 34, 38, 79 and 98.
- Case 3: we have installed 6 DGs: 2 DGs are optimally placed at bus 4 and 33 with capacity of 500 KW, and 4 DG at bus 33, 58, 88 and 92 with capacity of 250 KW.
- Case 4: 5 capacitors are installed with optimal placement at bus 6, 25, 34, 56 and 102 with 150 KVar and 4 DGs with optimal locations obtained at the bus: 12, 45, 76 and 92 with capacity of 250 KW.

The comparison between the results obtained by the GA-SSA algorithm and the SSA and GA algorithms are represented in Table 8.

Table 8
Comparison between the results obtained by the GA-SSA algorithm and other algorithms (real network 112-bus)

Case	V_{min} (p.u)	P_{loss} (KW)	Q_{loss} (KVar)	CPU time (s)	
Base Case	0.9314	288.14	189.64	–	
With only capacitors	GA-SSA	0.9394	224.16	174.22	36
	GA	0.9377	236.09	182.52	66
	SSA	0.9381	228.12	179.01	42
With only DGs	GA-SSA	0.9569	124.96	102.19	37
	GA	0.9481	141.08	142.71	74
	SSA	0.9498	136.56	137.24	48
With capacitors and DGs	GA-SSA	0.9802	56.32	42.93	39
	GA	0.9684	96.37	71.27	84
	SSA	0.9776	82.06	68.62	52

The benefits of active and reactive power losses reduction of cases 2 – 4 are compared with those of case 1 for 112-bus are presented in Table 9, 10, respectively.

Table 9
Benefits of active power losses reduction compared with the case 1 in real network 112-bus

	Benefits of active power losses reduction		
Load level	Light load	Medium load	Peak load
Case 2	38.81 %	22.20 %	30.64 %
Case 3	64.85 %	56.63 %	68.50 %
Case 4	96.09 %	80.45 %	74.42 %

Table 10
Benefits of reactive power losses reduction compared with the case 1 in real network 112-bus

	Benefits of reactive power losses reduction		
Load level	Light load	Medium load	Peak load
Case 2	17.28 %	8.13 %	9.39 %
Case 3	57.73 %	46.11 %	39.28 %
Case 4	79.70 %	77.36 %	69.09 %

Fig. 9 represents the voltage profile of the real network 112-bus without installation of the equipment where the minimum values of the voltage for the 3 load levels, peak, medium and light are respectively: 0.9114, 0.9316, 0.9303.

Fig. 10, corresponding to case 2, represents the real 112-bus network voltage profile after the installation of capacitors where the minimum voltage values for the 3 load levels, peak, medium and light are respectively 0.9343, 0.9394 and 0.9422.

The installation of the capacities also allowed a reduction of active power losses of 38.82 %, 22.20 %, 30.64 % and a reduction of reactive power losses of 17.28 %, 8.13 %, 9.39 % compared to case 1, respectively for the 3 load levels.

Fig. 11, corresponding to case 3, represents the real network 112-bus network voltage profile after installation of DGs where the minimum voltage values for the 3 load levels, peak, medium and light are respectively 0.9535, 0.9569 and 0.9578.

The installation of the DGs also allows a reduction of active power losses of 64.85 %, 56.36 %, 68.50 % and a reduction of reactive power losses of 57.73 %, 46.11 %, 39.28 % compared to case 1 respectively for the 3 load levels.

Fig. 12, corresponding to case 4, represents the real network 112-bus network voltage profile after simultaneous installation of DGs and capacitors where the minimum voltage values for the 3 load levels, peak, medium and light are 0.9792, 0.9802 and 0.9812 respectively.

The installation of the 2 equipment allowed a further reduction of active power losses of 96.09 %, 80.45 % and 74.42 % and a reduction of reactive power losses of 79.70 %, 77.36 % and 69.09 % compared to case 1 respectively for the 3 load levels.

The results obtained in this scenario are better than those obtained in case 2 and case 3 from the point of view of the voltage profile and the maximization of the benefit of the DGs installation and capabilities.

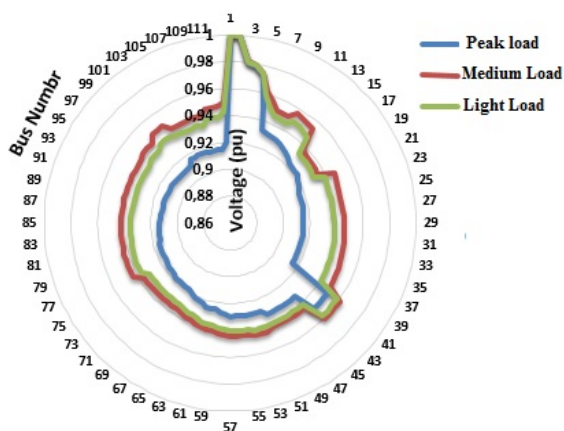


Fig. 9. Performance of voltage profile for real network 112-bus in different load levels without installation of capacitors and DGs

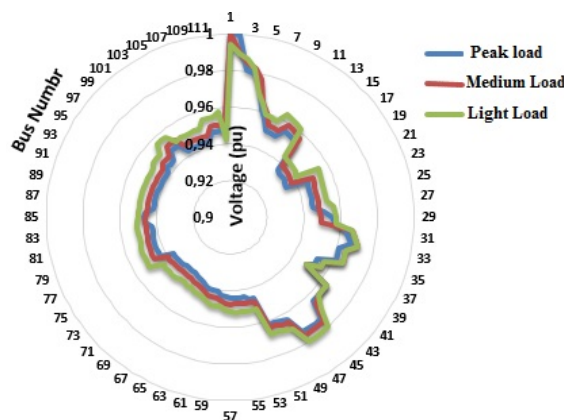


Fig. 10. Performance of voltage profile for real network 112-bus in different load levels after installation of capacitors

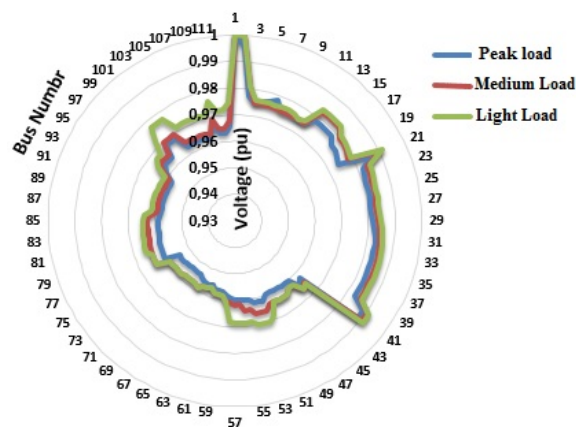


Fig. 11. Performance of voltage profile for real network 112-bus in different load levels after installation of DGs

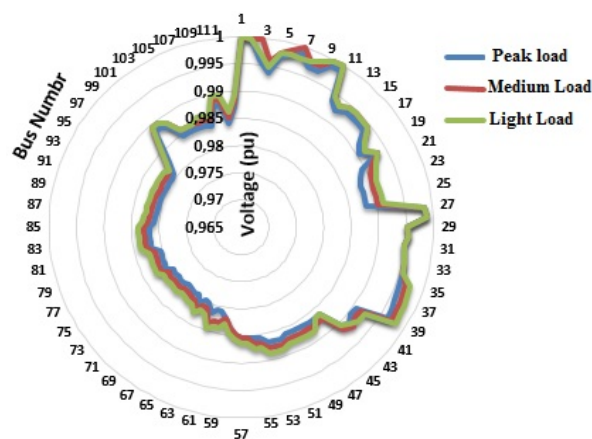


Fig. 12. Performance of voltage profile for real network 112-bus in different load levels after installation of capacitors and DGs

Conclusion. In this article, two algorithms genetic and salp swarm algorithm have been proposed for the simultaneously optimal placement of distributed generation and capacitors in a distribution system. These two algorithms are applied on four different cases. The purpose of this combination is to maximize the installation benefit of distributed generation and capacitor banks and minimize active and reactive power losses in radial distribution network, also to minimize the computation time, and to seek the optimal overall solution. This method is applied on radial distribution network IEEE 34-bus and real Algerian distributed network of Djanet 112-bus, the result shows that, cases with simultaneous placement of distributed generation and capacitor have much improvement of voltage profile and power loss reduction compared with others methods.

REFERENCES

1. Satyakar V.V.K., Viswanatha Rao J., Manikandan S. Analysis of radial distribution system by optimal placement of DG using DPSO. *International Journal of Engineering Research & Technology*, 2012, vol. 1, iss. 10, pp. 1-7.
2. Khanjanzadeh A., Arabi M., Sedighzadeh M., Rezazadeh A. Distributed generation allocation to improve steady state voltage stability of distribution networks using particle swarm optimization and genetic algorithm. *Canadian Journal on Electrical and Electronics Engineering*, 2011, vol. 2, no. 6.
3. Herbadji O., Nadhir K., Slimani L., Bouktir T. Optimal power flow with emission controlled using firefly algorithm.

- 2013 5th International Conference on Modeling, Simulation and Applied Optimization (ICMSAO), Apr. 2013. doi: **10.1109/icmsao.2013.6552559**.
4. Gkaidatzis P.A., Bouhouras A.S., Doukas D.I., Sgouras K.I., Labridis D.P. Load variations impact on optimal DG placement problem concerning energy loss reduction. *Electric Power Systems Research*, 2017, vol. 152, pp. 36-47. doi: **10.1016/j.epsr.2017.06.016**.
 5. Baghipour R., Hosseini S.M. Placement of DG and capacitor for loss reduction, reliability and voltage improvement in distribution networks using BPSO. *International Journal of Intelligent Systems and Applications*, 2012, vol. 4, no. 12, pp. 57-64. doi: **10.5815/ijisa.2012.12.08**.
 6. Kumar Injeti S., Shareef S.M., Kumar T.V. Optimal allocation of DGs and capacitor banks in radial distribution systems. *Distributed Generation & Alternative Energy Journal*, 2018, vol. 33, no. 3, pp. 6-34. doi: **10.1080/21563306.2018.12016723**.
 7. Kannan S.M., Renuga P., Kalyani S., Muthukumar E. Optimal capacitor placement and sizing using Fuzzy-DE and Fuzzy-MAPSO methods. *Applied Soft Computing*, 2011, vol. 11, no. 8, pp. 4997-5005. doi: **10.1016/j.asoc.2011.05.058**.
 8. Yang X.-S. Firefly Algorithms for Multimodal Optimization. In: Watanabe O., Zeugmann T. (eds) *Stochastic Algorithms: Foundations and Applications*. SAGA 2009. *Lecture Notes in Computer Science*, vol. 5792. doi: **10.1007/978-3-642-04944-6_14**.
 9. Aydin I. A new approach based on firefly algorithm for vision-based railway overhead inspection system. *Measurement*, 2015, vol. 74, pp. 43-55. doi: **10.1016/j.measurement.2015.07.022**.
 10. Gao M.-L., Li L.-L., Sun X.-M., Yin L.-J., Li H.-T., Luo D.-S. Firefly algorithm (FA) based particle filter method for visual tracking. *Optik*, 2015, vol. 126, no. 18, pp. 1705-1711. doi: **10.1016/j.ijleo.2015.05.028**.
 11. Syahputra R., Soesanti I., Ashari M. Performance enhancement of distribution network with DG integration using modified PSO algorithm. *Journal of Electrical Systems*, 2016, vol. 12, iss. 1, pp. 1-19.
 12. Rezaei M., Ghanbari M. Optimization of sizing and placement of photovoltaic (PV) system in distribution networks considering power variations of PV and consumers using dynamic particle swarm optimization algorithm (DPSO). *Indian Journal of Fundamental and Applied Life Sciences*, 2015, vol. 5(S1), pp. 3321-3327.
 13. Siavash M., Pfeifer C., Rahiminejad A., Vahidi B. Reconfiguration of smart distribution network in the presence of renewable DG's using GWO algorithm. *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*, 2017, vol. 83, p. 012003. doi: **10.1088/1755-1315/83/1/012003**.
 14. Ajenikoko G.A., Ajenikoko O.E.O., Adedoyin A., Badmus B.E., Lawal E.A. Application of genetic algorithm to network feeder reconfiguration in radial distribution system. *International journal of advanced scientific and technical research*, 2018, vol. 5, no. 8, pp. 15-29. doi: **10.26808/rs.st.i8v5.02**.
 15. El-Fergany A.A., Abdelaziz A.Y. Cuckoo search-based algorithm for optimal shunt capacitors allocations in distribution networks. *Electric Power Components and Systems*, 2013, vol. 41, no. 16, pp. 1567-1581. doi: **10.1080/15325008.2013.834525**.
 16. Mohamed Shuaib Y., Surya Kalavathi M., Christoper Asir Rajan C. Optimal capacitor placement in radial distribution system using Gravitational Search Algorithm. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2015, vol. 64, pp. 384-397. doi: **10.1016/j.ijepes.2014.07.041**.
 17. Sambaiah K.S., Jayabarathi T. Optimal allocation of renewable distributed generation and capacitor banks in distribution systems using salp swarm algorithm. *International journal of renewable energy research*, 2019, vol. 9, no. 1, pp. 96-107.
 18. Mohamed E.A., Mohamed A.-A.A., Mitani Y. Hybrid GMSA for optimal placement and sizing of distributed generation and shunt capacitors. *Journal of Engineering Science and Technology Review*, 2018, vol. 11, no. 1, pp. 55-65. doi: **10.25103/jestr.111.07**.
 19. Duong M., Pham T., Nguyen T., Doan A., Tran H. Determination of optimal location and sizing of solar photovoltaic distribution generation units in radial distribution systems. *Energies*, 2019, vol. 12, no. 1, p. 174. doi: **10.3390/en12010174**.
 20. Sajjadi S.M., Haghifam M.-R., Salehi J. Simultaneous placement of distributed generation and capacitors in distribution networks considering voltage stability index. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2013, vol. 46, pp. 366-375. doi: **10.1016/j.ijepes.2012.10.027**.
 21. Xin J., Zhong J., Yang F., Cui Y., Sheng J. An improved genetic algorithm for path-planning of unmanned surface vehicle. *Sensors*, 2019, vol. 19, no. 11, p. 2640. doi: **10.3390/s19112640**.
 22. Khanra A., Pal T., Maiti M.K., Maiti M. Multi-objective four dimensional imprecise TSP solved with a hybrid multi-objective ant colony optimization-genetic algorithm with diversity. *Journal of Intelligent & Fuzzy Systems*, 2019, vol. 36, no. 1, pp. 47-65. doi: **10.3233/jifs-172127**.
 23. Mirjalili S., Gandomi A.H., Mirjalili S.Z., Saremi S., Faris H., Mirjalili S.M. Salp Swarm Algorithm: A bio-inspired optimizer for engineering design problems. *Advances in Engineering Software*, 2017, vol. 114, pp. 163-191. doi: **10.1016/j.advengsoft.2017.07.002**.
 24. Mafarja M., Eleyan D., Abdullah S., Mirjalili S. S-Shaped vs. V-Shaped Transfer Functions for Ant Lion Optimization Algorithm in Feature Selection Problem. *Proceedings of the International Conference on Future Networks and Distributed Systems - ICFNDS'17*, 2017. doi: **10.1145/3102304.3102325**.
 25. Hegazy A.E., Makhoulouf M.A., El-Tawel G.S. Improved salp swarm algorithm for feature selection. *Journal of King Saud University – Computer and Information Sciences*, 2020, vol. 32, no. 3, pp. 335-344. doi: **10.1016/j.jksuci.2018.06.003**.
 26. Amrane Y. *Optimal reactive power compensation in the transport and distribution networks*. Doctoral Thesis, University of Science and Technology Houari Boumediene, Algeria, 2014.
 27. Chandramohan S., Atturulu N., Devi R.P.K., Venkatesh B. Operating cost minimization of a radial distribution system in a deregulated electricity market through reconfiguration using NSGA method. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2010, vol. 32, no. 2, pp. 126-132. doi: **10.1016/j.ijepes.2009.06.023**.

Received 24.06.2020

Chabane Djabali¹, Ph.D Student,

Tarek Bouktir¹, Professor,

¹Department of Electrical Engineering,

University of Ferhat Abbas Setif 1,

19000, Setif, Algeria.

e-mail: Djabali.chabane@gmail.com, tbouktir@univ-setif.dz

В.Ф. Сивокобиленко, В.А. Лисенко

ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ СИСТЕМ ЗАХИСТУ ЕЛЕКТРОМЕРЕЖ ВІД ЗАМИКАНЬ НА ОСНОВІ ВЕЙВЛЕТ-ПЕРЕТВОРЕНЬ СТРУМІВ І НАПРУГ НУЛЬОВОЇ ПОСЛІДОВНОСТІ

Для електричних мереж напругою 6-35 кВ, що працюють з компенсованою або ізольованою нейтраллю, розроблено селективний захист від замикань фази на землю, який реагує на напрям реактивної потужності, яка визначається за допомогою коефіцієнтів вейвлет-перетворень струму і напруги нульової послідовності, а також їх похідних, введених для забезпечення фазового зсуву на 90 градусів і підвищення чутливості захисту. Коефіцієнти знаходять шляхом згортки дискретних значень струму, напруги та їх похідних із сигналами материнської функції Морле, обчислення яких проводиться за допомогою квадратної матриці, для якої викладено правила її формування. Реактивна потужність визначається на кожному кроці розрахунку як сума добутків вейвлет-коефіцієнтів струму і похідної від напруги, а також напруги і похідної від струму, тобто коефіцієнтів, що мають однаковий порядковий номер. Пуск захисту відбувається за фактом перевищення амплітудою напруги нульової послідовності заданого значення. За допомогою математичної моделі мережі виконано дослідження поведінки захисту за глухих і дугових замикань фази на землю, для різного ступеня компенсації ємнісних струмів, для різних значень напруги в момент замикання. У всіх режимах отримано надійну роботу захисту, чутливість якого в 5-8 разів перевищує чутливість захисту за алгоритмом, заснованим на перетворенні Фур'є. Бібл. 10, рис. 5.

Ключові слова: електрична мережа, захист від замикань на землю, струм, напруга, нульова послідовність, вейвлет-перетворення, реактивна потужність.

Для электрических сетей напряжением 6-35 кВ, работающих с компенсированной или изолированной нейтралью, разработана селективная защита от замыканий фазы на землю, которая реагирует на направление реактивной мощности, определяемое с помощью коэффициентов вейвлет-преобразования тока и напряжения нулевой последовательности, а также их производных, введенных для обеспечения фазового сдвига на 90 градусов и повышения чувствительности защиты. Коэффициенты находят путем свертки дискретных значений тока, напряжения и их производных с сигналами материнской функции Морле, вычисление которых производится с помощью квадратной матрицы, для которой изложены правила её формирования. Реактивная мощность определяется на каждом шаге расчета как сумма произведений, совпадающих по фазе и имеющих одинаковый порядковый номер вейвлет-коэффициентов тока и производной от напряжения, а также напряжения и производной от тока. В качестве пускового органа защиты используется превышение амплитудой напряжения нулевой последовательности заданного значения. С помощью математической модели сети выполнены исследования поведения защиты при глухих и дуговых замыканиях фазы на землю, при различной степени компенсации емкостных токов, при различных значениях напряжения в момент замыкания. Во всех режимах получена надежная работа защиты, чувствительность которой в 5-8 раз выше чувствительности защиты, основанной на преобразованиях Фурье. Библ. 10, рис. 5.

Ключевые слова: электрическая сеть, защита от замыканий на землю, ток, напряжение, нулевая последовательность, вейвлет-преобразование, реактивная мощность.

Актуальність проблеми і її зв'язок з прикладними задачами. В системах електропостачання середньої напруги ушкодження фазної ізоляції призводять до однофазних замикань на землю. В такому випадку струм навантаження зазвичай значно перевищує ustalений струм замикання на землю, що ускладнює роботу захисту від таких замикань. Попри це, однофазне замикання на землю може бути вкрай небезпечним. Воно може бути причиною пожеж, пошкодження електричного обладнання в результаті перенапруг або нагрівання струмом замикання, ураження електричним струмом людей і тварин. Відповідно до нормативних документів, що діють в Україні, ділянка електричної мережі з однофазним замиканням на землю має бути негайно відключена у випадку її розташування в зонах підвищеної небезпеки, наприклад, у вугільних шахтах або на підприємствах, що переробляють пожежонебезпечну сировину. Застосування резонансно заземленої нейтралі додатково ускладнює роботу пристроїв захисту, оскільки суттєво зменшує і без того незначний струм однофазного замикання на землю. Ще одним важливим наслідком незначного струму однофазного замикання на землю є те, що таке

замикання часто має нестійкий характер, електрична дуга в місці пошкодження ізоляції може багаторазово згасати і спалахувати знову, що надає однофазному замиканню на землю характер перманентного перехідного процесу.

Огляд публікацій і недоліки відомих рішень. Існує значний масив джерел, у яких досліджуються питання захисту систем електропостачання від однофазних замикань на землю. Велика кількість оглядів публікацій з досліджуваної проблеми [1-4] є свідченням того, що тема захисту від однофазних замикань на землю на сьогодні залишається серйозним викликом як для науково-теоретичних досліджень, так і інженерно-практичних розробок. Зокрема, не імплементованими повною мірою залишаються нові методи обробки і аналізу сигналів, які були розроблені у зв'язку з розвитком сучасних систем комунікацій.

Оскільки з ustalеного струму нульової послідовності фідера при однофазному замиканні на землю дуже важко отримати інформацію про таке замикання, багато уваги приділяється струму перехідного процесу.

© В.Ф. Сивокобиленко, В.А. Лисенко

Зокрема, в роботі [5] пропонується використовувати цифрові фільтри з нескінченною імпульсною характеристикою для екстракції інформаційного параметра зі струмів і напруг нульової послідовності. В роботі [6] пропонується використовувати перетворення Фур'є для отримання фазових і амплітудних характеристик напруги і струму нульової послідовності. В роботі [7] порівнюються властивості перетворення Фур'є і вейвлет-перетворення на прикладі виявлення електричної дуги. В роботі [8] було запропоновано виявляти замикання, спираючись на коефіцієнти, отримані за допомогою вейвлет-перетворення. В [9] за допомогою програмних засобів АТР/ЕМТР моделюються однофазні замикання в мережі з незаземленою нейтраллю і також пропонується алгоритм виявлення такого замикання за допомогою вейвлет-перетворення. Але характеристики алгоритмів захисту в роботах [7-9] не розглядаються.

Мета статті – підвищення чутливості і швидкодії систем селективного захисту електричних мереж з ізольованою або компенсованою нейтраллю на основі використання вейвлет-перетворень перехідних складових напруг і струмів нульової послідовності, що виникають при появі замикання фази на землю під час розряду і дозаряду ємностей мережі.

Основний матеріал і отримані результати. Дослідження перехідних процесів при однофазних замиканнях на землю (ОЗЗ) і аналіз роботи захисту виконаємо за допомогою математичної моделі, опис якої наведено в [10]. Розглянемо типову двохтрансформаторну підстанцію для системи електропостачання напругою 6 кВ, яка складається з двох понижуючих 110/6 кВ силових трансформаторів Т1 і Т2, збірних шин першої СШ-1 і другої СШ-2 секцій, від яких живляться кабельні лінії Ф1 – Ф3, на кожній з яких встановлено трансформатори струму нульової послідовності (ТСНП). До збірних шин підключені вимірювальні трансформатори напруги ТН1, ТН2. Захист від замикань фази на землю підключено до вторинних кіл ТСНП і ТН. Нейтраль мережі першої секції заземлено через реактор з резонансною індуктивністю 0,161 Гн, а ємності фаз на землю для підключених до цієї секції фідерів Ф1-Ф3 становлять відповідно 1, 8 і 12 мкФ, міжфазні ємності – 2 мкФ, ustalений струм замикання на землю – 72,3 А. Рішення диференціальних рівнянь у математичній моделі будемо виконувати неявним методом з кроком розрахунку $h = 0,667$ мс. Розрахункові величини при моделюванні представимо у відносних одиницях (р.у.) до базисних:

$$U_b = \frac{\sqrt{2} \cdot 6000}{\sqrt{3}} = 4899 \text{ В};$$

$$I_b = \sqrt{2} \cdot I_{0f} = \sqrt{2} \cdot 72.36 = 102.33 \text{ А};$$

$$Q_b = U_b \cdot I_b = 501 \cdot 10^3 \text{ ВА},$$

де U_b , I_b , Q_b – базисні напруга, струм і потужність відповідно; I_{0f} – струм однофазного замикання на землю.

Запропоновані в останні роки частотні [5] і мультичастотні [6] захисти від ОЗЗ засновані на використанні вищих гармонік у струмах і напругах, що виникають в перший момент замикання і тому залежать від миттєвого значення фазної напруги на пошкодженій фазі. Від цієї напруги залежить ступінь спотво-

рення синусоїд напруг і струмів, що видно, наприклад, з рис. 1, де показані результати моделювання ОЗЗ при початковій нарузі на пошкодженій фазі, що дорівнює амплітудному (рис. 1,а), а також нульовому (рис. 1,б) значенню. У першому випадку має місце досить тривалий збіг за фазою струму і напруги, тоді як у другому, час збігу за фазою цих сигналів набагато менше. Чутливість алгоритму захисту, що заснований на використанні добутку цих сигналів, який є пропорційним реактивній потужності, залежить від зазначених початкових умов, що необхідно враховувати, розробляючи нові методи захисту.

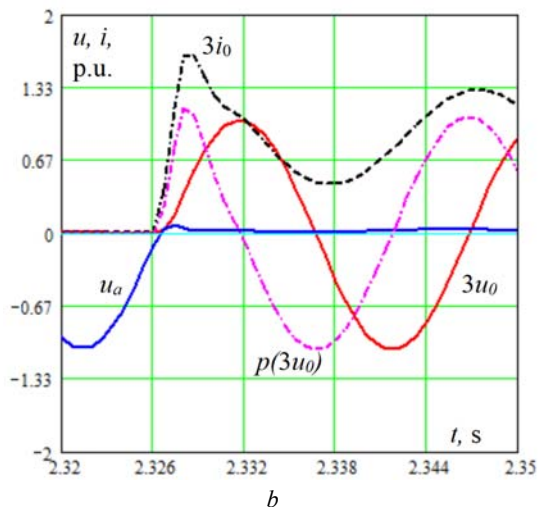
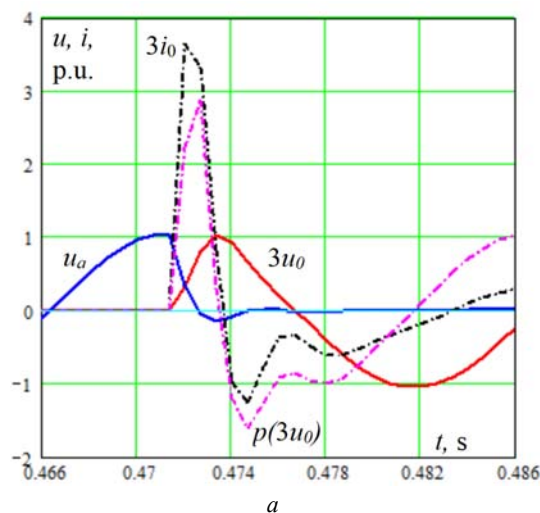


Рис. 1. Результати моделювання ОЗЗ, що виникло за максимального (а) і нульового (б) миттєвого значення напруги на пошкодженій фазі u_a

В електричних мережах напругою 6-35 кВ, що працюють з ізольованою або заземленою через котушку Петерсена нейтраллю, перехідні процеси при дугових замиканнях фази на землю є нестационарними, і тому виникають питання щодо коректності застосування алгоритмів захистів, заснованих на використанні частотних [5] і мультичастотних [6] складових в струмах $3i_0$ і напругах $3u_0$ нульової послідовності, отриманих за допомогою спектральних перетворень Фур'є. Для такого роду процесів раціональнішим є застосування вейвлет-перетворень ВП, що дозволяють розкласти вхідний, змінний у часі сигнал $x(t)$, на

частотно-часові складові у вигляді коефіцієнтів $CW(a,b,t)$, що залежать від обраної материнської функції $g(a,b,t)$, а також від коефіцієнтів частотного масштабу a і зсуву в часі b [8]. Дослідження характеристик ВП струмів і напруг та можливість використання фазового спектра (кута зсуву фаз) або опорів для побудови групового захисту від замикань фази на землю розглядається в роботах [1-4]. Однак важливим завданням є розробка автономного для кожного фідера захисту, який діє як при дугових, так і при стійких замиканнях, використовує співвідношення між струмами і напругами і має більш високу чутливість. Як показано в [8], безперервне вейвлет-перетворення сигналів здійснюється за допомогою інтегрального виразу, що містить добуток цього сигналу та деякої базової функції, званої материнським вейвлетом:

$$CW(a,b) = \frac{1}{\sqrt{a}} \int_{-\infty}^{\infty} x(t) \cdot g\left(\frac{t-b}{a}\right) dt. \quad (1)$$

Вхідними сигналами, в нашому випадку, будуть масиви розмірністю N , що складаються з дискретних значень напруг і струмів, записаних за допомогою аналого-цифрових перетворювачів протягом періоду основної частоти (50 Гц) з дискретністю з частотою f_s , а також значень похідних від струму $pi = p(3i_0)$ і напруги $pu = p(3u_0)$. Вони використовуються для компенсації кутового зсуву за фазою на 90 градусів між сигналами струму і напруги нульової послідовності (рис. 1). Чисельне визначення похідних, наприклад, за трьома миттєвими значеннями струму (напруги) проводиться за виразами, в яких використовується також крок розрахунку і кутова частота ω , які в нашому випадку приймалися рівними відповідно 0,667 мс і 314 c^{-1}

$$px = \frac{dx}{dt} = \frac{1}{2\omega h} (3x_n - 4x_{n-1} + x_{n-2}). \quad (2)$$

Як материнський вейвлет візьмемо комплексний вейвлет Морле [8], що є плоскою хвилею, модульованою кривою Гауса

$$g(t) = \exp\left(-\frac{\pi \cdot t^2}{2}\right) \cdot \exp(j2\pi \cdot t). \quad (3)$$

Для запису (1) і (3) в дискретній формі підставимо в (3) замість часу t вираз $(t-b)/a$, в якому містяться коефіцієнти частотного масштабу a і зсуву в часі b . З отриманого виразу виділимо одну зі складових материнської функції $g(t)$, наприклад, уявну (синусну) $gS(n)$. Тоді вирази для визначення k -тих значень коефіцієнтів вейвлет-перетворень матимуть вигляд:

$$CW(k,a,b) = \frac{1}{\sqrt{a}} \sum_{n=1}^N x(k-n) \cdot g\left(\frac{n-b}{a}\right); \quad (4)$$

$$a = \frac{f_s}{f_n}; \quad b = \frac{\pi \cdot a}{2};$$

$$gS(n) = \text{Im}\left[g\left(\frac{n-b}{a}\right)\right] = \exp\left[-\pi \frac{(n-b)^2}{a^2} \cdot \sin\left(\frac{2\pi(n-b)}{a}\right)\right]. \quad (5)$$

Як приклад, на рис. 2 показаний характер зміни материнського вейвлета $gS(n)$ і його амплітудної складової $J(n)$ за $a = 8$, $b = 15$, $N = 30$, $f_n = 250$ Гц, $f_s = 1500$ Гц. Відзначимо, що за допомогою коефіцієнта частотного масштабу a встановлюють час тривалості вейвлета в області потрібного діапазону частоти f_n , значення якого ми приймемо рівним 250 Гц, що відповідає переважним гармонікам при дугових замиканнях [6].

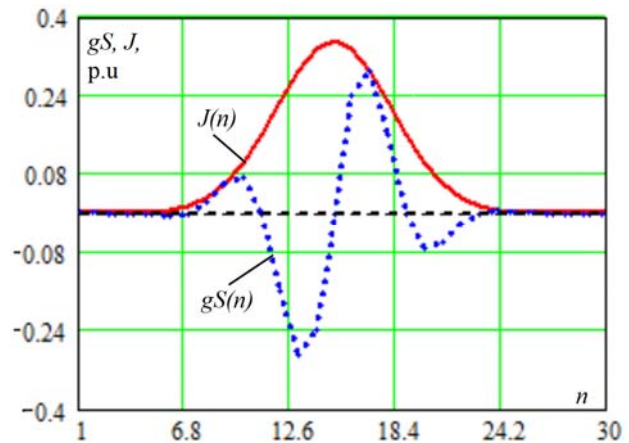


Рис. 2. Характер зміни материнського вейвлета $gS(n)$ і його амплітуди $J(n)$

Як видно з (4), вейвлет-перетворення є згорткою значень вхідного сигналу (струму, напруги та їх похідних) з такою ж кількістю значень функції материнського вейвлета. При цьому згортка визначається як взаємна кореляція однієї з цих послідовностей з оберненою в часі іншою. Для обчислення згортки скористаємось матричною формою запису оберненої в часі послідовності значень, розрахованих за (5) у випадку $n = 1, \dots, N$. Матриця ядра згортки є квадратною розмірністю $N \times N$ і на її головній діагоналі розташовано елементи $gS_1 = gS_{(n=1)}$, на діагоналі, вище головної, $-gS_{N-1} = gS_{(n=N-1)}$, потім $-gS_{N-2} = gS_{(n=N-2)}$ і т.д. На діагоналі, нижче головної, розташовані елементи $gS_2 = gS_{(n=2)}$, потім $-$ відповідно gS_3, \dots, gS_N . Для масиву з N елементів матриця буде мати вигляд:

$$\mathbf{G}(gS) = \begin{pmatrix} gS_1 & gS_N & gS_{N-1} & \dots & gS_2 \\ gS_2 & gS_1 & gS_N & \dots & gS_3 \\ gS_3 & gS_2 & gS_1 & \dots & gS_4 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ gS_N & gS_{N-1} & gS_{N-2} & \dots & gS_1 \end{pmatrix}. \quad (6)$$

Вектори вейвлет-перетворень напруг W_u і струмів W_i нульової послідовності, а також похідних від напруг W_{pu} і від струмів W_{pi} знайдемо як:

$$\begin{aligned} W_u &= \mathbf{G}(gS) \times u; & W_i &= \mathbf{G}(gS) \times i; \\ W_{pu} &= \mathbf{G}(gS) \times pu; & W_{pi} &= \mathbf{G}(gS) \times pi. \end{aligned} \quad (7)$$

Результати розрахунку за виразами (7) коефіцієнтів ВП з порядковим номером $n = 3$ наведено на рис. 3, a, b , з яких випливає, що на початковій ділянці перехідного процесу при ОЗЗ має місце близький збіг за фазою векторів W_i і W_{pu} , а також W_u і W_{pi} . При цьому за допомогою їх добутку для сигналів з однаковим порядковим номером можна визначити величину і знак реактивної потужності (рис. 3, a, b). Резуль-

туючу реактивну потужність Q можна визначити як суму добутків для всіх N коефіцієнтів, завдяки чому значно підвищується чутливість захисту

$$Q = \sum_{k=1}^N W_u^k \times W_{pi}^k - \sum_{k=1}^N W_{pu}^k \times W_i^k \quad (8)$$

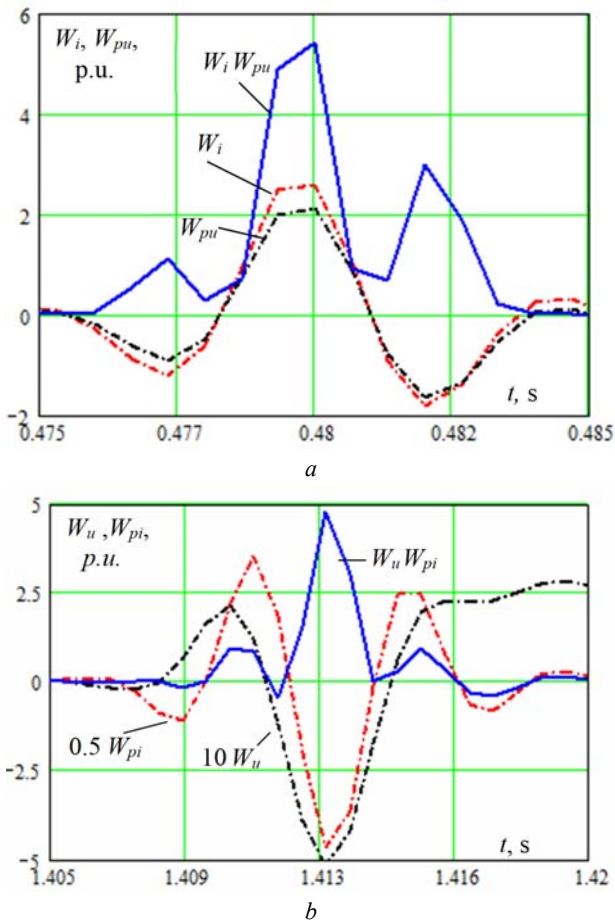


Рис. 3. Коефіцієнти вейвлет-перетворень струму і похідної від напруги (а), похідної від струму і напруги (b) і складові отриманої за їх допомоги реактивної потужності

Блок-схема розробленого алгоритму захисту показана на рис. 4. Вона містить аналого-цифрові перетворювачі (ADC) для отримання дискретних значень напруг $3u_0$ і струмів $3i_0$, блоки d/dt для розрахунку за (2) похідних від зазначених сигналів, блок розрахунку за (5) материнської вейвлет-функції $g(S)$, блок формування за (6) матриці $G(gS)$ ядра згортки, блоки W_u, W_i, W_{pu}, W_{pi} для розрахунку за (7) вейвлет-перетворення відповідно напруг, струмів і їх похідних, блоки добутків для розрахунку за (8) складових реактивної потужності $Q_1 = Q_{upi} = W_u \times W_{pi}$ і $Q_2 = Q_{ipu} = W_{pu} \times W_i$, а також суматор для визначення потужності $Q = Q_1 - Q_2$, при перевищенні якою позитивного порогового значення Q_t у компараторі відповідний сигнал надходить на вихідний орган реле через ряд логічних елементів І (AND), АБО (OR). В алгоритмі захисту як пусковий орган використовується перевищення амплітудою напруги порогового значення U_t . Амплітуда визначається в блоці U_a за його ортогональними складовими як $\sqrt{(3u_0)^2 + (p3u_0)^2}$. Після спрацювання захисту

передбачено самоутримання реле на час існування $U_m > U_t$, що забезпечує надійну роботу захисту після переходу дугового замикання в стійке.

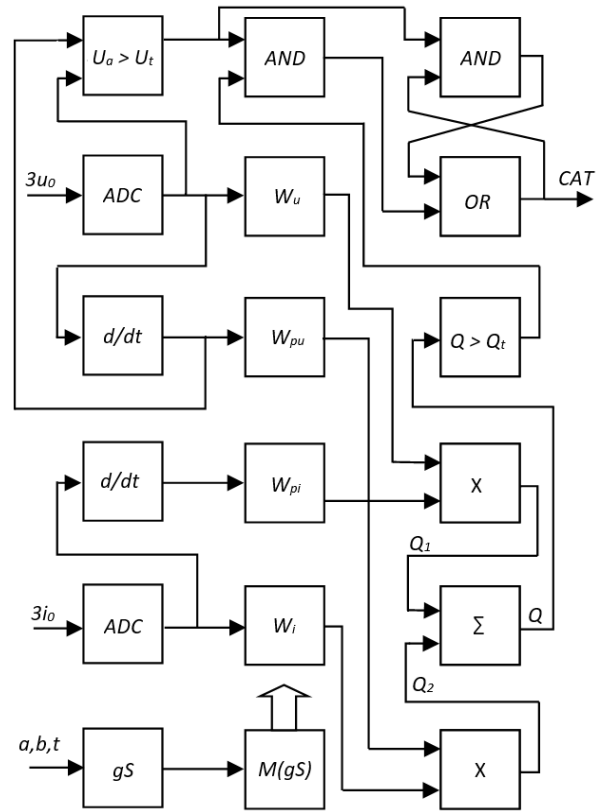


Рис. 4. Блок-схема алгоритму «вейвлет-захисту» від замикань фази на землю

При розробці захисту було розглянуто питання підвищення його швидкодії за рахунок скорочення обчислювальних витрат на вейвлет-перетворення. Встановлено, що для цього можна використати тільки фіксовані значеннями $a = 8, b = 15$ для розрахунків за формулою (5).

Результати розрахунку результуючої реактивної потужності за ОЗЗ з різними початковими напругами наведені на рис. 5. З наведених даних випливає, що чутливість розробленого захисту в даному випадку в 8 разів перевищує чутливість захисту, побудованого на основі перетворень Фур'є, а час спрацювання захисту складає близько 5-7 мс. Порогове значення реактивної потужності приймається рівним базовому значенню Q_b .

За допомогою математичної моделі було досліджено поведінку захисту за різних режимів виникнення ОЗЗ: за резонансного налаштування реактора, пере- і недокомпенсації, за різних значень початкової напруги на пошкодженій фазі і різних опорах у місці замикання. В усіх зазначених режимах має місце чітка робота вихідного органу реле.

Найменша чутливість захисту має місце (рис. 5,с) при нульовій початковій напрузі. У порівнянні з мультискотним захистом, заснованим на перетворенні Фур'є [6], розроблений захист має чутливість майже на порядок вище.

Отримано також позитивні результати роботи захисту при подачі на вхід записаних в реальній ме-

режі аварійних файлів ОЗЗ, а також при випробуваннях на лабораторному стенді.

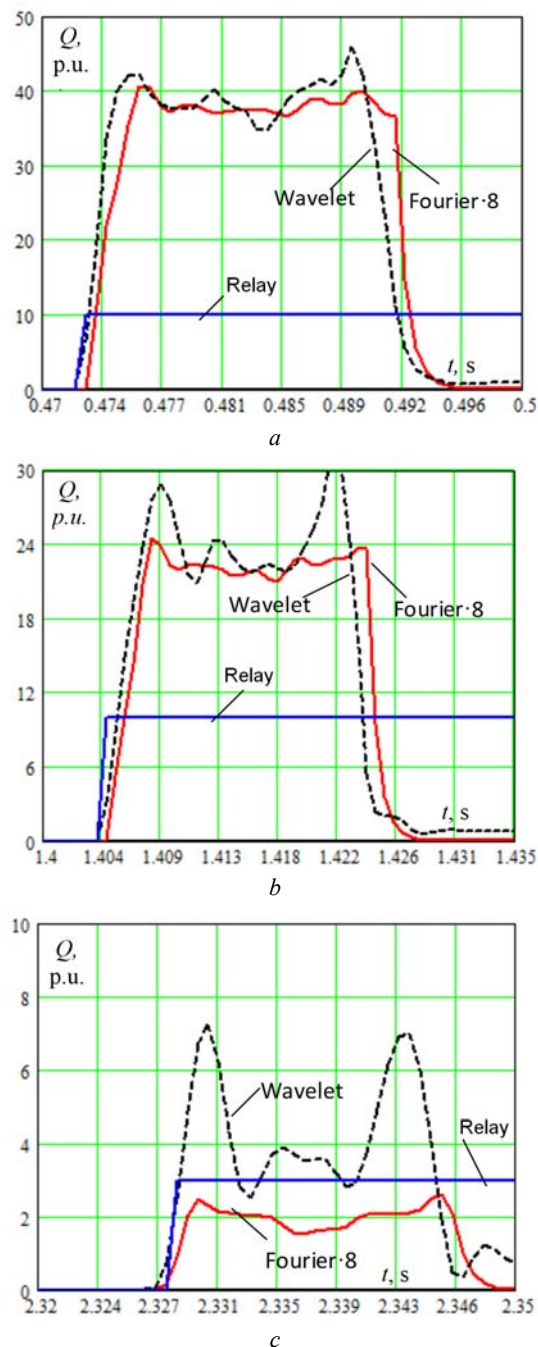


Рис. 5. Реактивна потужність при ОЗЗ, визначена за допомогою вейвлет-перетворення і перетворення Фур'є при різних початкових напругах на пошкодженій фазі: u_{\max} (a); $0,5 u_{\max}$ (b); $0,01 u_{\max}$ (c)

Висновки.

1. Набув розвитку метод захисту електричних мереж з ізольованою або компенсованою нейтраллю від замикань фази на землю та запропоновано новий алгоритм реалізації методу на основі використання вейвлет-перетворень (ВП) перехідних складових напруг і струмів нульової послідовності, що має експериментальне підтвердження і що дозволяє підвищити ефективність роботи електричних мереж.

2. За допомогою коефіцієнтів вейвлет-перетворень, які знаходять шляхом згортки дискретних значень

струму, напруги та їх похідних із сигналами материнської функції Морле, обчислюють реактивну потужність, за позитивним значенням якої визначають ушкоджене приєднання.

3. Працездатність алгоритму захисту підтверджено результатами математичного моделювання і натурними випробуваннями на лабораторному стенді.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Ghaderi A., Ginn H.L., Mohammadpour H.A. High impedance fault detection: A review. *Electric Power Systems Research*, 2017, vol. 143, pp. 376-388. doi: 10.1016/j.epsr.2016.10.021.
2. Farughian A., Kumpulainen L., Kauhaniemi K. Review of methodologies for earth fault indication and location in compensated and unearthened MV distribution networks. *Electric Power Systems Research*, 2018, vol. 154, pp. 373-380. doi: 10.1016/j.epsr.2017.09.006.
3. Gururajapathy S.S., Mokhlis H., Illias H.A. Fault location and detection techniques in power distribution systems with distributed generation: A review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2017, vol. 74, pp. 949-958. doi: 10.1016/j.rser.2017.03.021.
4. Raza A., Benrabah A., Alquthami T., Akmal M. A Review of Fault Diagnosing Methods in Power Transmission Systems. *Applied Sciences*, 2020, vol. 10, no. 4, p. 1312. doi: 10.3390/app10041312.
5. Syvokobylenko V.F., Lysenko V.A. Earth fault protection for compensated electric networks based on frequency filters. *Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu*, 2020, no. 1, pp. 69-74. doi: 10.33271/nvngu/2020-1/069.
6. Сивокобыленко В.Ф., Лисенко В.А. Мультичастотний метод захисту від замикань фази на землю в компенсованих електричних мережах. *Електротехніка і електромеханіка*, 2020, № 1, С. 56-60. doi: 10.20998/2074-272X.2020.1.09.
7. Wang Z., McConnell S., Balog R.S., Johnson J. Arc fault signal detection – Fourier transformation vs. wavelet decomposition techniques using synthesized data. *2014 IEEE 40th Photovoltaic Specialist Conference (PVSC)*, 2014, pp. 3239-3244. doi: 10.1109/PVSC.2014.6925625.
8. Michalik M., Rebizant W., Lukowicz M.R., Lee S.-J., Kang S.-H. High-impedance fault detection in distribution networks with use of wavelet-based algorithm. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2006, vol. 21, no. 4, pp. 1793-1802. doi: 10.1109/TPWRD.2006.874581.
9. Elkalashy N.I., Lehtonen M., Darwish H.A., Taalab A.-M.I., Izzularab M.A. DWT-Based Detection and Transient Power Direction-Based Location of High-Impedance Faults Due to Leaning Trees in Unearthed MV Networks. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2008, vol. 23, no. 1, pp. 94-101. doi: 10.1109/TPWRD.2007.911168.
10. Syvokobylenko V.F., Lysenko V.A. Mathematical modeling of new algorithms for single-phase earth faults protection in a compensated electrical network. *Problemele Energeticii Regionale*, 2019, no.1-2(41), pp. 1-11. doi: 10.5281/zenodo.3239135.

REFERENCES

1. Ghaderi A., Ginn H.L., Mohammadpour H.A. High impedance fault detection: A review. *Electric Power Systems Research*, 2017, vol. 143, pp. 376-388. doi: 10.1016/j.epsr.2016.10.021.
2. Farughian A., Kumpulainen L., Kauhaniemi K. Review of methodologies for earth fault indication and location in compensated and unearthened MV distribution networks. *Electric Power Systems Research*, 2018, vol. 154, pp. 373-380. doi: 10.1016/j.epsr.2017.09.006.
3. Gururajapathy S.S., Mokhlis H., Illias H.A. Fault location and detection techniques in power distribution systems with distributed generation: A review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2017, vol. 74, pp. 949-958. doi: 10.1016/j.rser.2017.03.021.

4. Raza A., Benrabah A., Alquthami T., Akmal M. A Review of Fault Diagnosing Methods in Power Transmission Systems. *Applied Sciences*, 2020, vol. 10, no. 4, p. 1312. doi: **10.3390/app10041312**.
5. Syvokobylenko V.F., Lysenko V.A. Earth fault protection for compensated electric networks based on frequency filters. *Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu*, 2020, no. 1, pp. 69-74. doi: **10.33271/nvngu/2020-1/069**.
6. Syvokobylenko V.F., Lysenko V.A. Multifrequency protecting method against earth-faults of phase in the compensated electric networks. *Electrical engineering & electromechanics*, 2020, no. 1, pp. 56-60. doi: **10.20998/2074-272X.2020.1.09**.
7. Wang Z., McConnell S., Balog R.S., Johnson J. Arc fault signal detection – Fourier transformation vs. wavelet decomposition techniques using synthesized data. *2014 IEEE 40th Photovoltaic Specialist Conference (PVSC)*, 2014, pp. 3239-3244. doi: **10.1109/PVSC.2014.6925625**.
8. Michalik M., Rebizant W., Lukowicz M.R., Lee S.-J., Kang S.-H. High-impedance fault detection in distribution networks with use of wavelet-based algorithm. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2006, vol. 21, no. 4, pp. 1793-1802. doi: **10.1109/TPWRD.2006.874581**.
9. Elkalashy N.I., Lehtonen M., Darwish H.A., Taalab A.-M.I., Izzularab M.A. DWT-Based Detection and Transient Power Direction-Based Location of High-Impedance Faults Due to Leaning Trees in Uearthed MV Networks. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2008, vol. 23, no. 1, pp. 94-101. doi: **10.1109/TPWRD.2007.911168**.
10. Syvokobylenko V.F., Lysenko V.A. Mathematical modeling of new algorithms for single-phase earth faults protection in a compensated electrical network. *Problemele Energeticii Regionale*, 2019, no.1-2(41), pp. 1-11. doi: **10.5281/zenodo.3239135**.

Надійшла (received) 01.06.2020

Сивокобиленко Віталій Федорович¹, д.т.н., проф.,
 Лисенко Віктор Анатолійович¹, к.т.н.,
¹Донецький національний технічний університет,
 85300, Донецька обл., Покровськ, пл. Шибанкова, 2,
 e-mail: svf1934@gmail.com, viktor.lysenko@donntu.edu.ua

V.F. Syvokobylenko¹, V.A. Lysenko¹

¹Donetsk National Technical University,
 2, Shybankova Square, Pokrovsk, Donetsk region, 85300,
 Ukraine.

Improving the efficiency of fault protection systems of electrical grids based on zero sequence voltages and currents wavelet transforms.

Introduction. A significant proportion of earth faults in medium voltage networks represents a short-lived and transient process.

Problem. In such cases, earth fault protection that responds to steady-state current and voltage is not able to operate properly.

Purpose. To develop earth faults protection selective algorithm using transient components, that occur in zero-sequence currents and voltage in the fault process.

Method. A mathematical model of the power supply system was applied to study the transient components of currents and voltage of zero sequence in compensated electrical networks with phase-to-earth faults, and a those model also is used to test the operation of the developed protection algorithm.

The **results** showed that, the reactive power for transient components, of the frequency greater by 4-6 times, than fundamental frequency, which are extracted from the current and voltage of zero sequence by wavelet transform in compensated electrical networks on the damaged feeder, is positive regardless of the degree of compensation of the capacitive current.

That may be the basis of the principle of directional protection. **Originality.** Phase-to-earth fault selective protection algorithm has been developed. In that algorithm, first derivatives of currents and voltages of zero sequence are found, to reduce the influence of aperiodic components. And then, by using of the wavelet transform with Morlet mother function, an orthogonal components are extracted from them. Reactive power is calculated for transient component.

If that reactive power excess of threshold, the relay will make a decision. The reliability of the developed protection algorithm is confirmed by the results of mathematical modelling and verification of the test sample at the laboratory stand and by means of field signals that were recorded by digital loggers at the substations. References 10, figures 5.

Key words: electrical grid, earth fault protection, current, voltage, zero sequence, wavelet transform, reactive power.

ЯГУП ВАЛЕРІЙ ГРИГОРОВИЧ

(до 75-річчя з дня народження)

Професор кафедри систем електропостачання та електроспоживання міст Харківського національного університету міського господарства імені О.М. Бекетова (ХНУМГ), доктор технічних наук, професор Ягуп Валерій Григорович народився 29 липня 1945 р. в місті Маріуполі Донецької області. В 1962 р. вступив до Харківського політехнічного інституту (ХПІ) за спеціальністю «Промислова електроніка».

Під час навчання Валерій був надзвичайно захоплений лекціями з аналізу електронних схем топологічними методами, які читав В.Т. Долбня, що був на той час дійсно провідним вченим в Союзі за цим напрямом. В 1967 р. Валерій Григорович отримав диплом з відзнакою і був розподілений на кафедру промислової електроніки ХПІ. У 1968 р. В.Т. Долбня погодився прийняти В.Г. Ягупа до заочної аспірантури і визначив йому тему дисертації, яка була присвячена дослідженню перехідних процесів у вентильних колах на основі направлених графів. В ході дослідження В.Г. Ягуп запропонував операторно-рекурентний метод переходу до дискретного графа для розрахунку процесів за універсальним алгоритмом для вентильних схем абсолютно довільної топології. Захист дисертації відбувся у 1974 р., причому за рекомендацією Вченої ради за матеріалами дисертації В.Г. Ягуп видав навчальний посібник, який, зокрема, за запитом був переданий для використання в ІЕД АН УРСР. За темою дисертації була подана робота на конкурс молодих вчених, яка нагороджена Грамотою Президії АН УРСР. В 1979 р. В.Г. Ягупом у співавторстві та за редакцією В.Т. Долбні видано підручник з грифом Мінвузу, присвячений вивченню електронних пристроїв з використанням топологічних методів.

З 1972 р. протягом 15 років В.Г. Ягуп виконує обов'язки вченого секретаря семінару «Питання теорії, розробки і дослідження вентильних перетворювачів» під керівництвом В.Т. Долбні і В.П. Шипілло. У 1986 р. В.Г. Ягуп видав монографію «Автоматизований розрахунок тиристорних схем».

З 1990 р. по 2002 р. В.Г. Ягуп працює в Українській інженерно-педагогічній академії. На посаді завідувача кафедри автоматики та радіоелектроніки він приймає участь у становленні нової спеціальності, а також завершує докторську дисертацію, яку подає до вченої спецради ІЕД НАНУ наприкінці 1996 р. за спеціальністю 05.09.12 – напівпровідникові перетворювачі електроенергії. В дисертації вирішені питання повної автоматизації розрахунків процесів в вентильних системах будь-якої топології, включаючи питання автоматичного формування рівнянь, прискореного знаходження усталених режимів, дослідження режимів ковзання у комп'ютерних моделях тиристорних



перетворювачів. Створений ним комп'ютерний комплекс СІМПАТ, переданий для використання низці установ. Задля проведення наукової роботи В.Г. Ягуп був змушений опанувати програмування на алгоритмічних мовах Fortran, ALGOL, PL/1, Pascal, C++, VBA, а також, крім німецької, вивчити другу іноземну мову. У 1982 р. він закінчив Державні трирічні курси іноземних мов і далі співпрацював з Торгівельно-промисловою палатою в якості перекладача з англійської, доставши рівень сертифікованого перекладача з технічної англійської.

З 2002 р. В.Г. Ягуп працює в на кафедрі електропостачання міст ХНУМГ. Завдяки співпраці з завідувачем кафедри О.Г. Грибом, В.Г. Ягуп розпочав дослідження питань компенсації реактивної потужності в системах електропостачання. На цьому етапі у співпраці з випускницею інженерно-фізичного факультету ХПІ К.В. Ягуп було розроблено методи аналізу і синтезу компенсуювальних пристроїв на основі комп'ютерних моделей і методів пошукової оптимізації, що дозволяє визначити параметри пристроїв задля повної компенсації реактивної потужності при несиметричних навантаженнях.

Протягом останніх десятиліть В.Г. Ягуп за запрошеннями співпрацював з низкою технічних вузів, допомагаючи в постановці в них дисциплін, пов'язаних з моделюванням систем. При цьому він неодмінно пропагував і втілював сучасні спеціальні та топологічні методи з їх комп'ютерною реалізацією.

В.Г. Ягуп опублікував понад 200 наукових праць, в тому числі 3 монографії та 3 навчальних посібники. Він є членом двох докторських спецрад, членом редколегій науково-технічних журналів, керівником постійно діючого семінару Наукової ради НАН України «Наукові основи електроенергетики». За рішенням Вченої ради йому присвоєно звання почесного професора ХНУМГ імені О.М. Бекетова.

Свій вільний час Валерій Григорович присвячує літературі, шахам, грі на фортепіано. Багато років приймає участь у художній самодіяльності ХПІ, у 1966 р виїздив на Всесоюзні змагання у складі збірної команди КВК м. Харкова.

Ректорат і колектив кафедри систем електропостачання та електроспоживання міст ХНУМГ імені О.М. Бекетова щиро вітають Валерія Григоровича з ювілеєм, зичать йому міцного здоров'я, подальших творчих успіхів у його багатогранній та плідній науковій і педагогічній діяльності.

Редакційна колегія журналу «Електротехніка і електромеханіка» приєднується до цих щирих побажань.

Матеріали приймаються за адресою:

Кафедра "Електричні апарати", НТУ "ХПИ", вул. Кирпичова, 21, м. Харків, 61002, Україна

Електронні варіанти матеріалів по e-mail: a.m.grechko@gmail.com

Довідки за телефонами: +38 050 653 49 82 Клименко Борис Володимирович

+38 067 359 46 96 Гречко Олександр Михайлович

Передплатний індекс: 01216

