



# ТЕХНІЧНА ЕЛЕКТРОДИНАМІКА

НАЦІОНАЛЬНА АКАДЕМІЯ НАУК УКРАЇНИ • ВІДДІЛЕННЯ ФІЗИКО-ТЕХНІЧНИХ ПРОБЛЕМ ЕНЕРГЕТИКИ

ТЕОРЕТИЧНА ЕЛЕКТРОТЕХНІКА  
ТА ЕЛЕКТРОФІЗИКА

ПЕРЕТВОРЕННЯ ПАРАМЕТРІВ  
ЕЛЕКТРИЧНОЇ ЕНЕРГІЇ

ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНЕ  
ПЕРЕТВОРЕННЯ ЕНЕРГІЇ

ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЧНІ СИСТЕМИ  
ТА УСТАНОВКИ

ІНФОРМАЦІЙНО-ВИМІРЮВАЛЬНІ СИСТЕМИ  
В ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЦІ

№ 1

2020



**РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ\***

**Кириленко О.В.,** головний редактор,  
академік НАН України  
**Шидловський А.К.,** академік НАН України  
**Буткевич О.Ф.,** заступник головного редактора, професор  
**Волков І.В.,** член-кор. НАН України  
**Жаркін А.Ф.,** член-кор. НАН України  
**Кенсицький О.Г.,** д-р техн.наук  
**Кондратенко І.П.,** член-кор. НАН України  
**Кузнецов В.Г.,** член-кор. НАН України,  
**Липківський К.О.,** заступник головного редактора, професор  
**Мазуренко Л.І.,** професор  
**Мислович М.В.,** професор  
**Михальський В.М.,** член-кор. НАН України  
**Стогній Б.С.,** академік НАН України  
**Шаповал І.А.,** докт.техн.наук  
**Шидловська Н.А.,** член-кор. НАН України  
**Щерба А.А.,** член-кор. НАН України  
**Юрченко О.М.,** д-р техн.наук  
**Городжа Л.В.,** відповідальний секретар  
канд.техн.наук

**EDITORIAL BOARD\***

**Kyrylenko O.V.,** Editor-in-Chief, Member of N.AS.Ukraine  
**Shydlovskiy A.K.,** Member of NAS Ukraine  
**Butkevych O.F.,** Deputy Editor-in-Chief, Professor  
**Volkov I.V.,** Corresponding Member of NAS Ukraine  
**Zharkin A.F. ,** Corresponding Member of NAS Ukraine  
**Kensitskiy O.H.** Dr.Sc. (Eng.)  
**Kondratenko I.P.,** Corresponding Member of NAS Ukraine  
**Kuznetsov V.H.,** Corresponding Member of NAS Ukraine  
**Lypkivskiy K.O.,** Deputy Editor-in-Chief, Professor  
**Mazurenko L.I.,** Professor  
**Myslovych M.V.** Professor  
**Mykhaskiy V.M.** Corresponding Member of NAS Ukraine  
**Stohnii B.S.,** Member of NAS Ukraine  
**Shapoval I.A.** Dr.Sc. (Eng.)  
**Shydlovska N.A.,** Corresponding Member of NAS Ukraine  
**Shcherba A.A.,** Corresponding Member of NAS Ukraine  
**Yurchenko O.M.,** Dr.Sc. (Eng.)  
**Gorodzha L.V.,** Executive Managing Editor, Ph.D.

\* Члени редакційної колегії працюють у Інституті електродинаміки НАН України, Київ  
Editorial board members work in the Institute of electrodynamics of NAS Ukraine, Kyiv

**INTERNATIONAL EDITORIAL BOARD**

**Kyrylenko O.V.** Member of NAS Ukraine, Institute of electrodynamics of NAS Ukraine, Kyiv  
**Shydlovskiy A.K.** Member of NAS Ukraine, Institute of electrodynamics of NAS Ukraine, Kyiv  
**Hubanski S.** Professor, Chalmers University of Technology, Sweden  
**Zhuikov V.Ya.** Professor, National Technical University of Ukraine "Kyiv Polytechnic Institute", Kyiv  
**Zagirnyak M.V.** Professor, The Kremenchuk M.Ostrogradskiy National University, Ukraine  
**Clare Jon C.** Professor, The University of Nottingham, Great Britain  
**Kulyk M.M.** Member of NAS Ukraine, Institute of General Energy of NAS Ukraine, Kyiv  
**Oleshchuk V.** Professor, Institute of Power Engineering of AS Moldova, Kishinev  
**Pavlik M.** Member of NAS Ukraine, Technical University of Lodz, Poland  
**Peresada S.M.** Professor, National Technical University of Ukraine "Kyiv Polytechnic Institute", Kyiv  
**Pivniak H.H.** Member of NAS Ukraine, National Mining University, Dnipropetrovsk, Ukraine  
**Reztsov V.F.** Corresponding Member of NAS Ukraine, Institute for Renewable Energy of NAS Ukraine, Kyiv  
**Rozov V.Yu.** Corresponding Member of NAS Ukraine, State Institution "Institute of Technical Problems of Magnetism of the NAS Ukraine, Kharkiv  
**Rossi K.** Professor, The University of Bologna, Italy  
**Sokol Ye.I.** Corresponding Member of NAS Ukraine, National Technical University "Kharkiv Polytechnical Institute", Ukraine, Kharkiv  
**Stakhiv P.H.** Professor, National University "Lviv Polytechnica", Ukraine, Lviv  
**Harytonov S.O.** Professor, Novosibirsk State Technical University, Russia

Журнал "Технічна електродинаміка" включено до Переліку наукових фахових видань України категорія «А», представлений у загальнодержавній реферативній базі даних "УКРАЇНІКА НАУКОВА", РЕФЕРАТИВНОМУ ЖУРНАЛІ ВІНІТИ РАН (Росія) та у міжнародних наукометричних базах даних SCOPUS, COMPENDEX, ELIBRARY, EBSCO, PROQUEST.

**Адреса редакції:**

03057, м. Київ, проспект Перемоги, 56, Інститут електродинаміки НАН України.  
Тел. (044) 366 26 57. Email: [ted@icd.org.ua](mailto:ted@icd.org.ua) <http://www.techned.org.ua>

ЗМІСТ

**Теоретична електротехніка та електрофізика**

КОЛУШКО Д.Г., ІСТОМІН О.Є., РУДЕНКО С.С. Математична модель для визначення зони захисту у разі довільної конфігурації розташування стрижньових блискавковідводів.....3

**Перетворення параметрів електричної енергії**

ВОЛКОВ И.В., ПОДОЛЬНЫЙ С.В. Импульсный резонансный преобразователь постоянного напряжения с дозированным отбором и передачей энергии..... 10

**Електромеханічне перетворення енергії**

МАЗУРЕНКО Л.І., ВАСИЛІВ К.М., ДЖУРА О.В., КОЦЮРУБА А.В. Імітаційна модель та алгоритм керування автономною гідровітровою системою електроживлення..... 17

ЗАДОРОЖНЯ І.М., ЗАДОРОЖНИЙ М.О. Аналіз показників якості процесів перетворення енергії в процесі демпфірування електроприводом коливань пружної механічної передачі..... 27

ВІВІК О.В., GOLOVAN I.V., POPOVYCH O.M., SHURUB Y.V. Efficient operating conditions of induction motors for piston compressors with frequency regulation..... 33

HONGBO QIU, YONG ZHANG, CUNXIANG YANG, RAN Yi. Rotor structure with double cage for improved synchronous capability of line-start permanent magnet synchronous motors..... 40

**Електроенергетичні системи та установки**

СТОГНІЙ Б.С., ГРЕБЧЕНКО М.В., МАКСИМЧУК В.Ф., ПИЛИПЕНКО Ю.В. Вдосконалення методу визначення місця однофазного замикання на лініях сигналізації, централізації та автоблокування залізниць..... 48

ЯНДУЛЬСЬКИЙ О.С., НЕСТЕРКО А.Б., ТРУНІНА Г.О. Визначення величини резерву активної потужності ТЕС та ГЕС для регулювання частоти та перетоків в ОЕС України ..... 58

КАРП І.М. Водень в електро- та транспортній енергетиці ..... 64

**Електротехнологічні комплекси та системи**

BURIAN S.O., KISELYCHNYK O.I., PUSHKAR M.V., RESHETNIK V.S., ZEMLIANUKHINA H.Y. Energy-efficient control of pump units based on neural-network parameters observer..... 71

**Інформаційно-вимірювальні системи в електроенергетиці**

МИХАЛЬ А.А., МЕЛЕЩУК Д.В. Анализ импедансной модели двухэлектродной контактной кондуктометрической ячейки..... 78

ПАМ'ЯТИ Паука Юрія Івановича..... 87

**CONTENTS**

**Theoretical electrical engineering and electrophysics**

KOLIUSHKO D.G., ISTOMIN O.YE., RUDENKO S.S., KIPRYCH S.V. Mathematical model of the protection zone during an arbitrary configuration of the air-termination rods location.....3

**Conversion of electric energy parameters**

VOLKOV I.V., PODOLNY S.V. DC/DC converter with metered energy extraction and transmission.... 10

**Electromechanical energy conversion**

MAZURENKO L.I., VASYLIV K.M., DZHURA O.V., KOTSIURUBA A.V. Simulation model And control algorithm for isolated hydro-wind power system.....17

ZADOROZHNIAYA I.N., ZADOROZHNIY N.A. Analysis of quality indicators into the process of energy transformation during damping vibrations of elastic mechanical transmission by the drive..... 27

BIBIK O.V., GOLOVAN I.V., POPOVYCH O.M., SHURUB Y.V. Efficient operating conditions of induction motors for piston compressors with frequency regulation.....33

HONGBO QIU, YONG ZHANG, CUNXIANG YANG, RAN Yi. Rotor structure with double cage for improved synchronous capability of line-start permanent magnet synchronous motors.....40

**Electric power systems and installations**

STOGNII B.S., GREBCHENKO N.V., MAXIMCHUK V.F., PYLYPENKO Y.V. Improvement of 1phase fault location method at rail transport systems' signaling control lines ..... 48

YANDULSKYI O., NESTERKO A., TRUNINA H. Determining the reserve capacity of thermal and hydroelectric power stations for frequency and power flows regulation in ISP of Ukraine.....58

KARP I.M. Hydrogen in electric- and transport power engineering.....64

**Electrotechnological complexes and systems**

BURIAN S.O., KISELYCHNYK O.I., PUSHKAR M.V., RESHETNIK V.S., ZEMLIANUKHINA H.Y. Energy-efficient control of pump units based on neural-network parameters observer..... 71

**Information-measuring systems in power engineering**

MIKHAL O.O., MELESHCHUK D.V. Analysis of the impedance model of a two-electrode contact konduktometric cell ..... 78

IN MEMORY Yu.I.Pauk.....87

Науковий редактор К.О. ЛИПКІВСЬКИЙ  
Редактор І.О. БРАГІНЕЦЬ

---

Друкується згідно з рекомендацією Вченої ради Інституту електродинаміки НАН України, протокол № 14 від 19.12.2019 р. Включено до Переліку наукових фахових видань України 24.05.2018, категорія «А».

Підписано до друку 21.01.2020. Формат 60x84/8. Пап. друк. офс. Офсет. Ум.-друк. арк. 10,8.

Тираж 200 прим. Зам. 11. Зареєстровано 20.01.94. Свідоцтво: серія КВ, № 388. Ціна договірна.

---

Поліграфічна дільниця Інституту електродинаміки НАН України. пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна

**МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ ДЛЯ ВИЗНАЧЕННЯ ЗОНИ ЗАХИСТУ У РАЗІ  
ДОВІЛЬНОЇ КОНФІГУРАЦІЇ РОЗТАШУВАННЯ СТРИЖНЬОВИХ БЛИСКАВКОВІДВОДІВ**

Д.Г. Коліушко<sup>\*</sup>, канд.техн.наук, О.Є. Істомін<sup>\*\*</sup>, канд.техн.наук, С.С. Руденко<sup>\*\*\*</sup>, канд.техн.наук,  
С.В. Кіприч<sup>\*\*\*\*</sup>

Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут",  
вул. Кирпичова, 2, Харків, 61002, Україна.

E-mail: [nio5\\_molniva@ukr.net](mailto:nio5_molniva@ukr.net)

*Метою роботи є аналіз основних принципів побудови зони захисту складної системи блискавковідводів за методом сфери, що котиться, який, наразі, є основним у галузі блискавкозахисту та відповідає вимогам сучасних європейських норм. Вирішено задачу визначення мінімальної кількості блискавковідводів, необхідних для розрахунку складної поверхні зони захисту, за їх довільної висоти та розташуванні. Вперше в Україні розроблено математичну модель для побудови такої зони захисту з використанням законів стереометрії. Перевірено роботу цієї моделі на прикладі електричної підстанції напругою 110 кВ із застосуванням розробленої комп'ютерної програми з реальним розташуванням блискавковідводів різної висоти. Результатом роботи цієї програми є тривимірне відображення зони захисту з можливістю візуального аналізу захищеності об'єктів від прямого удару блискавки із заданою імовірністю. Цінність роботи полягає у можливості практичної реалізації методу сфери, що котиться, для захисту енергооб'єктів України від прямого удару блискавки відповідно до сучасного стандарту EN 62305. Бібл. 12, рис. 5.*

**Ключові слова:** метод сфери, що котиться, стрижньовий блискавковідвід, зона захисту, енергооб'єкт, підстанція, математична модель.

**Постановка проблеми.** Сьогодні в Україні одночасно діють два нормативних документи у галузі блискавкозахисту будівель та споруд:

– ДСТУ Б В.2.5-38:2008 Інженерне обладнання будинків і споруд. Улаштування блискавкозахисту будівель і споруд [1];

– ДСТУ EN 62305:2012 Захист від блискавки. Protection against lightning [2].

Однак законодавством передбачається повний перехід на гармонізований міжнародний стандарт [2]. Згідно з ним необхідним є проведення випробувань на дію прямого удару блискавки в досліджуваній об'єкт, що було на практиці реалізовано в Україні [3]. Також у [2] передбачено розрахунок зони захисту (ЗЗ) складної системи блискавковідводів (БВ) лише за методом сфери, що котиться. Метод сфери, що котиться, – це електрогеометрична модель, яка базується на обкатуванні конструкції уявною (фіктивною) сферою, радіус якої залежить від передбачуваного пікового значення струму зворотного удару блискавки [2]. Центр сфери розглядається як розташування вершини лідера блискавки, який рухається до землі. Таким чином, захищеним вважається усе, до чого не торкнулася сфера в процесі обкатування. Проте у [2] не наведені інженерні методики для використання цього методу, що унеможливило його практичне застосування для розрахунку такої ЗЗ, наприклад, на електричних станціях та підстанціях.

В інженерній практиці України, як правило, використовуються методики розрахунку, наведені в [1], а за основу для них взято співвідношення, що детально викладено в [4]. Аналіз документації з проектування систем блискавкозахисту, розробленої вітчизняними фірмами із застосуванням методу сфери, яка котиться, показує, що розрахунки виконуються за спрощеним алгоритмом: лише на площині (2D випадок) та лише поодиночі, без врахування сполучень БВ.

Аналіз низки публікацій [5–9] показав, що у вільному доступі є математичні співвідношення

© Коліушко Д.Г., Істомін О.Є., Руденко С.С., Кіприч С.В., 2020  
ORCID ID: <sup>\*</sup><https://orcid.org/0000-0003-3112-4260>; <sup>\*\*</sup><https://orcid.org/0000-0002-5709-6459>;  
<sup>\*\*\*</sup><https://orcid.org/0000-0002-2544-1545>; <sup>\*\*\*\*</sup><https://orcid.org/0000-0002-1925-2596>

для простих конкретних випадків розташування БВ, які неможливо використовувати для розрахунків їх ЗЗ для комплексу будівель і споруд чи відкритих розподільчих пристроїв енергооб'єктів зі складною системою блискавкозахисту. Це призводить до того, що ані проектувальники, ані експлуатаційний персонал не може оцінити захищеність таких стратегічно важливих об'єктів від прямого удару блискавки за методом сфери, що котиться. Крім того, актуальність проблеми підвищується через те, що ймовірність ураження блискавкою електричних станцій та підстанцій більша ніж інших об'єктів [10].

Для розрахунку ЗЗ БВ довільних висоти та розташування використовуються спеціалізовані комп'ютерні програми, алгоритми, математичний опис та текст яких представляють собою комерційну таємницю компаній-розробників (наприклад, від "Primtech", Pentair, ERICO, Entegra тощо) і мають зауваження до результатів розрахунку, а саме – до форми отриманої ЗЗ системи БВ.

Тому авторами в [11] було поставлено задачу щодо розробки математичного апарату для розрахунку і побудови ЗЗ системи БВ довільної конфігурації з застосуванням методу сфери, що котиться, для діючих енергооб'єктів відповідно до ДСТУ EN 62305-3:2012. Для цього було розглянуто окремі випадки, що дають можливість побудови ЗЗ стрижньових БВ, коли співвідношення висот, відстаней між БВ та заданим рівнем блискавкозахисту не формують складну конфігурацію ЗЗ цих БВ, що дало змогу сформулювати підзадачі для подальших досліджень.

**Метою роботи** є розробка математичної моделі для побудови зон захисту системи блискавковідводів складної конфігурації згідно з ДСТУ EN 62305-3:2012 для захисту діючих енергооб'єктів від прямого удару блискавки.

**Матеріали дослідження.** Для вирішення даної задачі відповідно до [11] необхідно:

- визначити мінімальну кількість БВ, комбінація яких може сформувати складну ЗЗ;
- виконати побудову геометричної та математичної моделі для обраної конфігурації БВ.

**Визначення мінімальної кількості одиничних блискавковідводів для формування складної поверхні зони захисту.** Вибір мінімально необхідної кількості одиничних БВ для формування складної ЗЗ визначає геометричну та математичну модель, за якою буде виконуватися побудова поверхні.

Побудова ЗЗ складної системи блискавкозахисту складається з двох частин:

- 1) побудова бічних поверхонь ЗЗ (сфера торкається поверхні ґрунту та одного або двох БВ);
- 2) побудова внутрішньої поверхні (сфера лежить на вершинах БВ та не торкається ґрунту).

Перша частина детально розглянута у процесі побудови одиничних та подвійних БВ і є окремим випадком [10]. Для другої частини перерізом фіктивної сфери є коло, що проходить через вершини БВ, на яких лежить ця сфера (тобто описане коло трикутника). Згідно з властивостями описаного кола, необхідною та достатньою умовою для побудови такого кола (до того ж тільки одного) є наявність трьох БВ, вершини яких утворюють трикутник. За більшої кількості вершин побудувати коло можливо лише в окремих випадках за виконання низки умов [12].

Отже, мінімально необхідна кількість БВ для формування складної ЗЗ дорівнює трьом.

**Побудова математичної моделі зони захисту трьох одиничних блискавковідводів.** На рис. 1 показано геометричну модель для побудови ЗЗ трьох одиничних БВ.

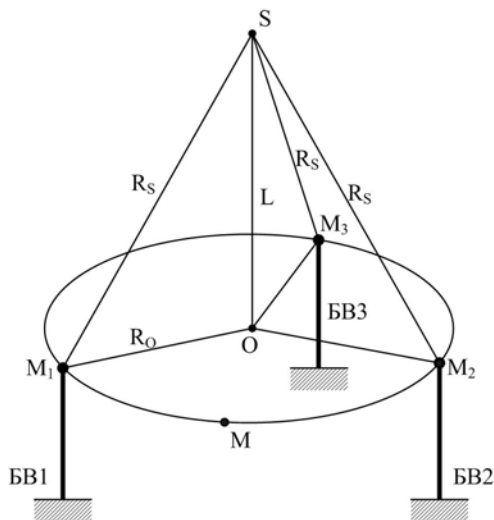


Рис. 1

Для знаходження координат центра сфери, що лежить на трьох БВ, необхідно:

- записати рівняння площини, що проходить через вершини трьох БВ ( $M_1; M_2; M_3$ ), та нормального вектора до неї;
- визначити радіус  $R_0$  та координати центра  $O$  описаного кола;
- визначити відстань  $L$ , на якій розташовано центр сфери  $S$  відносно площини, що проходить через вершини трьох БВ;
- визначити координати центра сфери  $S$ .

Розглянемо першу задачу. Необхідно записати рівняння площини, що проходить через три задані точки  $M_1(x_1, y_1, z_1)$ ,  $M_2(x_2, y_2, z_2)$ ,  $M_3(x_3, y_3, z_3)$ , які визначають положення відповідних БВ.

Множина точок  $M(x, y, z)$  визначає у прямокутній системі координат  $xuz$  у тривимірному просторі площину, яка проходить через три різні точки, що не лежать на одній пря-

мій –  $M_1(x_1, y_1, z_1)$ ,  $M_2(x_2, y_2, z_2)$ ,  $M_3(x_3, y_3, z_3)$ , тоді та тільки тоді, коли три вектори  $\overline{M_1M}$ ,  $\overline{M_1M_2}$  та  $\overline{M_1M_3}$  компланарні. Отже, повинна виконуватися умова компланарності трьох векторів

$$\overline{M_1M} = (x - x_1, y - y_1, z - z_1); \quad \overline{M_1M_2} = (x_2 - x_1, y_2 - y_1, z_2 - z_1);$$

$$\overline{M_1M_3} = (x_3 - x_1, y_3 - y_1, z_3 - z_1),$$

тобто, змішаний добуток векторів  $\overline{M_1M}$ ,  $\overline{M_1M_2}$ ,  $\overline{M_1M_3}$  повинен дорівнювати нулю

$$\overline{M_1M} \cdot \overline{M_1M_2} \cdot \overline{M_1M_3} = 0.$$

Вказане рівняння в координатній формі має вигляд

$$\begin{vmatrix} x - x_1 & y - y_1 & z - z_1 \\ x_2 - x_1 & y_2 - y_1 & z_2 - z_1 \\ x_3 - x_1 & y_3 - y_1 & z_3 - z_1 \end{vmatrix} = 0. \quad (1)$$

Після обчислення визначника, отримаємо загальне рівняння площини, що проходить через три задані точки  $M_1(x_1, y_1, z_1)$ ,  $M_2(x_2, y_2, z_2)$ ,  $M_3(x_3, y_3, z_3)$ . Розкривши визначник з використанням програми *Mathlab*, отримаємо

$$\begin{aligned} & xy_1z_2 - xy_2z_1 - x_1y_2z_2 + x_1y_2z_2 + x_2y_2z_1 - x_2y_1z_2 - xy_1z_3 + xy_3z_1 + x_1y_2z_3 - \\ & - x_1y_3z_2 - x_3y_2z_1 + x_3y_1z_2 + xy_2z_3 - xy_3z_2 - x_2y_2z_3 + x_2y_3z_2 + x_3y_2z_2 - \\ & - x_3y_2z_2 - x_1y_2z_3 + x_1y_3z_2 + x_2y_1z_3 - x_2y_3z_1 - x_3y_1z_2 + x_3y_2z_1 = 0. \end{aligned}$$

Згрупувавши отриманий вираз відносно  $x$ ,  $y$  та  $z$ , отримаємо

$$\begin{aligned} & (y_1z_2 - y_2z_1 - y_1z_3 + y_3z_1 + y_2z_3 - y_3z_2)x + (x_2z_1 - x_1z_2 + x_1z_3 - \\ & - x_3z_1 - x_2z_3 + x_3z_2)y + (x_1y_2 - x_2y_1 - x_1y_3 + x_3y_1 + x_2y_3 - x_3y_2)z + \\ & + x_1y_3z_2 - x_1y_2z_3 + x_2y_1z_3 - x_2y_3z_1 - x_3y_1z_2 + x_3y_2z_1 = 0. \end{aligned}$$

Прийmemo

$$A = y_1z_2 - y_2z_1 - y_1z_3 + y_3z_1 + y_2z_3 - y_3z_2, \quad (2)$$

$$B = x_2z_1 - x_1z_2 + x_1z_3 - x_3z_1 - x_2z_3 + x_3z_2, \quad (3)$$

$$C = x_1y_2 - x_2y_1 - x_1y_3 + x_3y_1 + x_2y_3 - x_3y_2, \quad (4)$$

$$D = x_1y_3z_2 - x_1y_2z_3 + x_2y_1z_3 - x_2y_3z_1 - x_3y_1z_2 + x_3y_2z_1. \quad (5)$$

Тоді з урахуванням (1)–(4) нормальний вектор площини буде мати вигляд

$$\vec{n} = (A, B, C). \quad (6)$$

Далі розглянемо вирішення другої задачі, яка полягає у знаходженні радіуса та координат центра описаного кола, що проходить через три вершини БВ. Задля цього скористаємося формулою [11]

$$R_O = \frac{abc}{4\sqrt{p(p-a)(p-b)(p-c)}}, \quad (7)$$

де  $a, b, c$  – сторони трикутника;  $p = (a + b + c)$  – периметр трикутника.

Нехай точки  $M_1(x_1, y_1, z_1)$ ,  $M_2(x_2, y_2, z_2)$ ,  $M_3(x_3, y_3, z_3)$  є координатами вершин трикутника у декартовій системі координат. Тоді рівняння описаного кола може бути представлено у вигляді

$$\begin{vmatrix} x^2 + y^2 + z^2 & x & y & z \\ x_1^2 + y_1^2 + z_1^2 & x_1 & y_1 & z_1 \\ x_2^2 + y_2^2 + z_2^2 & x_2 & y_2 & z_2 \\ x_3^2 + y_3^2 + z_3^2 & x_3 & y_3 & z_3 \end{vmatrix} = 0. \quad (8)$$

Підставивши до виразу (8) замість загальних координат  $x, y, z$  координати центра описаного кола  $O(x_o, y_o, z_o)$  та використовуючи теорему Лапласа для розкриття визначника матриці, отримаємо координати центра сфери  $S$  у загальному вигляді

$$x_o = \frac{1}{D} \begin{vmatrix} x_1^2 + y_1^2 + z_1^2 & y_1 & z_1 \\ x_2^2 + y_2^2 + z_2^2 & y_2 & z_2 \\ x_3^2 + y_3^2 + z_3^2 & y_3 & z_3 \end{vmatrix}, \quad y_o = \frac{1}{D} \begin{vmatrix} x_1^2 + y_1^2 + z_1^2 & x_1 & z_1 \\ x_2^2 + y_2^2 + z_2^2 & x_2 & z_2 \\ x_3^2 + y_3^2 + z_3^2 & x_3 & z_3 \end{vmatrix}, \quad z_o = \frac{1}{D} \begin{vmatrix} x_1^2 + y_1^2 + z_1^2 & x_1 & y_1 \\ x_2^2 + y_2^2 + z_2^2 & x_2 & y_2 \\ x_3^2 + y_3^2 + z_3^2 & x_3 & y_3 \end{vmatrix}, \quad (9,10,11)$$

$$\text{де } D = 2 \begin{vmatrix} x_1 & y_1 & z_1 \\ x_2 & y_2 & z_2 \\ x_3 & y_3 & z_3 \end{vmatrix}.$$

Для визначення відстані  $L$ , на яку віддалена точка центра сфери  $S$  від центра описаного кола  $O$ , що лежить у площині  $M_1M_2M_3$ , розглянемо прямокутний трикутник  $\Delta M_1OS$  (рис. 1). За теоремою Піфагора з трикутника  $\Delta M_1OS$

$$L = \sqrt{R_S^2 - R_O^2}. \quad (12)$$

Виходячи з геометричної моделі на рис. 1, координату точки центра сфери  $S$ , що лежить на трьох вершинах БВ, можна визначити, спираючися на те, що ця точка належить нормалі до площини  $M_1M_2M_3$  (відрізок  $OS$ ). Рівняння прямої, що проходить через точку  $O$ , має наступний вигляд:

$$\frac{x-x_o}{A} = \frac{y-y_o}{B} = \frac{z-z_o}{C}, \quad (13)$$

де  $A, B, C$  – коефіцієнти у рівнянні площини (2)–(4).

Для визначення координат центра сфери  $S(x_s, y_s, z_s)$  складемо систему рівнянь третього порядку. Для формування першого рівняння скористаємося співвідношенням, що описує відстань від точки  $O(x_o, y_o, z_o)$  до точки  $S(x_s, y_s, z_s)$ , які належать прямій (13) та розташовані на відстані  $L$  одна від одної

$$L = \frac{Ax_s + By_s + Cz_s + D}{\sqrt{A^2 + B^2 + C^2}}. \quad (14)$$

Для двох інших рівнянь скористаємося рівнянням прямої (13). Тоді система буде мати вигляд

$$\begin{cases} Ax_s + By_s + Cz_s = L\sqrt{A^2 + B^2 + C^2} - D \\ Bx_s - Ay_s = Bx_o - Ay_o \\ Cy_s - Bz_s = Cy_o - Bz_o. \end{cases} \quad (15)$$

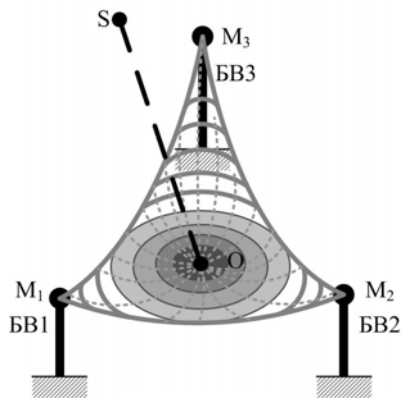


Рис. 2

ний на рис. 3.

На моделі рис. 3 зона захисту розділена на три типи. Зона типу  $A$  складає центральну частину ЗЗ, утворену поверхнею сфери, що спирається на три вершини БВ ( $M_1, M_2$  та  $M_3$ ). Зона типу  $B$  – поверхнею сфери, що спирається на вершини двох БВ та поверхню ґрунту. Зона типу  $C$  включає поверхню ЗЗ, утворену поверхнею сфери, що спирається тільки на один із трьох БВ та поверхню ґрунту.

Нехай задані координати  $X_i, Y_i$  деякої точки у декартовій системі координат  $OXYZ$ . Знайдемо координату  $Z_i$  цієї точки, яка належить поверхні ЗЗ.

У випадку, коли точка належить зоні  $A$ , то координата  $Z_i$  визначається наступним чином:

$$Z_i = z_s - \sqrt{R_s^2 - (X_i - x_s)^2 - (Y_i - y_s)^2}. \quad (16)$$

Розв'язок системи (15) відносно  $x_s, y_s, z_s$  може бути знайдено методом Гауса. Визначивши координати точки центра сфери  $S(x_s, y_s, z_s)$ , можна виконати побудову середньої частини ЗЗ трьох одиничних стрижньових БВ. Вона буде мати вигляд, який наведено на рис. 2.

Для завершення побудови повної ЗЗ, утвореної трьома БВ, необхідно додати зони, що утворюються у разі торкання сфери двох вершин трикутника на кожній його грані. Тоді геометрична модель ЗЗ має вигляд, показаний на рис. 3.

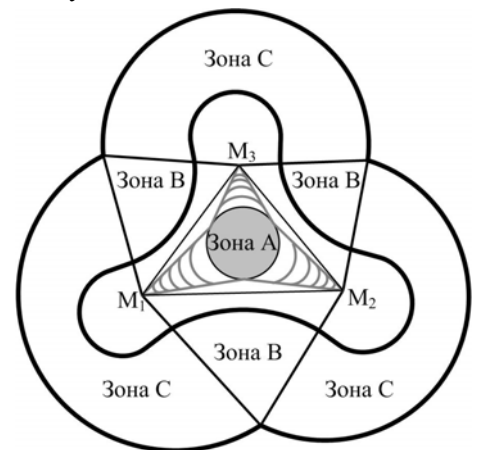


Рис. 3



Якщо точка належить зоні типу *B* або *C*, то координата  $Z_i$  визначається за виразами для подвійного або одиничного БВ відповідно [11].

На основі вказаних виразів було розроблено програму для побудови ЗЗ БВ від прямого удару блискавки. На рис. 4 наведено результати розрахунку ЗЗ для підстанції класом напруги 110 кВ, діагностику системи блискавкозахисту якої було виконано в Донецькій області у 2018 р. Система блискавкозахисту об'єкта від прямого удару блискавки складається з шести стрижньових БВ, радіус сфери для побудови ЗЗ обраний 45 м (III рівень блискавкозахисту). Задля побудови цієї складної поверхні БЗ систему БВ було розбито на дві групи по три БВ, виконано побудову поверхні БЗ для кожної групи БВ та оцінено отримані результати.

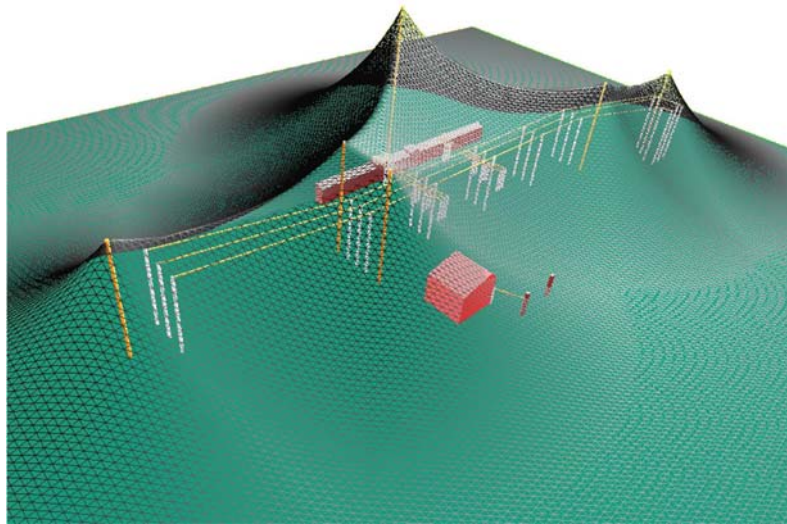


Рис. 4

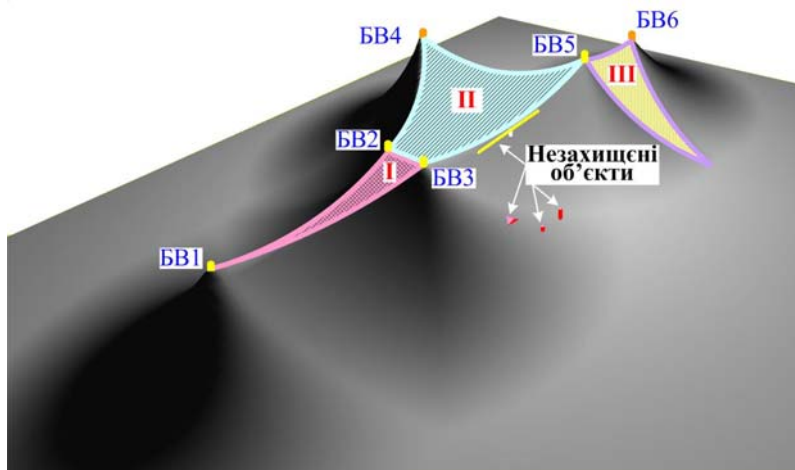


Рис. 5

Проаналізуємо побудову ЗЗ, використовуючи рис. 5, на якому позначено: I – зона типу *A*, утворена БВ1, БВ2 та БВ3, II – зона типу *A*, утворена БВ2, БВ3, БВ4 та БВ5, III – зона типу *B*, утворена БВ5 та БВ6.

Очевидно, що побудована поверхня ЗЗ має складну форму й відповідає геометрії, яка утворена об'єктами встановлених шести блискавководвідів сферою радіусом 45 м. При цьому ЗЗ, визначена за методом сфери, що котиться, не повністю охоплює ошиновку та споруди підстанції, тобто окремі частини об'єкта не захищені від прямого удару блискавки.

#### Висновки.

1. У роботі обґрунтовано вибір мінімальної кількості БВ (три БВ), які утворюють складну поверхню ЗЗ у разі довільної конфігурації розташування стрижньових БВ.

2. Створено математичну модель для побудови зони захисту у випадку довільної конфігурації розташування трьох стрижньових БВ.

3. На основі розробленої математичної моделі створено комп'ютерну програму розрахунку ЗЗ стрижньових БВ з застосуванням методу сфери, що котиться. Наведено та проаналізовано результати розрахунку ЗЗ системи з шістьма БВ у тривимірному вигляді.

*Роботу виконано за кошти державного бюджету України: науково-дослідна робота МОН України «Забезпечення енергетичної безпеки України шляхом підвищення надійності роботи стратегічних енергооб'єктів у нормальному та аварійному режимах» (номер державної реєстрації № 0117U000534).*

1. ДСТУ Б В.2.5-38:2008 Інженерне обладнання будинків і споруд. Улаштування блискавкозахисту будівель і споруд (IEC 62305:2006, NEQ). Київ: ДНДПВТІ Енергоперспектива, 2008. 54 с.

2. ДСТУ EN 62305:2012 Блискавкозахист. Protection against lightning (IEC 62305:2011, IDT). Київ: Держстандарт України, 2012. 419 с.

3. Varanov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Rudakov S.V. A generator of aperiodic current pulses of artificial lightning with a rationed temporal form of 10  $\mu$ s/350  $\mu$ s with an amplitude of  $\pm(100-200)$  kA. *Instruments and Experimental Techniques*. 2015. Vol. 58. No 6. Pp. 745–750.

4. Инструкция по устройству молниезащиты зданий и сооружений (РД 34.21.122–87). Москва: Энергоатомиздат, 1989. 56 с.
5. Базелян Э.М. Нормирование молниезащиты в России. Основные проблемы и пути совершенствования. III Российская конференция по молниезащите. Санкт-Петербург, 2012. С. 372-382.
6. Комаров В.І. До питання проектування зовнішньої блискавкозахисної системи методом фіктивної сфери. *Науковий огляд*. 2014. № 3(4). С. 100-105.
7. Dung L.V., Petcharaks K. Lightning protection systems design for substations by using masts and Matlab. *International Journal of Mathematical, Computational, Physical, Electrical and Computer Engineering*. 2010. Vol. 4. No 5. Pp. 562-566.
8. Berger G. Recent considerations on a 3D electrogeometric model and its applications to the PIC DU MIDI. *V international conference on lightning protection*. St.-Peterburg, May, 2016. Pp. 21-26.
9. Petcharaks N. Lightning protection zone in substation using mast. *KKU Engineering Journal*. 2013. No 40(1). Pp. 11-20.
10. Rezinkina M.M. Technique for predicting the number of lightning strokes to extended objects. *Technical Physics*. 2008. Vol. 53. No 5. Pp. 533-539.
11. Istomin O.Ye., Koliushko D.G., Kipyrych S.V., Rudenko S.S. Construction problems of volume protected by airtermination rod for the Ukrainian nuclear power plant under standard EN 62305. *Problems of Atomic Science and Technology*. 2019. No 5(123). Pp. 100-104
12. Выгодский М.Я. Справочник по элементарной математике. М.: АСТ: Астрель, 2006. 509 с.

УДК 621.316.98

## МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ЗОНЫ ЗАЩИТЫ ПРИ ПРОИЗВОЛЬНОЙ КОНФИГУРАЦИИ РАСПОЛОЖЕНИЯ СТЕРЖНЕВЫХ МОЛНИЕОТВОДОВ

Д.Г. Колюшко<sup>\*</sup>, канд.техн.наук, О.Є. Истомин<sup>\*\*</sup>, канд.техн.наук, С.С. Руденко<sup>\*\*\*</sup>, канд.техн.наук, С.В. Киприч<sup>\*\*\*\*</sup>

Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт", ул. Кирпичова, 2, Харьков, 61002, Украина.

E-mail: [nio5\\_molniva@ukr.net](mailto:nio5_molniva@ukr.net)

*Целью работы является анализ основных принципов построения зоны защиты сложной системы молниеотводов по методу катящейся сферы, который на текущий момент является основным в области молниезащиты и соответствует требованиям современных европейских норм. Решена задача определения минимального количества молниеотводов, необходимых для расчета сложной поверхности зоны защиты, при их произвольной высоте и расположении. Впервые в Украине разработана математическая модель для построения такой зоны защиты с использованием законов стереометрии. Проверена работа этой модели на примере электрической подстанции напряжением 110 кВ с помощью разработанной компьютерной программы с реальным расположением молниеотводов разной высоты. Результатом работы этой программы является трехмерное отображение зоны защиты с возможностью визуального анализа защищенности объектов от прямого удара молнии с заданной вероятностью. Ценность работы заключается в возможности практической реализации метода катящейся сферы для защиты энергообъектов Украины от прямого удара молнии в соответствии с современным стандартом EN 62305. Библ. 12, рис. 5.*

**Ключевые слова:** метод катящейся сферы, стержневой молниеотвод, зона защиты, энергообъект, подстанция, математическая модель.

## MATHEMATICAL MODEL OF THE PROTECTION ZONE DURING AN ARBITRARY CONFIGURATION OF THE AIR-TERMINATION RODS LOCATION

D.G. Koliushko<sup>\*</sup>, O.Ye. Istomin<sup>\*\*</sup>, S.S. Rudenko<sup>\*\*\*</sup>, S.V. Kipyrych<sup>\*\*\*\*</sup>

National Technical University Kharkiv Polytechnic Institute, Kirpichova str., 2, Kharkiv, 61002, Ukraine.

E-mail: [nio5\\_molniva@ukr.net](mailto:nio5_molniva@ukr.net)

*The aim of the paper is to analyze the basic principles of design the protection zone of a complex system of air-termination rods according to the rolling sphere method, which, at the moment, is the main in the field of lightning pro-*

tection and meets the requirements of modern European standards. The problem of determining the minimum number of air-termination rods required to calculate the surface of the protection zone of any complexity, with their arbitrary height and location, is solved. Through the use of the stereometry laws of, for the first time in Ukraine, a mathematical model was developed to build such a protection zone. The operation of this model was tested on the example of an electrical substation with a voltage of 110 kV using a test computer program with a real arrangement of air-termination rods with different heights. The result of this program is a three-dimensional display of the protection zone with the possibility of visual analysis of the protection of objects from direct lightning strike with a given probability. The value of the work lies in the possibility of practical implementation of the rolling sphere method to protect power facilities of Ukraine from direct lightning strikes in accordance with the modern standard EN 62305. References 12, figures 5.

**Key words:** rolling sphere method, air-termination rod, protection zone, power facility, substation, mathematical model.

1. State standard of Ukraine B V.2.5-38:2008 Engineering equipment of buildings and structures. Lightning protection of buildings and structures (IEC 62305:2006, NEQ). Kyiv: DNDPVTI Enerhoperspektyva, 2008. 54 p. (Ukr)
2. State standard of Ukraine EN 62305:2012 Protection against lightning. (IEC 62305: 2011, IDT). Kyiv: State Standard of Ukraine, 2012. 419 p. (Ukr)
3. Baranov M.I., Koliushko G.M., Kravchenko V.I., Rudakov S.V. A generator of aperiodic current pulses of artificial lightning with a rationed temporal form of  $10 \mu\text{s}/350 \mu\text{s}$  with an amplitude of  $\pm(100-200)$  kA. *Instruments and Experimental Techniques*. 2015. Vol. 58. No 6. Pp. 745-750.
4. Guidelines for Installation of Lightning Protection Systems for Buildings and Structures (RD 34.21.122-87). Moskva: Energoatomizdat, 1989. 56 p. (Rus)
5. Bazelyan E.M. Rationing of lightning protection in Russia. The main problems and ways to improve. III Russian conference on *lightning protection*. St.-Peterburg, 2012. Pp. 372-382. (Rus)
6. Komarov V.I. To the question of designing an external lightning protection system by the rolling sphere method. *Naukovyi oghiad*. 2014. No 3(4). Pp. 100-105. (Ukr)
7. Dung L.V., Petcharaks K. Lightning protection systems design for substations by using masts and Matlab. *International Journal of Mathematical, Computational, Physical, Electrical and Computer Engineering*. 2010. Vol. 4. No 5. Pp. 562-566.
8. Berger G. Recent considerations on a 3D electrogeometric model and its applications to the PIC DU MIDI. *V international conference on lightning protection*. St.-Peterburg, May, 2016. Pp. 21-26.
9. Petcharaks N. Lightning protection zone in substation using mast. *KKU Engineering Journal*. 2013. No 40(1). Pp. 11-20.
10. Rezinkina M.M. Technique for predicting the number of lightning strokes to extended objects. *Technical Physics*. 2008. Vol. 53. No 5. Pp. 533-539.
11. Istomin O.Ye., Koliushko D.G., Kiprych S.V., Rudenko S.S. Construction problems of volume protected by air-termination rod for the Ukrainian nuclear power plant under standard EN 62305. *Problems of Atomic Science and Technology*. 2019. No 5(123). Pp. 100-104.
12. Vygodskiy M.Y. Elementary mathematics reference book. Moskva: AST: Astrel, 2006. 509 p. (Rus)

Надійшла 05.09.2019  
Остаточний варіант 21.11.19



## ИМПУЛЬСНЫЙ РЕЗОНАНСНЫЙ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬ ПОСТОЯННОГО НАПРЯЖЕНИЯ С ДОЗИРОВАННЫМ ОТБОРОМ И ПЕРЕДАЧЕЙ ЭНЕРГИИ

И.В. Волков<sup>1\*</sup>, чл.-корр. НАН Украины, С.В. Подольный<sup>2\*\*</sup>, канд.техн.наук

<sup>1</sup> Институт электродинамики НАН Украины,

пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина,

e-mail: [ig.volkov@ukr.net](mailto:ig.volkov@ukr.net)

<sup>2</sup> Sentinel Power Quality FZE, UAE.

*Описан новый импульсный резонансный преобразователь напряжения понижающего/повышающего типа с дозированным отбором энергии из сети постоянного (выпрямленного) тока и дозированной ее передачей в нагрузку. Исследованы электромагнитные процессы во входном и выходном контурах преобразователя с учетом потерь энергии в его транзисторах, диодах и электромагнитных элементах. Найдены зависимости между параметрами, при которых обеспечивается его работоспособность с минимальными статическими и динамическими потерями. Предложена методика его расчета, ориентированная на достижение максимального КПД. Библи. 5, рис. 7.*

**Ключевые слова:** резонансный преобразователь, конвертор, вторичное электропитание.

**Введение.** Импульсные транзисторные преобразователи постоянного напряжения (DC/DC преобразователи, конверторы) являются в настоящее время одними из наиболее распространенных узлов систем вторичного электропитания. Многочисленные схемы преобразователей такого типа хорошо изучены и описаны в научно-технической литературе [1, 2]. Тем не менее, возрастающие требования к массогабаритным, энергетическим, надежностным и другим технико-экономическим показателям устройств силовой электроники, обновление элементной базы, развитие цифровых систем управления и расширение областей применения стимулируют совершенствование схемотехники и методов расчета преобразователей постоянного напряжения [3, 4].

Ниже излагаются результаты исследования разработанного в ИЭД НАН Украины [5] нового импульсного резонансного преобразователя напряжения понижающего/повышающего типа с дозированным отбором и передачей энергии из сети постоянного (выпрямленного) тока в нагрузку. Особенностью преобразователя является его повышенная надежность, обусловленная разделением во времени процессов накопления энергии в дозирующем конденсаторе и передачей ее в нагрузку.

**Целью работы** является нахождение точного аналитического описания переходных и установившихся электромагнитных процессов в преобразователе и его использование для определения зависимостей между параметрами, при которых осуществляется цикл работы транзисторных ключей, обеспечивающий дозированный отбор и передачу энергии при минимальных потерях в его силовых элементах.

**Схема силовой части** устройства показана на рис. 1. Она содержит выпрямитель (однофазный или трехфазный) с фильтровым конденсатором  $C_{in}$ , являющимся входным для анализируемой ниже схемы; изолирующий трансформатор с коэффициентом трансформации  $n$  (обязательный для мощных конверторов) с транзисторным ключом  $T1$  в первичной обмотке; дозирующий конденсатор  $C_0$ , резонансно заряжаемый через дроссель  $L_{13}$  и диод  $D_0$ ; ( $C_0$ ,  $L_{13}$ ,  $D_0$  образуют

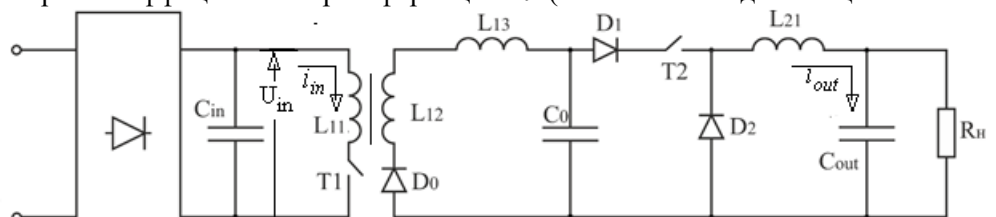


Рис. 1

первый – зарядный – контур); выходной конденсатор  $C_{out}$ , резонансно заряжаемый через дроссель  $L_{21}$ , подключенный параллельно нагрузке  $R_n$  ( $C_0$ ,  $L_{21}$ ,  $C_{out}$  образуют второй – зарядный для  $C_{out}$  и разрядный для  $C_0$  – контур) и узел из двух диодов  $D_1$ ,  $D_2$  и транзисторного ключа  $T2$ , роль которых будет ясна из дальнейшего.

При анализе работы схемы будем исходить из допущения, что ток намагничивания трансформатора пренебрежимо мал, а индуктивности рассеяния его первичной и вторичной обмоток  $L_{11}$ ,  $L_{12}$  совместно с дополнительной индуктивностью  $L_{13}$  образуют эквивалентную индуктивность первого (зарядного) контура  $L_0 = L_{11} + n^2(L_{12} + L_{13})$ , включенную последовательно с дозирующим конденсатором емкостью  $C_0$ . На первом этапе рассмотрения резистивными потерями в элементах схемы пренебрегаем. В случае, когда резонансные частоты зарядного и разрядного контуров конденсатора  $C_0$  одинаковы, должно соблюдаться равенство  $L_0 = L_{21}$ , поскольку  $C_{out} \gg C_0$ .

Первый этап цикла начинается с включения  $T1$  и заряда дозирующего конденсатора до напряжения, приблизительно равного удвоенному напряжению вторичной обмотки трансформатора за время, равное полупериоду  $T/2$  резонансной частоты  $f_r = 1/T$  первого контура.

При нулевом начальном напряжении конденсатора  $C_0$  ток через  $L_{11}$  [6]  $i_{L_{11}} = i_{in} = (\tilde{U}_0 / Z) \sin \omega t$ , где  $\omega = 1/f_r$ ,  $\tilde{U}_0$  – приведенное к первичной обмотке максимальное напряжение на  $C_0$ , а  $Z$  – волновое сопротивление первого контура.

В момент  $t_1 = T/2$  заряд прекращается, и диод  $D_0$  предотвращает разряд  $C_0$  в обратном направлении (на вход). Таким образом, имеем

$$\begin{aligned} T &= 1/f_r = 2\pi\sqrt{L_0 C_0}, & C_0 &= W_{C_0} (2n^2 U_{in}^2)^{-1}, \\ L_0 &= (4\pi^2 f_r^2 C_0)^{-1}, & u_{C_0}(T/2) &= 2n U_{in}, \end{aligned} \quad (1)$$

где  $U_{in}$  – входное (выпрямленное) напряжение;  $W_{C_0}$  – энергия, накопленная в дозирующем конденсаторе за полупериод резонансной частоты входного контура. Эта энергия должна быть передана во второй контур за оставшееся время  $\tau$  цикла  $\Delta T$ . С другой стороны, за это же время в нагрузку должна быть передана энергия

$$W_{out} = W_{C_0} = P_{av} \tau = I_m U_m \tau, \quad (2)$$

где  $W_{out}$  – энергия, необходимая для обеспечения средней мощности нагрузки  $P_{av}$ ;  $I_m$ ,  $U_m$  – ток и напряжение нагрузки в предположении малого их изменения за малое время  $\tau$ . Соотношений (1) и (2) достаточно для выбора параметров системы при заданных тактовой частоте импульсов  $1/\Delta T$  и резонансной частоте, а также мощности нагрузки  $P_{av}$ . Определение значения  $\tau$  будет видно из дальнейшего. Временные диаграммы работы схемы показаны на рис. 2, где верхние два графика соответствуют сигналам управления ключами, а  $t_d$  – времени задержки включения второго ключа.

Второй этап цикла начинается с включения транзисторного ключа  $T2$  и разряда конденсатора  $C_0$ . Поскольку  $1/\omega C_{out} \ll R_n$ , эквивалентную схему второго этапа можно представить в виде, роказанном на рис. 3, ибо практически весь ток разряда  $C_0$  будет проходить через  $C_{out}$ , а нагрузка, подключенная к зажимам 1-2 (непоказанная на рисунке), затем будет отбирать энергию этого конденсатора в последующий промежуток времени  $\tau_{C_0}$ .

Ток через выходной дроссель  $L_{21}$  характеризуется двумя интервалами. На первом интервале этот ток  $i_{L_{21}}$  имеет ту же частоту  $\omega$ , что и  $i_{L_{21}}$ , а длительность интервала  $\tau_{C_0}$  зависит от разности напряжений  $U_0$  соответственно на конденсаторах  $C_0$  и  $C_{out}$  в начале этого интервала

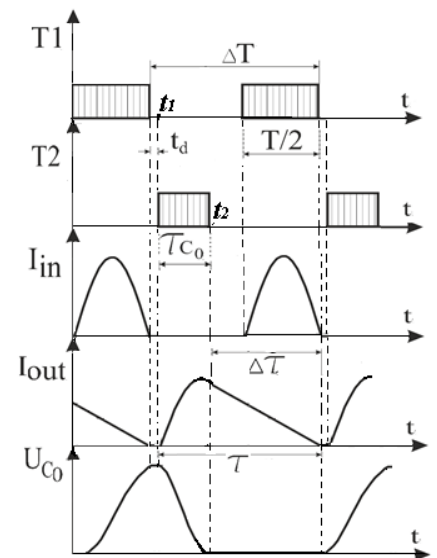


Рис. 2

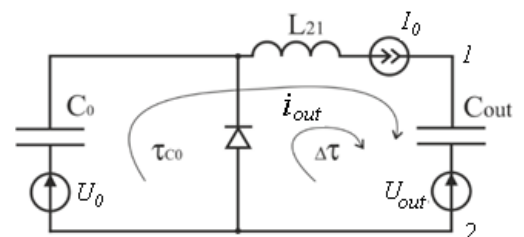


Рис. 3

$$I_{L_{21}} = i_{out} = (U_0 - U_{out})Z^{-1} \sin \omega t. \quad (3)$$

Напряжение на  $C_0$  до момента прекращения его разряда и начала разряда накопленной индуктивностью магнитной энергии через диод  $D_2$   $u_{C_0}(t) = U_{out} + \alpha_C (U_0 - U_{out})(1 - \cos \omega t)$ , где  $\alpha_C = C_0 / (C_0 + C_{out})$ .

С момента  $t_2$  частота тока второго контура меняется на  $\tilde{\omega} = (\sqrt{L_{21}C_{out}})^{-1}$ , а  $i_{out} = i_{L_{max}} \sin(\tilde{\omega}t + \tilde{\varphi})$ , где  $I_{L_{max}} = i_{L_{21}}(t_2)$  берется из уравнения (3), а  $\tilde{\varphi} = \pi / 2 + a \sin(\tilde{Z}I_0(I_0^2\tilde{Z}^2 + U_{out}^2)^{-1/2})$ .

Здесь  $\tilde{\varphi}$  – фаза тока из уравнения  $i_{out} = I_0 \sin(\omega t + \tilde{\varphi})$ , являющегося решением дифференциального уравнения второго контура с ненулевым начальным током  $I_0$ . При отсутствии источников напряжения  $\tilde{\varphi} = \pi / 2$ , в противном случае угол находится в диапазоне  $[\pi/2 \dots \pi]$ .

Время  $\tau_{C_0}$ , через которое происходит переключение на второй интервал

$$\tau_{C_0} = \omega^{-1} a \cos[1 - U_0(U_0 - U_{out})^{-1}],$$

суммарное время протекания тока  $\tau$

$$\tau = \tau_{C_0} + \Delta\tau = \omega^{-1} a \cos[1 - U_0(U_0 - U_{out})^{-1}] + \tilde{\omega}^{-1} a \sin[\tilde{Z}I_0(I_0^2\tilde{Z}^2 + U_{out}^2)^{-1/2}],$$

где  $\Delta\tau = \tilde{\omega}^{-1} a \sin[\tilde{Z}I_0(I_0^2\tilde{Z}^2 + U_{out}^2)^{-1/2}]$  – время разряда выходной индуктивности в «большой» конденсатор.

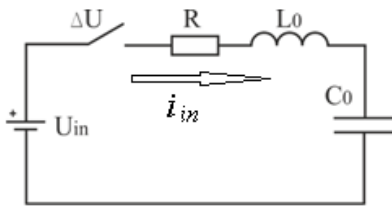


Рис. 4

**Входной контур с потерями.** Запишем уравнение для тока входного контура в операторной форме (Лапласа) с учетом резистивных потерь в дросселе и проводниках и статических потерь в полупроводниковых элементах (учет потерь в трансформаторе требует особого рассмотрения). На эквивалентной схеме (рис. 4) их символизируют соответственно резистор  $R$  и элемент с независимым от тока (таково принятое допущение) падением напряжения  $\Delta U$

$$i_{in}(p) = \frac{U_{in}/p - U_0/p - \Delta U/p}{1/pC_0 + pL_0 + R} = \frac{\Sigma U}{L_0} \cdot \frac{1}{p^2 + 2\delta p + \omega_0^2}, \quad (4)$$

где  $\delta = R / 2L_0$ ,  $\omega_0^2 = 1 / L_0C_0$ ,  $\Sigma U = U_{in} - U_0 - \Delta U$ .

Корни характеристического уравнения  $p^2 + 2\delta p + \omega_0^2 = 0$ , при которых существует резонанс [6]

$$p_{1,2} = -\delta \pm \sqrt{\delta^2 - \omega_0^2} = \delta \pm j\sqrt{\omega_0^2 - \delta^2}. \quad (5)$$

Следовательно, круговая частота системы с потерями

$$\tilde{\omega} = \sqrt{\omega_0^2 - \delta^2}. \quad (6)$$

Применив обратное преобразование Лапласа к (6), находим входной ток

$$i_{in}(t) = \frac{\Sigma U}{2L_0} \cdot \frac{1}{p_1 + \delta} e^{p_1 t} + \frac{\Sigma U}{2L_0} \cdot \frac{1}{p_2 + \delta} e^{p_2 t}. \quad (7)$$

Это выражение преобразуется к виду

$$i_{in}(t) = \frac{\Sigma U}{2L_0} \left[ \frac{1}{j\tilde{\omega}} e^{(-\delta + j\tilde{\omega})t} - \frac{1}{j\tilde{\omega}} e^{(-\delta - j\tilde{\omega})t} \right] = \frac{\Sigma U}{L_0\tilde{\omega}} e^{-\delta t} \sin \tilde{\omega} t. \quad (8)$$

Волновое сопротивление контура с учетом потерь

$$\tilde{Z} = L_0\tilde{\omega} = \sqrt{(1/L_0C_0 - R^2/4L_0^2)L_0^2} = \sqrt{Z_0^2 - R^2/4}, \quad (9)$$

где  $Z_0 = \sqrt{L_0/C_0}$  – волновое сопротивление контура без потерь.



При наличии активных потерь  $i_{in}(t)$  становится несимметричным относительно момента времени, при котором  $\tilde{\omega} = \pi / 2$  из-за присутствия множителя  $e^{-\delta t}$

$$i_{in}(t) = \frac{\Sigma U}{\tilde{Z}} e^{-\delta t} \sin \tilde{\omega} t = \tilde{I}_m e^{-\delta t} \sin \tilde{\omega} t. \quad (10)$$

Напряжение на конденсаторе  $C_0$  изменяется по закону

$$u_{C_0}(t) = \frac{1}{C_0} \int i(t) dt = \frac{I_m}{C_0(\delta^2 + \tilde{\omega}^2)} [\tilde{\omega} - e^{-\delta t} (\delta \sin \tilde{\omega} t + \tilde{\omega} \cos \tilde{\omega} t)]. \quad (11)$$

В момент  $t = \tau = \pi / \omega$  перехода тока через ноль напряжение на  $C_0$

$$u_{C_0}\left(\frac{\pi}{\omega}\right) = \frac{I_m \tilde{\omega}}{C_0(\delta^2 + \tilde{\omega}^2)} (1 + e^{-\delta \pi / \omega}). \quad (12)$$

Суммарные потери энергии  $W_\Sigma$  на резистивных компонентах  $W_R$  и полупроводниках  $W_{\Delta U}$  найдем следующим образом. Резистивные потери за время от 0 до момента перехода тока через ноль

$$W_R = \int_0^\tau i_{in}^2(t) R dt = \int_0^\tau (\tilde{I}_m e^{-\delta t} \sin \tilde{\omega} t)^2 R dt = \frac{\tilde{I}_m^2 R}{4} \cdot \frac{\tilde{\omega} (1 - e^{-2\delta \pi / \omega})}{(\delta^2 + \tilde{\omega}^2)}. \quad (13)$$

За это же время потери в полупроводниках составили

$$W_{\Delta U} = \int_0^\tau i_{in}(t) \Delta U dt = \tilde{I}_m \Delta U \frac{e^{-\delta t}}{\delta^2 + \tilde{\omega}^2} (\tilde{\omega} \cos \tilde{\omega} t - \sin \tilde{\omega} t) \Big|_0^\tau = \frac{\tilde{I}_m \Delta U \tilde{\omega}}{\delta^2 + \tilde{\omega}^2} (1 - e^{-\delta \pi / \omega}).$$

Если же переключение происходит при некотором  $t = t_{end} < \pi / \omega$ , то аналогично интегрируя, получаем следующее выражение для потерь в полупроводниках:

$$W_{\Delta U} = \frac{\tilde{I}_m \Delta U}{\delta^2 + \tilde{\omega}^2} [e^{-\delta t_{end}} (-\tilde{\omega} \cos \tilde{\omega} t_{end} - \delta \sin \tilde{\omega} t_{end}) + \tilde{\omega}]. \quad (14)$$

Аналогично, за то же время  $t_{end}$  резистивные потери таковы

$$W_R = \frac{\tilde{I}_m^2 R}{4} \left[ \frac{1}{\delta^2 + \tilde{\omega}^2} (\delta e^{-2\delta t_{end}} \cos 2\tilde{\omega} t_{end} - \tilde{\omega} e^{-2\delta t_{end}} \sin 2\tilde{\omega} t_{end} - \delta) - \frac{1}{\delta} (e^{-2\delta t_{end}} - 1) \right]. \quad (15)$$

Энергия, запасенная в «малом» конденсаторе  $C_0$  за время  $\tau = \pi / \tilde{\omega}$

$$W_{out} = C_0 \frac{u_{C_0}^2(\pi / \tilde{\omega})}{2} = \frac{1}{2C_0} \left[ \frac{\tilde{I}_m \tilde{\omega}}{\delta^2 + \tilde{\omega}^2} (1 + e^{-\delta \pi / \omega}) \right]^2. \quad (16)$$

За то же время энергия, отобранная от входа,

$$W = W_{out} + W_R + W_{\Delta U} = U_{in} \int_0^\tau i_{in}(t) dt = \frac{\tilde{I}_m U_{in} \tilde{\omega}}{\delta^2 + \tilde{\omega}^2} (1 + e^{-\delta \pi / \omega}). \quad (17)$$

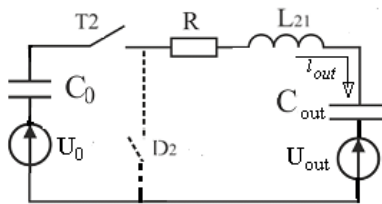


Рис. 5

выходного тока

$$i_{out}(p) = \frac{-U_{out} / p - \Delta U_1 / p + L_0 I_0}{1 / p C_{out} + p L_0 + R} = \frac{\Sigma U + p L_0 I_0}{L_0 p^2 + R p + 1 / C_{out}}. \quad (18)$$

**Выходной контур с потерями.** Как и в случае контура без потерь, выходной контур с потерями характеризуется двумя интервалами работы. На первом интервале потери описываются аналогично вышеприведенному уравнению (15) при условии  $t = t_{end} < \pi / \tilde{\omega}$ . Второй интервал характеризуется наличием ненулевого начального тока  $I_0$  в индуктивности  $L_0$ , потери в транзисторном ключе  $T_2$  и диоде  $D_1$  отсутствуют, зато появляются в шунтирующем диоде  $D_2$  (пунктир на рис. 5). Запишем уравнения Лапласа для второго интервала

Это уравнение имеет такую же структуру, как и уравнение (4), и подобное решение во временной области

$$i_{out}(p) = \frac{1}{2L_0} \left( \frac{\Sigma U + p_1 L_0 I_0}{p_1 + \delta} e^{p_1 t} + \frac{\Sigma U + p_2 L_0 I_0}{p_2 + \delta} e^{p_2 t} \right),$$

которое после ряда преобразований можно привести к виду

$$i_{out}(t) = \frac{1}{2jL_0\tilde{\omega}} B(t), \quad (19)$$

$$\text{где } B(t) = \left[ \Sigma U + (-\delta + j\sqrt{\omega_0^2 - \delta_0^2}) L_0 I_0 \right] e^{(-\delta + j\sqrt{\omega_0^2 - \delta_0^2})t} - \dots - \left[ \Sigma U + (-\delta - j\sqrt{\omega_0^2 - \delta_0^2}) L_0 I_0 \right] e^{(-\delta - j\sqrt{\omega_0^2 - \delta_0^2})t}. \quad (20)$$

Выражения в квадратных скобках можно представить векторами на комплексной плоскости

$$V_r = \Sigma U + (-\delta + j\sqrt{\omega_0^2 - \delta_0^2}) L_0 I_0 = |V_r| e^{j\Theta},$$

$$\bar{V}_r = \Sigma U + (-\delta - j\sqrt{\omega_0^2 - \delta_0^2}) L_0 I_0 = |V_r| e^{-j\Theta},$$

$$\text{где } |V_r| = \sqrt{(\Sigma U - L_0 I_0 \delta)^2 + (\omega_0^2 - \delta_0^2) L_0^2 I_0^2} = \sqrt{(\Sigma U)^2 - 2\Sigma U L_0 I_0 \delta + \omega_0^2 L_0^2 I_0^2}, \quad \Theta = a \tan \left( \frac{L_0 I_0 \sqrt{\omega_0^2 - \delta_0^2}}{\Sigma U - L_0 I_0 \delta} \right).$$

Поскольку процесс происходит в промежутке  $\pi/2 \leq \tilde{\omega}t \leq \pi$ , необходимо внести поправку

$$\Theta = \frac{\pi}{2} + a \tan \left( \frac{L_0 I_0 \sqrt{\omega_0^2 - \delta_0^2}}{\Sigma U - L_0 I_0 \delta} \right).$$

$$B(t) \text{ можно записать также в виде } B(t) = |V_r| e^{-\delta t} (e^{j\tilde{\omega}t} e^{j\Theta} - e^{-j\tilde{\omega}t} e^{-j\Theta}) = |V_r| e^{-\delta t} 2j \sin(\tilde{\omega}t + \Theta).$$

Тогда выходной ток с учетом вышеуказанных преобразований и уравнения (19) можно представить так

$$i_{out}(t) = \frac{1}{L_0 \tilde{\omega}} |V_r| e^{-\delta t} \sin(\tilde{\omega}t + \Theta) = \tilde{I}_m e^{-\delta t} \sin(\tilde{\omega}t + \Theta), \quad (21)$$

а волновое сопротивление равно

$$\tilde{Z} = L_0 \tilde{\omega} = \sqrt{L_0 / C_{out} - R^2 / 4} = \sqrt{Z_0^2 - R^2 / 4}; \quad Z_0 = \sqrt{L_0 / C_{out}}.$$

Момент перехода тока через ноль или граница между двумя интервалами во временной области

$$\tilde{\omega}t_{off} + \Theta = \pi \rightarrow t_{off} = (\pi/2 + \Theta)\tilde{\omega}^{-1}. \quad (22)$$

Найдем потери на полупроводниках на втором интервале путем смещения момента начала интегрирования  $t_{on} = 0$  к фазе  $\Theta$ , воспользовавшись выражениями (21) и (22),

$$W_{\Delta U} = \int_0^{t_{off}} i_{out}(t) \Delta U dt = \frac{\tilde{I}_m \Delta U}{\delta^2 + \tilde{\omega}^2} \left[ \tilde{\omega} (\cos \Theta + e^{-\delta t_{off}}) + \delta \sin \Theta \right]. \quad (23)$$

Аналогично находятся и резистивные потери энергии  $W_R$

$$W_R = \int_0^{t_{off}} i_{out}^2(t) R dt = \int_0^{t_{off}} (\tilde{I}_m e^{-\delta t} \sin \tilde{\omega}t)^2 R dt =$$

$$= \tilde{I}_m^2 R \left[ \frac{1}{4(\delta^2 + \tilde{\omega}^2)} \left( \delta e^{-2\delta \frac{\pi - \Theta}{\tilde{\omega}}} - \delta \cos 2\Theta + \tilde{\omega} \sin 2\Theta \right) + \frac{1}{4\delta} \left( 1 - e^{-2\delta \frac{\pi - \Theta}{\tilde{\omega}}} \right) \right]. \quad (24)$$

Таким образом, уравнения (19), (20), (23), (24) представляют собой систему уравнений, позволяющую определить суммарные потери энергии как в первом, так и во втором контуре преобразователя за все интервалы цикла его работы. Эта система является достаточной для проектирования устройства с заданной величиной КПД. Поскольку значения КПД однозначно зависят от двух вели-

чин – резистивных потерь в дросселях и потерь в полупроводниковых элементах – нижний допустимый предел КПД предопределяет пару значений  $\Delta U$  и  $Q$  на 3D-графике этих зависимостей.

На рис. 6 и 7 показаны такие поверхности 1, построенные по уравнениям (16), (17), (23), (24), где плоскость 2 задает нижний предел допустимого значения КПД для преобразователя с параметрами: входное напряжение –  $U_m=515$  В; номинальная мощность нагрузки –  $P_n=10$  кВт; резонансная частота обоих контуров –  $f_r=50$  кГц; номинальное напряжение на нагрузке –  $U_{out}=100$  В (рис. 6) и  $U_{out}=200$  В (рис. 7); коэффициент трансформации трансформатора –  $n=w_2/w_1=1/3$ ; добротность дросселей –  $Q \geq 100$ ; диапазон падений напряжения на полупроводниках – 1...2 В. Рассчитанные по приведенным выше формулам необходимые параметры преобразователя

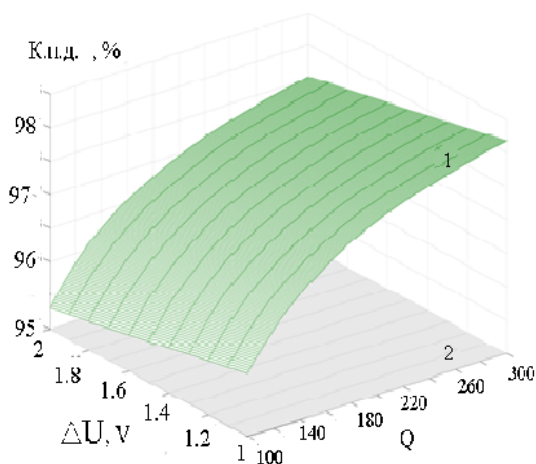


Рис. 6

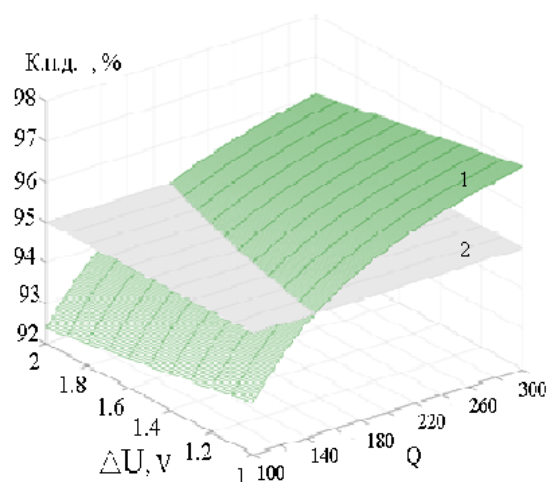


Рис. 7

таковы:  $L_0 = L_{21} = 2,95$  мкГ;  $C_0=3,4$  мкФ,  $C_{out}=8000$  мкФ.

Можно показать, что такого вида графики инвариантны к величине мощности нагрузки, но необходимые параметры дросселей, конденсаторов и сопротивления нагрузки, естественно, от них зависят и могут быть вычислены с использованием приведенных выше уравнений. Существенное влияние на КПД оказывает величина выходного стабилизированного напряжения. Например, при одном и том же  $\Delta U = 1,5$  В при  $Q = 100$  КПД = 92%, а при вдвое большем  $Q = 200$  КПД увеличивается до 96%, т.е. до уровня лучших современных образцов [4]. Имея набор таких графиков для разных номинальных значений выходного стабилизированного напряжения и задаваясь нижним допустимым пределом КПД, легко определить ту пару значений  $\Delta U$  и  $Q$ , которую необходимо обеспечить при выборе полупроводниковых и электромагнитных элементов проектируемого преобразователя.

#### Заклучение.

Полученное точное аналитическое описание электромагнитных процессов в преобразователе позволяет определить зависимости между параметрами, при которых осуществляется цикл работы транзисторных ключей, обеспечивающий дозированный отбор и передачу энергии при минимальных потерях в его силовых элементах.

Отличительной особенностью такого преобразователя является повышенная надежность за счет разделения во времени процессов накопления энергии в дозирующем конденсаторе и передачей ее в нагрузку: короткое замыкание в выходном контуре практически мгновенно блокируется прекращением поступления энергии из сети в дозирующий конденсатор.

КПД рассмотренного преобразователя достаточно высок (95–98%), чтобы конкурировать с преобразователями аналогичного функционального назначения [4].

Приведенные соотношения, связывающие токи, напряжения и параметры элементов преобразователя, достаточны для проектирования преобразователей как понижающего, так и повышающего типов с заданной величиной КПД.



*Изложенные в статье результаты получены при выполнении бюджетной НИР «Розроблення теорії та принципів побудови енергоефективних перетворювальних пристроїв стабілізації та регулювання параметрів електромагнітної енергії для систем живлення електротехнологічних комплексів (шифр СИГМА - Ш4)».*

1. Севернс Р, Блум Г. Импульсные преобразователи постоянного напряжения для систем вторичного электропитания. М.: Энергоатомиздат, 1988. 296 с.
2. Rashid M.H. Power Electronics. N.Y.: Academic Press, 2002. 895 p.
3. Asadi F., Eguichi K. Dynamics and Control of DC/DC Converters. N.Y.: M.C.Publishers, 2018. 230 p.
4. <https://vdmairs.ua/dc-dc-preobrazovatel-s-kpd-do-97/> (accessed 15.06.2019)
5. Volkov I.V., Podolny S.V. Controllable resonant type converter development for capacitor charging loads. *Технічна електродинаміка*. 2017. № 6. С. 11-18. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2017.06.011>
6. Демирчян К., Нейман Л. Теоретические основы электротехники. Т.2. СПб.: Питер, 2006. 576 с.

УДК 621.314

### **ІМПУЛЬСНИЙ ПЕРЕТВОРЮВАЧ ПОСТІЙНОЇ НАПРУГИ З ДОЗОВАНИМ ВІДБИРАННЯМ ТА ПЕРЕДАВАННЯ ЕНЕРГІЇ**

**I.V. Volkov<sup>1</sup>**, чл.-кор. НАН України, **С.В. Подольний<sup>2</sup>**, канд.техн.наук

<sup>1</sup>Інститут електродинаміки НАН України,

пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна,

e-mail: [ig.volkov@ukr.net](mailto:ig.volkov@ukr.net)

<sup>2</sup>Sentinel Power Quality FZE, UAE.

*Описано новий резонансний перетворювач напруги понижувального/підвищувального типу з дозованим відбиранням енергії з мережі постійного (випрямленого) струму і дозованим її передаванням у навантаження. Досліджено електромагнітні процеси у вхідному і вихідному контурах перетворювача з урахуванням втрат енергії в його транзисторах, діодах і електромагнітних елементах. Знайдено залежності між його параметрами, за яких забезпечується його працеспроможність із мінімальними статичними і динамічними втратами. Запропоновано методику його розрахунку, орієнтовану на досягнення максимального ККД. Бібл. 5, рис. 7.*

**Ключові слова:** резонансний перетворювач, конвертор, вторинне електроживлення.

### **DC/DC CONVERTER WITH METERED ENERGY EXTRACTION AND TRANSMISSION**

**I.V. Volkov<sup>1</sup>**, **S.V. Podolny<sup>2</sup>**

<sup>1</sup>Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine,

e-mail: [ig.volkov@ukr.net](mailto:ig.volkov@ukr.net)

<sup>2</sup>Sentinel Power Quality FZE, UAE.

*Described is a new resonant voltage converter of buck/boost type with metered extraction of energy from the direct (rectified) current network and its metered transfer to the load. Electromagnetic processes in the input and output circuits of the converter are investigated taking into account the energy losses in its transistors, diodes and electromagnetic elements. Dependences between its parameters are found, at which its working capacity is ensured with minimal static and dynamic losses. The method of its calculation, aimed at achieving the maximum efficiency, is proposed. References 5, figures 7.*

**Key words:** resonant converter, power transmitter, secondary power supply.

1. Severns R.S., Blum G. Pulse DC voltage converters for secondary power supply. Moskva: Energoatomizdat, 1988. 296 p. (Rus)
2. Rashid M.H. Power Electronics. N.Y.: Academic Press, 2002. 895 p.
3. Asadi F., Eguichi K. Dynamics and Control of DC/DC Converters. N.Y.: M.C.Publishers, 2018. 230 p.
4. <https://vdmairs.ua/dc-dc-preobrazovatel-s-kpd-do-97/> (accessed 15.06.2019)
5. Volkov I.V., Podolny S.V. Controllable resonant type converter development for capacitor charging loads. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2017. No 6. Pp. 11-18. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2017.06.011>
6. Demircian K., Neiman L. Theoretical basis of electrotechnic. Vol. 2. Sankt-Peterburg: Piter, 2006. 576 p. (Rus)

Надійшла 18.07.2019

Остаточний варіант 19.11.2019

## ІМІТАЦІЙНА МОДЕЛЬ ТА АЛГОРИТМ КЕРУВАННЯ АВТОНОМНОЮ ГІДРО-ВІТРОВОЮ СИСТЕМОЮ ЕЛЕКТРОЖИВЛЕННЯ

Л.І. Мазуренко<sup>1\*</sup>, докт.техн.наук, К.М. Василів<sup>2</sup>, докт.техн.наук,

О.В. Джура<sup>1\*\*</sup>, канд.техн.наук, А.В. Коцюруба<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Інститут електродинаміки НАН України,  
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна.

E-mail: [mlins@ied.org.ua](mailto:mlins@ied.org.ua)

<sup>2</sup>Національний університет "Львівська політехніка",  
вул. С. Бандери, 12, Львів, 79013, Україна.

<sup>3</sup>Національний університет оборони імені Івана Черняхівського,  
пр. Повітрофлотський, 28, Київ, 03049, Україна.

*Запропоновано нову конфігурацію трифазної автономної гідровітрової системи (АГВС), яка містить синхронний генератор з електромагнітним збудженням, що обертається регульованою гідротурбіною, асинхронний генератор з короткозамкненим ротором з приводом від нерегульованої вітротурбіни, компенсуючу батарею конденсаторів і регульоване баластне навантаження, яке живиться через активний випрямляч. Розроблено алгоритм дворівневої стабілізації частоти струму в системі. З використанням розробленої імітаційної моделі АГВС проведено математичне моделювання електромеханічних процесів у разі зміни потужності споживачів та постійної швидкості вітру. Результати досліджень засвідчили стійку роботу системи у сталих режимах і відпрацювання заданих рівнів частоти струму. Бібл. 17, рис. 5, табл. 1.*

**Ключові слова:** автономна гідровітрова система, синхронний генератор, асинхронний генератор, активний випрямляч, баластне навантаження, регулятор частоти.

Автономні системи електроживлення (АСЕ) віддалених від централізованих енергосистем об'єктів тривалий час виконувались, як правило, з застосуванням дизель-генераторних установок (ДГУ), що обумовило велику питому вартість виробленої енергії та незручності для споживачів через збільшений рівень шуму і забрудненості повітря. Тому більш перспективними є АСЕ, що використовують поновлювані первинні енергетичні ресурси [1]. Ці ресурси, переважно, є мінливими за своєю природою, що на додаток до суттєвих коливань потужності споживачів впродовж доби ускладнює проектування АСЕ на основі відновлюваних джерел енергії (ВДЕ) та примушує інтегрувати в них ДГУ на випадок недостатньої кількості відновлюваної енергії. Тоді такі системи набувають властивостей мікромереж [2] і можуть працювати автономно або на централізовану мережу.

Об'єднання електрогенеруючих потужностей, що використовують різного виду первинну енергію і накопичувачі енергії, дає змогу створити системи, які здатні працювати безперервно без додаткових резервних дизель-генераторів. Серед різних конфігурацій таких систем авторами виділяється система, що виконується на основі включених паралельно гідрогенератора і вітрогенератора та акумулятора у колі перетворювача частоти [3]. Її перевагою є те, що гідротурбіна у складі такої системи може бути нерегульованою.

Автономні гідровітрові системи (АГВС) розробляють на основі різного типу генераторів. Так у [3] вітрогенератор – синхронний генератор (СГ) із постійними магнітами і перетворювачем частоти в колі статора, а гідрогенератор – асинхронний генератор (АГ) з конденсаторним збудженням. У [2, 4] вітрогенератор – АГ з короткозамкненим ротором, а гідрогенератор – СГ із електромагнітним збудженням. У [5] вітрогідрова енергосистема містить ряд асинхронних вітрогенераторів з фазним ротором і синхронний гідрогенератор з електромагнітним збудженням. За змінної частоти вітроустановок можуть бути застосовані також і безконтактні АГ подвійного живлення [6]. Якщо система призначається для живлення виключно споживачів однофазного струму, то економічно обґрунтованим рішенням є використання АГ з конденсаторним збудженням і однофазним виходом [7].

Одним із обов'язкових елементів гідрових і гідровітрових АСЕ є баластне навантаження (БН) [2] або акумуляторна батарея [3]. БН використовують для контрольованого тимчасового чи постійного споживання активної потужності з метою стабілізації параметрів напруги в системі.

Активна потужність баластних резисторів може регулюватися дискретно ключами змінного або постійного струму, якщо баластне навантаження живиться через випрямляч. У першому випадку БН формують із певної кількості комутованих резисторів різної потужності [8]. В другому випадку достатньо одного комутованого баластного резистора. Надалі буде розглянута АГВС із БН у колі активного випрямляча (АВ) (рис. 1). Така система досліджувалася за відсутності АВ [2]. Серед найпроблемніших питань у процесі створення таких АСЕ є розробка їхніх алгоритмів керування, що забезпечують необхідні параметри генерованої електроенергії.

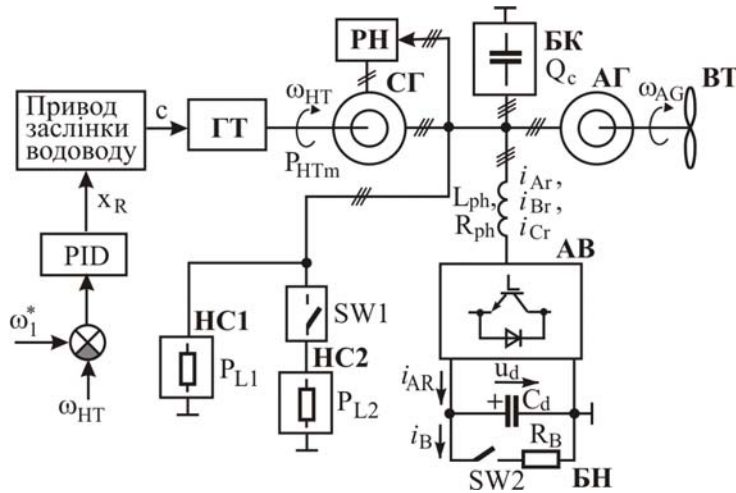


Рис. 1

Короткозамкнений ротор трифазного АГ обертає нерегульована вітротурбіна (ВТ). Статорні обмотки АГ і СГ включено паралельно. Від АГВС живиться навантаження споживачів НС1 потужністю  $P_{L1}$  і комутоване навантаження споживачів НС2 потужністю  $P_{L2}$ . Крім того, до трипровідної шини змінного струму системи підключено батарею компенсуючих конденсаторів (БК) потужністю  $Q_C$  і активний випрямляч, виконаний за схемою трифазного мостового інвертора. По колу постійного струму АВ шунтовано конденсатором  $C_d$  і резистивно-ключовою ланкою  $SW2$  – БН. АВ виконаний на повністю керованих ключах (транзистор зі зворотнім діодом), що дає змогу споживати від системи синусоїдальні струми і не вносити в мережу низькочастотні гармоніки (5-а, 7-а та інші).

Метою статті є розробка імітаційної моделі та алгоритму керування автономною гідровітровою системою електроживлення з активним випрямлячем і баластним навантаженням для забезпечення необхідної частоти струму.

**Імітаційна модель АГВС.** Імітаційну модель системи (рис. 1) було створено в програмному середовищі MATLAB/SIMULINK. Вона складається зі з'єднаних між собою моделей генераторів (СГ і АГ), їхніх приводів (ГТ і ВТ), привода заслінки (ПЗ) ГТ, PID-регулятора положення заслінки ГТ, регулятора напруги СГ, навантаження споживачів, батареї конденсаторів, АВ з БН, системи керування АВ та системи керування ключем у колі БН. Розглянемо основні особливості цих моделей.

**Синхронний генератор.** Модель СГ є динамічною моделлю синхронної машини з трьома обмотками (статорною, збудження і заспокійливою) та містить шість диференціальних рівнянь для розрахунку напруг на цих обмотках у системі координат  $dq$  [9]. Вхідними змінними для моделі СГ є механічна потужність на валу і напруга РН, що подається на обмотку збудження, а вихідними – напруги і струми статора, кутова частота обертання ротора.

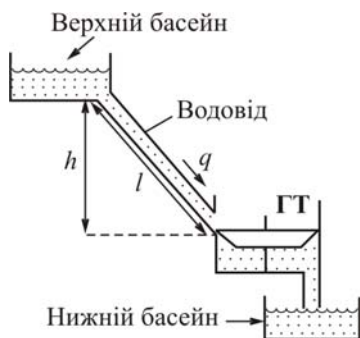


Рис. 2

**Асинхронний генератор.** Модель АГ є динамічною моделлю асинхронної машини без врахування втрат в сталі в системі координат  $dq$ , що містить 4 диференціальних рівняння для розрахунку потокозчеплень статора і ротора [9]. Вхідними величинами для моделі АГ є момент на валу і статорні напруги, а вихідними – кутова частота обертання ротора і струми статора.

**Гідротурбіна.** ГТ моделюється за відсутності розширювального бака (рис. 2) у відносних одиницях наступною системою рівнянь [10]



$$P_{HTm} = A_t h(q - q_{nl}) - Dc \Delta \omega_{HT}, \quad \frac{dq}{dt} = \frac{1}{T_w} (1 - h_l - h), \quad q = c\sqrt{h},$$

де  $P_{HTm}$  – механічна потужність ГТ;  $A_t$  – так званий коефіцієнт підсилення турбіни, що враховує різницю в номінальних потужностях ГТ і СГ;  $h$  – відносний напір;  $q$ ,  $q_{nl}$  – витрати води поточна та в режимі ХХ;  $h_l$  – відносна втрата напору внаслідок тертя в водоводі, якою часто можна знехтувати;  $D$  – коефіцієнт затухання;  $\Delta \omega_{HT} = \omega_{HT} - 1$  – відхилення частоти обертання ГТ відносно базового (номінального) значення;  $T_w$  – постійна часу напірного водоводу;  $c$  – коефіцієнт відкриття заслінки. Для малоінерційних систем  $T_w < 1,5$  с [11]. Величина  $T_w$  дорівнює проміжку часу, за який приріст витрат води досягає номінального значення після приросту напору  $h$  на величину номінального напору.

**Привод заслінки водоводу.** Модель ПЗ водоводу має вхідною змінною сигнал  $X_R$  на виході PID-регулятора, а вихідною – коефіцієнт відкриття заслінки  $c$  і описується рівнянням  $K_g (X_R - c) / (s(T_g s + 1)) = c$ , де  $K_g$ ,  $T_g$  – коефіцієнт підсилення та постійна часу приводу відповідно;  $s = d/dt$ ; величина  $c$  обмежується значеннями  $c_{nl}$  (відповідає мінімально завантаженій ГТ) і  $c_{max}$  (відповідає номінальному навантаженню ГТ на валу).

**Активний випрямляч.** АВ моделювався як трифазний інвертор з ідеальними ключами, які комутуються миттєво, мають малий активний опір у провідному стані та великий опір – у непровідному.

**Вітрогенератор.** Нерегульована ВТ із фіксованим кутом повороту лопатей моделюється сімейством залежностей приведенного до АГ моменту на валу  $T_{WT}$  від приведеної до АГ частоти обертання  $\omega_{WT}$  для різних швидкостей вітру  $V_V$  [12].

**Алгоритм керування.** Система містить 4 регульованих елемента: привод запірної заслінки, синхронний генератор, активний випрямляч і баластне навантаження. Розглянемо коротко алгоритми їхнього регулювання.

**Привод запірної заслінки.** Положення заслінки регулюється електронним PID-регулятором, керуючою змінною (впливом) якого є відхилення частоти обертання СГ від заданого значення  $\omega_1^*$  (рис. 1). Коефіцієнти підсилення пропорційної  $K_P$ , інтегральної  $K_I$  та диференційної  $K_D$  ланок рекомендується визначати з виразів [2]:  $K_P = 1,6 H / T_w$ ,  $K_I = 0,48 K_P / (3,33 T_w)$ ,  $K_D = 0,54 H$ , де  $H$  – стала інерції ГТ.

**Регулятор напруги.** РН реалізовано за так званою “IEEE type 1 synchronous machine voltage regulator” схемою регулятора напруги СГ [13]. Вхідними величинами для системи керування РН є перетворені до системи координат  $dq$  статорні напруги СГ та задана амплітуда статорної напруги, а вихідною – напруга обмотки збудження. Власне сам РН (збуджувач) прийнято безінерційним.

**Активний випрямляч.** Покладемо на систему керування АВ єдину задачу – стабілізацію напруги на виході випрямляча. Отримаємо рівняння регулятора за викладеною у [14] методикою. Зміну в часі вихідної напруги АВ описує наступне диференціальне рівняння:

$$\dot{u}_d = (i_{AR} - i_B) / C_d. \quad (1)$$

Вихідна потужність АВ розраховується через вихідний струм і напругу

$$P_{AB} = i_{AR} u_d \quad (2)$$

та через перетворені до системи координат  $dq$  його вхідні струми і напруги (напруги виміряні відносно нульового проводу системи)

$$P_{AB} = -1,5 \cdot (v_{dr} i_{dr} + v_{qr} i_{qr}). \quad (3)$$

З (2) і (3) маємо

$$i_{AR} = -1,5 \cdot (v_{dr} i_{dr} + v_{qr} i_{qr}) / u_d. \quad (4)$$

Підставляючи (4) в (1), отримуємо наступне рівняння:

$$\dot{u}_d = (-1,5 \cdot (v_{dr} i_{dr} + v_{qr} i_{qr}) / u_d - i_B) / C_d. \quad (5)$$

Ввівши помилку відпрацювання  $\tilde{u}_d = u_d - u_d^*$  у (5), отримуємо

$$\dot{\tilde{u}}_d = -\dot{u}_d^* - 1,5 \cdot (v_{dr} i_{dr} + v_{qr} i_{qr}) / (C_d u_d) - i_B / C_d. \quad (6)$$

У (6) змінною стану є  $\tilde{u}_d$ . Керуючим впливом є  $i_{qr}$ , оскільки необхідно регулювати активну складову вхідних струмів АВ. Дотримуючися позначень згідно з [14], прийемо за невимірюване збурення  $f_H = -1,5v_{dr}i_{dr}/(C_d u_d)$ , а керуючий вплив подамо у вигляді  $i_q^* = (-f_1 + u_1)/b$ , де  $u_1 = -K_{1u}\tilde{u}_d + \xi_y$ ,  $\xi_y = -K_{2u}\tilde{u}_d$ ,  $b = -1,5v_{qr}/(C_d u_d)$ . Тоді рівняння регулятора вихідної напруги буде наступним:

$$i_{qr}^* = -\left(\dot{u}_d^* + i_B/C_d - K_{1u}\tilde{u}_d - \int K_{2u}\tilde{u}_d dt\right)C_d u_d / (1,5v_{qr}). \quad (7)$$

Якщо за невимірюване збурення прийняти  $f_H = -1,5v_{dr}i_{dr}/(C_d u_d) - i_B/C_d$ , то рівняння регулятора дещо спрощується

$$i_{qr}^* = -\left(\dot{u}_d^* - K_{1u}\tilde{u}_d - \int K_{2u}\tilde{u}_d dt\right)C_d u_d / (1,5v_{qr}). \quad (8)$$

Враховуючи дискретний характер напруг на вході АВ, для спрощення системи керування напруга  $v_{qr}$  може бути замінена на  $v_q$  – складову мережевої напруги по осі  $q$ . Проте, слід зазначити, що така заміна збільшує взаємний вплив по каналах регулювання струмів  $i_{qr}$ ,  $i_{dr}$ . Величина  $i_{dr}^*$  задається нульовою, оскільки в системі (рис. 1) АВ не повинен здійснювати регулювання реактивної потужності. Структурну схему алгоритму керування АВ на основі (8) показано на рис. 3. Величини  $v_q$  та  $\Theta$  (кут повороту результуючого вектора напруги) визначаються PLL-регулятором [15] через фазні напруги  $v_{gA}$ ,  $v_{gB}$ ,  $v_{gC}$  АГВС. Комутаційні функції ключів АВ К1÷К6 визначаються гістерезисними елементами, на входи яких подається різниця між розрахунковими і фактичними струмами АВ.

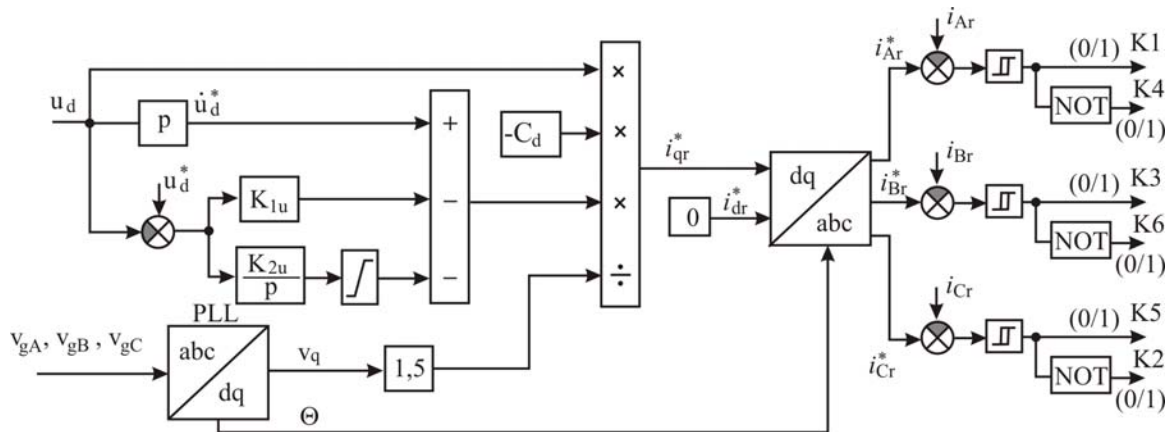


Рис. 3

**Баластне навантаження.** Задачею системи керування БН є стабілізація частоти напруги системи, коли потужність ГТ і ВТ більша за потреби споживачів і не може бути зменшена без їхньої зупинки. Зокрема, це стосується випадку, коли потужність споживачів є меншою від вихідної потужності АГ.

Існує декілька підходів до керування БН. Перший з них полягає у тому, що завантаженість ГТ утримується на номінальному рівні. Його перевагою є висока стабільність частоти в системі, недоліком – нераціональне використання води з верхнього басейну. Суть другого підходу в тому, щоб встановити мінімально дозволений плаваючий рівень активної потужності споживачів  $P_{S\min}$ , який встановлюється відносно вихідної активної потужності вітрогенератора (наприклад, 110% від генерованої АГ потужності). Якщо потужність споживачів стає нижчою за  $P_{S\min}$ , система керування (СК) БН має забезпечити споживання баластом такої потужності, щоб сумарна потужність споживачів і БН була на рівні  $P_{S\min}$ . Третій підхід, що був реалізований і випробуваний у рамках роботи над статтею, не потребує вимірювань активної потужності. Натомість БН стабілізує не активну потужність, а частоту в системі за надлишку потужності приводів генераторів.

Головна особливість і складність зазначеного підходу в тому, що частоту в мережі стабілізує також і PID-регулятор приводу заслінки водоводу. Одночасна стабілізація частоти в системі з засто-

суванням приводу ГТ і БН може призвести до її нестабільної роботи, що характеризується довготривалими перехідними процесами. Тому було запропоновано здійснювати дворівневу стабілізацію частоти: для регулятора ГТ задану частоту обертання було встановлено на рівні  $\omega_1^*$ , а для регулятора БН –  $\omega_2^* = \omega_1^* + \Delta h_\omega$ , де  $\Delta h_\omega \ll \omega_1^*$ . Оскільки БН повинне також обмежувати і закиди частоти в системі, викликані раптовими скидами навантаження споживачів, процес регулювання потужності БН має бути менш інерційним ніж регулювання потужності ГТ, що і було враховано. Структурну схему алгоритму керування БН показано на рис. 4.

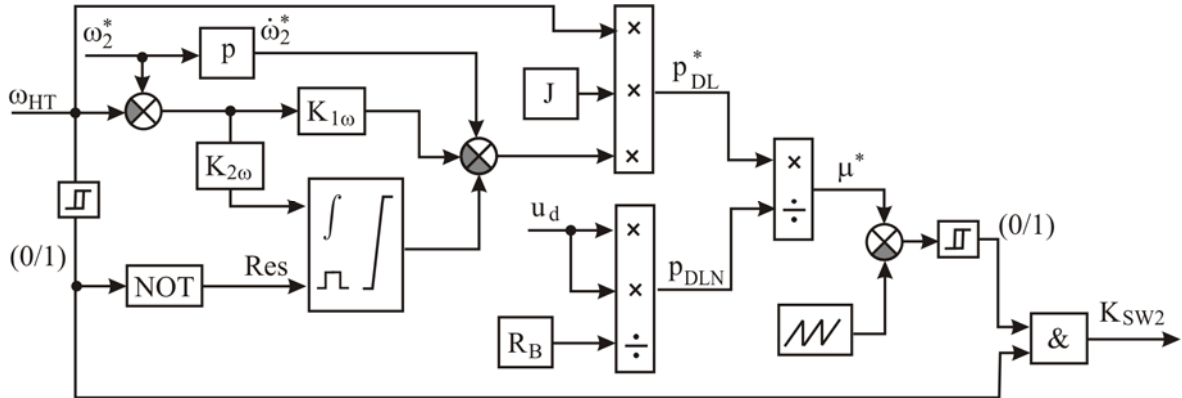


Рис. 4

Рівняння регулятора частоти обертання автономного генератора має вигляд [16]

$$M_G^* = -(\dot{\omega}_M^* - K_{1\omega}\tilde{\omega}_M - \int K_{2\omega}\tilde{\omega}_M dt)J, \quad (8)$$

де  $M_G^*$  – розрахунковий електромагнітний момент.

Оскільки АВ також стабілізує частоту обертання СГ, впливаючи на електромагнітний момент СГ, то рівняння регулятора частоти для системи керування БН задамо в аналогічному вигляді

$$M_{DL}^* = -(\dot{\omega}_2^* - K_{1\omega}\tilde{\omega}_{HT} - \int K_{2\omega}\tilde{\omega}_{HT} dt)J, \quad (9)$$

де  $J$  – орієнтовний момент інерції обертальних мас АГВС;  $\omega_{HT}$  – кутова частота обертання ГТ і СГ.

Для переходу від заданого моменту до заданої шпаруватості імпульсів керування ключа  $SW2$  використовується рівняння

$$\mu^* = P_{DL}^*/P_{DLN}, \quad (10)$$

де  $P_{DL}^* = \omega_{HT}M_{DL}^*$  – задана потужність БН;  $M_{DL}^*$  – відповідний  $P_{DL}^*$  і  $\omega_{HT}$  момент;  $P_{DLN} = u_d^2/R_B$  – потужність БН за постійно замкненого ключа  $SW2$  (рис. 1).

Суть принципу дворівневої стабілізації частоти в АГВС ілюструє рис. 5. ГТ функціонує в діапазоні частот системи  $h_{\omega_{HT}}$ , а БН і АВ – у діапазоні  $h_{\omega_{AB}}$ . Коли частота в системі менша за  $(\omega_2^* - \Delta h_\omega)$ , функціонує лише ГТ, а БН не задіяне. А отже, в усталеному режимі за  $\omega_{HT} = \omega_1^*$  АВ не впливає на роботу PID-регулятора запірної заслінки. Якщо частота в системі зростає вище за

$(\omega_2^* - \Delta h_\omega)$ , то працюють одночасно регулятор частоти ГТ і регулятор частоти у складі системи керування БН. Якщо частота в системі перевищує деяке значення  $\omega_{HTmax}$ , турбіна повинна зупинитись, а АВ і БН можуть продовжити роботу або теж вимкнутися у разі повної зупинки АГВС. Що ж до чи-

сельних значень  $\omega_1^*$  і  $\omega_2^*$ , то тут слід зауважити, що будь-яких специфічних стандартів щодо меж зміни частоти автономних систем змінного струму не існує, а приблизним орієнтиром тут є стандарт ISO 2528-5 для автономних генераторів [17]. Цим стандартом встановлюється:

- відхилення частоти в усталеному режимі у разі зміни навантаження від 0 до 100% –  $\pm 2,5\%$ ;
- критичний діапазон частот у перехідних режимах –  $\pm 15\%$ ;
- критичний час відновлення – 10 с.

#### **Основні параметри та вхідні дані імітаційної моделі.**

Дослідження електромеханічних процесів в АГВС (рис. 1) із запропонованими алгоритмами роботи АВ і БН проведено в програмному пакеті MATLAB/SIMULINK. Були задані наступні дані.

**Синхронний генератор.** Число пар полюсів – 2. Постійна інерції, с – 1. Номінальна потужність/частота/лінійна напруга – 300 кВА 60 Гц/480 В. Реактивні опори обмоток по вісях  $d, q$ , в.о.: синхронний – 3,23, 2,79; перехідний по вісі  $d$  – 0,21; субперехідний – 0,15, 0,37; розсіювання – 0,09. Постійний опір обмотки статора – 0,017. Постійна часу, с: перехідна по вісі  $d$  – 1,7; субперехідні по вісях  $d, q$  – 0,008, 0,004.

**Асинхронний генератор.** Число пар полюсів – 2. Постійна інерції, с – 2. Номінальна потужність/частота/лінійна напруга – 275 кВА/60 Гц/480 В. Індуктивність взаємоіндукції, в.о. – 3,5. Активні опори статорної і роторної обмоток, в.о. – 0,016, 0,015. Індуктивності розсіювання обмоток статора і ротора, в.о. – 0,06, 0,06.

**Гідротурбіна.** Коефіцієнт затухання – 0. Постійна часу водоводу, с – 1. Коефіцієнти підсилення PID-регулятора заслінки

$$K_P = 3,2, \quad K_D = 1,08, \quad K_I = \begin{cases} 0,461, & |\omega_1^* - \omega_{HT}| < 0,005 \\ 0,461 \cdot \left(1 + 5 \cdot 10^4 \cdot (\omega_1^* - \omega_{HT})^2\right), & |\omega_1^* - \omega_{HT}| \geq 0,005 \end{cases}$$

Межі відкриття заслінки  $c_{\max} \dots c_{nl} = 0,9752 \dots 0,01$  в.о. Максимальна швидкість відкриття/закриття заслінки – 0,1 / -0,1 в.о./с. Задана частота обертання ГТ – 1 в.о.; 1 в.о. частоти ГТ відповідає частота 60 Гц. Коефіцієнт підсилення привода заслінки – 3,33. Постійна часу привода заслінки, с – 0,07.

**Вітротурбіна.** Номінальна частота обертання зведена до АГ, об/хв – 1800. Номінальна потужність, кВт/ номінальна швидкість вітру, м/с – 275/11. ВТ – нерегульована.

**Блок конденсаторів.** Реактивна потужність конденсаторів у номінальному режимі, кВА – 25.

**Активний випрямляч.** Активний опір  $R_{ph}$  /індуктивність  $L_{ph}$  вхідних дроселів – 0,025 Ом/0,0015 Гн. Опір ключів у відкритому–закритому станах – 0,001 Ом/2 кОм. Ємність конденсатора на виході АВ, мкФ – 155000. Задана напруга на виході АВ, В – 770. Коефіцієнти підсилення пропорційної/інтегральної ланок регулятора напруги – 40/400.

**Баластне навантаження і навантаження споживачів.** Опір резистивного елемента, Ом – 1,47. Опір ключа в колі БН у відкритому/закритому станах – 0,001 Ом/10 кОм. Задана частота регулятора частоти, Гц – 61. Коефіцієнти підсилення пропорційної/інтегральної ланок регулятора частоти – 80/1600. Величину  $J$  для попереднього тестування моделі було задано на рівні 1 кг·м<sup>2</sup>. Навантаження споживачів прийнято активним і симетричним. Потужність постійного/комутованого навантаження споживачів, кВт – 25/175.

Вибір електричних машин з номінальною частотою 60 Гц пов'язано з доступністю необхідних параметрів їхніх математичних моделей.

**Результати моделювання.** Швидкість вітру під час чисельних експериментів була прийнята на рівні 7 м/с. Проводилося два чисельних експерименти: за наявності АВ і БН, та за їхньої відсутності. Потужність споживачів під час обох експериментів зменшувалася ступінчасто з 200 до 25 кВт в обох випадках. Результати розрахунку усталених процесів на моменти часу безпосередньо перед комутацією навантаження і після завершення перехідних процесів, викликаних зміною навантаження як за наявності АВ і БН (стовбці “з АВ і БН”) так і за їхньої відсутності (стовбці “без АВ і БН”), наведено в таблиці. Як видно з наведених результатів, до комутації навантаження НС2 частота струму складала 60 Гц, а решта величин у системі з АВ і БН несуттєво відрізнялася від аналогічних величин системи без АВ і БН.



	Розрахункові значення на момент комутації		Розрахункові значення на момент завершення перехідних процесів	
	з АВ і БН	без АВ і БН	з АВ і БН	без АВ і БН
Потужність споживачів, кВт	200	200	25	25
Частота струму, Гц	60	60	61	72,9
Механічна потужність СГ, кВт	153	151,9	3,1	3,1
Коефіцієнт відкриття заслінки	0,4928	0,4895	0,01	0,01
Активна потужність АВ, кВт	1,1	–	26,4	–
Активна потужність СГ, кВт	150,6	149,5	2,9	4,0
Реактивна потужність СГ, кВА	54,6	54,5	53,9	34,0
Активна потужність АГ, кВт	50,5	50,5	48,5	21,0
Реактивна потужність АГ, кВА	-79,6	-79,5	-77,6	-64,4
Напруга на виході АВ, В	770,0	–	770,1	–
Діюча фазна напруга в системі, В	278,2	278,1	278,2	278,5
Момент ВТ зведений до АГ, Н·м	268,4	268,4	253,6	85,2
Частота обертання АГ, об/хв	1804	1804	1835	2189
Реактивна потужність АВ, кВА	0,0	–	1,7	–
Реактивна потужність БК, кВА	25,0	25,0	25,4	30,4

Скидання навантаження з 200 до 25 кВт спричинив перехідні процеси в системі, час затухання яких становив 8 – 9 с за наявності АВ і БН. У системі з АВ і БН частота струму по закінченні перехідного процесу встановилася на рівні 61 Гц, а у системі без АВ і БН на момент завершення розрахунку – близько 72,9 Гц. Отже, перевищення відносно номіналу склало 1,7 та 21,5% відповідно. Коефіцієнт відкриття заслінки ГТ в обох випадках зменшився до мінімуму (0,01). Збільшення частоти в системі без АВ пояснюється тим, що на момент зменшення потужності НС механічна потужність ВТ суттєво (майже вдвічі) перевищувала післякомутаційну потужність НС (25 кВт). Різниця цих потужностей спричинила прискорення оберткових мас. Надалі в результаті збільшення частоти обертання потужність ВТ зменшилась, оскільки відбулося зменшення її аеродинамічного ККД. Таким чином, система без АВ наблизилася до усталеного режиму через відхилення частоти ВТ від оптимальної частоти обертання і відповідного зменшення її потужності. По закінченні перехідних процесів у системі з АВ і БН споживана АВ активна потужність збільшилася до 26,4 кВт, активна потужність СГ зменшилась до рівня 2,9 кВт, а величини активної потужності АГ та реактивної потужності АГ і СГ не зазнали значних змін. Величини напруги на виході АВ і фазної напруги системи стабілізувалися на докомутаційних рівнях. Таким чином, видно, що стабілізація частоти струму була досягнута завдяки збільшенню активної потужності АВ.

У системі без АВ і БН у крайній точці розрахункового інтервалу частота обертання АГ досягла 2189 об/хв. Зменшення активної потужності АГ до 21 кВт свідчить про зменшення аеродинамічного ККД вітротурбіни. Також слід зазначити, що на момент часу завершення розрахунку електромеханічні процеси в ВТ і АГ ще дещо не досягли усталених показників, про що свідчить незначне перевищення величин активних потужностей СГ і АГ над їхніми механічними потужностями (на 0,9 кВт і 0,5 кВт відповідно). Отриманий після зменшення потужності споживачів рівень частоти струму в системі без АВ і БН для більшості споживачів є неприйнятним, що свідчить про необхідність БН у розглянутій АГВС.

**Висновки.** Розроблено імітаційну модель АГВС, адекватність якої підтверджується дотриманням балансу активної і реактивної потужностей між джерелами і споживачами в системі та відповідністю отриманих результатів теорії електричних машин, машино-вентильних комплексів і електроприводу. Отримані в роботі результати досліджень запропонованої конфігурації АГВС дають змогу дійти наступних висновків.

1. Стабілізація частоти струму в розглянутій системі без БН можлива лише за умови, що потужність споживачів більша від механічної потужності нерегульованої ВТ.

2. Запропонована конфігурація системи “СГ із приводом від ГТ – АГ з приводом від нерегульованої ВТ – БК – АВ з БН”, на відміну від системи без БН, дає змогу здійснювати в ній стабілізацію частоти струму в разі, якщо механічна потужність ВТ перевищує потужність споживачів, що імовірно в нічні години. Номінальна потужність гідрогенератора такої системи, вважаючи на непередбачу-

ваність вітрового потоку, повинна бути не меншою від потужності споживачів. Баластне навантаження повинне вибиратися на номінальну потужність вітрогенератора.

3. Запропонований алгоритм дворівневої стабілізації частоти дав змогу уникнути в усталених режимах взаємного впливу електронних регуляторів частоти в складі ГТ і БН. Для стабільної роботи системи за навантажень споживачів, що менші поточної потужності ВТ, сигнал завдання частоти регулятора БН повинен бути більшим від сигналу завдання частоти регулятора частоти обертання СГ.

4. Специфічних стандартів щодо меж зміни частоти автономних систем змінного струму не існує, а приблизним орієнтиром тут є стандарт ISO 2528-5 для автономних генераторів. Більш детальні дослідження перехідних процесів у розглянутій системі на відповідність зазначеному стандарту та вироблення рекомендацій щодо їхньої оптимізації буде проведено в наступних роботах.

*Статтю написано в процесі виконання НДР «ЕНЕРГОСИСТ-2» («Розвинути теорію, дослідити електромеханічні процеси, створити алгоритми керування та визначити умови енергоефективного функціонування асинхронних генераторів із вентильним і конденсаторним збудженням при роботі в автономних системах»), державний реєстраційний номер 0115U005400. (01.01.2016-31.12.2029).*

1. Васько П.Ф., Вербовий А.П., Ібрагімова М.Р., Пазич С.Т. Гідроакумулювальні електростанції – технологічна основа інтеграції потужних вітро- та фотоелектричних станцій до складу електроенергетичної системи України. *Гідроенергетика України*. 2017. № 1-2. С. 20-25.

2. Sebastian R., Quesada J.. Simulation of an isolated Wind Hydro system. *2nd International Workshop on Simulation for Energy, Sustainable Development and Environment (SESDE 2014)*, Burdeaus, France, 2014. Pp. 14-19.

3. Goel P. K., Singh B., Murthy S.S. and Kishore N.. Autonomous hybrid system using SCIG for hydro power generation and variable speed PMSG for wind power generation. *2009 International Conference on Power Electronics and Drive Systems (PEDS)*, Taipei. 2009. Pp. 55-60. DOI: <https://doi.org/10.1109/PEDS.2009.5385678>

4. Aktarujjaman M., Kashem K.A., Negnevitsky M. & Ledwich G. Dynamics of a hydro-wind hybrid isolated power system. *In Australasian Universities Power Engineering Conference (AUPEC 2005)*. Australia, Tasmania, Hobart, 25–28 September 2005. URL: <http://ro.uow.edu.au/cgi/viewcontent.cgi?article=5437&context=eispapers> (accessed 20.12.19)

5. Xue-Jia Huang, Neng-Sheng Bao. Modeling and simulation analysis of wind-hydro hybrid power plant. *2nd Annual International Conference on Energy, Environmental & Sustainable Ecosystem Development (EESSED 2016)*, Huang, 2016/08. Pp. 169-179. DOI: <https://doi.org/10.2991/eessed-16.2017.22>

6. Мазуренко Л.І., Василів К.М. Закономірності електромагнітних процесів безконтактної системи збудження автономного асинхронного генератора на базі каскадного трифазно-трифазного модулятора напруги. *Технічна електродинаміка*. 2018. № 6. С. 46-49. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2018.06.046>

7. Mazurenko L.I., Dzhura O.V. and Shevchuk S.P. Transients in a transistor-switched capacitor regulator of a stand-alone induction generator supplying a single-phase load. *2017 International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES)*. Kremenchuk, November 2017. Pp. 244-247. DOI: <https://doi.org/10.1109/MEES.2017.8248901>

8. Sebastián R., Peña-Alzola R. Effective active power control of a high penetration wind diesel system with a Ni–Cd battery energy storage. *Renewable Energy*. 2010. Vol. 35(5). Pp. 952-965. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.renene.2009.11.029>

9. Krause P.C., Wasynczuk O. and Sudhoff S.D. Analysis of Electric Machinery and Drive Systems. *Piscataway*. NJ: Wiley IEEE Press, 2002. 632 p. DOI: <https://doi.org/10.1109/9780470544167>

10. Babunski D., Tuneski A. Modelling and design of hydraulic turbine-governor system. *3rd IFAC Workshop on Automatic Systems for Building the Infrastructure in Developing Countries*. 2003. Vol. 36. No 7. Pp. 263-267. DOI: [https://doi.org/10.1016/S1474-6670\(17\)35842-1](https://doi.org/10.1016/S1474-6670(17)35842-1)

11. Днеров Р.Х., Глазырин М.В., Султонов Ш.М. Математическая модель гидротурбины Френсиса для гидроагрегата МГЭС. *Политехнический вестник. Серия Инженерные исследования*. 2017. № 2(38). С. 6-13.

12. Kuperman A. and Rabinovici R. On the speed stability of wind driven induction generators connected to distribution systems. *International Journal of Energy and Environment*. 2007. Vol. 1. Issue 2. Pp. 57-64.

13. IEEE Recommended Practice for Excitation System Models for Power System Stability Studies.(IEEE Std 421.5-2005, Revision of IEEE Std 421.5-1992). New York. NY:IEEE. 2006. 85 p. URL: <https://pdfs.semanticscholar.org/05bc/9ef274285d8be39c5aa0ff9fe0611a6c7874.pdf> (accessed 20.12.19)

14. Мазуренко Л.І., Романенко В.І., Джура О.В. Технічна реалізація й експериментальні дослідження асинхронного генератора з вентильним збудженням та векторним керуванням. *Електромеханічні і енергозберігаючі системи*. Кременчук, 2015. Вип. № 4/2015 (32). С. 34-40.

15. Kaura V. and Blasko V. Operation of a phase locked loop system under distorted utility conditions. *IEEE Transactions on Industry Applications*. Jan.-Feb. 1997. Vol. 33. No 1. Pp. 58-63.

DOI: <https://doi.org/10.1109/28.567077>

16. Мазуренко Л.І., Джура О.В. Математична модель та алгоритм керування автономної нерегульованої вітроустановки з асинхронним вентилювальним генератором. *Електромеханічні і енергозберігаючі системи*. 2018. Вип. 3/2018(43). С. 24-30.

17. Tamrakar U., Shrestha D., Maharjan M., Bhattarai B., Hansen T., Tonkoski R. Virtual Inertia: Current Trends and Future Directions. *Applied Sciences*. 2017. Vol. 7(7). No 654. Pp. 1-29.

DOI: <https://doi.org/10.3390/app7070654>

УДК 621.313.332

## ИМИТАЦИОННАЯ МОДЕЛЬ И АЛГОРИТМ УПРАВЛЕНИЯ АВТОНОМНОЙ ГИДРОВЕТРОВОЙ СИСТЕМОЙ ЭЛЕКТРОПИТАНИЯ

Л.И. Мазуренко<sup>1</sup>, докт. техн. наук, К.Н. Васылив<sup>2</sup>, докт. техн. наук, А.В. Джура<sup>4</sup>, канд. техн. наук, А.В. Коцюруба<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Институт электродинамики НАН Украины,

пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина.

E-mail: [mlins@ied.org.ua](mailto:mlins@ied.org.ua)

<sup>2</sup>Национальный университет "Львовская политехника",

ул. С. Бандеры, 12, Львов, 79013, Украина.

<sup>3</sup>Национальный университет обороны имени Ивана Черняховского,

пр. Воздухофлотский, 28, Киев, 03049, Украина.

*Предложена новая конфигурация трехфазной автономной гидроветровой системы, которая содержит синхронный генератор с электромагнитным возбуждением, приводимый во вращение регулируемой гидротурбиной, асинхронный генератор с короткозамкнутым ротором с приводом от нерегулируемой ветротурбины, компенсирующую батарею конденсаторов и регулирующую балластную нагрузку, которая питается через активный выпрямитель. Разработан алгоритм двухуровневой стабилизации частоты тока в системе. С помощью разработанной имитационной модели АГВС проведено математическое моделирование электромеханических процессов при изменении мощности потребителей и постоянной скорости ветра. Результаты исследований показали устойчивую работу системы в установившихся режимах работы и отработку заданных уровней частоты тока. Библ. 17, рис. 5, табл. 1.*

**Ключевые слова:** автономная гидроветровая система, синхронный генератор, асинхронный генератор, активный выпрямитель, балластная нагрузка, регулятор частоты.

## SIMULATION MODEL AND CONTROL ALGORITHM FOR ISOLATED HYDRO-WIND POWER SYSTEM

L.I. Mazurenko<sup>1</sup>, K.M. Vasyliv<sup>2</sup>, O.V. Dzhura<sup>1</sup>, A.V. Kotsiuruba<sup>3</sup>,

<sup>1</sup>Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,

pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine.

E-mail: [mlins@ied.org.ua](mailto:mlins@ied.org.ua)

<sup>2</sup>Lviv Polytechnic National University,

S. Bandery, 12, Lviv, 79013, Ukraine.

<sup>3</sup> Ivan Chernyakhovsky National Defense University of Ukraine,

pr. Povitroflotsky, 28, Kyiv, 03049, Ukraine.

*A new configuration of a three-phase isolated hydro-wind system (IHWS) is considered. The IHWS contains a driven by a regulated hydraulic turbine synchronous generator with electromagnetic excitation, an induction generator with a short circuit rotor driven by an unregulated wind turbine, compensating capacitor bank and regulated dump load fed through an active rectifier. An algorithm for two-level stabilization of the electric frequency in the system is developed. Using the developed simulation model of IHWS, a mathematical simulation of the IHWS electromechanical processes has been performed for a load step and fixed wind speed. The simulation results showed the stable operation of the system in steady-state operating modes and tracking the reference electric frequency levels. References 17, fig. 5, table 1.*

**Key words:** isolated hydro-wind system, synchronous generator, induction generator, active rectifier, dump load, frequency controller.

1. Vasko P.F., Verbovy A.P., Ibrahimova M.R., Pazich S.T. Hydro-storage power plants are the technological basis for the integration of powerful wind and photoelectric power plants into the electric power system of Ukraine. *Hydropower of Ukraine*. 2017. No 1-2. Pp. 20-25. (Ukr)

2. Sebastian R., Quesada J.. Simulation of an isolated Wind Hydro system. *2nd International Workshop on Simulation for Energy, Sustainable Development and Environment (SESDE 2014)*, Burdeaus, France, 2014. Pp. 14-19.

3. Goel P. K., Singh B., Murthy S.S. and Kishore N.. Autonomous hybrid system using SCIG for hydro power generation and variable speed PMSG for wind power generation. *2009 International Conference on Power Electronics and Drive Systems (PEDS)*, Taipei. 2009. Pp. 55-60. DOI: <https://doi.org/10.1109/PEDS.2009.5385678>
4. Aktarujjaman M., Kashem K.A., Negnevitsky M. & Ledwich G. Dynamics of a hydro-wind hybrid isolated power system. In *Australasian Universities Power Engineering Conference (AUPEC 2005)*. Australia, Tasmania, Hobart, 25 - 28 September 2005. URL: <http://ro.uow.edu.au/cgi/viewcontent.cgi?article=5437&context=eispapers> (accessed 20.12.19)
5. Xue-Jia Huang, Neng-Sheng Bao. Modeling and simulation analysis of wind-hydro hybrid power plant. *2nd Annual International Conference on Energy, Environmental & Sustainable Ecosystem Development (EESED 2016)*, Huang, 2016/08. Pp. 169-179. DOI: <https://doi.org/10.2991/eesed-16.2017.22>
6. Mazurenko L.I., Vasylyv K.M.. The law of the electric magnetic processes of the security exercise systems of the autonomous asynchronous generator on the case of the cascade three-phase three-flexible voltage modulator *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2018. No 6. Pp. 46-49. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/techmed2018.06.046>
7. Mazurenko L.I., Dzhura O.V. and Shevchuk S.P. Transients in a transistor-switched capacitor regulator of a stand-alone induction generator supplying a single-phase load. *2017 International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES)*. Kremenchuk, November 2017. Pp. 244-247. DOI: <https://doi.org/10.1109/MEES.2017.8248901>
8. Sebastián R., Peña-Alzola R. Effective active power control of a high penetration wind diesel system with a Ni–Cd battery energy storage. *Renewable Energy*. 2010. Vol. 35(5). Pp. 952-965. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.renene.2009.11.029>
9. Krause P.C., Wasynczuk O. and Sudnoff S.D. Analysis of Electric Machinery and Drive Systems. *Piscataway*. NJ: Wiley IEEE Press, 2002. 632 p. DOI: <https://doi.org/10.1109/9780470544167>
10. Babunski D., Tuneski A. Modelling and design of hydraulic turbine-governor system. *3rd IFAC Workshop on Automatic Systems for Building the Infrastructure in Developing Countries*. 2003. Vol. 36. No 7. Pp. 263-267. DOI: [https://doi.org/10.1016/S1474-6670\(17\)35842-1](https://doi.org/10.1016/S1474-6670(17)35842-1)
11. Dierov R.Kh., Glazyrin M.V., Sultonov Sh.M.. Mathematical model of Francis hydroturbine for a hydropower unit of SHPP. *Polytechnic Bulletin. Series Engineering Research*. Tajik Technical University. 2017. No 2 (38). Pp. 6-13. (Rus)
12. Kuperman A. and Rabinovici R. On the speed stability of wind driven induction generators connected to distribution systems. *International Journal of Energy and Environment*. 2007. Vol. 1. Issue 2. Pp. 57-64.
13. IEEE Recommended Practice for Excitation System Models for Power System Stability Studies.(IEEE Std 421.5-2005, Revision of IEEE Std 421.5-1992). New York. NY:IEEE. 2006. 85 p. URL: <https://pdfs.semanticscholar.org/05bc/9ef274285d8be39c5aa0ff9fe0611a6c7874.pdf> (accessed 20.12.19)
14. Mazurenko L.I., Romanenko V.I., Dzura. O.V. Implementation and experimental study of the induction generator with vector control. *Electromechanical and energy saving systems*. 2015. No 4/2015(32). Pp. 34-40. (Ukr)
15. Kaura V. and Blasko V. Operation of a phase locked loop system under distorted utility conditions. *IEEE Transactions on Industry Applications*. Jan.-Feb. 1997. Vol. 33. No 1. Pp. 58-63. DOI: <https://doi.org/10.1109/28.567077>
16. Mazurenko L.I., Dzura O.V. Mathematical model and control algorithm of an unregulated wind turbine and IEIG-based isolated energy system. *Electromechanical and energy saving systems*. 2018. No 3/2018(43). Pp. 24-30. (Ukr)
17. Tamrakar U., Shrestha D., Maharjan M., Bhattarai B., Hansen T., Tonkoski R. Virtual Inertia: Current Trends and Future Directions. *Applied Sciences*. 2017. Vol. 7(7). No 654. Pp. 1-29. DOI: <https://doi.org/10.3390/app7070654>

Надійшла 25.10.2019  
Остаточний варіант 19.12.2019



## АНАЛІЗ ПОКАЗНИКІВ ЯКОСТІ ПРОЦЕСІВ ПЕРЕТВОРЕННЯ ЕНЕРГІЇ В ПРОЦЕСІ ДЕМПФІРУВАННЯ ЕЛЕКТРОПРИВОДОМ КОЛИВАНЬ ПРУЖНОЇ МЕХАНІЧНОЇ ПЕРЕДАЧІ

**І.М. Задорожня\***, канд.техн.наук, **М.О. Задорожній\*\***, канд.техн.наук  
Донбаська державна машинобудівна академія,  
вул. Академічна, Краматорськ, 84313, Україна.  
E-mail: [zadorozhnyava\\_in@ukr.net](mailto:zadorozhnyava_in@ukr.net)

*Розглянуто актуальну задачу врахування параметрів силової частини електроприводів технологічних машин для вдосконалення їх динамічних якостей, що забезпечить задану точність руху робочих механізмів ще на етапі проектування. Показано, що в процесі вибору параметрів силової частини електроприводу для підготовки до етапів синтезу параметрів системи автоматичного керування необхідна оцінка процесів електро-механічного перетворення енергії пружних механічних коливань. Акцентовано увагу на необхідності оцінки динамічних показників координат перетворювача – струму і відхилення електрорушійної сили за граничної міри демпфірування пружних коливань, що є важливим для визначення умов, які сприяють реалізації максимуму демпфуючої дії електроприводу і дають змогу обмежити динамічні навантаження та оптимізувати перехідні процеси. Бібл. 13, рис. 1, табл. 1.*

**Ключові слова:** електромеханічна система, електропривод, тиристорний перетворювач, демпфірування.

**Вступ.** Регульований електропривод (ЕП) є основним структурним елементом автоматизації сучасних технологічних машин. Комплекти регульовані ЕП оснащуються електродвигунами значної переважувальної спроможності, керованими перетворювачами високої швидкодії та економічного регулювання. Фундаментальні перетворення елементної бази засобів систем керування ЕП і елементів обчислювальної техніки дають змогу сформулювати (теоретично) динамічні процеси заданої якості та реалізувати нетрадиційні алгоритми функціонування регуляторів.

**Проблематика досліджень.** Позитивні тенденції вдосконалення технічних компонентів ЕП призвели до виникнення негативних явищ, пов'язаних із взаємозв'язком процесів в електромагнітній та пружній механічній підсистемах електроприводів [1]. Найявністю пружних ланок механічної підсистеми ЕП за керуючої та збурюючої діях є причиною виникнення коливань зі зростанням динамічних навантажень на механічне та електричне обладнання [2-5]. Періодичні динамічні навантаження спричиняють втомне руйнування деталей передач, коливання якоря (ротора) у разі обертання двигуна з підвищенням струмового (теплого) навантаження обмоток і, відповідно, коливань струму та додаткової складової електрорушійної сили (ЕРС) перетворювача.

Традиційні методи синтезу електромеханічних систем (ЕМС) приводів машин не забезпечують необхідної точності регулювання та мінімізації коливальності. ЕП за певних співвідношень параметрів проявляє демпфуючу дію на пружні механічні коливання, що дає змогу вирішити в процесі синтезу актуальну задачу обмеження динамічних навантажень в ЕМС технологічних машин, і наблизити перехідні процеси до оптимальних згідно із заданим критерієм – мінімумом коливальності (максимумом демпфірування) [6].

**Постановка задачі дослідження.** Реалізація демпфуючої дії ЕП вимагає активної електро-механічної взаємодії процесів і полягає у відведенні та перетворенні енергії пружних коливань з її розсіюванням у силовому ланцюзі або поверненням у мережу. Основним завданням ЕП у процесі проектування є обмеження максимального рівня динамічних навантажень і часу їх дії. Оскільки електродвигун регулюється шляхом впливу на нього керованого перетворювача, то **метою дослідження** є оцінка динамічних показників вихідних координат перетворювача – максимуму (перерегулювання) струму та максимуму відхилення електрорушійної сили від сталих значень та визначення їхніх значень за граничної міри демпфірування пружних коливань.

**Матеріали досліджень.** Для аналізу ЕМС використано узагальнену структурну схему автоматизованого електроприводу постійного струму зі стабілізацією швидкості механізму, яка показана на рис. 1, з позначеннями у відносній формі параметрів [7]:  $T_{MI}$  – механічна стала часу електродвигуна;

© Задорожня І.М., Задорожній М.О., 2020

ORCID ID: \* <https://orcid.org/0000-0002-7822-3517>, \*\* <http://orcid.org/0000-0003-0957-9998>

$T_{M2}$  – механічна стала часу механізму;  $c_{12} = C_{12}\omega_H/M_H$  – коефіцієнт пружності механічної передачі;  $T_E$  – електромагнітна стала часу електродвигуна;  $T_y = 1/\Omega_{12}$  – стала часу пружних механічних коливань;  $\gamma = (J_1 + J_2)/J_1 = (T_{M1} + T_{M2})/T_{M1} = T_M/T_{M1}$  – коефіцієнт розподілу інерційних мас електродвигуна  $J_1$  та механізму  $J_2$ ;  $T_M = \gamma T_{M1}$  – сумарна механічна стала часу;  $\Omega_{12} = \sqrt{C_{12}(J_1 + J_2)/(J_1 J_2)}$  – частота вільних коливань двомасової механічної частини ЕП;  $\Omega_E$  – частота коливань електричної частини ЕП;  $K_i = U_H/I_H R_E$  – коефіцієнт передачі ланцюга обмотки якоря електродвигуна;  $R_E$  – активний опір силового ланцюга;  $L_E$  – індуктивність силового ланцюга;  $K_{II}$  – коефіцієнт передачі перетворювача;  $K_P$  – коефіцієнт передачі регулятора швидкості.

У процесі аналізу ЕМС приймаємо наступні загальноприйняті допущення: деформації в механічній передачі пропорційні моменту, тобто підпорядковуються закону Гука; електродвигун представлено типовою динамічною ланкою другого порядку; в розглянутому діапазоні частот ( $\Omega_{12} = 30\text{--}150 \text{ c}^{-1}$ ) пружних коливань керований перетворювач апроксимується пропорційною ланкою ( $W_{II}(p) = K_{II}$ ) [8]; регулятор за керуючої та збурюючої дія не входить у режим обмеження і є пропорційною ланкою ( $W_{PШ}(p) = K_P$ ).

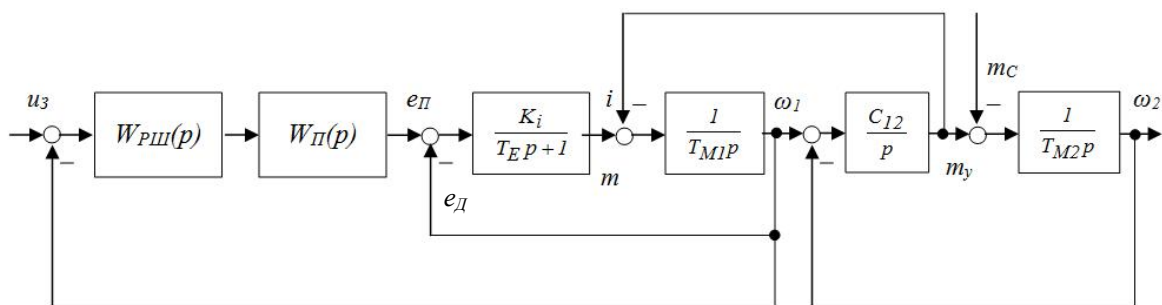


Рис. 1

На основі структурної схеми рис. 1 отримано передавальні функції

$$W_1(p) = \frac{\omega_2(p)}{u_3(p)} = \frac{K}{Q(p)}; \quad W_2(p) = \frac{i(p)}{m_c(p)} = \frac{K}{Q(p)}; \quad (1, 2)$$

$$W_3(p) = \frac{e(p)}{m_c(p)} = \frac{K(T_E p + 1)}{Q(p)}; \quad (3)$$

$$Q(p) = \gamma T_{M1} T_E T_y^2 p^4 + \gamma T_{M1} T_y^2 p^3 + \gamma (T_{M1} T_E + K_i (1 + K_P K_{II}) T_y^2) p^2 + \gamma T_{M1} p + K_i (1 + K_P K_{II}) \quad (4)$$

де  $Q(p)$  – характеристичний поліном ЕМС приводу;  $K = K_P K_{II} K_i$  – коефіцієнт передачі.

Для дослідження динаміки характеристичний поліном  $Q(p)$  (4) представимо в нормованій формі узагальнених показників процесів електромеханічної взаємодії [7, 9]:

$$K_B = \frac{\Omega_{12}^2}{\Omega_E^2} = \frac{T_{M1} T_E}{K_i (1 + K_P K_{II}) T_y^2}; \quad \zeta_D = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{T_{M1}}{T_E K_i (1 + K_P K_{II})}}; \quad (5, 6)$$

$$\gamma = (J_1 + J_2)/J_1 = (T_{M1} + T_{M2})/T_{M1} = T_M / T_{M1}. \quad (7)$$

Введемо позначення:  $T_{M1}^* = \frac{T_{M1}}{K_i (1 + K_P K_{II})}$  – еквівалентна механічна стала часу в замкненій системі ЕП.

Тоді шляхом алгебраїчних перетворень (4) отримаємо характеристичний поліном

$$Q(p) = [K_i (1 + K_P K_{II})] \left( \gamma T_{M1}^* T_E T_y^2 p^4 + \gamma T_{M1}^* T_y^2 p^3 + \gamma (T_{M1}^* T_E + T_y^2) p^2 + \gamma T_{M1}^* p + 1 \right) = 0. \quad (8)$$

Під електромагнітною сталою часу  $T_E$  у (8) вважаємо скориговану, відповідно заданого критерію оптимальності, сталу  $T_E^* = L_E^* / R_E^*$ , корекція якої здійснюється вибором елементів силового

ланцюга (трансформатор перетворювача, дросель, обмотка якоря двигуна) з необхідними активним опором  $R_E^*$  та індуктивністю  $L_E^*$  силового ланцюга.

Враховуючи прийняті показники (5), (6), (7), характеристичне рівняння  $Q(p)$  (4) у нормованій формі буде мати наступний вигляд:

$$Q(p) = \gamma K_B T_y^4 p^4 + 2\gamma \sqrt{K_B} \xi_D T_y^3 p^3 + \gamma(1 + K_B) T_y^2 p^2 + 2\gamma \sqrt{K_B} \xi_D T_y p + 1 = 0, \quad (9)$$

де  $K_B$  – коефіцієнт електромеханічної взаємодії;  $\xi_D$  – коефіцієнт демпфірування електродвигуна.

Граничний ступінь демпфуючої дії ЕП (максимум) досягається у разі тотожності процесів в електромагнітній і механічній підсистемах за дотримання умов [9]

$$K_B = 1/\gamma; \quad (10)$$

$$\xi_D = \sqrt{(\gamma - 1)/\gamma}. \quad (11)$$

Тотожність процесів у даному випадку характеризує те, що процеси в механічній та електромагнітній підсистемах здійснюють коливання однієї частоти та однакового загасання, а саме відбуваються з однаковою рівнозначною відтворюваністю вхідних впливів.

Характеристичне рівняння четвертого порядку в нормованій формі (9) за дотримання умов (10) та (11) описує вільний рух ЕМС у вигляді двох взаємодіючих тотожних підсистем, властивості кожної з яких у динаміці визначаються характеристичними рівняннями коливальних ланок (другого порядку)

$$Q(p) = (T_y^2 p^2 + \sqrt{\gamma - 1} T_y p + 1) \times (T_y^2 p^2 + \sqrt{\gamma - 1} T_y p + 1) = 0. \quad (12)$$

Подібна форма представлення (12) дає змогу визначити показники процесів ЕМС у граничному випадку на підставі аналізу коренів  $p_{12} = p_{34} = -\alpha \pm j\beta$  характеристичного рівняння підсистем як типових коливальних ланок [7, 10, 11]

$$\xi_E = \xi_M = \xi_0 = \frac{\alpha}{\sqrt{\alpha^2 + \beta^2}} = \frac{1}{2} \sqrt{\gamma - 1}; \quad \Omega_E = \Omega_M = \Omega_0 = \beta = \Omega_{12} \sqrt{1 - \xi_0^2} = \frac{\Omega_{12} \sqrt{5 - \gamma}}{2}, \quad (13, 14)$$

де  $\xi_E$  – коефіцієнт демпфірування електромагнітної підсистеми;  $\xi_M$  – коефіцієнт демпфірування механічної підсистеми;  $\xi_0$  – коефіцієнт демпфірування в граничному випадку;  $\Omega_E$  – частота коливань електромагнітної підсистеми;  $\Omega_M$  – частота коливань механічної підсистеми;  $\Omega_0$  – частота коливань у граничному випадку.

Реалізація процесів в ЕМС можлива шляхом вибору оптимальних параметрів, що досягаються через різні способи корекції [6, 12]. Оскільки передавальна функція (2) не має нулів (коренів чисельника), то корені характеристичного рівняння (9) є прямою оцінкою якості процесів регулювання швидкості та струму.

Для оцінки можливих перевантажень керованого перетворювача за струмом максимальне значення у разі електромеханічного демпфірування для комплексно-сполучених коренів описується виразом

$$\left. \begin{aligned} i_{max} &= 1 + 2e^{\frac{-\pi\xi}{\sqrt{1-\xi^2}}} && \text{для} && 1,04 < \gamma < 2,44; 0 < \xi < 0,707 \\ i_{max} &= 1 + e^{\frac{-\pi\xi}{\sqrt{1-\xi^2}}} && \text{для} && 2,44 < \gamma < 5,0; 0,707 < \xi < 1,0 \end{aligned} \right\}, \quad (15)$$

час досягнення першого максимуму

$$\tau_{max} = \frac{\pi}{\Omega_{12} \sqrt{1 - \xi^2}} = \frac{2\pi}{\Omega_{12} \sqrt{5 - \gamma}}, \quad (16)$$

де  $\xi = \xi_0$  – граничне демпфірування згідно з (13);  $\Omega_{12}$  – кутова частота коливань двомасової ЕМС.

Вирази (15) та (16) отримано на основі аналізу коренів характеристичного рівняння (12), до складу якого входять типові коливальні ланки (другого порядку) [12], з розрахункових формул перегулювання для комплексно-сполучених коренів у межах недодемпованого процесу для  $0 < \xi < 0,707$ , що відповідає варіації коефіцієнта співвідношення інерційних мас  $1,04 < \gamma < 2,44$  та у межах передемпованого процесу  $0,707 < \xi < 1,0$ , що відповідає варіації коефіцієнта співвідношення інерційних мас  $2,44 < \gamma < 5,0$ .

Кількісні оцінки динамічних показників вихідних координат перетворювача для різних співвідношень параметрів замкненої системи для реальних коефіцієнтів розподілу інерційних мас  $\gamma$  ЕМС для одиничного ступеневого впливу за навантаженням показані для відносної форми параметрів ( $m$ ,  $\gamma$  та  $\xi$  – представлені у відносній формі;  $i_{max}$ ,  $\Delta e$  – віднесено до базових (номінальних) значень струму та ЕРС відповідно) у таблиці.

Аналіз чисельних значень максимумів струму показує, що забезпечити демпфірування пружних коливань для заданого коефіцієнта розподілу інерційних мас  $\gamma$  в екстремальному випадку для коефіцієнта  $\xi$  (13) можливо за коливального характеру струму керованого перетворювача із значенням часу максимумів, які визначаються залежністю (16). Природно, що необхідна взаємодія електромагнітної і механічної підсистем досягається коливаннями струму та у випадку підвищення перерегулювання струму.

Якщо ЕП має керований перетворювач із досить високим рівнем обмеження максимальної напруги, то необхідні процеси демпфірування пружних коливань можливі внаслідок «форсування» електрорушійної сили.

Для практичних цілей оцінити перевищення ЕРС безінерційного керованого перетворювача можна зі структурної схеми рис. 1 з урахуванням передавальної функції (3) або за спрощеною формулою [13], яку у відносній формі представлення параметрів можна записати у вигляді

$$\Delta e = e_{II} - e_D = e_{d0} - e_D \approx T_E^* \frac{1}{K_i} \left( \frac{di}{dt} \right)_{max}, \quad (17)$$

де  $e_{d0}$  – ЕРС перетворювача, коли кут регулювання дорівнює 0 рад;  $(di/dt)_{max}$  – швидкість наростання струму ( $I_H/c$ ), яка обчислюється на основі (15), (16) та для конкретних значень може бути обчислена згідно зі значенням у таблиці.

№ з/п	Співвідношення параметрів $m = \gamma T_{MI}^* / T_E^*$	Коефіцієнт розподілу інерційних мас $\gamma$	Коефіцієнт демпфірування (граничний) $\xi$	Максимальне значення струму $i_{max}$	Запас за ЕРС $\Delta e$
1	0,16	1,04	0,1	2,458	0,54171
2	0,5	1,125	$\sqrt{2}/8$	2,136	0,48899
3	1,0	1,25	1/4	1,889	0,44684
4	2,0	1,5	$\sqrt{2}/4$	1,618	0,39759
5	3,0	1,75	$\sqrt{3}/4$	1,442	0,36617
6	4,0	2,0	1/2	1,1325	0,34307
7	5,0	2,25	$\sqrt{5}/4$	1,24	0,32488
8	6,0	2,5	$\sqrt{6}/4$	1,175	0,30992
9	8,0	3,0	$\sqrt{2}/2$	1,086	0,28633

### Висновки.

У результаті досліджень аналітично отримано кількісні результати для різних співвідношень параметрів замкненої ЕМС, згідно з якими визначено, що реалізація демпфуючої дії ЕП вимагає обов'язкової оцінки динамічних можливостей керованого перетворювача, а електромеханічне гасіння пружних коливань можливо за певних значень коефіцієнтів електромеханічної взаємодії  $K_B$  (10) і відносного демпфірування  $\xi_D$  (11). При цьому екстремум демпфуючого дії ЕП  $\xi_0$  визначається коефіцієнтом розподілу інерційних мас  $\gamma$  (13) і близькістю парціальних частот ЕМС (14). Таким чином, вибір керованого перетворювача ЕП необхідно здійснювати з урахуванням максимуму перевантаження за струмом (15) і часу досягнення цього максимуму (16), що визначає можливість реалізації динамічного гасіння пружних коливань в ЕП у випадку форсування процесів із додатковим запасом за ЕРС (17).

Отримані результати аналізу можуть бути використані у процесі теоретичних досліджень динамічних показників керованих перетворювачів комплектних ЕП за активного демпфірування пружних коливань ЕП і в практичній діяльності під час вибору параметрів обмежень за струмом та електро-рушійною силою.



*Робота виконана в рамках державної теми кафедри "Електромеханічні системи автоматизації" Донбаської державної машинобудівної академії (м. Краматорськ) "Розробка та дослідження електронних та електромеханічних систем перетворення електричної енергії з використанням сучасних цифрових засобів автоматизації".*

1. Ключев В. И. Ограничение динамических нагрузок электропривода. М.: Энергия, 1971. 320 с.
2. Szabat K., Orłowska-Kowalska T. Vibration suppression in a two-mass drive system using PI Speed Controller and Additional Feedbacks. *Comparative Study IEEE Transactions on Industrial Electronics*. 2007. Vol. 54. Issue 2. Pp.1193–1206.
3. Blagodarov D.A., Kostin A.A., Reznikovskiy A.M., Safonov Yu.M., Chernikov S.Yu. Development of Control Systems of Electric Drives with Flexible Mechanics. *Russian Electrical Engineering*. 2015. Vol. 86. No 1. Pp. 18–21.
4. Pyatibratov G.Ya. On the Use of Electromechanical Systems for Limiting Dynamic Loads in Spring Mechanisms. *Russian Electrical Engineering*. 2018. Vol. 89. Issue 1. Pp. 36–41.
5. Борцов Ю.А., Соколовский Г.Г. Автоматизированный электропривод с упругими связями. СПб.: Энергоатомиздат, 1992. 288 с.
6. Ключев В.И. Теория электропривода. М.: Энергоатомиздат, 2001. 704 с.
7. Задорожний Н.А., Задорожня И.Н. Анализ и синтез электромеханических систем управления приводом машин с упругими механическими связями. Краматорск: ДГМА, 2010. 192 с.
8. Задорожний Н.А., Задорожня И.Н. О математических моделях тиристорного преобразователя электроприводов с упругими механическими связями. *Технічна електродинаміка*. Темат. випуск «Силова електроніка та енергоефективність». 2011. Ч. 2. С. 206–209.
9. Задорожний Н.А. Обобщенные требования к конструированию механических передач с упругими связями. *Електромашинобудування та електрообладнання*. 2006. № 66. С. 27–29.
10. Задорожний Н.А., Задорожня И.Н. Взаимосвязи и оптимизация параметров двухмассовых электромеханических систем. Краматорск: ДГМА, 2015. 202 с.
11. Задорожня И.Н., Задорожний Н.А. Синтез электромеханической системы предельной степени устойчивости и минимальной колебательности упругой механической подсистемы. *Вестник Национального технического университета «Харьковский политехнический институт»*. 2017. № 27 (1249). С. 150–155.
12. Иващенко Н.Н. Автоматическое регулирование. М.: Машиностроение, 1978. 736 с.
13. Загальский Л.Н., Зильберлат М.Э. Частотный анализ автоматизированного электропривода. М.: Энергия, 1968. 112 с.

УДК 621.313.1

## **АНАЛИЗ ПОКАЗАТЕЛЕЙ КАЧЕСТВА ПРОЦЕССОВ ПРЕОБРАЗОВАНИЯ ЭНЕРГИИ ПРИ ДЕМПФИРОВАНИИ ЭЛЕКТРОПРИВОДОМ КОЛЕБАНИЙ УПРУГОЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ПЕРЕДАЧИ**

**И.Н. Задорожня\***, канд.техн.наук, **Н.А. Задорожний\*\***, канд.техн.наук  
Донбасская государственная машиностроительная академия,  
ул. Академическая, 72, Краматорск, 84313, Украина.  
E-mail: [zadorozhnyaya\\_in@ukr.net](mailto:zadorozhnyaya_in@ukr.net)

*В работе рассмотрена актуальная задача учета параметров силовой части электроприводов технологических машин для совершенствования их динамических качеств, что обеспечит заданную точность движения рабочих механизмов еще на этапе проектирования. Показано, что при выборе параметров силовой части электропривода на этапе синтеза параметров системы автоматического управления необходима оценка процессов электромеханического преобразования энергии упругих механических колебаний. Акцентируется необходимость оценки динамических показателей координат преобразователя – тока и отклонения ЭДС при предельной степени демпфирования упругих колебаний. Это является важным для определения условий, способствующих реализации максимума демпфирующего действия электропривода, что позволит ограничить динамические нагрузки и оптимизировать переходные процессы. Библиограф. 13, рис. 1, табл. 1.*

**Ключевые слова:** электромеханическая система, электропривод, тиристорный преобразователь, демпфирование.

# ANALYSIS OF QUALITY INDICATORS INTO THE PROCESS OF ENERGY TRANSFORMATION DURING DAMPING VIBRATIONS OF ELASTIC MECHANICAL TRANSMISSION BY THE DRIVE

**I.N. Zadorozhniaia, N.A. Zadorozhnii**  
Donbass state engineering academy,  
Akademicheskaiia str., 72, Kramatorsk, 84313, Ukraine.  
E-mail: [zadorozhnyava\\_in@ukr.net](mailto:zadorozhnyava_in@ukr.net)

*The decision of actual task of taking into account the parameters of the power part of electric drives of technological machines for improving their dynamic qualities is presented at the design stage, which will ensure the specified accuracy of the movement of working mechanisms. It is shown that when choosing the power part of the electric drive to prepare for the synthesis stages of the control system parameters, it is necessary to evaluate the processes of electromechanical energy conversion of elastic mechanical oscillations, which contributes to the maximum of the damping action of the electric drive, and will allow limiting dynamic loads in order to optimize the transient processes. References 13, figure 1, table 1.*

**Key words:** drive, electromechanical system, thyristor converter, damping, oscillations.

1. Kliuchev V.I. Limiting the dynamic loads of the drive. Moskva: Energiia, 1971. 320 p. (Rus)
2. Szabat K., Orłowska-Kowalska T. Vibration suppression in a two-mass drive system using PI Speed Controller and Additional Feedbacks. *Comparative Study IEEE Transactions on Industrial Electronics*. 2007. Vol. 54. Issue 2. Pp. 1193–1206.
3. Blagodarov D.A., Kostin A.A., Reznikovskiy A.M., Safonov Yu.M., Chernikov S.Yu. Development of Control Systems of Electric Drives with Flexible Mechanics. *Russian Electrical Engineering*. 2015. Vol. 86. No 1. Pp. 18–21.
4. Pyatibratov G.Ya. On the Use of Electromechanical Systems for Limiting Dynamic Loads in Spring Mechanisms. *Russian Electrical Engineering*. 2018. Vol. 89. Issue 1. Pp. 36–41.
5. Bortsov Iu.A., Sokolovskii G.G. Automated electric drive with elastic connections. Sankt Peterburg: Energoatomizdat, 1992. 288 p. (Rus)
6. Kliuchev V.I. Theory of the electric drive. Moskva: Energoatomizdat, 2001. 704 p. (Rus)
7. Zadorozhnii N.A., Zadorozhniaia I.N. Analysis and synthesis of electromechanical drive control systems of machines with elastic mechanical connections. Kramatorsk: DGMA, 2010. 192 p. (Rus)
8. Zadorozhnii N.A., Zadorozhniaia I.N. About mathematical models of thyristor converter of electric drives with elastic mechanical connections. *Tekhnichna Elektrodynamika*. Tematychnyi vypusk Sylova elektronika ta enerhoefektyvnist. 2011. Part 2. Pp. 206–209. (Rus)
9. Zadorozhnii N.A. Generalized requirements for the design of mechanical gears with elastic connections. *Electrical engineering and electrical equipment*. 2006. No 66. Pp. 27–29. (Rus)
10. Zadorozhnii N.A., Zadorozhniaia I.N. Interconnections and optimization of parameters for two-mass electro-mechanical systems. Kramatorsk: DGMA, 2015. 202 p. (Rus)
11. Zadorozhniaia I.N., Zadorozhnii N.A. Synthesis of an electromechanical system of the ultimate degree of stability and minimal oscillation of an elastic mechanical subsystem. *Bulletin of National Technical University Kharkiv Polytechnic Institute*. 2017. No 27 (1249). Pp. 150–155. (Rus)
12. Ivashenko N.N. Automatic regulation. Moskva: Mashinostroenie, 1978. 736 p. (Rus)
13. Zagalskiy L.N., Zilberblat M.E. Frequency analysis of an automated electric drive. Moskva: Energiia, 1968. 112 p. (Rus)

Надійшла 22.02.2019  
Остаточний варіант 04.10.2019

## EFFICIENT OPERATING CONDITIONS OF INDUCTION MOTORS FOR PISTON COMPRESSORS WITH FREQUENCY REGULATION

**O.V. Bibik\*, I.V. Golovan\*\*, O.M. Popovych\*\*\*, Y.V. Shurub\*\*\*\***

Institute of Electrodynamics, National Academy of Sciences of Ukraine,  
pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine, e-mail: [bibik@ied.ua](mailto:bibik@ied.ua)

*The influence of periodic load on pulsations of electromagnetic torque and rotational speed, the losses and the efficiency of frequency-controlled induction motors for single-cylinder piston compressors are investigated using computer modeling. The region of critical reduction of motor efficiency when changing the frequency and supply voltage and the loading degree are determined using the criterion of heavy quasi-static regimes. References 16, figures 7, tables 2.*

**Keywords:** induction motors, frequency control, single-cylinder piston compressors, pulsations, efficiency.

**Introduction.** Induction motors (IMs) are the most common type of piston compressor (PC) motors for refrigeration machines of heat pumps and refrigerators. Three-phase IMs are more often used for open-type PCs. The single-phase IM with two-phase stator winding is used for hermetic PCs. The improvement of energy efficiency is a very topical task for these motors; this is due to their long work hours during the day. The article [1] shows the importance of designing the induction PC electric drives, taking into consideration their operation cycle features (periodically changing load torque). Such consideration can provide the efficiency increase up to 8–10%. This task is realized when complex designing of IM as a part of electromechanical PC system. At the same time, the quasi-static operation conditions of the motors are taken into account. The design studies under such repeated dynamic conditions are performed using the mathematical model of electromechanotronic systems in [2, 3]. This model takes into account the features of both operating conditions and construction of IM.

The complex design of PC induction motors is effective with changing the load torque. However, the efficiency depends on standard sizes and construction of IM. The ratio for heavy quasi-static conditions  $k_1$  is proposed for selection of such uncontrolled IMs for which this method of improving the energy efficiency gives an appreciable effect [3]. The value of  $k_1$  is calculated as a ratio of the mechanical  $T_{MK}$  to electromagnetic  $T_E$  time constants of IM. In this case, the ratio of the mechanical and electromagnetic energies of IM is taken into account. The efficiency of quasi-static regimes depends on the ratio of these time constants. The resonance phenomena occur for disadvantageous cases. This leads to windings overheating, increased vibrations and IM breakdown. The resonance non-availability is provided when  $k_1 = T_{MK} / T_E > 2$  [1]. This can be achieved by choosing the moment of inertia, the number of pole pairs, critical torque and the rotor impedance of electric drive. That affects the critical slip according to the following expression:

$$k_1 = \frac{J \cdot (\omega_0 \cdot s_K)^2}{2pM_K}, \quad (1)$$

where  $J$  is the moment of inertia of electric drive;  $\omega_0$  is the angular speed of the field in the air gap of IM;  $s_K$  and  $M_K$  are the critical slip and critical torque;  $p$  is the number of pole pairs.

The effect of complex design decreases with increase of rotor kinetic energy. However, there are such standard sizes of IM for the design is not effective under in-controlled conditions, but effective at frequency control (taking into account that the kinetic energy decreases in proportion to the square of speed). Moreover, the consideration of periodically changing load torque can significantly increase the energy efficiency. The use of controlled electric drives (induction motors with frequency converters (FC), etc.) for refrigeration compressors is an efficient way to increase their energy efficiency [4–10]. Therefore, the task of complex designing of their IM taking into account the periodic change in the load torque is a topical one. At the same time, the determination of dynamic parameters and criteria for effective controlled IM with PC is of

---

© Bibik O.V., Golovan I.V., Popovych O.M., Shurub Y.V., 2020  
ORCID ID: \*<https://orcid.org/0000-0002-6236-6732>; \*\* <https://orcid.org/0000-0002-5250-6981>;  
\*\*\* <https://orcid.org/0000-0002-9238-5782>; \*\*\*\* <https://orcid.org/0000-0002-2735-4613>

importance. This is confirmed by the analysis of equivalent time constants of the stator and rotor, electromechanical time constants of a number of modern domestic and foreign frequency-controlled electric drives in [11]. The analysis is performed for specifying their dynamic parameters as applied to regimes of IM. In this paper, the criterion of heavy quasi-static regimes of IMs with PC is proposed to estimate the possibility to increase the efficiency of their operating conditions.

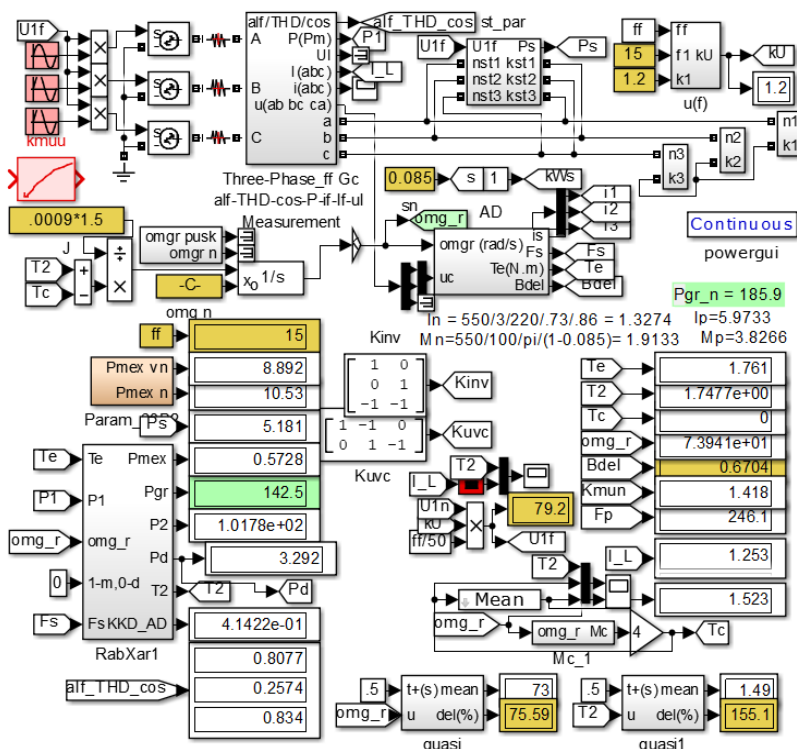
**The purpose of the paper** is to define the effect of periodic load on the characteristics of the operating conditions: efficiency and pulsations of the electromagnetic torque and the angular rotor speed of the induction motors for single-cylinder piston compressors under frequency-controlled conditions, and to develop the criterion of efficient quasi-static operating conditions.

**Materials and results.** The object of study is a three-phase two-pole 550 W IM of frequency-controlled drive of piston single-cylinder compressor. The complex study of the operating condition of the IM of drive compressor with periodically changing load torque depending on the angle of rotor rotation uses the mathematical model under dynamic conditions. Such model for simulation (Fig. 1) is developed similarly to [2, 3] with added blocks for: periodic load “Mc\_1”; voltage changes with changing supply frequency “ $u(f)$ ” (for consideration of given IM is assumed that  $U = Un*(1+(50-f)/175)*f/50$ , where  $Un$  is the rated voltage;  $f$  is the supply frequency); analysis of quasi-static regimes “quasi” (for determining the relative pulsations  $\Delta u = 100\% (u_{min} - u_{max})/u_{cp}$ , where  $u_{min}$ ,  $u_{max}$  and  $u_{cp}$  are the minimum, maximum and average signal values over a period of load change).

The electromagnetic parameters are determined taking into account the changes in the magnetic field saturation as a function of the total magneto-motive force (MMF) of the motor similarly to [3]. The simulated results of the design condition as compared to the catalog data (with determination of relative deviation  $\Delta$ ) for 4A63V2U3-typed motor are given in table 1. The calculation was performed according to [12] with a space factor of core package of 0.963; specific losses in steel  $p_{1.5,50} = 5.6$  W/kg; coefficient of increase in steel losses – 2.5; calculated working temperature is 75° C.

**Table 1**

Source of data	Rated data of 4A63V2U3-typed motor							
	$M_2$	$P_2$	$I_1$	$\eta$	$\cos \varphi$	$s$	$P_{rp.}$	$B_\delta$
	N·M	W	A	%	relative units	relative units	W	T
Reference book [12]	1,913	550	1,327	73,0	0,86	0,085	–	0,7
Mathematical model	1,913	549,0	1,309	72,54	0,876	0,0868	189,7	0,663
$\Delta$ , %	–	0,02	1,36	63,0	1,86	2,12	–	5,29



**Fig. 1**

The calculated results for the dependences of torque output and root-mean-square [rms] current in the stator of IM on the rotor angular speed using the indicated parameters are shown in Fig. 2. The electromagnetic parameters are corrected according to the field analysis [13] for refined calculations, especially for large slips.

The influence of the periodic load on the characteristics of the operating conditions of IM of piston single-cylinder compressors under the conditions of frequency-controlled speed is studied. It is possible to carry out their detail analysis and determine the conditions for the expedient application of additional ways to increase the efficiency. The following criteria are selected: 1) relative torque pulsations on the motor shaft ( $\Delta M$ ); 2)



relative pulsations of the rotor angular speed ( $\delta\omega_r$ ); 3) the deviation of the average efficiency of the quasi-static regime of the periodic load from the efficiency of regime with constant torque on the motor shaft, which is equal to the average load torque under quasi-static condition ( $\Delta\eta$ ).

The numerical experiment is realized with moment of inertia  $J = 0.00135 \text{ N}\cdot\text{m}^2$  when varying the dependence of the maximum load torque of the single-cylinder piston compressors on the rotation angle of shaft  $\gamma$ :  $M_c = f(\gamma)$  and supply frequency (within the range of 15–50 Hz) and at voltage changing according to the above ratio. The experimental results are summarized in table 2.

**Table 2**

Maximum of $M_c = f(\gamma)$	$f$	$U$	$\omega^{\gamma}_{r_{cep}} = \omega^c_r$	$\delta\omega_r$	$M^{\gamma}_{2cep} = M^c_2$	$\Delta M$	$\eta^{\gamma}$	$\eta^c$	$\Delta\eta$	$P^{\gamma}_t$	$B_{\delta}$
N·M	Hz	V	s <sup>-1</sup>	%	N·M	%	%	%	%	W	T
2	50	220	305,5	1,9	0,688	18	68,7	68,71	0,01	83,37	0,711
	40	186,1	243,5	3,08	0,6883	29,4	64,55	64,62	0,07	85,19	0,745
	30	147,1	181,4	5,51	0,6893	47,1	57,91	58,09	0,18	87,4	0,774
	25	125,7	150,2	8,26	0,6909	61,8	53,49	53,86	0,37	87,59	0,784
	23	116,8	137,7	9,86	0,6921	71,04	51,56	52	0,44	87,2	0,786
	20	103,1	118,8	13,3	0,6949	87	48,44	49,12	0,68	85,82	0,788
	18	93,68	106,3	16,9	0,6986	102,4	46,16	47,17	1,01	84,16	0,786
	15	79,2	87,1	25,3	0,7092	131,4	42,52	44,39	1,87	80,39	0,778
3	50	220	300,9	2,92	1,032	17,44	73,59	73,64	0,05	99,5	0,698
	40	186,1	239,4	4,68	1,033	27,21	70,22	70,34	0,12	98,23	0,731
	30	147,1	177,4	8,7	1,035	45,25	64,6	64,9	0,3	97,3	0,756
	25	125,7	146,2	13	1,039	60,9	60,57	61,2	0,63	96,2	0,762
	23	116,8	133,6	15,67	1,041	69,41	58,7	59,55	0,85	95,5	0,763
	20	103,1	114,7	21,5	1,049	85,6	55,4	56,85	1,45	94,08	0,761
	18	93,68	102,1	27,47	1,058	99,56	52,8	54,92	2,12	93,01	0,756
	15	79,2	82,25	42,5	1,085	129,1	47,58	51,74	4,16	93,04	0,74
4	50	220	296	4,03	1,376	17,05	74,92	74,99	0,07	124,9	0,685
	40	186,1	234,8	6,48	1,378	26,59	71,88	72,04	0,16	120,2	0,715
	30	147,1	173	12,18	1,382	44,14	66,56	67,06	0,5	116,6	0,736
	25	125,7	141,6	18,43	1,388	59,38	62,47	63,48	1,01	115,2	0,739
	23	116,8	128,9	22,37	1,394	67,59	60,39	61,76	1,37	114,9	0,737
	20	103,1	109,4	31,25	1,406	83,86	56,4	58,76	2,36	115,6	0,73
	18	93,68	96,1	40,65	1,426	98,69	52,7	56,32	3,62	118,3	0,721
	<b>15</b>	<b>79,2</b>	<b>75,78</b>	<b>75,59</b>	<b>1,49</b>	<b>155,1</b>	<b>41,58</b>	<b>51,05</b>	<b>9,47</b>	<b>143,2</b>	<b>0,685</b>
5	50	220	290,7	5,217	1,721	16,68	74,41	74,49	0,08	161	0,671
	40	186,1	229,8	8,46	1,722	26,05	71,39	71,6	0,21	152,5	0,699
	30	147,1	168	16,4	1,729	43,28	65,8	66,5	0,7	147,4	0,714
	25	125,7	136,1	24,8	1,74	58,48	61,07	62,51	1,44	147,6	0,713
	23	116,8	123,5	30,49	1,752	67,04	58,42	60,43	1,85	149,4	0,708
	20	103,1	103	43,9	1,78	85,23	52,6	56,4	3,8	159,1	0,694
	18	93,68	63,6	72,7	1,75	119	26,2	53,5	27,3	333	0,607
	15	79,2	/68,08	-	/1,78	-	-	45,56	-	/144,2	/0,64
5,5	50	220	287,8	5,85	1,893	16,47	73,7	73,79	0,09	183,7	0,664
	40	186,1	226,9	9,53	1,895	25,77	70,6	70,84	0,24	173,2	0,69
	30	147,1	165,2	18,36	1,904	42,98	64,7	65,48	0,78	167,9	0,702
	25	125,7	133	28,57	1,917	58,48	59,4	61,13	1,73	170,8	0,697
	23	116,8	120,2	35,4	1,93	67,5	56,21	58,76	2,55	175,7	0,688
	20	103,1	78	65	2,1	119,9	27,9	51,42	23,52	385/190	0,59
	18	93,68	68,8	121,3	2,1	123,6	25	46,4	21,4	354/196	0,61
	15	79,2	/53,4	-	/2,1	-	-	32,3	-	/234	/0,56

The sequence of numerical experiment is as follows: 1) the differential equations of the electric balance of IM and the mechanical equilibrium of the periodic load are calculated for each selected values of supply frequency and maximum  $M_c = f(\gamma)$ ; 2) the criteria  $\Delta M$ ,  $\delta\omega_r$ , average efficiency  $\eta^\gamma$ , torque on the shaft (equal to average load torque  $M_{2cep}^\gamma$ ), induction in the

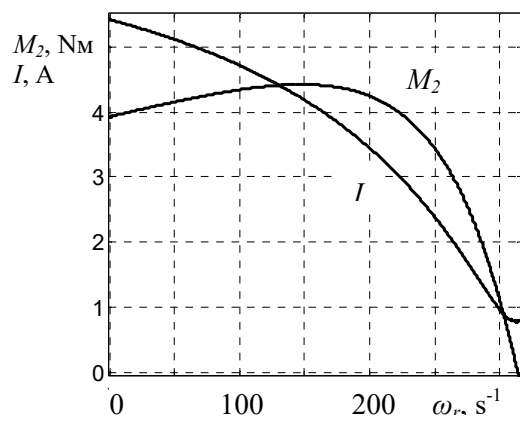


Fig. 2

The upper index  $\gamma$  indicates the condition with periodically changing load torque, and the upper index  $c$  indicates the static torque.

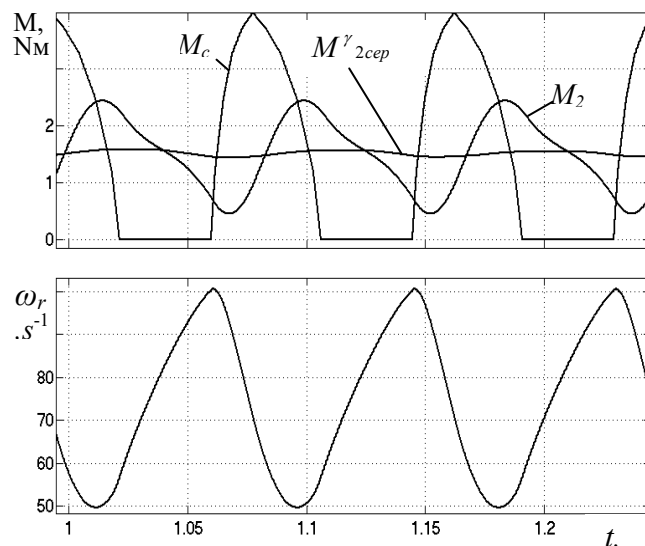


Fig. 3

The considered operating conditions at supply frequency of 15 Hz are characterized by 155.1% relative value of torque pulsations and 76% angular rotor speed. This leads to an increasing losses and decreasing efficiency by 9.47%. It should be noted that according to (1) the ratio for heavy quasi-static conditions of 4A63V2U3-typed IM at 50 Hz frequency is

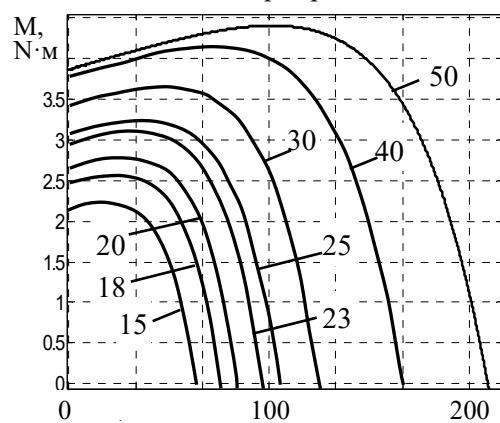


Fig. 4

air gap  $B_\delta$  and heating losses in IM  $P_t^\gamma$  (to control the thermal state in comparison with design condition are determined upon reaching the quasi-static conditions), Table 1; 3) the steady-state operating condition is calculated at constant shaft torque  $M_2^c = M_{2cep}^\gamma$  and the corresponding efficiency  $\eta^c$  is determined; 4) the difference between the efficiency  $\Delta\eta$  for static and periodic loads is determined. The partially filled rows correspond to non-available sustainable solution due to insufficient torque on the induction motor shaft (the information in the row corresponds to result for static load).

The example of the dynamic characteristics for 4A63V2U3-typed quasi-static motor at 15 Hz supply frequency with the load similar to single-cylinder piston compressor with a maximum load torque of 4 N·m is shown in Fig. 3. The corresponding row in table 2 is marked by bold type. In addition, the calculated results for such operating conditions are presented in Fig. 1.

Fig. 3 shows the time dependences of instantaneous values of the angular rotor speed, load torque ( $M_c$ ), torque on the shaft ( $M_2^\gamma$ ) and its average value ( $M_{2cep}^\gamma$ ), according to which the conditions with constant torque are calculated. The plots in Fig. 3 show that the decrease of rotor speed when the load torque exceeds the motor torque. It is on the contrary for speed. The motor torque increases with decreasing speed, and decreases otherwise. The pulsation values are given in table. 2.

$k_1 = T_{MK} / T_E = 3.9$ . It shows (in accordance with  $k_1 > 2$  by [1]) no-resonance within the frequency motor characteristics (when the amplitude of the electromagnetic torque  $M_2^\gamma$  exceeds the shaft torque amplitude  $M_2^c$ ). The calculation of ratio (1) at changing supply frequency (for the values of Table 2) is carried out taking into account the varying critical slip and torque. These values are obtained by determination of the speed-torque characteristics (Fig. 4) for frequencies of 50, 40, 30, 25, 23, 20, 18, 15 Hz, which are indicated in the figure.

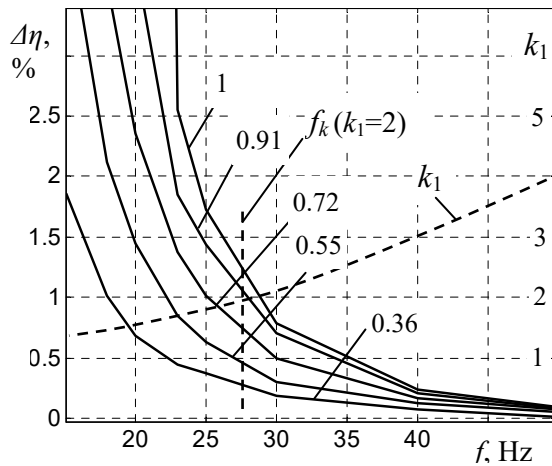


Fig. 5

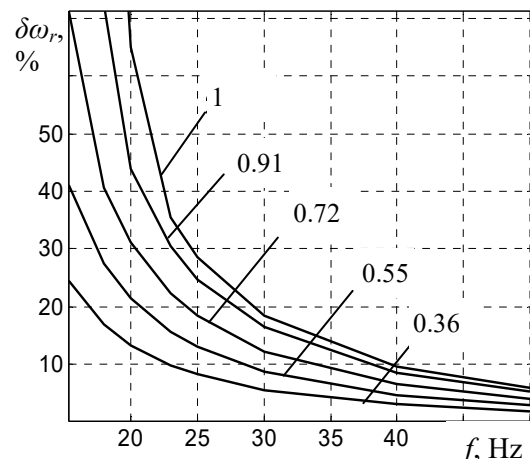


Fig. 6

The graphic dependence of the changing ratio  $k_1$  on the supply frequency is shown in Fig. 5 along with a set of dependencies  $\Delta\eta$ . As seen, when the frequency is less than the critical value  $f_k = 28$  Hz, the ratio for heavy quasi-static conditions  $k_1 = T_{MK} / T_E$  becomes less than the critical value which is equal to 2.0 [1]. This correlates with strong reduction of efficiency under operating conditions (Fig. 5, Table 2). It can be seen that the line of the critical frequency passes approximately through the inflection of curves  $\Delta\eta(f)$  for different loading degrees  $k_3$ . This confirms proposed criterion to be used for controlled IMs with periodic load concerning increase of their energy efficiency under quasi-static conditions.

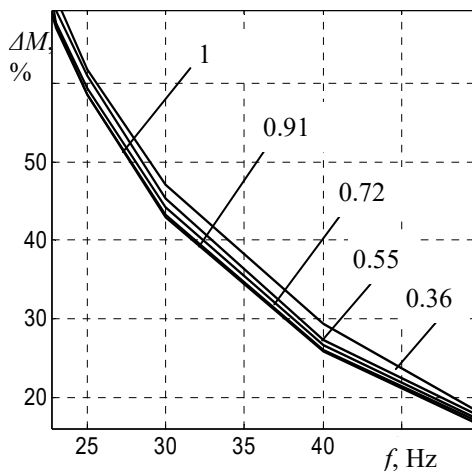


Fig. 7

The graphic dependencies of  $\Delta\eta$ ,  $\delta\omega_r$ ,  $\Delta M$  as functions of supply frequency for various loading degrees  $k_3 = M_{2cep}^y / M_{2H}$  (calculated according to data in Tables 1, 2 and used to mark the plots) are shown in Figs. 5–7. As seen, at increasing loading degree, the decreasing efficiency and speed pulsations reach the critical level within the smaller range of supply frequency, and the pulsation of torque depends little on the loading degree.

The calculated results show the possibility to determine the characteristics of IM with frequency converters (with limited speed pulsations for IM of the single-cylinder compressors – at the level of 20% [14]). For example, these characteristics are realized within the range of 1:3.5 for loading degree of 0.36 (which corresponds to the maximum 2 N·m shaft torque) and within the range of 1:1.8 – for 1.0 loading degree (maximum 5.5 N·m). The maximum difference of efficiency for constant and periodic loads (27.3%) is calculated. This value corresponds to the operating conditions with  $k_3 = 0.91$  and  $f = 18$  Hz.

The efficiency of quasi-static regimes should be determined taking into account the influence of the current-shape distortion on the power factor due to the periodic load. The values on the displays in Fig. 1 show that for quasi-static regime  $THD_i = 0.2574$ . Such current-shape distortion reduces the power factor in comparison with  $\cos\phi_1 = 0.834$  that determined by the first harmonic. So, the power factor according to the following expression [15], which takes into account non-sinusoidality and asymmetry, is equal to  $\alpha = P_1 / U \sqrt{I_A^2 + I_B^2 + I_C^2} = 0.8077$ , where  $P_1$ ,  $U$  and  $I$  are the power consumption, the effective values of the line voltage and currents respectively. The similar value of the power factor can be calculated by expression [16]:  $\alpha = \cos\phi_1 / \sqrt{1 + THD_i^2} = 0.8077$  at the symmetry of the processes that are representative for model of Fig. 1.

## Conclusions

1. The effect of supply frequency on the power and operational efficiency of frequency-controlled drive of IM for piston compressor is determined by complex modeling taking into account the varying load torque, nonlinear electromagnetic parameters, asymmetry and non-sinusoidality of processes. The region of critical reduction of the efficiency is revealed.

2. The criterion for heavy quasi-static regimes is proposed for IM piston compressor with frequency regulation. The criterion is used to determine the need for consideration of periodically varying load torque when developing the proposition to improve the efficiency.

3. For 4A63V2U3-typed 550 W motor, the region of critical reduction of efficiency (the reduction of efficiency exceeds 10% at the boundaries of the region) is found under conditions of the periodic load for single-cylinder piston compressor, the varying frequency, supply voltage and loading degree. The permissible ranges of speed regulation are defined for different loading degrees of IM at 20% regulated speed pulsation level.

4. The complex design work should be carried out taking into account the changing range for speed control, loading degree, moment of inertia, the varying voltage and frequency, the structure of frequency-controlled system in order to develop the effective technical solutions for frequency-controlled induction motor drive for piston compressors. Without such complex designing the power efficiency can be decreased by more than 10%.

*The work was carried out according to governmental project «Scientific bases and tools for complex design synthesis of induction machines of energy-efficient and resource-saving electromechanical systems» (state registration number 0117U007715).*

1. Bibik O.V. Grounding of the approaches to design of induction motors with variable load. *Bulletin of NTU KhPI. Series: Electric machines and electromechanical energy conversion*. 2019. No 4. (1329). Pp. 94-98. (Ukr)  
DOI: <https://doi.org/10.20998/2409-9295.2019.4.14>
2. Bibik O.V., Popovych O.M., Shevchuk S.P. Power effective modes of electromechanical system for pump installation of high-rise building. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2016. No 6. Pp. 38-45. (Ukr)
3. Popovych O.M., Bibik O.V. Search and evaluation of ways to increase the energy efficiency for monoblock pump by complex design. *Bulletin of NTU KhPI. Series: Electric machines and electromechanical energy conversion*. 2018. No 5 (1281). Pp. 79-82. (Ukr)
4. Bukaros A.Y., Romchuk N.O. Bukaros V.N. Adaptive control system compressor for electric drive. *Automation technological and business-processes*. 2014. Vol. 6. No 4. Pp. 84-90. (Rus)  
DOI: <https://doi.org/10.15673/2312-3125>
5. Voyteh V.A. Frequency control of speed of induction motors for compressors of household refrigerators. Problems of modern electrical engineering. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2004. Vol. 3. Pp. 61-62. (Rus)
6. Hou X., Gu Z., Gao X., Feng S., Li Y. Analysis of efficiency and power factor of reciprocating compressor unit under variable-frequency and variable-conditions. *International Compressor Engineering Conference at Purdue, USA*. July 14-17, 2008. Pp 1-7. DOI: <https://docs.lib.purdue.edu/icecc/1878>
7. Binneberg, P., Kraus, E., Quack H. Reduction In Power Consumption Of Household Refrigerators By Using Variable Speed Compressors. *International Refrigeration and Air Conditioning Conference, USA*. 2002. Pp. 1-9.  
DOI: <http://docs.lib.purdue.edu/iracc/615>
8. Jakobsen A., Rasmussen B. Energy optimization of domestic refrigerators Major energy saving by use of variable speed compressors and evaporator fans. *International Appliance Manufacturing*. 1998. Vol. 1. No 2. Pp. 105-109.
9. Monasry J.F., Hirayama T., Aoki T., Shida S., Hatayama M., Okada M. Development of large capacity and high efficiency rotary compressor. *International Compressor Engineering Conference at Purdue, USA*. 2018. Pp. 1-10.  
DOI: <https://docs.lib.purdue.edu/icecc/2576>
10. Huang P. PD Compression: A Quasi-Static or Dynamic Process? *Purdue International Compressor Engineering Conference, July 14-17, USA*. 2014. Pp. 1-11. DOI: <http://docs.lib.purdue.edu/icecc/2259>
11. Akimov L.V., Kotlyarov V.O., Litvinenko D.G. Dynamic parameters of induction motors for frequency-controlled drives. *Electric engineering & Electromechanics*. 2011. No 3. Pp. 10-14. (Rus)
12. Kravchik A.E., Shlaf M.M., Afonin V.I., Sobolenskaia E.A. Induction motors of 4A series. Moskva: Ergo-atomizdat, 1982. 504 p. (Rus)
13. Popovych O.M., Golovan I.V. Detail analysis of operating conditions of induction motors as a part electromechanotronic systems using equivalenting of field models by electrical circuits. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2014. No 5. Pp. 113-115. (Ukr)

14. Morozyuk L.I., Morozyuk T.V., Yastrebova L.V. Designing of a piston compressor for refrigerating machines and heat pumps. Odessa: OGAKh, 2003. 75 p. (Rus)
15. Popovych O.M., Golovan I.V. Determination and study of power factor for electromechanotronic systems with induction motors. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2014. No 5. Pp. 113–115. (Ukr)
16. Volkov I.V. A new concept for building power circuits of frequency-controlled asynchronous drives. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 1999. No 4. Pp. 21–26. (Rus)

УДК 621.313

### **ЕФЕКТИВНІСТЬ РОБОЧИХ РЕЖИМІВ АСИНХРОННИХ ДВИГУНІВ ПОРШНЕВИХ КОМПРЕСОРИВ ПРИ ЧАСТОТНОМУ РЕГУЛЮВАННІ**

**О.В. Бібік**, канд.техн.наук, **І.В. Головань**, канд.техн.наук, **О.М. Попович** докт.техн.наук,  
**Ю.В. Шуруб**, канд.техн.наук  
Інститут електродинаміки НАН України,  
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна.  
E-mail: [bibik@ied.ua](mailto:bibik@ied.ua)

*Досліджено вплив періодичного навантаження на пульсації електромагнітного моменту й частоти обертання ротора, втрати і коефіцієнт корисної дії частотно-регульованого асинхронного двигуна поршневого одноциліндрового компресора з застосуванням імітаційного моделювання. З використанням критерію інтенсивних квазісталіх режимів визначено області критичного зниження ефективності двигуна за зміни частоти і напруги живлення та ступеня його навантаження. Бібл. 16, рис. 7, табл. 2.*

**Ключові слова:** асинхронні двигуни, частотне регулювання, поршневі одноциліндрові компресори, пульсації, коефіцієнт корисної дії.

УДК 621.313

### **ЭФФЕКТИВНОСТЬ РАБОЧИХ РЕЖИМОВ АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ ПОРШНЕВЫХ КОМПРЕССОРОВ ПРИ ЧАСТОТНОМ РЕГУЛИРОВАНИИ**

**Е.В. Бибики**, канд.техн.наук, **И.В. Головань**, канд.техн.наук, **А.Н. Попович** докт.техн.наук,  
**Ю.В. Шуруб**, канд.техн.наук  
Институт электродинамики НАН Украины,  
пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина.  
E-mail: [bibik@ied.ua](mailto:bibik@ied.ua)

*Исследовано влияние периодической нагрузки на пульсации электромагнитного момента и частоты вращения ротора, потери и коэффициент полезного действия частотно-регулируемого асинхронного двигателя поршневого одноцилиндрового компрессора с помощью имитационного моделирования. С использованием критерия интенсивных квазиустановившихся режимов определены области критического снижения эффективности двигателя при изменении частоты и напряжения питания и степени его загрузки. Библ. 16, рис. 7, табл. 2*

**Ключевые слова:** асинхронные двигатели, частотное регулирование, поршневые одноцилиндровые компрессоры, пульсации, коэффициент полезного действия.

Надійшла 27.09.2019  
Остаточний варіант 05.11.2019



## ROTOR STRUCTURE WITH DOUBLE CAGE FOR IMPROVED SYNCHRONOUS CAPABILITY OF LINE-START PERMANENT MAGNET SYNCHRONOUS MOTORS

Hongbo Qiu, Yong Zhang, Cunxiang Yang, Ran Yi

School of Electrical and Information Engineering, Zhengzhou University of Light Industry,  
Dongfeng Road No. 5, 450002, Zhengzhou, China. E-mail: [zhangxiaoyong1989@gmail.com](mailto:zhangxiaoyong1989@gmail.com)

*Line start permanent magnet synchronous motors (LSPMSMs) have a problem of synchronization. In this paper the rotor of LSPMSM with double cage is proposed to improve synchronous capability of the motor. Key factors concerning the starting performance and synchronous capability of LSPMSM are given, and the conflict relationship between starting performance and synchronous capability is analyzed. The performances of starting and synchronization of the motors with single cage rotor and double cage rotor are compared and analyzed based on the conflict. The results obtained for the motor with double cage rotor can improve the synchronous capability within the wide range. The principal results of the paper provide the reliable theoretical propositions for improving LSPMSM performance.*

References 15, figures 11, tables 3.

**Key words:** LSPMSM, finite-element method, double cage rotor, starting performance, synchronous capability.

**1. Introduction.** The permanent magnet synchronous motors have the higher efficiency and power factor as compared to induction motors [1–4]. The permanent magnet synchronous motors replaced induction motors in many fields connected with energy saving and development of rare earth materials. However, permanent magnet motors can not start without other devices. Line-start permanent magnet synchronous motors (LSPMSMs) combine the advantages of induction motors and permanent magnet motors, they can start without other devices, and also have the high efficiency and power factor. LSPMSMs are applied widely in oil industry and pump field [5–7].

In the starting process of LSPMSM, many torques such as asynchronous torque, generation braking torque, reluctance torque and pulsating torque are of importance. These torques also vary with slip variation [8–9]. The combined effect of the torques makes the starting process more complex and hard to study, so the study of starting process of LSPMSMs is difficult. LSPMSMs also have a special process in the starting, when the speed becomes gradually close to the synchronous speed, the motor begin to pull in synchronization. According to current research, some key factors affected the starting performance have different influences on the synchronous capability. So when the high start ability is ensured, the synchronous capability is easy to neglect.

Double cage structure is often used in induction motors, but the application of double cage in LSPMSM is rare. Many experts carried out the study of the starting performance and synchronous capability. For example, Miller in [9] analyzed the starting process of LSPMSM and revealed the influence of the torques on the starting process, the variations of the torques with the slip are also studied. The process of LSPMSM pull in synchronization is also explained in [9]. Cheng Ming in [10] put forward a method to calculate the synchronous capability accurately and verify the accuracy of the method, and then the influences of some key factors on the synchronous capability are calculated by this method [10]. Esmaeil Sarani ([11]) proposed the new configuration for LSPMSM with low consumption of permanent (PM) magnet material providing improved performance. This configuration can decrease the PM volume and improve the performances [11]. Ding analyzed and compared three different rotor structures of LSPMSM, investigated the effects of some geometrical and physical parameters on performances; as found, the interior PM motor has better performance than the other motors [12]. But the study of double cage structure is usually concentrated on induction motors, and the results do not apply well to LSPMSM [13–14]. Ugale in [15] proposed two novel LSPMSM rotors after the electromagnetic analysis and the test as compared to the usual rotor structures, got the result that one of the rotor structure with double cage and surface magnet can improve the starting performance and synchronous capability, and the another rotor can improve the steady state performance, at the same time the rotor structure that improve the starting performance is not analyzed in detail [15].

In this paper, based on the finite-element method, the models of motors with single and double cage are established, and the starting performance and synchronous capability are analyzed. Then the difference of

the starting and synchronous capability between these two rotor structures are obtained, the electric and magnetic fields are compared, the reason of this difference is analyzed. The results revealed are of great significance for the improvement of synchronous capability.

**2. Parameters and model of LSPMSM.** In this paper, the LSPMSM with double cage is proposed by the single cage rotor prototype. Double cage rotor structure is usually used in induction motors to solve the problem of poor starting performance, to improve both the motor starting performance and steady state performance. In induction motors, the design can be characterized by the relatively large outer-bar resistance and inner-bar leakage inductance, the rotor current is mostly concentrated in the outer cage during the startup transient at high slip due to the heavy skin effect. And the inner cage effect in the steady state can improve efficiency of induction motors due to lower resistance.

But the structure with double cage in LSPMSMs has different effect, though the outer cage is also mostly effect in startup transient, the effect of inner cage is different. When the motors are operated at steady state in rated speed, the effect of the cage could be disregarded. But it can also improve synchronous capability due to its low resistance in the inner cage. The LSPMSM with double cage rotor that proposed in this paper, and the difference between the structures of single cage rotor and double cage rotor is confirm.

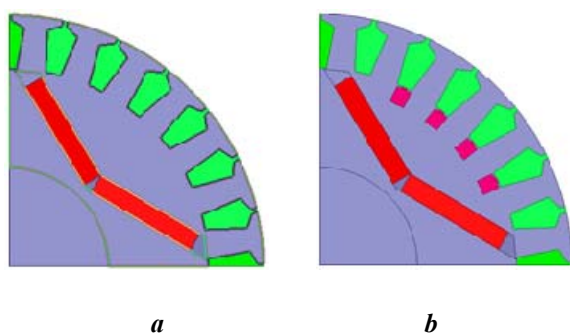


Fig. 1

The single cage rotor is shown in Fig. 1, *a*. The LSPMSM with double cage rotor is given in Fig. 1, *b*.

The starting cage slots are distributed around the rotor periphery, and the outer cage of double cage rotor is same to that of prototype rotor. The stators of both types are identical. As compared to the prototype rotor, only inner cage is set up additionally at the inner place of the corresponding outer cage except for the three outer cage bars near the magnet bridge. There are interruptions in the inner cage pattern due to the magnets extending nearly to the outer cage. This position of inner cage is designed for enough space to improve the mechanical strength of the rotor and place for permanent magnet. Both the two types

have aluminum outer cage, but the inner cage of the double cage rotor is made of copper having lower resistance. The equivalent circuit of the prototype and the motor with double cage rotor are shown in Fig. 2.

Taking this 2.2 kW LSPMSM as an example, the parameters of the LSPMSM are given in table 1. Using these parameters, the 2D finite-element model is developed (see Fig. 3). The finite-element software Ansoft Maxwell is used to calculate the performance of the LSPMSM.

**3. Experimental testing and data comparison.** In order to verify the correctness of the finite-element model, the LSPMSM prototype is tested. The test system consists of a Magtrol's dynamometer machine, HIOKI PW6001 power analyzer, industrial condensing unit, DSP (digital signal processor) data acquisition system, permanent magnet motor and other equipment. The motor under test is connected to the dynamometer, the industrial condensing unit keeps the temperature within the soft range, the load torque could be adjusted with DSP controller. Stable state data could be tested and recorded by the power analyzer, the starting process and the operated performance could be presented in the system displayer. The motor is

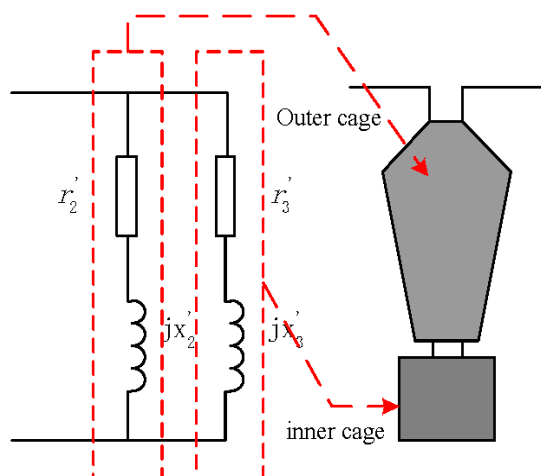


Fig. 2

Table 1

Parameters	Values
Rated power (kW)	2.2
Rated speed (r/min)	1500
Rated load (N · m)	14
Pole number	4
Frequency (Hz)	50
Rated voltage (V)	380
Stator outer diameter (mm)	155
Stator inner diameter (mm)	98

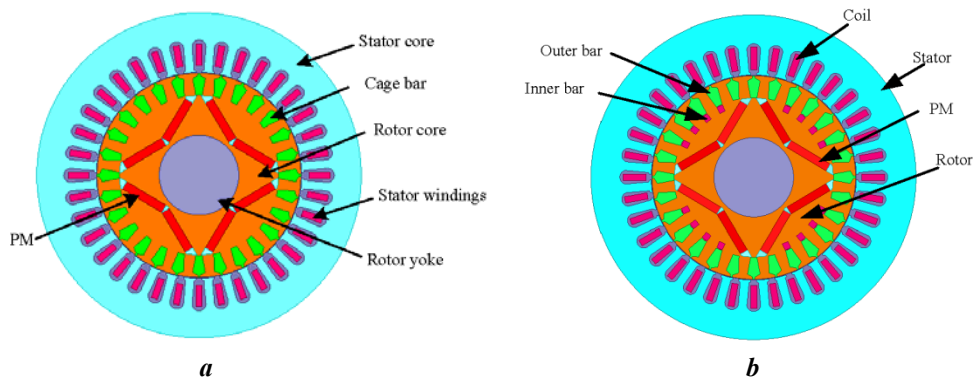


Fig. 3

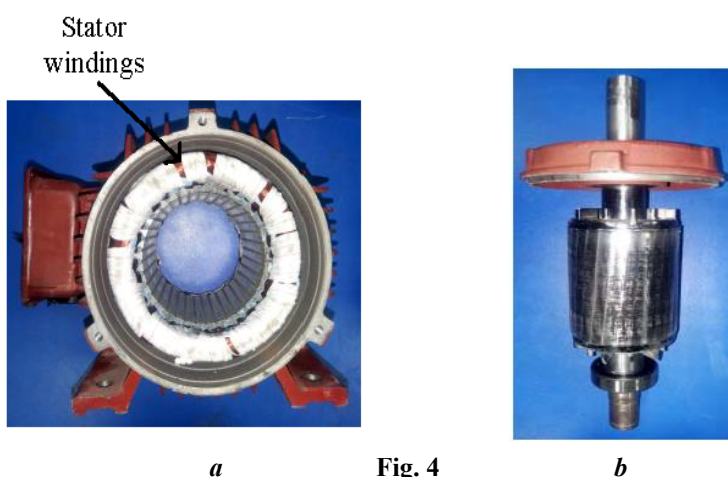


Fig. 4

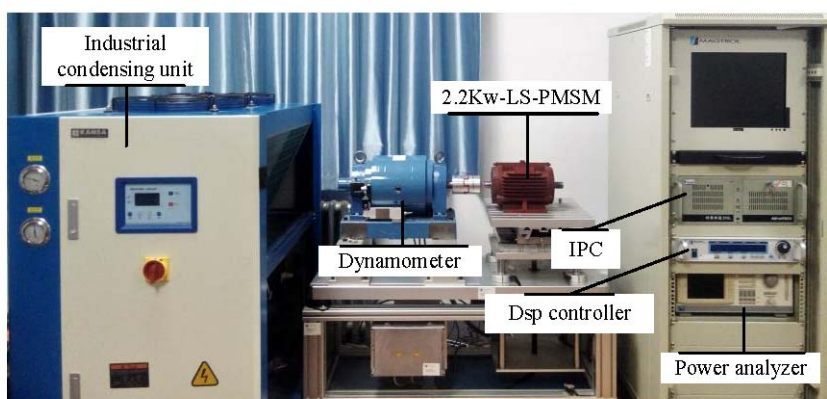


Fig. 5

supplied using directly the laboratory three-phase 50 Hz 380 V source. The correctness of the calculated result is verified. The prototype structure and experimental platform are shown in Figs. 4 and 5, respectively.

The test data of the prototypes and the calculated results obtained by 2D finite-element model are shown in table 2. As seen, there is little difference between the experimental and calculated values for the prototype under different loads. The errors are up to 5%. The experimental data are in good agreement with the calculated data.

Performances	Test data	Calculated results	Errors
Current /A	3.89	3.78	2.8%
EMF/V	200	204	2%
Power factor	0.96	0.98	2.1%

#### 4. Influence of key factors on starting performance and synchronous capability.

The starting performance requires higher start torque with lower start current. The synchronous capability is estimated by the combination of load

torque and inertia. The larger the combination of load torque and load torque, the better the synchronous capability. The mechanical motion equation in the pull-in synchronous process of LS-PMSM is expressed as

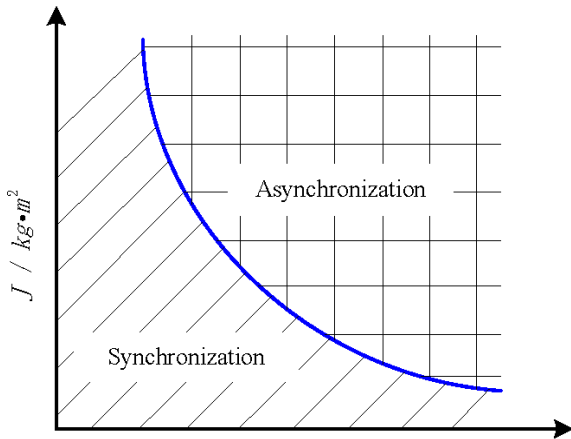


Fig. 6

$$T_{em} - T_L = J \frac{d\Omega}{dt} = -\frac{1}{p} J \omega_s s \frac{ds}{d\theta}, \quad (1)$$

where  $\omega_c$  is the synchronous angular velocity,  $J$  is the rotational inertia,  $T_{em}$  is the electrical magnet torque,  $T_L$  is the load torque,  $s$  is the slip between synchronous speed and the rotor speed.

The synchronous capability is usually presented as the synchronization critical curve, as shown in Fig. 6. When the point of the combination of inertia and load torque fall in the region under the critical curve, motor could pull in synchronization, when the point fall in the region upon the critical curve, motor is operated asynchronously.

Some sensitive factors have different influence on the starting performance and synchronous capability. It is hard to get better starting performance and great synchronous capability at the same time.

The asynchronous torque is expressed by

$$T_{asyn} = \frac{mpU^2 R_2'^2 / s}{2\pi f [(R_1 + c_1 R_2' / s)^2 + (X_1 + c_1 X_2')^2]}, \quad (2)$$

where  $c_1$  is the coefficient caused by adopting the  $\Gamma$  approximate equivalent circuit,  $R_1$  and  $X_1$  are the stator resistance and leakage reactance, respectively,  $R_2'$  and  $X_2'$  are the conversion values of the rotor resistance and leakage reactance.

4.1. Influence of rotor resistance on the starting and synchronous capability. Since only asynchronous torque that generated at the cage is affected at the start moment, the start torque and the rotor resistance are expressed by equation (3)

$$T_{start} = \frac{mpU^2 R_2'^2}{2\pi f [(R_1 + c_1 R_2')^2 + (X_1 + c_1 X_2')^2]}. \quad (3)$$

Based on this equation, only considering the effects of  $R_2'$ , the equation that calculating the derivative of  $T_{start}$  is given as

$$\frac{dT_{start}}{dR_2'} = \frac{mpU^2 [(X_1 + c_1 X_2')^2 + R_2' - c_1^2 R_2'^2]}{2\pi f [(R_1 + c_1 R_2')^2 + (X_1 + c_1 X_2')^2]^2}. \quad (4)$$

The value of  $R_2'$  corresponding to maximum starting torque is equal to

$$R_2' = \frac{1}{c_1} \sqrt{R_1^2 + (X_1 + c_1 X_2')^2}. \quad (5)$$

When  $R_2'$  less than  $\frac{1}{c_1} \sqrt{R_1^2 + (X_1 + c_1 X_2')^2}$ , the starting torque increases with increasing  $R_2'$ . The cage bar of LSPMSM is usually made with aluminum or copper, the resistance is larger than  $\frac{1}{c_1} \sqrt{R_1^2 + (X_1 + c_1 X_2')^2}$ . In other words, the increase of resistance gives higher starting performance.

Using presented method the critical curves are different for different three rotor resistance (Fig. 7). It can be seen that the curve of rotation inertia versus load torque is higher when the rotor resistance is lower. It means that the

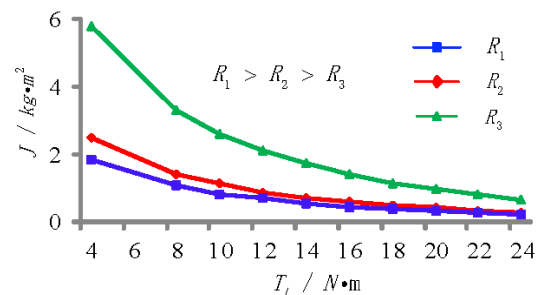


Fig. 7

better synchronous capability will be get at lower rotor resistance. The high resistance leads to higher starting torque with lower synchronous capability when the rotor resistance is lower than  $\frac{1}{c_1} \sqrt{R_1^2 + (X_1 + c_1 X_2')^2}$ . And

the lower rotor resistance promotes the better synchronous capability but the starting torque will have a negative influence. This conflict is important for designing of LSPMSM.

4.2. Influence of rotor reactance on the starting and synchronous capability. When the key factor comes to rotor reactance, the relevance of starting torque and rotor reactance is expressed as equation (6)

$$\frac{dT_c}{dX_2'} = -\frac{mpc_1U^2R_2'^2(X_1 + c_1X_2')}{s\pi f[(R_1 + c_1R_2'/s)^2 + (X_1 + c_1X_2')^2]^2} \quad (6)$$

It can be seen that the derivative of rotor reactance is lower than zero constantly. So the start torque decreases with rotor increasing reactance. The better starting performance required lower rotor reactance.

Even though the method of critical curve (Fig. 6) is widely accepted to present the synchronous capability, the method is limited to be used widely because of complex calculation. The slope of torque versus torque curve which determines the critical speed when motor beginning pull in synchronization is also important for synchronous capability. The higher critical slope means the higher speed of the motor when beginning to pull in synchronization. The rotor has more possibility to operate at synchronous speed, and the motor has higher synchronous capability. The slope of this curve could be expressed as

$$\frac{dT_c}{ds} = \frac{mpU^2R_2'^2\{c_1^2R_2'^2 - s^2[R_1^2 + (X_1 + c_1X_2')^2]\}}{2\pi fs^4[(R_1 + c_1R_2'/s)^2 + (X_1 + c_1X_2')^2]^2} \quad (7)$$

This slope has an influence on the rotor reactance. The derivative of the torque versus slip curve slope is expressed by equation (8)

$$\frac{d(dT_c/ds)}{dX_2'} = -\frac{mpU^2R_2'}{2\pi fs^4} \left\{ \frac{2c_1s^2(X_1 + c_1X_2')}{[(R_1 + c_1R_2'/s)^2 + (X_1 + c_1X_2')^2]^2} + \frac{4c_1(X_1 + c_1X_2')\{c_1^2R_2'^2 - s^2[R_1^2 + (X_1 + c_1X_2')^2]\}}{[(R_1 + c_1R_2'/s)^2 + (X_1 + c_1X_2')^2]^3} \right\} \quad (8)$$

As seen from this equation, the value of the derivative is lower than zero, so the torque is improved when the rotor reactance decreases. It means that the better synchronous capability is got with low rotor resistance. Influences of rotor reactance on starting performance and synchronous capability are analogous. Then the lower rotor reactance has a positive impact on both the starting performance and synchronous capability.

5. Double cage rotor. The inner cage is made of copper with low resistance and low reactance to improve motors' synchronous capability, and the outer cage is still aluminum to provide low starting torque.

When the motor is running at rated load, the complex magnetic field is generated by permanent magnet and armature. This section mainly analyzes the air-gap magnetic field at the rated load operation.

When the LSPMSM has single cage and double cage rotor at 14 N·m load torque and 0.05 kg·m<sup>2</sup> rotational inertia. The start performances are calculated by finite-element method. Such starting pro-

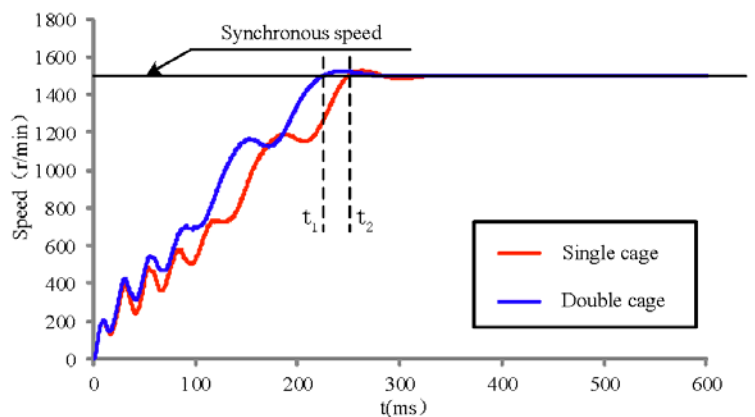


Fig. 8

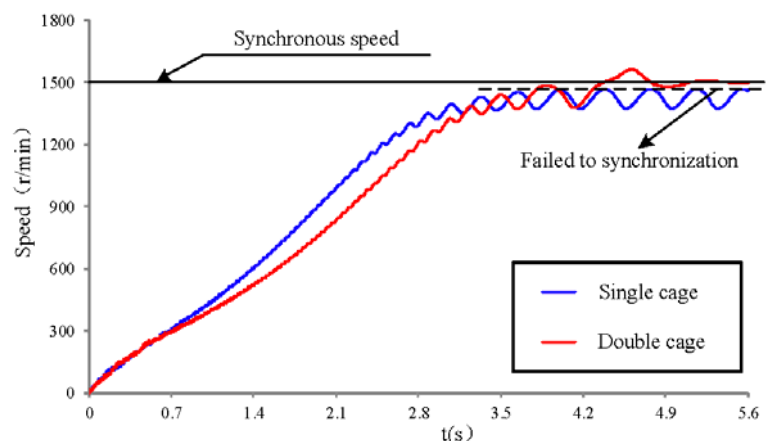


Fig. 9



cesses are shown in Fig. 8. As seen, the motor with single cage starts more quickly and comes to synchronous speed earlier. But the results also vary with the increase of rotational inertia. The starting processes of prototype and double cage motor at 14 N·m load torque and inertia of 0.7 kg·m<sup>2</sup> is presented in Fig. 9.

Fig. 9 shows that the starting times for two type motors are longer with inertia of 0.7 kg·m<sup>2</sup>, even though the motor with single cage starts faster and reaches the speed close to synchronous speed earlier, but it is failed to pull in synchronization. Conversely, the motor with double cage rotor has a slower start process but it is pulled in synchronization successfully at this combination of load torque and rotational inertia.

**Table 3**

Performance	Single cage	Double cage
Start current (A)	57.4	58.2
Start torque (N · m)	57.9	54.7
Critical inertia with rated load (kg)	0.55	0.75

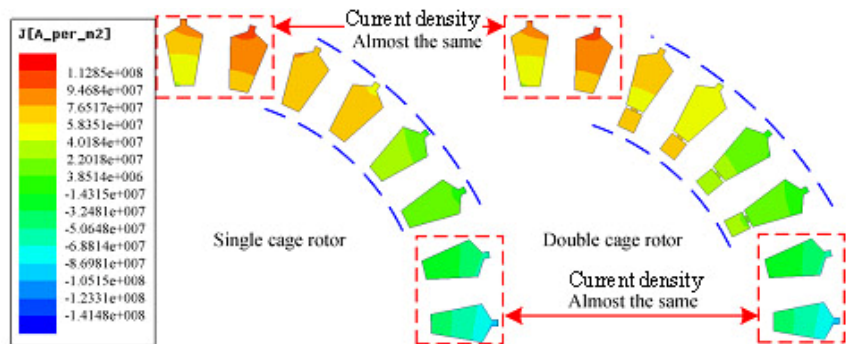
Table 3 gives the starting performances and synchronous capability of the motors with single cage and double cage rotors, respectively. It can be seen that the motor with single cage rotor has higher start torque and lower start current as compared with the motor having double cage. It means that its starting performance is better than the motor with double cage, but this difference is not obvious. When it comes to the synchronous capability, the motor with single cage rotor could be pulled in synchronous speed with the maximum inertia 0.55 at rated load torque 14 N·m, but the motor with double cage motor is pulled in synchronous speed with the maximum inertia 0.75 – by 36.4% greater as compared to the motor with single cage rotor.

To reveal the reason of the starting performance difference between the motor with single and double cage rotor, Fig. 10 gives the current density of motors with the two rotor structures. It can be seen that the value of current density both of the two motors increases from inside to outside on circumferential direction. The current is most concentrated at the end of the cage bar. This means that the skin effect is obvious and the effective area of rotor bar decreases, so the effective resistance increases actually. The start torque and the rotor resistance are expressed by equation (2).

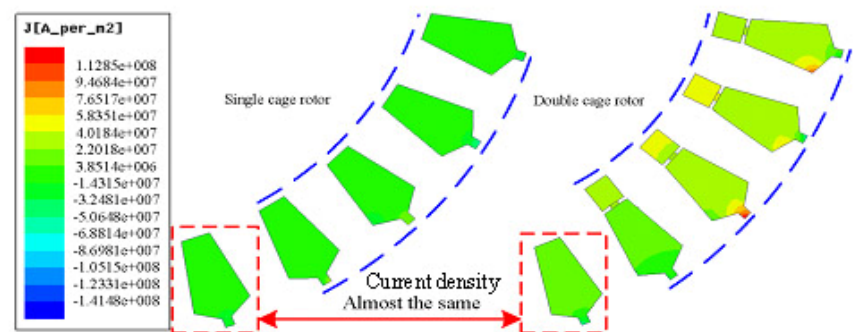
When the material of the cage is aluminum, the increment caused by the skin effect increases the start torque. In the double cage rotor, the current is mostly concentrated in the inner cage made of copper, but it also can be seen that the skin effect is also obvious in the outer cage, and the current density is close to that of single cage rotor. This means that even though the resistance of the double cage rotor is smaller than that of single cage rotor because the low resistance inner cage is connected to the outer cage, but the skin effect makes the difference not obvious at the same dimensions and shape of the cage bar. So the starting performance of double cage rotor is worse than that of single cage rotor, but the value of this difference is small.

Fig. 11 gives the current density of the cage when the motor speed is close to synchronous speed. As seen, the cage bar without inner cage in double cage rotor has the same current density as compared to single cage rotor. It has little current density in the whole cage bar. In other words, there is almost no current in the bar at this moment.

But in double cage rotor, even though the outer cage of the double cage rotor is same in size and shape, but the current density in the outer cage of the double cage rotor is higher than that of single cage rotor. It means that the connection of inner cage could provide more torque in pull-in process and improve the synchronous capability. For double cage bar, the connection of inner cage and outer cage makes rotor resis-



**Fig. 10**



**Fig. 11**

tance lower, and at the speed close to synchronous speed, the effect of skin effect is too weak and could be neglected. So the low resistance gives the high current density and better synchronous capability.

At start moment, though the copper rotor cage has lower resistance, and the connection of inner cage and outer cage makes the effective resistance more lower, but the current is concentrated at the end of the rotor cage bar, and the skin effect due to the high slip leads to not very large difference of effective resistance of single cage and double cage rotor, so the influence on the starting performance is not obvious. When the motor speed is close to the synchronous, the slip is close to zero. There is almost no skin effect, so the copper inner cage and its lower resistance play a main role in synchronous process. It could provide more torque at the moment of pull-in synchronization.

## 6. Conclusions.

In this paper, the 2.2 kW LSPMSM is considered as an example. The finite-element method is used to analyze and calculate the starting performance and synchronous capability. The following conclusions are obtained:

The double cage structure rotor is mainly used to improve the synchronous capability. In general conditions, the high value of rotor resistance has a positive effect on the starting performance of LSPMSM, but better synchronous capability requires lower rotor resistance. When it comes to rotor reactance, both the starting and synchronous capability could be improved by lower rotor reactance. Taking into consideration these influences of the rotor resistance and reactance on starting and synchronous capability, the LSPMSM with double cage rotor that proposed in this paper can solve the conflict with a little decrement of starting performance and great improvement in synchronous capability. The decrement of starting performance is only by 5.5% worse than single cage rotor, but the increment of synchronous capability could be 36.4%. The double cage rotor promotes the synchronous capability of LSPMSM.

**Acknowledgement.** *This work was supported in part by the National Natural Science Foundation of China under Grant 51507156, in part by the University Key Scientific Research Programs of Henan province under Grant 17A470005, in part by the Key R & D and Promotion Projects of Henan Province under Grant 182102310033, in part by the Doctoral Program of Zhengzhou University of Light Industry under Grant 2014BSJJ042, and in part by the Foundation for Key Teacher of Zhengzhou University of Light Industry.*

1. Lin C., Lin C., Hybrid modified Elman NN controller design on permanent magnet synchronous motor driven electric scooter. *Transactions Of The Canadian Society For Mechanical Engineering*. 2013. Vol. 37. No 4. Pp.1127-1145.
2. Rahman M.A., Osheiba A.M. Performance of a large line-start permanent magnet synchronous motor. *IEEE Transactions on Energy Conversion*. 1990. Pp. 211-217. DOI: <https://doi.org/10.1109/60.50833>.
3. Hassanpour Isfahani A., Vaez-Zadeh S. Effects of Magnetizing Inductance on Start-Up and Synchronization of Line-Start Permanent-Magnet Synchronous Motors. *IEEE Transactions on Magnetics*. 2011. Vol. 47. Pp. 823-829. DOI: <https://doi.org/10.1109/TMAG.2010.2091651>
4. Binns K.J., Jabbar M.A. High-field self-starting permanent magnet synchronous motor. *IEE Proceedings B: Electric Power Applications*. 1981. Vol. 128. Pp. 157-160.
5. Hassanpour Isfahani A., Vaez-Zadeh S. Line-start permanent magnet synchronous motors: Challenges and opportunities. *Energy*. 2009. Vol. 34. Pp. 1755-1763. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.energy.2009.04.022>
6. Kahrisangi M.G., Isfahani A.H. Line-start permanent magnet synchronous motors versus induction motors: A comparative study. *Frontiers of Electrical and Electronic Engineering*. 2012. No 4. Pp. 459-466.
7. Esmail Sarani, Sadegh Vaez-Zadeh. Design procedure and optimal guidelines for overall enhancement of steady-state and transient performances of line start permanent magnet motors. *IEEE Transactions on Energy Conversion*. 2017. Vol. 32. No 3. Pp. 885-894. DOI: <https://doi.org/10.1109/TEC.2017.2694485>
8. Hassanpour Isfahani Arash, Vaez-Zadeh Sadegh. Effects of Magnetizing Inductance on Start-Up and Synchronization of Line-Start Permanent-Magnet Synchronous Motors. *IEEE Transactions on Magnetics*. 2011. Vol. 47. 823-829. DOI: <https://doi.org/10.1109/TMAG.2010.2091651>
9. Miller T.J.E. Synchronization of line-start permanent-magnet synchronous AC motors. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems PAS-103*. 1984. Pp. 1822-1828.
10. Cheng M., Zhou E. Analysis and calculation of pull-in performance of the permanent magnet synchronous motors. *Proceedings of the CSEE*. 1996. Vol. 16. Pp. 130-134. DOI: <https://doi.org/10.13334/j.025-2013.pcsee.1996.02.013>
11. Esmail Sarani, Sadegh Vaez-Zadeh. Line start permanent magnet motors with double-barrier configuration for magnet conservation and performance improvement. *IET Electric Power Applications*. 2017. No 11. Pp. 1656-1663. DOI: <https://doi.org/10.1049/iet-epa.2017.0086>

12. Ding Tingting, Takorabet Noureddine, Sargos Francois-Michel, Wang Xiuhe. Design and Analysis of Different Line-Start PM Synchronous Motors for Oil-Pump Applications. *IEEE Transactions on Magnetics*. 2009. Vol. 45. Pp. 1816-1819. DOI: <https://doi.org/10.1109/TMAG.2009.2012772>
13. Wu X., Wang X. Calculation of skin effect for double-cage rotor bar of the induction machine. *Proceedings of the CSEE*. 2003. Vol. 23. Pp. 116-120. DOI: <https://doi.org/10.1334/j.0258-8013.pcsee.2003.03.025>
14. Jose Antonino-Daviu, Martin Riera-Guasp. Double-cage induction motors under the startup transient. *IEEE Transactions on Industry Applications*. 2012. Vol. 48. Pp.1539-1548. DOI: <https://doi.org/10.1109/TIA.2012.2210173>
15. Ugale R.T., Chaudhari B.N. Rotor configurations for improved starting an synchronous capability of line start permanent magnet synchronous motor. *IEEE Trans. Ind. Electron*. 2017. Vol. 64. Pp. 138-148. DOI: <https://doi.org/10.1109/TIE.2016.2606587>

## СТРУКТУРА РОТОРА С ДВОЙНОЙ КЛЕТКОЙ ДЛЯ УЛУЧШЕННОЙ СИНХРОНИЗАЦИИ СИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ С ПОСТОЯННЫМИ МАГНИТАМИ

Hongbo Qiu, Yong Zhang, Cunxiang Yang, Ran Yi  
School of Electrical and Information Engineering, Zhengzhou University of Light Industry,  
Dongfeng Road No. 5, 450002, Zhengzhou, China. E-mail: [zhangxiaoyong1989@gmail.com](mailto:zhangxiaoyong1989@gmail.com)

*Процесс синхронизации синхронных двигателей с постоянными магнитами для запуска линии является проблемным, требующим изучения и совершенствования. В статье с целью улучшения синхронизации предлагается ротор двигателей выполнять с двойной клеткой. Приведены ключевые факторы, относящиеся к пусковым характеристикам и синхронной способности синхронных двигателей. Изучены взаимные связи между характеристиками пуска и синхронной способностью. На основании этого сравниваются и анализируются характеристики двигателей с одноклеточным ротором и двухклеточным ротором. Двигатели, имеющие ротор с двумя клетками, обладают улучшенной синхронной способностью в широком диапазоне характеристик. Разработаны теоретические подходы для повышения эффективности функционирования синхронных двигателей с постоянными магнитами. Библ. 15, рис. 11, табл. 3.*

**Ключевые слова:** синхронные двигатели с постоянными магнитами для запуска линии, метод конечных элементов, ротор с двойной клеткой, пусковая характеристика, синхронная способность.

## СТРУКТУРА РОТОРА З ПОДВІЙНОЮ КЛІТКОЮ ДЛЯ ПОКРАЩЕННЯ СИНХРОНІЗАЦІЇ СИНХРОННИХ ДВИГУНІВ З ПОСТІЙНИМИ МАГНІТАМИ

Hongbo Qiu, Yong Zhang, Cunxiang Yang, Ran Yi  
School of Electrical and Information Engineering, Zhengzhou University of Light Industry,  
Dongfeng Road No. 5, 450002, Zhengzhou, China. E-mail: [zhangxiaoyong1989@gmail.com](mailto:zhangxiaoyong1989@gmail.com)

*Процес синхронізації синхронних двигунів з постійними магнітами за для запускання лінії є проблемним, що вимагає вивчення та удосконалення. З метою покращення синхронізації пропонується ротор двигунів виконувати з подвійною кліткою. Наведено ключові фактори щодо пускових характеристик і синхронної спроможності синхронних двигунів. Вивчено взаємні зв'язки між характеристиками пуску та синхронною спроможністю. Базуючися на цьому, порівнюються та аналізуються характеристики двигунів з одноклітковим та двоклітковим ротором. Двигуни, що мають ротор із двома клітками, мають покращену синхронну спроможність у широкому діапазоні характеристик. Розроблено теоретичні підходи для підвищення ефективності функціонування синхронних двигунів з постійними магнітами. Бібл. 15, рис. 11, табл. 3.*

**Ключові слова:** синхронні двигуни з постійними магнітами для запускання лінії, метод кінцевих елементів, ротор із подвійною кліткою, пускова характеристика, синхронна здатність.

Надійшла 31.07.2019  
Остаточний варіант 27.11.2019

**ВДОСКОНАЛЕННЯ МЕТОДУ ВИЗНАЧЕННЯ МІСЦЯ ОДНОФАЗНОГО ЗАМИКАННЯ НА ЛІНІЯХ СИГНАЛІЗАЦІЇ, ЦЕНТРАЛІЗАЦІЇ ТА АВТОБЛОКУВАННЯ ЗАЛІЗНИЦЬ**

**Б.С. Стогній<sup>1\*</sup>**, акад. НАН України, **М.В. Гребченко<sup>2\*\*</sup>**, докт.техн.наук, **В.Ф. Максимчук<sup>3</sup>**,  
**Ю.В. Пилипенко<sup>1\*\*\*</sup>**, канд.техн.наук

<sup>1</sup> Інститут електродинаміки НАН України,

пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна,

e-mail: [regina@regina.org.ua](mailto:regina@regina.org.ua)

<sup>2</sup> Національний університет біоресурсів і природокористування України,

вул. Героїв Оборони, 15, Київ, 03041, Україна.

<sup>3</sup> Укрзалізниця,

вул. Тверська, 5, Київ-150, 03680, Україна.

*Наведено подальший розвиток методу визначення місця замикання на землю на повітряних лініях сигналізації, централізації та автоблокування залізниць, запропонованого авторами й заснованого на дистанційному принципі. Показано, що нестационарна зміна параметрів режиму лінії суттєво ускладнює використання методу, через що його точність не завжди задовольняє вимогам. Узагальнено отриманий досвід об'єднання у методі одночасно трьох алгоритмів для визначення місця замикання відповідно для кожної фази лінії. З метою підвищення точності методу запропоновано вдосконалити його за рахунок введення додаткової операції уточнення значення вектору падіння напруги на опорі фази до місця пошкодження. Авторами раніше доведено, що у якості вхідних параметрів методу необхідно використовувати значення коригованих перших гармонік струмів та напруг, які визначаються за вимірними за допомогою трансформаторів струму та напруги. Проведено експерименти, що дають змогу оцінити підвищення точності вимірювання струмів за рахунок використання трансформаторів струму більш високого класу точності й вимірювання напруги за допомогою дільників з активних опорів. Проведено розрахункові дослідження з визначення значення ємностей, що включаються між кожною фазою лінії та землею для зменшення електромагнітного впливу на лінію, який виникає за рахунок близького розташування лінії два проводи-рейка та контактної мережі. Бібл. 8, табл. 4, рис. 2.*

**Ключові слова:** місце замикання, експериментальні дослідження, математичне моделювання, вдосконалення методу, точність визначення.

Значна кількість методів визначення місця замикання на землю однієї фази ліній заснована на використанні так званого дистанційного принципу [1-5], тобто у цих методах подібно дистанційному захисту визначається опір до місця пошкодження й через нього визначається відстань до пошкодження. Вказаний опір розраховується на підставі вимірюного падіння напруги на опорі фази лінії до місця замикання та вимірюного струму фази лінії. Нестационарна зміна параметрів, що вимірюються в аварійному режимі замикання на землю лінії сигналізації, централізації та автоблокування (СЦБ) залізниць, вимагає використання складних методів визначення місця пошкодження, наприклад, [6]. Але точність визначення місця пошкодження у разі використання навіть цих складних методів не завжди задовольняє вимогам [6].

Тому автори поставили метою подовжити пошук заходів з підвищення точності визначення місця пошкодження та провести їхню оцінку й необхідні дослідження.

Нижче розглядається метод, який був представлений в [6, 7]. Вдосконаленню саме цього методу присвячено статтю. На рис. 1 наведено блок-схему умовно-інтелектуального методу визначення відстані замикання фази на землю. З нього видно, що визначення відстані до точки замикання виконується різними способами для кожної фази. У [6] доведено, що у алгоритмі необхідно використовувати кориговані значення струмів та напруг. Коригування амплітуди струмів та напруг виконується шляхом ділення амплітуд перших гармонік струмів та напруг на значення частки першої

© Стогній Б.С., Гребченко М.В., Максимчук В.Ф., Пилипенко Ю.В., 2020

ORCID ID: \*<https://orcid.org/0000-0001-9651-4177>; \*\*<https://orcid.org/0000-0003-0055-9042>;

\*\*\* <https://orcid.org/0000-0002-1605-1721>

гармоніки у повному значенні відповідного струму або напруги (тут і далі під «повним» значенням розуміється значення, в якому враховано усі гармоніки). Результати розрахунків відстані замикання з використанням коригованих та некоригованих значень параметрів режиму показують, що похибка визначення відстані може складати значно більше, ніж 10%. З метою зменшення діапазону запропоновано умовно-інтелектуальний метод визначення відстані замикання фази на землю, основою якого є автоматичний вибір способу розрахунку в залежності від фази лінії, в якій виникло замикання, від плинних значень частки першої гармоніки у напрузі пошкодженої фази (контролюється за допомогою допустимих значень  $U_{1доп\,A}$ ,  $U_{1доп\,C}$ ,  $U_{1доп\,2\,C}$ ), а також з урахуванням результатів співставлення результатів визначення відстані за трьома способами (рис. 1). У фазі  $B$  досліджуваної лінії СЦБ залежність рівня першої гармоніки від відстані до місця замикання майже лінійна, а тому для фази  $B$  використовується тільки один спосіб розрахунку відстані (рис. 1).

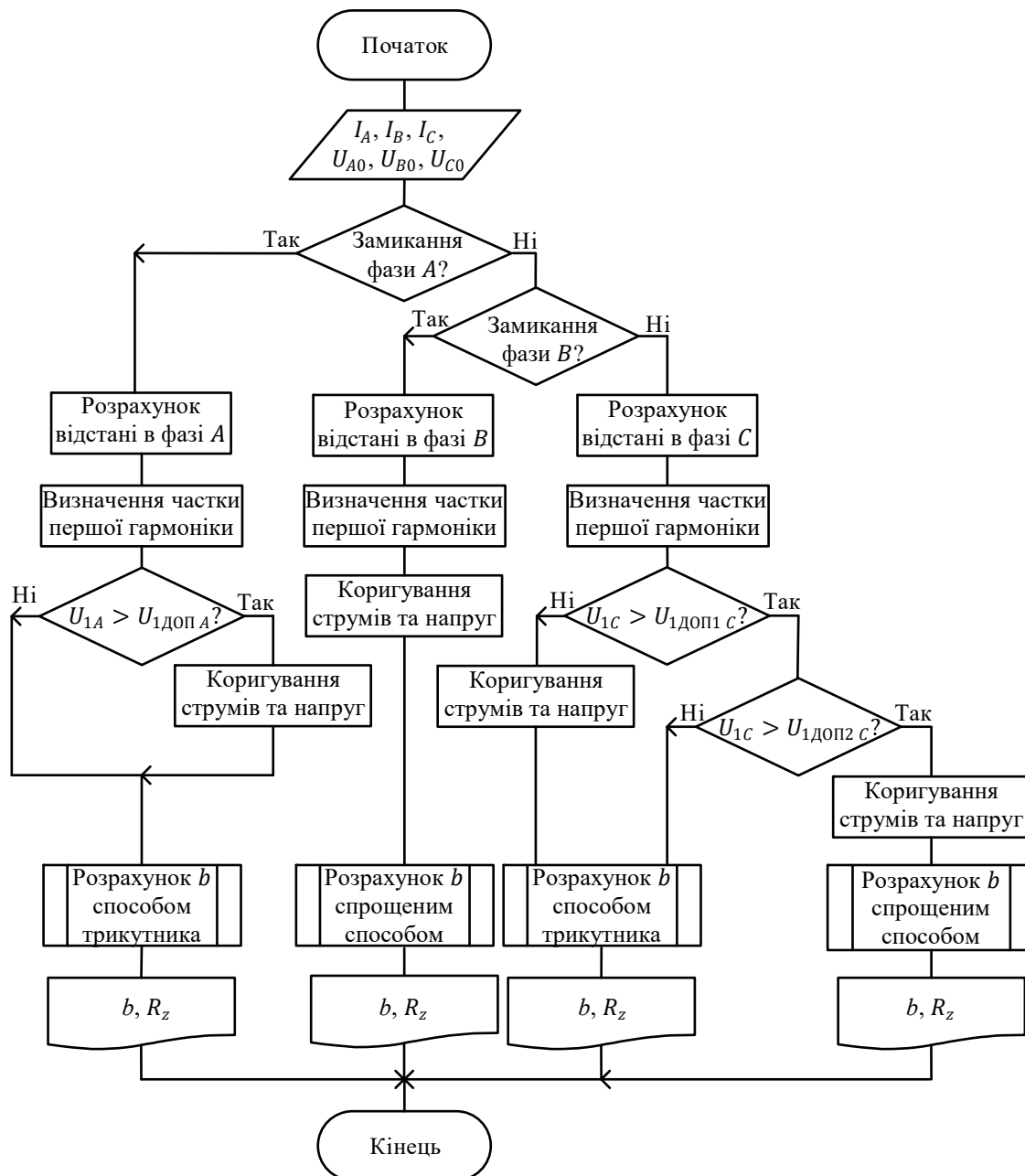


Рис. 1

На рис. 1 прийняті наступні позначення:  $I_A, I_B, I_C, U_{A0}, U_{B0}, U_{C0}$  – дієві значення струмів та напруг фаз лінії, отримані шляхом перетворення їхніх аварійних миттєвих значень;  $b$  – відстань до місця замикання;  $U_{1доп\,A}, U_{1доп\,C}, U_{1доп\,2\,C}$  – допустимі значення першої гармоніки напруг відповідно





д) загальні порушення співвідношень кутів між струмами та напругами у різних фазах, а також амплітуд струмів та напруг (при замиканнях на однаковій відстані у різних фазах очікуються однакові співвідношення) у порівнянні з співвідношеннями, які мають місце у разі підключення до симетричної системи напруг живлення, а також неоднакові порушення співвідношень між параметрами фаз *A*, *B*, *C* (тобто порушення є у всіх фазах, але у разі замикань різних фаз вони відрізняються від іншої фази).

Зміна параметрів режиму відбувається, наприклад, таким чином: у фазі *C* на протязі 180 мс співвідношення між векторами струмів та напруг відповідають таким, які є у разі симетричного живлення і тому є можливість на підставі використання цих значень виконати розрахунок усередненого значення відстані; далі на протязі 220 мс вказане співвідношення не виконується, а потім на протязі 280 мс знову виконується співвідношення і далі знову можна визначати усереднене значення відстані за якийсь проміжок часу, оскільки у кожному розрахунку для нового значення часу значення відстані змінюється. Практичне використання такої зміни параметрів неприпустиме із-за неможливості визначення у конкретному випадку вказаних діапазонів й визначення проміжку часу, у якому будуть отримані результати, які відповідають дійсному місцю замикання, та визначення проміжку часу, у якому будуть отримані хибні результати.

Підключення ємностей до фаз лінії СЦБ призводить до збільшення струмів замикання, а також до поліпшення симетрії напруг фаз [5], що в цілому позитивно впливає на підвищення точності розрахунку відстані до місця замикання, але не усуває нестационарних змін параметрів режиму (необхідно відмітити, що у дослідях, які проведені раніше, також є нестационарні зміни параметрів режиму).

На підставі проведеного аналізу визначені наступні шляхи підвищення точності розрахунків відстані до місця замикання:

- вдосконалення запропонованого методу визначення відстані за рахунок заміни спрощеного перетворення векторів на більш точне перетворення;
- використання тільки перших гармонік струмів та напруг для визначення відстані;
- автоматичний вибір для розрахунків відстані таких ділянок (частин осцилограми) зміни параметрів режиму, коли кутові співвідношення між вектором струму пошкодженої фази, вектором напруги пошкодженої фази та вектором струму у місці замикання відповідають очікуваним при замиканні відповідної фази лінії (тобто отриманим на підставі математичного моделювання);
- використання дільників напруги, що виконані за допомогою активних опорів, замість електромагнітних вимірювальних трансформаторів напруги та доцільності використання трансформаторів струму більш високого класу точності;
- визначення усіх усереднених кутів та модулів векторів параметрів режиму відносно вектора напруги пошкодженої фази замість визначення кутів відносно вектора напруги фіксованої фази лінії;
- збільшення значення ємності з  $2 \times 0,64$  мкФ до  $3 \times 0,64$  мкФ або більше на фазу.

На підставі моделювання з використанням математичної моделі лінії СЦБ отримано оцінку методичної похибки запропонованого методу визначення відстані замикання фази на землю. Результати показали, що така похибка у найбільш ймовірних умовах замикання не перевищує 1%. Враховуючи це, було прийнято рішення про доцільність використання методу в реальних умовах. Моделювання проводилося за умови симетричної системи напруг живлення. Підключення трьох ємностей до фаз лінії СЦБ суттєво зменшує існуючу несиметричність і вирівнює напруги фаз по відношенню до землі, але не повністю. Залишкова несиметрія є одним із факторів впливу на точність визначення відстані до місця замикання.

У зв'язку з тим, що у запропонованому методі визначення відстані до місця замикання використовуються модулі векторів струмів та напруг, на точність визначення відстані впливають похибки розрахунків значень модулів та кутів векторів струмів й напруг. Щоб знайти найбільш досконалий спосіб визначення векторів на підставі обробки відповідних послідовностей дискретних значень параметрів режиму, які визначались в експериментах, розглянуто три варіанти виконання розрахунків (табл. 1). У всіх трьох варіантах вхідною інформацією є миттєві значення струмів й напруг, що отримані після аналого-цифрового перетворення вихідних значень вимірювальних трансформаторів струму (ТС) та напруги (рис. 1). Необхідність розгляду декількох варіантів обумовлена нестационарністю зміни параметрів режиму роботи лінії СЦБ.

*Перший варіант.* Для визначення векторів виконуються розрахунки діючих значень струмів та напруг, а також усереднених за 20 мс значень кутів напруг і струмів по відношенню до вектора напруги фази *A*. На підставі отриманих даних визначаються відповідні вектори.

*Другий варіант.* Визначаються перші гармоніки струмів та напруг, далі – діючі значення перших гармонік струмів, напруг і усереднені значення кутів та на підставі отриманих даних – вектори струмів і напруг по відношенню до вектора напруги фази *A*.

*Третій варіант.* Визначаються усереднені значення (за 20 мс) кутів між векторами струмів і напруг по відношенню до вектора напруги фази *A*. Для визначення векторів струмів та напруг використовуються миттєві значення повних струмів та напруг вимірювані кожної мілісекунди.

У разі аналізу режиму замикання на землю фази *A* вектори параметрів режиму визначаються по відношенню до вектора напруги фази *B*, що пов'язано із значним спотворенням напруги пошкодженої фази *A* (через мале значення напруги збільшується похибка вимірювання трансформатором напруги). Варіанти вхідних даних для визначення векторів струмів та напруг наведено у табл. 1.

**Таблиця 1**

Варіант	Кути визначаються за:	Максимуми векторів визначаються за:
Перший варіант	діючими значеннями повних струмів та напруг	діючими значеннями повних струмів та напруг
Другий варіант	діючими значеннями перших гармонік струмів та напруг	діючими значеннями перших гармонік струмів та напруг
Третій варіант	діючими значеннями повних струмів та напруг	миттєвими значеннями повних струмів та напруг

На підставі співставлення результатів визначення векторів за варіантами табл. 1 попередньо прийнято рішення про доцільність використання другого варіанту.

У запропонованому методі відповідно до дистанційного принципу визначається опір до місця пошкодження через падіння напруги на пошкодженій ділянці [7]. Нижче розглядається послідовність операцій з підвищення точності розрахунку вектору падіння напруги на ділянці

лінії СЦБ за рахунок вдосконалення розрахунків векторів. На векторній діаграмі замикання фази *A* (рис. 2) трикутник *ОДЕ* створений трьома векторами напруги: сума складових вектору падіння напруги на опорі ділянки лінії *ОД* ( $\dot{I}_A \cdot \underline{Z}_{\text{Л}}^*$ ) та вектору падіння напруги на опорі у місці замикання *ДЕ* ( $\dot{I}_3 \cdot R_3$ ) дорівнює вектору напруги фази по відношенню до землі *ОЕ* ( $\dot{U}_{A0}$ ).

У методі [7] вектор падіння напруги на ділянці лінії СЦБ визначається за формулою, отриманою виходячи з теореми синусів для трикутника *ОДЕ*

$$\Delta \dot{U}_{\text{Л}} = \dot{I}_A \cdot \underline{Z}_{\text{Л}}^* = \dot{U}_{A0} \frac{\sin \beta}{\sin \gamma},$$

з якої видно, що напрям вектору падіння напруги на опорі ділянки лінії такий же, як напрям вектору напруги  $\dot{U}_{A0}$ . Кут  $\alpha$  має мале значення, але не врахування цього кута є причиною похибки визначення відстані.

Проблема полягає в тому, що на підставі наявних даних не має можливості прямо визначити вектор падіння напруги  $\Delta \dot{U}_{\text{Л}}$ , але є можливість визначити координати точки перетину вектору падіння напруги на активному опорі замикання  $R_3$  (співпадає з напрямом вектору струму замикання  $\dot{I}_3$ ) та вектором падіння напруги на опорі лінії  $\Delta \dot{U}_{\text{Л}}$  (напрямок вектору падіння напруги визначається через напрям вектору струму фази  $\dot{I}_A$  та параметри лінії). Для усунення складової похибки визначення вектору  $\Delta \dot{U}_{\text{Л}}$ , яка виникає у цьому випадку, розроблено алгоритм врахування кута  $\alpha$ , що забезпечує визначення вектору падіння напруги  $\Delta \dot{U}_{\text{Л}}$ . Напрямок цього вектору відповідає напрямку вектору падіння напруги на опорі лінії, а не співпадає з напрямом вектору напруги  $\dot{U}_{A0}$ . На рис. 2 на площині комплексних координат наведена векторна діаграма струмів та напруг у разі замикання на землю фази *A* (вісь дійсних значень суміщається з віссю *x* декартової системи координат, вісь уявних значень – з віссю *y* декартової системи координат).

Задача полягає у знаходженні координат точки *D*, яка утворюється внаслідок перетину вектора падіння напруги на ділянці лінії  $\Delta \dot{U}_{\text{Л}}$  і вектора падіння напруги на перехідному опорі у місці замикання  $\dot{I}_3 \cdot R_3$ . Для цього використовується метод координат на площині та деякі дії виконуються з векторами, що задані координатами. Спочатку записуються рівняння прямих  $Y_1 = f(\text{Re}(\dot{I}_3 \cdot R_2))$  та

$Y_2 = f(\operatorname{Re}(\Delta \dot{U}_L))$ . Координати точки  $D$  перетину цих двох прямих задовольняють обидва рівняння. Внаслідок розв'язання системи з двох рівнянь визначаються координати кінця вектора  $\dot{I}_A \cdot \underline{Z}_L^*$ . Координати допоміжних точок  $a_1, a_2, a_3, a_4$  та  $a_5$  записуються як звичайні координати для  $i$ -тої точки  $a_i(x_i, y_i)$ .

На підставі вимірної напруги пошкодженої фази  $A$  по відношенню до землі  $\dot{U}_{A0}$  необхідно визначити вектор падіння напруги  $\Delta \dot{U}_L$  на ділянці лінії від її початку до точки замикання, тобто вектор  $OD$ , який є стороною трикутника  $EDO$ . Трикутник спирається на вектор напруги  $\dot{U}_{A0}$ . Друга сторона трикутника розташована на прямій лінії, що співпадає з напрямком вектору падіння напруги на опорі лінії СЦБ  $\Delta \dot{U}_L$ . Цей напрям визначається шляхом додавання до кута вектору струму  $\varphi_{1A}$  кута лінії  $\varphi_{\text{ЛНН}} = 23,75^\circ$  (відношення індуктивного до активного опору лінії дорівнюється тангенсу кута лінії, який визначено для реальних значень активного й індуктивного опору досліджуваної лінії СЦБ). Напрямок третьої сторони трикутника  $DE$  визначається напрямком вектора струму замикання  $\dot{I}_3$ , з яким співпадає вектор падіння напруги на опорі  $R_3$  від струму замикання  $\dot{I}_3$ . Ця сторона отримана внаслідок проведення прямої лінії через точку  $E$  паралельно вектору  $\dot{I}_3$ . Координати точки  $a_4$  перетину другої і третьої сторони трикутника – це координати кінця вектора падіння напруги  $\Delta \dot{U}_L$ .

Для проведення через точку  $E$  лінії паралельно напрямку вектора  $\dot{I}_3$  створюється паралелограм  $Ea_1Oa_2$  (лінія  $DE$  продовжується до перетину з віссю дійсних значень у точці  $a_2$ , лінія вектора  $\dot{I}_3$  продовжується до перетину в точці  $a_1$  з прямою лінією, що проведена паралельно осі дійсних значень і проходить через кінець вектора  $\dot{U}_{A0}$  точку  $E$ ). Сторона  $Ea_1$  розташована паралельно осі дійсних значень, тобто паралельно стороні паралелограма  $Oa_2$ . Уявна координата точки  $a_1$  дорівнює уявній координаті кінця вектора напруги  $\dot{U}_{A0}$ , тобто

$$y_1 = \operatorname{Im}(\dot{U}_{A0}). \quad (1)$$

Дійсна координата точки  $a_1$  визначається з прямокутного трикутника  $a_1Oa_3$  з урахуванням того, що кут вектора струму  $\dot{I}_3$  відомий

$$\operatorname{tg} \varphi_3 = \frac{y_1}{x_1} = \frac{\operatorname{Im}(\dot{I}_3)}{\operatorname{Re}(\dot{I}_3)}. \quad (2)$$

Підставивши (1) в (2), отримаємо

$$x_1 = \frac{\operatorname{Im}(\dot{U}_{A0}) \cdot \operatorname{Re}(\dot{I}_3)}{\operatorname{Im}(\dot{I}_3)}. \quad (3)$$

Виходячи з рівності сторін паралелограму  $Oa_2$  та  $Ea_1$ , знаходимо дійсну координату точки  $a_2$

$$x_2 = \operatorname{Re}(\dot{U}_{A0}) - x_1. \quad (4)$$

Щоб записати рівняння лінії  $Ea_2$ , необхідно визначити уявну координату точки перетину  $a_3$ . Кут між лінією  $Ea_2$  та віссю  $\operatorname{Re}$  дорівнює куту вектора струму замикання  $\dot{I}_3$ , а тому

$$\operatorname{tg} \varphi_3 = y_3 / x_2. \quad (5)$$

Виходячи з (5), уявна координата точки  $a_3$

$$y_3 = \operatorname{tg} \varphi_3 \cdot x_2. \quad (6)$$

Розглянемо елементи векторної діаграми у декартовій системі координат. Рівняння прямої, що проходить через точку  $a_3$  (падіння напруги на опорі в місці замикання від струму замикання у залежності від значення цього опору), у залежності від аргументу  $x$

$$Y_1 = x \cdot \operatorname{tg} \varphi_3 + y_3. \quad (7)$$

Рівняння прямої лінії, що відповідає залежності вектора падіння напруги на опорі ділянки лінії від довжини цієї ділянки, отримуємо шляхом повороту вектора струму фази  $A$  на кут лінії  $\varphi_{\text{ЛНН}}$

$$Y_2 = x \cdot \operatorname{tg}(\varphi_A + \varphi_{\text{ЛНН}}). \quad (8)$$

Оскільки метою є визначення координат точки перетину прямих  $Y_1 = f(x)$  та  $Y_2 = f(x)$ , то запишемо, що у точці перетину значення цих функцій рівні між собою, тобто  $Y_1 = Y_2$ , або з урахуванням (7) та (8)

$$x \cdot \operatorname{tg} \varphi_3 + y_3 = x \cdot \operatorname{tg}(\varphi_A + \varphi_{\text{лн}}). \quad (9)$$

Для значення аргументу  $x = x_4$  з рівняння (9) отримаємо дійсну координату точки  $D$  перетину прямих, тобто отримаємо дійсну складову значення вектору падіння напруги  $\Delta \dot{U}_L$

$$\operatorname{Re}(\Delta \dot{U}_L) = x_4 = \frac{y_3}{\operatorname{tg}(\varphi_A + \varphi_{\text{лн}}) - \operatorname{tg} \varphi_3}.$$

Після визначення дійсної координати кінця вектору падіння напруги  $\Delta \dot{U}_L$  з рівняння (7) у разі підстановки  $x = x_4$  знаходиться уявна координата  $y_4$  точки  $a_4$ , тобто знаходиться уявна складова значення вектору падіння напруги  $\Delta \dot{U}_L$ .

Розглянутий алгоритм врахування кута  $\alpha$  (у різних експериментах кут складає до 9-12 град.) забезпечує підвищення точності визначення місця замикання до 5,5%.

Додатково до заходу, розглянутого вище, на підвищення точності визначення місця замикання також впливає точність вимірювання струмів та напруг за допомогою вимірювальних трансформаторів. З метою оцінки технічної доцільності використання трансформаторів струму класу 0,2 замість класу 0,5 виконана на підставі експериментальних даних дев'яти дослідів замикань на лінії СЦБ у різних фазах на різній відстані (табл. 2). Відхилення значень струму у фазах трансформаторів струму класу 0,5 розраховані з урахуванням прийнятого припущення про те, що вимірювання струмів за допомогою ТС класу 0,2 дає точніші значення струмів. У табл. 2 наведені діючі значення струму фази, що замкнулась на землю, (повні значення) в амперах. З даних таблиці видно, що найбільше відхилення з трьох трансформаторів дає трансформатор струму у фазі  $A$ .

**Таблиця 2**

Фаза	Вимір	Відстань до точки замикання, в.о.		
		0,167	0,39	0,62
$A$	ТС 0,2	7,730	7,909	7,794
	ТС 0,5	7,681	7,859	7,748
	Відхилення значення струму, %	<b>0,634</b>	<b>0,632</b>	<b>0,59</b>
$B$	ТС 0,2	7,837	7,980	8,399
	ТС 0,5	7,843	7,981	8,410
	Відхилення значення струму, %	<b>-0,077</b>	<b>-0,013</b>	<b>-0,131</b>
$C$	ТС 0,2	7,577	7,763	7,509
	ТС 0,5	7,584	7,768	7,512
	Відхилення значення струму, %	<b>-0,092</b>	<b>-0,064</b>	<b>-0,04</b>

Проведені розрахунки на підставі даних табл. 2 показали, що відхилення значення струму у фазі  $A$  дає похибку у визначенні відстані замикання від 0,038 км до 0,132 км (0,1-0,3%). Таким чином підтверджена технічна доцільність використання ТС класу 0,2 (економічне обґрунтування не проводилось).

Співставлення результатів вимірювання напруг за допомогою три фазного трансформатора та дільників, що складені з активних опорів, проведено на підставі даних тих же експериментів.

Аналіз результатів табл. 2 не дав однозначної відповіді про доцільність використання одного чи другого варіанту вимірювання. Але розрахунки гармонійного складу напруг пошкоджених фаз вказують на перевагу використання трансформатора напруги типу НТМІ, оскільки дільники з активних опорів іноді дають занижені значення першої гармоніки (табл. 3, гармонійний склад напруги пошкоджених фаз, %).

Цілком зрозуміло, що значення ємностей, що включаються між фазами та землею, впливає на точність визначення відстані до точки замикання. Розрахунки режиму замикання й похибки визначення відстані до точки замикання проведені за допомогою математичної моделі реальної лінії СЦБ. У табл. 4 наведені результати розрахунків похибки визначення відстані замикання на землю (%) у залежності від значення ємності, включеної між фазами лінії СЦБ та землею. Аналіз отриманих результатів дозволяє визначити необхідне значення ємності, виходячи із допустимого значення похибки. При цьому необхідно також враховувати допустимість зростання напруг фаз лінії СЦБ, що виникає внаслідок збільшення ємностей.

Як вже було зазначено, включення ємностей між фазами та землею позитивно впливає на точність визначення відстані до місця замикання й разом з тим поліпшує якість електричної енергії за рахунок часткового вирівнювання фазних напруг. У зв'язку із цим були розглянуті й інші подібні заходи підвищення якості електричної енергії лінії СЦБ. Вибір потрібного заходу проведено на підставі розгляду варіантів з'єднання нейтралі силового трансформатора лінії СЦБ з землею (через активний, індуктивний або ємнісний опір) або з'єднання фаз лінії СЦБ із землею за допомогою



ємностей. При цьому оцінювались: коефіцієнти несиметрії напруг за зворотною та нульовою послідовністю, допустимість збільшення струмів фаз лінії в нормальному режимі та в режимі замикання на землю, а також вплив заходів на точність визначення відстані до місця замикання на землю.

**Таблиця 3**

Фаза	Тип перетворювача напруги	Номер гармоніки	Відстань до місця замикання, в.о.					
			0,167		0,39		0,62	
			До зам.	При зам.	До зам.	При зам.	До зам.	При зам.
А	Дільник з активних опорів	0*	1,0	49,9	0,7	14,3	0,6	9,6
		1	95,2	36,5	95,6	25,2	95,9	21,7
	НТМІ	0*	0,6	15,8	0,2	9,8	0,2	7,4
		1	95,7	77,7	96,0	56,3	96,1	8,2
В	Дільник з активних опорів	0*	1,0	8,2	0,7	6,0	0,4	3,5
		1	96,0	84,6	93,4	71,0	92,5	57,3
	НТМІ	0*	1,1	23,5	0,8	21,8	0,6	6,6
		1	95,9	69,0	93,5	50,2	92,8	40,7
С	Дільник з активних опорів	0*	0,4	1,5	0,3	0,9	0,1	1,4
		1	94,6	81,3	88,6	76,8	95,2	64,5
	НТМІ	0*	0,3	0,9	0,1	0,4	0,0	0,5
		1	94,5	81,6	89,1	80,0	95,3	58,1

\*- постійний струм

**Таблиця 4**

Ємність, мкФ	Відстань до місця замикання, в.о.										
	0,01	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	0,99
0	50,0	4,7	2,23	1,42	1,02	0,8	0,66	0,58	0,53	0,51	0,51
1x0,64	-93,9	-8,7	-4,02	-2,56	-1,91	-1,62	-1,5	-1,52	-1,61	-1,77	-1,96
2x0,64	-22,8	-2,05	-0,93	-0,6	-0,47	-0,43	-0,44	-0,48	-0,56	-0,65	-0,75
3x0,64	-12,8	-1,11	-0,49	-0,32	-0,26	-0,26	-0,28	-0,33	-0,4	-0,48	-0,57
4x0,64	-8,74	-0,74	-0,32	-0,21	-0,18	-0,19	-0,22	-0,27	-0,34	-0,42	-0,5
5x0,64	-6,58	-0,54	-0,23	-0,15	-0,13	-0,15	-0,19	-0,24	-0,31	-0,38	-0,46

### Висновки.

1. Запропоноване вдосконалення методу визначення місця замикання шляхом уточнення перетворення векторів завдяки підвищенню точності розрахунку вектора падіння напруги на ділянці пошкодженої лінії дає підвищення точності визначення місця замикання до 5,5 %.

2. Використання вимірювальних трансформаторів струму більш високого класу точності (0,2 замість 0,5) для вимірювання струмів не дає суттєвого підвищення точності визначення місця замикання, але може вважатись доцільним.

3. На підставі математичного моделювання встановлено, що підключення до фаз лінії СЦБ трьох ємностей 0,64 мкФ замість двох приводить до підвищення точності визначення місця пошкодження в діапазоні 0,2-1%. Також у цьому випадку є позитивним результатом вирівнювання фазних напруг, які стають майже однаковими. Але при такій ємності виникає зростання напруг до неприпустимого значення, а тому рекомендується включення не більше двох ємностей 0,64 мкФ на фазу.

*Роботу виконано за бюджетною темою: «Розроблення моделей об'єднаної енергосистеми України та визначення заходів з її інтеграції до континентальної енергосистеми європейських країн – ENTSO-E» (шифр – «Монітор-3»). Державний реєстраційний номер роботи 0119U001211.*

1. Izykowski J. Fault location on power transmission lines. Oficyna Wydawnicza Politechniki Wroclawskiej. Wroclaw. 2008. 221 p.

2. Saha M.M., Izykowski J., Rosolowski E. Fault Location on Power Networks. Springer-Verlag, London Limited. 2010. 424 p.

3. Миронов О.С., Дяченко М.Д., Бурлака В.В., Бублик С.К. Спосіб визначення відстані до місця однофазного замикання на землю або дефекту ізоляції в електричних мережах з ізолюваною та компенсованою нейтраллю. Патент України, № 94145, 2009. МПК G01R31/08 (2011.01).

4. Swagata Das, Surya Santoso, Anish Gaikwad, Mahendra Patel. Impedance-Based Fault Location in Transmission Networks: Theory and Application. *IEEE Access*, Vol. 2. 2014. Pp. 537-557.

5. Стогній Б.С., Гребченко М.В., Максимчук В.Ф. Моніторинг стану ліній 10(6) кВ сигналізації, централізації та блокування електрифікованих залізниць. *Техн. електродинаміка*. 2016. № 1. С. 40-46.  
DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2016.01.040>

6. Сопель М.Ф., Гребченко М.В., Максимчук В.Ф., Пилипенко Ю.В. Визначення місця однофазного замикання на землю в умовах електромагнітного впливу на повітряних лініях сигналізації, централізації та блокування залізниць. *Техн. електродинаміка*. 2019. № 1. С. 50 - 54.  
DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2019.01.050>

7. Гребченко М.В., Максимчук В.Ф., Пилипенко Ю.В. Визначення відстані до місць однофазних замикань на повітряних лініях. *Техн. електродинаміка*. 2016. № 4. С. 83-85.  
DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2016.04.083>

8. ГОСТ 13109-97. Электрическая энергия. Совместимость технических средств электромагнитная. Нормы качества электрической энергии в системах электроснабжения общего назначения. Москва, 1997. 31 с.

## СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДА ОПРЕДЕЛЕНИЯ МЕСТА ОДНОФАЗНОГО ЗАМЫКАНИЯ НА ЛИНИЯХ СИГНАЛИЗАЦИИ, ЦЕНТРАЛИЗАЦИИ И АВТОБЛОКИРОВКИ ЖЕЛЕЗНЫХ ДОРОГ

Б.С. Стогній<sup>1</sup>, акад. НАН України, Н.В. Гребченко<sup>2</sup>, докт.техн.наук, В.Ф. Максимчук<sup>3</sup>, Ю.В. Пилипенко<sup>1</sup>, канд.техн.наук

<sup>1</sup> Інститут електродинаміки НАН України,  
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна,  
e-mail: [regina@regina.org.ua](mailto:regina@regina.org.ua)

<sup>2</sup> Національний університет біоресурсів і природопольовання України,  
ул. Героїв Оборони, 15, Київ, 03041, Україна.

<sup>3</sup> Укрзалізниця,  
ул. Тверская, 5, Київ-150, 03680, Україна.

*Развит метод определения места замыкания на землю на воздушных линиях сигнализации, централизации и автоблокировки железных дорог, предложенного авторами и основанного на дистанционном принципе. Показано, что нестационарное изменение параметров режима линии существенно затрудняет использование метода, из-за чего его точность не всегда удовлетворяет требованиям. Обобщен полученный опыт объединения в методе одновременно трех алгоритмов для определения места замыкания соответственно для каждой фазы линии. С целью повышения точности метода предложено усовершенствовать его за счет введения дополнительной операции уточнения значения вектора падения напряжения на сопротивлении фазы до места повреждения. Авторами ранее доказано, что в качестве входных параметров метода необходимо использовать значения корректируемых первых гармоник токов и напряжений, определяемых на основании измеренных с помощью трансформаторов тока и напряжения. Проведены эксперименты, позволившие оценить повышение точности измерения токов за счет использования трансформаторов тока более высокого класса точности и измерения напряжения с помощью делителей из активных сопротивлений. Проведены расчеты значения емкостей, включаемых между каждой фазой линии и землей для уменьшения электромагнитного воздействия на линию, которое возникает за счет близкого расположения линии два провода-рельс и контактной сети. Бібл. 8, табл. 4, рис. 2.*

**Ключевые слова:** место замыкания, экспериментальные исследования, математическое моделирование, совершенствование метода, точность определения.

## IMPROVEMENT OF 1PHASE FAULT LOCATION METHOD AT RAIL TRANSPORT SYSTEMS' SIGNALLING CONTROL LINES

B.S. Stognii<sup>1</sup>, N.V.Grebchenko<sup>2</sup>, V.F. Maximchuk<sup>3</sup>, Y.V.Pylypenko<sup>4</sup>,

<sup>1</sup> Institute of Electrodynamics National Academy of Sciences of Ukraine,  
pr. Peremogy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine,

e-mail: [regina@regina.org.ua](mailto:regina@regina.org.ua)

<sup>2</sup> National University of Life and Environmental Sciences of Ukraine,  
Heroyiv Oborony st., 15, Kyiv 03041, Ukraine

<sup>3</sup> Ukrzaliznytsia,  
Tverska str., 5, MSP Kyiv-150, 03680, Ukraine.

*Fault location method at rail transport systems' signaling overhead control lines has been described. Complications of this method's usage due to dynamic changes of line's mode parameters which lead to inaccuracies have been indicated. Experience of combining in one method 3 algorithms for different phases of a line has been presented. To increase this method's accuracy it has been suggested to determine 1ph voltage vector between power source and location of the fault. It has been proved to use rated sinusoidal fundamental signals as input parameters for this method. Experiments have been carried out to supplement this method. Research to determine capacity values between each phase and earth has been carried out to lessen electromagnetic interference from contact system. References 8, tables 4, figures 2.*

**Key words:** fault location, experimental study, mathematical modelling, refinement of method, accuracy.

1. Izykowski J. Fault location on power transmission lines. Oficyna Wydawnicza Politechniki Wroclawskiej. Wroclaw. 2008. 221 p.
2. Saha M.M., Izykowski J., Rosolowski E. Fault Location on Power Networks. Springer-Verlag. London Limited. 2010. 424 p.
3. Mironov O.S., Djachenko M.D., Burlaka V.V., Bublik S.K. The method of determining the distance to a single-phase ground fault or defect in the insulation of electrical networks with isolated and compensated neutral. Patent of Ukraine, No 94145, G 01 R 31/08. 2009. (Ukr)
4. Swagata Das, Surya Santoso, Anish Gaikwad, Mahendra Patel. Impedance-Based Fault Location in Transmission Networks: Theory and Application. *IEEE Access*, Vol. 2. 2014. Pp. 537-557.
5. Stognii B.S., Grebchenko M.V., Maksimchuk V.F. Monitoring system for state of 10(6) kV signalization and blocking lines on railway. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2016. No 1. Pp. 40-46 (Ukr). DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2016.01.040>
6. Sopol M.F., Grebchenko M.V., Maximchuk V.F., Pylypenko Y.V. Determination of seat of a single-phase circuit to earth under conditions of electromagnetic influence on the air line of signaling, centralization and blocking of railways. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2019. No 1. Pp. 50-54 (Ukr). DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2019.01.050>
7. Grebchenko M.V., Maximchuk V.F., Pylypenko Y.V. Determination of the Distance to the Single-Phase Circuits on Overhead Lines. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2016. No 4. Pp. 83-85 (Ukr). DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2016.04.0483>
8. State Standard 13109-97. Electric energy. Electromagnetic compatibility of technical equipment. Power quality limits in the public power supply systems. Moskva, 31 p. (Rus)

Надійшла 23.10.2019  
Остаточний варіант 19.12.2019

## ВИЗНАЧЕННЯ ВЕЛИЧИННИ РЕЗЕРВУ АКТИВНОЇ ПОТУЖНОСТІ ТЕС ТА ГЕС ДЛЯ РЕГУЛЮВАННЯ ЧАСТОТИ ТА ПЕРЕТОКІВ В ОЕС УКРАЇНИ

О.С. Яндульський\*, докт.техн.наук, А.Б. Нестерко\*\*, канд.техн.наук, Г.О. Труніна\*\*\*, канд.техн.наук  
Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут ім. І. Сікорського»,  
пр. Перемоги, 37, Київ, 03056, Україна,  
e-mail: [a\\_trunina@ukr.net](mailto:a_trunina@ukr.net)

*Розглянуто проблему забезпечення належної якості первинного та вторинного регулювання частоти та потужності в умовах росту частки відновлюваних джерел енергії в енергобалансі ОЕС України. Розроблено підхід та критерії визначення оптимальної з технологічної точки зору величини та розміщення резервів активної потужності в ОЕС України на реконструйованих та нереконструйованих блоках агрегатах ТЕС та ГЕС. За результатами імітаційного моделювання режимів ОЕС України у разі виникнення раптових, ймовірних за критерієм N-1 небалансів активної потужності визначено перелік та обґрунтовано необхідність залучення додаткових блоків агрегатів електростанцій до первинного та вторинного регулювання частоти та потужності в ОЕС України. Бібл. 10, табл. 1.*

**Ключові слова:** регулювання частоти, резерви активної потужності, первинне і вторинне регулювання частоти, відновлювані джерела енергії, об'єднана енергосистема.

**Вступ.** Планом розвитку системи передачі ДП НЕК «Укренерго» на 2020–2029 роки [1] передбачається доведення встановленої потужності сонячних (СЕС) та вітрових (ВЕС) електростанцій до 5,9 та 2,8 ГВт відповідно. При цьому зазначається [2] недостатня пропускна спроможність контрольованих перетинів, недостатність маневрених можливостей енергосистеми для компенсації коливань перетоків потужності, обумовлених приєднанням СЕС та ВЕС до ОЕС України, переобтяженість базовими потужностями. Це призводить до того, що як маневрові використовуються також енергоблоки, які не призначені для участі у первинному регулюванні частоти (ПРЧ) та автоматичному вторинному регулюванні частоти та перетоків потужності (АВРЧП). Тому вже найближчим часом необхідне виконання реконструкції ТЕС та ГЕС, а також введення нових високоманеврених потужностей [2, 3]. При цьому збільшення регулюючих можливостей ОЕС України може бути забезпечене постачальниками послуг із балансування, що визначаються на ринку допоміжних послуг [4].

Разом з тим необхідно технологічно забезпечити ефективне балансування потужності (ПРЧ та АВРЧП) шляхом вирішення проблеми визначення оптимальної величини та розміщення резервів активної потужності (ВРРП) на реконструйованих/нереконструйованих блоках агрегатах ТЕС та ГЕС з урахуванням обмежень мережі та можливості повністю задіяти наявні резерви у разі виникнення аварійних подій [5, 6].

**Постановка задачі.** Відповідно до [5, 6] резерв ПРЧ має рівномірно розподілятися між електростанціями та їхніми енергоблоками так, щоб використання резерву не спричиняло перевантаження транзитних ліній електропередачі та зовнішніх зв'язків. Резерви АВРЧП мають бути достатніми для виконання задач обмеження перетоків потужності, а їхнє розміщення забезпечувати зменшення нерегулярних коливань небалансу потужності та компенсації найбільшої ймовірної раптової втрати генерування або споживання за критерієм N-1. Умовам надійності, технічним характеристикам та величиною витрат на експлуатацію резерву АВРЧП найбільше задовольняють ГЕС і ГАЕС.

Встановлено [5, 6], що необхідний розрахунковий резерв первинної потужності має розподілятися між енергосистемами пропорційно їхньому річному виробництву електроенергії таким чином, щоб пропускна спроможність електричної мережі не обмежувала їхню повну реалізацію. Окрім [5], для ОЕС України не існує формальної методики розрахунку величини і розміщення резервів активної потужності для цілей ПРЧ та АВРЧП.

Регламент [7], прийнятий в Єдиній електроенергетичній системі Російської федерації, визначає критерії для вирішення завдання вибору складу задіяного генеруючого обладнання для цілей третинного регулювання з урахуванням цінних заявок та вартості включення в роботу обладнання по-

стачальників (електричних станцій). У процесі оптимізації [7] враховуються балансові обмеження, обмеження за реактивною потужністю, а також обмеження за пропускною здатністю контрольованих перетинів (КП). Для вирішення задачі визначення ВРРП для ПРЧ та АВРЧП в ОЕС України пропонується новий підхід, який, на відміну від існуючих, мінімізує електричну віддаленість між блоками\агрегатами з резервами ПРЧ та АВРЧП та усіма можливими за критерієм N-1 місцями виникнення аварійного небалансу потужності. При цьому новий підхід включає регламент [7], забезпечуючи контроль пропускної спроможності електричної мережі, необхідної величини резервів ПРЧ та АВРЧП, та їхній взаємний розподіл між блоками\агрегатами, залученими до регулювання. З урахуванням [5, 6, 7] новий підхід дасть змогу додатково підвищити ефективність використання резервів активної потужності в умовах роботи ринку допоміжних послуг [4]. З цією метою пропонується підхід до визначення ВРРП для ПРЧ та АВРЧП, що базується на керівних вказівках [5, 6, 7] та складається з чотирьох етапів ВРРП для ПРЧ (1, 2 етап) та АВРЧП (3, 4 етап).

На першому етапі розрахунку оптимальної величини та місць розміщення резервів ПРЧ із використанням критерію та обмежень (1) визначається максимальний резерв регулювання з врахуванням резерву КП на завантаження ( $P_{\text{п.опт.ет1}}$ ) та вимог залучення до ПРЧ не менше ніж 2 блоків\агрегатів на електростанції.

Величина завантаження КП за критерієм N-1 визначається блоком максимальної потужності за контрольованим перетином. У процесі оптимізації реконструйованим блокам\агрегатам надається підвищений пріоритет. Відповідно до Кодексу системи передачі величина резервів ПРЧ має становити 2–5% від потужності ОЕС України [8]. За умови виділення 10% активної потужності реконструйованого блока\агрегату під резерв ПРЧ до регулювання необхідно залучати 20–50% (кожен другий–п'ятий) блоків в енергосистемі. Тому для реконструйованих блоків\агрегатів прийнято  $k_{\text{рекон}}=4$ , а для нереконструйованих –  $k_{\text{рекон}}=1$ . У процесі розрахунків величина завантаження блоків\агрегатів передавальної сторони дорівнює величині розвантаження блоків\агрегатів приймальної сторони відносно контрольованого перетину

$$\sum_{i=1}^{N_{\text{бл}}} P_{n,i} \mu_i k_{\text{рекон}} \rightarrow \max ; \sum_{j \in M_{\text{см},i}} \mu_j \neq 1, \quad i=1..N_{\text{см}} \quad (1)$$

$$\min \left( \sum_{i=1}^{N_{\text{бл}}} \left( (1 - f_d(d_{ij})) P_{n,i} \eta_{i,j} \mu_i \right), \max_{i=1..N_{\text{бл}}} (P_{\text{ном},i} \tilde{\eta}_{i,j}) \right) = P_{\text{п.опт.ет1}}, \quad P_{\text{п.опт.ет1}} \leq \Delta P_{\text{max пер},j}, \quad j=1..N_{\text{пер}}$$

$$P_{n,i} = \frac{100 P_{\text{ном},i}}{S_i f_{\text{ном}}} (\Delta f \pm f_{\text{неч},i}), \quad \mu_i \leq \lambda_i; \quad \lambda_i = v_{\text{АЕС,ТЕС,ГЕС}} \forall \lambda_i \in M_{\text{АЕС,ТЕС,ГЕС}}; \quad \mu_i \in \{0;1\},$$

де  $\eta_{ij}$  – належність відповідній зоні регулювання  $[0, 1]$ ;  $\tilde{\eta}_{ij}$  – протилежні значення  $\eta_{ij}$ ;  $v_{\text{АЕС,ТЕС,ГЕС}}$  – дозвіл на залучення до регулювання за типом станції  $[0, 1]$ ;  $\lambda_i$  – ознака знаходження станції в роботі  $[0, 1]$ ;  $M_{\text{ТЕС}}, M_{\text{ТЕС}}, M_{\text{АЕС}}$  – множина блоків\агрегатів електростанцій;  $N_{\text{см}}, N_{\text{пер}}$  – кількість станцій та перетинів відповідно;  $d_{ij}$  – електрична віддаленість між блоками\агрегатами  $i$  та  $j$ , в.о.;  $f_d$  – функція втрат потужності до місця виникнення небалансу;  $P_{\text{ном},i}$  – номінальна потужність блока\агрегату, МВт;  $\Delta P_{\text{max пер},j}$  – максимально допустиме збільшення величини перетікання активної потужності по КП, МВт;  $P_{n,i}$  – розрахункова величина первинної потужності блока, МВт;  $S_i$  – статизм, %;  $f_{\text{ном}}, \Delta f, f_{\text{неч},i}$  – номінальна частота системи, її відхилення та зона нечутливості до відхилення частоти блока\агрегату  $i$ , Гц.

На другому етапі визначення ВРРП ПРЧ ( $\mu_j$ ) з використанням критерію та обмежень (2) визначається сумарна первинна потужність як менше значення між нормативним резервом ПРЧ, визначеним за [5], та резервом ПРЧ, виявленим на першому етапі. З метою унеможливлення концентрації резервів в одному районі регулювання у критерій (2) введена штрафна функція від географічної відстані між блоками\агрегатами, на яких виділяються резерви активної потужності. Для зменшення кількості нереконструйованих блоків\агрегатів у результуючій множині  $\mu_j$  на другому етапі реконструйованим блокам\агрегатам надається пріоритет із коефіцієнтом  $k_{\text{рекон}}=1/4$ . Для нереконструйованих



блоків\агрегатів  $k_{рекон} = 1$

$$\sum_{i=1}^{N_{\text{бл}}} \ln \left( \sum_{j=1, g_{ij} < 150}^{N_{\text{бл}}} P_{ном. j} \right) n_{\text{бл.ст.}i} \mu_i k_{рекон} \rightarrow \min,$$

$$\sum_{i=1}^{N_{\text{бл}}} (P_{н.и} \mu_i) \geq \min(P_{п.б.аж}; P_{п.опт.ет1}), \sum_{j \in M_{см. i}} \mu_j \neq 1, \quad i = 1..N_{см} \quad (2)$$

$$\min \left( \sum_{i=1}^{N_{\text{бл}}} \left( (1 - f_d(d_{ij})) P_{н.и} \eta_{i,j} \mu_i \right), \max_{i=1..N_{\text{бл}}} (P_{ном. i} \tilde{\eta}_{i,j}) \right) \leq \Delta P_{\text{max nep.}j}, \quad j = 1..N_{неп}$$

$$\mu_i \leq \lambda_i; \lambda_i = v_{AEC} \forall \lambda_i \in M_{AEC}; \lambda_i = v_{TEC} \forall \lambda_i \in M_{TEC}; \lambda_i = v_{GEC} \forall \lambda_i \in M_{GEC}; \mu_i \in \{0;1\},$$

де  $n_{\text{бл.ст.}i}$  – кількість блоків станції, що задіяні у ПРЧ;  $g_{ij}$  – географічна віддаленість між блоками\агрегатами  $i$  та  $j$ , км.

Після визначення ВРРП ПРЧ виконується розрахунок величини та розміщення резервів АВРЧП. На третьому етапі визначається максимальний резерв вторинної потужності ОЕС ( $\sum_{i=1}^{N_{\text{бл}}} P_{в. i}$ ) з врахуванням допустимого збільшення перетікання активної потужності через КП (3). Резерв вторинного регулювання ( $P_{в. \text{max.}i}$ ) для агрегатів ГЕС прийнято на рівні 100%, а для блоків ТЕС – 10% від номінальної потужності [9]

$$\sum_{i=1}^{N_{\text{бл}}} P_{в. i} \rightarrow \max; \min \left( \sum_{i=1}^{N_{\text{бл}}} \left( (1 - f_d(d_{ij})) P_{в. i} \eta_{i,j} \right), \max_{i=1..N_{\text{бл}}} (P_{ном. i} \tilde{\eta}_{i,j}) \right) \leq \Delta P_{\text{max nep.}j}, \quad j = 1..N_{неп} \quad (3)$$

$$0 \leq P_{в. i} \leq \tilde{\mu}_{п.опт. i} \lambda_i P_{в. \text{max.}i}; \lambda_i = v_{AEC} \forall \lambda_i \in M_{AEC}; \lambda_i = v_{TEC} \forall \lambda_i \in M_{TEC}; \lambda_i = v_{GEC} \forall \lambda_i \in M_{GEC},$$

де  $P_{в. i}$  – рекомендований резерв вторинної потужності для блока\агрегату, МВт.

Відповідно до [5], зважаючи на вимогу відновлення резервів ПРЧ за рахунок резервів АВРЧП, величина та розміщення резервів АВРЧП повинна узгоджуватися з резервами ПРЧ. Тому в процесі оптимізації з використанням обмеження  $0 \leq P_{в. i} \leq \tilde{\mu}_{п.опт. i} \lambda_i P_{в. \text{max.}i}$  прийнято, що резерви АВРЧП розміщуються на блоках\агрегатах, де не виділені резерви ПРЧ.

На четвертому етапі розрахунку резервів АВРЧП на основі критерію та обмежень (4) визначається сумарний резерв вторинного регулювання (як менше значення між нормативним резервом [5] та максимальним резервом АВРЧП ОЕС України), виявленого на третьому етапі.

З метою ефективного контролю сальдо міждержавних перетоків у розподілі резерву АВРЧП ( $P_{в. i}$ ) у (4) враховується електрична віддаленість до міждержавного перетину та його завантаженість. З метою зменшення кількості нереконструйованих блоків\агрегатів у  $P_{в. i}$  на четвертому етапі реконструйованим блокам\агрегатам надаємо пріоритет  $k_{рекон} = 1/4$ . Для нереконструйованих блоків\агрегатів

$k_{рекон} = 1$

$$\sum_{i=1}^{N_{\text{бл}}} P_{в. i} f_d(d_{КП ОЕС. i}) k_{рекон} \rightarrow \min,$$

$$\sum_{i=1}^{N_{\text{бл}}} P_{в. i} \geq \min(P_{в. \text{норм.}}; P_{в. \text{опт.}ет3}), \min \left( \sum_{i=1}^{N_{\text{бл}}} \left( (1 - f_d(d_{ij})) P_{в. i} \eta_{i,j} \right), \max_{i=1..N_{\text{бл}}} (P_{ном. i} \tilde{\eta}_{i,j}) \right) \leq \Delta P_{\text{max nep.}j}, \quad j = 1..N_{неп} \quad (4)$$

$$0 \leq P_{в. i} \leq \tilde{\mu}_{п.опт. i} \lambda_i P_{в. \text{max.}i}; \lambda_i = v_{AEC} \forall \lambda_i \in M_{AEC}; \lambda_i = v_{TEC} \forall \lambda_i \in M_{TEC}; \lambda_i = v_{GEC} \forall \lambda_i \in M_{GEC},$$

де  $d_{КП ОЕС.i}$  – електрична відстань від блока\агрегату  $i$  до КП з ЄЕС Росії та Білорусії;  $P_{в.норм}$  – як нормативний резерв вторинного регулювання, визначений відповідно до [5, 8] МВт.

**Результати розрахунків ВРРП.** Для дослідження ефективності запропонованого підходу проведено визначення ВРРП для ОЕС України. Розрахунок виконувався шляхом використання генетичного алгоритму оптимізації за результатами імітаційного моделювання перехідних режимів на динамічній моделі ОЕС України [10] із врахуванням статичних характеристик навантаження та без врахування роботи системи автоматичного регулювання частоти та потужності. У процесі розрахунків також враховувалися блоки електричних станцій, розташовані на тимчасово окупованих територіях. Нормативний резерв ПРЧ та АВРЧП ОЕС України [5] прийнято на рівні 196 та 1000 МВт відповідно. Результати розрахунку величини та розміщення резервів активної потужності ПРЧ та АВРЧП на реконструйованих\нереконструйованих блоках\агрегатах ТЕС та ГЕС у разі паралельної роботи з ЄЕС Росії та Білорусії та трьох варіантів величини резерву на завантаження усіх КП ( $\Delta P_{\max пер.j}^P$ ) наведено у таблиці.

Результати визначення резервів ПРЧ, МВт	$\Delta P_{\max пер.j}^P, \%$			Результати визначення резервів АВРЧП, МВт	$\Delta P_{\max пер.j}^P, \%$		
	5	10	20		5	10	20
	124	196	196		744	1000	1000
<b>Реконструйовані блоки</b>	<b>Резерв ПРЧ, МВт</b>			<b>Реконструйовані блоки</b>	<b>Резерв АВРЧП, МВт</b>		
Криворізька ТЕС	24	24	24	Луганська ТЕС	20	20	20
Трипільська ТЕС	12	12	12	Вуглегірська ТЕС	-	60	-
Луганська ТЕС	8	8	8	Запорізька ТЕС	-	30	-
Добротвірська ТЕС	6	6	-	Курахівська ТЕС	-	105	105
Зуївська ТЕС	-	24	24	Старобешівська ТЕС	-	60	60
Запорізька ТЕС	-	12	24	<b>Нереконструйовані блоки</b>	<b>Резерв АВРЧП, МВт</b>		
Вуглегірська ТЕС	-	-	24	ДніпроГЕС-1	432	421	421
<b>Нереконструйовані блоки</b>	<b>Резерв ПРЧ, МВт</b>			Дністровська ГЕС	64	-	-
Трипільська ТЕС	12	12	12	Каховська ГЕС	100	20,5	-
Ладизинська ТЕС	24	24	24	Київська ГАЕС	49	-	-
Київська ТЕЦ-6	24	-	-	Луганська ТЕС	80	70	-
Луганська ТЕС	8	8	8	Запорізька ТЕС	-	128,8	73,5
Добротвірська ТЕС	6	6	-	Харківська ТЕЦ-5	-	56	56
Запорізька ТЕС	-	36	36	Зміївська ТЕС	-	30	244
-	-	-	-	Слов'янська ТЕС	-	-	20,5

Результати проведеного дослідження запропонованого підходу свідчать про його ефективність. Встановлено, що недостатня пропускна спроможність КП в ОЕС України унеможливує одночасне використання усіх резервів ПРЧ на реконструйованих блоках\агрегатах у разі можливих за критерієм N-1 варіантів виникнення аварійного небалансу. Аналіз результатів дослідження показав необхідність залучення нереконструйованих блоків Трипільської ТЕС, Ладизинської ТЕС, Київської ТЕЦ-6, Луганської ТЕС, Добротвірської ТЕС та Запорізької ТЕС до первинного регулювання частоти за наявності незалучених резервів Зуївської ТЕС, Запорізької ТЕС та Вуглегірської ТЕС у разі обмежень величини перетікання активної потужності по КП у межах 5–20%. Результати визначення резервів АВРЧП із використанням розробленого підходу свідчать, що в ОЕС України пріоритетним постачальником послуг щодо балансування за  $\Delta P_{\max.лер}^P = 5\%$  є ГЕС. Разом із тим за  $\Delta P_{\max.лер}^P = 10\text{--}20\%$  залучення реконструйованих блоків ТЕС до АВРЧП є більш виправданим. Зважаючи на отримані результати, також актуальною є задача контролю величини завантаженості контрольованих перетинів з урахуванням ВРРП.

**Висновки.** У результаті аналізу вимог до первинного та автоматичного вторинного регулювання частоти та перетоків потужності в умовах збільшення частки відновлюваних джерел енергії в енергобалансі ОЕС України обґрунтована необхідність подальшої реконструкції блоків\агрегатів ТЕС і ГЕС та використання нових високоманеврених постачальників послуг з балансування. Аналіз результатів перевірки нового підходу до визначення ВРРП підтвердив його ефективність. Включення в критерії оптимальності запропонованого підходу електричної віддаленості між блоками\агрегатами з

резервами ПРЧ і АВРЧП та усіма можливими за критерієм N-1 місцями виникнення аварійного небалансу потужності дає можливість підвищити ефективність використання резервів активної потужності в умовах роботи ринку допоміжних послуг. Разом із тим у новому підході враховано також необхідність забезпечення нормативних величин резервів ПРЧ та АВРЧП на блоках агрегатах ТЕС і ГЕС в ОЕС України, їхній взаємний розподіл між блоками агрегатами та пропускну спроможність електричної мережі. За результатами імітаційного моделювання перехідних режимів на динамічній моделі ОЕС України визначено перелік та обґрунтовано необхідність залучення нереконструйованих блоків агрегатів електростанцій до первинного та вторинного регулювання частоти та потужності в ОЕС України.

**Джерело фінансування.** ДП НЕК «Укренерго». Науково-дослідна робота «Дослідження роботи ОЕС України при аварійних ситуаціях внаслідок значних небалансів потужності» відповідно до договору №06-4/4792-16 від 29 грудня 2016.

1. План розвитку системи передачі на 2020–2029 роки. Київ: НЕК «Укренерго», 2019. 208 с.
2. Звіт з оцінки відповідності (достатності) генеруючих потужностей. Київ: НЕК «Укренерго», 2018. 126 с.
3. Kyrylenko O., Pavlovsky V., Steliuk A. AGC software model validation for identification of renewables impact on frequency control in the IPS of Ukraine. *2014 IEEE International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS)*. Kyiv. 2014. Vol. 1. Pp. 141-144.
4. Правила ринку. Київ: Національна комісія, що здійснює державне регулювання у сферах енергетики та комунальних послуг, 2018. 178 с.
5. Методика определения величины и размещения резервов активной мощности для целей регулирования частоты и перетоков. Основные технические требования к параллельно работающим энергосистемам стран СНГ и Балтии. Россия: ОАО «СО ЕЭС», 2006. 9 с.
6. Kilk K. Determination of optimal operating reserves in power systems. *Oil Shale*. 2009. Vol. 26. No 3. Pp. 220-227.
7. Регламент проведения расчетов выбора состава генерирующего оборудования. Россия: НП «Совет рынка», 2015. 19 с.
8. Про затвердження Кодексу систем передачі: Постанова Національної комісії, що здійснює державне регулювання у сферах енергетики та комунальних послуг № 309 від 14.03.2018.
9. Методики і рекомендації щодо організації первинного та вторинного регулювання частоти та потужності на енергоблоках ТЕС (ТЕЦ). СОУ-Н ЕЕ 04.157:2009. Київ: Мінпаливенерго України, 2009. 56 с.
10. Yandulskyi O., Marchenko A., Hulyi V. Analysis of Efficiency Of Primary Load-Frequency Control of Integrated Power System of Ukraine. *2018 IEEE 3rd International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS)*. Kharkiv. 2018. Pp. 244-247.

УДК 621.316

## **ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ РЕЗЕРВА АКТИВНОЙ МОЩНОСТИ ТЭС И ГЭС ДЛЯ РЕГУЛИРОВАНИЯ ЧАСТОТЫ И ПЕРЕТОКОВ В ОЭС УКРАИНЫ**

**А.С. Яндульский, докт.техн.наук, А.Б. Нестерко, канд.техн.наук, А.А. Трунина, канд.техн.наук**  
**Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт им. И. Сикорского»,**  
**пр. Победы, 37, Киев, 03056, Украина,**  
**e-mail: [a\\_trunina@ukr.net](mailto:a_trunina@ukr.net)**

*Рассмотрена проблема обеспечения надлежащего качества первичного и вторичного регулирования частоты и мощности в условиях роста доли возобновляемых источников энергии в энергобалансе ОЭС Украины. Разработан подход и критерии определения оптимальной с технологической точки зрения величины и размещения резервов мощности в ОЭС Украины на реконструированных и нереконструированных блоках агрегатов ТЭС и ГЭС. По результатам имитационного моделирования режимов ОЭС Украины при возникновении внезапных, вероятных по критерию N-1 небалансов активной мощности определен перечень и обоснована необходимость привлечения нереконструированных блоков агрегатов электростанций к первичному и вторичному регулированию частоты и мощности в ОЭС Украины. Библиограф. 10, табл. 1.*

**Ключевые слова:** регулирование частоты, резервы активной мощности, первичное и вторичное регулирование частоты, возобновляемые источники энергии, объединенная энергосистема.

## DETERMINING THE RESERVE CAPACITY OF THERMAL AND HYDROELECTRIC POWER STATIONS FOR FREQUENCY AND POWER FLOWS REGULATION IN ISP OF UKRAINE

O. Yandulskyi, A. Nesterko, H. Trunina  
National Technical University of Ukraine Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute,  
pr. Peremohy, 37, Kyiv, 03056, Ukraine,  
e-mail: [a\\_trunina@ukr.net](mailto:a_trunina@ukr.net)

*The problem of proper quality of primary and secondary frequency and power flows regulation in IPS of Ukraine is considered in the context of an increase in the share of renewable energy sources in the energy balance of the IPS of Ukraine. An approach and criteria have been developed for determining the optimum value from the technological point of view and the allocation of power reserves in the Ukrainian Interconnected Energy System on reconstructed and non-reconstructed units/aggregates of thermal power plants and hydroelectric power stations. Based on the results of IPS regimes simulation modeling in cases of sudden, likely by criterion N-1, imbalances of active power, a list and the need to attract non-reconstructed units/aggregates of power plants to primary and secondary load-frequency regulation is determined. References 10, table 1.*

**Key words:** frequency regulation, active power reserves, primary and secondary frequency control, renewable energy sources, interconnected power system.

1. The development plan of the transmission system for 2020-2029 years. Kyiv: NPC Ukrenerho, 2019. 208 p. (Ukr)
2. Report on conformity assessment (adequacy) of generating capacities. Kyiv: NPC Ukrenerho", 2018. 126 p. (Ukr)
3. Kyrylenko O., Pavlovsky V., Steliuk A. AGC software model validation for identification of renewables impact on frequency control in the IPS of Ukraine. 2014 IEEE International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS). Kyiv. 2014. Vol. 1. Pp. 141-144.
4. Market rules. Kyiv: National Commission for State Regulation of Energy and Public Utilities, 2018. 178 p. (Ukr)
5. Method of determination of the size and allocation of active power reserves for frequency and power flows control. Basic technical requirements for parallel operating power systems of the CIS and Baltic countries. Rosiia: OAO CO EES, 2006. 9 p. (Rus)
6. Kilk K. Determination of optimal operating reserves in power systems. *Oil Shale*. 2009. Vol. 26. No 3. Pp. 220-227.
7. The rules for calculating the choice of the composition of generating equipment. Rosiia: NP Sovet rynka, 2015. 19 p. (Rus)
8. On approval of the Code of transmission systems: Resolution of the National Commission for State Regulation in the Fields of Energy and Public Utilities No 309 of 14.03.2018. (Ukr)
9. Methods and recommendations for the organization of primary and secondary frequency and power regulation at power units of the TPP. SOU-N EE 04.157: 2009 Kyiv: Minpalyvenerho Ukrainy, 2009. 56 p. (Ukr)
10. Yandulskyi O., Marchenko A., Hulyi V. Analysis of Efficiency Of Primary Load-Frequency Control of Integrated Power System of Ukraine. 2018 IEEE 3rd International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS). Kharkiv. 2018. Pp. 244-247.

Надійшла 01.07.2019  
Остаточний варіант 05.11.2019

**ВОДЕНЬ В ЕЛЕКТРО- ТА ТРАНСПОРТНІЙ ЕНЕРГЕТИЦІ**

**І.М.Карп**, академік НАН України  
Інститут газу НАН України,  
вул. Дегтярівська, 39, Київ, 03113, Україна.  
E-mail: [karpkiev@gmail.com](mailto:karpkiev@gmail.com)

*Показано, що на виробництво водню витрачається більше енергії, ніж можна отримати у разі його використання. Мова йде про виробництво «зеленого» водню. На виробництво 1 м<sup>3</sup> водню витрачається від 4 до 5 кВтг електроенергії, при тому, що у ньому міститься хімічної енергії 2,9 кВтг. Теплотворна спроможність водню у 3,3 рази менша, ніж метану. Водень як речовина характеризується високою проникаючою здатністю, його транспортування в звичайних трубах спричинює їхню корозію та окрихчування. Реалізація цього процесу потребує застосування спеціальних матеріалів для трубопроводів, а також спеціального проектування, компресорів, сенсорів. Водень має широкі межі вибуховості, велику швидкість розповсюдження факела, його використання пов'язано з застосуванням спеціальних заходів безпеки. Використання водню як палива для приводу маневрових газових потужностей в енергосистемі або для заміщення рідких моторних палив потребує електрогенеруючих потужностей на його виробництво, співмірних із встановленою потужністю всієї енергосистеми України, значних об'ємів води та вирішення проблеми використання надлишку кисню. Витрати електроенергії для отримання водню для паливних елементів є досить значними і тому перетворення його знову в електроенергію явно недоцільне. Таким чином, з урахуванням вартості електроенергії з відновлюваних джерел та економіки виробництва водню з подальшим його використанням є невигідним. Аналогічний висновок можна зробити стосовно транспортування водню у стисненому або зрідженому стані. Драйвером водневої енергетики є бажання запобігання антропогенному впливу на зміну клімату. Велику кількість проектів із водневої енергетики, які сьогодні запроваджені в Європі та світі, можна пояснити значними коштами, що виділяються на дослідження цієї проблеми. У впровадженні таких проектів зацікавлені потужні компанії та науковці – водневі активісти. Бібл. 9, рис. 1.*

**Ключові слова:** водень, виробництво, транспортування, зберігання, економічність.

Протягом останніх двох десятиріч значна увага приділяється проблемі енергетичного використання водню як палива для енергетичних установок та акумуляторів енергії. Кількість публікацій на цю тему не піддається визначенню. Деякі автори навіть вважають, що на основі широкого використання водню настає нова ера не тільки в енергетиці, а й у економіці в цілому. Цю стадію економіки вони називають «водневою економікою», вважаючи, що вона є «образом майбутнього» для глобальної економіки, у якій водень стає новим глобальним енергоносієм і починає відігравати роль, порівнянню з тією, яку в даний час відіграють вугілля, нафта або газ та набагато важливішу від нинішньої ролі гідроенергетики, атомної та біоенергетики разом узятих. [1]. Стверджується, що воднева економіка вже зараз починає формуватися в окремих регіонах завдяки економічній конкурентоспроможності по відношенню до вуглеводневих палив, які дорожчають, а також через взяті на себе зобов'язання компаній, регіонів та навіть держав у боротьбі з глобальними змінами клімату. Як приклад наводиться Японія, яка нібито поставила за мету будівництво «суспільства, ґрунтованого на водні» [2] за рахунок розвитку водневого технологічного ланцюжка та проектів експорту водню з Австралії, Норвегії та з Близького Сходу, а також використання водню у мільйонах домогосподарств. Наголошується також про сотні «водневих» пілотних проектів у Німеччині, Великобританії, США, Південній Кореї. Заяви щодо економічної конкурентоспроможності водню по відношенню до вуглеводнів, набагато більшої ролі водневої енергетики порівняно з разом узятими гідро-, біо- та атомною енергетикою та міжконтинентальним транспортуванням [1] практично нічим не підкріплені.

Актуальною стала необхідність реально оцінити основні аспекти водневої енергетики й технологій та спрогнозувати їхній можливий розвиток. Спробу такої оцінки реального значення водневої енергетики було здійснено декілька років тому в Росії [3]. У висновках роботи зазначається енергетична неефективність водневої енергетики і наголошується, що однією з причин активної пропаганди «водневої революції», можливо, є «спроба втягнути Росію з її вкрай мізерними ресурсами, що виділяються на НДР, у технологічну гонку типу програної гонки озброєнь». Ініціаторам водневих проек-



тів в Україні слід також приймати до уваги відповідність вартості проектів можливостям їхнього фінансування.

Сьогодні загальне світове виробництво водню оцінюється близько 75 млн. тонн, з яких третина використовується у нафтохімічній промисловості, а дві третини – для виробництва мінеральних добрив. Незначна кількість водню використовується у машинобудуванні як захисна атмосфера.

Водень – штучне паливо, у чистому вигляді він у природі відсутній. На його виробництво потрібно більше енергії, ніж можна отримати у разі його використання. Таким чином, виробництво електричної або теплової енергії з водню є енергетично збитковим. Сировиною для виробництва водню можуть бути метан, інші вуглеводневі гази, нафта, вугілля, біопалива, тверді побутові відходи, водорості. Існує багато способів виробництва водню, але промислове значення мають парова каталітична конверсія вуглецевмісних речовин та електроліз води. Конверсія (риформінг) – це ендотермічна реакція вуглецю з водяною парою, в результаті якої отримують синтез-газ – суміш оксиду вуглецю та водню. Співвідношення між оксидом вуглецю та воднем залежить від вихідної сировини. Оксид вуглецю шляхом екзотермічної реакції з водяною парою перетворюють на водень та двоокис вуглецю, який скидають в атмосферу. У синтез-газі присутні також домішки у вигляді метану, що не прореагував, та інших продуктів. Реакція конверсії використовується у високотемпературних твердотільних паливних елементах (ПЕ). Коефіцієнт корисної дії процесу конверсії оцінюється у 75%. Собівартість виробництва водню конверсією оцінюється у \$ 2–5/кг H<sub>2</sub>, що становить у перерахунку \$ 0,18–0,45/м<sup>3</sup> H<sub>2</sub>. Конверсією вуглеводнів, нафти та вугілля за різними оцінками отримують 95–99 % водню, решту від 0,1 до 5% – електролізом. Вартість виробництва конверсією у 2–5 разів менша, ніж електролізом. Витрата електричної енергії на виробництво 1 м<sup>3</sup> водню електролізом у середньому становить 5 кВтг, а у найкращих сучасних електролізерах – 4 кВтг, тобто собівартість електролізного водню становитиме \$ 0,9–2,25/м<sup>3</sup>, що практично співпадає із значеннями, наведеними у [1] з посиланнями на розрахунки, виконані в Німеччині [4]. У роботі [3] ККД виробництва водню електролізом по відношенню до первинного палива оцінюється у 23%.

Електроліз однієї тонни води продукує 111,5 кг водню (1237 м<sup>3</sup> за нормальних умов) та 885 кг кисню (618 м<sup>3</sup>). Промислове використання кисню обмежене. Він використовується у металургії, медицині, а також для виробництва азотної кислоти з аміаку. За сучасних обсягів виробництва водню має місце приблизний баланс у споживанні кисню, але у разі значного збільшення виробництва водню кисень втратить комерційну цінність і його треба буде просто скидати в атмосферу. Пошук ринків збуту для кисню підвищить економічність виробництва водню.

Водень, отриманий конверсією метану (SMR, steam methane reforming), називають «сірим», оскільки його виробництво пов'язане з емісією в атмосферу діоксиду вуглецю – 10 кг CO<sub>2</sub>/кг H<sub>2</sub>. Якщо конверсія супроводжується вилученням та захороненням CO<sub>2</sub> (CCS – carbon capture and storage), то отриманий у такому процесі водень називають «блакитним». Водень, отриманий електролізом із використанням електроенергії з відновлюваних джерел, називають «зеленим». Додавання процесу CCS до технології SMR збільшує капіталовкладення у виробництво водню на 87%, а експлуатаційні витрати на 33%. При цьому вартість водню становитиме до 1,8 євро за кг, а ціна утилізації CO<sub>2</sub> – майже 70 євро за тонну CO<sub>2</sub> [1]. Повідомляється про три проекти виробництва «блакитного» водню у США, Канаді та Японії та наміри щодо реалізації аналогічного проекту для Австралії. Так, в інформації журналу PEI (Power Engineering International) від 23.10.2019 р. йдеться про контракт компанії АВВ щодо автоматизації, електрифікації та контрольно-вимірювальних приладів для австралійського пілотного проекту Hydrogen Energy Supply Chain (HESC). Метою проекту є випробування виробництва водню газифікацією бурого вугілля, зрідження газоподібного водню та завантаження його на перший у світі спеціалізований транспорт для транспортування його в межах Азійсько-Тихоокеанського регіону. Уряд Австралії розглядає цей проект як «вирішальний крок» на шляху перетворення Австралії у світового лідера в галузі виробництва водню.

Основна частина водневих проектів концентрується навколо виробництва «зеленого» водню, до якого виявляє інтерес і атомна енергетична галузь. Повідомляється про початок будівництва у 2019 році в Німеччині найбільшої у світі установки з виробництва 1300 тонн (14,4 млн. м<sup>3</sup>) водню щорічно методом електролізу. Такий об'єм газу може забезпечити електрогенеруючу установку потужністю всього 2 МВт, що в масштабі енергосистеми є незначною величиною. Така продуктивність установки відповідає потребам транспортної енергетики, але слід зауважити, що технології зберігання водню на борту транспортного засобу на цей час недосконалі та неефективні.

*Водень як паливо.* Зазначимо, що енергетичний потенціал водню – його теплотворна спроможність – становить 2,96 кВтг. Енергетична цінність водню у 3,3 рази менша, ніж метану. Вона менша у 3,2 рази, ніж у природного газу. Це треба враховувати у розрахунках трубопроводів та пальникових пристроїв у разі заміщення природного газу воднем. У процесі застосування водню у котельних установках необхідно дотримуватись особливих вимог техніки безпеки через його високу запалювальну здатність та велику швидкість розповсюдження полум'я. Треба зважати на високу проникаючу здатність водню, через що звичайні матеріали непридатні для його транспортування та зберігання. Водень спричиняє так звану водневу корозію металів та призводить до їхньої крихкості. Існуючі газові мережі непридатні для транспортування чистого водню. Водневі трубопроводи потребують інших матеріалів, іншої технології зварювання, компресорів, сенсорів, засобів безпеки. Збільшується можливість витікання його через нещільності у з'єднаннях та арматурі внаслідок великого тиску. У світі на 2016 рік нараховувалося всього 4,5 тис. км водневих трубопроводів, з них у США – 2,6 тис., у решті країн – по декілька сотень кілометрів [1].

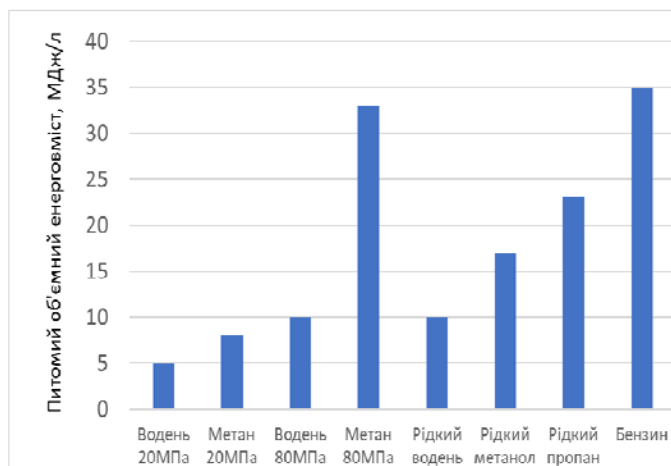
Використання чистого водню як палива в системах індивідуального опалення «у мільйонах домогосподарств» викликає сумніви через вказані вище причини. У перспективі можливе використання в системах опалення сумішей природного газу та водню. Характеристики метано-водневих сумішей, необхідні для розрахунків паливних систем, можна визначати за принципом адитивності. В подальшій перспективі можна очікувати використання в системах індивідуального опалення високо-температурних паливних елементів із воднем як робочу речовину, де первинним енергоносієм буде природний газ або пропан-бутан. Випробовування таких систем індивідуального опалення в Європі вже почалося.

Ефективне та безпечне функціонування Об'єднаної енергетичної системи України вимагає наявності маневрених потужностей [5] для регулювання добових та сезонних навантажень, а також збільшення в енергосистемі частки відновлюваних джерел енергії (ВДЕ). Як одне з первинних джерел енергії для маневрених потужностей розглядається водень. У першу чергу йдеться про «зелений» водень, який можливо продукувати як централізовано, так і на місці його споживання з використанням електричної енергії з відновлюваних джерел або АЕС. Національна енергетична компанія «Укренерго», яка керує Об'єднаною енергосистемою України, оцінює потребу у маневруючих потужностях у 2,5 ГВт. Технологічно ці потужності мають базуватися на використанні газових двигунів внутрішнього згоряння, які мають достатньо високий ККД, а головне можуть бути підключені до енергосистеми за декілька хвилин. Для забезпечення такої потужності протягом року (прийнято 8000 годин) за рахунок використання водню (ККД 40%) його потрібно 16,8 млрд.м<sup>3</sup>. Беручи до уваги, що завантаження маневруючих потужностей складає біля третини вказаного часу, неважко підрахувати, що на виробництво 6,3 млрд.м<sup>3</sup> Н<sub>2</sub> потрібно витратити 25 млрд. кВтг. Виробляти енергію на основі традиційних джерел задля того, щоб використати її на електроліз, суперечить цілям водневої енергетики, Тому такий сценарій слід вважати нездійсненним.

Один із гіпотетичних сценаріїв моделі німецької енергосистеми, розроблений спеціалістами Energy Brainpool, передбачає її функціонування у 2040 році на 100% на основі ВДЕ [6]. Як відомо, Німеччина зобов'язалася закрити до того часу всі вугільні та атомні електростанції. Розглядається варіант, яким чином система зможе пройти періоди екстремально похмурої погоди (kalte Dunkelflaute), які трапляються в Німеччині, особливо наприкінці січня – початку лютого. Визнано, що без «гнучких» газових резервних потужностей система функціонувати не зможе. Потужність встановлених газових (парогазових) електростанцій згідно з моделлю повинна складати 67 ГВт, що перевищує потужність всіх засобів генерації в Україні разом узятих. Вартість встановлення такого обсягу потужностей можна оцінити близько \$ 140 млрд. Річний коефіцієнт використання встановленої потужності (КВВП) таких станцій не перевищить 20%. Оскільки сценарій передбачає енергопостачання тільки від ВДЕ, то такі станції будуть працювати виключно на газі електролізу, електроенергія для якого буде вироблятися сонячними та вітровими установками у періоди сприятливої погоди. Висновок спеціалістів Energy Brainpool про те, що ціна виробленої енергії буде доступною – 5,7–9,5 євроцентів за 1 кВтг (1,6–2,7 грн. за курсом жовтня 2019 р.) викликає неабиякі сумніви. Навіть для потужної німецької економіки витрати на реалізацію такого сценарію невиправдані.

*Водень у транспортній енергетиці.* Іншим напрямком масштабного використання водню, як вважається, у найближчому майбутньому буде використання його як пального для транспорту. Станом на 2019 рік [1] кількість автомобілів на водні у світі становила 5 тис. одиниць, насамперед у США, Західній Європі та Японії, а кількість заправних станцій – 300 одиниць. Автори [1] вважають,

що причиною повільного становлення транспорту на водні є проблема «курки та яйця» – без розвитку необхідної інфраструктури масовий випуск автомобілів на водні неможливий. У процесі реалізації цього напрямку з технологічної точки зору на першому плані – проблеми транспортування та зберігання водню. Як було зазначено вище, транспортування водню існуючими газопроводами неприпустиме. Вартість постачання водню трубопроводами та його розподілу оцінюється у \$ 1/кг, тоді як вартість цих операцій для бензину становить \$ 0,19 за галон (2,6 кг) [7]. Тому для транспортування водню потрібні або спеціально спроектовані газопроводи, або його треба здійснювати у стисненому або зрідженому стані. Розглядаються також технології транспортування водню у зв'язаному стані з аміаком або вуглеводнями, які енерговитратні і складні у реалізації, або у хімічних сполуках з вуглеводнями, що не відповідає цілям безвуглецевої енергетики.



Енергетичний вміст палив, які використовуються або можуть використовуватися як моторні, показано на рисунку. [3]. На практиці у разі використання стисненого природного газу як моторного палива він стискується у ємностях до 20 МПа. Виходячи із співвідношення теплотворних спроможностей природного газу та водню (3,2), для однакового запасу енергії на борту транспортного засобу потрібно забезпечити тиск водню 64 МПа. Для зберігання водню під тиском 350–700 атм. (35–70 МПа) зараз використовують полегшені композитні балони, виготовлені з вуглецевого

волокна, армованого алюмінієвими або полімерними волокнами. Такі високотехнологічні ємності дуже дорогі. Вартість одного балона співставна з вартістю бюджетного автомобіля. Навіть при 700 атм. водень містить енергії на одиницю об'єму у 4,6 разів менше, ніж бензин, що означає, що розмір водневого баку мусить бути у стільки ж разів більшим [7]. Розміщення такої ємності на автомобілі незручне і небезпечне. Крім того, біля 10–15% енергії водню витрачається на компресію. Енергетичні витрати для сучасного багатостадійного компресора дорівнюють близько 5 кВтг на 1 кг стисненого до 70 МПа водню, що в перерахунку на первинну енергію за ККД генерації 33% становить як мінімум 50 МДж/кг, тобто 35% об'єму водню [3]. Щодо транспортування водню до споживача у стисненому стані в умовах централізованого його виробництва, то один трубчатий трак вагою 40 тонн може нести всього 320 кг водню, стисненого до 20 МПа, що становить менше 1% його власної ваги. По суті перевезення водню у стисненому стані є перевезенням тари. Для порівняння, такий трак може нести 26 тонн бензину, енергетична ємність якого у 20 разів більша, ніж у водню. Транспортування дорогами загального призначення такого легкозапалювального та вибухового газу само по собі небезпечне.

Окремо розглядається технологія транспортування водню у суміші з природним газом по існуючих газопроводах. У [1] зазначається, що у різних країнах долі підмішування водню до природного газу різні – від 0,1% у Бельгії, Великобританії та США, до 10% – у Німеччині та 12% – у Нідерландах. За даними Агентства з відновлюваної енергетики ОАЕ стверджується можливість підвищення планки до 15% без змін у газотранспортних системах. У Великобританії досліджувалася можливість транспортування водню існуючими газопроводами [8]. Висновок проекту полягає в тому, що період адаптації існуючих систем до транспортування водню буде довгим та вартісним.

В Україні спеціальних досліджень не проводилося, і документів щодо припустимих концентрацій водню у суміші з метаном не існує.

Зберігання та транспортування водню у зрідженому стані дуже витратне як з енергетичної, так і економічної точок зору. Температура зрідження водню становить 20 К (– 253 °С). На його зрідження витрачається до 40% енергії, що в ньому міститься. Рідкий водень має високий вміст енергії – 120 МДж/кг (33,3 кВтг/кг) порівняно з бензином – 44,4 МДж/кг (12,4 кВтг/кг). Ємності для транспортування рідкого водню мають подвійний корпус та вакуумну теплоізоляцію і мають високу вартість. Мають місце втрати водню внаслідок випаровування у процесі його зберігання. До цього часу транспортування водню у рідкому стані використовувалося у виключних випадках, як, наприклад, від Космічного центру НАСА у Флориді до супутника. Автори огляду [7] висловлюють небезпідставні сумніви, що такий метод транспортування знайде широке застосування. Як було зазначено вище, існують

й інші точки зору, наприклад, наміри Австралії щодо транспортування водню в регіоні у рідкому стані. Внаслідок складнощів та високовартісних показників транспортування рідкого водню від централізованих джерел виробництва як альтернатива розглядається його децентралізоване виробництво на спеціально облаштованих водневих заправних станціях, що не виключає вимоги встановлення вартісних ємностей для його зберігання та є вибухонебезпечним.

Для заміщення в Україні рідких моторних палив електролітичним воднем його знадобиться 31,4 млрд.м<sup>3</sup> та необхідно витратити 125,7 млрд. кВтг електроенергії для його виробництва, що майже дорівнює сумарному обсягу споживання електроенергії у країні. Щоденна потреба у воді становитиме 70 тис. тонн. Автори [7] підраховали, що для заміщення бензину електролітичним воднем у економіці США обсяг його щоденного виробництва має становити 0,34 млн. тонн, для чого потрібно щоденно використовувати 3 млн. тонн води; при цьому буде вироблятися 2,7 млн. тонн кисню. Встановлена потужність електрогенерації має становити 850 ГВт, що більше існуючої сумарної потужності енергосистеми України. Особливо важко уявити можливість виробництва необхідної кількості енергії відновлюваними джерелами.

Розглядається також зберігання водню у вигляді металогідридів, дослідження яких сьогодні сфокусовано на легких з'єднаннях водню з лужними та лужноземельними металами NaH, MgH<sub>2</sub>, NaAlH<sub>4</sub>, LiBH<sub>4</sub>, LiNH<sub>2</sub> [7]. Максимальна теоретична гравіметрична ємність NaAlH<sub>4</sub> становить 7,4% вагових, реальна по відношенню до ваги всього обладнання – 5,5%. Внаслідок великої відносної ваги та труднощів щодо підтримання температурних режимів сорбції–десорбції водню використання металогідридів на автотранспорті не знайшло застосування. Не підтверджена також можливість реверсу установки протягом тисяч циклів із зазначеними та іншими матеріалами. Відомо про негативний досвід випробування металогідридів на декількох таксі у Харкові у 70-ті роки.

Основним пристроєм для використання водню на транспортних засобах є паливні елементи. Отриманий електролізом водень для паливних елементів може зберігатися на борту транспортного засобу у стисненому або зрідженому станах. Проблематичність та недоліки такої технології розглянуті вище. Для уникнення проблем, пов'язаних із подібним зберіганням водню, його можна виробляти безпосередньо на транспортному засобі шляхом конверсії (риформінгу) метану або вуглеводнів, наприклад, метанолу. В одному літрі метанолу міститься більше водню, ніж в одному його літрі у зрідженому стані – 98,8 г/л у метанолі за кімнатної температури та відповідно 71 г/л у рідкому водні за температури 253°C. Викидними продуктами риформінгу є двоокис вуглецю та вода, тобто основна мета використання водню як моторного палива – запобігання викидам в атмосферу вуглецю у процесі не досягається. Економічний вигравш використання паливних елементів у порівнянні з безпосереднім використанням як моторного палива, наприклад, зрідженого метану, сумнівний. Так, ККД процесу риформінгу становить 75%, досягнутий на сьогодні ККД паливного елемента – 56,6%, тобто сумарний ККД становить 42,4%. Необхідно взяти до уваги, що паливні елементи виробляють електричну енергію постійного струму і низької напруги, для перетворення якої у змінний струм потрібної напруги необхідно витратити 10% від виробленої кількості, що зменшує загальний ККД до 38%. Мають місце додаткові втрати ефективності пристрою під час проскоку монооксиду вуглецю між електродами. Для порівняння: газові двигуни фінської компанії «Вяртсила» мають ККД 45–48% у межах навантажень від 10 до 100%. Досягнута потужність двигунів сягає 25 МВт.

Незважаючи на проблематичність становлення водневої енергетики, у світі розробляються крупні проекти щодо виробництва і використання водню. Про австралійський проект вже згадувалося. За інформацією журналу PEI (Power Engineering International) від 24.10.2019 в статті «Hydrogen vehicles celebrate refueling network with road trip» сповіщається про пробіг 13-ти авто на водні з п'яти європейських країн до Гамбурга з метою демонстрації «водневої мобільності» (hydrogen mobility) та переваг керування водневими авто. Захід проводився за рахунок загальноєвропейського проекту рп- European Hydrogen Mobility Europe (H2ME) project. За кошти проекту у Німеччині побудовано вже 32 водневих заправних станції і до 2022 року планується довести їхню кількість до 49. «Водневі» проекти, проекти «Power to Gas» існують і у ряді інших країн. В основі уваги до проблеми змін клімату і відповідно водневої енергетики та водневої економіки є те, що на її вирішення виділяються великі кошти, у чому зацікавлені видобувні, паливні, енергетичні, транспортні, автобудівні та суміжні компанії, а також велика кількість наукових організацій у всьому світі. Проблема клімату штучно підтримується політиками та кліматичними активістами.

**Висновки.** Оскільки водень у вільному стані у природі відсутній, його слід розглядати як похідний енергетичний ресурс на зразок електричної енергії. Основною технологією виробництва вод-

ню є парова конверсія метану, в меншій мірі – вугілля або нафтопродукти. Оскільки за такої технології виробництва у атмосферу викидається двоокис вуглецю, використання її не відповідає вирішенню проблеми безвуглецевої енергетики. Близько 5% водню («зеленого») виробляється електролізом води. На виробництво 1 м<sup>3</sup> водню електролізом витрачається 4–5 кВтг електричної енергії, а енергоспоживання становить 2,9 кВтг. Теплотворна спроможність водню у 3,2 рази менша за теплотворну спроможність природного газу. Він має у п'ять разів ширші межі запалювання та майже у 10 разів більшу швидкість розповсюдження полум'я у порівнянні з природним газом, характеризується високою проникністю та призводить до водневої корозії металів. Системи транспортування водню потребують спеціального проектування, а використання його як палива – особливих заходів безпеки.

Використання водню як палива для маневруючих та стабілізуючих газових потужностей в енергосистемі України або для заміщення рідких моторних палив потребує електрогенеруючих потужностей на його виробництво, співмірних із встановленою потужністю всієї енергосистеми України, значних об'ємів води та вирішення проблеми використання надлишку кисню.

Транспортування водню у стисненому стані невідгидне, оскільки потребує надмірно важких ємностей за незначного вмісту в них водню та значних витрат на стиснення до кількох сот бар. Зрідження водню потребує до 40% затрат енергії, що у ньому міститься. Вартість криогенної ємності для зрідженого водню співмірна з вартістю деяких авто. Транспортування водню у стисненому або зрідженому стані по дорогах загального призначення небезпечне.

Електрична енергія з відновлюваних джерел в Україні дотована, її вартість у рази більша, ніж отриманої з традиційних джерел. Витрачання електричної енергії на виробництво «зеленого» водню для подальшого виробництва з нього електроенергії у паливних елементах явно недоцільне.

На проекти щодо виробництва, транспортування, зберігання та використання водню, що розробляються у світі, витрачаються значні кошти. Проекти спрямовані нібито на запобігання антропогенному впливу на зміни клімату, що само по собі є проблематичним. Сучасний стан економіки України не дає можливості вкладати кошти у водневу економіку доти, поки суспільству не будуть представлені докази перспективності цього напрямку в цілому.

1. Митрова Т., Мельников Ю., Чугунов Д. Водородная экономика – путь к низкоуглеродному развитию. Сколково: Центр энергетикеи Московской школы управления Сколково. 2019. 60 с.
2. Challenges for Japan's Energy Transition. Basic Hydrogen Strategy. Agency for Natural Resources and Energy (ANRE), Ministry of Economy, Trade and Industry (METI). October 2018, Japan. 120 с.
3. Асланян Г.С., Реутов Б.Ф. Проблематичность становления водородной энергетики. *Теплоэнергетика*. 2006. № 4. С.66-73.
4. Grube T., Hohlein B. Costs of Making Hydrogen Available in Supply Systems Based on Renewables. *Hydrogen and Fuel Cells*. Springer, 2016. P. 223-237.
5. Кириленко О.В. Интеллектуальні електричні мережі: елементи та режими. Київ: Ін-т електродинаміки НАН України, 2016. 400 с.
6. Сидорович В. Работа энергосистемы, основанной на ВИЭ, в пасмурную и безветренную погоду. URL: <http://renen.ru/on-the-viability-of-energy-systems-operating-on-the-basis-of-100-res/> 02.08.2017.
7. Armaroli N., Balzani V. The Hydrogen Issue (Review). *European journal of chemical physics and physical chemistry*. 2011. No 4. Pp. 21–36. DOI: <https://doi.org/10.1002/cssc.201000182> .
8. Preparing for the hydrogen economy by using the existing natural gas system as a catalyst (NATURALHY). CORDIS EU research results. Project information. Start date 1 May 2004, End date 31 October 2009. URL: <https://cordis.europa.eu/project/rcn/73964/factsheet/en> .
9. Карп И. Кто управляет климатом? *Зеркало недели*. 2019. No 25.

## ВОДОРОД В ЭЛЕКТРО- И ТРАНСПОРТНОЙ ЭНЕРГЕТИКЕ

**И.Н.Карп**, академик НАН Украины

**Институт газа НАН Украины,**

**ул. Дегтяревская, 39, Киев, 03113, Украина. E-mail: [karpkiev@gmail.com](mailto:karpkiev@gmail.com)**

*Показано, что на производство водорода расходуется больше энергии, чем можно получить при его использовании. Речь идет о производстве «зеленого» водорода. На производство 1 м<sup>3</sup> водорода расходуется от 4 до 5 кВтч электроэнергии, при том, что в нем содержится химической энергии 2,9 кВтч. Теплотворная способность водорода в 3,3 раза меньше, чем метана. Водород как вещество характеризуется высокой проникающей способностью, его транспортировки в обычных трубах вызывает их коррозию и охрупчивание. Реализация этого процесса требует применения специальных материалов для трубопроводов, а также специального проектирования, компрессоров, сенсоров. Водород имеет широкие пределы взрываемости, большую скорость рас-*



пространения факела, его использование связано с применением специальных мер безопасности. Использование водорода в качестве топлива для привода маневровых газовых мощностей в энергосистеме или для замещения жидких моторных топлив требует электрогенерирующих мощностей на его производство сопоставимых с установленной мощностью всей энергосистемы Украины, значительных объемов воды и необходимости решения проблемы использования кислорода. Расход электроэнергии для получения водорода для топливных элементов значителен и поэтому превращение его снова в электроэнергию явно нецелесообразно. С учетом стоимости электроэнергии из возобновляемых источников и экономики производства водорода с последующим его использованием невыгодно. Аналогичный вывод можно сделать относительно транспортировки водорода в сжатом или сжиженном состоянии. Драйвером водородной энергетики является желание предотвращения антропогенному воздействию на изменение климата. Большое количество проектов по водородной энергетике, которые сегодня введены в Европе и в мире, можно объяснить значительными средствами, выделяемыми на исследование этой проблемы. Во внедрении таких проектов заинтересованы крупные компании и ученые - водородные активисты. Библ.9, рис 1.

**Ключевые слова:** водород, производство, транспортировка, хранение, экономичность.

## HYDROGEN IN ELECTRIC AND TRANSPORT POWER ENGINEERING

**Karp I.M.**

The Gas Institute of NAS of Ukraine,

39 Degtyarivska Str., 03113, Kyiv, Ukraine. E-mail: [karpkiiev@gmail.com](mailto:karpkiiev@gmail.com)

*It is shown that more energy is consumed in hydrogen production than can be obtained from its use. We are talking about the production of green hydrogen. The production of 1 m<sup>3</sup> of hydrogen consumes 4 to 5 kWh of electricity, although it contains 2.9 kWh of chemical energy. The calorific value of hydrogen is 3.3 times less than that of methane. Hydrogen as a substance is characterized by a high penetration capacity, its transportation in ordinary pipes causes their corrosion and embrittlement. The implementation of this process requires the use of special materials for pipelines, as well as special design, compressors, sensors. Hydrogen has wide explosive limits, high torch propagation rate, and its use is associated with the application of special safety measures. The use of hydrogen as a fuel to drive the gas maneuvering capacity in the grid or to replace liquid motor fuels requires generating capacity for its production commensurate with the installed capacity of the entire Ukrainian grid, significant volumes of water and solving the problem of using excess oxygen. The energy costs of producing hydrogen for fuel cells are quite significant, so converting it back to electricity is clearly inappropriate. Thus, given the cost of electricity from renewable sources and the economy of hydrogen production, its continued use is disadvantageous. A similar conclusion can be drawn regarding the transport of hydrogen in the compressed or liquefied state. The driver of hydrogen energy is the desire to prevent anthropogenic impacts on climate change. The large number of hydrogen energy projects that are being launched today in Europe and in the world can be explained by the considerable funds allocated to research this problem. Powerful companies and scientists - hydrogen acts - are interested in implementing such projects. References 9, figure 1.*

**Keywords:** hydrogen, production, transportation, storage, efficiency.

1. Mytrova T., Melnikov Y., Chugunov D. The hydrogen economy is the way to low-carbon development. Skolkovo: Center for Energy of the Moscow School of Management Skolkovo. 2019. 60 p. (Rus.)
2. Challenges for Japan's Energy Transition. Basic Hydrogen Strategy. Agency for Natural Resources and Energy (ANRE), Ministry of Economy, Trade and Industry (METI). October 2018, Japan.
3. Aslanyan G.S., Reutov B.V. Problematicity of hydrogen energy formation. *Теплоенергетика*. 2006. No 4. Pp. 66-73. (Rus.)
4. Grube T., Hohlein B. Costs of Making Hydrogen Available in Supply Systems Based on Renewables. Hydrogen and Fuel Cells. Springer, 2016. Pp. 223-237.
5. Kyrylenko O.V. Intellectual Electrical Networks: Elements and modes. Kyiv: Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine. 2016. 400 p. (Ukr.)
6. Sydorovich V. Operation of the power system based on RES in cloudy and windless weather. Access mode: <http://renen.ru/on-the-viability-of-energy-systems-operating-on-the-basis-of-100-res/> (Rus.) 02.08.2017.
7. Armaroli N., Balzani V. The Hydrogen Issue (Review). *European journal of chemical physics and physical chemistry*. 2011. No 4. Pp. 21-36. DOI: <https://doi.org/10.1002/cssc.201000182>.
8. Preparing for the hydrogen economy by using the existing natural gas system as a catalyst (NATURALHY). CORDIS EU research results. Project information. Start date 1 May 2004, End date 31 October 2009. URL: <https://cordis.europa.eu/project/rcn/73964/factsheet/en>.
9. Karp I. Who controls the climate? *Zerkalo nedeli*. 2019. No 25. (Rus.)

Надійшла 07.11.2019  
Остаточний варіант 02.01.2020

**ENERGY-EFFICIENT CONTROL OF PUMP UNITS  
BASED ON NEURAL-NETWORK PARAMETER OBSERVER**S.O. Burian<sup>1\*</sup>, O.I. Kiselychnyk<sup>2\*\*</sup>, M.V. Pushkar<sup>1\*\*\*</sup>, V.S. Reshetnik<sup>1</sup>, H.Y. Zemlianukhina<sup>1</sup><sup>1</sup>- National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute",  
pr. Peremohy, 37, Kyiv, 03056, Ukraine. E-mail: [sburyan18@gmail.com](mailto:sburyan18@gmail.com)<sup>2</sup>- School of Engineering, University of Warwick,  
Coventry, CV4 7AL, United Kingdom.E-mail: [O.Kiselychnyk@warwick.ac.uk](mailto:O.Kiselychnyk@warwick.ac.uk)

*An observer based on an artificial neural network was designed. The observer determines the pumping unit performance depending on the operating point. Determination is based on the measured technological coordinates of the system and the pressure of the turbomechanism. Three neural networks were designed for three types of the productivity observer. The developed observer was investigated by the simulation method within different variations of disturbing actions, such as hydraulic resistance of the hydraulic system and geodetic pressure. A comparative analysis of three types of the productivity observer, built with using the pressure and different signals of the system with arbitrary change of hydraulic resistance was given. By the use of the pump unit efficiency observer, in addition to the results presented earlier, the efficiency of the productivity observer, which built with using different sensors, in water supply systems with two series-connected pump units, operating for filling the large tank, is researched. In the water supply system one pump speed is regulated, the other is unregulated. References 14, Figure 5.*

**Key words:** pumping unit, neural network, observer, parameter, turbomechanism.

**Introduction.** The process of determining and observation the turbomechanisms' technological coordinates is an integral part of their automatic control systems design, however, the sensors, which provide information to the system, are expensive or the access for their installation is limited by the construction of the hydraulic network. Other parameters, such as pump efficiency, are impossible to be measured directly, only indirect determination with a certain number of sensors is possible. In [1], the authors propose a system with two temperature and pressure sensors on input and two on pump output to calculate its efficiency. To increase the water supply system energy efficiency, the forecasting method can be used [2]. The essence of this method is to determine the balance of supply productivity and water consumption, but there are many factors that affect the forecasting accuracy. The forecasting method can also be used to determine the optimal number of pumps in the system. Multi-pump systems are one of the main ways to improve energy efficiency. Multi-pump systems can be both single-drive and multi-drive [3]. The required number of working pumps can be determined based on monitoring the location of the operating point [4]. On the other hand, it is possible to use an optimal multi-pump head control system based on analytical characteristics and experimental efficiency distribution diagrams, the control algorithm of which is described [5]. Article [6] proposes performance control optimization of a multi-pump system by predicting the future state of the system. Reducing the number of pumps and starting or stopping them increases energy efficiency.

Another perspective way is artificial intelligence theory applying to obtain unknown coordinates [7]. Such observer based on artificial neural networks, which operates with already known measured coordinates, and allows to observe the other coordinates values, such as pressure, pump performance, mechanical power and others, is designed in [8]. The authors of article [9] proposed a heat pump direct heating system with real-time identification and the self-regulation principle, which has high observation values for the given values and the ability to deviate from perturbations. In [10], a multi-layer controller pump system with sliding-mode observer based on neural networks of the motion mode is developed and the system robustness

is investigated. Therefore, the task of building pump coordinate observer based on neural network and test of its performance is very relevant.

**The aim of the paper** is to increase the energy efficiency of a pump unit by applying an energy-efficient control algorithm using neural networks to observe technological coordinates.

**Materials and results of the research.** Ways to increase the turbomechanism energy efficiency are almost always deal with the decreasing the drive angular speed and, as a consequence, reduction the consumed power. However, it does not mean that energy efficiency will be maximized, as there is only one point with maximum efficiency at each speed characteristic of the pump. In order to get to the maximum efficiency point it is necessary to have an array of speeds and productivity at which the maximum efficiency is obtained. This dependence is called the "maximum efficiency curve" and is shown in Fig. 1, *a* on the Q-H-efficiency characteristics of the pump of 160 kW power.

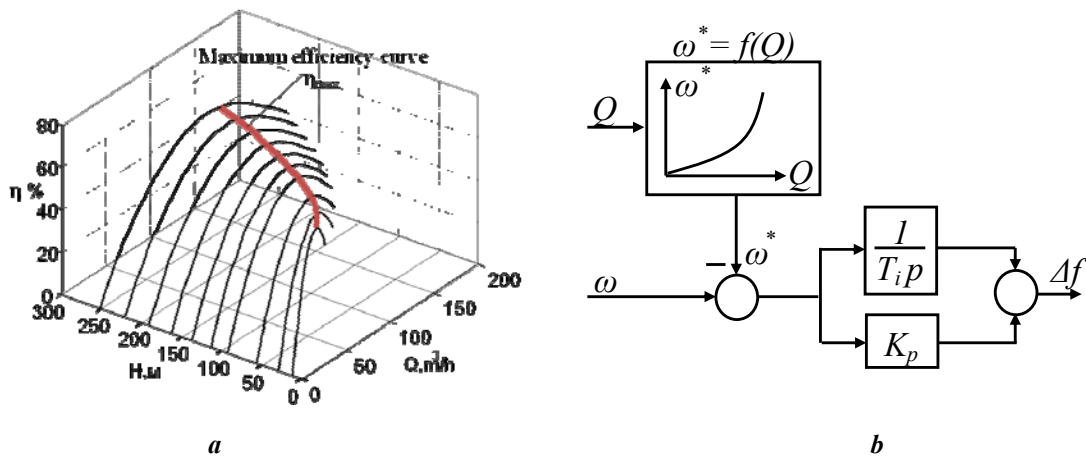


Fig. 1

For the implementation of the rotation speed search algorithm with the maximum pump efficiency the PI controller, which corrects the actual motor rotation speed, and the block  $\omega^* = f(Q)$ , which determines the required speed by the measured performance signal, are used. The structural scheme is presented in Fig. 1, *b*, it is described with following equations:

$$\omega^* = k_1 Q^2 + k_2 Q + k_3, \quad (1)$$

$$\Delta f = (\omega - \omega^*)(K_p + 1/T_i p), \quad (2)$$

where  $Q$  is the actual pump productivity;  $\omega^*$  is the desired rotation speed at which maximum efficiency is achieved at the desired productivity value;  $\omega$  is the actual measured motor speed;  $k_1, k_2, k_3$  are the approximation coefficients of the maximum efficiency curve;  $\Delta f$  is the increment of the frequency reference;  $K_p$  is the proportional component of the controller;  $T_i$  is the time constant of the controller integral part.

The application of energy efficient control algorithms for pump units involves measurement of the technological system coordinates required for its operation. The main problem with this is the high cost of productivity sensors, and the absence of speed sensors on pump units drive motors. To solve the problems of required coordinates measuring, it is advisable to use the artificial neural networks apparatus (NN) [11], which has ability to self-study. This approach allows design technological coordinate observers of pump units based on the coordinates that are available for measurement.

The procedure for NN design consists the selection of the number of hidden layers of neurons, determination the number of neurons in the hidden layers, selection the activation function of neurons, and training the network, which determines the numerical values of its internal connections parameters.

To create the productivity observer for the 160 kW pump, a two-layer NN was formed with 10 neurons in the first and 1 in the output layer. Two signals can be used as network inputs, one of which is pressure, which is easy to measure, the other one could be speed or active power or one of the stator currents. The observation accuracy changes from choosing of this coordinate. Angular velocity and hydraulic resistance arrays were used for the network training as perturbations; their transients are shown in Fig. 2. The training error was 0.034, the regression coefficient – 0.999.

While working with neural networks, their adequate mathematical description is important. In the general case, the neuron equation is described by the following expression:

$$y_i = \lambda_i \left( \sum_{j=1}^m x_j w_{ij} + b_i \right), \quad (3)$$

where  $x_1, x_2, \dots, x_m$  are the inputs of the neuron;  $w_{i1}, w_{i2}, \dots, w_{im}$  are the weight coefficients of synaptic bonds;  $b_i$  is the displacement of the neuron;  $\lambda_i(\cdot)$  is the activation function of the neuron.

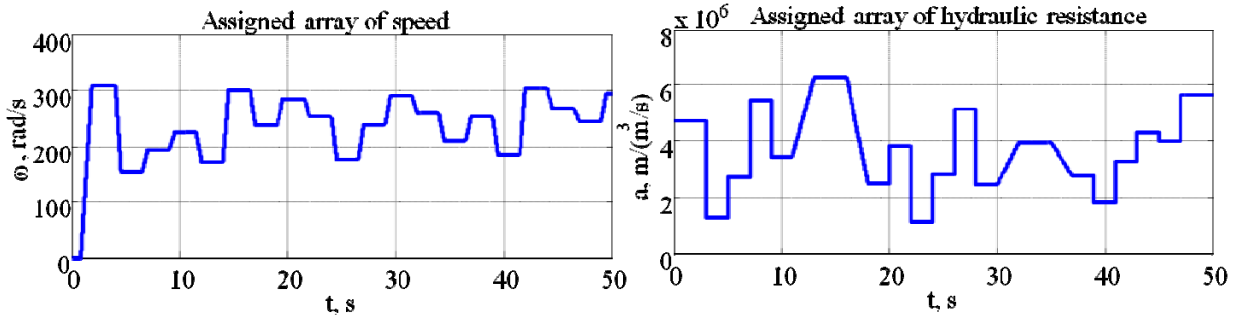


Fig. 2

In the case of a two-layer neural network of 10 neurons, the equations describing each neuron are defined according to the following expressions:

$$\begin{aligned} y_1 &= \text{th}((Hw_{11} + \omega w_{12} + b_1) / a_1), \\ y_2 &= \text{th}((Hw_{21} + \omega w_{22} + b_2) / a_2), \\ &\dots \\ y_{10} &= \text{th}((Hw_{101} + \omega w_{102} + b_{10}) / a_{10}), \end{aligned} \quad (4)$$

where  $H, \omega$  are the neuron inputs;  $w_{i1}, w_{i2}, \dots, w_{im}$  are the weight coefficients of synaptic bonds;  $b_i$  is the displacement of the neuron;  $a_i$  is the coefficient of inclination of the function of the tangential hyperbolic tangent tansig.

The general equation describing the neural network operation has the following form:

$$\begin{aligned} \hat{Q} &= c(\text{th}((Hw_{11} + \omega w_{12} + b_1) / a_1)w_1 + \text{th}((Hw_{21} + \omega w_{22} + b_2) / a_2)w_2 + \\ &+ \text{th}((Hw_{31} + \omega w_{32} + b_3) / a_3)w_3 + \text{th}((Hw_{41} + \omega w_{42} + b_4) / a_4)w_4 + \\ &+ \text{th}((Hw_{51} + \omega w_{52} + b_5) / a_5)w_5 + \text{th}((Hw_{61} + \omega w_{62} + b_6) / a_6)w_6 + \\ &+ \text{th}((Hw_{71} + \omega w_{72} + b_7) / a_7)w_7 + \text{th}((Hw_{91} + \omega w_{92} + b_9) / a_9)w_9 + \\ &+ \text{th}((Hw_{101} + \omega w_{102} + b_{10}) / a_{10})w_{10} + b). \end{aligned} \quad (5)$$

where  $c$  is the slope factor of linear activation function.

To evaluate the performance of the developed observer, the mathematical simulation was performed and comparisons were made with the results that were obtained through experimental research.

For the simulation, a structural scheme of an electromechanical automatic control system of two series-connected pumps, operating for filling the large tank was developed. One pump speed is regulated, the other is unregulated. The structural scheme is presented in Fig. 5. Herewith the parameters of the hydro system are unknown and may arbitrarily change. The algorithm uses the observed performance value to determine the required rotation speed. Also in the system the efficiency observers, which are developed on the basis of artificial neural networks, for each pump are used [12].

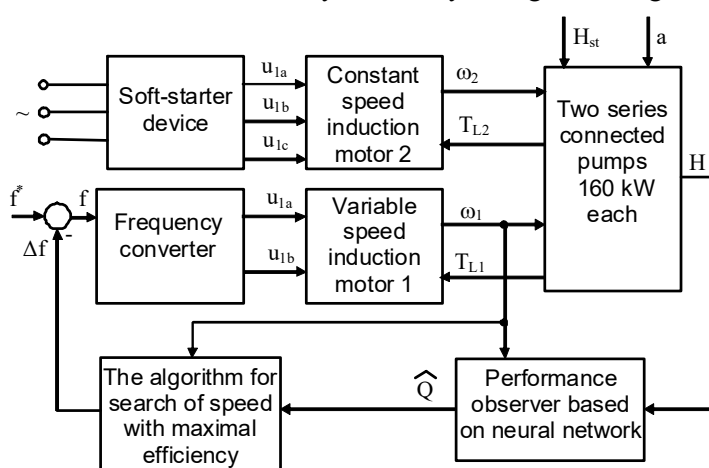


Fig. 3

In Fig. 3 the following notations have been used:  $u_{1a}, u_{1b}, u_{1c}$  are the phase stator voltage;  $T_{L1}, T_{L2}$  are the loading torque of first and second pumps respectively;  $\omega_1, \omega_2$  are the speed of first and second motors respectively,  $f^*$  is the frequency reference.

Classic induction motor models in stator coordinates a-b are used in the system [13]. A frequency converter implements a quadratic scalar control law  $u/f^2 = \text{const}$ . A mathematical model of two sequentially op-

erating pumps and a hydraulic network is described by the following equations (6)-(9) [14]:

$$\frac{d\hat{Q}}{dt} = \frac{H_{01n}}{\chi\omega_{n1}^2}\omega_1^2 + \frac{H_{02n}}{\chi\omega_{n2}^2}\omega_2^2 - \frac{H_{st}}{\chi} - \frac{1}{\chi}(a_{n1} + a_{n2} + a)\hat{Q}^2, \quad (6)$$

$$H_1 = \frac{H_{01n}}{\omega_{n1}^2}\omega_1^2 - a_{n1}\hat{Q}^2, \quad H_2 = \frac{H_{02n}}{\omega_{n2}^2}\omega_2^2 - a_{n2}\hat{Q}^2, \quad (7)$$

$$T_{L1} = \frac{\rho g \hat{Q} H_1}{\hat{\eta}_1 \omega_1}, \quad T_{L2} = \frac{\rho g \hat{Q} H_2}{\hat{\eta}_2 \omega_2}, \quad (8)$$

$$H = H_1 + H_2, \quad (9)$$

where  $H$  is the total pressure;  $H_1, H_2$  are the the pressure of the first and second pumps respectively  $\hat{Q}$  is the observed value of the productivity;  $H_{01n}, H_{02n}$  are the nominal pressures at zero feeds of the first and second pumps at nominal speeds;  $\omega_{n1}, \omega_{n2}$  are the nominal speeds of the first and second pumps respectively;  $\chi$  is the integration time constant;  $\hat{\eta}_1, \hat{\eta}_2$  are the observed value of the pumps efficiency;  $a_{n1}, a_{n2}$  are the nominal hydraulic resistance of the first and second pumps respectively;  $a$  is the hydraulic resistance of the hydraulic system;  $H_{st}$  is the geodetic height of water level;  $\rho$  is the water density;  $g$  is the free fall acceleration;  $t$  is the time.

The research results of the operation of dynamic modes with a hydraulic resistance arbitrary change, under the presence of two disturbing actions: a hydraulic resistance and geodetic pressure, and a smooth change of hydraulic network parameters are shown in Fig. 4, respectively.

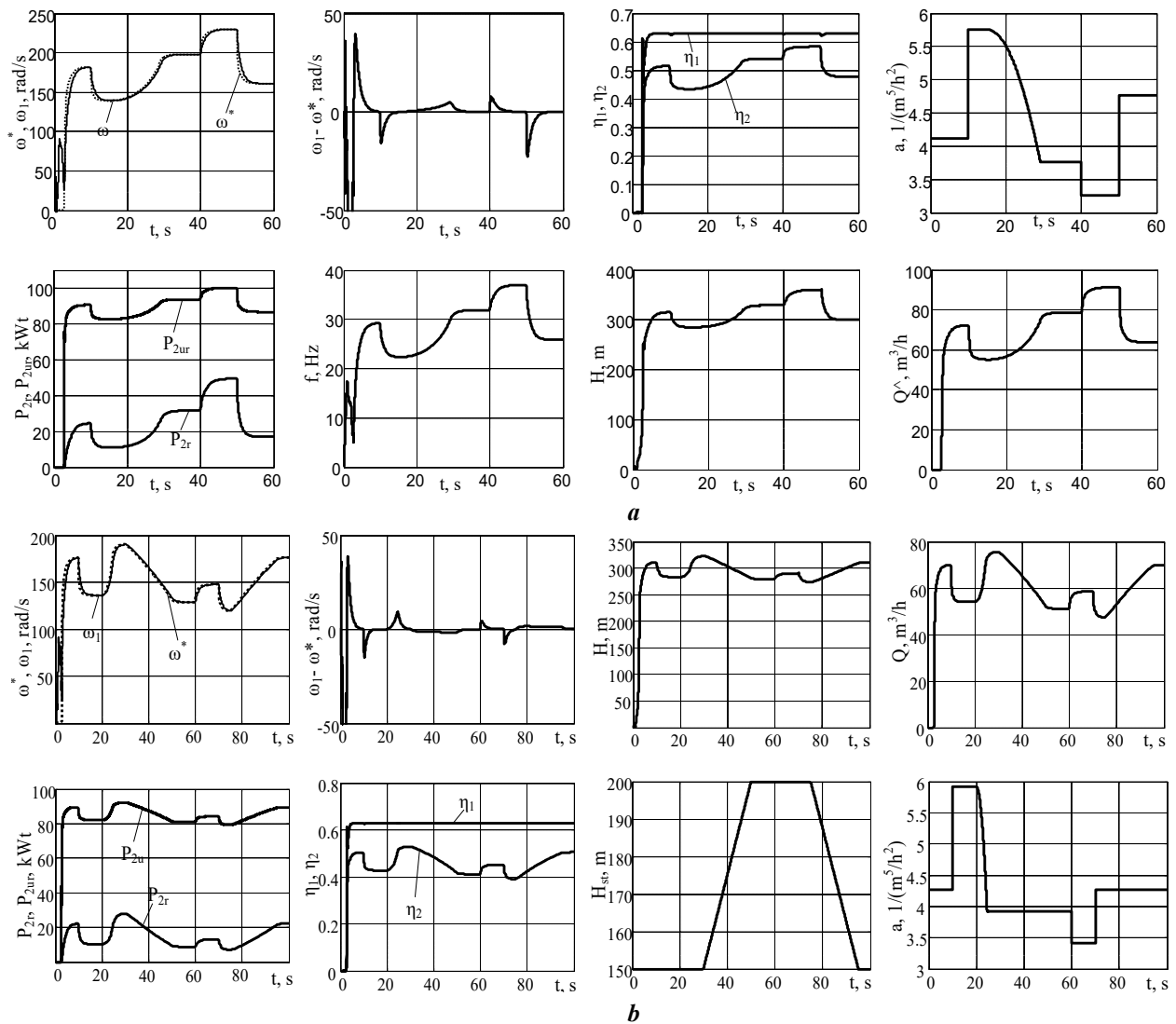


Fig. 4



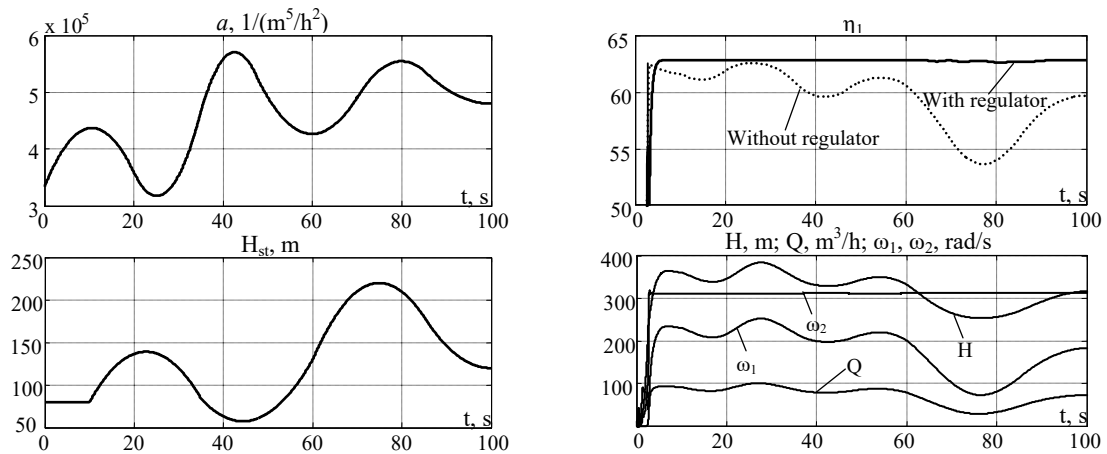


Fig. 4, c

The transients of hydraulic resistance (Fig. 4, a) show that the efficiency of the regulated pump due to the speed change is constantly at the maximum value, the efficiency of the second pump varies depending on the operating point position. Herewith, the consumed power of the regulated pump is reduced by 30-40% depending on the operating point position. The pump efficiency is kept maximum even with two perturbations in the hydro system (Fig. 4, b). With a hydraulic resistance and geodetic pressure smooth changing (Fig. 4, c), the pump efficiency is increased by a maximum of 8% depending on the operating point.

The productivity observer can be built using different sensors or coordinates. In Fig. 5, a a comparison of three types of observers is presented. The observers constructed using: pressure and velocity ( $Q\omega$ ), pressure and active power ( $Qp$ ), pressure and stator current ( $Qi$ ) with a hydraulic resistance arbitrary change are presented. The maximum productivity difference from the standard pump model is obtained for the pressure array and stator current. The minimum is for pressure and speed.

For the observation of the pump efficiency, the arrays of the pressure and the consumed active power, which were obtained from the analog frequency converter output, were used as the NN input signals. The technical implementation of the efficiency observer was made on the basis of the ALTERA DE1-SoC developer's board [12].

The results of the observer work were tested on an experimental setup with a Calpeda pump of 0.33 kW power [12]. The efficiency static characteristics for the three frequencies of 50, 45 and 40 Hz, built according to the calculated data and taken with using of a neuro-observer, are shown in Fig. 5, b. Their difference does not exceed 2.1%.

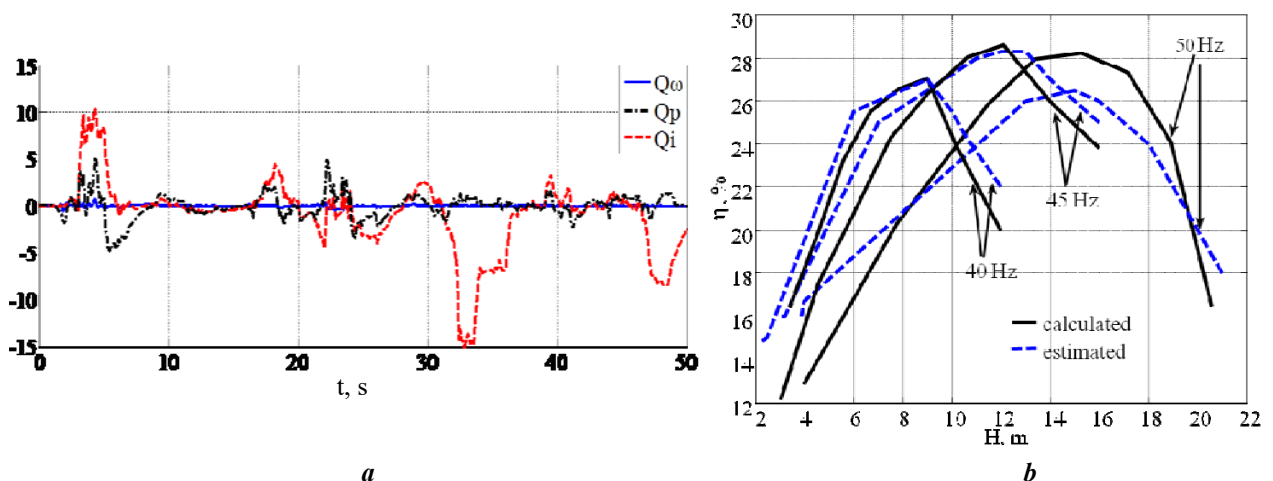


Fig. 5

**Conclusions.** In this paper the actual task of increasing the energy efficiency of the electromechanical system of pump unit with the use of technology of neuro-observation of technological coordinates was solved. The methods of observation of technological coordinates of pump units, their advantages and disadvantages have been analyzed, the most promising method of evaluation based on neural networks was cho-

sen. A detailed methodology for evaluating technological parameters has been developed, which will enable the creation of sensorless control systems and increase the energy efficiency of pump units. Three artificial neural networks were designed, using the motor speed data, active power of the motor and the stator current, based on which the performance observers of the pump unit were constructed. Training of developed networks and comparison of their operation were conducted. According to simulation results the designed energy-efficient controller of pump performance based on the neural-network observer provides a 33% energy savings for the series connection of two water pumps, one of which is variable speed, and the other in a constant speed pump. It is shown that high energy efficiency is achieved in the presence of system disturbances such as a variation of hydraulic network resistance, hydrostatic pressure variation and consumers' activity. The results for pump units can be extended to other turbomechanisms, including fans, air conditioners and the mechanisms that operate in continuous modes, such as conveyors etc.

1. Cattaert A.E. High Pressure Pump Efficiency Determination from Temperature and Pressure Measurements. IEEE *PES PowerAfrica* Conference and Exposition. Johannesburg. South Africa, 16-20 July 2007. Pp. 1-8. DOI: <https://doi.org/10.1109/PESAfr.2007.4498076>
2. Kallesoe C. S., Cocquempot V., Izadi-Zamanabadi R. Model based fault detection in a centrifugal pump application. *IEEE transactions on control systems technology*. 2006. Vol. 14. No 2. Pp. 204-215. DOI: <https://doi.org/10.1109/TCST.2005.860524>
3. Bakman I., Gevorkov L. Speed control strategy selection for multi-pump systems. Proc. 56th International Scientific Conference on *Power and Electrical Engineering of Riga Technical University (RTUCON)*. 2015. Pp. 1-4. DOI: <https://doi.org/10.1109/RTUCON.2015.7343174>
4. Bakman I., Gevorkov L., Vodovozov V. Efficiency control for adjustment of number of working pumps in multi-pump system. Proc. 9th International Conference on *Compatibility and Power Electronics (CPE)*. 2015. Pp. 396-402. DOI: <https://doi.org/10.1109/CPE.2015.7231108>
5. Vodovozov V. et al. Energy-efficient predictive control of centrifugal multi-pump stations. *Electric Power Quality and Supply Reliability (PQ)*. 2016. Pp. 233-238. DOI: <https://doi.org/10.1109/PQ.2016.7724119>
6. Bakman I., Gevorkov L., Vodovozov V. Optimization of method of adjustment of productivity of multi-pump system containing directly connected motors. *Electric Power Quality and Supply Reliability Conference (PQ)*. 2014. Pp. 209-214. DOI: <https://doi.org/10.1109/PQ.2014.6866812>
7. Lu Yan-juan, Yang Yi, Gu Hai-qin. Identification and self-tuning control of heat pump system based on neural network. IEEE Chinese *Control and Decision* Conference (CCDC). China, 28-30 May 2016. Pp. 6687-6691. DOI: <https://doi.org/10.1109/CCDC.2016.7532200>
8. Pechenik N, Kiselychuk O., Buryan S., Petukhova D. Sensorless control of water supply pump based on neural network estimation. *Electrotechnic and Computer Systems*. 2011. No 3. Pp. 462-466.
9. Qiang Zhu, Guoli Li, Rui Zhou Integrated model of water pump and electric motor based on BP neural network. Proc.10th Conference on *Industrial Electronics and Applications (ICIEA)*. New Zealand, 15-17 June 2015. Pp. 1449-1452. DOI: <https://doi.org/10.1109/ICIEA.2015.7334335>
10. Ahmed Rhif. A sliding mode observer for a sensorless pumping system. Proc. *7th International Conference on Modelling, Identification and Control (ICMIC)*. Tunisia. 2015. Pp. 1-6. DOI: <https://doi.org/10.1109/ICMIC.2015.7409429>
11. Burian S., Pechinik M., Pushkar M., Tytarenko A. Investigation of the Pump Unit Control System With the Neural Network Productivity Estimator. Proc. 6th International Conference on *Energy Smart Systems (ESS)*. Kyiv, Ukraine. 2019. Pp. 298-302. DOI: <https://doi.org/10.1109/ESS.2019.8764176>
12. Buryan S., Pechenik M., Zemlianukhina H. Development and research of the neural network pump efficiency observer based on the programmable logic integral scheme. *Bulletin of Vinnitsa Polytechnic Institute*. 2018. No. 2. Pp.68-73. (Ukr)
13. Leonhard W. Control of Electrical Drives. *Springer*. Verlag, Berlin. 1996. 420 p.
14. Buryan S., Pechenik M., Zemlianukhina H., Babarova A. Investigation of electromechanical automation system serially connected pumping units work in the package Simhydraulics. *Bulletin of Kharkiv Petro Vasylenko National Technical University of Agriculture*. 2019. No. 204. Pp.68-73. (Ukr)

**ЕНЕРГОЕФЕКТИВНЕ КЕРУВАННЯ НАСОСНИМИ УСТАНОВКАМИ НА ОСНОВІ НЕЙРОМЕРЕЖЕВОГО ОЦІНЮВАЧА КООРДИНАТ**

С.О. Бур'ян<sup>1</sup>, О.І. Киселичник<sup>2</sup>, М.В. Пушкар<sup>1</sup>, В.С. Решетник<sup>1</sup>, Г.Ю. Землянхуна<sup>1</sup>

<sup>1</sup> – Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут ім. І. Сікорського», пр. Перемоги, 37, Київ, 03056, Україна.

E-mail: [sburyan18@gmail.com](mailto:sburyan18@gmail.com)

<sup>2</sup> – Школа Інженерії, Університет Ворика, Ковентрі, CV4 7AL, Великобританія.

E-mail: [O.Kiselychnyk@warwick.ac.uk](mailto:O.Kiselychnyk@warwick.ac.uk)

*На базі штучної нейронної мережі розроблено оцінювач, який на основі вимірних технологічних координат системи та напору турбомеханізму, визначає продуктивність насосної установки в залежності від розташування робочої точки. Спроектовано три нейронні мережі для трьох типів оцінювача продуктивності. розроблений оцінювач досліджено методом моделювання при різних варіаціях збурюючих дій таких, як гідравлічного опору мережі та геодезичного тиску. Наведено порівняльний аналіз трьох типів оцінювачів продуктивності, побудованих з використанням напору та різних сигналів системи при довільній зміні гідравлічного опору. Використовуючи оцінювач коефіцієнта корисної дії насосної установки у додаток до результатів, що були представлені раніше, вивчено ефективність застосування оцінювача продуктивності, побудованого з використанням різних датчиків в системах водопостачання з двома послідовно з'єднаними насосними агрегатами, один з яких – керований по швидкості, інший – некерований та які працюють в режимі наповнення великого резервуара. Бібл. 14, рис. 5.*

**Ключові слова:** насосна установка, нейронна мережа, оцінювач, координати, турбомеханізм.

**ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОЕ УПРАВЛЕНИЕ НАСОСНЫМИ УСТАНОВКАМИ НА ОСНОВЕ НЕЙРОСЕТЕВОГО ОЦЕНЩИКА КООРДИНАТ**

С.А. Бурьян<sup>1</sup>, О.И. Киселичник<sup>2</sup>, Н.В. Пушкар<sup>1</sup>, В.С. Решетник<sup>1</sup>, А.Ю. Землянхуна<sup>1</sup>

<sup>1</sup> – Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт им. И.Сикорского», пр. Победы, 37, Киев, 03056, Украина.

E-mail: [sburyan18@gmail.com](mailto:sburyan18@gmail.com)

<sup>2</sup> – Школа Инженерии, Университет Ворика, Ковентри, CV4 7AL, Великобритания.

E-mail: [O.Kiselychnyk@warwick.ac.uk](mailto:O.Kiselychnyk@warwick.ac.uk)

*Разработано оценщик на базе искусственной нейронной сети, который, на основе измеренных технологических координат и напора турбомеханизма, определяет производительность насосной установки в зависимости от расположения рабочей точки. Спроектировано три нейронные сети для трех типов оценщика производительности. Исследовано методом моделирования разработанный оценщик при различных вариациях возмущающих воздействий, таких как гидравлического сопротивления сети и геодезического давления. Приведен сравнительный анализ трех типов оценщиков производительности, построенных с использованием напора и различных сигналов системы при произвольном изменении гидравлического сопротивления. Используя оценщик коэффициента полезного действия насосной установки в дополнение к результатам, которые были представлены ранее, изучена эффективность применения оценщика производительности, построенного с использованием различных датчиков в системах водоснабжения с двумя последовательно соединенными насосными агрегатами, один из которых – управляемый по скорости, другой – неуправляемый и которые работают в режиме наполнения большого резервуара. Библ. 14, рис. 5.*

**Ключевые слова:** насосная установка, нейронная сеть, оценщик, координаты, турбомеханизм.

Надійшла 22.11.19  
Остаточний варіант 23.12.19

**АНАЛИЗ ИМПЕДАНСНОЙ МОДЕЛИ ДВУХЭЛЕКТРОДНОЙ КОНТАКТНОЙ  
КОНДУКТОМЕТРИЧЕСКОЙ ЯЧЕЙКИ**

**А.А. Михаль\***, докт.техн.наук, **Д.В. Мелешук\*\***, канд.техн.наук  
Институт электродинамики НАН Украины,  
пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина.  
E-mail: [a\\_mikhal@ukr.net](mailto:a_mikhal@ukr.net), [mdim@meta.ua](mailto:mdim@meta.ua)

*Представлены результаты исследования электрической модели двухэлектродной кондуктометрической ячейки при измерении на переменном токе. Предложенная модель основана на последовательном соединении двух импедансов, которые описывают приэлектродные процессы и процессы в объеме исследуемого раствора. Она позволяет отдельно оценивать информативные и неинформативные параметры эквивалентных схем замещения. Приведены результаты теоретического исследования частотных свойств приэлектродного и объемного импедансов. На их основе предложены упрощения эквивалентной схемы замещения импеданса ячейки для частотных поддиапазонов измерений. Приведены результаты исследования составляющих импеданса ячейки. Определен ряд параметров, которые позволяют экспериментально оценить правомерность упрощений и адекватность рассмотренной электрической модели ячейки. Библ. 30, рис. 5.*

**Ключевые слова:** кондуктометрия, ячейка, электрическая модель, импеданс, электролитическая проводимость.

Удельная (электролитическая) проводимость жидкости является входным параметром измерительного преобразователя, который в кондуктометрии получил название ячейка. Выходным параметром преобразователя, как правило, является активная составляющая импеданса или адмитанса. Импеданс ячейки зависит от ряда параметров как информативных, так и неинформативных процессов. Поэтому для обоснования метрологических свойств ячейки используют электрические модели в виде эквивалентных схем замещения, которые содержат 4, 5 и более элементов [1–5]. Проверку на адекватность такие модели проходят путем сравнения зависимостей, построенных теоретически и полученных экспериментально. Наиболее широкое распространение зависимости получили в форме диаграмм Боде (зависимость модуля импеданса ячейки от логарифма частоты) и диаграмм Найквиста (годограф вектора импеданса ячейки на комплексной плоскости) [5]. Они широко используются в классическом анализе свойств контактных кондуктометрических методов измерения [6–8]. Однако, опираясь на диаграммы, оценить параметры цепей и через них учесть влияние неинформативных процессов, оптимизировать геометрию электродной системы, оценить точность расчета функции преобразования ячейки не всегда удается. Необходимые и достаточные условия однозначного определения параметров многоэлементного двухполюсника с учетом топологии его схемы рассмотрены в [9]. Некоторые из известных эквивалентных схем, например [8, рис. 2.2, 2.3], не могут быть расчетными, поскольку не отвечают одному из основных критериев: число конденсаторов должно отличаться от числа резисторов не более чем на единицу. Такие схемы применяют для описания процессов на качественном уровне. Проблемой в однозначном определении параметров многоэлементного двухполюсника так же является то, что некоторые из параметров схемы, например, импеданс Варбурга, по определению, являются частотно зависимыми [5].

Известны разнообразные численные методы расчета импеданса ячейки с применением уравнений теории поля (уравнения Пуассона, функции Грина) [10–12]. Однако расчетное значение константы ячейки получить сложно из-за того, что информативные и неинформативные процессы невозможно отдельно выделить. Усложняет решение задачи отсутствие аналитических выражений, которые связывают результаты измерений с параметрами неинформативных процессов и явлений. Как правило, если такая связь установлена [13], то особенности частотной зависимости импеданса ячейки отражаются в электрических моделях при помощи элемента со специальными свойствами, фазовый

угол которого не зависит от частоты. Такой элемент, constant phase element (CPE), ввел в анализ цепей Фрике в 1832 году [14]. В современных кондуктометрических задачах он используется достаточно широко [15–16]. Но этот подход отражает электрическую и математическую модель посредством индивидуальной частотной зависимости импеданса ячейки. Поэтому представить метрологические характеристики ячейки (систематические погрешности, неопределенность оценки результатов измерения, коэффициенты влияния различных дестабилизирующих факторов) с помощью элемента, не имеющего четко очерченной связи с неинформативными процессами, представляется сложным. Как не представляется возможным с помощью таких моделей разработать рекомендации относительно типа металла электрода и вида его поверхности, оценить влияние поверхностных окисных пленок.

Существующие электрические модели ячейки и несовершенство анализа приводит к следующему парадоксу. Долгое время истинное значение измеряемого сопротивления принимали как результат экстраполяции на бесконечную частоту. Этот подход находил отражение и в монографиях [17, 18], и в статьях [19, 20]. Однако, как следует из результатов теоретических оценок составляющих импеданса ячейки [5, 6, 12] и результатов измерения [6, 21], существует частота, при которой модуль импеданса или его активная составляющая резко уменьшаются и при дальнейшем увеличении частоты стремятся к нулю. Это несоответствие приводит к необходимости уточнения электрических и математических моделей ячейки или уточнения режимов измерения при оценке данных, например, для чистой (обессоленной) воды, как указано в [22].

Таким образом, целью публикации является рассмотрение такой электрической и математической модели ячейки, которая позволяла бы исследовать информативные и основные неинформативные параметры модели отдельно один от другого, обеспечить возможность расчета этих параметров, предложить набор новых параметров (характерных частот) для проведения сравнения с результатами экспериментальных исследований и проверки адекватности выбранной модели.

**Обобщенная электрическая модель двухэлектродной ячейки.** Без учета конструктивных особенностей ячейки и влияния рабочей жидкости термостата пространство между двумя электродами кондуктометрической ячейки можно условно разделить на три физических области: граница электрод/раствор, раствор, граница раствор/электрод. На рис. 1 условно показана внутренняя часть продольного сечения ячейки в отсутствие тока, когда избыток свободных электронов в металле формирует его заряд, отрицательный относительно раствора. При протекании через ячейку электрического тока создается последовательное падение напряжения в области приэлектродных процессов (так называемом интерфейсе), в области объема раствора и снова в области интерфейса. Предположим, что электроды будут максимально идентичными. В этом случае можно ограничиться процессами, происходящими в двух областях. Выделение двух отдельных процессов при наличии гальванического контакта между проводниками первого и второго рода – это прием известный [3, 23]. Однако, чаще всего в известных исследованиях при построении общей модели ячейки параметры эквивалентных схем (например, емкость, обусловленная токами смещения и сопротивление проводимости в объеме раствора) не рассматриваются как эквивалентные параметры этого процесса [6, 10] или объединяются с паразитными параметрами измерительной цепи (емкостью кабеля) [8]. В итоге это может привести к ложному выводу о том, что «на высоких частотах ионы не принимают участие в электрической проводимости» [12].

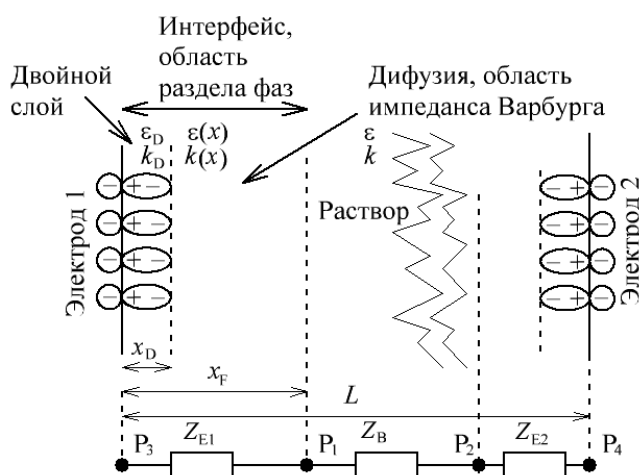


Рис. 1

Поэтому мы полагаем, что рационально рассматривать электрическую модель контактной кондуктометрической ячейки в виде элементов цепи, включенных последовательно (рис. 1). Этими элементами являются комплексные сопротивления (импедансы), а не проводимости. При таком подходе мы должны отметить, что точки ( $P_1$  и  $P_2$ ) раздела соответствующих областей – это виртуальные точки. Физический доступ к ним отсутствует, поэтому отдельно измерить значения электрохимического и объемного импедансов ( $Z_E$  и  $Z_B$ ) невозможно.

Однако теоретически оба эти импеданса могут быть оценены. Процессы на границе металл/раствор опи-



связываются уравнениями Пуассона-Больцмана или Нернста-Планка [10, 11]. Электрические процессы в объеме раствора определяются уравнениями Лапласа [10]. Таким образом, в итоге импедансы рассматриваемой модели (рис. 1) могут быть расчетными. В дальнейшем мы внесем некоторые ограничения. Во-первых, будем рассматривать такие конструкции ячеек, для которых оба электрода являются идентичными. Соответственно идентичными являются электрохимические импедансы интерфейсов (электродов):  $Z_{E1}=Z_{E2}=0,5 Z_E$ . Во-вторых, будем полагать, что физическая протяженность области приэлектродных процессов пренебрежимо мала по сравнению с областью объема раствора. Погрешность расчета параметров  $Z_B$  для большинства конструкций ячеек не превышает  $10^{-5}$ .

На рис. 2, а показана предложенная нами для анализа эквивалентная схема составляющих электрической модели импеданса ячейки:  $Z_C = Z_E + Z_B$ . Приэлектродный импеданс  $Z_E$  границы электрод/раствор представляется известной схемой Рендлса [5, 10, 13], которую мы сознательно упростили (приравняв к нулю элемент, отвечающий за процессы переноса массы вещества). Возможность упрощения допускается в классических примерах анализа. Так, в [17] рассмотрены четыре частных случая упрощения электрохимического импеданса, среди которых нашему объекту (1,1 валентному раствору электролита) соответствует последний четвертый вариант, когда импеданс Варбурга велик по сравнению с сопротивлением переноса заряда. В [3] также рассматриваются упрощенные электрохимические системы, в которых «кинетика процесса переноса заряда полностью контролируется диффузией активных частиц к границе раздела электрод-электролит, что соответствует идеально обратимому электроду». Для полного исключения этих факторов на результат измерения в [2] предлагается применение «идеально поляризуемого электрода и инертного электролита». Там же установлено, что такой парой может выступать платиновый электрод с гладкой, а лучше платинированной поверхностью и раствор хлористого калия. Именно такие электроды и растворы используются в прецизионных кондуктометрических измерениях [19, 25].

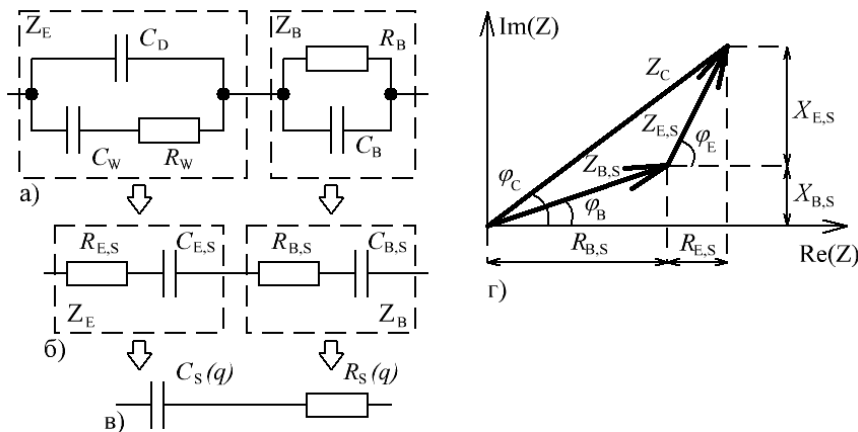


Рис. 2

Рендлса его моделью выступает емкость  $C_D$ , рис. 2, а. Тепловые процессы в жидкости приводят к размыванию градиента носителей и зависимости электрических параметров раствора от пространственной координаты,  $k(x)>k$ ,  $\varepsilon(x)>\varepsilon$ , рис. 1. Модель этого явления в электрохимии представлена импедансом Варбурга ( $Z_W=R_W+1/j\omega C_W$ , рис. 2, а)

$$Z_W = \frac{W}{\sqrt{\omega}}(1-j), \quad R_W = \frac{W}{\sqrt{\omega}}, \quad C_W = \frac{1}{W\sqrt{\omega}}, \quad (1)$$

где  $W$  – параметр Варбурга, зависящий от коэффициента диффузии, концентрации, температуры раствора и площади электрода.

Специфичность импеданса Варбурга  $Z_W$  заключается в том, что его квадратурные параметры имеют одинаковый модуль, который является функцией частоты. Слой, в котором действует импеданс, составляет несколько десятков нанометров, но именно он определяет частотные свойства интерфейса на низких частотах. Представим выражение для электрохимического импеданса в виде

$$Z_E = \frac{Z_W/j\omega C_D}{Z_W+1/j\omega C_D} = \frac{W(1-j(1+2\sqrt{\omega C_D W}))}{\sqrt{\omega}((1+\sqrt{\omega C_D W})^2 + (\sqrt{\omega C_D W})^2)} = \frac{R_W(1-j(1+2C_D/C_W))}{(1+C_D/C_W)^2 + (C_D/C_W)^2}. \quad (2)$$

Параметры двухэлементной последовательной схемы замещения  $Z_E$  (рис. 2, б)

$$R_{E,S} = \frac{R_W}{(1 + \sqrt{\omega C_D W})^2 + (\sqrt{\omega C_D W})^2}, \quad C_{E,S} = \frac{C_W \left( (1 + \sqrt{\omega C_D W})^2 + (\sqrt{\omega C_D W})^2 \right)}{1 + 2\sqrt{\omega C_D W}}. \quad (3)$$

Эти формулы описывают частотные свойства электрохимического импеданса. Однако параметры схемы на рис. 2, а в общем случае неизвестны. Введем новую переменную  $x = C_D W \sqrt{\omega}$ .

Тогда формулы (3) можно записать, используя нормированные функции  $y_{E,R}$  и  $y_{E,C}$ ,

$$R_{E,S} = \frac{C_D W^2}{x \left( (1+x)^2 + x^2 \right)} = C_D W^2 y_{E,R}, \quad C_{E,S} = \frac{C_D \left( (1+x)^2 + x^2 \right)}{x(1+2x)} = C_D y_{E,C}. \quad (4)$$

С точностью до мультипликативных множителей  $C_D$  и  $C_D W^2$  частотные свойства параметров электрохимического импеданса могут быть представлены соответствующими нормированными функциями  $y_{E,R}$  и  $y_{E,C}$ . Функции  $y_{E,R}$  и  $(y_{E,C} - 1)$  в виде графиков показаны на рис. 3. Внешний вид зависимостей, их крутизна практически не отличаются. Разница заключается в том, что функция  $y_{E,R}$

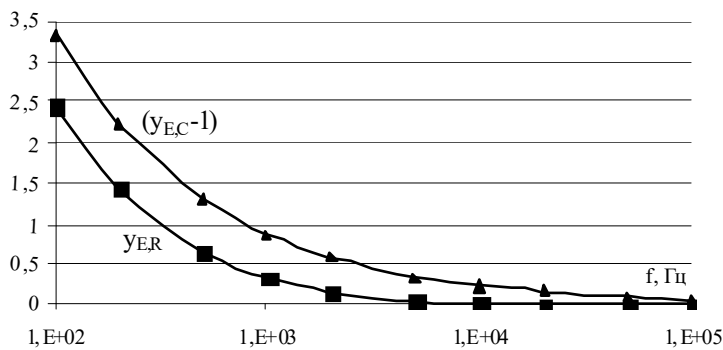


Рис.3

имеет горизонтальную асимптоту, равную нулю, а функция  $y_{E,C}$  имеет асимптоту, равную единице. Из (4) очевидно, что при стремлении частоты к бесконечности параметр  $R_{E,S}$  стремится к нулю, а параметр  $C_{E,S}$  — к емкости двойного слоя  $C_D$ . Таким образом, в области частот больше 1 кГц эквивалентную схему электрохимического импеданса ячейки можно представить емкостью  $C_S(q)$  (рис. 2, в), которая незначительно (рис. 3) превышает емкость двойного слоя  $C_D$ . Также из формулы (3) следует, что тангенс фазового угла  $\text{tg } \varphi_E$ , (рис. 2) не может быть меньше единицы.

Электрической моделью объемного импеданса  $Z_B$  является двухэлементная емкостная параллельная схема замещения [6, 10]. Ее характер (параллельная емкостная) для квазистатического поля ( $\partial A/\partial t = 0$  [26]), которое во времени изменяется по гармоническому закону ( $E(r,t) = E_m(r)e^{j\omega t}$  [27]), вытекает из закона полного тока, который равен сумме токов проводимости и смещения. На рис. 2, а объемный импеданса  $Z_B$  представлен цепочкой  $R_B$  и  $C_B$ . Запишем его выражение в виде

$$Z_B = \frac{R_B}{1 + j\omega C_B R_B} = \frac{R_B(1 + j \text{tg} \varphi_B)}{1 + \text{tg}^2 \varphi_B}, \quad (5)$$

где  $\text{tg} \varphi_B$  — тангенс фазового угла (рис. 2) объемного импеданса  $Z_B$

$$\text{tg} \varphi_B = \text{Im}(Y_B)/\text{Re}(Y_B) = \omega C_B R_B. \quad (6)$$

Параметры последовательной двухэлементной схемы замещения объемного импеданса

$$R_{B,S} = \frac{R_B}{1 + \text{tg}^2 \varphi_B}, \quad C_{B,S} = C_B \left( 1 + \frac{1}{\text{tg}^2 \varphi_B} \right). \quad (7)$$

Представим их в виде нормированных функций

$$y_{B,R} = \frac{R_{B,S}}{R_B} = \frac{1}{1 + \text{tg}^2 \varphi_B}, \quad y_{B,C} = \frac{C_{B,S}}{C_B} = 1 + \frac{1}{\text{tg}^2 \varphi_B}. \quad (8)$$

График зависимости  $y_{B,R}$  для крайних (дистиллированная или морская вода) значений диапазона электролитической проводимости в соответствии с (8) и (10) показан на рис. 4. Функция  $y_{B,R}$  имеет две горизонтальные асимптоты. Одна равна единице при частоте, стремящейся к нулю, другая — нулю при частоте, стремящейся к бесконечности. Ширина плоского участка функции  $y_{B,R}$  зависит от электролитической проводимости  $k$  и ограничена частотами: 10 кГц — для дистиллированной воды и 100 МГц —

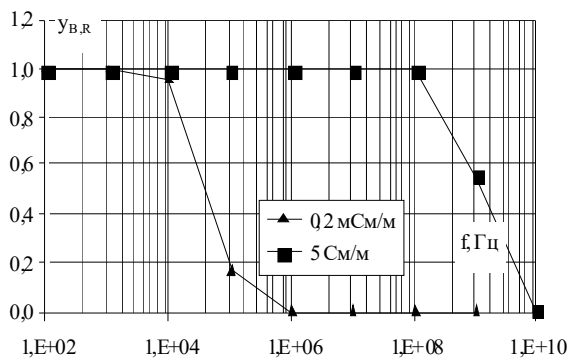


Рис.4

для раствора электролита типа стандартной морской воды. Таким образом, в области частот 10 кГц –100 МГц эквивалентную схему объемного импеданса ячейки можно представить активным сопротивлением  $R_S(q)$  (рис. 2, в), которое незначительно (рис. 4) превышает сопротивление  $R_B$ .

**Анализ частотной характеристики электрической модели ячейки.** С целью применения принципа суперпозиции каждый из импедансов  $Z_E$  и  $Z_B$  (рис. 1) целесообразно представить в последовательной схеме замещения (рис. 2, б). Тогда активные ( $R_{B,S}$ ,  $R_{E,S}$ ) и реактивные ( $X_{B,S}$ ,  $X_{E,S}$ ) векторные величины складываются, как показано на рис. 2, з,

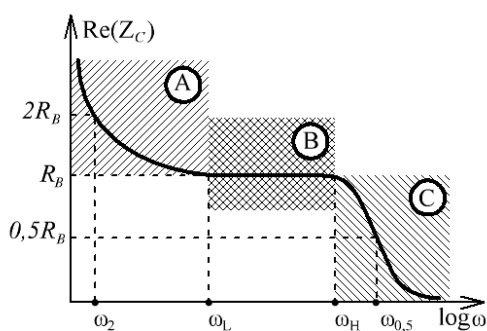
$$\text{Re}(Z_C) = \text{Re}(Z_E) + \text{Re}(Z_B) = R_{E,S} + R_{B,S}. \quad (9)$$

Используя уравнение (9), можно совместить обобщенные зависимости (рис. 3 и 4) и построить кривую (рис. 5, а), отображающую свойства активной составляющей импеданса  $\text{Re}(Z_C)$  в широкой частотной области. Её общий вид подтверждается исследованиями, проведенными в [6, 12, 13, 21].

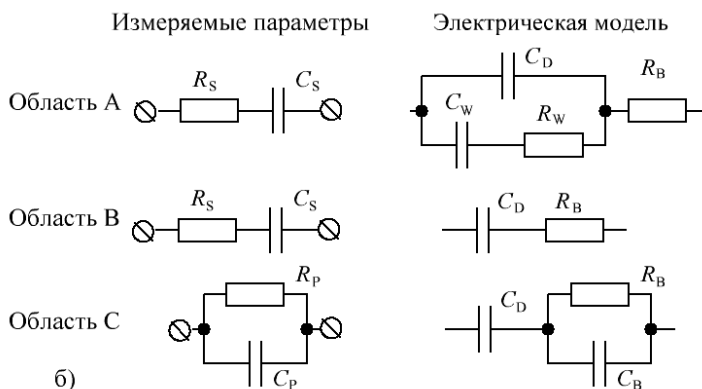
На рис. 5, а можно выделить три области в зависимости от характера поведения активной составляющей импеданса модели ячейки  $\text{Re}(Z_C)$ .

Область А характеризуется подъемом частотной зависимости. Импеданс ячейки в ней определяется электрохимическим импедансом и объемным сопротивлением (рис. 5, б для области А). Тангенс фазового угла электрохимического импеданса  $\text{tg}\varphi_E \gg 1$ . Поэтому электрохимический импеданс имеет емкостной характер  $Z_E \rightarrow C_S(q)$ , рис. 2, в. Тангенс фазового угла объемного импеданса  $\text{tg}\varphi_B \ll 1$ . Следовательно, результаты измерения будут адекватно представляться последовательной емкостной схемой замещения.

Область В (плато) – плоский участок характеристики. Он ограничен частотами  $\omega_L$  и  $\omega_H$ . Строго говоря, в этой области небольшой наклон будет присутствовать. Однако для его выявления средство измерения может иметь не всегда достаточную чувствительность. Обусловлено это тем, что при использовании дифференциального метода аддитивное сложение по формуле (9) для последовательной схемы замещения электрохимического и объемного импедансов (рис. 2, б) позволит полностью вычесть большую часть неинформативных составляющих импеданса ячейки. В то же время крутизна зависимости объемного импеданса пропорциональна квадрату частоты (7), а крутизна зависимости электрохимического импеданса есть функция, максимальная составляющая которой пропорциональна частоте в степени  $3/2$  (4). Т.о. следует полагать, что в области В процессы диффузии из-за изменения концентрации носителей заряда в зоне двойного электрического слоя уже закончились ( $\varphi_E \approx \pi/2$ , рис. 2, з), при этом значение функции  $y_{B,R}$  (рис. 4) незначительно отличается от единицы. Отсюда моделью импеданса ячейки является емкость двойного слоя и объемное сопротивление, а результаты измерения будут адекватно представляться последовательной емкостной схемой замещения (рис. 5, б для области В).



а)



б)

Рис. 5

Область  $C$  характеризуется спадом частотной зависимости. В этой области частот электрохимический импеданс, как следует из рис. 3, представлен только емкостью двойного слоя, ( $\varphi \approx \pi/2$ , рис. 2,  $\varepsilon$ ). В то же время фазовым сдвигом  $\varphi_B$  (рис. 2,  $\varepsilon$ ) уже нельзя пренебречь,  $\operatorname{tg}\varphi_B \approx 1$ . Отсюда модель ячейки в области  $C$  определяется емкостью двойного слоя и объемным импедансом, (рис. 5,  $\delta$  для области  $C$ ). Спад результата измерения при росте частоты может выступать в качестве критерия к переходу режима измерения с последовательной на параллельную схему замещения.

Поскольку нет возможности физически провести измерения отдельно электрохимического  $Z_E$  и объемного  $Z_B$  импедансов, то для оценки адекватности предложенной электрической модели ячейки можно выбрать некоторые характерные значения частоты в частотной характеристике параметров импеданса ячейки. Важно, что их можно оценить теоретически и экспериментально. Из частотной зависимости активной составляющей импеданса ячейки (рис. 5,  $a$ ) это: частоты  $\omega_L$  и  $\omega_H$ , ограничивающие практически плоский участок кривой (область  $B$ ) при  $\operatorname{Re}(Z_C) \approx R_B$ ; частота  $\omega_2$ , при которой  $\operatorname{Re}(Z_C) = 2R_B$ ; частота  $\omega_{0,5}$ , при которой  $\operatorname{Re}(Z_C) = 0,5R_B$ . Следует отметить, что указанные частоты есть функции электролитической проводимости  $k$ . Причем частота  $\omega_{0,5}$  является строго расчетной величиной, определяемой из уравнения (6) при условии  $\operatorname{tg}\varphi_B = 1$ . Известно, что в кондуктометрических измерениях явлениями индукции можно пренебречь [26, 28]. Поэтому эквивалентные параметры потенциальных полей (не только электрических, но и тепловых, гидрологических, аэрологических [29]) могут рассчитываться аналитическими методами с использованием теории функций комплексной переменной, интеграла Кристоффеля-Шварца как отношения соответствующих эллиптических интегралов по одним и тем же формулам [29]. Из этого следует известное [10, 21, 29] соотношение

$$\frac{k}{G_B} = \frac{\varepsilon\varepsilon_0}{C_B}. \quad (10)$$

Т.о. частота  $\omega_{0,5}$ , определяемая согласно (6, 10) выражением

$$\omega_{0,5} = \frac{1}{R_B C_B} = \frac{k}{\varepsilon\varepsilon_0}, \quad (11)$$

не требует расчета параметров электрической модели ( $R_B = 1/G_B$  и  $C_B$ ), но обеспечивает связь между ними и параметрами раствора ( $k$  и  $\varepsilon$ ). Экспериментальные исследования авторов для кондуктометрического интерфейса в виде двух платиновых проволок, помещенных в раствор хлористого калия, подтверждают результат анализа для области  $C$  и правильность формулы (11) [30].

#### Выводы.

1. Представление импеданса ячейки в виде суммы электрохимического и объемного импеданса позволяет исследовать информативные и неинформативные процессы отдельно или, используя принцип суперпозиции для параметров в последовательной схеме замещения, легко объединять их в одну электрическую модель. Причем исследование амплитудно-частотных характеристик импеданса ячейки в виде частотных зависимостей действительной части импеданса позволяет выделить ряд специфических частот, которые можно использовать для проверки адекватности электрической модели. Некоторые, например, частота спада, связаны с параметрами многоэлементной эквивалентной схемы и физическими параметрами раствора (электролитической проводимостью и диэлектрической проницаемостью) простыми выражениями. Их можно использовать для установления количественных соотношений или установления адекватности тех или иных кондуктометрических моделей.

2. В частотной зависимости активной составляющей импеданса ячейки можно выделить три зоны, в которых существует возможность упрощения многоэлементной схемы замещения. В зоне низких частот (где действует импеданс Варбурга) результат измерения целесообразно представить двумя параметрами в последовательной емкостной схеме замещения. Многоэлементная электрическая модель состоит из электрохимического импеданса (схема Рендлса) и объемного сопротивления, включенного последовательно. В зоне средних частот (где наблюдается плоский участок АЧХ) результат измерения целесообразно представить двумя параметрами в последовательной схеме замещения. Форма представления информативного параметра – электрическое сопротивление. Электрическая модель – двухэлементная последовательная емкостная. Ее параметры соответствуют емкости двойного слоя и объемному сопротивлению. Ширина плоского участка зависит от ЕП раствора. В зоне высоких частот (где наблюдается снижение АЧХ до нуля) результат измерения целесообразно представить двумя параметрами в параллельной схеме замещения. Форма представления информативного параметра – электрическая проводимость. Электрическая модель – трехэлементная.

3. Для решения задач калибровки константы ячейки по известной электролитической проводимости или воспроизведения единицы электролитической проводимости с помощью дифференциальных двухэлектродных ячеек необходимо иметь точное значение объемного сопротивления в широком диапазоне концентраций раствора и рабочих частот. Выделение в частотной зависимости трех зон, проверка адекватности предложенных для них эквивалентных схем и переход в последней зоне *C* из режима измерения сопротивления в режим измерения проводимости позволит снизить величину частной поправки к результатам измерения и свести ее практически к нулю в двух последних зонах *B* и *C*.

*Работа выполнена по бюджетной теме “Розвиток наукових основ підвищення точності кондуктометричних вимірювань з еталонними двоелектродними комірками”, шифр теми “ДИ-ПОЛЬ-2”, регистраційний номер 0119U001281.*

1. Грилихес М.С., Филановский Б.К. Контактная кондуктометрия. Л.: Химия, 1980. 176 с.
2. Лопатин Б.А. Теоретические основы электрохимических методов анализа. М.: Высш. школа, 1975. 295 с.
3. Графов Б.М., Укше Е.А. Электрохимические цепи переменного тока. М.: Наука, 1973. 128 с.
4. Андреев В.С. Кондуктометрические методы и приборы в биологии и медицине. М.: Медицина, 1973. 335 с.
5. Bard A.J., Faulkner L.R. *Electrochemical Methods: Fundamentals and Applications*. Wiley, 2000. 864 p.
6. Bottauscio O., Capra P., Durbiano F., Manzin A. Modeling of Cells for Electrolytic Conductivity Measurements. *IEEE Transactions on magnetics*. 2006. Vol. 42. No 4. Pp. 1423–1426.
7. Thirstrup C., Snedden A., Deleebeeck L. Addressing the challenges of traceable electrolytic conductivity measurements in water. *Measurement Science and Technology*. 2017. Vol. 28. No 12. 9 p.
8. Дзядевич С.В., Солдаткін О.П. Наукові та технологічні засади створення мініатюрних електрохімічних біосенсорів. К.: Наукова думка, 2006. 255 с.
9. Кнеллер В.Ю., Боровских Л.П. Определение параметров многоэлементных двухполюсников. М.: Энергоатомиздат, 1986. 144 с.
10. Seitz S., Manzin A., Jensen H.D., Jakobsen P.T., Spitzer P. Traceability of electrolytic conductivity measurements to the International System of Units in the sub  $\text{mSm}^{-1}$  region and review of models of electrolytic conductivity cells. *Electrochimica Acta*. 2010. Vol. 55. No 22. Pp. 6323–6331.
11. Manzin A., Bottauscio O., Ansalone D.P. Application of the thin-shell formulation to the numerical modeling of Stern layer in biomolecular electrostatics. *Journal of Computational Chemistry*. 2011. Vol. 32. No 14. Pp. 3105–3113.
12. Barbero G., Becchi M., Freire F.C.M. Contribution of the electrode-electrolyte interface to the impedance of an electrolytic cell. *Journal of Applied Physics*. 2008. No 104. Pp. 114111 - 114111-7.
13. Hubálek J. Iterative Precise Conductivity Measurement with IDEs. *Sensors*. 2015. Vol. 15 No 5. Pp. 12080-12091.
14. Brug G.J., van den Eeden A.L.G., Sluyters-Rehbach M., Sluyters J.H. The analysis of electrode impedances complicated by the presence of a constant phase element. *Journal of Electroanalytical Chemistry and Interfacial Electrochemistry*. 1984. Vol. 176. No 1-2. Pp. 275-295.
15. Seitz S., Spitzer P., Jensen H.D., Orrù E., Durbiano F. Electrolytic conductivity as a quality indicator for bio-ethanol. *Acta Imeko*. 2014. Vol. 3. No 3. Pp. 38–42.
16. Rodríguez-López A., Reyes-Del Valle A., Juárez-García J.M., Monroy-Mendoza M., Ávila-Salas M.J., Ortíz-Aparicio J.L., Antaño-López R. Electrochemical characterization of a primary electrolytic conductivity cell at CENAM. *Accreditation and Quality Assurance*. 2013. Vol. 18. No 5. Pp. 383–389.
17. Робинсон С., Стокс С. Растворы электролитов. М.: Издательство иностранной литературы, 1959. 647 с.
18. Czichos H., Saito T., Smith L. *Springer Handbook of Metrology & Testing*. London: Springer, 2011. 1500 p.
19. Máriássy M., Pratt K.W., Spitzer P. Major applications of electrochemical techniques at national metrology institutes. *Metrologia*. 2009. No 46. Pp. 199–213.
20. Первухин Б.С., Кривобоков Д.Е., Суворова Н.В. Определение параметров контактных кондуктометрических ячеек. *Ползуновский альманах*. 2014. № 1. С. 63–65.
21. Langereis G.R. An integrated sensor system for monitoring washing processes. Enschede: Universiteit Twente, 1999. 239 p.
22. Xiaoping S., Spitzer P., Sudmeier U. Novel method for bulk resistance evaluation in conductivity measurement for high-purity water. *Accreditation and Quality Assurance*. 2007. Vol. 12. No 7. Pp. 351–355.
23. Wang J. *Analytical electrochemistry*. New York: Wiley-VCH, 2001. 222 p.
24. Шелудко А.Д. Коллоидная химия. М.: Мир, 1984. 320 с.



25. Brinkmann F., Ebbe Dam N., Deák E., Durbiano F., Ferrara E., Fükö J., Jensen H.D., Máriássy M., Shreiner R.H., Spitzer P., Sudmeier U., Surdu M., Vyskočil L. General paper: Primary methods for the measurement of electrolytic conductivity. *Accred Qual Assur.* 2003. No 8. Pp. 346 – 353.

26. Moroń Z., Pomiary przewodności elektrycznej cieczy przy małych częstotliwościach. Politechnika Wroclawska, 2003. 163 p.

27. Mikhal A.A., Glukhenkyi A.I., Warsza Z.L. Factors of AC Field Inhomogeneity in Impedance Measurement of Cylindrical Conductors. *Recent Advances in Systems, Control and Information Technology, Advances in Intelligent Systems and Computing* 543. Springer, 2017. Pp. 535-545.

28. Глухенький А.И., Михаль А.А. Расчетная оценка составляющих импеданса цилиндрического проводника при их измерении на переменном токе. *Технічна електродинаміка.* 2010. № 1. С. 15–22.

29. Иоссель Ю.Я., Кочанов Э.С., Струнский М.Г. Расчет электрической емкости. Л.: Энергоиздат, 1981. 288 с.

30. Михаль А.А., Мелещук Д.В., Гребеньков И.Н. Экспериментальные исследования импеданса кондуктометрического интерфейса Pt/H<sub>2</sub>O и Pt/KCl на частотах 10кГц–1МГц. *Технічна електродинаміка.* 2016. № 6. С. 76–82. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2016.06.076>

УДК 621.3.08

### АНАЛІЗ ІМПЕДАНСНОЇ МОДЕЛІ ДВОЕЛЕКТРОДНОЇ КОНТАКТНОЇ КОНДУКТOMETРИЧНОЇ КОМІРКИ

О.О. Михаль, докт.техн.наук, Д.В. Мелещук, канд.техн.наук

Інститут електродинаміки НАН України,  
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна.

Е-mail: [a\\_mikhal@ukr.net](mailto:a_mikhal@ukr.net), [mdim@meta.ua](mailto:mdim@meta.ua)

*Наведено результати досліджень електричної моделі двоелектродної кондуктометричної комірки у разі вимірювання на змінному струмі. Запропонована модель базується на послідовному з'єднанні двох імпедансів, що описують приелектродні процеси та процеси в об'ємі досліджуваного розчину. Вона дає можливість окремо оцінювати інформативні та неінформативні параметри еквівалентних заступних схем. Наведено результати теоретичного дослідження частотних властивостей приелектродного та об'ємного імпедансів. На їхній основі запропоновано спрощення еквівалентної заступної схеми імпедансу комірки для частотних піддіапазонів вимірювань. Наведено результати досліджень складових імпедансу комірки. Визначено ряд параметрів, що дають змогу експериментально оцінити правомірність спрощень та адекватність розглянутої електричної моделі комірки. Бібл. 30, рис. 5.*

**Ключові слова:** кондуктометрія, комірка, електрична модель, імпеданс, електролітична провідність.

### ANALYSIS OF THE IMPEDANCE MODEL OF A TWO-ELECTRODE CONTACT CONDUKTOMETRIC CELL

О.О. Mikhal, D.V. Meleshchuk

Institute of Electrodynamics National Academy of Sciences of Ukraine,  
pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine.

Е-mail: [a\\_mikhal@ukr.net](mailto:a_mikhal@ukr.net), [mdim@meta.ua](mailto:mdim@meta.ua)

*The results of the study of the electric model of a two-electrode conductometric cell when measuring with alternating current are presented. The proposed model is based on the series connection of two impedances, which describe the near-electrode processes and processes in the volume of the test solution. It allows you to separately evaluate the informative and non-informative parameters of equivalent replacement schemes. The results of a theoretical study of the frequency properties of the near-electrode and volume impedances are presented. Based on them, simplifications of the equivalent cell impedance substitution scheme for the frequency-measuring subbands are proposed. The results of the study of the components of the cell impedance are given. A number of parameters have been determined that allow an experimental assessment of the legitimacy of the application of the electric cell model. References 30, figures 5.*

**Key words:** conductometry, cell, electrical model, impedance, electrolytic conductivity.

1. Grilikhes M.S., Filanovskiy B.K. Contact conductometry. Leningrad: Khimiia, 1980. 176 p. (Rus)
2. Lopatin B.A. Theoretical bases of electrochemical methods of analysis. Moskva: Vyshcha shkola, 1975. 295 p. (Rus)
3. Grafov B.M., Ukshe Ye.A. Electrochemical AC circuits. Moskva: Nauka, 1973. 128 p. (Rus)

4. Andreyev V.S. Conductometric methods and devices in biology and medicine. Moskva: Meditsina, 1973. 335 p. (Rus)
5. Bard Allen J., Faulkner Larry R. Electrochemical Methods: Fundamentals and Applications. Wiley, 2000. 864 p.
6. Bottauscio O., Capra P., Durbiano F., Manzin A. Modeling of Cells for Electrolytic Conductivity Measurements. *IEEE Transactions on magnetics*. 2006. Vol. 42. No 4. Pp. 1423–1426.
7. Thirstrup C., Snedden A., Deleebeeck L. Addressing the challenges of traceable electrolytic conductivity measurements in water. *Measurement Science and Technology*. 2017. Vol. 28. No 12. 9 p.
8. Dzyadevich S.V., Soldatkin O.P. Scientific, that technology\_ arranges the ambush of communication of miniature electric electric biosensors. Kyiv: Naukova dumka, 2006. 255 p. (Ukr)
9. Kneller V.Yu., Borovskikh L.P. Determination of parameters of multi-element two-terminal networks. Moskva: Energoatomizdat, 1986. 144 p. (Rus)
10. Seitz S., Manzin A., Jensen H.D., Jakobsen P.T., Spitzer P. Traceability of electrolytic conductivity measurements to the International System of Units in the sub  $\text{mSm}^{-1}$  region and review of models of electrolytic conductivity cells. *Electrochimica Acta*. 2010. Vol. 55. No 22. Pp. 6323-6331.
11. Manzin A., Bottauscio O., Ansalone D.P. Application of the thin-shell formulation to the numerical modeling of Stern layer in biomolecular electrostatics. *Journal of Computational Chemistry*. 2011. Vol. 32. No 14. Pp. 3105–3113.
12. Barbero G., Becchi M., Freire F.C.M. Contribution of the electrode-electrolyte interface to the impedance of an electrolytic cell. *Journal of Applied Physics*. 2008. No 104. Pp. 114111 - 114111-7.
13. Hubálek J. Iterative Precise Conductivity Measurement with IDEs. *Sensors*. 2015. Vol. 15. No 5. Pp. 12080-12091.
14. Brug G.J., van den Eeden A.L.G., Sluyters-Rehbach M., Sluyters J.H. The analysis of electrode impedances complicated by the presence of a constant phase element. *Journal of Electroanalytical Chemistry and Interfacial Electrochemistry*. 1984. Vol. 176. No 1-2. Pp. 275-295.
15. Seitz S., Spitzer P., Jensen H.D., Orrù E., Durbiano F. Electrolytic conductivity as a quality indicator for bio-ethanol. *Acta Imeko*. 2014. Vol. 3. No 3. Pp. 38–42.
16. Rodríguez-López A., Reyes-Del Valle A., Juárez-García J.M., Monroy-Mendoza M., Ávila-Salas M.J., Ortiz-Aparicio J.L., Antaño-López R. Electrochemical characterization of a primary electrolytic conductivity cell at CENAM. *Accreditation and Quality Assurance*. 2013. Vol. 18. No 5. Pp. 383–389.
17. Robinson C., Stoks S. Electrolyte solutions. Moskva: Izdatelstvo inostranoi literatury, 1959. 647 p. (Rus)
18. Czichos H., Saito T., Smith L. Springer Handbook of Metrology & Testing. London: Springer, 2011. 1500 p.
19. Máriássy M., Pratt K.W., Spitzer P. Major applications of electrochemical techniques at national metrology institutes. *Metrologia*. 2009. No 46. Pp. 199–213.
20. Pervukhin B.S., Krivobokov D.Ye., Suvorova N.V. Determination of parameters of contact conductometric cells. *Polzunovskii almanakh*. 2014. No 1. Pp. 63–65. (Rus)
21. Langereis G.R. An integrated sensor system for monitoring washing processes. Enschede: Universiteit Twente, 1999. 239 p.
22. Xiaoping S., Spitzer P., Sudmeier U. Novel method for bulk resistance evaluation in conductivity measurement for high-purity water. *Accreditation and Quality Assurance*. 2007. Vol. 12. No 7. Pp. 351–355.
23. Wang J. Analytical electrochemistry. New York: Wiley-VCH, 2001. 222 p.
24. Sheludko A.D. Colloid chemistry. Moskva: Mir, 1984. 320 p. (Rus)
25. Brinkmann F., Ebbe Dam N., Deák E., Durbiano F., Ferrara E., Fükö J., Jensen H.D., Máriássy M., Shreiner R.H., Spitzer P., Sudmeier U., Surdu M., Vyskočil L. General paper: Primary methods for the measurement of electrolytic conductivity. *Accred Qual Assur*. 2003. No 8. Pp. 346 – 353.
26. Moroń Z., Pomiarzy przewodności elektrycznej cieczy przy małych częstotliwościach. Politechnika Wroclawska, 2003. 163 p.
27. Mikhal A.A., Glukhenkiy A.I., Warsza Z.L. Factors of AC Field Inhomogeneity in Impedance Measurement of Cylindrical Conductors. Recent Advances in Systems, Control and Information Technology, Advances in Intelligent Systems and Computing 543. Springer, 2017. Pp. 535-545.
28. Glukhenkiy A.I., Mikhal A.A. Estimated estimate of the impedance components of a cylindrical conductor when measured on an alternating current. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2010. No 1. Pp. 15–22. (Rus)
29. Iossel' Yu.Ya., Kochanov E.S., Strunskiy M.G. Calculation of electrical capacitance. Leningrad: Energoizdat, 1981. 288 p. (Rus)
30. Mikhal A.A., Meleshchuk D.V., Grebenkov I.N. Experimental studies of the impedance of the Pt/H<sub>2</sub>O and Pt/Cl conductance interface at frequencies of 10 kHz – 1 MHz. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2016. No 6. Pp. 76–82. (Rus) DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2016.06.076>

Надійшла 16.05.2019  
Остаточний варіант 14.11.2019

## ПАМЯТИ ПАУКА ЮРИЯ ИВАНОВИЧА



4 января 2020 г. ушел из жизни Генеральный директор АО «ВИТ» (г. Запорожье) Паук Юрий Иванович. Безвременная смерть Юрия Иванович наступила по причине болезни, борьба с которой проходила на протяжении последних полутора лет.

Юрий Иванович родился 10 мая 1951 г. в городе Никополь. Студенческие годы прошли в Национальном Университете «Запорожская политехника», в 70-е годы – славная «Машинка». Молодым специалистом Юрий Иванович в 1976 г. был принят на работу в Отдел электромагнитных исследований на должность инженера АО «ВИТ». Юрий Иванович был участником создания теории расчета и конструирования инновационных измерительных трансформаторов, организовывал проведение исследовательских работ в области теории магнитного поля, совершенствования методов моделирования трансформаторов и электрических реакторов, принимал участие в создании специального программно-методического обеспечения. В 2011 году Юрий Иванович был назначен Генеральным директором нашего института. Мы запомнили его как прекрасного руководителя, справедливого и отзывчивого к сотрудникам. Добрая память о Юрии Ивановиче навсегда останется в сердцах всех, кто его знал. Похороны Юрия Ивановича состоялись 5 января 2020 г. на его родине, в городе Никополь.

***Коллектив Украинского института трансформаторостроения АО «ВИТ» скорбит о тяжелой утрате и выражает искренние соболезнования родным, близким и друзьям Юрия Ивановича.***

Коллектив АО «ВИТ»