

Запорізький національний технічний університет



ЕЛЕКТРОТЕХНІКА ТА ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИКА

НАУКОВИЙ ЖУРНАЛ

Виходить двічі на рік

№ 1'2016

Заснований у травні 1999 року.

Засновник і видавець: Запорізький національний технічний університет

Запоріжжя
ЗНТУ
2016

ISSN 1607-6761

Наказом Міністерства освіти і науки України № 1328 від 21.12.2015 р. «Про затвердження рішень Атестаційної колегії Міністерства щодо діяльності спеціалізованих вчених рад від 15 грудня 2015 року» журнал «Електротехніка та електроенергетика» (скорочена назва – Е&Е), який видається з 1999 року, включений до переліку наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата технічних наук.

Інтернет-сторінка журналу: <http://periodicals.zntu.edu.ua/index.php/1607-6761>.

Інформація для авторів: <http://periodicals.zntu.edu.ua/index.php/1607-6761/information/authors>

Журнал реферується або індексується міжнародними базами INSPEC, Index Copernicus, EBSCO, Google Scholar, ULRICH'S, РИНЦ. Електронна копія журналу розміщена на сайті Національної бібліотеки України імені В. І. Вернадського НАН України у розділі «Наукова періодика України» за адресою: <http://nbuv.gov.ua/portal/>.

Журнал розповсюджується за Каталогом періодичних видань України (передплатний індекс – 22913).

Науковий журнал друкує наукові праці, теоретичні розробки, довідкові матеріали про розробки підприємств, вищих навчальних закладів, НДІ у галузі електротехніки, електроенергетики у відповідності з рубриками:

1. Електротехніка.
2. Електроенергетика.

РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ

Головний редактор д-р техн.наук Яримбаш Д. С.
Заст. гол. редактора д-р техн. наук Тиховод С. М.

Члени редколегії:

д-р техн. наук Оніщенко Г. Б., Росія,
д-р техн. наук Чунашвілі Б. М., Грузія,
д-р техн. наук Андрієнко П. Д., Україна,
д-р техн. наук Биковський О. Г., Україна,
д-р техн. наук Зіновкін В. В., Україна,
д-р техн. наук Зірка С. Є., Україна,
д-р техн. наук Кириленко О. В., Україна,
д-р техн. наук Клепиков В. Б., Україна,

д-р фіз.-мат. наук Корніч Г. В., Україна,
канд. техн. наук Метельський В. П., Україна,
д-р фіз.-мат. наук Онуфрієнко В. М., Україна,
д-р техн. наук Пересада С. М., Україна,
д-р техн. наук Півняк Г. Г., Україна,
д-р техн. наук Піза Д. М., Україна,
д-р техн. наук Пуйло Г. В., Україна,
канд. техн. наук Яримбаш С. Т., Україна,

Рекомендовано до видання Вченою радою Запорізького національного технічного університету, протокол № 10 від 21.03.2016 року.

Рукописи проходять незалежне рецензування із залученням провідних фахівців, за результатами якого редакційна колегія приймає рішення про опублікування. У разі невідповідності матеріали не повертаються авторіві.

Адреса редакції: 69063, м. Запоріжжя, вул. Жуковського, 64.
Тел.: (061) 7-698-296, факс: (061) 764-21-41.
E-mail: rvv@zntu.edu.ua

ЗМІСТ

I ЕЛЕКТРОТЕХНІКА

Коцур М. И., Коцур И. М., Андриенко А. А., Андриенко Д. С. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОЙ ЧАСТОТЫ КОММУТАЦИИ ВЕНТИЛЕЙ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ПО СХЕМЕ ЧАСТОТНО-ТОКОВОГО АСИНХРОННО-ВЕНТИЛЬНОГО КАСКАДА.....	5
Яримбаш Д.С., Яримбаш С.Т., Дівчук Т.Є., Килимник І. М. ОСОБЛИВОСТІ ВИЗНАЧЕННЯ ПАРАМЕТРІВ КОРОТКОГО ЗАМИКАННЯ СИЛОВИХ ТРАНСФОРМАТОРІВ ЗАСОБАМИ ПОЛЬОВОГО МОДЕЛЮВАННЯ.....	12
Малюшевська А. П., Топоров С. О. ВПЛИВ СКЛАДУ І МОРФОЛОГІЇ КОНДЕНСАТОРНИХ ПОЛІМЕРНИХ ПЛІВОК НА ТЕРМОСТАБІЛЬНІСТЬ ЇХ КОРОТКОЧАСНОЇ ЕЛЕКТРИЧНОЇ МІЦНОСТІ.....	18
Волков В. О. ОПТИМАЛЬНОЕ И КВАЗИОПТИМАЛЬНОЕ ЭНЕРГОСБЕРЕГАЮЩЕЕ УПРАВЛЕНИЕ ПОЛОЖЕНИЕМ ЧАСТОТНОРЕГУЛИРУЕМОГО АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ.....	25
Цабенко М. В. СИСТЕМИ АНТИПОМПАЖНОГО КЕРУВАННЯ ВІДЦЕНТРОВИМ КОМПРЕСОРОМ.....	35

II ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИКА

Слободенюк Ю. О., Бялобржеський О. В. МОДЕЛЬ РОЗРАХУНКУ МИТТЄВИХ ПАРАМЕТРІВ РЕЖИМУ СИСТЕМИ ТЯГОВОГО ЕЛЕКТРОПОСТАЧАННЯ ПРИ РУСІ ЕЛЕКТРОВОЗУ.....	42
Чередник Н. Г., Бялобржеський О. В. ДОСЛІДЖЕННЯ РЕЖИМУ СИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА КОГЕНЕРАЦІЙНОЇ УСТАНОВКИ ПРИ ПАРАЛЕЛЬНІЙ ТА АВТОНОМНІЙ РОБОТІ З УРАХУВАННЯМ ЯВИЩА НАСИЧЕННЯ МАГНІТНОЇ СИСТЕМИ ГЕНЕРАТОРА.....	49
Власенко Р. В., Бялобржеський О. В. КОРЕКЦІЯ АЛГОРИТМУ ВИЗНАЧЕННЯ ЗАДАНОГО СТРУМУ СИЛОВОГО АКТИВНОГО ФІЛЬТРА НА ОСНОВІ ТЕОРІЇ ФРІЗЕ В УМОВАХ НЕСИМЕТРІЇ.....	57

CONTENTS

I ELECTROTECHNICS

Kotsur M. I., Kotsur I. M., Andrienko A. A., Andrienko D. S., DETERMINATION OF THE OPTIMAL SWITCHING FREQUENCY OF THE POWER SWITCHES OF THE FREQUENCY-CURRENT ASYNCHRONOUS-GATE CASCADE CONVERTERS.....	5
Yarymbash D.S., Yarymbash S. T., Divchuk T.E., Kylymnyk I. M. PECULIARITIES OF DETERMINATION OF THE POWER TRANSFORMER SHORT- CIRCUIT PARAMETERS THROUGH FIELD MODELING.....	12
Malyushevskaya A. P., Toporov S. O. INFLUENCE OF COMPOSITION AND MORPHOLOGY OF CAPACITOR POLYMER FILMS ON THE THERMOSTABILITY OF THEIR SHORT-TERM ELECTRIC STRENGTH.....	18
Volkov V.A. OPTIMAL AND QUASI-OPTIMAL ENERGY-SAVING CONTROL OF FREQUENCY-REGULATED ASYNCHRONOUS MOTOR POSITION.....	25
Tsabenko M. V. SYSTEMS OF ANTI-SURGE CONTROL OF CENTRIFUGAL COMPRESSORS.....	35

II ELECTROENERGETICS

Slobodenjuk Yu.O., Bialobrzheski O.V. THE CALCULATION MODEL OF INSTANTANEOUS MODE PARAMETERS OF TRACTION POWER SYSTEM OF ELECTRIC LOCOMOTIVE MOVEMENT.....	42
Cherednyk N.G., Bialobrzheski O.V. THE STUDY OF THE MODE OF SYNCHRONOUS GENERATOR OF COGENERATION UNIT IN PARALLEL AND AUTONOMOUS WORK CONSIDERING THE SATURATION PHENOMENON OF GENERATOR MAGNETIC SYSTEM.....	49
Vlasenko R.V., Bialobrzheski O.V. ALGORITHM CORRECTION FOR DETERMINATION OF THE GIVEN CURRENT ACTIVE POWER FILTER BASED ON THE FRYZE THEORY IN TERMS OF ASYMMETRY.....	57

I. ЕЛЕКТРОТЕХНІКА

УДК 621.316.71

Коцур М. И.¹, Коцур И. М.², Андриенко А. А.³, Андриенко Д. С.⁴

¹Канд. техн. наук, доцент кафедры электрических и электронных аппаратов Запорожского национального технического университета, Запорожье, Украина

²Доцент, канд. техн. наук, доцент, доцент кафедры электрических машин Запорожского национального технического университета, Запорожье, Украина

³Аспирант кафедры электрических и электронных аппаратов Запорожского национального технического университета, Запорожье, Украина

⁴Аспирант кафедры электроснабжения промышленных предприятий Запорожского национального технического университета, Запорожье, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОЙ ЧАСТОТЫ КОММУТАЦИИ ВЕНТИЛЕЙ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ПО СХЕМЕ ЧАСТОТНО-ТОКОВОГО АСИНХРОННО-ВЕНТИЛЬНОГО КАСКАДА

В статье рассматривается вопрос повышения энергоэффективности систем электропривода путем определения оптимального значения регулировочного параметра преобразователя, обеспечивающего максимальный коэффициент полезного действия системы электропривода на примере частотно-токового асинхронно-вентильного каскада. Цель работы заключается в разработке простой в реализации методики определения оптимальной частоты коммутации силовых ключей преобразователя в виде аналитических выражений при которой выполняется условие минимизации потерь в электроприводе. Объектом исследования являются электромагнитные процессы преобразования энергии в системе двигатель-преобразователь. Предметом исследования является электропривод по схеме частотно-токового асинхронно-вентильного каскада. Приведена методика расчета потерь как в двигателе, так и в силовых элементах преобразователя. Определена целевая функция суммарных потерь в электроприводе в зависимости от частоты коммутации силовых ключей и коэффициентов гармонических искажений токов статора и ротора асинхронного двигателя. Целевая функция суммарных потерь в электроприводе преобразована к однокритериальной зависимости (частоты коммутации силовых ключей преобразователя). С помощью имитационного моделирования выполнен расчет потерь в электроприводе, с учетом особенностей электромагнитных и энергетических процессов для данного класса электропривода, который подтвердил адекватность предложенного упрощенного способа определения оптимальной частоты коммутации силовых ключей в преобразователе. Предложена методика определения оптимальной частоты коммутации силового ключа, которая может быть применена при наладочных работах преобразователей, инженерном проектировании электропривода различных классов и режимов работы.

Ключевые слова: частота коммутации, оптимизация, потери, энергоэффективность, преобразователь, двигатель.

ВВЕДЕНИЕ

Проветривание шахт вентиляторами главного проветривания (ВГП) – наиболее энергоемкий технологический процесс. Практически на всех шахтах для ВГП применяют системы нерегулируемого электропривода [1]. С целью повышения экономичности значительного количества ВГП возможен переход на более низкую частоту вращения ротора двигателя за счет применения энергоэффективных систем регулирования электропривода, таких как преобразователи частоты (ПЧ), индукторно-емкостные преобразователи (ИЕП) и преобразователи по схеме асинхронно-вентильного каскада (АВК). С помощью этих систем можно независимо регулировать скорость и момент электродвигателя (асинхронного или синхронного) [2–4]. Однако ПЧ и ИЕП имеют большую установленную мощность, которая соизмерима с мощностью двигателя ВГП. Кроме того, применение ПЧ и ИЕП ограничено в использовании в высоковольтном электроприводе ВГП классом напряжения полупровод-

никовых элементов преобразователя. Поэтому в таких электроприводах возможным остается регулирование скорости на роторной стороне двигателя, где напряжение ротора значительно ниже чем напряжение статора. Для этого может быть применен частотно-токовый асинхронно-вентильный каскад (ЧТАВК), обладающий высокой энергоэффективностью при регулировании в подсинхронном диапазоне частоты вращения ротора. Однако для такой системы электропривода не был исследован вопрос определения оптимальной частоты коммутации силовых ключей, при которой обеспечивается минимальный уровень выделяемых потерь в системе двигатель-преобразователь.

Следовательно, существует необходимость в определении оптимальной частоты коммутации силовых ключей данного класса системы электропривода.

Целью данной работы является определение оптимальной частоты коммутации, при которой обеспечивается минимизация суммарных потерь в системе электропривода.

Для определения оптимальной частоты коммутации силовых ключей преобразователя по схеме частотно-токового асинхронно-вентильного каскада целесообразно оценить величину потерь в АД и коммутационные потери в ключах преобразователя.

Общие потери в АД, согласно [3] можно определить с помощью выражения:

$$\Delta P = \frac{P_H \cdot (1 - \eta)}{\eta}, \quad (1)$$

где P_H – номинальная мощность АД; η – коэффициент полезного действия АД.

Постоянные потери, с учетом наличия высших гармоник токов статора и ротора с достаточной точностью можно определить из следующего соотношения [2]:

$$P_{\text{пост}} = \lambda_I \cdot \Delta P - M_H \cdot \omega \cdot s_H \cdot \left(1 + \frac{r_1}{r_2}\right), \quad (2)$$

$$\lambda_I = \frac{I_1}{\sqrt{\sum_{k=2}^n I_k^2}}, \quad (3)$$

где λ_I – коэффициент искажения тока; s_H – номинальное скольжение ротора АД; M_H – номинальный момент АД; I_{rk} – амплитуда k -й гармоники тока.

Переменные потери в обмотках статора и ротора АД определяются согласно выражения [7]:

$$P_{\text{эл}} = 3 \cdot I_s^2 \cdot \lambda_{Is}^2 \cdot r_1 + 3 \cdot I_r^2 \cdot \lambda_{Ir}^2 \cdot r_2 \quad (4)$$

Добавочные и вентиляционные потери в высоковольтных АД не превышают 2% [3,7] и поэтому ими можно пренебречь.

Таким образом целевая функция суммарных потерь в АД в зависимости от коэффициента искажения тока имеет вид:

$$\begin{aligned} \Delta P_{\text{дв}}(\lambda_{Is}, \lambda_{Ir}) = & 3 \cdot I_s^2 \cdot \lambda_{Is}^2 \cdot r_1 + 3 \cdot I_r^2 \cdot \lambda_{Ir}^2 \cdot r_2 + \\ & + \lambda_{Is} \cdot \Delta P - M_H \cdot \omega \cdot s_H \cdot \left(1 + \frac{r_1}{r_2}\right). \end{aligned} \quad (5)$$

Рассмотрим потери, возникающие в цепи постоянного тока ЧТАВК при периодических коммутациях вентилей, а именно в силовом ключе, отсекающем диоде, а также в выпрямительно – инверторных группах.

Суммарные потери в силовом транзисторе имеют несколько составляющих:

$$P_{\text{ст}} = P_{\text{осн}} + P_{\text{вкл}} + P_{\text{выкл}} + P_{\text{ут}} + P_{\text{уэ}}, \quad (6)$$

где: $P_{\text{осн}}$ – основные потери, создаваемые током коллектора во включённом состоянии транзистора; $P_{\text{вкл}}$ – потери при включении транзистора; $P_{\text{выкл}}$ – потери при выключении транзистора; $P_{\text{ут}}$ – потери от токов утечки; $P_{\text{уэ}}$ – потери в цепи управления.

В большинстве случаев, потерями от токов утечки и потерями в цепи управления можно пренебречь.

Расчет потерь транзистора типа IGBT во включенном состоянии аналогичен расчету для тиристора (вольт – амперные характеристики приборов, во включенном состоянии, подобны) [8]:

$$P_{\text{осн}} = U_o \cdot I_a \left(1 + k_{\text{ф}}^2 \frac{I_a R_d}{U_o}\right), \quad (7)$$

где U_o , R_d – пороговое напряжение и динамическое сопротивление, соответственно; $I_a = I_{\text{ксп}}$ – среднее значение коллекторного тока силового ключа; $k_{\text{ф}}$ – коэффициент формы коллекторного тока.

Параметры вольтамперной характеристики IGBT во включенном состоянии можно определить по соответствующим характеристикам, приведенных в паспортных данных IGBT [9].

Среднее значение коллекторного тока $I_{\text{ксп}}$ определяется соотношением:

$$I_{\text{ксп}} = I_{\text{вх}} \cdot \gamma, \quad (8)$$

где $I_{\text{вх}}$ – среднее значение входного тока ЧТАВК; $\gamma = \frac{t_i}{T}$ – коэффициент заполнения, равный отношению длительности включенного состояния транзистора к периоду повторения.

Уравнение (8) справедливо при условии $0 \leq t \leq t_{\text{cn}}$ полагая, что начало отсчёта времени, совпадает с началом спада коллекторного напряжения

Поскольку входной ток ЧТАВК может иметь значительные пульсации, то кривые коллекторного тока транзистора и анодного тока диода могут иметь достаточно сложную форму.

Для нахождения действующего значения тока коллектора можно сделать допущение о линейном законе изменения тока и напряжения коллектора на интервале включенного состояния силового ключа [8]:

$$i_k = \frac{U_{k \text{ max}}}{2 \cdot L_1} \cdot \frac{t^2}{t_r} = \frac{U_{\text{вых}}}{2 \cdot L_1} \cdot t_{\text{cn}} \cdot \frac{t^2}{t_r}, \quad (9)$$

$$u_k = U_{k \text{ max}} \left(1 - \frac{t}{t_{\text{cn}}}\right) \approx U_{\text{вых}} \left(1 - \frac{t}{t_r}\right), \quad (10)$$

где u_k, i_k – мгновенные значения коллекторного напряжения и тока; $U_{k \max} = U_{\text{вых}}$ – напряжение на коллекторе перед включением; $t_{cn} = t_r$ – длительность спада коллекторного напряжения, приблизительно, равная длительности нарастания коллекторного тока при включении транзистора.

Значение тока коллектора при включении транзистора (9) определяется его величиной в момент спада напряжения между коллектором и эмиттером до нуля.

Величина потерь при включении транзистора [8]:

$$P_{\text{вкл}} = \frac{1}{12} U_{\text{вых}} I_{\text{вх}} \frac{t_r}{T} = \frac{1}{12} U_{\text{вых}} \cdot I_{\text{вх}} \cdot t_r \cdot f_k. \quad (11)$$

Потери при выключении транзистора [8]:

$$P_{\text{выкл}} = \frac{1}{T} \int_0^{t_f} u_k i_k dt = \frac{1}{12} U_{\text{вых}} I_{\text{вх}} \frac{t_f}{T} = \frac{1}{12} U_{\text{вых}} I_{\text{вх}} \cdot t_f \cdot f_k \quad (12)$$

Потери в диоде от обратного тока VD, согласно [8], имеют тоже несколько составляющих, наиболее существенными из которых являются потери от прямого тока (основные) и потери при выключении диода. Потери от прямого тока можно вычислить с помощью выражения (7).

Согласно [8, 10] мощность потерь при выключении диода:

$$P_{\text{вык}} = \frac{I_{bm} \cdot U_{bm}}{T_k} \cdot \frac{\tau}{2} = \frac{1}{2} I_{bm} U_{bm} \tau f_k, \quad (13)$$

где I_{bm}, U_{bm} – амплитуды обратного тока и напряжения, соответственно; T_k – период частоты коммутации; f_k – частота коммутации; τ – длительность спада обратного тока диода, величина которого определяется из [8].

Таким образом, суммарные потери в ограничительном диоде:

$$P_{vd} = U_o \cdot I_d \left(1 + k_{\phi}^2 \frac{I_d R_d}{U_o} \right) + \frac{I_{bm} \cdot U_{bm}}{T_k} \cdot \left(\frac{\tau_{ib}^2}{\tau_{ib} + \tau_{ub}} \right) + \frac{1}{2} I_{bm} U_{bm} \tau_{ib} f_k. \quad (14)$$

Потери в выпрямительно – инверторной группе могут быть достаточно точно определены, как и в силовом транзисторе (диоде), с помощью выражения (6). Также, как и в случае транзистора, потерями от токов утечки и потерями в цепи управления можно пренебречь. В данном случае можно пренебречь также и потерями при включении и выключении тиристора (диода). Таким образом, суммарные потери в тиристоре выпрямителя будут соответствовать основным потерям:

$$P_T = P_{\text{осн}} = U_o I_{\text{ср}} \left(1 + k_{\phi}^2 \frac{I_{\text{ср}} R_d}{U_o} \right), \quad (15)$$

где U_o, R_d – пороговое напряжение и динамическое сопротивление тиристора (диода), соответственно; $I_{\text{ср}}$ – среднее значение анодного тока тиристора (диода); k_{ϕ} – коэффициент формы тока тиристора (диода).

Среднее значение анодного тока тиристора для трехфазной мостовой схемы:

$$I_{\text{ср}} = I_d / 3, \quad (16)$$

Суммарные потери выпрямителя будут определяться количеством вентильных плеч n в схеме:

$$P_{\text{выпр}} = n \cdot P_{\text{осн}}. \quad (17)$$

Для трехфазной мостовой схемы $n = 6$.

Согласно уравнений (6), (14) и (21) можно окончательно записать целевую функцию потерь от частоты коммутации всех потерь в ЧТАВК в следующем виде:

$$P_{\Sigma \text{ ИП}}(f_k) = U_o \cdot I_d \left(1 + k_{\phi}^2 \frac{I_d R_d}{U_o} \right) + \frac{1}{12} U_{\text{вых}} \cdot I_{\text{вх}} \cdot t_r \cdot f_k + \frac{1}{12} U_{\text{вых}} I_{\text{вх}} \cdot t_f \cdot f_k + U_o \cdot I_d \left(1 + k_{\phi}^2 \frac{I_d R_d}{U_o} \right) + \frac{I_{bm} \cdot U_{bm}}{T_k} \cdot \left(\frac{\tau_{ib}}{2} \right) + \frac{1}{2} I_{bm} U_{bm} \tau_{ib} f_k + 6 \cdot U_o I_{\text{ср}} \left(1 + k_{\phi}^2 \frac{I_{\text{ср}} R_d}{U_o} \right) + 6 \cdot U_o I_{\text{inv}} \left(1 + k_{\phi}^2 \frac{I_{\text{inv}} R_d}{U_o} \right). \quad (18)$$

Используя выражения (5) и (17) можно получить общую функцию потерь в электроприводе:

$$P_{\Sigma}(f_k, \lambda_{Is}, \lambda_{Ir}) = P_{\Sigma \text{ ИП}}(f_k) + P_{\partial \theta}(\lambda_{Is}, \lambda_{Ir}). \quad (19)$$

Из (19) следует, что для определения оптимальной частоты коммутации силового ключа необходимо решать задачу безусловной оптимизации для трех переменных: коэффициентов искажения токов статора λ_{Is} , ротора λ_{Ir} и частоты коммутации ключа f_k . Решение задачи довольно сложное и громоздкое и при этом требуется определение самих коэффициентов λ_{Is} и ротора λ_{Ir} , зависящих от частоты коммутации ключа. Поэтому целесообразно преобразовать целевую функцию к зависимости от одной переменной, т.е. от f_k .

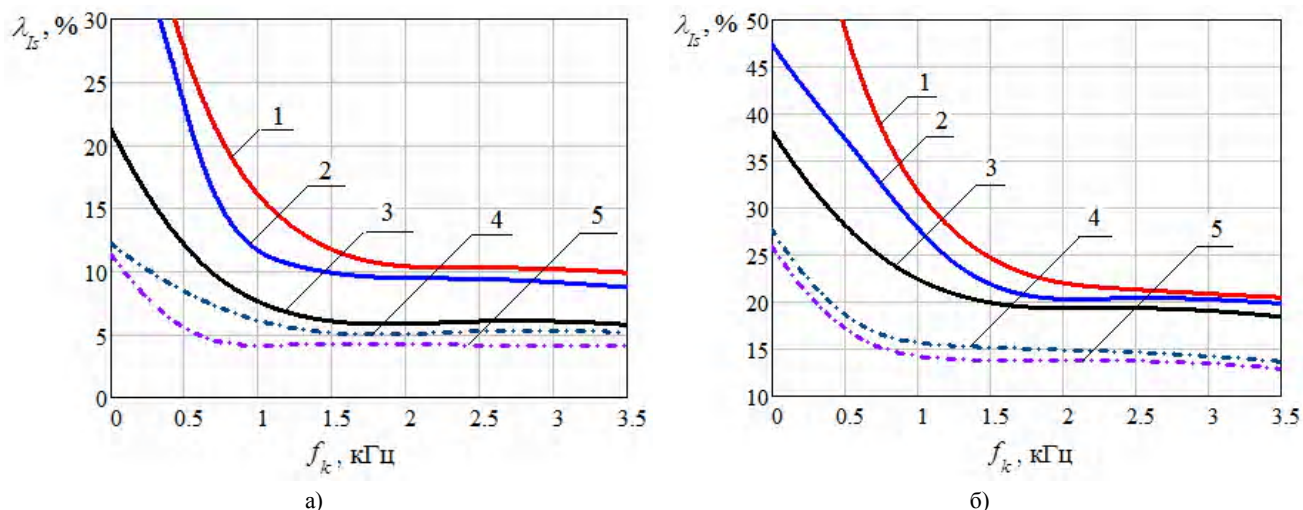


Рисунок 1 – Зависимости коэффициентов гармонических искажений тока статора (а) и ротора (б) АД типа АК-4 мощностью 1000 кВт от частоты коммутации силового ключа преобразователя
1 – $s = 0,5$; 2 – $s = 0,4$; 3 – $s = 0,3$; 4 – $s = 0,2$; 5 – $s = 0,1$.

На рис. 1 приведены зависимости коэффициентов гармонических искажений для тока статора и ротора АД типа АК-4 мощностью 1000 кВт от частоты коммутации силового ключа преобразователя, полученные с помощью имитационного моделирования при работе электропривода с вентиляторной нагрузкой в диапазоне рабочих скольжений $s = 0,5 \div 0,1$. При моделировании и расчете всех потерь в преобразователе были использованы силовые элементы для мостового выпрямителя диоды серии W1074Y#320, диод от обратного тока серии M0768S/RX250, силовой ключ IGBT транзистор серии T0850VB25E и тиристоры инверторной группы серии N0606YS250 фирмы производителя Westcode, паспортные данные которых приведены в [9]. Определить коэффициенты гармонических искажений также можно на практике в процессе настройки преобразователя, используя современные измерительные приборы, которые могут выполнять спектральный анализ токов и напряжений, и самостоятельно рассчитывать коэффициент гармонических искажений.

Для приведения целевой функции (19) от одной переменной (f_k) была выполнена аппроксимация зависимости коэффициента гармонических искажений тока статора и ротора АД от частоты коммутации силовых ключей преобразователя (рис. 1) для рабочего скольжения $s = 0,5$.

Соотношение, полученное в результате аппроксимации зависимости коэффициента гармонических искажений от частоты коммутации для тока статора АД, имеет вид:

$$\lambda_{Is}(f_k) = 0,529 - 0,701 \cdot f_k + 0,445 \cdot f_k^2 - 0,126 \cdot f_k^3 + 0,013 \cdot f_k^4. \quad (20)$$

Соотношение, полученное в результате аппроксимации зависимости коэффициента гармонических искажений от частоты коммутации для тока ротора АД:

$$\lambda_{Ir}(f_k) = 0,857 - 0,999 \cdot f_k + 0,614 \cdot f_k^2 - 0,172 \cdot f_k^3 + 0,018 \cdot f_k^4. \quad (21)$$

Зависимость (19) с учетом (20) и (21) можно привести к однопараметрическому виду. Для определения оптимальной частоты коммутации силового ключа, при которой выполняется минимизация потерь в электроприводе, необходимо выполнение условия:

$$\frac{d}{df_k} P_{\Sigma}(f_k) = 0.$$

После несложных математических преобразований целевую функцию можно свести к зависимости от одной переменной $P_{\Sigma}(f_k)$:

$$\begin{aligned} & \left(1,35 \cdot 10^{-3} \cdot I_s^2 \cdot r_1 + 2,6 \cdot 10^{-3} \cdot I_r^2 \cdot r_2 \right) \cdot f_k^7 - \\ & - \left(22,94 \cdot 10^{-3} \cdot I_s^2 \cdot r_1 + 43,34 \cdot 10^{-3} \cdot I_r^2 \cdot r_2 \right) \cdot f_k^6 + \\ & + \left(0,165 \cdot I_s^2 \cdot r_1 + 0,31 \cdot I_r^2 \cdot r_2 \right) \cdot f_k^5 - \left(0,652 \cdot I_s^2 \cdot r_1 + \right. \\ & \quad \left. + 1,236 \cdot I_r^2 \cdot r_2 \right) \cdot f_k^4 + \\ & + \left(1,554 \cdot I_s^2 \cdot r_1 + 3,006 \cdot I_r^2 \cdot r_2 \right) \cdot f_k^3 - \\ & - \left(2,271 \cdot I_s^2 \cdot r_1 + 4,565 \cdot I_r^2 \cdot r_2 \right) \cdot f_k^2 + \\ & + \left(1,924 \cdot I_s^2 \cdot r_1 + 4,101 \cdot I_r^2 \cdot r_2 \right) \cdot f_k - \left(0,742 \cdot I_s^2 \cdot r_1 + \right. \end{aligned}$$

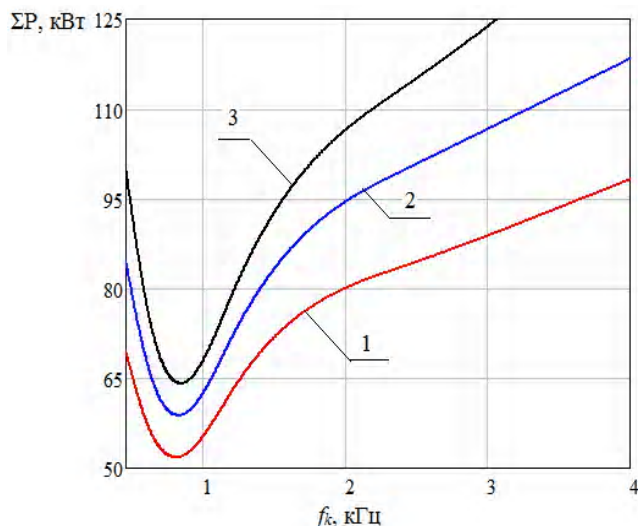


Рисунок 2 – Расчетные зависимости общих потерь в преобразователе от частоты коммутации силовых ключей для рабочего скольжения АД $S = 0,5$

1 – при $P_H = 630$ кВт; 2 – при $P_H = 800$ кВт; 3 – при $P_H = 1000$ кВт.

$$+1,712 \cdot I_r^2 \cdot r_2) + \Delta P + \frac{1}{12} U_{\text{вых}} \cdot I_{\text{вх}} \cdot t_r + \frac{1}{12} U_{\text{вых}} I_{\text{вх}} \cdot t_f + \frac{1}{2} I_{bm} U_{bm} \tau_{ib} = 0. \quad (22)$$

Выражение (22) не трудно решить с помощью стандартных математических пакетов.

Для АД типа АК-4 с номинальной мощностью 630 кВт, работающего с вентиляторным характером нагрузки на рабочем скольжения $S = 0,5$, имеет мощность на валу $P_s = 0,5 = 204$ кВт, ток статора $I_{s_s} = 0,5 = 118$ А; сопротивление обмотки статора $r_1 = 0,295$ Ом; ток ротора $I_r = 192$ А; сопротивление обмотки ротора $r_2 = 0,028$ Ом, согласно (22) получено оптимальное значение частоты коммутации силового ключа при условии минимизации потерь в электроприводе $f_k^{\text{опт}} = 0,626$ кГц.

Таким образом полученное аналитическое выражение (22) может быть использовано при определении оптимальной частоты коммутации силовых ключей, при которой обеспечивается минимальный уровень выделяемых потерь в электроприводе. Для расчета эффективной частоты коммутации силовых ключей при других значениях рабочего скольжения и других мощностей АД необходимо приводить аппроксимирующие выражения (20) и (21) для собственных значений коэффициентов гармонических искажений токов статора и ротора АД.

Для подтверждения адекватности приведенного метода определения эффективной частоты коммутации вентилей преобразователя, для системы частотно-токо-

вого асинхронно-вентильного каскада была разработана имитационная модель, в которую включен блок электромагнитной подмодели с учетом уточненных параметров АД [11], и блока расчета энергетических показателей электропривода.

На рис. 2 приведены расчетные зависимости суммарных потерь в электроприводе от частоты коммутации ключей преобразователя, соответственно для АД типа АК-4 номинальной мощностью $P_H = 630$ кВт, $P_H = 800$ кВт, $P_H = 1000$ кВт при рабочем скольжении $s = 0,5$, полученные с помощью имитационного моделирования.

Анализ полученных результатов расчета (рис. 2) показал, что минимизация общих потерь в приводе ЧТАВК выполняется при частотах коммутации для АД: $P_H = 630$ кВт – $f_k = 0,643$ кГц; для $P_H = 800$ кВт – $f_k = 0,698$ кГц; для $P_H = 1000$ кВт – $f_k = 0,704$ кГц.

Таким образом оптимальное значение частоты коммутации, что для АД с разными номинальными мощностями в системе ЧТАВК практически не меняется.

Сравнение расчетных результатов (на примере АД с $P_H = 630$ кВт) полученных по упрощенной методике ($f_k = 0,626$ кГц) с результатами имитационного моделирования ($f_k = 0,643$ кГц) показало, что расхождение не превысило 2,6%. Это свидетельствует об адекватности предложенного упрощенного способа определения оптимальной частоты коммутации силовых ключей в преобразователе.

Полученное аналитическое выражение (22) имеет приемлемую погрешность при определении оптимальной частоты коммутации силовых ключей, при которой обеспечивается минимальный уровень выделяемых потерь в электроприводе. Однако предложенный метод требует определения коэффициентов гармонических искажений для токов статора и ротора АД, значения которых зависят как от его рабочего скольжения, так и от режима работы электропривода. Поэтому для каждого случая необходимо приводить аппроксимирующие выражения (20) и (21) для собственных значений коэффициентов гармонических искажений токов статора и ротора АД.

ВЫВОДЫ

Проведены исследования коммутационных процессов в силовых элементах на примере преобразователя по схеме частотно-токового асинхронно-вентильного каскада. Получены более точные выражения, позволяющие оценить основные и коммутационные потери в силовых элементах преобразователя.

Предложена методика определения оптимальной частоты коммутации силового ключа на примере преобразователя по схеме частотно-токового асинхронно-вентильного каскада. Погрешность расчета оптимальной частоты коммутации силовых ключей преобразователя по схеме частотно-токового асинхронно-вентильного каскада, которая получена аналитическим способом по сравнению с результатами, полученными с помощью

имитационного моделювання, не перевищує 2,6%.

Предложена методика определения оптимальной частоты коммутации силового ключа может быть применена при инженерном проектировании, а также при наладочных работах преобразователей в зависимости от режима работы электропривода.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Антощенко Н. И. Новый подход к регулированию вентиляции угольных шахт [Текст] / Н. И. Антощенко, В. В. Калужный, В. П. Котиков, Г. Б. Тынды, П. Д. Андриенко, А. В. Садовой // Уголь Украины. – 2014. – №3. – С. 29–32.
2. Онищенко Г. Б. Асинхронный вентиляционный каскад [Текст] / Г. Б. Онищенко. – М., Энергия, 1967. – 152 с.
3. Браславский И. Я. Энергосберегающий асинхронный электропривод [Текст]: учеб. пособие для студ. высш. учеб. заведений / И. Я. Браславский, З. Ш. Ишматов, В. Н. Поляков; – М.: Академия, 2004. – 256 с.
4. Волков И. В. Электроприводы со стабилизированным током в силовых цепях [Текст] / И. В. Волков, В. Н. Исаков. – М.: Радио и связь, 1991. – 216 с.
5. Пат. України 64126, МПК H02P 27/05(2006.01) Пристрій імпульсного керування процесами перетворення енергії в асинхронному двигуні з фазним ротором [Електронний ресурс] / П. Д. Андриенко, М. І. Коцур, І. М. Коцур; заявл. 22.04.11; опубл. 25.10.2011, Бюл. №20, 2011 р. – Режим доступу: <http://www.uipv.org>.
6. Коцур М. И. Сравнительный анализ энергоэффективности систем регулирования асинхронного двигателя с фазным ротором [Текст] / М. И. Коцур, П. Д. Андриенко, И. М. Коцур // Ползуновский вестник. – 2013. – № 4–2. – С. 114–120.
7. Копылов И. П. Математическое моделирование электрических машин [Текст] / И. П. Копылов; – М.: Высшая школа. – 2001. – 327 с.
8. Чебовский О. Г. Силовые полупроводниковые приборы: Справочник [Текст] / О. Г. Чебовский, Л. Г. Моисеев, Р. П. Недошивин; – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 400 с.
9. WESTCODE. Каталог продукції. Режим доступу: <http://www.westcode.com/products.html>
10. Williams B. Power Electronics [Text] / B Williams. – Glasgow: Straitclaide University, 2006. – 825 p.
11. Ярымбаш С. Т. Особенности определения параметров электрической схемы замещения печной петли печи графитации переменного тока. [Текст] / С. Т. Ярымбаш, И. М. Килимник, Д. С. Ярымбаш // Електротехніка та електроенергетика. – 2010. – №2. – С. 36–43.

Коцур М. І.¹, Коцур І. М.², Андриенко А. А.³, Андриенко Д. С.⁴

¹Канд. техн. наук, доцент кафедри електричних та електронних апаратів Запорізького національного технічного університету, Запоріжжя, Україна

²Доцент, канд. техн. наук, доцент кафедри електричних машин Запорізького національного технічного університету, Запоріжжя, Україна

³Аспірант кафедри електричних та електронних апаратів Запорізького національного технічного університету, Запоріжжя, Україна

⁴Аспірант кафедри електропостачання промислових підприємств Запорізького національного технічного університету, Запоріжжя, Україна

ВИЗНАЧЕННЯ ОПТИМАЛЬНОЇ ЧАСТОТИ КОМУТАЦІЇ ВЕНТИЛІВ ПЕРЕТВОРЮВАЧА ЗА СХЕМОЮ ЧАСТОТНО-СТРУМОВОГО АСИНХРОННОГО-ВЕНТИЛЬНИХ КАСКАДА

У статті розглядається питання підвищення енергоефективності систем електроприводу шляхом визначення оптимального значення регульовального параметра перетворювача, що забезпечує максимальний коефіцієнт корисної дії системи електроприводу на прикладі частотно-струмового асинхронно-вентильного каскаду. Мета роботи полягає в розробці простій в реалізації методики визначення оптимальної частоти комутації силових ключів перетворювача у вигляді аналітичних виразів при якій виконується умова мінімізації втрат в електроприводі. Об'єктом дослідження є електромагнітні процеси перетворення енергії в системі двигун-перетворювач. Предметом дослідження є електропривід за схемою частотно-струмового асинхронно-вентильного каскаду. Наведено методику розрахунку втрат як в двигуні, так і в силових елементах перетворювача. Визначено цільову функцію сумарних втрат в електроприводі в залежності від частоти комутації силових ключів та коефіцієнтів гармонійних спотворень струмів статора та ротора асинхронного двигуна. Цільова функція сумарних втрат в електроприводі була перетворена до однокритеріальної залежності (частоти комутації силових ключів перетворювача.) За допомогою імітаційного моделювання виконано розрахунок втрат в електроприводі з урахуванням особливостей електромагнітних та енергетичних процесів для даного класу електроприводу, який підтвердив адекватність запропонованого спрощеного способу визначення оптимальної частоти комутації силових ключів в перетворювачі. Запропонована методика визначення оптимальної частоти комутації силового ключа, котра може бути застосована при налагоджувальних роботах перетворювачів, інженерному проектуванні електроприводу різних класів та режимів роботи.

Ключові слова: частота комутації, оптимізація, втрати, енергоефективність, перетворювач, двигун.

Kotsur M. I.¹, Kotsur I. M.², Andrienko A. A.³, Andrienko D. S.⁴,

¹Associate professor of department of electric and electronic apparatuses, Zaporizhzhya National Technical University, Zaporizhzhya, Ukraine

²Associate professor. Associate professor of department of electric machines, Zaporizhzhya National Technical University, Zaporizhzhya, Ukraine

³Postgraduate student of department of electric and electronic apparatuses, Zaporizhzhya National Technical University, Zaporizhzhya, Ukraine

⁴Postgraduate student of department of power supply of the industrial enterprises, Zaporizhzhya National Technical University, Zaporizhzhya, Ukraine

DETERMINATION OF THE OPTIMAL SWITCHING FREQUENCY OF THE POWER SWITCHES OF THE FREQUENCY-CURRENT ASYNCHRONOUS-GATE CASCADE CONVERTERS

The article discusses the issue of increasing the energy efficiency of electric drive systems by determining the optimum value of the adjusting parameter converter, providing maximum efficiency of the drive system on the example of a frequency-current asynchronous gate cascade.

The aim work is to develop easy to implement methods for determining the optimum switching frequency of the power switches of the converter in the form of analytical expressions with which the condition of minimization of losses in the drive. The object of investigation is the process of converting electromagnetic energy in the motor-converter system. The subject of this investigation is frequency-current asynchronous-gate cascade drive system. The methods of calculation of the losses in the AC motor and the power converter elements are considered. The objective function of total losses in the electric drive system, depending on the switching frequency of the power switches and the total harmonic distortion of the stator and rotor currents AC motor are determined. As a result, the objective function of total losses in the electric drive system has been converted into the form of a single variable, depending only on the frequency switching keys of the power converter. With the help of the simulation of the losses in the drive control system, which based peculiarities of electromagnetic and energetic processes in this class drive system are calculated. The adequacy of the calculation of the proposed simplified method to determine the effective frequency of power switches in the converter are confirmed. The proposed method of the determining the optimal frequency switching of the power switchers can be applied to engineering design and commissioning of the converter depending on the class and modes of operation of the drive control system.

Keywords: switching frequency, optimization, losses, energy efficiency, the converter, the AC motor.

REFERENCES

1. Antoshhenko N. I., Kalyuzhnyi V. V., Kotikov V. P., Tynda G. B., Andrienko P. D., Sadovoy A. V Niviy podhod k regulirovanyu ventilyacii ugol'ny'h shaht. Ugol' Ukrainy', 2014, No 3, pp. 29–32.
2. Onishhenko G. B. Asinhronny'j ventil'ny'j kaskad. Moscow, E'nergiya, 1967, 152 s.
3. Braslavskiy I. YA., Ishmatov Z. SH., Polyakov V. N. Energoberegayushhiy asinhronniy electropriwod: Ucheb. posobie dlya stud. vy'ssh. ucheb. Zavedenij. Moscow, Akadimiya, 2004, 256 s.
4. Volkov I. V., Isakov V. N. Electropriwody' so stabilizirovanny'm tokom v silovy'h cepyah. Moscow, Radio i svyaz', 1991, 216 s.
5. Kotsur M. I., Andrienko P. D., Kulagin D. O., Kotsur, I. M. Andrienko D. S., Andrienko A. A Order on Patent Ukraine 10484. H02P5/74 Dvodvugunovuy elektropriwid impulsnogo reguluvannya uzgodzhenogo obertannya agreed rotation asunchronnuch dvuguniv z faznumu rotoramu [Two-motors pulsed electric drive the agreed regulation of rotation of asynchronous motors with phase rotor] (2015); aplicant and patentee ZNTU; Declared. 28.10.2015, URL: <http://www.uipv.org/> (In Ukraine)
6. Kotsur M. I., Andrienko P. D., Kotsur I. M. Sravnitelniy analiz energoeffektivnosti system regulirovaniya AD s faznim rotorom. Polzunovskiy Vestnik, 2012, No 3 (19), pp. 114–120.
7. Kopylov I. P. Matematicheskoe modelirovanie electricheskih mashin. Moscow, Vy'sshaya shkola, 2001, 327 s.
8. Chebovskiy O. G., Moiseev L. G., Nedoshivin R. P. Silovy'e poluprovodnikovye pribory': Spravochnik. 2-e izd., pererab. I dop. Moscow, Energoatomizdat, 1985, 400 s.
9. WESTCODE. Katalog produkciyi. URL: <http://www.westcode.com/products.html>.
10. Wiliams B. Power Electronics. Glazgow: Straitclaide University, 2006, 825 p.
11. Yarymbash S. T., Kilimnik I. M., Yarymbash D. S. Osobennosti opredeleniya parametrov elektricheskoy schemy zamesheniya pechnoy petly pechi grafitacii peremennogo toka. *Electronics and Electricity*, 2010, No 2, pp. 36–43.

Яримбаш Д.С.¹, Яримбаш С.Т.², Дівчук Т.Є.³, Килимник І. М.⁴¹ Д-р техн. наук, доцент, Запорізький національний технічний університет, Україна, e-mail: Yarymbash@gmail.com^{2, 4} Канд. техн. наук, доцент, Запорізький національний технічний університет, Україна³ Старш. викладач, Запорізький національний технічний університет, Україна

ОСОБЛИВОСТІ ВИЗНАЧЕННЯ ПАРАМЕТРІВ КОРОТКОГО ЗАМИКАННЯ СИЛОВИХ ТРАНСФОРМАТОРІВ ЗАСОБАМИ ПОЛЬОВОГО МОДЕЛЮВАННЯ

Представлено застосування методу кінцевих елементів для визначення параметрів короткого замикання силового трансформатора в структурі засобів FEMM. Здійснено врахування особливостей конструктивної будови активної частини трансформатора, розподілу електрорушійних сил обмоток, впливів нелінійних електрофізичних властивостей магнітних систем, баку трансформатора, пресуючих кілець і балок обмоток на енергію магнітного поля. Розрахунок параметрів короткого замикання трансформатора проведено на основі математичної моделі електромагнітного поля в формулюваннях векторного магнітного потенціалу для синусоїдальних струмів в обмотках і фазових зсувів. Підвищення точності визначення енергії магнітного поля, поточкозчеплень і індуктивностей обмоток забезпечено розрахунками дискретних масивів просторового розподілу індукції магнітного поля у визначений момент часу. Адекватність моделі, достовірність і точність розрахунків доведено порівнянням із даними класичної методики і експериментальними даними випробування в режимі короткого замикання. Показано, що застосування засобів польового моделювання дозволило зменшити похибку розрахунків майже в 2–3 рази.

Ключові слова: Електричний струм, електрична напруга, омичні втрати, індукція магнітного поля, напруженість магнітного поля, електромагнітні сили, електромагнітний момент, комплексний опір, індуктивність.

ВСТУП

Робочий режим трансформатора обумовлений параметрами короткого замикання (КЗ) та неробочого ходу (НХ), але більш значущими є саме параметри КЗ оскільки в електричних мережах трансформатор, як правило, визначається індуктивним опором КЗ [1]. Крім того саме параметрами КЗ обумовлені втрати, динамічна стійкість, порівнювальні струми при паралельній роботі трансформаторів. На цей час основним методом розрахунку параметрів КЗ являється схематичне моделювання. Однак параметри схем отримують на основі спрощених моделей [2, 3, 4], що призводить до додаткових похибок.

Для більш точного визначення параметрів короткого замикання існує ряд методів на основі теорії електричних кіл, яка потребує визначення емпіричних залежностей для опорів короткого замикання. Аналітичні методики розрахування мають істотні переваги, оскільки можна проводити числові розрахунки для будь-яких значень конструктивних параметрів трансформаторів різних схем конструктивного виконання. Але ці переваги нівелюються відсутністю можливості врахування нелінійних властивостей електротехнічних сталей магнітних систем і конструкційних сталей баку трансформатора, пресуючих кілець та балок обмоток. Крім того, припущення і спрощення математичних формулювань і геометрії активної частини трансформатора істотно збільшують похибки розрахунків. Найбільш досконалими є чисельні методи, серед яких широкое розповсюдження отримав метод скінчених елементів, який реалізовано у ПЗ Elcut [2], Comsol Multiphysics, Ansys, Maxwell, Edmag 3D, FEMM.

ФОРМУЛЮВАННЯ ЦІЛЕЙ СТАТТІ

Метою роботи є підвищення точності розрахунку параметрів короткого замикання силового трансформатора шляхом визначення енергії магнітного поля на основі даних математичного моделювання в структурі FEMM, співставлення даних математичного моделювання із розрахунками параметрів короткого замикання за класичною методикою та експериментальними випробуваннями.

МЕТОДИКА ДОСЛІДЖЕНЬ

У відповідність частотній моделі електромагнітного поля змінного струму ставимо сукупність магнітостатичних моделей для визначення моментів часу із врахуванням фазових зсувів у трифазній симетричній системі струмів та рівноваги електрорушійних сил для обмоток сторін НН і ВН для кожної фази силового трансформатора. Розрахунок параметрів короткого замикання трансформатора проводимо на основі визначення поточкозчеплень обмоток для кожного стрижня магнітної системи трансформатора.

Вказані особливості математичного моделювання успішно застосовано в обертових електричних машинах для розрахунку магнітних полів [3], що збуджуються синусоїдально змінними у часі струмами, а також для розрахунку струмів, індуктованих змінним магнітним полем в провідниковій середі (вихрових струмів). При розрахунках обертових електричних машин динамічну модель представлено як сукупність сукупністю статичних процесів [4] у відповідні моменти часу. Приймаючи до уваги подібність електромагнітних процесів у транс-

форматорах і в обертових електричних машинах із загальмованим ротором, вказані припущення і методики можна застосувати для електромагнітних процесів в силовому трансформаторі, як об'єктів дослідження.

Було взято до уваги, що зазвичай для розрахунку магнітного поля змінного струму потребують визначення фазові і лінійні струми та електричні напруги різних фаз, активні втрати, індукція і напруженість магнітного поля, активна та індуктивна складові комплексних опорів [4]. Аналіз магнітного поля змінних струмів для кожної з фаз трансформатора потребує врахування в розрахунках електромагнітного поля, яке збуджене прикладеними (синусоїдально змінними у часі) струмами або зовнішнім змінним полем інших фаз. Розв'язання задачі моделювання потребує побудови реальної геометричної моделі активної частини трансформатора, яка складається з обмоток та елементів конструкції кістяка, а також завдання струмових навантажень всіх обмоток відповідних фаз для визначеного математичного опису рівнянь електромагнітного поля та граничних умов. Відповідно до результатів попередніх досліджень [3] застосовано двовірну геометричну модель активної частини у перерізі її вертикальною площиною, яка проходить через вісі стрижнів магнітної системи трансформатора.

Це дозволило обмежити математичне моделювання розглядом рівнянь у часткових похідних відносно векторного магнітного потенціалу A ($B = \text{rot } A$, B – вектор магнітної індукції) та врахувати, що електричний струм, який створює магнітне поле, спрямовано перпендикулярно перерізу активної частини площиною по вертикальних осях стрижнів трансформатора. Тому достатньо дослідити лише компоненти j_z і A_z та сформулювати математичну модель у вигляді рівнянь

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{1}{\mu_y} \frac{\partial A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{\mu_x} \frac{\partial A}{\partial y} \right) - j \omega g A = -j 0. \quad (1)$$

В структурі засобів програмного забезпечення FEMM для нелінійної постановки властивості матеріалів вважаються ізотропним і задаються залежності В-Н для феромагнітних матеріалів, які представлені кубічними сплайнами.

Відповідні блоки геометричної моделі, в яких задана одна й та сама сила намагнічування, можуть розглядатися як сполучені послідовно. У цьому випадку густина струму в кожному блоці буде обчислюватися діленням добутку силу струму і загального числа його витків на площу поперечного перерізу блоку.

Чисельний розрахунок магнітного поля проводився методом кінцевих елементів (МКЕ) в структурі засобів ПЗ FEMM [5]. Енергетичний функціонал потрібний для знаходження енергії магнітного поля має вигляд

$$I(A) = \frac{1}{2} \cdot \int \int_D \left[\left(\frac{\partial A}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial A}{\partial y} \right)^2 \right] dx dy -$$

$$- 2\mu \int \int_D J_{CT} A dx dy. \quad (2)$$

Для алгебраїчної системи рівнянь відносно потенціалів вузлів, яку також можна отримати засобами МКЕ

$$\sum_1^N \int \int_D \beta_e \left(\frac{\partial^2 A_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A_z}{\partial y^2} - \mu J_{ZCT} \right) dx dy = 0. \quad (3)$$

Розрахунок параметрів короткого замикання в трансформаторі чисельними методами дозволяє детально дослідити їх в окремих елементах магнітного ланцюга. Технологія визначення даних моделювання потребує сумісного застосування декількох програмних засобів, як графічних, так і розрахункових, а саме: Компас, FEMM, MathCAD.

ОСНОВНІ РЕЗУЛЬТАТИ

Як приклад для розрахунку та побудови геометрії магнітної системи трансформатора було обрано силовий масляний трансформатор типу ТМН-2500/35 з номінальними параметрами $S = 2500$ кВА, $m=3$, $f=50$ Гц, $U_2 = 20 \pm 6 \times 1,5$ % кВ, $U_1 = 0,69$ кВ, схема та група з'єднання обмоток Д/У-11, $U_k = 6,5$ %, $P_k = 5,1$ кВт, $i_0 = 1,1$ %

За наведеними даними було побудовано геометричну модель, наведена на рис. 1.

Кістяк трансформатора збирається з пластин холоднокатаної текстурованої сталі марки 3405 товщиною листа 0,3 мм [6, 7], властивості якої задано кривою намагнічування (рис 2).

Магнітна індукція за основною кривою намагнічування матеріала магнітної системи для середніх по площині «к» – перерізів значень

$$B = \mu(H_k) \mu_0 H_k. \quad (4)$$

Оскільки в трансформаторі застосовується маслобар'єрна ізоляція, необхідно враховувати властивості трансформаторного масла та електроізоляційного картону із відносною магнітною проникністю, що дорівнює одиниці.

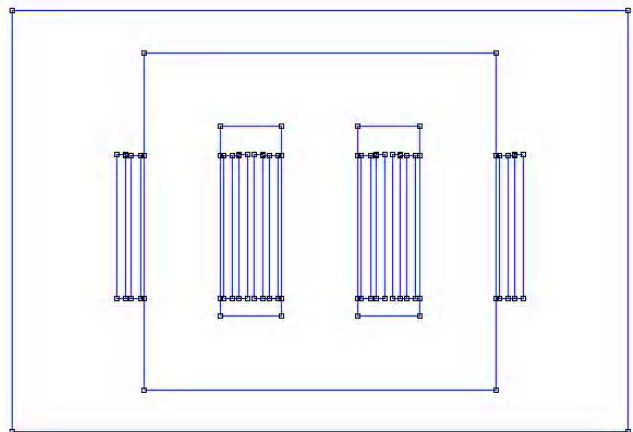


Рисунок 1 – Модель активної частини, побудована в програмі FEMM

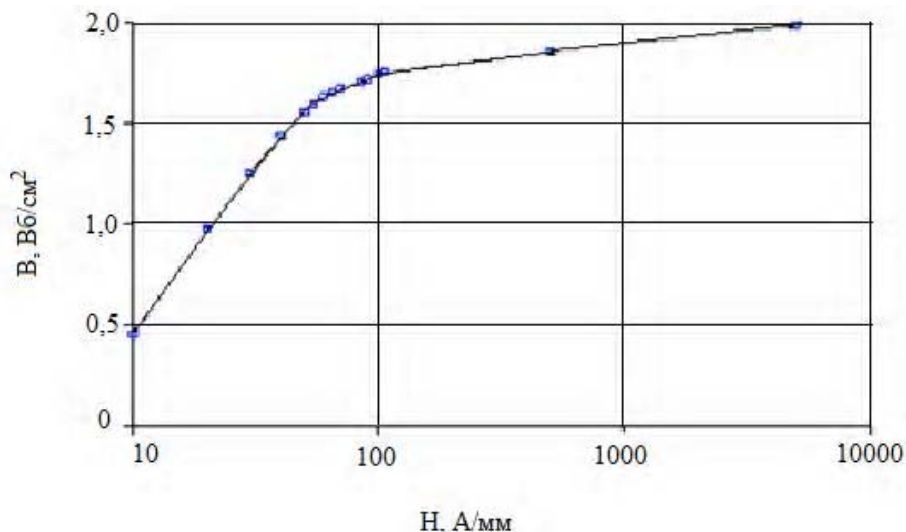


Рисунок 2 – Крива намагнічування для сталі марки 3405 [6, 7]

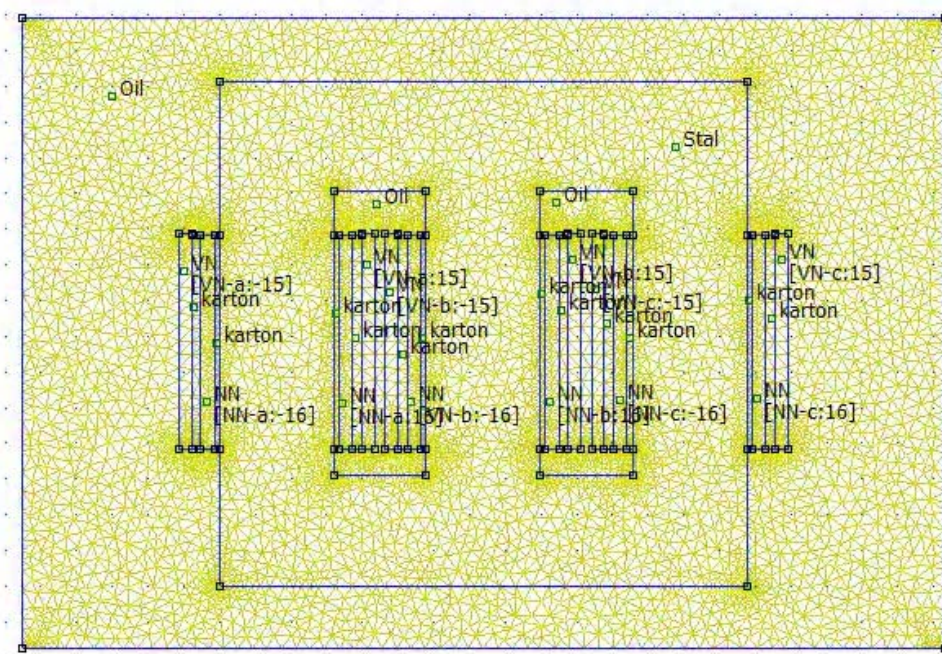


Рисунок 3 – Сітка кінцевих елементів для розрахунку у FEMM

Обмотки ВН позначено міткою блока «VN», НН – «NN» та задано миттєві значення струмів: «+» – вказує що струми обмотки течуть у напрямку осової координати (координати Z – яка перпендикулярна площині нашої моделі). «-» – струми течуть у зворотному напрямку. Також необхідно задати розміри дроту та властивості матеріалу, з якого виготовлено обмотки. В даному випадку – це мідь, її питома електропровідність дорівнює 57,143 См/м [8].

Розрахункова область обмежена баком трансформатора, на якому задано однорідні граничні умови першого роду, тобто величина векторного потенціалу дорівнює нульовим значенням. Це визначає, що поле не виходить за межі зовнішньої поверхні бака.

Вагомим фактором для зменшення похибки розрахунку є відповідне наближення щільності розподілу кінцевих елементів конфігурації електромагнітного поля, а саме її збільшення біля торцевих зон обмоток, як це відображено на рис 3.

Побудова геометричної моделі, визначення характеристик її елементів дозволяє забезпечити реалізацію ітераційних розрахункових і графічну візуалізацію розподілу магнітного поля (рис. 4).

Для обробки даних та інформації, отриманих під час подальшого визначення електричних параметрів схеми заміщення трансформатора в режимі короткого замикання застосовано програму MathCAD. Для цього засо-

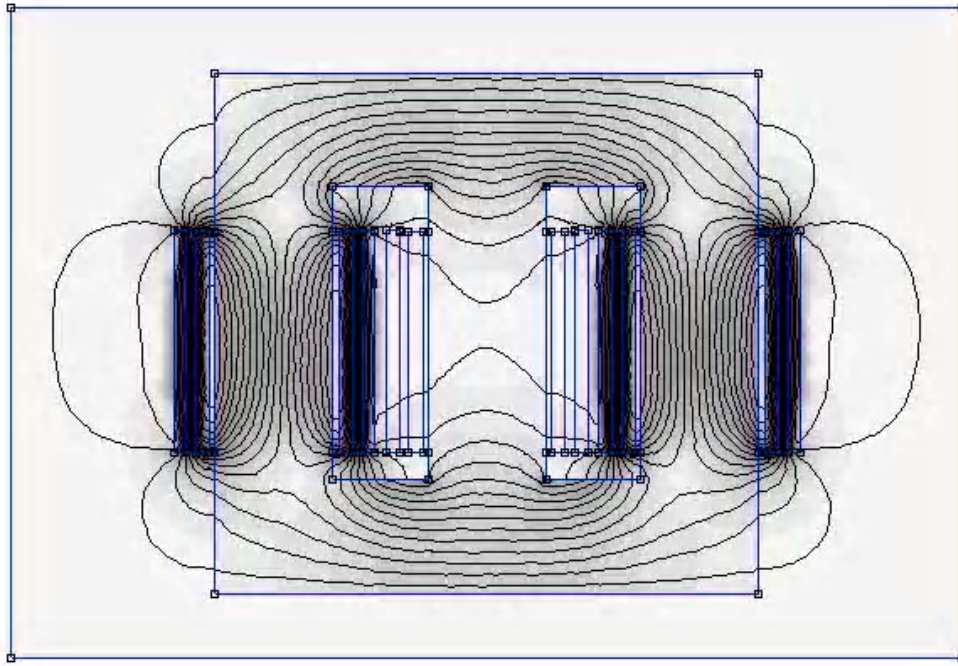


Рисунок 4 – Магнітне поле в активній частині трансформатора, що визначена засобами FEMM

бами FEMM експортуються фізичні величини, що необхідні для розрахунку параметрів короткого замикання, а саме значення енергії магнітного поля і потокозчеплень обмоток для кожної фази трансформатора для кожного миттєвого моменту часу у проміжку одного періоду зміни струмів.

Із застосуванням інтерфейсів програми FEMM, спеціальних меню відповідних вікон цієї програми на основі дискретних даних моделювання режиму короткого замикання було визначено параметри короткого замикання трансформатора ТМН-2500/35-У1, в тому числі їх потокозчеплення, енергія магнітного поля, індуктивність та активна і індуктивна складові фазних опорів обмоток.

Для визначення точності розрахунків на основі математичного моделювання, були порівняні дані математичного моделювання і розрахунків за класичної методикою, визначено похибку розрахунку параметрів короткого замикання відносно даних експериментальних випробувань трансформатора (табл. 1).

Відповідно до часових розподілів перших гармонійних складових нормованих фазних потокозчеплень, що визначаються у вигляді

$$\Psi = \frac{1}{I} \cdot \int \Phi di, \quad (5)$$

$$L = \frac{\Psi}{I} \quad (6)$$

встановлюють кутові похибки для відповідних фаз. За даними розрахунків інтервал їх змін складає: для фази А – 0,38 %, В – 0,34 %, С – 0,36 %. Похибка розрахунку напруги КЗ за класичною методикою складає 6,7%, а за даними польового моделювання її зменшено до 1,06 %, тобто практично у 6 разів.

Порівняльний аналіз розрахункових даних параметрів КЗ, визначених за класичною методикою наведено у табл. 1.

Таким чином, запропонований метод розрахунку параметрів короткого замикання силового трансформатора на основі математичного моделювання в структурі засобів ПЗ FEMM дозволяє істотно поліпшити їх точність розрахунків, яка певним чином впливає і на раціональне проектування активної частини і дозволяє зменшити як масу так і втрати в обмотках.

Таблиця 1 – Аналіз результатів розрахунку параметрів короткого замикання трансформатора ТМН-2500/35-У1

Параметри	Відносна похибка, %	
	за класичною методикою розрахунку	за методикою розрахунку у структурі ПЗ FEMM
X_k , Ом	6,68	1,02
Z_k , Ом	6,7	1,04
u_k , %	6,7	1,06

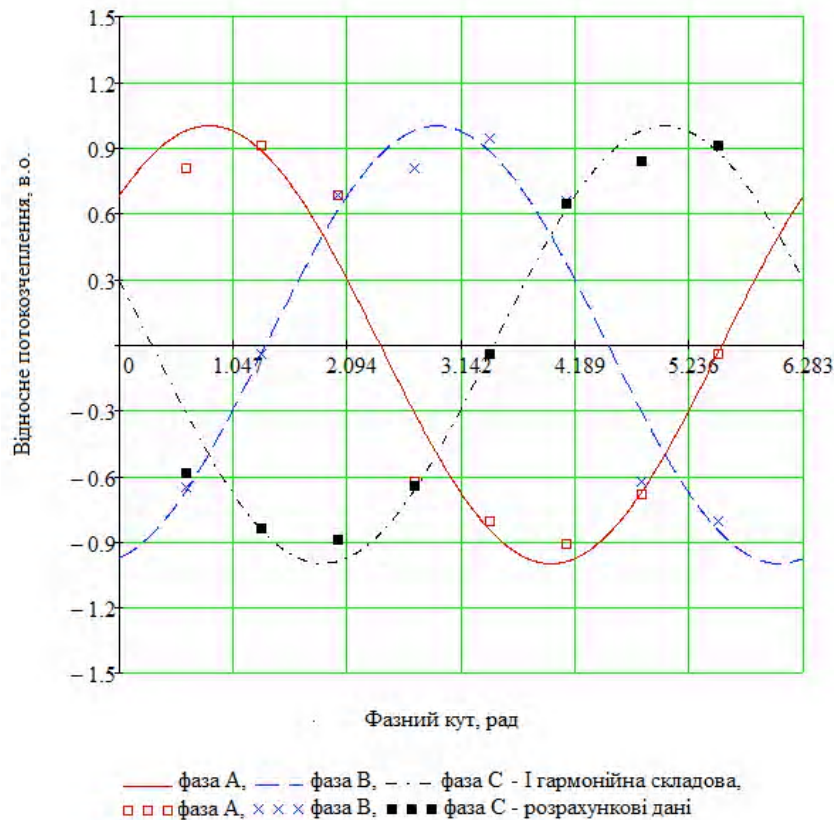


Рисунок 5 – Часові фазові графіки потокозчеплень

ВИСНОВКИ

Постановка і вирішення зазначених завдань дозволяє враховувати реальну геометрію магнітної системи, дійсне струмове розподілення обмоток НН і ВН, а також нелінійні властивості сталі, що використовується для виготовлення кістяка трансформатора, відповідно зменшити втрати КЗ, що дозволить скоротити витрати на його виробництво.

Згідно з отриманими даними приведеними в таблиці 1 можна виявити похибку, яка вказує на доцільність розрахунку у структурі програмного комплексу FEMM, який є більш точним та змістовним в порівнянні з класичними методиками розрахунку.

Поставлена задача потребує подальшого дослідження з урахуванням просторових розмірів магнітної системи, що дозволить отримати дійсні розрахунки параметрів короткого замикання. Отримання результатів може бути розширене також для трансформаторів інших габаритів.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

- 1 Тихомиров П. М. Расчет трансформаторов / П. М. Тихомиров – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 528 с.
- 2 ELCUT: Моделирование двумерных полей методом конечных элементов / Руководство пользователя, - Санкт-Петербург, ООО «Тор» 2012. – 356 с.
- 3 Васьковський Ю.М., Польовий аналіз електричних машин: Навч. Посіб. - К.: НТУУ «КПІ», 2007. – 192 стр.
- 4 Коцур М. И. Особенности ударного теплового воздействия на асинхронный двигатель с модифицированной системой импульсного регулирования в условиях частых пусков [Текст] / М. И. Коцур, // Електротехніка та електроенергетика. – 2014 – №1 – С. 32 – 36.
- 5 Милых В. И. Анализ гармонического состава переменного магнитного поля, связанного с вращающимся ротором турбогенератора, в режимах холостого хода и короткого замыкания В. И. Милых, Н. В. Полякова // Електротехніка і електромеханіка -2013. – №2. – С. 5–13.
- 6 Буль О.Б. Методы расчета магнитных систем электрических аппаратов/ О.Б. Буль – М.: Академия, 2005. – 337 с.
- 7 Аншин В. Ш. Сборка трансформаторов /В. Ш. Аншин, З. И. Худяков. – М.: Высшая школа, 1991. – 289 с.
- 8 Сапожников А.В. Конструирование трансформаторов /А.В.Сапожников- М.: Госэнергоиздат, 1986. – 360 с.
- 9 Антонов М. В. Технология производства электрических машин / М. В.Антонов, Герасимова Л. С. – М.: Энергоиздат, 1982. – 512 с.

Ярымбаш Д. С.¹, Ярымбаш С. Т.², Дивчук Т. Е.³, Килимник И. М.⁴

¹ Д-р техн. наук, доцент, Запорожский национальный технический университет, Украина, e-mail: Yarymbash@gmail.com

^{2,4} Канд. техн. наук, доцент, Запорожский национальный технический университет, Украина

³ Старш. преподаватель, Запорожский национальный технический университет, Украина

ОСОБЕННОСТИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ КОРОТКОГО ЗАМЫКАНИЯ СИЛОВЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ СРЕДСТВАМИ ПОЛЕВОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

Представлено использование метода конечных элементов для определения параметров короткого замыкания силового трансформатора в структуре FEMM. Осуществлен учет особенностей конструктивного строения активной части трансформатора, распределение электродвижущих сил обмоток, влияние нелинейных электрофизических свойств магнитных систем, бака трансформатора, прессующих колец и балок обмоток на энергию магнитного поля. Расчет параметров короткого замыкания трансформатора проведено на основе математической модели электромагнитного поля в формулировках векторного магнитного потенциала для синусоидальных токов в обмотках и фазовых сдвигов. Повышение точности определения энергии магнитного поля, потокоцеплений и индуктивностей обмоток обеспечено расчетом дискретных массивов пространственного распределения индукции магнитного поля в определенные моменты времени. Адекватность модели, достоверность и точность расчетов доказано сравнением с данными классической методике и экспериментальными данными испытания в режиме короткого замыкания. Показано, что применение средств полевого моделирования позволило уменьшить погрешность расчетов в 2–3 раза.

Ключевые слова: Электрический ток, электрическое напряжение, потери, индукция магнитного поля, напряженность магнитного поля, электромагнитные силы, электромагнитный момент, комплексное сопротивление, индуктивность.

Yarymbash D.S.¹, Yarymbash S. T.², Divchuk T.E.³, Kylymnyk I. M.⁴

¹ Doctor of Engineering Sciences, Associat. Prof., Zaporozhzhye National Technical University, Ukraine

^{2,4} Candidat of Engineering Sciences, Associat. Prof., Zaporozhzhye National Technical University, Ukraine

³ Senior lecturer, Zaporozhzhye National Technical University, Ukraine

DETERMINATION FEATURES OF THE POWER TRANSFORMER SHORT CIRCUIT PARAMETERS THROUGH FIELD MODELING

A method of final elements for defining the parameters of the power transformer short circuit in FEMM structure is introduced. The peculiarities of the structural construction of the transformer active part, distribution of winding electromotive force, the impact of non-linear electrophysical features in magnetic systems, transformer tank, pressing rings and winding beams on magnetic field energy were taken into account. Computation of transformer circuit parameters is realized on the basis of electromagnetic field mathematical model in the vector magnetic potential formulation for sinusoidal current in windings and phase shifts. Improving accuracy of magnetic field energy, interlinkage and winding inductance was provided by calculation of discrete arrays of dimensional distribution of the magnetic induction field in certain time moment. Model adequacy, computation reliability and accuracy are proved by comparison with classic techniques data and test experimental data in short-circuit conditions. It was proved that application of the field modeling tools allowed to reduce computation error nearly by 2–3 times.

Keywords: electric current, electric tension, losses, induction of the magnetic field, tension of the magnetic field, elektromagnitnye forces, elektromagnitnyy moment, complex resistance, inductance.

REFERENCES

- 1 Tihomirov P. M. Raschet transformatorov. Moscow, Energoatomizdat, 1986, 528 p.
- 2 ELCUT: Modelirovanie dvumernykh poley metodom konechnykh elementov. Rukovodstvo polzovatelya, Sankt-Peterburg, OOO «Tor» 2012. 356 p.
- 3 Vaskovskiy Yu. M., Poloviy analiz elektrichnykh mashin: Navch. Posib, Kiev, NTUU «KPI», 2007, 192 p.
- 4 Kotsur M. I. Osobennosti udarnogo teplovogo vozdeystviya na asinhronnyy dvigatel s modifitsirovannoy sistemoy impulsnogo regulirovaniya v usloviyakh chastykh puskov. *Elektrotehnika ta elektroenergetika*, 2014, No 1, pp. 32–36.
- 5 Milyih V. I. Analiz garmonicheskogo sostava peremennogo magnitnogo polya, svyazannogo s vraschayuschimsya rotorom turbogeneratorsa, v rezhimakh holostogo hoda i korotkogo zamyikaniya V. I. Milyih, N. V. Polyakov. *Elektrotehnika ta elektromekhanika*. 2013, No 2, pp. 5–13.
- 6 Bul O. B., Metodyi rascheta magnitnykh sistem elektricheskikh apparatov. Moscow, Akademiya, 2005, 337 p.
- 7 Anshin, V. Sh., Hudyakov Z. I. Sborka transformatorov. Moscow, Vysshaya shkola, 1991, 289 s.
- 8 Sapozhnikov A. V. Konstruirovaniye transformatorov. Moscow, Gosenergoizdat, 1986, 360 s.
- 9 Antonov M. V. Tehnologiya proizvodstva elektricheskikh mashin. Moscow, Energoizdat, 1982, 512 s.

ВПЛИВ СКЛАДУ І МОРФОЛОГІЇ КОНДЕНСАТОРНИХ ПОЛІМЕРНИХ ПЛІВОК НА ТЕРМОСТАБІЛЬНІСТЬ ЇХ КОРОТКОЧАСНОЇ ЕЛЕКТРИЧНОЇ МІЦНОСТІ

Здійснення сукупності цілеспрямованих дій щодо підвищення рівня розвитку сучасної електротехніки та електроізоляційних матеріалів потребує чітких уявлень про природу й характер деструктивних процесів у діелектрику. В роботі вперше вивчено термостабільність компонентів поліпропіленово-поліетилентерефталатного просоченого діелектрика в ході їх термостимульованої взаємодії. Запропоновано і обґрунтовано критеріальні параметри, що дозволяють достовірно оцінювати термостабільність експлуатаційних властивостей конденсаторних полімерних плівок. Проаналізовано зміну короточасної електричної міцності поліпропіленової і поліетилентерефталатної плівок в результаті термостаріння в середовищі трансформаторного масла. Виявлено вплив морфологічних особливостей поверхні плівки на термостабільність плівкового просоченого діелектрика. Отримані результати є засадами для розробки комплексних заходів, що спрямовані на підвищення працездатності маслonaповненого електротехнічного обладнання з полімерним діелектриком, а саме методики вхідного контролю полімерного плівкового матеріалу, наприклад, для виробництва силових конденсаторів.

Ключові слова: полімерні плівки, короточасна електрична міцність, пробій, плівкова просочена діелектрична система

ВСТУП

Сучасні уявлення про електроізоляційні компоненти діелектричної системи, що відповідають вимогам силового конденсаторобудування, дозволяють затверджувати, що це – плівковий діелектрик, просочений (з метою підвищення експлуатаційних характеристик) екологічно безпечними газостійкими неполярними діелектричними рідинами [1–3]. Плівкова просочена діелектрична система піддається багатофакторному впливу насамперед електричного, теплового й механічного навантаження в ході роботи пристроїв. За цих умов саме діелектрик багато в чому визначає не тільки конструкцію, техніко-економічні показники та режим експлуатації, але й працездатність конденсатора в цілому. Однак, на сьогоднішній день рівень розвитку електроматеріалознавства не забезпечує реалізацію всього комплексу вимог (найчастіше суперечливих і жорстких) до твердих і рідких компонентів діелектричної системи. Тому світові тенденції, спрямовані на підвищення надійності й енергоємності силових конденсаторів, тісним образом пов'язані із завданням вибору, удосконалення властивостей, діагностики й створення нових електроізоляційних матеріалів та їх композицій. Створення плівкових просочених силових конденсаторів потребує усвідомленого вибору твердих і рідких ізоляційних матеріалів, який передбачає поєднання їхніх електрофізичних характеристик. Найбільш вдалою комбінацією полімерних плівок і просочуючих рідин для виробництва конденсаторів згідно з роботами [4, 5] є поліпропіленова і поліетилентерефталатні плівки та трансформаторне масло.

Однак практика показала, що сукупність переваг компонентів плівкового поліпропіленово-поліетилентерефталатного просоченого трансформаторним маслом діелектрика високовольтих імпульсних конденсаторів не є достатньою умовою забезпечення їхньої надійності при експлуатації. Необхідна розробка комплексних заходів, що спрямовані на підвищення працездатності плівкових силових конденсаторів із просоченням, які повинні базуватися на чітких уявленнях про природу й характер деструктивних процесів у діелектрику. Встановлено [6, 7], що в силових плівкових конденсаторах із просоченням синтетичними рідинами процес руйнування просочуючого діелектрика іде як за рахунок термоокислювальної деструкції, так і внаслідок термостимульованої взаємодії твердих і рідких компонентів. Інтенсивність такої взаємодії визначається не тільки хімічним складом і будовою компонентів діелектричної системи, але й морфологічними особливостями плівки.

МЕТА

Визначення умов термостабільності короточасної електричної міцності полімерних діелектричних плівок різного складу і морфології, підданих дії підвищених температур в середовищі трансформаторного масла.

МЕТОДИКА ДОСЛІДЖЕНЬ

Короточасна електрична міцність (E_{np}) є однією з основних електрофізичних характеристик конденсаторної плівки, величина якої може істотно мінятися під час взаємодії полімерної плівки з просочуючою рідиною і, особливо, при одночасному впливі на систему «рідина

– полімерна плівка» теплового поля. Формування «ниткоподібних» або «дендритоподібних» розрядних каналів у діелектриках (які відрізняються за опором на порядок [8]) має імовірнісний характер, обумовлений насамперед локальною напруженістю електричного поля та морфологічними особливостями матеріалу. Тому зміна структури полімеру, яка обумовлена одночасним впливом підвищеної температури і хімічно активної рідини, безсумнівно позначиться на величині E_{np} плівки. Відмінною рисою взаємодії плівкових матеріалів на основі високомолекулярних сполук і рідких розчинників є існування стадії набрякання, що передує саме розчиненню. Згодом часткове набрякання полімерного матеріалу переходить у необмежене, тобто в розчинення. Розрізняють чотири основних енергетичних етапи процесу взаємодії плівок з рідкими розчинниками [9], на другому етапі система «рідина-полімерна плівка» гетерогенна, існують дві фази (набряклий полімер і рідина). Такий стан полімерної плівки повинен відповідати деякому підвищенню її короткочасної електричної міцності за рахунок «заліковування» дефектів та вирівнювання неоднорідностей в результаті проникнення рідини в полімер. Наступні етапи, що характеризуються збільшенням ступеню розчинення матеріалу плівки в рідині, повинні проявлятися в зниженні її E_{np} через необоротні структурні зміни матеріалу, які викликані переходом аморфної фази полімеру в розчинник. Якщо розглядати полімерну плівку, як складну систему мікрооб'єктів різної морфології, то розподіл аморфних і кристалічних ділянок, а також різноманітних неоднорідностей і мікротріщин має випадковий характер. Можна припустити, що дифузія рідини в щільні кристалічні об'єкти і часткове розчинення пухких аморфних об'єктів полімеру в рідині можуть розвиватися одночасно і мати локальний характер. Тобто, кінетика E_{np} визначається двома протилежно спрямованими процесами, а перевага одного з них залежить від ряду факторів, серед яких: температура, час взаємодії компонентів і морфологія конкретного електроізоляційного матеріалу. Зафіксувати руйнування структури полімеру, вивчаючи тільки зміну його E_{np} , можливо після суттєвого зниження його електричної міцності, хоча розчинення може починатися раніше. В той же час авторами [7] показано, що присутність розчиненого полімеру в рідині може бути виявлена вже на початковій стадії термостаріння композиції оптичними методами. Таким чином, одночасно з вивченням кінетики E_{np} плівки необхідно аналізувати стан просочуючої рідини зі зразків для отримання вірогідної інформації про кінетику процесу термостимульованої взаємодії компонент.

Для порівняльного аналізу термостабільності короткочасної електричної міцності плівкових компонентів діелектричної системи силових конденсаторів проводилося вивчення кінетики E_{np} таких плівок: № 1 – слабошорстка поліетилентерефталатна товщиною 8 мкм; № 2 – гладка поліетилентерефталатна товщиною 10 мкм; № 3 – гладка поліпропіленова товщиною 10 мкм; № 4 – двобічно двовісноорієнтована шорстка поліпропіленова товщиною 10 мкм. Відомості про структуру об'єктів плівок відсутні. Зразки плівки розташовували в скляних ємнос-

тях, заливали відфільтрованим і дегазованим трансформаторним маслом марки Т-1500, після чого ємності встановлювали в термостат. Витримувалось наступне співвідношення компонентів: 15 масових частин рідини на одну масову частину полімерної плівки. Температура старіння зразків у рідині витримувалася постійною – 100 °С (такий рівень термовпливу зумовлений прагненням забезпечити високий рівень надійності плівкових просочених високовольтних імпульсних конденсаторів, що працюють в заглиблених свердловинних пристроях при зазначеній температурі), загальний час старіння – 300 годин. Визначення короткочасної електричної міцності здійснювали для плівок у вихідному стані та для плівок, підданих термостарінню в середовищі електроізоляційної рідини, кожні 50 годин згідно ГОСТ 6433.3-71 «Материалы электроизоляционные твердые. Методы определения электрической прочности» за допомогою апарату АИИ-70, реєстрація значення напруги пробою (U_{np}) здійснювалася за допомогою кіловольтметра електростатичного С196. При розрахунку E_{np} за формулою $E_{np} = U_{np}/h_{cp}$ використовувалося середнє значення товщини діелектрика (h_{cp}) у сухому стані. Товщина сухих зразків діелектрика у вихідному стані визначалася згідно ГОСТ 17035-86 «Пластмассы. Методы определения толщины пленок и листов» за вибіркою 10 зразків зі 100. Величина відносного світлопропускання просочуючої рідини визначалася за допомогою колориметра фотоелектричного концентраційного КФК-2 за методикою, докладно описаною в [7].

При вивченні короткочасної електричної міцності полімерних плівкових матеріалів необхідним є залучення методів статистичної обробки експериментальних результатів у зв'язку зі стохастичним характером явища пробою твердих діелектриків. Дані аналізувалися стандартними методами статистичної обробки за допомогою повнофункціональної демонстраційної версії програми «Weibull++10.0» (розробник – ReliaSoft Corporation, Tucson, AZ, USA.)

РЕЗУЛЬТАТИ І ОБГОВОРЕННЯ

Отримані експериментальні результати з визначення короткочасної електричної міцності були представлені у вигляді емпіричних функцій сумарної частоти значень E_{np} . Такі емпіричні функції можуть бути апроксимовані теоретичною функцією розподілу. Апроксимація емпіричних даних складається з оцінки параметрів, зображення функції розподілу на імовірнісній сітці й розрахунковому дослідженні розподілу. Попередня обробка показала, що отримані емпіричні дані найкращим чином описуються функцією вейбуловського розподілу. Функції вейбуловського розподілу пробивної напруженості досліджуваних полімерних плівок наведено на рисунках 1–4.

Порівнюючи короткочасну електричну міцність слабошорсткої (№1) та гладкої (№2) плівок з поліетилентерефталату у вихідному стані, можна стверджувати, що

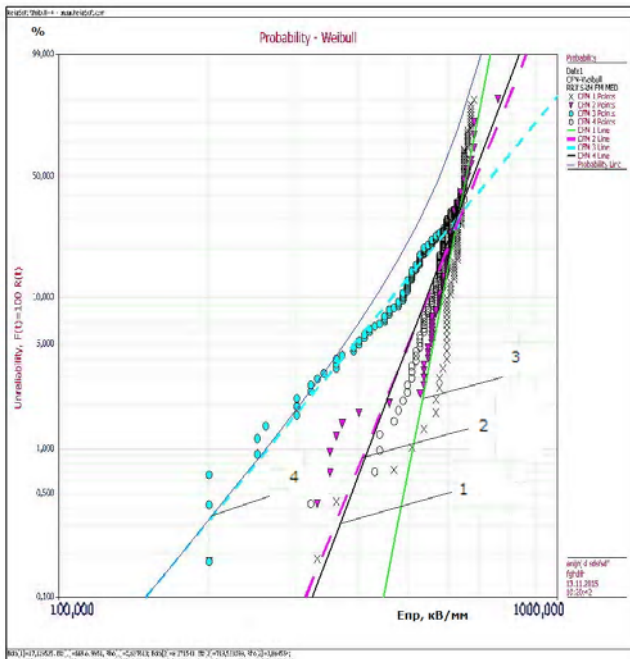


Рисунок 1 – Функції вейбульовського розподілу E_{pr} плівки №1 у ході термостаріння в середовищі трансформаторного масла T-1500

1 – без нагрівання; 2 – 100 год термостаріння; 3 – 200 год термостаріння; 4 – 300 год термостаріння

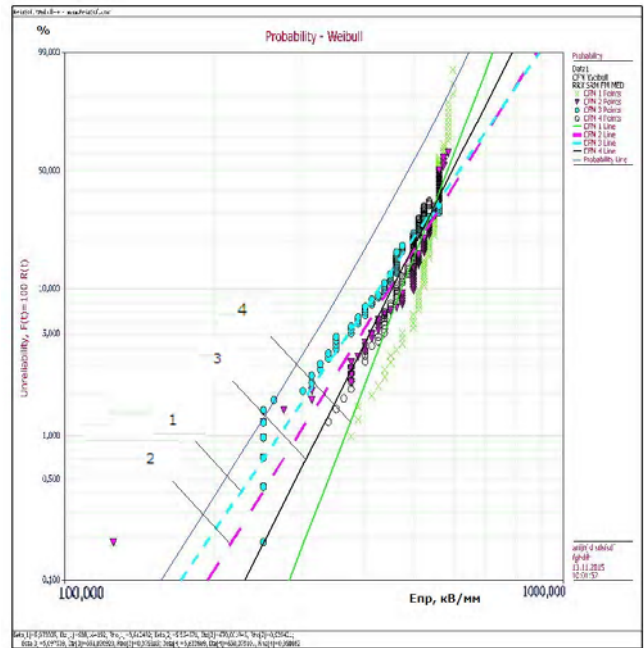


Рисунок 2 – Функції вейбульовського розподілу E_{pr} плівки №2 у ході термостаріння в середовищі трансформаторного масла T-1500

1 – без нагрівання; 2 – 100 год термостаріння; 3 – 200 год термостаріння; 4 – 300 год термостаріння

середнє значення E_{pr} гладкої плівки, визначене за функцією вейбульовського розподілу, трохи вище, ніж шорсткуватості: 510 проти 500 кВ/мм. Аналогічне співвідношення, у цілому, зберігається у ході термостаріння просочених поліетилентерефталатних плівок. Це, очевидно, пов'язано з наявністю на поверхні плівки № 1 мікрокапілярної системи, що складається з мікропіків і мікрозападін. За рахунок останніх відбувається більш інтенсивне проникнення рідини в товщу плівки, однак, з іншої сторони, деформована поверхня матеріалу, збільшуючи неоднорідність електричного поля в діелектрику, полегшує стадію формування пробою. Термостаріння плівок №1 і №2 викликає зменшення $E_{pr\text{ ср}}$ після 100 годин (до 480 та 500 кВ/мм відповідно) та 200 годин (до 450 та 480 кВ/мм відповідно) і це явище пояснюється, очевидно, впливом підвищеної температури на саму плівку, без суттєвої термостимульованої взаємодії системи «плівка-рідина». Нахил функції розподілу у порівнянні з функцією розподілу для вихідної плівки істотно змінюється для плівки № 1 тільки після 300 годин термостаріння в просочуючому середовищі, на цьому ж етапі відбувається збільшення у порівнянні з попередніми стадіями взаємодії плівки й просочуючої рідини (до 480 кВ/мм). Це є свідченням початку хімічної взаємодії плівки й просочуючої рідини, наслідком якої є заліковування дефектів і

згладжування неоднорідностей плівки. Процес набрякання, а тим більше розчинення поліетилентерефталатної плівки в трансформаторному маслі не відрізняється високою швидкістю навіть при нагріванні через низьку хімічну спорідненість розчинника та матеріалу плівки [10].

Співвідношення короточасних електричних міцностей гладкої (№3) і шорсткої (№4) поліпропіленових плівок у вихідному стані аналогічно співвідношенню між E_{pr} поліетилентерефталатних плівок з відповідною морфологією поверхні. $E_{pr\text{ ср}}$ шорсткої плівки №4 (585 кВ/мм) в первинному стані нижче $E_{pr\text{ ср}}$ гладкої плівки №3 (625 кВ/мм). Це розходження також відноситься на рахунок особливостей морфології поверхонь досліджуваних плівок. Подальше термостаріння поліпропіленових плівок у трансформаторній олії показало, що для плівки № 4 уже після 100 годин відбувається зниження (до 565 кВ/мм) короточасної електричної міцності. Рідина досить активно проникає в плівку №4 через мікрозападини та мікроступи поверхні, можливі дефекти кристалічних утворень і порожнечі менш щільної аморфної фази полімеру. Активна взаємодія матеріалу плівки з просочуючою рідиною призводить по закінченню 300 годин термостаріння до значного зниження E_{pr} (до 430 кВ/мм). Привертає увагу той факт, що нахил функції розподілу E_{pr} змінюється для плівки №4 вже після 200 годин термостаріння в середовищі просочуючої рідини. Разом зі зни-

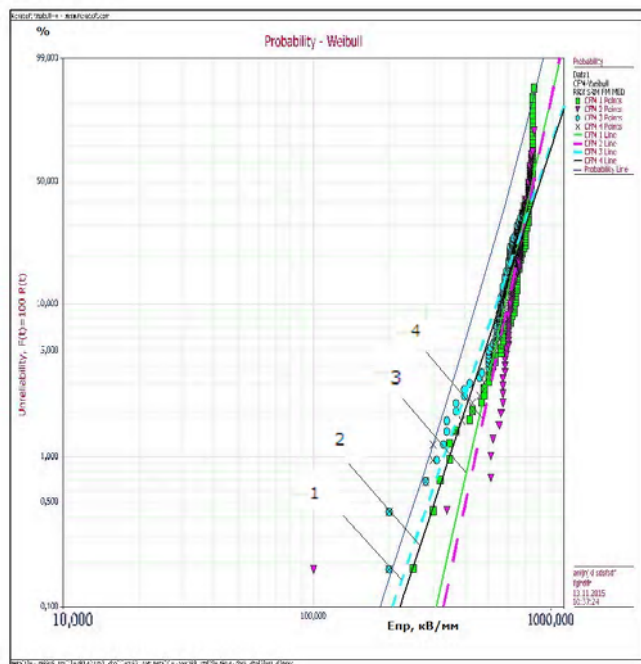


Рисунок 3 – Функції вейбульовського розподілу E_{pr} плівки №3 у ході термостаріння в середовищі трансформаторного масла Т-1500

1 – без нагрівання; 2 – 100 год термостаріння; 3 – 200 год термостаріння; 4 – 300 год термостаріння

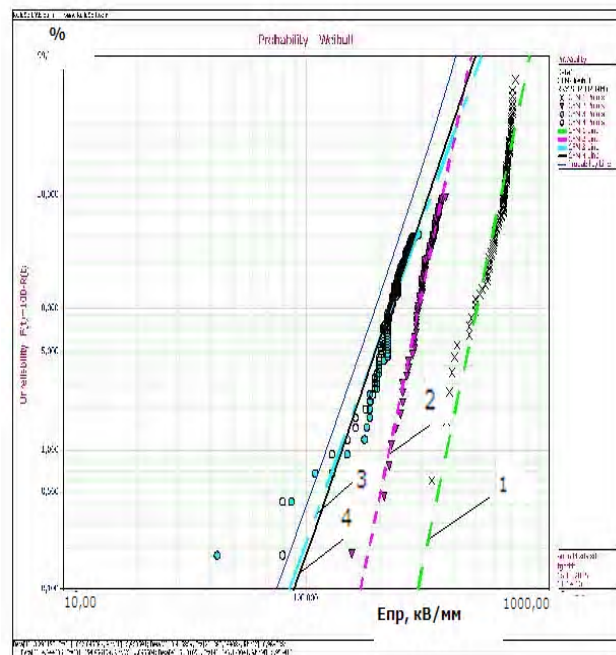


Рисунок 4 – Функції вейбульовського розподілу E_{pr} плівки №4 у ході термостаріння в середовищі трансформаторного масла Т-1500

1 – без нагрівання; 2 – 100 год термостаріння; 3 – 200 год термостаріння; 4 – 300 год термостаріння

женням середньої короткочасної електричної міцності це є свідченням початку хімічної взаємодії матеріалу плівки та просочуючої рідини у вигляді розчинення аморфної складової полімеру.

Залежності E_{pr} поліпропіленової плівки №3 від часу термостаріння в середовищі трансформаторної олії свідчать про більш високу термостабільність зазначеної плівки в порівнянні із плівкою №4: за 300 годин термостимульованої взаємодії відзначено відносно невелике зниження E_{pr} – до 560 кВ/мм. Важливо, що для цієї плівки не відзначається зростання короткочасної електричної міцності в порівнянні з попередньою стадією термостаріння на жодному часовому відріzkі. Деякий спад E_{pr} $_{cp}$ (до 580 кВ/мм) фіксується після 200 годин термостаріння, а потім середнє значення короткочасної електричної міцності цієї плівки змінюється несуттєво, однак нахил функцій розподілу E_{pr} для всіх етапів залишається практично однаковим. Відсутність помітної зміни нахилу функції розподілу E_{pr} та відносно невелике зменшення E_{pr} дозволяють зробити припущення про відсутність хімічної взаємодії плівки №3 і просочуючої рідини, і, як наслідок, відсутності навіть набухання поверхні плівки. Проте дані про зміну коефіцієнта відносного світлопропускання (K_{ec}) просочуючої рідини на 18% за 300 годин термостаріння (таблиця) системи «плівка №3 – рідина» спростовують таку гіпотезу. В роботі [7] встановлено,

що термостаріння трансформаторного масла за відсутності будь-яких компонентів діелектричних систем у ньому упродовж 300 годин при температурі 100°C призводить до падіння K_{ec} тільки на 10 % за рахунок появи продуктів термоокислювальної деструкції рідини. Тобто можна припустити, що взаємодія трансформаторного масла і плівки №3 має місце, але в основному відбувається не з поверхні, а через зрізи плівки та поверхневі мікрodefekти.

Це є аргументом, що дозволяє висунути гіпотезу про структурну модифікацію плівки №3, наприклад, наявність на її поверхні зміцнюючого (транскристалічного) шару. Саме наявність транскристалічного шару в поверхні діелектричної плівки перешкоджає проникненню просочуючої рідини в об'єм полімерного матеріалу та відіграє роль своєрідного бар'єра, що сповільнює процес розчинення полімеру в просочуючій рідині [9], навіть за умов їх високої хімічної спорідненості, як у випадку

Таблиця – Коефіцієнт відносного світлопропускання трансформаторного масла після термостаріння упродовж 300 годин з поліпропіленовою та поліетилентерефталатними плівками

Номер плівки	№1	№2	№3	№4
Коефіцієнт відносного світлопропускання, %	76	78	82	69

взаємодії поліпропілену і ароматичних структур, що входять до складу трансформаторного та інших нафтових масел. Крім того наявністю транскристалічного утворення на поверхні плівки можна пояснити її підвищену короточасну міцність – відомо, що збільшення ступеня кристалічності полімерних діелектриків призводить до зниження їхньої електропровідності на кілька порядків, що пов'язують зі зменшенням рухливості й концентрації іонів.

Точні відомості про надмолекулярну транскристалічну структуру волокнуотворюючих полімерів, які є сировиною для конденсаторних плівок, дають прямі методи рентгенівської й електронної дифракції, електронної мікроскопії, світлорозсіювання й ядерно-магнітного резонансу [11]. З іншого боку, загальновідомим є вплив фазового стану й структури полімеру на його механічні властивості. Тому можна очікувати, що вивчення реологічних характеристик конкретної полімерної плівки дозволить одержати важливу інформацію про морфологічні особливості діелектричного матеріалу (які впливають і на його електрофізичні властивості) без застосування проблемних (з економічної та експлуатаційної точок зору) методів. Доцільно одночасно дослідити електричні і механічні властивості полімерних плівок для підтвердження наявності надмолекулярних утворень на поверхні та задля розробки основ комплексної методики для визначення ступеня взаємодії плівкового полімеру та просочуючої рідини діелектричних систем.

ВИСНОВКИ

Таким чином, наведені результати побічно свідчать про особливості структури поліпропіленової плівки № 3 і дозволяють прогнозувати більш високу термостабільність електрофізичних характеристик плівкової просоченої трансформаторним маслом діелектричної системи на основі цієї поліпропіленової плівки у порівнянні з іншими варіантами. Встановлено, що в ході термостаріння просоченої плівкової діелектричної системи при температурі 100 °С час зниження коефіцієнта відносного світлопропускання $K_{\text{вс}}$ трансформаторного масла Т-1500 на 20 % відповідає початку падіння короточасної електричної міцності шорсткої поліпропіленової, а також слабкошорсткої й гладкої поліетилентерефталатної плівок внаслідок невідомих змін структури при частковому розчиненні в просочуючій рідині. Цей параметр разом із короточасною електричною міцністю плівки та коефіцієнтом дестабілізації рідкого діелектрика може бути використано як критеріальний, що відображає інтенсивність термостимульованої взаємодії рідкого діелектрика з полімерною плівкою при проведенні порівняльних випробувань термостабільності плівкової просоченої ізоляції.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Yashida Y. Evolution of power capacitor as a result of new material development / Y. Yashida, M. Nishimatsu, S. Mukai, T. Kashiwasaki, S. Yasufuku // CIGRE. – 1980. – Report 15-01.
2. Samat, J. The development of dielectric all-film capacitors and evaluation of their endurance / J. Samat // CIGRE. – 1986. – Report 15-06.
3. Кучинский, Г. С. Изоляция установок высокого напряжения / Г. С. Кучинский, В. Е. Кизеветтер, Ю. С. Пинталь. – М. : Энергоатомиздат, 1987. – 368 с.
4. Гунько В. И. Применение пленочного диэлектрика в высоковольтных импульсных конденсаторах / Онищенко Л. И., Дмитришин А. Я., Гунько В. И. // Электрическая изоляция-2006: Материалы IV Международной научно-технической конференции (16–19 мая 2006 г.). – С-Пб: изд-во Политехн. ун-та. – С. 134–135.
5. Топоров С. О. Исследование конструкций пленочного диэлектрика для высоковольтных импульсных конденсаторов / Гунько В. И., Дмитришин А. Я., Онищенко Л. И., Топоров С. О., Фещук Т. А. // Электронная обработка материалов. – 2012. – №2. – С. 93–96.
6. Андреев А. М. Изменение эксплуатационных характеристик пленочно-пропитанной изоляции силовых конденсаторов вследствие взаимодействия ее компонентов / А. М. Андреев, Н. М. Журавлева, Н. П. Александрова, Л. Н. Галахова // Электротехника. – 1991. – № 3. – С. 69–71.
7. Малюшевська А. П. Дослідження впливу підвищених температур на експлуатаційні властивості трансформаторного масла Т-1500 в плівкових ізоляційних системах / А. П. Малюшевська, С. О. Топоров, А. Я. Дмитрішин // Електротехніка та електроенергетика. – 2015. – №1. – С. 21–25.
8. Воробьев Г. А. Пробой тонких диэлектрических пленок / Г. А. Воробьев, В. А. Мухачев. – М.: Сов. радио, 1977. – 72 с.
9. Геллер Б. Э. Практическое руководство по физико-химии волокнообразующих полимеров / Б. Э. Геллер, А. А. Геллер, В. Г. Чиртулов. – М. : Химия, 1996. – 431 с.
10. Журавлева Н. М. Термостабильность пропитанных конденсаторных диэлектриков на основе полиэтилентерефталата / Н. М. Журавлева, С. П. Журавлев, Т. Н. Муравьева, Е. Н. Склячук // Электрическая изоляция-2006: Материалы IV Международной научно-технической конференции (16–19 мая 2006 г.). – С-Пб: изд-во Политехн. ун-та. – С. 149–150.
11. Перепелкин К. Е. Структура и свойства волокон. – М. : Химия, 1985. – 208 с.

Малюшевская А. П.¹, Топоров С. О.²

¹К.т.н., доцент, старший научный сотрудник, Институт импульсных процессов и технологий НАН Украины, Николаев

²Ведущий инженер, Институт импульсных процессов и технологий НАН Украины, Николаев

ВЛИЯНИЕ СОСТАВА И МОРФОЛОГИИ КОНДЕНСАТОРНЫХ ПОЛИМЕРНЫХ ПЛЕНОК НА ТЕРМОСТАБИЛЬНОСТЬ ИХ КРАТКОВРЕМЕННОЙ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ПРОЧНОСТИ

Осуществление совокупности целенаправленных действий по повышению уровня развития современной электротехники и электроизоляционных материалов требует четких представлений о природе и характере деструктивных процессов в диэлектрике. В работе впервые изучена термостабильность компонентов полипропиленово-полиэтилентерефталатного пропитанного диэлектрика в ходе их термостимулированного взаимодействия. Предложены и обоснованы критериальные параметры, позволяющие достоверно оценивать термостабильность эксплуатационных свойств конденсаторных полимерных пленок. Проанализировано изменение кратковременной электрической прочности полипропиленовой и полиэтилентерефталатной пленок в ходе их термостарения в среде нефтяного масла. Установлено влияние морфологических особенностей поверхности пленки на термостабильность пленочного пропитанного диэлектрика.

Полученные результаты являются основой для разработки комплексных мероприятий, направленных на повышение работоспособности маслonaполненного электротехнического оборудования с полимерным диэлектриком, а именно, методики входного контроля полимерного пленочного материала, например, для производства силовых конденсаторов.

Ключевые слова: полимерные пленки, кратковременная электрическая прочность, пробой, пленочная пропитанная диэлектрическая система

Malyushevskaya A. P.¹, Toporov S. O.²

¹Ph.D., associate professor, senior staff scientist of Institute of Pulse Processes and Technologies of NAS of Ukraine

²Advanced engineer of Institute of Pulse Processes and Technologies of NAS of Ukraine

COMPOSITION AND MORPHOLOGY OF CAPACITOR POLYMER FILMS' INFLUENCE ON THE THERMOSTABILITY OF THEIR SHORT-TERM ELECTRIC STRENGTH

The implementation of purposeful actions set with the view of the level of modern electronics' and electrical insulating materials' development increasing requires a clear understanding of the nature and character of destructive processes in the dielectric. The thermal stability of the components of impregnated polypropylene – polyethyleneterephthalate dielectric system during their thermally stimulated interaction was studied in the work for the first time. The criterion parameters are proposed and validate, allowing to estimate reliably the stability of operational properties of capacitors' polymer films of film impregnated dielectric systems – short-term electric strength of the film and the coefficient of the relative light transmission of electrical insulating liquids. Changes of short-term electric strength of polypropylene and polyethyleneterephthalate films are analyzed during their thermoaging in the petroleum oils medium. Statistically reliable data on the form of the kinetic dependences of polymer films' short-term electric strength are obtained. The influence of morphological features of the film's surface on the thermal stability of a film, impregnated with a dielectric liquid, is established. Higher thermal stability of operational properties of the impregnated film dielectric system, based on the one of the investigated polymer films is projected reasonably.

The obtained results are the basis for the development of complex procedure aimed at the improving the operability of oil-filled electrical equipment with polymeric dielectric, namely the method of entrance control of polymer film material, for example, for the production of power capacitors.

Keywords: polymer films, short-term electric strength, breakdown, impregnated film dielectric system

REFERENCES

1. Yashida Y. Evolution of power capacitor as a result of new material development. Moscow, CIGRE, 1980, Report 15-01.
2. Samat J. The development of dielectric all-film capacitors and evaluation of their endurance. CIGRE, 1986, Report 15-06.
3. Kuchinskij G. S. Izolyaciya ustanovok vysokogo napryazheniya. Moscow, Energoatomizdat, 1987, 368 s.
4. Gun'ko V. I., Onishchenko L. I., Dmitrishin A. Ya. Primenenie plenochного dielektrika v vysokovol'tnyh impul'snyh kondensatorah. *Elektricheskaya izolyaciya-2006: Materialy IV Mezhdunarodnoj nauchno-tehnicheskoy konferencii (16–19 maya 2006 g.)*. S-Pb: izd-vo Politekhn. un-ta, pp.134–135;
5. Toporov S. O., Gun'ko V. I., Dmitrishin A. Ya., Onishchenko L. I., Toporov S. O. Feshchuk T. A. Issledovanie konstrukcij plenochного dielektrika dlya vysokovol'tnyh impul'snyh

- kondensatorov. *Elektronnaya obrabotka materialov*, 2012, No 2, pp. 93–96.
6. Andreev A. M., Zhuravleva N. M., Aleksandrova N. P., Galahova L. H. Izmenenie ehkspluatatsionnyh harakteristik plenочно-propitannoj izolyacii silovyh kondensatorov vsledstvie vzaimodejstviya ee komponentov. *Elektrotehnika*, 1991, No 3, pp. 69–71.
 7. Malyushevs'ka A. P., Toporov S. O., Dmitrishin A. Ya. Doslidzhennya vplivu pidvishchenih temperatur na ehkspluatatsijni vlastivosti transformatornogo masla T-1500 v plivkovih izolyacijnih sistemah. *Elektrotehnika ta elektroenergetika*, 2015, No 1, pp. 21–25.
 8. Vorob'ev G. A. Proboj tonkih dielektricheskikh plenok. Muhachev, Moscow, Sov. radio, 1977, 72 s.
 9. Geller B. E., Geller A. A., Chirtulov V. G. Prakticheskoe rukovodstvo po fiziko-himii voloknoobrazuyushchih polimerov. Moscow, Himiya, 1996, 431 s.
 10. Zhuravleva N. M., Zhuravlev S. P., Murav'eva T. N., Sklyanchuk E. N. Termostabil'nost' propitannyh kondensatornih dielektrikov na osnove poliehtilentereftalata. *Elektricheskaya izolyaciya-2006: Materialy IV Mezhdunarodnoj nauchno-tekhnicheskoj konferencii (16–19 maya 2006 g.)*, S-Pb: izd-vo Politekhn. un-ta, pp. 149–150.
 11. Perepelkin K. E. Struktura i svoistva volokon. Moscow, Himiya, 1985, 208 s.

ОПТИМАЛЬНОЕ И КВАЗИОПТИМАЛЬНОЕ ЭНЕРГОСБЕРЕГАЮЩЕЕ УПРАВЛЕНИЕ ПОЛОЖЕНИЕМ ЧАСТОТНОРЕГУЛИРУЕМОГО АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ

Статья посвящена разработке и исследованию оптимального энергосберегающего управления положением ЧРАД при малых перемещениях, с помощью которого бы обеспечивалась минимизация общих электромагнитных потерь энергии в этом двигателе при данном режиме позиционирования.

С использованием метода вариационного исчисления предложены оптимальное и квазиоптимальное виды энергосберегающего управления положением частотнорегулируемого асинхронного двигателя (ЧРАД), которые обеспечивают минимизацию основных электромагнитных потерь энергии (ОЭПЭ) данного двигателя при отработке произвольного значения малого перемещения вала за требуемое время. Получены для предложенных видов энергосберегающего управления аналитические зависимости для изменения положения и скорости от времени, а также для определения максимального значения скорости двигателя. Выполнены расчеты от времени процессов изменения: положения, скорости, электромагнитного момента, модуля обобщенного вектора статорного тока, общих электромагнитных потерь мощности и ОЭПЭ двигателя, – соответствующих предложенным оптимальному и квазиоптимальному энергосберегающим видам управления. Проведено сравнение между собой предложенных и известных (с параболической и линейной зависимостями изменения скорости от времени) видов энергосберегающего управления положением при малых перемещениях ЧРАД. Предложенные оптимальное и квазиоптимальное энергосберегающие виды управления положением рекомендуются для применения в позиционных частотнорегулируемых асинхронных электроприводах (например, на подъемно – транспортных механизмах и поворотных платформах, в городском и железнодорожном электро-транспорте и др.).

Ключевые слова: асинхронный двигатель, частотное регулирование, оптимальное управление положением.

Принимая во внимание происходящее в последние годы широкое применение частотнорегулируемых асинхронных двигателей (ЧРАД) во всех отраслях хозяйства и наблюдающееся в эти годы удорожание электроэнергии, становится очень актуальным и востребованным практикой разработка оптимального энергосберегающего управления указанными двигателями при различных их режимах работы.

Подавляющая часть из существующих многочисленных публикаций в области оптимального энергосберегающего управления ЧРАД рассматривает главным образом установившиеся режимы работы этого двигателя. При этом основополагающие теоретические и практические исследования в части оптимального энергосберегающего частотного управления (по минимуму электромагнитных потерь мощности, по минимуму статорного тока или потребляемой активной мощности, при постоянстве главного магнитного потока или потокосцепления ротора, согласно экономичного закона частотного управления, предложенного академиком М. П. Костенко) для установившихся режимов работы ЧРАД изложены в монографиях известных ученых Булгакова А. А., Костенко М. П., Полякова В. Н., Сандлера А. С., Шрейнера Р. Т. [1–5]

Значительно меньшая часть из известных публикаций посвящается вопросам энергосберегающего управления ЧРАД в его динамических режимах: [6, 7] – при намагничивании и размагничивании этого двигателя; [8]

– энергосберегающему управлению скоростью в пускотормозных режимах; [9] – оптимальным тахограммам разгона и торможения ЧРАД.

К сожалению, в известной научно-технической литературе присутствуют лишь единичные работы [10, 11], рассматривающие оптимальное энергосберегающее управление положением ЧРАД. В частности, в указанных монографиях их автор предлагается и исследуется оптимальное энергосберегающее управление при позиционировании ЧРАД в режиме малых перемещений, характеризующееся параболической зависимостью скорости от времени. Однако своим оптимальным управлением данный автор достиг при отработке малых перемещений только минимизации потерь энергии в роторе этого двигателя (не учитывая другие присутствующие потери энергии: электрические и магнитные в статоре, добавочные), что ограничивает область применения такого управления на практике. Кроме того, из [12] известно оптимальное по быстродействию управление положением двигателя при малых перемещениях, использующее (при условии неизменного значения статического момента привода) линейную зависимость изменения скорости от времени, при которой потери энергии в двигателе заметно возрастают по сравнению с энергосберегающим управлением.

Целью предложенной статьи является разработка и исследование оптимального энергосберегающего управления положением ЧРАД при малых перемещениях, по-

средством которого бы обеспечивалась минимизация общих электромагнитных потерь энергии в этом двигателе при данном режиме позиционирования.

При этом под общими электромагнитными потерями энергии (ОЭПЭ) будем понимать сумму электрических (в статорной и роторной обмотках), магнитных в стали и добавочных потерь энергии в частотнорегулируемом асинхронном двигателе.

Напомним, что в рассматриваемом режиме позиционирования под малыми перемещениями понимаются такие относительно небольшие значения изменения положения вала электродвигателя, при которых статорные токи, электромагнитный момент и скорость двигателя не достигают предельно допустимых для них максимальных значений (то есть – допустимых для них ограничений) [12]. При этом в режиме позиционирования, как известно, вал электродвигателя должен из начального остановленного состояния перейти в конечное остановленное состояние (отличающееся от начального на заданный угол α * перемещения) за требуемое время отработки τ указанного перемещения [12]. Режим позиционирования при малых перемещениях характерен для большинства позиционных электроприводов (например, применяемых в подъемно-транспортных механизмах, на поворотных платформах, в городском и железнодорожном электротранспорте и др.).

При выполнении поставленной в статье цели примем следующие (аналогичные из [8]) исходные допущения:

- рассматривается только основная составляющая от общих электромагнитных потерь мощности и энергии ЧРАД, создаваемая основными (первыми) гармоническими составляющими фазных статорных токов двигателя;

- системой автоматического управления (САУ) электроприводом идеально поддерживается неизменным значение модуля потокоцепления ротора: $\Psi_r = \text{const}$ (равным его номинальному значению Ψ_{rn});

- в позиционном частотнорегулируемом электроприводе посредством САУ реализуется режим торможения двигателя с возвратом (рекуперацией) накопленной кинетической энергии привода в виде электрической энергии в питающую электрическую сеть;

- пренебрегаем свободными (затухающими) составляющими статорных токов двигателя в пускотормозных режимах при позиционировании, так как влияние указанных составляющих при применении современных быстродействующих САУ (например, с подчиненным регулированием) на практике очень мало;

- во время режима позиционирования значения статического момента M_c и момента инерции J привода (приведенные к валу электродвигателя) принимаются неизменными: $M_c = \text{const}$ и $J = \text{const}$.

Все последующие аналитические зависимости и расчеты приводятся к общепринятой для машин переменного тока системе относительных единиц [5].

Согласно [8] и с учетом принятых выше допущений

общие электромагнитные потери мощности $\Delta P_{эм}$ для ЧРАД могут быть для статических и динамических режимов определены из выражения:

$$\Delta P_{эм} = a + b(M_c + J\omega')^2 + c\omega^{1,3}, \quad (1)$$

где постоянные коэффициенты рассчитываются, исходя из номинальных параметров ЧРАД, согласно соотношениям:

$$\left. \begin{aligned} a &= (\Psi_{rn}/L_m)^2 \cdot (R_s + 0,005P_n/\eta_n); \\ b &= (R_s + k_r^2 R_r + 0,005P_n/\eta_n)/(k_r^2 \Psi_{rn}^2); \\ c &= \Delta P_{ст.н} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

В зависимостях (1) и (2) используются следующие обозначения:

P_n и η_n – номинальные значения соответственно полезной мощности на валу и коэффициента полезного действия двигателя;

$\Delta P_{ст.н}$ и Ψ_{rn} – номинальные значения соответственно потерь в стали и модуля обобщенного вектора потокоцепления ротора двигателя;

ω и $\omega' = d\omega/dt$ – текущие значения соответственно скорости и производной скорости по времени;

R_s и R_r – активные сопротивления соответственно статорной и роторной (приведенной к статору) обмоток двигателя;

L_m и k_r – соответственно индуктивность намагничивания и коэффициент связи ротора двигателя.

Принимая во внимание поставленную в статье цель, связанную с осуществлением оптимального управления положением ЧРАД, произведем в выражении (1) замену переменной величины в виде скорости ω на переменную величину в виде угла положения α вала двигателя:

$$\omega = \frac{d\alpha}{dt} = \alpha' \quad (3)$$

С учетом (3) преобразуем исходное выражение (1) для ОЭПЭ к следующему виду:

$$\Delta P_{эм} = a + b(M_c + J\alpha'')^2 + c(\alpha')^{1,3}, \quad (4)$$

где вторая производная α'' от угла положения α по времени t равна первой производной ω' от скорости ω по времени:

$$\alpha'' = \frac{d^2\alpha}{dt^2} = \frac{d(\alpha')}{dt} = \frac{d\omega}{dt} = \omega' \quad (5)$$

Поскольку в предлагаемой статье рассматривается отработка положения при малых перемещениях, харак-

теризующаяся, как известно, поочередным наступлением двух следующих режимов: разгона от нулевого значения скорости до максимального ее значения (в течение времени разгона t_p) и торможения от указанного максимального значения скорости до нулевого значения скорости (в течение времени торможения t_T), то полные ОЭПЭ ΔW для ЧРАД при такой обработке положения находятся из зависимости:

$$\Delta W = \Delta W_p + \Delta W_T, \quad (6)$$

где ΔW_p и ΔW_T – составляющие ОЭПЭ для ЧРАД, выделяемые в упомянутых режимах (соответственно разгона и торможения) при позиционировании этого двигателя.

Исходя из (4), рассчитывается составляющая ΔW_p ОЭПЭ в ЧРАД, соответствующая режиму разгона:

$$\Delta W_p = \int_0^{t_p} \Delta P_{эм} dt, \quad (7)$$

и составляющая ΔW_T ОЭПЭ, соответствующая режиму торможения данного двигателя:

$$\Delta W_T = \int_0^{t_T} \Delta P_{эм} dt. \quad (8)$$

При этом полное время τ обработки заданного малого перемещения находится, очевидно, в виде суммы времен разгона t_p и торможения t_T :

$$\tau = t_p + t_T. \quad (9)$$

Учитывая наличие в функции общих электромагнитных потерь мощности $\Delta P_{эм}$ из (4) высшей производной (а именно, второй производной α'' по времени от угла положения α), согласно теории вариационного исчисления [13] оптимизация (минимизация) потерь энергии ΔW_p при разгоне из (7) и ΔW_T при торможении из (8):

$$\left. \begin{aligned} \Delta W_p &= \Delta W_{p0} = \min, \\ \Delta W_T &= \Delta W_{T0} = \min \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

может быть проведена путем нахождения экстремалей для функционалов (7) и (8) с помощью уравнения Эйлера-Пуассона [13]:

$$F_\alpha - \frac{d}{dt}[F_{\alpha'}] + \frac{d^2}{dt^2}[F_{\alpha''}] = 0. \quad (11)$$

В последнем уравнении: F_α , $F_{\alpha'}$ и $F_{\alpha''}$ – частные производные от подынтегральной функции $\Delta P_{эм}$ в функциях (7) и (8), которые применительно к виду функции $\Delta P_{эм}$ из (4) рассчитываются в виде:

$$\left. \begin{aligned} F_\alpha &= \frac{\partial(\Delta P_{эм})}{\partial \alpha} = 0, \\ F_{\alpha'} &= \frac{\partial(\Delta P_{эм})}{\partial \alpha'} = 1,3c(\alpha')^{0,3}, \\ F_{\alpha''} &= \frac{\partial(\Delta P_{эм})}{\partial \alpha''} = 2bM_c J + 2bJ^2(\alpha''), \\ \frac{d}{dt}[F_{\alpha''}] &= \frac{d}{dt}[2bM_c J + 2bJ^2(\alpha'')] = 2bJ^2(\alpha'''). \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

С учетом нулевого значения $F_\alpha = 0$ из (12), преобразуем уравнение (11) к виду:

$$\frac{d}{dt}[F_{\alpha'}] = \frac{d^2}{dt^2}[F_{\alpha''}]. \quad (13)$$

Интегрируя левую и правую часть уравнения (13), приведем его к следующему дифференциальному уравнению:

$$F_{\alpha'} = \frac{d}{dt}[F_{\alpha''}]. \quad (14)$$

Подставив рассчитанные значения из (12) для частных производных $F_{\alpha'}$ и $F_{\alpha''}$ в формулу (14), получим аналитическое выражение для дифференциального уравнения:

$$\alpha''' = \frac{0,65c}{bJ^2} \cdot (\alpha')^{0,3}, \quad (15)$$

описывающего экстремали для функционалов ΔW_p и ΔW_T из (7) и (8).

Для упрощения процесса получения аналитической временной зависимости, являющейся решением нелинейного дифференциального уравнения (15), с помощью подстановки соотношения (3) в уравнение (15) перейдем обратно от переменной величины в виде угла управления α к переменной величине в виде скорости ω двигателя:

$$\omega'' = K \cdot \omega^{0,3}, \quad (16)$$

где постоянный коэффициент K рассчитывается из соотношения:

$$K = \frac{0,65c}{bJ^2} = \frac{0,65\Delta P_{ст.н} k_r^2 \Psi_{гн}^2}{(R_s + k_r^2 R_r + 0,005P_H/\eta_H)J^2}. \quad (17)$$

Анализ вида дифференциального уравнения экстремали (16) и зависимости из (17) для постоянного коэффициента K в этом уравнении свидетельствует о том, что они полностью идентичны дифференциальному уравнению и постоянному коэффициенту K в нем, полученным в статье [9] применительно к экстремалам,

обеспечивающим минимизацию ОЭПЭ для ЧРАД при разгоне и торможении до установившейся скорости $\omega_{уст}$.

С учетом этого проведенными автором статьи исследованиями установлено, что, *во-первых*, частными решениями дифференциального уравнения (16), обеспечивающими минимизацию функционалов из (10), являются временные функции следующего вида для режимов разгона и торможения соответственно:

$$\omega_{po}(t) = \omega_M \left[1 - \left(\frac{t_{po} - t}{t_{po}} \right)^{\frac{20}{7}} \right], \quad (18)$$

$$\omega_{to}(t) = \omega_M \left[1 - \left(\frac{t}{t_{to}} \right)^{\frac{20}{7}} \right], \quad (19)$$

которые согласно [9] соответствуют только конкретным значениям времен разгона t_{po} и торможения t_{to} , рассчитанным из соотношения:

$$t_{po} = t_{to} = \left[\frac{260}{49} \cdot \frac{\omega_M^{0,7}}{K} \right]^{0,5}. \quad (20)$$

Применительно к параметрам асинхронного электродвигателя АДО–2000–600012У1 мощностью 2000 кВт (приведенным в [9]) и для значения скорости $\omega_M = 0,681$ о.е. = 35,65 рад/с указанные выше времена разгона и торможения составляют: $t_{po} = t_{to} = 900$ о.е. = 2,866 с, а значение постоянного коэффициента K равно $5,005 \cdot 10^{-6}$.

Обратим внимание на то, что приведенные выше аналитические соотношения (18) и (19) описывают оптимальные изменения скорости $\omega_{po}(t)$ и $\omega_{to}(t)$ ЧРАД при режимах разгона и торможения во время позиционирования при малых перемещениях для значений времен t_{po} и t_{to} из (20), где ω_M – максимальное значение скорости при отработке положения.

С учетом этого соответствующие изменениям скорости из (18) и (19) аналитические зависимости, описывающие изменение угла положения α при оптимальном энергосберегающем управлении положением ЧРАД, определяются при разгоне и торможении в виде соответственно:

$$\alpha_{po}(t) = \int_0^t \omega_{po}(t) \cdot dt = \omega_M \left[t + \frac{7}{27(t_{po})^{20/7}} \cdot (t_{po} - t)^{27/7} - \frac{7}{27} t_{po} \right], \quad 0 \leq t \leq t_{po}; \quad (21)$$

$$\alpha_{to}(t) = \int_0^t \omega_{to}(t) \cdot dt =$$

$$= \omega_M \left[t - \frac{7}{27(t_{to})^{20/7}} (t_T)^{27/7} \right], \quad 0 \leq t \leq t_{to}. \quad (22)$$

Исходя из отмеченного в (20) равенства между собой времен разгона t_{po} и торможения t_{to} , определим из зависимостей (21) и (22) начальные (при $t = 0$) и конечные (при $t = t_{po} = t_{to}$) значения для углов положения ЧРАД при разгоне:

$$\begin{cases} \alpha_{po}(0) = 0, \\ \alpha_{po}(t_{po}) = \frac{20}{27} \omega_M t_{po} \end{cases} \quad (23)$$

и торможении

$$\begin{cases} \alpha_{to}(0) = 0, \\ \alpha_{to}(t_{to}) = \frac{20}{27} \omega_M t_{to}. \end{cases} \quad (24)$$

При этом из полученных в (23) и (24) соотношений для конечного $\alpha_{po}(t_{po})$ при разгоне и конечного $\alpha_{to}(t_{to})$ при торможении значений углов положения рассчитывается максимальное значение скорости ω_M ЧРАД

$$\omega_M = \frac{27\alpha_{po}(t_{po})}{20t_{po}} = \frac{27\alpha_{to}(t_{to})}{20t_{to}} \quad (25)$$

применительно к рассматриваемому оптимальному энергосберегающему управлению положением, соответствующему зависимостям (21) и (22).

Во-вторых, с учетом предложенного в [9] квазиоптимального управления скоростью ЧРАД проведенными исследованиями установлено, что при произвольных значениях времен разгона t_p и торможения t_T , в том числе равных и отличных от значений из (20), осуществляется изменение скорости ЧРАД при квазиоптимальном управлении положением с малыми перемещениями при режимах разгона и торможения согласно зависимостям соответственно:

$$\omega_p(t) = \omega_{mp} \cdot \left\{ 1 - \frac{\text{sh}[\xi^* \cdot \sqrt{K} \cdot (t_p - t)]}{\text{sh}(\xi^* \sqrt{K} t_p)} \right\}, \quad (26)$$

$$\omega_T(t) = \omega_{mT} \cdot \left[1 - \frac{\text{sh}(\xi^* \cdot \sqrt{K} \cdot t)}{\text{sh}(\xi^* \cdot \sqrt{K} \cdot t_T)} \right], \quad (27)$$

где ω_{mp} и ω_{mT} – максимальные значения скорости ЧРАД, соответствующие отработке малых перемещений в ре-

жимах разгона и торможения соответственно; ξ^* – оптимальное значение поправочного коэффициента, рассчитанное в [9] и обеспечивающее наилучшую точность приближенного аналитического решения нелинейного дифференциального уравнения (16) в виде упомянутых зависимостей (26) и (27).

При этом в статье [9] установлено, что оптимальные значения поправочного коэффициента ξ^* (определенные применительно к упомянутому асинхронному двигателю АДО–2000–6000–У1) составляют: 1,197 при $t_p = t_T = 0,5$ с; 1,28 при $t_p = t_T = 1$ с; 1,32 при $t_p = t_T = 2$ с; 1,51 при $t_p = t_T = 3$ с, – и обеспечивают среднеквадратичные отклонения рассчитанных из (26) и (27) тахограмм от их точных решений из (16) с ошибкой менее 0,1 %.

Путем интегрирования зависимостей (26) и (27) рассчитаем соответствующие им аналитические зависимости для квазиоптимального энергосберегающего управления положением α при малых перемещениях при разгоне

$$\alpha_p(t) = \int_0^t \omega_p(t) \cdot dt = \omega_{mp} \left\{ t - \frac{\text{ch}(\xi^* \sqrt{K} \cdot t_p) - \text{ch}[\xi^* \sqrt{K} \cdot (t_p - t)]}{\xi^* \sqrt{K} \cdot \text{sh}(\xi^* \sqrt{K} t_p)} \right\}, \quad 0 \leq t \leq t_p \quad (28)$$

и торможении

$$\alpha_T(t) = \int_0^t \omega_T(t) \cdot dt = \omega_{mT} \left\{ t - \frac{\text{ch}(\xi^* \sqrt{K} \cdot t) - 1}{\xi^* \sqrt{K} \cdot \text{sh}(\xi^* \sqrt{K} \cdot t_T)} \right\}, \quad 0 \leq t \leq t_T. \quad (29)$$

Для общего случая (когда $\omega_{mp} \neq \omega_{mT}$) найдем из зависимостей (28) и (29) начальные (при $t = 0$) и конечные (при $t = t_p$ или $t = t_T$) условия для углов положения ЧРАД при разгоне

$$\begin{cases} \alpha_p(0) = 0, \\ \alpha_p(t_p) = \omega_{mp} \left[t_p - \frac{1}{\xi^* \sqrt{K}} \cdot \frac{[\text{ch}(\xi^* \sqrt{K} \cdot t_p) - 1]}{\text{sh}(\xi^* \sqrt{K} t_p)} \right] \end{cases} \quad (30)$$

и торможении

$$\begin{cases} \alpha_T(0) = 0, \\ \alpha_T(t_T) = \omega_{mT} \left[t_T - \frac{1}{\xi^* \sqrt{K}} \cdot \frac{[\text{ch}(\xi^* \sqrt{K} \cdot t_T) - 1]}{\text{sh}(\xi^* \sqrt{K} t_T)} \right]. \end{cases} \quad (31)$$

В том же случае, если при позиционировании с малыми перемещениями задаются равными между собой времена разгона и торможения ($t_p = t_T$), то в соответствии с соотношениями (30) и (31) также оказываются равными между собой значения обрабатываемых положений в режимах разгона и торможения:

$$\alpha_p(t_p) = \alpha_T(t_T) \quad (32)$$

при рассматриваемом квазиоптимальном энергосберегающем управлении, соответствующем зависимостям (28) и (29).

При этом, как следует из (28) и (29), становятся тоже равными между собой максимальные значения скорости ЧРАД при позиционировании в режимах разгона и торможения, которые рассчитываются из соотношений:

$$\omega_m = \omega_{mp} = \omega_{mT} = \alpha_p(t_p) / \lambda = \alpha_T(t_T) / \lambda, \quad (33)$$

где коэффициент λ вычисляется в виде:

$$\begin{aligned} \lambda &= t_p - \frac{1}{\xi^* \sqrt{K}} \cdot \frac{[\text{ch}(\xi^* \sqrt{K} \cdot t_p) - 1]}{\text{sh}(\xi^* \sqrt{K} t_p)} = \\ &= t_T - \frac{1}{\xi^* \sqrt{K}} \cdot \frac{[\text{ch}(\xi^* \sqrt{K} \cdot t_T) - 1]}{\text{sh}(\xi^* \sqrt{K} t_T)}. \end{aligned} \quad (34)$$

Общий вид аналитической зависимости, описывающей изменение угла положения $\alpha(t)$ при симметричном (для $t_p = t_T$) оптимальном и квазиоптимальном энергосберегающем управлении с малыми перемещениями, имеет следующий вид:

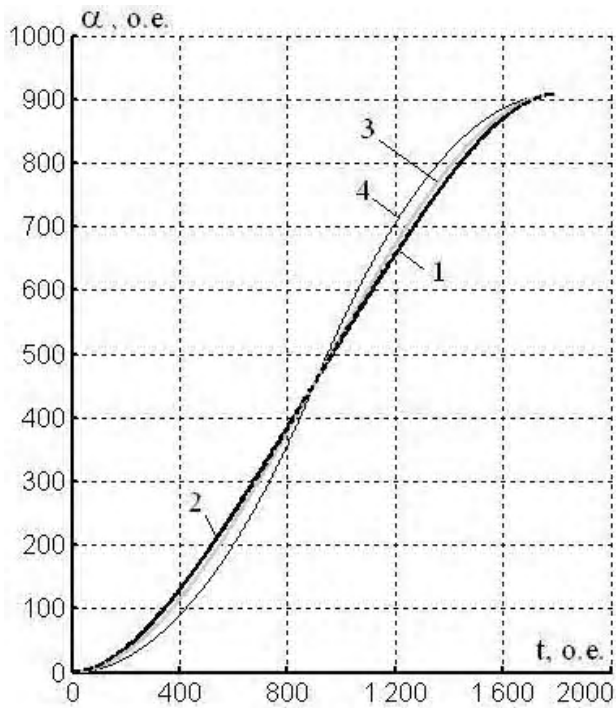
$$\alpha(t) = \begin{cases} \alpha_p(t) & \text{при } 0 \leq t \leq 0,5\tau; \\ \alpha_p(0,5\tau) + \alpha_T(t) & \text{при } 0,5\tau < t \leq \tau, \end{cases} \quad (35)$$

где общее время τ отработки малого перемещения при предложенном симметричном управлении находится с учетом (9) в виде:

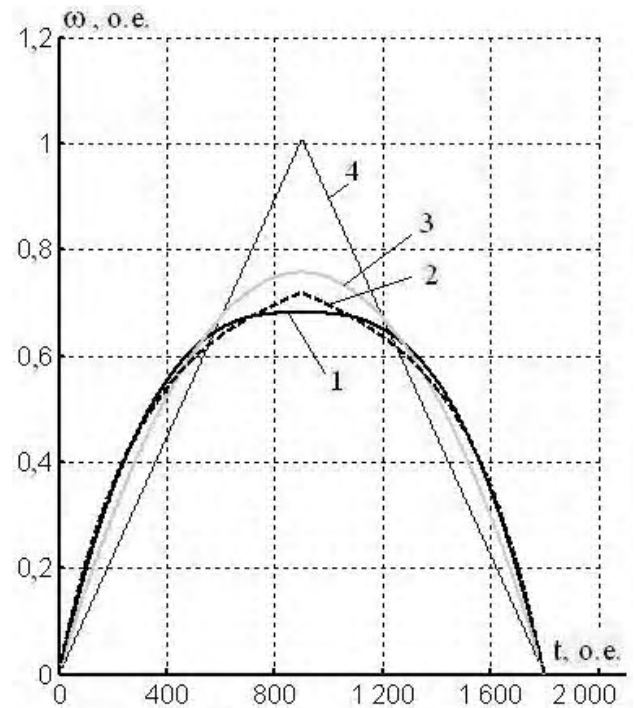
$$\tau = 2t_p = 2t_T. \quad (36)$$

Для определения текущего значения электромагнитного значения M и модуля обобщенного вектора статорного тока I_1 ЧРАД служат известные зависимости [9]:

$$\begin{cases} M = M_c + J\omega', \\ I_1 = \left[(\Psi_{гн} / L_m)^2 + M_c^2 / (k_r \Psi_{гн})^2 \right]^{0,5}. \end{cases} \quad (37)$$

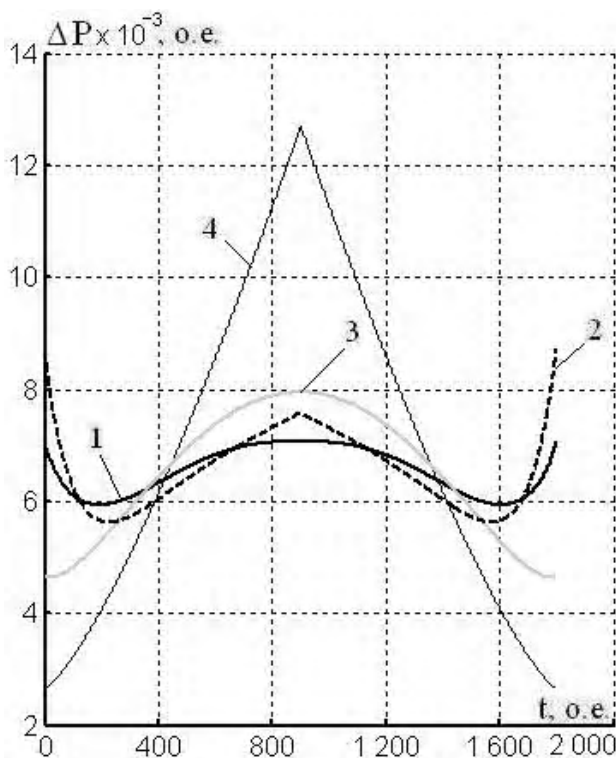


а)

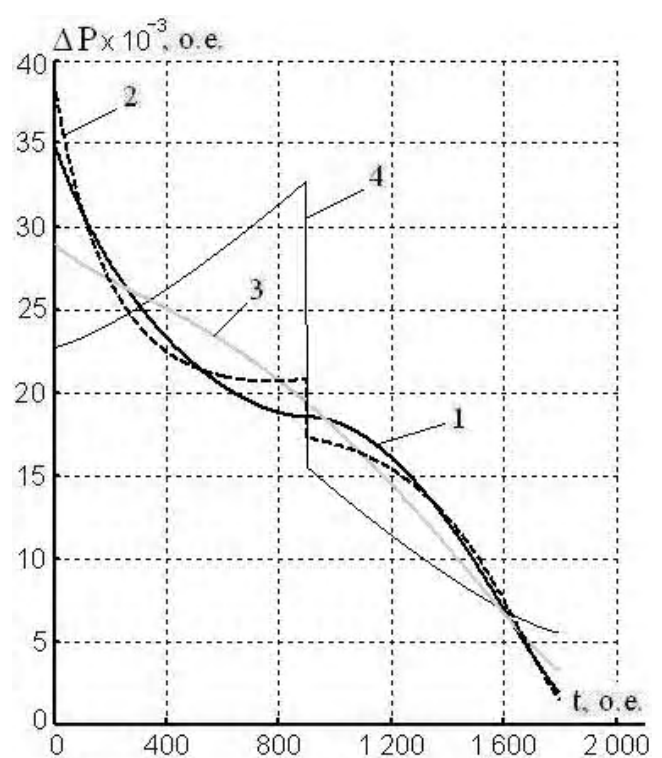


б)

Рисунок 1 – Графики изменения положения (а) и скорости (б) ЧРАД

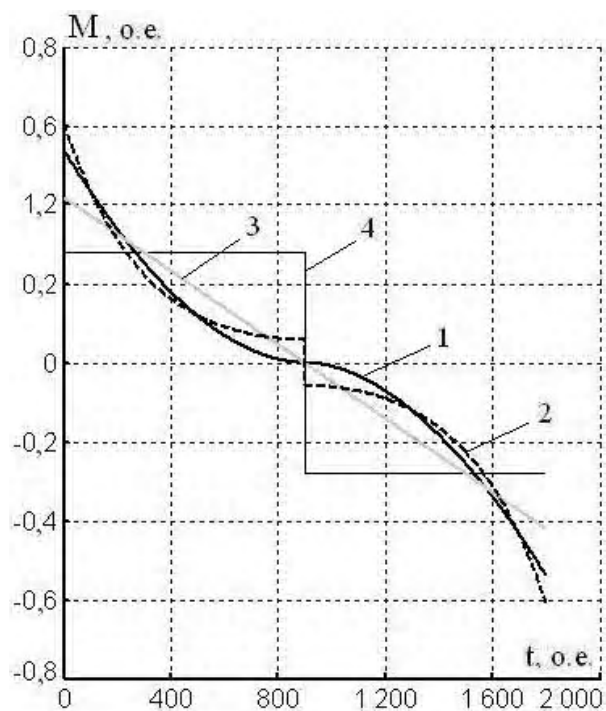


а)

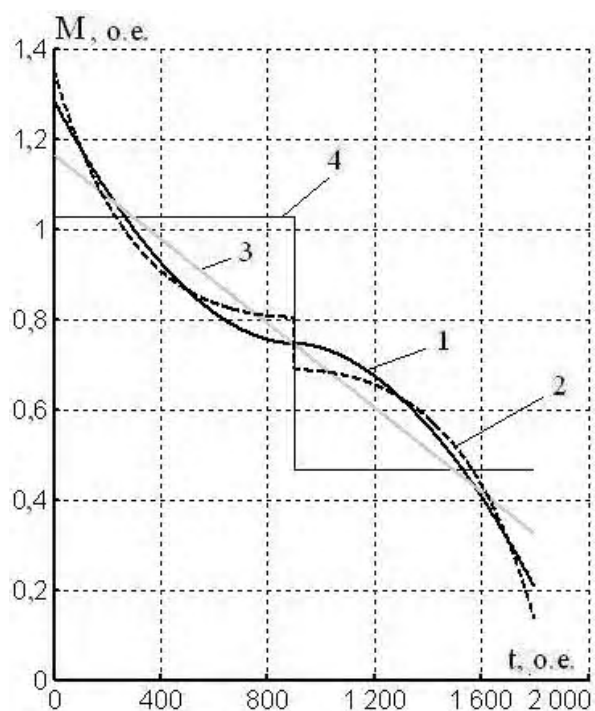


б)

Рисунок 2 – Графики изменения потерь мощности ЧРАД
(а – на холостом ходу; б – с номинальной нагрузкой)

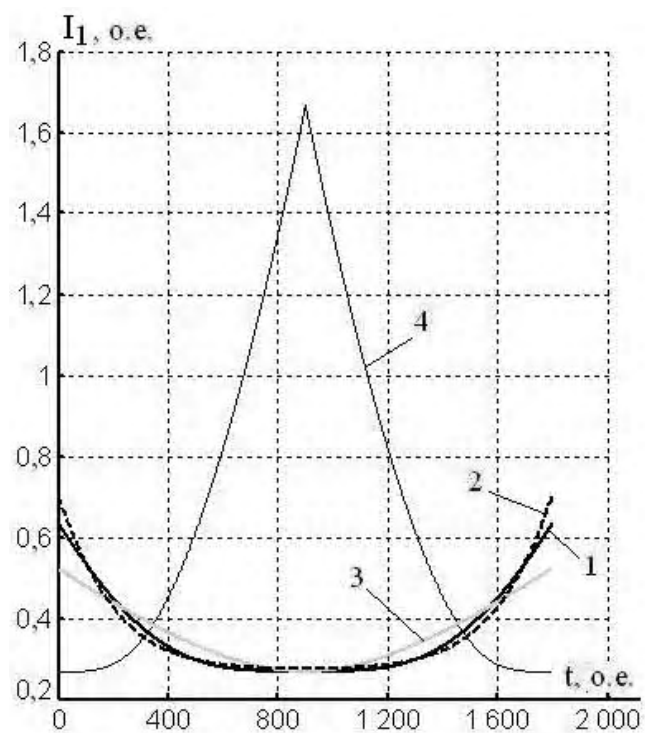


а)

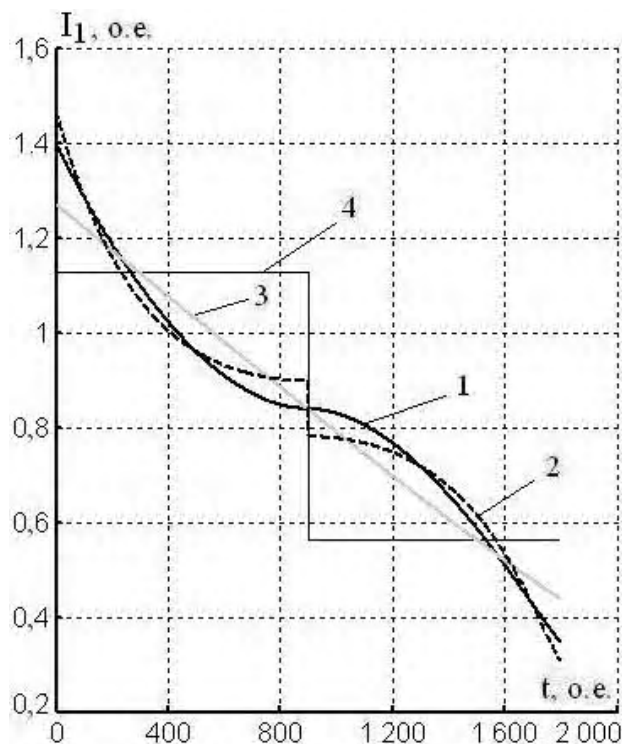


б)

Рисунок 3 – Графики изменения электромагнитного момента ЧРАД
(а – на холостом ходу; б – с номинальной нагрузкой)



а)



б)

Рисунок 4 – Графики изменения модуля обобщенного вектора статорного тока ЧРАД
(а – на холостом ходу; б – с номинальной нагрузкой)

Таблица 1 – Аналитические зависимости для изменения положения ЧРАД и данные расчета ОЭПЭ при отработке положения ($\alpha^* = 908$ рад = 24,1 оборота за время $\tau = 5,73$ с) этим двигателем

№ п/п	Вид управления положением	Режим	Расчетная зависимость для изменения положения	Макс. скорость ω_M , о.е.	Значения ОЭПЭ ΔW , кДж	
					х.х.	н.н.
1	оптимальный	P	формула (21)	0,681	25,19	91,92
		T	формула (22)			
2	квазиоптимальный	P	формула (28)	0,719	25,26	93,23
		T	формула (29)			
3	С параболическим изменением скорости	P	$\alpha_P(t) = \frac{3}{4} \alpha^* \left[\left(\frac{t}{t_p} \right)^2 - \frac{1}{3} \left(\frac{t}{t_p} \right)^3 \right]$	0,756	25,30	94,34
		T	$\alpha_T(t) = \frac{3}{4} \alpha^* \left[\left(\frac{t}{t_T} \right) - \frac{1}{3} \left(\frac{t}{t_T} \right)^3 \right]$			
4	С линейным изменением скорости	P	$\alpha_P(t) = \frac{\alpha^*}{2} \left(\frac{t}{t_p} \right)^2$	1,009	27,16	104,61
		T	$\alpha_T(t) = \alpha^* \left[\left(\frac{t}{t_T} \right) - \frac{1}{2} \left(\frac{t}{t_T} \right)^2 \right]$			

С использованием полученных аналитических зависимостей: (6) – (8), (26) – (29), (35) и (37), – выполнены (для параметров электродвигателя АДО–2000–6000–12У1) расчеты текущих значений скорости $\omega(t)$ и положения $\alpha(t)$, общих электромагнитных потерь мощности $\Delta P(t)$, электромагнитного момента $M(t)$ и модуля обобщенного вектора статорного тока $I_1(t)$, а также значений ОЭПЭ ΔW для предложенных оптимального и квазиоптимального энергосберегающего управления положением, результаты которых представлены (для $t_p = t_T = 900$ о.е. = 2,87 с) в виде графиков на рис. 1 – рис. 4 (кривая 1 – для оптимального, кривая 2 – квазиоптимального управления) и в виде численных значений потерь энергии ΔW в табл. 1. При этом задавалась отработка малого перемещения α^* вала ЧРАД, равная 908 о.е. = 151 рад = 24,1 оборота.

Для сравнения на тех же рисунках и в той же таблице приведены графики упомянутых величин ЧРАД и численные значения полных ОЭПЭ при отработке того же значения малого перемещения (при том же значении времени отработки), соответствующие другим известным способам управления положением этого ЧРАД: с параболическим из [10, 11] (показаны кривой 3) и линейным (показаны кривой 4) изменением скорости двигателя. При этом на всех рисунках режиму разгона двигателя соответствует интервал времени от нуля до 900 о.е., а режиму торможения – от 900 до 1800 о.е.

ВЫВОДЫ

1. С использованием метода вариационного исчисления предложено оптимальное и квазиоптимальное энергосберегающее управление ЧРАД, которое обеспечивает минимизацию общих электромагнитных потерь энергии данного двигателя при отработке произвольного значения малого перемещения за требуемое время отработки τ . Указанные виды энергосберегающего управления положением не только позволяют снизить потери электроэнергии в пускотормозных режимах ЧРАД, но и за счет этого уменьшить нагрев двигателя, что позволяет продлить его сроки службы в эксплуатации.

2. Установлено, что предложенное оптимальное энергосберегающее управление положением может быть реализовано: зависимостями (18) и (19) в виде степенных временных функций применительно к значению времени отработки, определяемому из соотношения (20), а квазиоптимальное управление – зависимостями (26) и (27) в виде участков из функций гиперболического косинуса (для произвольных значений времен отработки положения).

3. Выявлено, что при постоянном статическом моменте ($M_c = \text{const}$) предложенные оптимальное и квазиоптимальное энергосберегающее управление положением ЧРАД характеризуются кривой изменения положения $\alpha(t)$ и тахограммой скорости $\omega(t)$, не зависящими (то есть – инвариантными) от значения статического момента M_c привода, что упрощает реализацию данных видов энергосберегающего управления на практике.

4. Впервые получены зависимости (25) или (33) и (34), которыми устанавливается взаимосвязь максимального значения скорости ω_m при малых перемещениях от значения угла и времени отработываемого положения, что позволяет оценить аналитически упомянутое максимальное значение скорости.

5. Применение предложенных оптимального и квазиоптимального энергосберегающего управления положением ЧРАД позволяет в режимах малых перемещений уменьшить ОЭПЭ в данном двигателе на 3 % и 14 % по сравнению с известными и применяемыми на практике видами энергосберегающего управления: с параболическим и линейным изменениями скорости соответственно. При этом отличие между собой в потерях энергии при оптимальном и квазиоптимальном управлении составляет менее: 0,3 % – на холостом ходу или 1,5 % – при номинальной нагрузке ЧРАД.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Булгаков А. А. Частотное управление асинхронными электродвигателями / А. А. Булгаков. – М. : Наука, 1966. – 298 с.
2. Костенко М. П. Электрические машины : Специальная часть / М. П. Костенко. – Л. : Госэнергоиздат, 1949. – 708 с.
3. Поляков В. Н. Экстремальное управление электрическими двигателями / В. Н. Поляков, Р. Т. Шрейнер. – Екатеринбург : УГТУ – УПИ, 2006. – 420 с.
4. Сандлер А. С. Автоматическое частотное управление асинхронным двигателем / А. С. Сандлер, Р. С. Сарбатов. – М. : Энергия, 1974. – 328 с.
5. Шрейнер Р. Т. Оптимальное частотное управление асинхронными электроприводами / Р. Т. Шрейнер, Ю. А. Дмитренко. – Кишинев : Штиинца, 1982. – 224 с.
6. Толочко О. И. Управление процессами намагничивания и размагничивания асинхронного двигателя в системах векторного управления / О. И. Толочко, П. И. Розкаряка, Г. С. Чекавский, А. К. Кушель // Електромеханічні і енергозберігаючі системи. Щоквартальний науково-видавничий журнал. – Кременчук : КрНУ, 2011. – Вип. 3/2011(15). – С. 79–82.
7. Волков В. А. Оптимизация режимов намагничивания и размагничивания частотно-регулируемого асинхронного двигателя / В. А. Волков // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Сер. Електромеханіка і енергетика. – Донецьк : ДНТУ. – 2013. – Вип. 2(15). – С. 64–69.
8. Волков А. В. Энергосберегающее управление скоростью частотно-регулируемого асинхронного двигателя в пускотормозных режимах / А. В. Волков, А. А. Колесников // Електротехніка. – 2013. – № 5. – С. 2–9.
9. Волков В. А. Расчет оптимальных тахограмм разгона и торможения частотно-регулируемого асинхронного двигателя / В. А. Волков // Електротехніка та електроенергетика. – 2015. – № 2. – С. 55–64.
10. Петров Ю. П. Оптимальное управление электроприводом / Ю. П. Петров. – М.–Л.: Госэнергоиздат, 1961. – 187 с.
11. Петров Ю. П. Оптимальное управление электрическим приводом с учетом ограничений по нагреву / Ю. П. Петров. – Л.: Энергия, 1971. – 144 с.
12. Башарин А. В. Управление электроприводами / А. В. Башарин, В. А. Новиков, Г. Г. Соколовский. – Л.: Энергоиздат, 1992. – 392 с.
13. Андреева Е. А. Вариационное исчисление и методы оптимизации / Е. А. Андреев, В. М. Цирулева. – М. : Высш.шк., 2006. – 584 с.
14. Тиховод С. М. Усовершенствование итерационных методов решения систем нелинейных уравнений состояния магнитоэлектрических схем замещения / С. М. Тиховод // Електротехніка та електроенергетика. – 2015. – № 1. – С. 46–49.

Волков В. О.

Канд.техн.наук, Запорізька державна інженерна академія, Україна

ОПТИМАЛЬНОЕ И КВАЗИОПТИМАЛЬНОЕ ЭНЕРГОЗБЕРИГАЮЩЕЕ УПРАВЛЕНИЕ ПОЛОЖЕНИЕМ ЧАСТОТНОРЕГУЛИРУЕМОГО АСИНХРОННОГО ДВИГУНА

Стаття присвячена розробці й дослідженню оптимального енергозберігаючого керування положенням ЧРАД при малих переміщеннях, за допомогою якого б забезпечувалася мінімізація загальних електромагнітних втрат енергії в цьому двигуні при даному режимі позиціонування.

З використанням методу варіаційного числення запропоновані оптимальне і квазіоптимальне види енергозберігаючого управління становищем частотнорегульованого асинхронного двигуна (ЧРАД), які забезпечують мінімізацію основних електромагнітних втрат енергії (ОЕВЕ) даного двигуна при відпрацюванні довільного значення малого переміщення вала за необхідний час. Отримано для запропонованих видів енергозберігаючого управління аналітичні залежності для зміни положення і швидкості від часу, а також для визначення максимального значення швидкості двигуна. Виконано розрахунки від часу процесів зміни: положення, швидкості, електромагнітного моменту, модуля узагальненого вектора статорного струму, загальних електромагнітних втрат потужності і ОЕВЕ двигуна, – відповідних запропонованим оптимальному і квазіоптимальному енергозберігаючим видам управління. Проведено порівняння між собою запропонованих і відомих (з параболічної і лінійної залежностями зміни швидкості від часу) видів енергозберігаючого управління становищем при малих переміщеннях ЧРАД. Запропоновані оптимальне і квазіоптимальне енергозберігаючі види управління

становищем рекомендуються для застосування в позиційних частотнорегульованих асинхронних електроприводах (наприклад, на підйомно-транспортних механізмах і поворотних платформах, в міському та залізничному електротранспорті і ін.).

Ключові слова: асинхронний двигун, частотне регулювання, оптимальне регулювання положення.

Volkov V.A.

Ph.D., Zaporozhye State Engineering Academy, Ukraine

OPTIMAL AND QAUSI-ENERGY-SAVING CONTROL POSATION VARIABLE FREQUENCY ASYNCHRONOUS MOTORS

The article is devoted to developing and researching the best energy-saving control position FCIM with small movements with the help of which would be provided to minimize the total electromagnetic energy losses in the engine when this positioning mode.

Using the method of the calculus of variations to offer optimal and quasi-optimal types of energy-saving variable frequency control the position of the induction motor (FCIM), which provide basic minimization of electromagnetic energy loss (BEEL) of the engine when developing an arbitrary value of a small displacement of the shaft in the required time. Obtained for the proposed types of energy-saving control analytical dependencies to change the position and speed of the time, as well as to determine the maximum value of the engine speed. Calculations of the time change process: position, speed, electromagnetic torque, modulus of the generalized vector of the stator current, general electromagnetic power loss and engine BEEL – relevant proposals and quasi optimal energy-saving type of control. A comparison between a proposed and known (parabolic and linear dependence of the velocity on the time change) types of energy-saving position control with small movements FCIM. Proposed optimal and quasi-optimal types of energy-saving position control are recommended for use in positional variable frequency asynchronous electric drive (for example, lifting-transport mechanisms and rotary platforms, urban and railway electric transport, etc.).

Keywords: asynchronous motor; frequency regulation, an optimal position control.

REFERENCES

1. Bulgakov A. A. Chastotnoe upravlenie asinchronniv electrodvigatelem. Moscow, Nauka, 1966, 298 S.
2. Kostenko M. P. Elektricheskie mashini: Specialnaya chast. L, Gosenergoizdat, 1949, 708 S.
3. Polyakov V. N., Shreyner R. T. Ekstremalnoe upravlenie elektricheskim dvigatelem. Ekaterinburg, UGTU-UI, 2006, 420 S.
4. Sandler A. S., Sarbatov R. S. Avtomaticheskoe chastotnoe upravlenie asinchronnim dvigatelev. M, Energiya, 1974, 328 S.
5. Shreyner R. T., Dmitrenko U. A. Optimalnoe chastotnoe upravlenie asinchronnimi electoprivodami. Kishinev: Shtiica, 1982, 224 S.
6. Tolochko O. I., Rozkaryaka P. I., Chekavsky G. S., Kushel A. K. Upravlenie processami namagnichivaniya I razmagnichivania asinchronnogo dvigatelya v sistemah vectornogo upravleniya. Kremenchuk:KrNU, 2011, Vip. 3, S.79–82.
7. Volkov V. A. Optimizacia regimov namagnichivania I razmagnichivania chastotno-reguliruemogo asinchronnogo dvigatelya. Doneck: DNTU, 2013, Vip.2, S. 64–69.
8. Volkov A. V., Kolesnikov A. A. Energozberegashchee upravlenie skorostyu chastotno-reguliruemogo asinchronnogo dvigatelya v puskotormoznih regimakh. *Electrotechnika*, 2013, No 5, S. 2–9.
9. Volkov V. A. Raschet optimalnih tahogram razgona I tormogeniya chastotno-reguliruemogo asinchronnogo dvigatelya. *Electrotechnika ta electroenergetika*, 2015, No 2, S. 55–64.
10. Petrov U. P. Optimalnoe upravlenie electroprivodov. M-L, Gosenergoizdat, 1961, 187 S.
11. Petrov U. P. Optimalnoe upravlenie elektricheskimi privodom s uchetom ogranicheniy po nagrevu. L, Energiya, 1971, 144 S.
12. Basharin A. V., Novikov V. A., Sokolovsky G. G. Upravlenie electroprivodami. L, Energoizdat, 1992, 392 S.
13. Andreeva E. A., Ciruleva V. M. Variacionnoe ischislenie i metodi optimizacii. M, 2006, 584 S.
14. Tihovod S. M. Uovershenstvovanie metodov resheniya system nelineynih uravneniy sostoyaniya magnitoelektricheskikh shem zameheniya. *Electrotechnika ta electroenergetika*, 2015, No 1, S. 46–49.

СИСТЕМИ АНТИПОМПАЖНОГО КЕРУВАННЯ ВІДЦЕНТРОВИМ КОМПРЕСОРОМ

Стаття присвячена дослідженню антипомпажних систем захисту та математичному моделюванню систем газоперекачувальних агрегатів на базі відцентрових компресорів з використанням антипомпажного клапана або байпасування, та змішаною системою захисту. Проведено огляд існуючих систем антипомпажного захисту газоперекачувальних агрегатів, який дозволив виявити ряд недоліків при використанні антипомпажного клапана або системи байпасування. Запропонована змішана система антипомпажного захисту з одночасним використанням антипомпажного клапана та системи байпасування. Запропонована послідовність роботи змішаної системи антипомпажного захисту. Наведена структурна схема електромеханічної системи відцентровий компресор – антипомпажний клапан – двигун постійного струму з системою автоматичного керування. Отримані перехідні процеси з використанням антипомпажного клапана, байпасування, та змішаної антипомпажної системи. Наведені висновки, які підкреслюють актуальність проведених досліджень та підвищення енергоефективності антипомпажної системи захисту відцентрових компресорів.

Ключові слова: помпаж, антипомпажний захист, байпасування, змішана система, приводний двигун, відцентровий компресор

ВСТУП

Другим за значимістю для України, після електроенергії, є природний газ. Паливно-енергетичний комплекс є одним з провідних комплексів народного господарства країни. Перед ним поставлене завдання надійного і безперебійного забезпечення енергоресурсами промисловості, транспорту і об'єктів побутового призначення. У газотранспортній системі України експлуатується 765 газоперекачувальних агрегатів з сумарною встановленою потужністю більше 5,6 млн кВт. Найбільш розповсюдженні газоперекачувальні агрегати з газотурбінним приводом і відцентровим нагнітачем. Газоперекачувальні агрегати є енергоємними технологічними системами, що обумовлює актуальність науково-технічної проблеми підвищення їх технічного рівня, зокрема вдосконалення систем управління цих агрегатів в аспекті задач ресурсо- і енергозбереження.

В залежності від умов використання масові витрати можна підтримувати або направляючи частину потоку зі сторони нагнітання на вхід компресора, або стравлювати частину в атмосферу. Збільшення масових витрат рециркулюючого чи викинутого в атмосферу газу відображається на інших параметрах процесу (наприклад, знижується тиск, створюваний нагнітачем), тому для обмеження коливань вказаних змінних можна використовувати антипомпажну систему захисту. Розробка стратегії управління системами компримування, що реалізуються за допомогою використання автоматизованих систем керування електромеханічними позиціонерами, з метою підвищення техніко-економічних показників технологічних процесів, є важливою науковою задачею.

МЕТА ДОСЛІДЖЕННЯ

Метою досліджень є зменшення втрат в газоперекачувальних агрегатах шляхом використання змішаної системи антипомпажного захисту, яка побудована на існуючих системах антипомпажного клапана та системи байпасування.

МАТЕРІАЛИ ДОСЛІДЖЕННЯ

Відповідно до технології, може виникнути ситуація, коли споживання стисненого повітря зменшується, що створює передумови для виникнення помпажу [1]. Такий режим роботи компресора є аварійним і призводить до механічного руйнування компресора, приводного механізму і технологічного устаткування. Для запобігання помпажу найчастіше використовують байпасування або викид частини стисненого повітря через антипомпажного клапана (АПК) в оточуюче середовище [2].

При досягненні робочої точки межі помпажу, необхідно збільшувати об'ємні витрати, щоб уникнути перетину лінії помпажу та запобігти виникненню циклічних коливань в системі. Для будь-якої характеристичної кривої точка, в якій регулятор повинен ініціювати відкриття клапана, називають точкою контролю помпажу. Геометричне місце таких точок визначається як лінія контролю помпажу, відстань між цією точкою і лінією межі помпажу називають границею безпеки, а зону ліворуч від лінії контролю помпажу – зоною контролю помпажу.

Функціональні схеми систем антипомпажного керування які перераховані вище наведені на рис. 1 та рис. 2.

Розглянемо динаміку системи, яка наведена на рис. 1. Для цього доповнимо рівняння відцентрового компресора у вигляді уточненої системи Мура-Грейтцера [3, 4, 5] витратою через АПК [6]. (1)

$$\begin{cases} \frac{d}{dt}\Phi = -\frac{\Phi}{T} + \frac{K}{T} \cdot \\ \sqrt{\frac{1}{I_C} \left(\Psi_{C0}(\omega) + H(\omega) \left(1 + \frac{3}{2} \left(\frac{\Phi}{W(\omega)} - 1 \right) - \frac{1}{2} \left(\frac{\Phi}{W(\omega)} - 1 \right)^3 \right) \right) - \Psi}, \\ \frac{d}{dt}\Psi = \frac{1}{4B^2 I_C} (\Phi - \Phi_T - \Phi_{АПК}). \end{cases} \quad (1)$$

В рівняннях (3) втрати $\Phi_{АПК}$ пов'язані з кутом повороту клапану залежністю [6]

$$\Phi_{АПК} = f(\varphi) \quad (2)$$

де $f(\varphi)$ – характеристика клапана.

АПК можна представити у вигляді електромеханічного позиціонера, який можна описати рівняннями двигуна постійного струму незалежного збудження [7]. Кут відкриття Φ визначається керуючим впливом, який надходить на електропривод клапану, та визначається наступними диференціальними рівняннями [8]:

$$\begin{cases} p\Phi = k_H \omega_D; \\ p\omega_D = \frac{R_{Я}}{k\Phi T_M} i_D; \\ p i_D = -\frac{k\Phi}{R_{Я} T_{Я}} \omega_D - \frac{1}{T_{Я}} i_D + \frac{1}{R_{Я} T_{Я}} E_{П}; \\ p E_{П} = -\frac{1}{T_{П}} E_{П} + \frac{k_{П}}{T_{П}} u_{у}, \end{cases} \quad (3)$$

$$k_H = \begin{cases} 1 & \text{якщо, } \Phi_{АПК} \neq 0, \\ 0 & \text{якщо, } \Phi_{АПК} = 0. \end{cases} \quad (4)$$

Оптимальне керування електроприводом клапану визначається з умов мінімізації інтегрального функціоналу якості [7, 9]

$$I = \int_0^\infty \left| \left(V_{14} + V_{24}p + V_{34}p^2 + V_{44}p^3 \right) \eta_1 \right| dt, \quad (5)$$

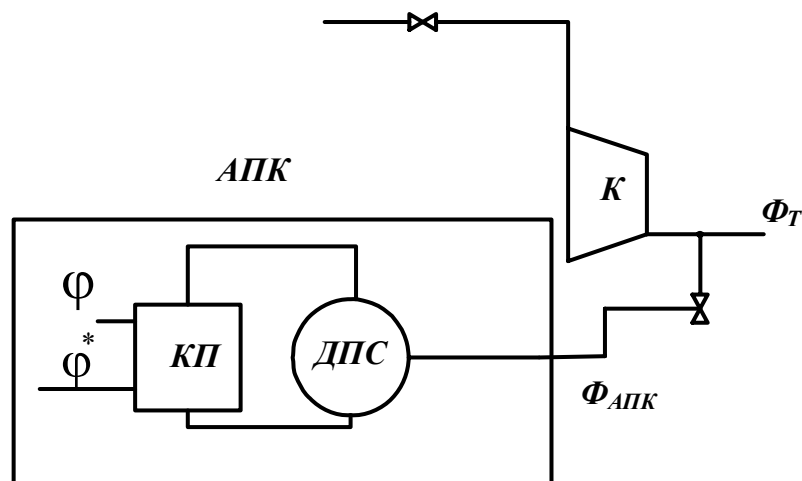


Рисунок 1 – Структурна схема застосування електромеханічного позиціонера в системі з антипомпажним клапаном

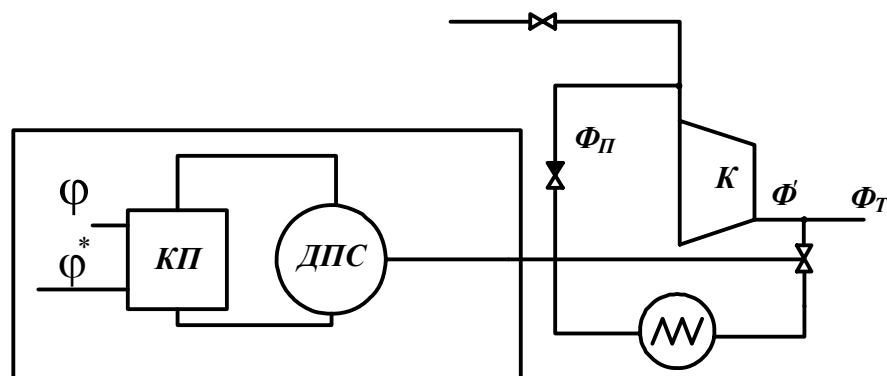


Рисунок 2 – Структурна схема застосування електромеханічного позиціонера в системі перепуску надлишкового газу

й прийме наступний вигляд [7, 9]:

$$U = -\text{sign} \left[(V_{14} + V_{24}p + V_{34}p^2 + V_{44}p^3) \eta_1 \right], \quad (6)$$

де V_{i4} – коефіцієнт Ляпунова $V = \sum_{j,i=0}^4 V_{ij} \eta_j \eta_i$, η_i, η_j – коефіцієнти збуреного руху електропривода, $\eta_i = y_i - y_i^*$, y_i – коефіцієнт електропривода в відносних одиницях, y_i^* – бажане значення координат ЕП. Структурна схема що, реалізує закон керування (6) електромеханічного позиціонера наведена на рис. 3.

При нормальній роботі системи $\Phi > \Phi^*$ регулятор витрат через АПК знаходиться в насиченні. Коли робоча точка зміщується по газодинамічній характеристиці (ГДХ) компресора до межі помпажу та при досягненні нею граничного значення Φ^* – гранично допустимих витрат при даній швидкості обертання, регулятор витрат виходить з насичення, дає завдання на відкриття АПК.

Перейдемо тепер до розгляду системи перепуску, що показана на рис. 4. Для цього введемо нову змінну Φ' – витрати компресора на виході з дифузора, тоді [5]

$$\Phi_n + \Phi' = \Phi, \quad (7)$$

де Φ_n – витрати газу через перепуск.

З урахуванням, що при перепуску з виходу на вхід газ повинен охолоджуватися, а цей процес тривалий, то в першому наближенні його можна описати аперіодич-

ною ланкою першу порядку. Тоді вираз що описує витрати перепуску буде мати вигляд [5]

$$\Phi_n = \Phi' \left(\frac{K_b}{T_b p + 1} \right), \quad (8)$$

де K_b, T_b – параметри труби та охолоджувача.

Доповнимо систему (1) рівнянням (8). У результаті отримаємо систему описує динаміку системи «відцентровий компресор – перепуск» [10, 11]

$$\begin{cases} p\Phi = \frac{\Phi}{T_n} + \frac{K}{T_n} \sqrt{\frac{1}{l_c} \cdot (\Psi_c(\Phi) - \Psi)}, \\ p\Psi = \frac{1}{4B^2 l_c} (\Phi - \Phi_T), \\ p\Phi' = \frac{\Phi'}{T_n} + \frac{K}{T_n} \sqrt{\frac{1}{l_c} \cdot (\Psi_c(\Phi) - \Psi)} + \frac{\Phi}{T_b} - \frac{\Phi(1 + K_b)}{T_b}. \end{cases} \quad (9)$$

Для відкриття клапану електромеханічного позиціонера необхідно задатися витратами Φ_n – які будуть залежати від наближення до межі помпажу.

На рис. 4 приведено результати математичного моделювання ГПА з використанням АПК. Як видно з рисунку робоча точка переміщується по межі помпажу, але залишається на початковій ГДХ, що дозволяє завдяки викиду «надлишкового газу» стабілізувати роботу ГПА.

На рис. 5 приведено результати математичного моделювання байпасування. При використанні перепуску газу робоча точка переміщується з одної ГДХ на іншу.

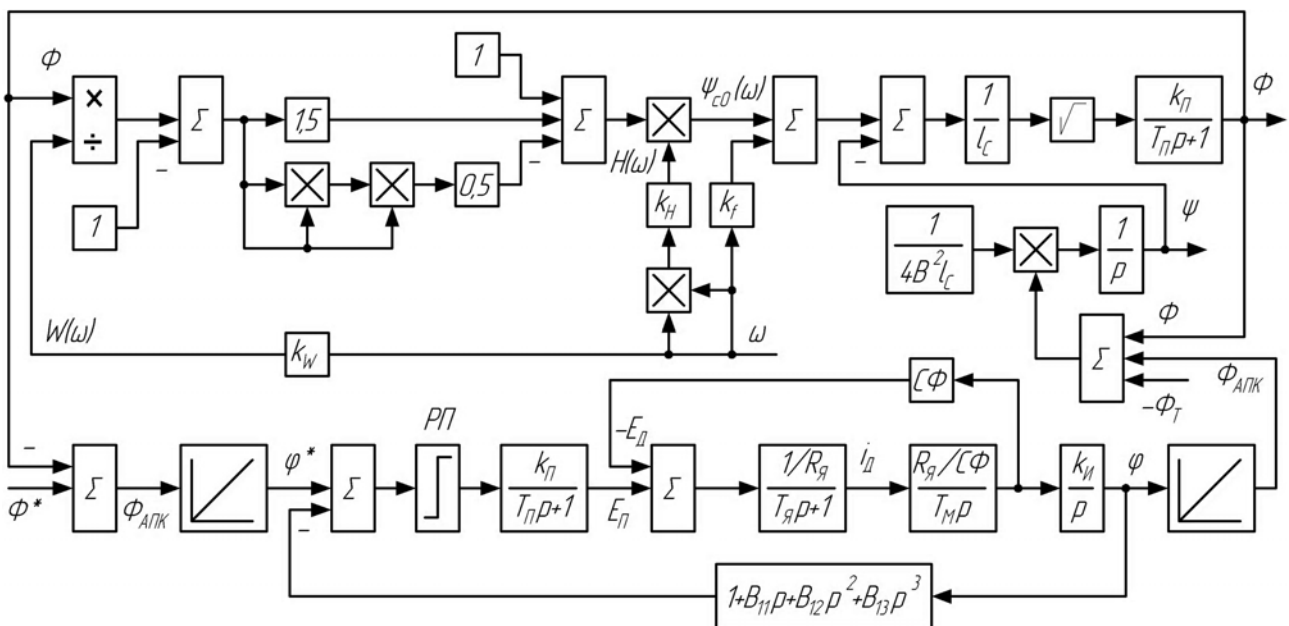


Рисунок 3 – Структурна схема відцентровий компресор – АПК-ДПС

Як видно з рис. 5 робоча точка переміщується до межі помпажу, а при спрацюванні байпасування робоча точка змінюючи кут нахилу переміщується на ГДХ з меншою швидкістю обертання приводного механізму.

Розглянемо змішану систему анитипомпажний захист (АПЗ), яка складається з АПК та системи байпасування. Змішана система налаштована наступним чином: при зниженні витрат до 0,95 від номінального значення Φ буде вмикатися система АПК, яка зайвий газ буде додавати в трубу байпасування; при зниженні витрат ниж-

че 0,8 від номінального буде вмикатися система байпасування. Перехідні процеси приведені на рис. 6.

При порівнянні систем АПЗ отримаємо перехідні процеси, які наведені на рис. 7. Стандартні системи захисту спрацьовують при наближенні до межі помпажу та стабілізують робочі точки на різних ГДХ. При використанні змішаної системи рух робочої точки спочатку рухається за траєкторією, що відповідає руху газу при використанні АПК, а при початку роботи системи байпасування рух робочої точки змінює траєкторію свого руху

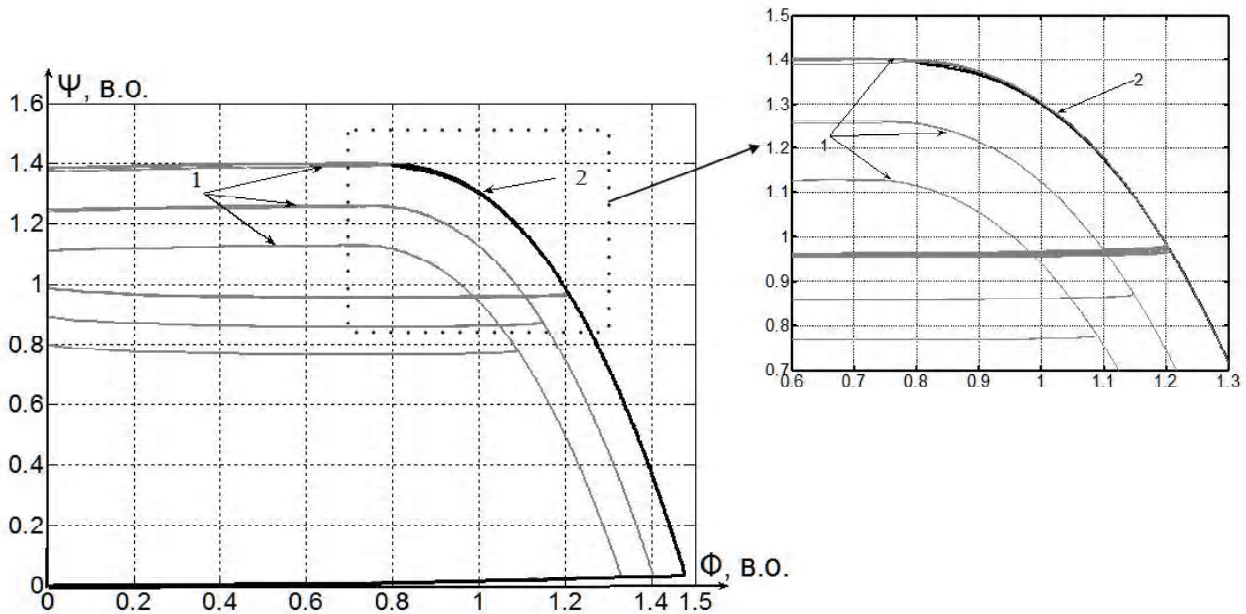


Рисунок 4 – Перехідні процеси з використанням АПК

1 – сімейство газодинамічних характеристик,
2 – газодинамічна характеристика АПК

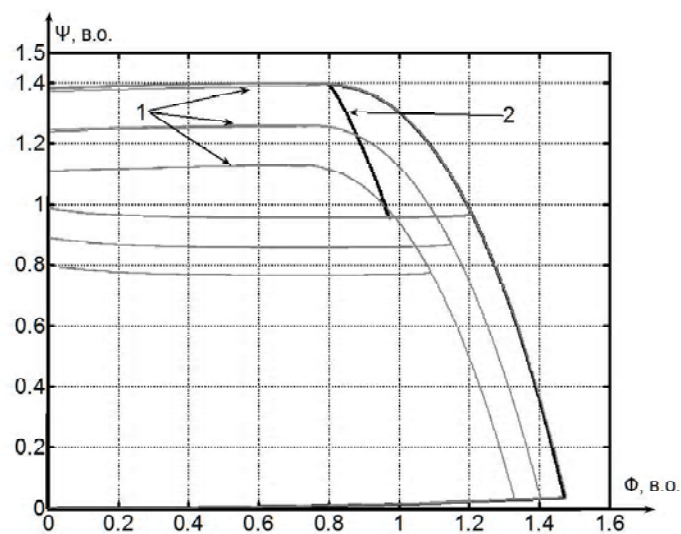


Рисунок 5 – Перехідні процеси з використанням байпасування

1 – сімейство газодинамічних характеристик газодинамічна характеристика при байпасуванні
2 – газодинамічна характеристика при байпасуванні

та переходить на іншу ГДХ, як і при звичайному використанні байпасування.

ВИСНОВОК

При використанні запропонованих стратегій керування встановлено, що при використанні лише АПК (лінія 1, рис. 7), робоча точка системи не змінює траєкторію руху і нахил ГДХ, але при цьому дозволяє «зайвому повітрю» вийти з компресора і запобігти помпажу. При використанні перепуску (лінія 2, рис. 7) робоча точка змінює положення та переходить на іншу ГДХ. Використання змішаної системи захисту (лінія 3, рис. 7) дозволяє стабілізувати систему, при цьому змішана система не набли-

жається до предпомпажної лінії, що в свою чергу дозволяє працювати системі на ГДХ з більшим ККД при даних витратах газу.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Цабенко М. В. Прогноз возникновения помпажа в центробежном компрессоре [Текст] / М. В. Цабенко, Р. С. Волянский, А. В. Садовой, Н. Т. Тищенко // Тематический выпуск «Проблемы автоматизованного электропривода. Теория и практика» научно-технического журнала «Электроинформ». – 2009. – С. 404–405.
2. Цабенко М. В. Математические модели устранения

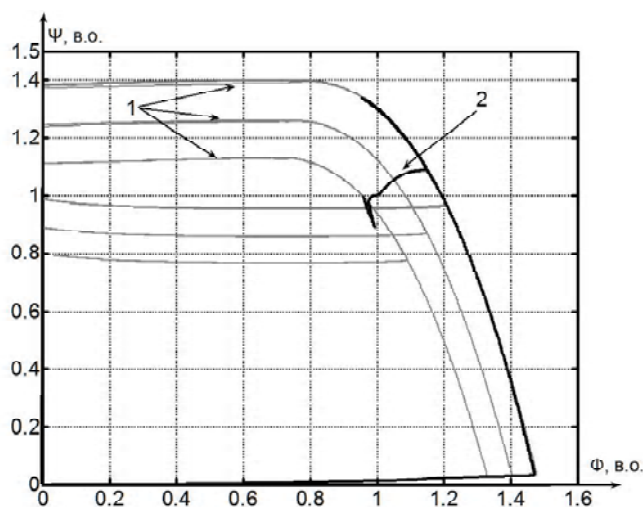


Рисунок 6 – Перехідні процеси з використанням змішаної системи АПЗ

- 1 – сімейство газодинамічних характеристик
2 – газодинамічна характеристика при змішаній системі

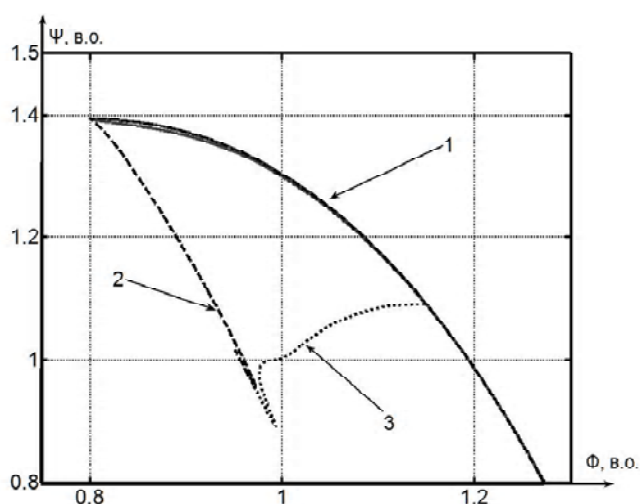


Рисунок 7 – Перехідні процеси з використанням змішаної системи АПЗ

- 1 – траєкторія руху робочої точки при використанні АПК
2 – траєкторія руху робочої точки при використанні байпасування
3 – траєкторія руху робочої точки при використанні змішаної системи захисту

- помпажа в центробежном компрессоре [Текст] / М. В. Цабенко, А. В. Садовой, Р. С. Волянский // Вестник Кременчугского государственного университета имени М. Остроградского. – 2010. – Вып. 4 (63). – С. 167–169.
3. Aben E. H. Bifurcation analysis of surge and rotating stall in axial flow compressors [Text] / E. H. Aben, P. K. Houpt, W. M. Hosny // Journal of Turbomachinery. – 1993. – № 115. – P. 724–817.
 4. Gravdahl J. T. Modeling and Control of surge and rotating stall in compressor [Text] / J. T. Gravdahl // Journal of Turbomachinery. – 1998. – № 152. – P. 544–615.
 5. Venturini M. Development and experimental validation of a compressor dynamic model [Text] / M. Venturini // Journal of Turbomachinery. – 2005. – № 127. – P. 599–608.
 6. Цабенко М. В. Применение электромеханического позиционера для защиты компрессора от помпажа [Текст] / М. В. Цабенко, А. В. Садовой, Р. С. Волянский // V міжнародна науково-практична конференція Проблеми, перспективи та нормативно-правове забезпечення енерго-, ресурсозбереженням в житлово-комунальному господарстві, м. Алушта, АР Крим 2013.
 7. Садовой А. В. Системы оптимального управления прецизионными электроприводами [Текст] / А. В. Садовой, Б. В. Сухинин, Ю. В. Сохина. – К.: ИСИМО, 1996. – 298 с.
 8. Китаев А. В. Схемы замещения электрических машин [Текст] / А. В. Китаев, В. Л. Агбомассу, В. И. Глухова // Электротехника и электроэнергетика. – 2013. – №2. – С. 14–26.
 9. Садовой А. В. Релейные системы оптимального управления электроприводами [Текст] / А. В. Садовой, Б. В. Сухинин, Ю. В. Сохина, А. Л. Дерез. – Днепропетровск: ДГТУ, 2011. – 337 с.
 10. Цабенко М. В. Математические модели устранения помпажа в центробежном компрессоре [Текст] / М. В. Цабенко, А. В. Садовой, Р. С. Волянский // Вестник Кременчугского государственного университета имени М. Остроградского. – 2010. – Вып. 4 (63). – С. 167–169.
 11. Цабенко М. В. Прогноз возникновения помпажа в центробежном компрессоре [Текст] / М. В. Цабенко, Р. С. Волянский, А. В. Садовой, Н. Т. Тищенко // Тематический выпуск «Проблемы автоматизованного электропривода. Теория и практика» научно-технического журнала «Электроинформ». – 2009. – С. 404–405.

Цабенко М. В.

Старш. преподаватель, Запорожский национальный технический университет, Украина

СИСТЕМЫ АНТИПОМПАЖНОГО УПРАВЛЕНИЯ ЦЕНТРОБЕЖНЫМ КОМПРЕССОРОМ

Статья посвящена исследованию антипомпажных систем защиты и математическому моделированию систем газоперекачивающих агрегатов на базе центробежных компрессоров с использованием антипомпажного клапана или байпасування, и смешанной системой защиты. Проведен обзор существующих систем антипомпажного защиты газоперекачивающих агрегатов, который позволил выявить ряд недостатков при использовании антипомпажного клапана или системы байпасування. Предложенная смешанная система антипомпажного защиты с одновременным использованием антипомпажного клапана и системы байпасування. Предложенная последовательность работы смешанной системы антипомпажного защиты. Приведенная структурная схема электромеханической системы центробежный компрессор - антипомпажного клапан - двигатель постоянного тока с системой автоматического управления. Полученные переходные процессы по использованию антипомпажного клапана, байпасування, и смешанной антипомпажного системы. Приведенные выводы, которые подчеркивают актуальность проведенных исследований и повышения энергоэффективности антипомпажного системы защиты центробежных компрессоров.

Ключевые слова: помпаж, антипомпажніз защита, байпасирование, смешанная система, приводной двигатель, центробежный компрессор

Tsabenko M. V.

Senior lecturer, Zaporozhye National Technical University, Ukraine

CONTROLSYSTEMSURGE OF CENTRIFUGAL COMPRESSORS

The article investigates the anti-surge protection systems and mathematical modeling of systems of gas compressor units on the basis of centrifugal compressors with anti-surge valve or bypass, and a mixed protection system. The review of existing systems, surge protection of gas compressor units, which revealed a number of shortcomings when using anti-surge valve or bypass system. The proposed mixed system of surge protection with simultaneous use of surge valve and bypass system. The proposed sequence of the mixed system of surge protection. The above block diagram of an electromechanical system centrifugal compressor – anti-surge valve - direct current motor with an automatic control system. Obtained by use of transient surge valve bypass and mixed anti-surge system. These conclusions underline the relevance of the research and energy efficiency centrifugal compressor anti-surge protection system.

Key words: surge, anti-surge protection, bypass, mixed system, drive motor, centrifugal compressor

REFERENCES

1. Tsabenko M. V., Volyanskii R. S., Sadovoi A. V., Tishchenko N. T. Prognoz vzniknoveniya pompazha v tsentrobeznom kompressore. *Tematicheskii vypusk «Problemi avtomatizovannogo elektroprivoda. Teoriya i praktika» nauchno-tekhnicheskogo zhurnala «Elektroinform»*, 2009, pp. 404–405.
2. Tsabenko M. V., Sadovoi A. V., Volyanskii R. S. Matematicheskie modeli ustraneniya pompazha v tsentrobeznom kompressore. *Vestnik Kremenchugskogo gosudarstvennogo universiteta imeni M. Ostrogradskogo*, 2010, Vyp. 4 (63), pp. 167–169.
3. Aben E. H., Houpt P. K., Hosny W. M. Bifurcation analysis of surge and rotating stall in axial flow compressors. *Journal of Turbomachinery*, 1993, No 115, pp. 724–817.
4. Gravdahl J. T. Modeling and Control of surge and rotating stall in compressor. *Journal of Turbomachinery*, 1998, No 152, pp. 544–615.
5. Venturini M. Development and experimental validation of a compressor dynamic model. *Journal of Turbomachinery*, 2005, No 127, pp. 599–608.
6. Tsabenko M. V., Sadovoi A. V., Volyanskii R. S. Primenenie elektromekhanicheskogo pozitsionera dlya zashchity kompressora ot pompazha. V mizhnarodna nakovo-praktichna konferentsiya Problem, perspektivi ta normativno-pravove zabezpechennya energo-, resursozberezhenniam v zhitlovo-komunal'nomu gospodarstvi, m. Alushta, AR Krim 2013.
7. Sadovoi A. V., Sukhinin B. V., Sokhina Yu. V. Sistemy optimal'nogo upravleniya pretsizionnymi elektroprivodami. Kiev, ISIMO, 1996, 298 s.
8. Kitaev A. V., Agbomassu V. L., Glukhova V. I. Ckhemy zameshcheniya elektricheskikh mashin. *Elektrotekhnika i elektroenergetika*, 2013, No 2, pp. 14–26.
9. Sadovo A. V., Sukhinin B. V., Sokhina Yu. V., Derets A. L. Releinye sistemy optimal'nogo upravleniya elektroprivodami. Dneprodzerzhinsk: DGTU, 2011, 337 s.
10. Tsabenko M. V., Sadovoi A. V., Volyanskii R. S. Matematicheskie modeli ustraneniya pompazha v tsentrobeznom kompressore. *Vestnik Kremenchugskogo gosudarstvennogo universiteta imeni M. Ostrogradskogo*, 2010, Vyp. 4 (63), S. 167–169.
11. Tsabenko M. V., Volyanskii R. S., Sadovoi A. V., Tishchenko N. T. Prognoz vzniknoveniya pompazha v tsentrobeznom kompressore. *Tematicheskii vypusk «Problemi avtomatizovannogo elektroprivoda. Teoriya i praktika» nauchno-tekhnicheskogo zhurnala «Elektroinform»*, 2009, pp. 404–405.

II. ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИКА

УДК. 629.423.14

Слободенюк Ю. О.¹, Бялобржеський О. В.²¹Аспірант, Кременчуцький національний університет імені Михайла Остроградського, Україна,
E-mail: jul.alexandrovna@gmail.com²Канд. техн. наук, доцент, Кременчуцький національний університет імені Михайла Остроградського, Україна

МОДЕЛЬ РОЗРАХУНКУ МИТТЄВИХ ПАРАМЕТРІВ РЕЖИМУ СИСТЕМИ ТЯГОВОГО ЕЛЕКТРОПОСТАЧАННЯ ПРИ РУСІ ЕЛЕКТРОВОЗУ

На підставі аналізу моделей розрахунку електричних параметрів режиму систем тягового електропостачання виявлені недоліки пов'язані з дискретністю розрахунку та складнощами використання при несинусоїдальних струмах, що властиво сучасним тяговим комплексам з напівпровідниковими перетворювачами. Метою роботи було створення безперервної моделі розрахунку миттєвих параметрів системи електропостачання з розрахунком параметрів якості електроенергії. З використанням методів теорії електротехніки розроблена модель безперервного розрахунку миттєвих параметрів режиму систем тягового електропостачання, відрізняється від тих, які використовувались раніше тим, що вихідними даними є не середні значення, а попередньо визначені миттєві значення струму і швидкості електровозу. Модель на відміну від аналізованих не має великої дискретності розрахунків, що значно підвищує якість розрахунку при різкій зміні між різними режимами роботи електровозів та інформативність при розрахунку показників якості електроенергії. Реалізована можливість у безперервному режимі для всього інтервалу моделювання на підставі місця розташування електровозів, які рухаються, розраховувати розподіл падіння напруги, втрат потужності та коефіцієнт несинусоїдальності напруги для кожного з електровозів у місці контакту.

Ключові слова: система тягового електропостачання, миттєві параметри, графік руху, параметри режиму.

ВСТУП

Для розрахунку параметрів систем тягового електропостачання (СТЕ) використовують метод рівномірного перерізу графіка руху поїздів [4]. Згідно з методом для кожного перерізу графіку руху розраховуються активні та реактивні компоненти основної гармоніки струму плечей підстанцій, повних струмів плечей підстанцій, втрати напруги в мережі до навантаження та втрати в лінії з двостороннім живленням. Таким чином графіки руху й криві тягових розрахунків повністю визначають графік зміни будь-якого показника роботи системи електропостачання електрифікованих залізниць [4]. Метод має високу ефективність при проектуванні контактної мережі та тягових підстанцій, але його ефективність знижується в сучасних умовах експлуатації рухомого складу та тягової мережі. По-перше, метод вимагає певну дискретність перетинів, що під час різкої зміни режиму споживання може призвести до виключення цього моменту з уваги; по-друге, широке впровадження керованого тягового електроприводу, потребує врахування вищих гармонійних складових струму та напруги, для визначення заходів з підвищення якості електричної енергії контактної мережі.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧІ

Для аналізу роботи СТЕ може бути використано спосіб моделювання, що безпосередньо відтворює хід процесів у реальній послідовності подій [1]. Цей спосіб моделювання ускладнюється необхідністю імітації переміщення електровозів на ділянці, яка аналізується за запланованим графіком їх руху. І фізичні і віртуальні моделі у цьому випадку імітують процес шляхом послідовних один за одним окремих дискретних подій, які розділені невеликими інтервалами часу. Чим точніше треба отримати результат, тим більше повинно бути ділянок на яких імітується переміщення електровозів, що значно ускладнює модель. Основним недоліком даного способу моделювання залишається дискретність розрахунків.

Для усунення зазначеного недоліку розглянемо схему для ділянки СТЕ, наведену на рис. 1, на якій зображені A, B – тягові підстанції; E_A, E_B – ЕРС тягових підстанцій; 1, 2 – електровози, які живляться від СТЕ; i_1, i_2 – струми споживані електровозом 1 та 2 відповідно; l_{A1}, l_{B2} – відстань від електровозу 1 до підстанції A та від електровозу 2 до підстанції B відповідно; l_{AB} – відстань між підстанціями; l_{12} – відстань між електровозами; $R_{A1}, R_{12}, R_{B2}, L_{A1}, L_{12}, L_{B2}$ – активний опір та індуктивність на ділянках. При цьому ємнісною провідністю згідно з [1], зневажаємо.

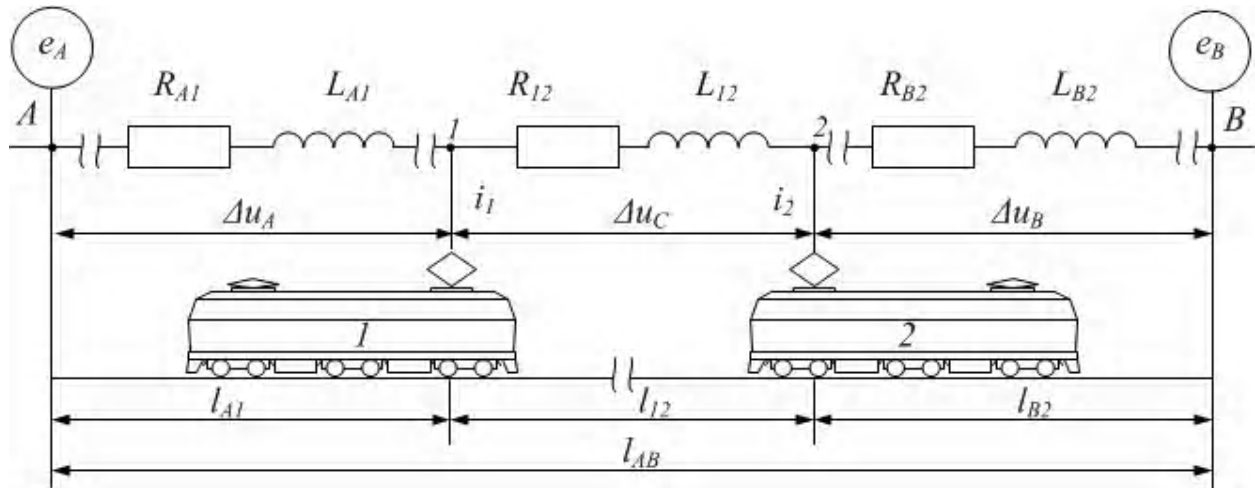


Рисунок 1 – Розрахункова схема СТЕ електровозів на міжпідстанційній ділянці А-В

ВИЗНАЧЕННЯ ВИХІДНИХ ДАНИХ

Відповідно до методу [1, 2] вихідними даними для розрахунку є струм та положення електровозу. В роботі [5], розроблена модель електротехнічного комплексу електровозу з тяговими двигунами змінного струму. Використання вказаної моделі дозволяє задаючи графік руху електровозу отримати миттєві значення змінного струму з урахуванням роботи перетворювачів та швидкість руху в статичних та динамічних режимах. Для визначення шляху, пройденого електровозом, достатньо розрахувати лінійну швидкість

$$v = \omega \cdot k_v, \quad (1)$$

де $k_v = \frac{v_n}{\omega_n}$ – коефіцієнт зв'язку між лінійною та кутовою швидкістю; та шляхом інтегрування лінійної швидкості розрахувати шлях

$$l_k = \int v(t) dt. \quad (2)$$

Таким чином вхідними параметрами обрано струм та шлях, у результаті потрібно визначити миттєві параметри завантаження тягових підстанцій під час руху електровозів, значення напруги в точці підключення електровозу, активну та реактивну потужності контактної лінії.

Для схеми зображеної на рис. 1 рівняння за першим законом Кірхгофа:

$$\begin{cases} i_A + i_C - i_1 = 0; \\ i_B - i_C - i_2 = 0, \end{cases} \quad (3)$$

де i_A, i_B, i_C – струми на ділянках СТЕ відповідно l_{A1}, l_{12}, l_{B2} .

За другим законом Кірхгофа рівняння для зовнішнього контуру (рис. 1)

$$\begin{aligned} & e_A + i_A R_{A1} + L_{A1} \frac{di_A}{dt} - i_C R_{12} - \\ & - L_{12} \frac{di_C}{dt} - i_B R_{B2} - L_{B2} \frac{di_B}{dt} - \\ & - e_B = 0; \end{aligned}$$

використовуючи операторну форму запису:

$$\begin{aligned} & e_A + i_A R_{A1} + i_A L_{A1} p - \\ & - i_C R_{12} - i_C L_{12} p - \\ & - i_B R_{B2} - i_B L_{B2} p - e_B = 0. \end{aligned} \quad (4)$$

Припустимо, що ЕРС джерела живлення А і В однакові, зневажаючи зрівняльними струмами, як зазначено у роботі [3] маємо

$$\begin{aligned} & (i_1 - i_C) R_{A1} + (i_1 - i_C) L_{A1} p - \\ & - i_C R_{12} - i_C L_{12} p - (i_2 + i_C) R_{B2} - \\ & - (i_1 - i_C) L_{B2} p = 0. \end{aligned} \quad (5)$$

Визначаємо через струми електровозів i_1 та i_2 струм на ділянці СТЕ i_C

$$i_C = \frac{i_1 (R_{A1} + L_{A1} p) - i_2 (R_{B2} + L_{B2} p)}{(R_{A1} + R_{12} + R_{B1}) + (L_{A1} + L_{12} + L_{B1}) p}. \quad (6)$$

Відповідно за рівняннями (3) та (6) струми підстанцій А та В

$$i_B = \frac{i_1 (R_{A1} + L_{A1} p) - i_2 (R_{B2} + L_{B2} p)}{(R_{A1} + R_{12} + R_{B1}) + (L_{A1} + L_{12} + L_{B1}) p} + i_2, \quad (7)$$

$$\begin{aligned} & i_A = i_1 - \\ & - \frac{i_1 (R_{A1} + L_{A1} p) - i_2 (R_{B2} + L_{B2} p)}{(R_{A1} + R_{12} + R_{B1}) + (L_{A1} + L_{12} + L_{B1}) p}. \end{aligned} \quad (8)$$

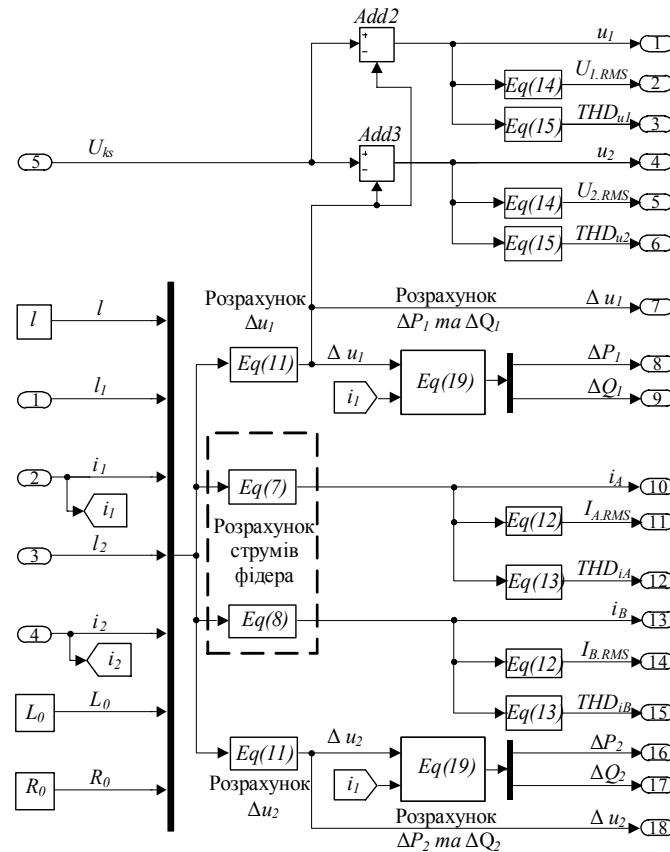


Рисунок 2 – Підсистема з розрахунковими блоками

Омічний опір та індуктивність контактної мережі (КМ) змінюється під час руху. Виконаємо заміну в (6–8) $R_p = R_0 \cdot l_i$ та $L_i = L_0 \cdot l_i$, де R_i та L_i відповідно R_{A1} , R_{12} , R_{B2} , L_{A1} , L_{12} , L_{B2} , а R_0 , L_0 – погонні значення омічного опору та індуктивності.

$$\begin{cases} i_A = i_1 - \frac{i_1(R_0 + L_0 p)l_{A1}}{(R_0 + L_0 p)l_{AB}} + \\ + \frac{i_2(R_0 + L_0 p)l_{B2}}{(R_0 + L_0 p)l_{AB}} = i_1 - \frac{i_1 l_{A1}}{l_{AB}} + \frac{i_2 l_{B2}}{l_{AB}}; \\ i_B = \frac{i_1(R_0 + L_0 p)l_{A1}}{(R_0 + L_0 p)l_{AB}} - \frac{i_2(R_0 + L_0 p)l_{B2}}{(R_0 + L_0 p)l_{AB}} + i_2 = \\ = \frac{i_1 l_{A1}}{l_{AB}} - \frac{i_2 l_{B2}}{l_{AB}} + i_2; \\ i_C = \frac{i_1(R_0 + L_0 p)l_{A1}}{(R_0 + L_0 p)l_{AB}} + \\ + \frac{i_2(R_0 + L_0 p)l_{B2}}{(R_0 + L_0 p)l_{AB}} = \frac{i_1 l_{A1}}{l_{AB}} - \frac{i_2 l_{B2}}{l_{AB}}. \end{cases} \quad (9)$$

Виходячи зі струмів можна визначити втрати напруги для ділянок СТЕ (рис. 1)

$$\begin{cases} \Delta u_{A1} = i_A R_0 l_{A1} + i_A L_0 p l_{A1} = \\ = \left(i_1 - \frac{i_1 l_{A1}}{l_{AB}} + \frac{i_2 l_{B2}}{l_{AB}} \right) R_0 l_{A1} + \\ + \left(i_1 - \frac{i_1 l_{A1}}{l_{AB}} + \frac{i_2 l_{B2}}{l_{AB}} \right) L_0 p l_{A1}; \\ \Delta u_{12} = i_C R_0 l_{12} + i_C L_0 p l_{12} = \\ = \left(\frac{i_1 l_{A1}}{l_{AB}} - \frac{i_2 l_{B2}}{l_{AB}} \right) R_0 l_{A1} + \\ + \left(\frac{i_1 l_{A1}}{l_{AB}} - \frac{i_2 l_{B2}}{l_{AB}} \right) L_0 p l_{A1}; \\ \Delta u_{B2} = i_B R_0 l_{B2} + i_B L_0 p l_{B2} = \\ = \left(\frac{i_1 l_{A1}}{l_{AB}} - \frac{i_2 l_{B2}}{l_{AB}} + i_2 \right) R_0 l_{A1} + \\ + \left(\frac{i_1 l_{A1}}{l_{AB}} - \frac{i_2 l_{B2}}{l_{AB}} + i_2 \right) L_0 p l_{A1}. \end{cases} \quad (10)$$

Слід зазначити, що при розрахунку за рис.1 обрано певне розташування електровозів, при русі, через певний час розташування зміниться, що слід враховувати при визначенні падіння напруги для кожного електровозу. Таке урахування відповідно до [1], виконано введенням додаткової умови, яка полягає у зустрічі електровозів та переході до фідера іншої тягової підстанції, зокрема для першого електровозу:

$$\Delta u_1 = \begin{cases} \left(i_1 - \frac{i_1 l_{1A}}{l_{AB}} + \frac{i_2 l_{2B}}{l_{AB}} \right) R_0 l_{A1} + \\ + \left(i_1 - \frac{i_1 l_{1A}}{l_{AB}} + \frac{i_2 l_{2B}}{l_{AB}} \right) L_0 p l_{A1}, \\ \text{if } l_{A1} \leq l_{2B}; \\ \left(i_2 - \frac{i_2 l_{2B}}{l_{AB}} + \frac{i_1 l_{1A}}{l_{AB}} \right) R_0 (l_{AB} - l_{A1}) + \\ + \left(i_2 - \frac{i_2 l_{2B}}{l_{AB}} + \frac{i_1 l_{1A}}{l_{AB}} \right) L_0 p (l_{AB} - l_{A1}), \\ \text{if } l_{A1} > l_{2B}. \end{cases} \quad (11)$$

Аналогічно розраховується падіння напруги для другого електровозу. За рівняннями (9–11) в пакеті візуального програмування Simulink побудована підсистема розрахунку рис. 2, в якій додатково введені блоки, що забезпечують визначення інтегральних показників:

– діючого значення струму фідера відповідної підстанції [6]

$$I_{RMS} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_{t-T}^t i^2 dt}, \quad (12)$$

– коефіцієнту спотворення струму (THD_i) [6]

$$THD_i = \frac{\sum I_h}{I_f}, \quad (13)$$

де I_h – діюче значення вищих гармонік струму; I_f – діюче значення фундаментальної гармоніки струму;

– діючого значення напруги

$$U_{RMS} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_{t-T}^t u^2 dt}, \quad (14)$$

– коефіцієнту спотворення напруги (THD_u)

$$THD_u = \frac{\sum U_h}{U_f}, \quad (15)$$

де U_h – діюче значення вищих гармонік напруги; U_f – діюче значення фундаментальної гармоніки напруги.

Втрата активної та реактивної потужності на ділянці лінії із двостороннім живленням [6]

$$\begin{cases} DP = \frac{1}{T} \int_{t-T}^t u i dt, \\ DQ = \frac{1}{T} \int_{t-T}^t u \frac{di}{dt} dt. \end{cases} \quad (19)$$

Значення L_0 та R_0 у підсистемі, зображеній на рис. 2, відповідають значенням погонних індуктивності та активного опору для СТЕ 2х25кВ і чисельно дорівнюють $L_0=0,001$ Гн/м та $R_0=0,186$ Ом/м [3]. Відстань між підстанціями прийнята $l=25$ км.

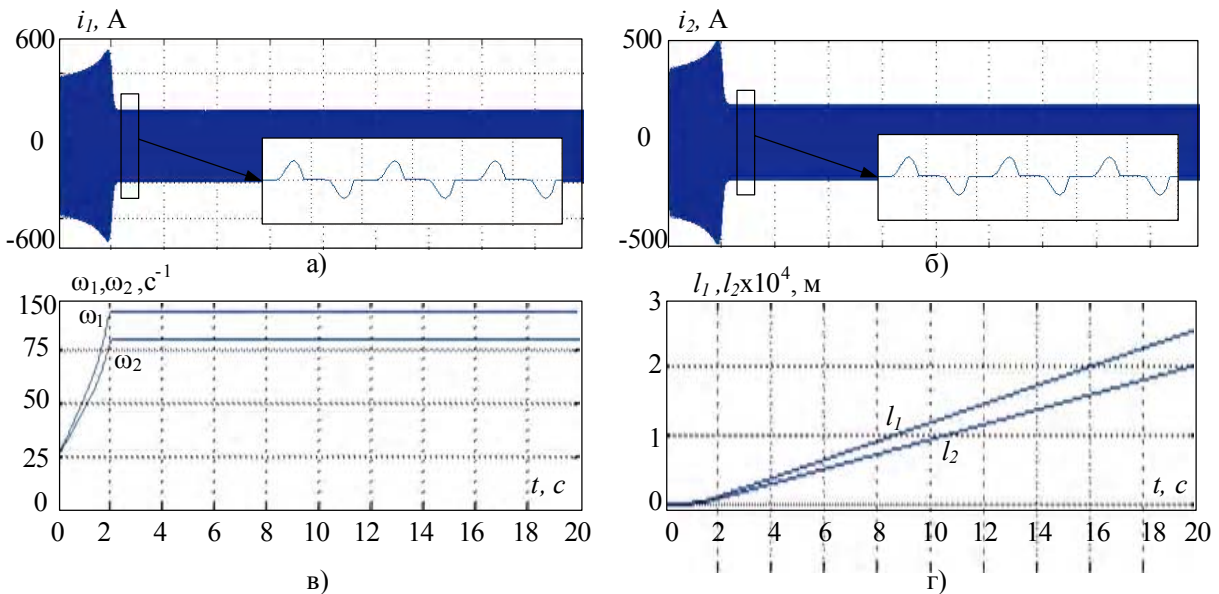


Рисунок 3 – Вихідні данні моделювання: а – зміна в часі миттєвого значення струму 1 електровоза; б – зміна в часі миттєвого значення струму 2 електровоза; в – зміна в часі миттєвого значення швидкості 1 та 2 електровоза; г – шлях подоланий 1 та 2 електровозом

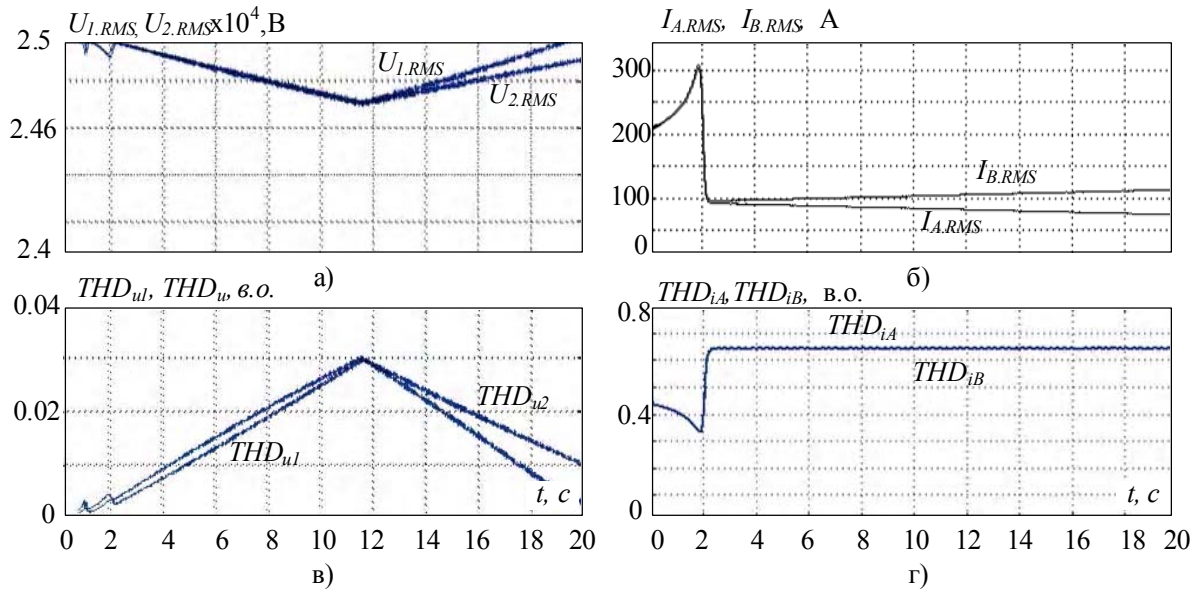


Рисунок 4 – Результати моделювання: а – зміна в часі діючого значення втрати напруги до 1 та 2 електровозу, б – зміна в часі діючого значення струму плеча підстанцій А та В; в – зміна в часі значення THD втрати напруги до 1 та 2 електровозу; г – зміна в часі значення THD струму плеча підстанцій А та В

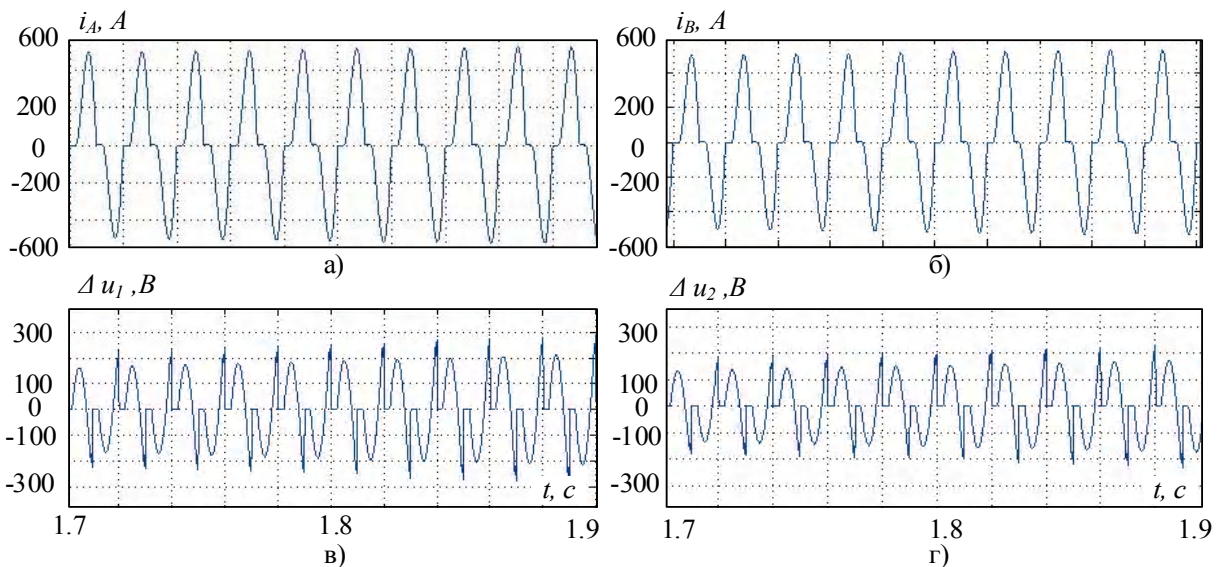


Рисунок 5 – Результати моделювання: а – зміна в часі миттєвого значення струму плеча підстанції А, б – зміна в часі миттєвого значення струму плеча підстанції; в – зміна в часі миттєвого значення втрати напруги до 1 електровозу, г – зміна в часі миттєвого значення втрати напруги до 2 електровозу

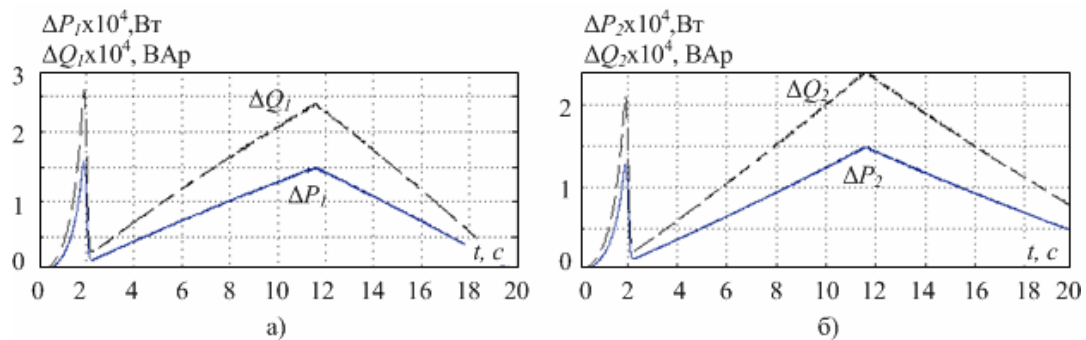


Рисунок 6 – Результати моделювання: а – зміна в часі значення втрати активної та реактивної потужності до 1 електровозу; б – зміна в часі значення втрати активної та реактивної потужності до 2 електровозу

ОТРИМАНІ РЕЗУЛЬТАТИ

Побудована модель у комплексі з моделлю [5] відтворює роботу СТЕ, з початковими умовами розташування двох електровозів згідно з рисунком 1, аналогічні розрахунки, як показано в [1], можна виконати і для інших вихідних схем та кількості електровозів. Зважаючи на низьку інформативність розподілу параметрів в часі при однакових графіках руху електровозів, що встановлено за результатами попередніх досліджень, на рисунках 4–6 наведено розподіл досліджуваних параметрів у часі при вхідних параметрах моделювання, наведених на рисунку 3.

Адекватність математичної моделі підтверджується збігом форми графіків розподілу струму на фідерах тягових підстанцій та втрат напруги з аналогічними, наведеними у [1], з тією різницею, що перші отримані на підставі миттєвих значень рис. 3. додатково, для дослідження стають доступні показники несинусоїдальності струму (рис. 4. в, г) та напруги (рис. 4. в, г), а саме коефіцієнт нелінійних спотворень (THD) струму та напруги та їх діючі значення (RMS), додатково враховуються вищі гармоніки струму та напруги (рис. 5), активних та реактивних складових втрат (рис. 6).

ВИСНОВКИ

1. Розроблена модель дозволяє проводити розрахунки миттєвих параметрів режиму системи тягового електропостачання при русі електровозів, та на відміну від існуючих робить це з дискретністю, зумовленою кроком розрахунку метода середі моделювання.

2. Враховується зміна режиму споживання електровозів від фідерів тягової підстанції за рахунок використання саме миттєвих параметрів.

3. Модель може бути використана для проектування тягових електрифікованих систем, планування графіків руху електровозів та контролю якості електричної енергії у тяговій мережі.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Бардушко В. Д., Ушаков В. А. Способ моделирования перемещения электровозов в междостанционной зоне средствами Matlab / В. Д. Бардушко, В. А. Ушаков // Науч.-техн. журнал Известия Транссиба – 2014. Вып 4(20). – С. 10–18.
2. Марквардт К. Г. Электроснабжение электрифицированных железных дорог / К. Г. Марквардт. – М.: Транспорт, 1982. – 528 с.
3. Міщенко Т. М. Перспектива схемотехнічних і моделювання підсистем електричної тяги при високоскоросному русі поїздів / Науковий журнал «Електротехніка та електроенергетика». Вип. 1 – Запоріжжя, 2014. – С. 19–28.
4. Слепцов М. А. Основы электрического транспорта: учебник для студ. Высш. учеб. заведений / М. А. Слепцов, Г. П. Долаберидзе, А. В. Прокопович и др. – М.: Издательский центр «Академия», 2006. – 464с.
5. Сухоніс Т. Ю., Миколаєнко Ю. О., Бялобжеський О. В. Моделювання позаштатних режимів роботи системи інвертор-асинхронний двигун тягового електротехнічного комплексу двосистемного електровоза // Науково-технічний збірник. Гірнична електромеханіка та автоматика. Випуск 91. – Дніпропетровськ, 2013. – С. 89–94.
6. Черных И. В. Моделирование электротехнических устройств в MATLAB, SimPowerSystem и Simulink. / И. В. Черных. – М.: ДМК Пресс; СПб.: Питер, 2008. – 288с.:ил

Слободенюк Ю. А.¹, Бялобжеський А. В.²

¹Аспирант, Кременчугский национальный университет имени Михаила Остроградского, Украина

²Канд. техн. наук, доцент, Кременчугский национальный университет имени Михаила Остроградского, Украина

МОДЕЛЬ РАСЧЕТА МГНОВЕННЫХ ПАРАМЕТРОВ РЕЖИМА СИСТЕМЫ ТЯГОВОГО ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ ПРИ ДВИЖЕНИИ ЭЛЕКТРОВОЗА

На основании анализа методов расчета электрических параметров режима систем тягового электро-снабжения выявленные недостатки связаны с дискретностью расчета и сложностями использования при несинусоидальных токах, собственно современным тяговым комплексам с полупроводниковыми преобразователями. Целью работы было создание непрерывной модели расчета мгновенных параметров системы электро-снабжения с расчетом параметров качества электроэнергии. С использованием методов теории электротехники разработана модель непрерывного расчета мгновенных параметров режима систем тягового электро-снабжения, отличается от тех, которые использовались ранее тем, что исходными данными является не средние значения, а предварительно определены мгновенные значения тока и скорости электровоза. Модель в отличие от рассматриваемых не имеет большой дискретности расчетов, что значительно повышает качество расчета при резком изменении между различными режимами работы электровозов и информативность при расчете показателей качества электроэнергии. Реализована возможность в непрерывном режиме для всего интервала моделирования на основании места расположения электровозов, которые движутся, рассчитывать распределение падения напряжения, потерь мощности и коэффициент несинусоидальности напряжения для каждого из электровозов в месте контакта.

Ключевые слова: Система тягового электро-снабжения, мгновенные параметры, график движения, параметры режима.

Slobodenjuk Yu.O.¹, Bialobrzheski O.V.²

¹Postgraduate Kremenchuk Myhailo Ostrohradskiy National University, Ukraine

²Candidate of Science, Associate Professor, Kremenchuk Myhailo Ostrohradskiy National University, Ukraine

MODEL CALCULATING THE INSTANTANEOUS MODE PARAMETER A TRACTION POWER SYSTEM MOVING ELECTRIC LOCOMOTIVES

Based on the methods of analysis for calculating the electrical parameters of the mode of the traction power supply systems identified deficiencies related to the readability of the calculation and use of non-sinusoidal currents difficulties in that peculiar modern traction complexes with semiconductor converters. Using the methods of electrical engineering theory developed a model for calculating a continuous instantaneous mode parameters of the traction power supply systems, is different from the calculation methods that have been used previously by the fact that the original data is not averages, and pre-defined instantaneous values of electric current and speed. The model, in contrast to these methods is not large discreteness calculations, which greatly improves the quality of the calculation of the sudden change between the different modes of operation of electric and informative value in the calculation of power quality. The possibility of continuous operation for the entire simulation interval based on the location of the place of electric locomotives that move count distribution of voltage drop, loss of power and non-sinusoidal voltage coefficient for each of the electric contacts in place.

Keywords: traction power supply system, the instantaneous parameters timetable, mode settings

REFERENCES

1. Bardushko V. D., Ushakov V. A. Sposob modelirovaniya peremeshheniya elektrovozov v mezhpodstancionnoj zone sredstvami Matlab. *Nauch.-texn. zhurnal Izvestiya Transsiba*, 2014. Vyp 4(20), pp. 10–18.
2. Markvardt K. G. Elektrosnabzhenie elektrificirovannyx zheleznix dorog. Moscow, Transport, 1982, 528 s.
3. Slepcov M. A., Dolaberidze G. P., Prokopovich A. V. Osnovy elektricheskogo transporta: uchebnik dlya stud. Vyssh. ucheb. zavedenij, Moscow, Izdatelskij centr «Akademiya», 2006, 464 s.
4. Mishchenko T. M. Perspektiva skhemotekhnichnykh i modelyuvannya pidsystem elektrychnoyi tyahy pry vysokoskorosnomu rusi poyizdiv. *Naukovyy zhurnal «Elektrotehnika ta elektroenerhetyka»*, Vyp. 1, Zaporizhzhya, 2014, S. 19–28.
5. Sleptsov M. A., Dolaberidze G. P., Prokopovich A. V. Osnovy elektricheskogo transporta: uchebnik dlya stud. Vyssh. ucheb. Zavedeniy. Moscow, Izdatelskiy tsentr «Akademiya», 2006, 464 s.
6. Suhonis T. Yu., Mikolaenko Yu. O., Byalobrzheskij O. V. Modelyuvannya pozashtatnix rezhimiv roboti sistemi invertor asinxronnij dvigun tyagovogo elektrotexnichnogo kompleksu dvosistemnogo elektrovoza. *Naukovo-tehnichnij zbirnik. Girnichia elektromexanika ta avtomatika*. V. 91, Dnipropetrovsk, 2013, S. 89–94.
7. Chernyh I. V. Modelirovanie elektrotexnicheskix ustrojstv v MATLAB, SimPowerSystem i Simulink. Moscow, DMK Press; SPb, Piter, 2008, 288 s.

Чередник Н. Г.¹, Бялобжеський О. В.²¹Аспірант, Кременчуцький національний університет імені Михайла Остроградського, Україна

E-mail: natali_alex_2008@mail.ru

²Канд. техн. наук, доцент, Кременчуцький національний університет імені Михайла Остроградського, Україна,

ДОСЛІДЖЕННЯ РЕЖИМУ СИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА КОГЕНЕРАЦІЙНОЇ УСТАНОВКИ ПРИ ПАРАЛЕЛЬНІЙ ТА АВТОНОМНІЙ РОБОТІ З УРАХУВАННЯМ ЯВИЩА НАСИЧЕННЯ МАГНІТНОЇ СИСТЕМИ ГЕНЕРАТОРА

Зважаючи на порівняно невисоку потужність генераторів когенераційних установок та їх роботу паралельно з мережею, потужність якої може перевищувати потужність машини, виникає ряд задач пов'язаних з перерозподілом потоків енергії у результатуючій схемі за умов несиметрії навантаження. Цей перерозподіл, як показано в роботі, призводить до зміни якісних показників функціонування як генератора, так і системи електропостачання. На підставі аналізу відомих прийомів щодо відображення процесів насичення сталі магнітної системи синхронної машини, з використанням теорії електричних машин, з урахуванням несиметрії навантаження розроблено модель синхронного генератора. В пакеті візуального програмування виконано моделювання системи електроспоживання малого промислового підприємства в складі якої використовується синхронний генератор. Проведено серію експериментів з імітацією роботи синхронного генератора, з урахуванням насичення сталі, на комплексне навантаження паралельно з мережею та автономно. В результаті аналізу часових залежностей параметрів режиму встановлено вплив несиметрії на динамічні показники параметрів режиму та відмічено суттєвий вплив несиметрії при паралельній роботі з системою електропостачання. Отримані результати можуть бути використані при побудові систем керування збудженням машини в умовах несиметрії навантаження.

Ключові слова: синхронний генератор, когенераційна установка, несиметричний режим, насичення магнітної системи.

ВСТУП

Не можливо відокремити питання генерації електричної енергії від питання керування синхронними генераторами (СГ). Питання керування СГ в складі електричної станції загального призначення за активною потужністю, реактивною потужністю в нормальних, аварійних та постваарійних режимах якісно досліджені та покладені в основу побудови відповідних систем та автоматизованих електроенергетичних комплексів [1]. Але робота СГ при генерації енергії у складі електричних станцій відрізняється від роботи у складі технологічних комплексів чи систем підприємств. Достатньо високі вимоги до якості електричної енергії, які відбиті у нормативних документах, та вимагають відповідних заходів до підтримки показників якості в мережах загального призначення забезпечують генеруючим установкам електричних станцій сприятливі умови функціонування. На відміну від генеруючих установок підприємств де, зважаючи на відсутність жорсткого контролю до якості електричної енергії у вузлах цехових мереж, чи розподільчих та понижуючих підстанцій, синхронні генератори генеруючих установок працюють на несиметричне та нелінійне навантаження [2].

Питання керування синхронними генераторами які генерують електричну енергію альтернативного джерела для потреб промислових підприємств при автономній роботі та паралельно з мережею розглянуті в роботах багатьох авторів [3]. Складні електротехнічні комплекси забезпечують можливість керування та організацію регулювання стану синхронного генератора [4], сучасне алгоритмічне та апаратне забезпечення реалізоване мікроконтролерними системами та комплексами реалізують цю можливість оптимізуючи за певними критеріями кількісні та якісні показники режиму. Як правило при цьому розглядаються спрощені моделі синхронного генератора [5] та відповідно однолінійні схеми заміщення. Врахування несиметрії та нелінійності навантаження потребує окремого дослідження та формування додаткових вимог до процесу керування генерацією, особливо враховуючи відносно часті включення та відключення генеруючої установки в залежності від часу максимуму чи мінімуму навантаження постачальної електричної мережі.

МЕТА РОБОТИ

Дослідження впливу насичення магнітної системи синхронного генератора когенераційної установки на його електричні параметри режиму.

МАТЕРІАЛ І РЕЗУЛЬТАТИ ДОСЛІДЖЕННЯ

Спрощена схема електричної мережі підприємства, яку обрано для дослідження наведена на рисунку 1, де Н1 Н4 навантаження, В1 В4 вимикачі, Т1 трансформатор, Д1 відповідальний споживач, ГПЕС – газопоршнева електростанція.

Синхронний генератор когенераційної установки залежно від часу підключається паралельно до електричної мережі в якій наявні групи трифазних споживачів та однофазних споживачів. При включенні генератора на паралельну роботу уникають надмірно великого кидка струму і виникнення ударних електромагнітних моментів і сил здатних викликати пошкодження генератора і приводного двигуна, шляхом керування приводним двигуном та збудження синхронного генератора. Оскільки в даній установці мають місце часті включення, то ці кидки можуть позначитися на надійності її роботи [6].

У схемі, яка розглядається інколи генератор включається за способом самосинхронізації – генератор розгоняється первинним двигуном до частоти обертання, близької до синхронної, і включається не збудженим.

Навантаження електричної мережі, до якої підключається генератор, як трифазне так і однофазне, при цьому потужні однофазні споживачі порушують симетричне навантаження фаз обмотки якоря синхронних генераторів (тягові підстанції залізниць, електрифікованих на змінному струмі, і т. д.). Інколи несиметричне навантаження фаз генераторів виникає при несиметричних коротких замиканнях в електричній мережі.

Хоча несиметричні короткі замикання існують короткочасно, так як пошкоджені ділянки мереж відключаються релейним захистом, вони впливають на роботу генераторів і мережі в цілому. При раптових несиметричних коротких замиканнях виникають також перехідні процеси, однак далі для виявлення головних особливостей явищ розглянемо усталені несиметричні режими роботи.

Для дослідження несиметричних режимів використовують метод симетричних складових [7]. Дію струмів різних послідовностей розглядають в трифазній синх-

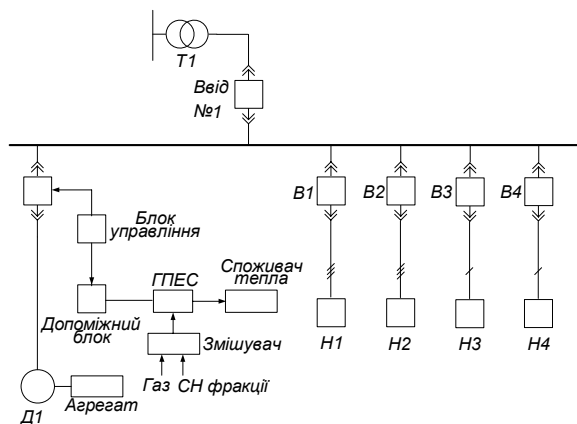


Рисунок 1 – Схема системи електричної мережі підприємства

ронній машині припускаючи, що магнітна система ненасичена (в цьому випадку застосовуємо метод симетричних складових).

При симетричному навантаженні синхронного генератора існують тільки струми прямої послідовності.

Припускаючи, що обмотка якоря синхронної машини живиться напругою зворотної послідовності U_2 , вводять струми зворотної послідовності, які створюють магнітне поле Φ_2 зворотної послідовності. Ці струми, що протікають в обмотках збудження і демпферній, створюють свої поля, які в межах ротора спрямовані назустріч зворотному полю якоря. Тому зворотне поле Φ_2 витісняється з тіла ротора в околороторний простір, тобто в повітряний зазор і, отже, замикається по шляху з великим магнітним опором.

Обмотка статора синхронних генераторів зазвичай включається в зірку, причому нейтральна точка в малих машинах ізолювана, а у великих машинах з метою виконання релейного захисту від замикань на землю заземлюється через великий опір. Тому струми нульової послідовності або відсутні, або дуже невеликі.

При несиметричних коротких замиканнях можливе сильне спотворення форми кривої струму обмотки якоря за рахунок виникнення третьої гармоніки струму яка змінюється з частотою $3f$.

Вищі гармоніки струму можуть бути спричинені впливом насичення магнітної системи генератора. При моделюванні генераторів зазвичай обмежуються урахуванням насичення сталі по шляху магнітного потоку взаємної індукції, нехтуючи насиченням сталі від магнітних потоків розсіювання [8].

Недолік ідеалізованої моделі дозволяє усунути спрощена методика обліку насичення сталі по шляху магнітного потоку взаємної індукції, запропонована М.Л. Левінштейном [7, 8], яка в якості додаткової вихідної інформації про машину використовує лише характеристики холостого ходу, причому, якщо остання невідома, може бути використана нормальна характеристика холостого ходу для гідрогенераторів або турбогенераторів [9]. Більш складні методи обліку насичення, хоча і більш точні, не знайшли застосування в програмах розрахунку перехідних процесів в енергосистемах і вузлах навантаження.

Для обліку залежності коефіцієнтів взаємної індукції та відповідних реактивностей від насичення сталі в вихідні рівняння машини вводять спеціальні змінні параметри ϑ_d і ϑ_q , що враховують насичення сталі по осях d і q [10]. Самі ж коефіцієнти і реактивності взаємної індукції є постійними параметрами, не залежними від насичення, і визначаються для ідеалізованої, ненасиченої машини. Параметри насичення ϑ_d і ϑ_q є функцією ЕРС за реактивністю розсіювання статора:

$$\dot{E}_\delta = E_{\delta q} + jE_{\delta d},$$

$$E_{\delta q} = x_{ad}i_d + E_q + \sum_{i=1}^{n_d} E_{rgi}, \quad (1)$$

$$E_{\delta d} = - \left(x_{aq} i_q - \sum_{k=1}^{n_q} E_{rdk} \right).$$

Ця ЕРС пов'язана з результуючим магнітним полем в повітряному зазорі і називається також внутрішньою ЕРС машини або ЕРС повітряного зазору.

Для явнополусної машини з великим повітряним зазором в осі q , що створює значний магнітний опір, враховується насичення тільки головного магнітного кола по осі d , тому вважають, що $\vartheta_q = 1$, а параметр насичення ϑ_d залежить від поперечної складової ЕРС за реактивністю розсіювання статора:

$$\vartheta_d = \vartheta_d(E_{\delta q}).$$

Функцію $\vartheta = \vartheta(E_{\delta})$ або $\vartheta_d = \vartheta_d(E_{\delta q})$ називають характеристикою насичення сталі машини. Вона визначається за характеристикою холостого ходу машини.

Потокозчеплення контурів статора можна записують[11] у вигляді:

$$\Psi_d = x_s i_d + x_{ad} i_d + E_q + \sum_{i=1}^{n_d} E_{rqi} = x_s i_d + E_{\delta q},$$

$$\Psi_q = x_s i_q + x_{aq} i_q + E_d + \sum_{k=1}^{n_q} E_{rdk} = x_s i_q + E_{\delta d}.$$

А потокозчеплення контурів ротора:

$$\begin{aligned} \Psi_r &= \frac{x_{ad}^2}{x_r} i_d + E_q + \frac{x_{ad}}{x_r} \sum_{i=1}^{n_d} E_{rqi} = \frac{x_{ad}}{x_r} \times \\ &\times \left(x_{ad} i_d + \frac{x_r}{x_{ad}} E_q + \sum_{i=1}^{n_d} E_{rqi} + E_q - E_q \right) = \\ &= \frac{x_{ad}}{x_r} E_{\delta q} + \frac{x_{sr}}{x_r} E_q, \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Psi_{rdi} &= \frac{x_{ad}}{x_{rdi}} \left(x_{ad} i_d - \frac{x_{rdi}}{x_{ad}} E_{rqi} + E_q + \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq k}}^{n_d} E_{rqi} + \right. \\ &\left. + (E_{rqi} - E_{rqi}) \right) = \frac{x_{ad}}{x_{rdi}} E_{\delta q} - \frac{x_{srdi}}{x_{rdi}} E_{rqi}, \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Psi_{rpk} &= \frac{x_{aq}}{x_{rpk}} \left(x_{aq} i_q - \frac{x_{rpk}}{x_{aq}} E_{rdk} - \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq k}}^{n_q} E_{rdj} - \right. \\ &\left. - (E_{rdk} - E_{rdk}) \right) = - \frac{x_{aq}}{x_{rpk}} E_{\delta d} - \frac{x_{srpk}}{x_{rpk}} E_{rdk}. \end{aligned}$$

Введення параметрів насичення в рівняння машини для обмотки збудження через взаємодукцію:

$$\Psi_r = \frac{3}{2} \bar{M}_{ad} i_{ad} + \bar{L}_r i_r + \bar{M}_{ad} \sum_{i=1}^{n_d} i_{rdi}, \quad (2)$$

де риска зверху біля коефіцієнта взаємної і самоіндукції означає, що вони залежать від насичення сталі. Параметр насичення по поздовжній осі визначають як відношення насиченого коефіцієнта взаємної індукції до ненасиченого

$$\vartheta_d = \frac{\bar{M}_{ad}}{M_{ad}}$$

відповідно:

$$\bar{M}_{ad} = \vartheta_d M_{ad}, \quad \bar{L}_r = L_{sr} + \bar{M}_{ad} = L_{sr} + \vartheta_d M_{ad}, \quad (3)$$

приймаючи припущення, що індуктивність розсіювання обмотки збудження не залежить від насичення магнітопроводу по шляху магнітного потоку взаємної індукції. Підстановка (2) в (3) вводить параметр насичення в рівняння для потокозчеплення обмотки збудження. Відповідно розгорнуте диференціальне рівняння контуру збудження:

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \left(\frac{3}{2} \vartheta_d M_{ad} i_d + L_{sr} i_{sr} + \vartheta_d M_{ad} i_r + \right. \\ \left. + \vartheta_d M_{ad} \sum_{i=1}^{n_d} i_{rdi} \right) + r_r i_r = E_r. \end{aligned} \quad (3)$$

Домножуючи рівняння (3) на $\frac{\omega_s M_{ad}}{L_r}$, де M_{ad} і L_r – постійні параметри ідеалізованої машини, вводячи замість струму контуру збудження i_r і струму i -го демпферного контуру нові змінні $E_q = \omega_s M_{ad} i_r$, $E_{rqi} = \omega_s M_{ad} i_{rdi}$ ЕРС, індуковані в контурах статора магнітним полем контуру збудження і демпферних контурах ідеалізованої машини та приводячи рівняння до відносних одиниць А. А. Горєва, розділивши ліву частину рівняння на U_{δ} , а праву частину – на $\omega_s M_{ad} \frac{U_{\delta} r}{r_r} = U_{\delta}$ рівняння обмотки збудження приймуть вигляд:

$$\frac{d\Psi_r}{dt} + \frac{1}{T_r} E_q = \frac{1}{T_r} E_r,$$

$$\begin{aligned} \Psi_r &= \frac{x_{ad}}{x_r} \vartheta_d \left(x_{ad} i_d + E_q + \sum_{i=1}^{n_d} E_{rqi} \right) + \frac{x_{sr}}{x_r} E_q = \\ &= \frac{x_{ad}}{x_r} E_{\delta q} + \frac{x_{sr}}{x_r} E_q, \end{aligned}$$

$$\text{де } E_{\delta q} = \vartheta_d \left(x_{ad} i_d + E_q + \sum_{i=1}^{n_d} E_{rqi} \right).$$

Таким чином змінюється лише вираз для поперечної складової ЕРС за реактивністю розсіювання статора (1), в нього тепер входить параметр насичення ϑ_d . Аналогічно і з таким же результатом параметри насичення вводяться в рівняння решти контурів ротора по осях d і q і в рівняння статора. Вираз для поздовжньої складової ЕРС за реактивністю розсіювання приймає вигляд

$$E_{\delta d} = -\vartheta_q \left(x_{aq} i_q - \sum_{k=1}^{n_q} E_{rdk} \right).$$

У систему рівнянь машини необхідно включити рівняння для визначення $\dot{E}_\delta$ і характеристику насичення сталі.

Таким чином, модель генератора у власних d , q осях, яка придатна для проведення розрахунків перехідних процесів в енергосистемах і у вузлах навантаження, приймає вигляд:

$$\frac{1}{\omega_s} \frac{d\Psi_d}{dt} + (1 + \omega_s) \Psi_q + r i_d = -u_d,$$

$$(1 + s) \Psi_d - \frac{1}{\omega_s} \frac{d\Psi_q}{dt} - r i_q = u_q,$$

$$\frac{d\Psi_r}{dt} = \frac{1}{T_r} (E_r - E_q),$$

$$\frac{d\Psi_{rdi}}{dt} = -\frac{1}{T_{rdi}} E_{rqi}, \quad i = 0 \dots n_d,$$

$$\frac{d\Psi_{rqk}}{dt} = \frac{1}{T_{rqk}} E_{rdk}, \quad k = 0 \dots n_q,$$

$$\frac{ds}{dt} = \frac{1}{T_J} (M_T - M_e),$$

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega_s (s - s_v),$$

$$\Psi_d = x_s i_d + E_{\delta q},$$

$$\Psi_q = x_s i_q - E_{\delta d},$$

$$\Psi_r = \frac{x_{ad}}{x_r} E_{\delta q} + \frac{x_{sr}}{x_r} E_q,$$

$$\Psi_{rdi} = \frac{x_{ad}}{x_{rdi}} E_{\delta q} + \frac{x_{srdi}}{x_{rdi}} E_{rqi}, \quad i = 0 \dots n_d,$$

$$\Psi_{rqk} = \frac{x_{aq}}{x_{rqk}} E_{\delta d} - \frac{x_{srqk}}{x_{rqk}} E_{rdk}, \quad k = 0 \dots n_q,$$

$$E_{\delta q} = \vartheta_d \left(x_{ad} i_d + E_q + \sum_{i=1}^{n_d} E_{rqi} \right),$$

$$E_{\delta d} = -\vartheta_q \left(x_{aq} i_q - \sum_{k=1}^{n_q} E_{rdk} \right),$$

$$M_e = \Psi_d i_q - \Psi_q i_d = E_{\delta q} i_q + E_{\delta d} i_d,$$

для неявнополюсної машини:

$$\vartheta_d = \vartheta_q = \vartheta = \vartheta(E_\delta), \quad E_\delta = \sqrt{E_{\delta q}^2 + E_{\delta d}^2},$$

для явнополюсної машини:

$$\vartheta_q = 1, \quad \vartheta_d = \vartheta_d(E_{\delta q}).$$

Характеристику насичення сталі машини рекомендують [11] будувати за характеристикою холостого ходу. У сталому режимі холостого ходу струм статора і струми демпферних контурів рівні нулю, ЕРС, індуковані в контурах статора магнітним полем струмів демпферних контурів, теж дорівнюють нулю, тому

$$\Psi_d = E_{\delta q} = \vartheta E_q, \quad \Psi_q = 0,$$

статорні рівняння машини в сталому режимі холостого ходу приймають вид:

$$\Psi_d = \vartheta E_q = U_q = U, \quad U_d = 0,$$

звідки

$$\vartheta = \frac{U}{E_q}.$$

У відносних одиницях А. А. Горєва у ідеалізованій машини синхронна ЕРС E_q чисельно дорівнює струму збудження, віднесеному до базисного струму ротора

$$E_q = \frac{E_q[u.e.]}{U_\delta} = \frac{\omega_s M_{ad} i_r}{\omega_s M_{ad} I_{\delta r}} = \frac{i_r}{i_{rx.x.H}} = i_{r*} \operatorname{tg} \alpha.$$

Отже, знаючи характеристику холостого ходу, дану як таблицю пар значень i_{r*} , U_* , можна побудувати характеристику насичення $\vartheta = f(E_\delta)$, що представляє собою таблицю пар значень E_δ , ϑ , за формулами:

$$\vartheta = \frac{U}{E_q} = \frac{U_*}{i_{r*} \operatorname{tg} \alpha},$$

$$E_\delta = \vartheta E_q = \vartheta i_{r*} \operatorname{tg} \alpha.$$

Для дослідження впливу насичення на процеси розподілу електричної енергії у вузлі системи електроespo-

живання (рис. 1) в пакеті візуального програмування за аналогією з [3] складена модель (рис. 2).

Схема включає: *GRID* – джерело живлення, *TV* – трансформатор типу *TM/400/10* потужністю 400 кВА, *GE* – синхронний генератор потужністю 315 кВт, *LOAD1* ($P=85\text{кВт}$, $Q=68\text{кВАр}$), *LOAD2* ($P=55\text{кВт}$, $Q=8\text{кВАр}$), *LOAD3* ($P=38\text{кВт}$, $Q=30\text{кВАр}$) – гілки трифазного навантаження та *LOAD4* ($P=30\text{кВт}$, $Q=35\text{кВАр}$), *LOAD5* ($P=70\text{кВт}$, $Q=30\text{кВАр}$) – гілки однофазного навантаження.

Дослідження виконано при розподілі у часі стану комутаційного обладнання наступним чином: *QF5* в 1 с відмикає гілку однофазного навантаження *LOAD5*; *QF6* в 2 с відключає мережу і генератор починає працювати автономно; *QF1* в 2,5 свмикає трифазне навантаження *LOAD1*; *QF7* в 3 с імітує однофазне к.з. на *LOAD4*; *FAULT1* в 3,5 с імітує трифазне к.з. на *LOAD2*. Результати моделювання наведені на рисунку 3.

При паралельній роботі генератора з мережевим трансформатором збільшується подача первинної механічної енергії (рис. 3, д) та зменшується напруга збудження (рис. 3, е), при цьому відхилення напруги статора (рис. 3, б) та частоти обертання (рис. 3, з) – незначне. Аналогічну поведінку можна відзначити і у перехідних режимах. Відхилення за частотою (рис. 3, з) та напругою

(рис. 3, а), в нормальних режимах не перевищують припустимих границь.

Несиметричні короткі замикання при автономній роботі не дивлячись на істотну різницю у струмах к.з. (рис. 3, а), за рахунок дії струмів зворотної послідовності, викликають значне збільшення амплітуди моменту генератора (рис. 3, в) та виникнення високочастотних пульсацій.

ВИСНОВКИ

Аналізуючи роботу системи регулювання збудження та потужності приводного двигуна слід відзначити наступне.

Урахування насичення магнітної системи синхронного генератора впливає на характер динамічних режимів так і на характер статичних режимів.

Найбільш суттєво насичення магнітної системи впливає при паралельній роботі

машини з мережевим трансформатором.

Насичення магнітної системи незначно впливає на характер процесів при автономній роботі синхронного генератора, як при перехідних, стаціонарних режимах так і при виникненні коротких замикань, різниця між параметрами режимів не призводить до порушення стійкості генерації електричної енергії.

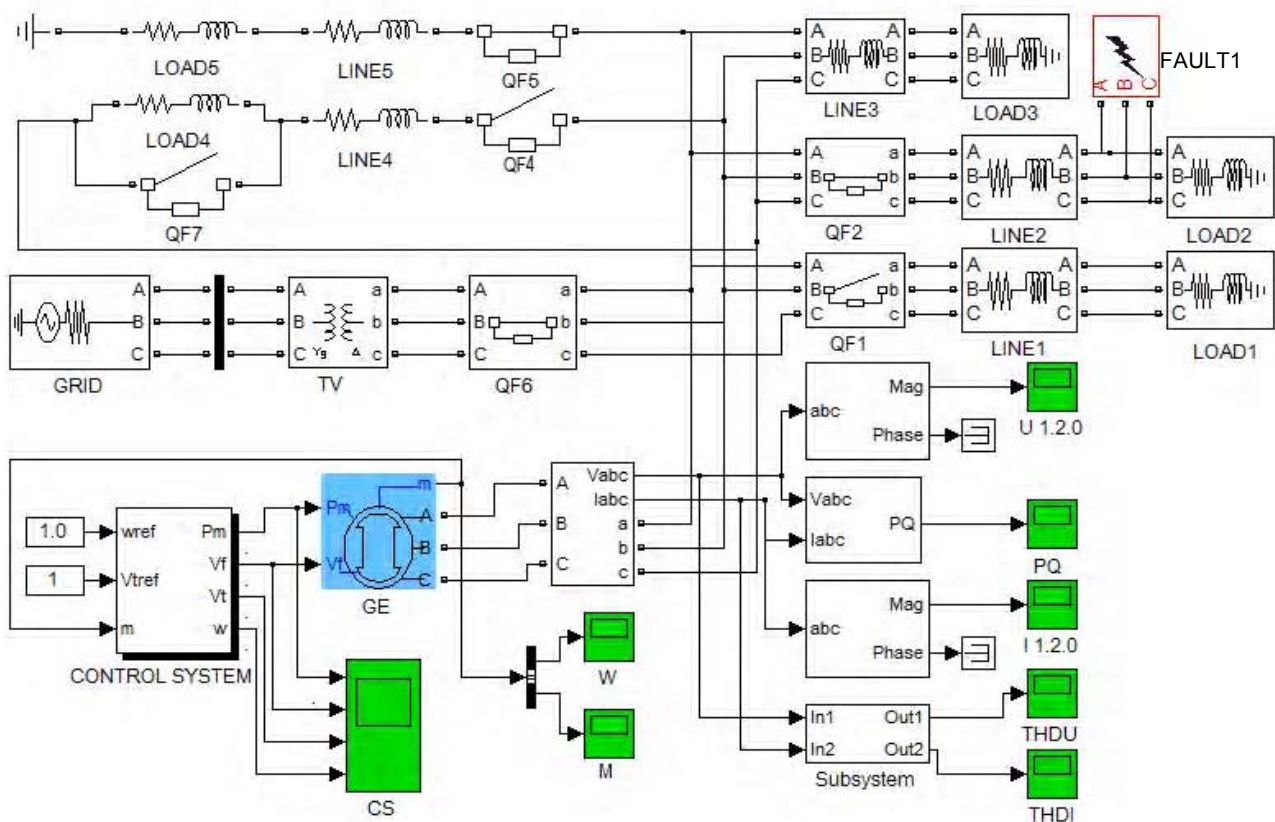
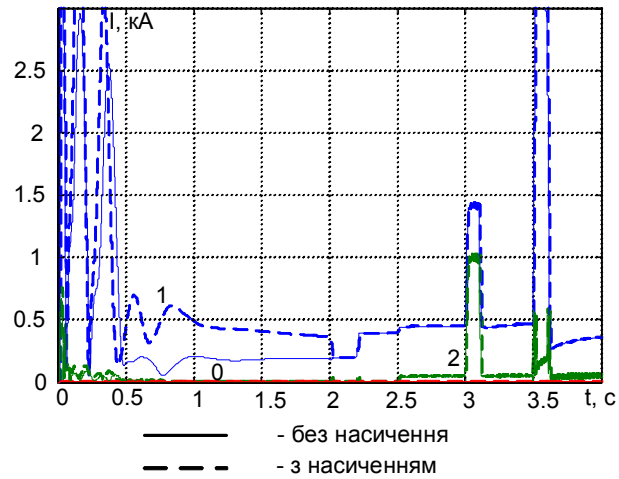
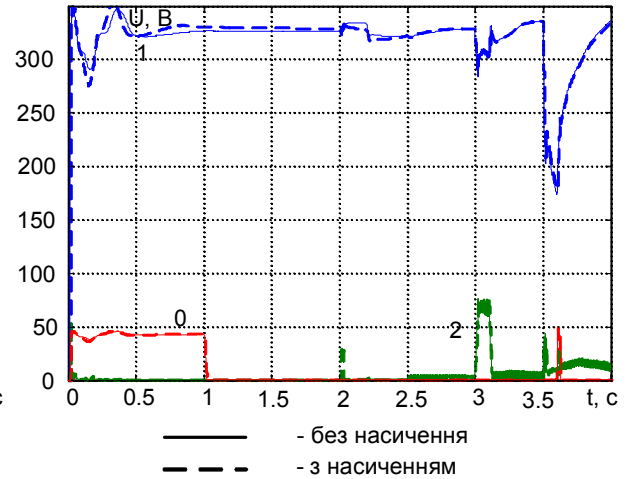


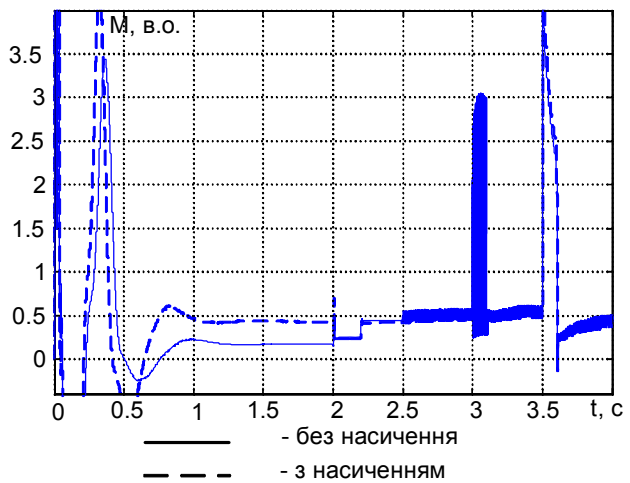
Рисунок 2 – Модель схеми вузла системи електроживлення підприємства



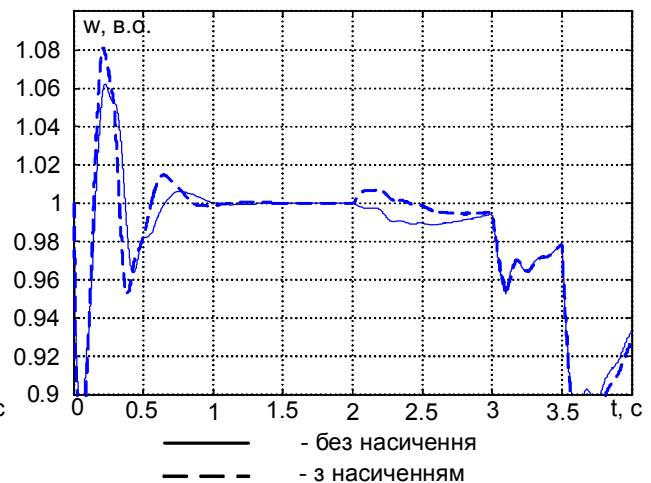
а)



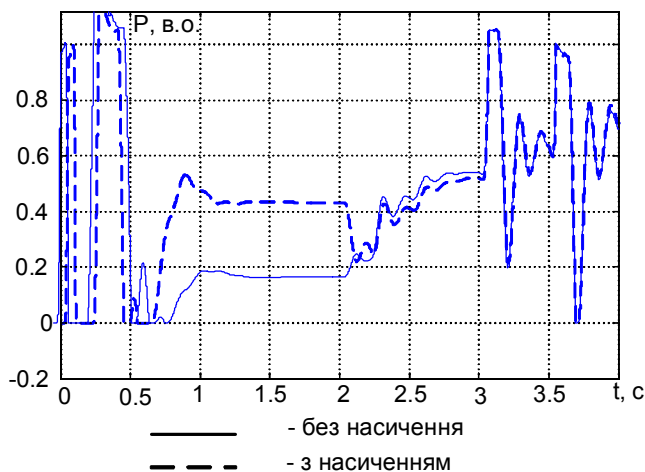
б)



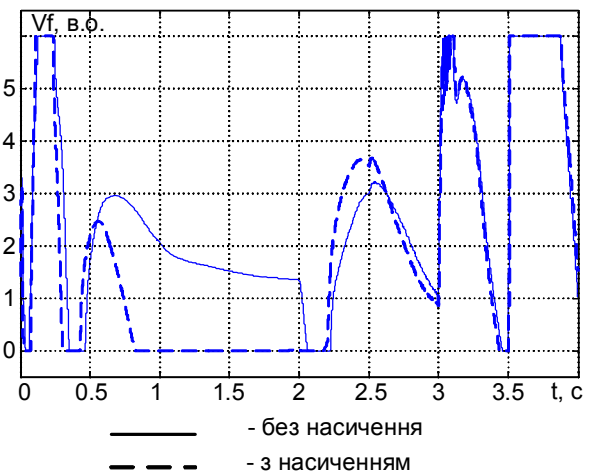
в)



г)



д)



е)

Рисунок 3 – Зміна параметрів режиму у часі
(а,б) пряма, зворотна та нульова послідовності струму та напруги;
(в,г) момент та частота обертання ротора;
(д,е) механічна потужність та напруга збудження

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Бялобржеський О. В. Автоматизовані системи керування в електроенергетиці: навчальний посібник / О. В. Бялобржеський, Н. Г. Чередник. – Кременчук: ПП Щербатих О. В., 2016. – 204 с.
2. Овчаренко Н. И. Автоматика электрических станций и электроэнергетических систем: учебник для вузов / Н. И. Овчаренко.; Под ред. А. Ф. Дьякова. – М.: ИП ЭНАС, 2000. – 504 с.
3. Чередник Н. Г. Дослідження режиму синхронного генератора когенераційної установки у складі системи електропостачання малого промислового підприємства / Н. Г. Чередник, О. В. Бялобржеський // Науково-техн. збірник Гірничя електромеханіка та автоматика. – 2015. – Вип. 94. – С. 139–145.
4. Руденко Ю. Н. Автоматизация диспетчерского управления в электроэнергетике / Ю. Н. Руденко, В. А. Семенов. – Москва: МЭИ, 2000. – 649 с.
5. Залужный М. Ю. Моделирование нестационарных электромагнитных процессов в системе электропитания энергоемких электротехнических комплексов / М. Ю. Залужный // Электротехника и электроэнергетика – 2009. – Вип. 2. – С. 70–72.
6. Котеленец Н. Ф. Способ и устройство синхронизации возбужденного синхронного генератора с сетью / Н. Ф. Котеленец, А. В. Богачев, Е. В. Ежов // Электричество. – 2014. – №4. – С. 50–54.
7. Агунов А. В. Управление качеством электроэнергии при несинусоидальных режимах / А. В. Агунов – СПб.: СПбГМТУ, 2009. – 134 с.
8. Забудский Е. И. Электрические машины. Ч. 3. Синхронные машины: учеб. пособие / Е. И. Забудский – Москва: МГАУ. – 2008. – 195 с.
9. Weaver, Christopher S. Understanding Mini Hydroelectric Generation, Technical Paper, Volunteers in Technical Assistance (VITA), 1985. – № 19.
10. Меркурьев Г. В. Шаргин Ю. М. Устойчивость энергосистем. Монография. Том 2. — СПб.: НОУ «Центр подготовки кадров энергетики», 2008. — 300 с.
11. Мещеряков В. Н. Синхронные машины: учеб. пособие / В. Н. Мещеряков, Д. И. Шишлин – Липецк: Липецкий государственный технический университет. – 2013. – 101 с.

Чередник Н. Г.¹, Бялобржеський А. В.²

¹Аспирант, Кременчугский национальный университет имени Михаила Остроградского, Украина, E-mail: natali_alex_2008@mail.ru

²Канд. техн. наук, доцент, Кременчугский национальный университет имени Михаила Остроградского, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ РЕЖИМА СИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА КОГЕНЕРАЦИОННОЙ УСТАНОВКИ ПРИ ПАРАЛЛЕЛЬНОЙ И АВТОНОМНОЙ РАБОТЕ С УЧЕТОМ ЯВЛЕНИЯ НАСЫЩЕНИЯ МАГНИТНОЙ СИСТЕМЫ ГЕНЕРАТОРА

Несмотря на сравнительно невысокую мощность генераторов когенерационных установок и их работу параллельно с сетью, мощность которой может превышать мощность машины, возникает ряд задач связанных с перераспределением потоков энергии в результирующей схеме при несимметрии нагрузки. Это перераспределение, как показано в работе, приводит к изменению качественных показателей функционирования генератора, так и системы электроснабжения. На основании анализа известных приемов по отражению процессов насыщения стали магнитной системы синхронной машины, с использованием теории электрических машин, при учете несимметрии нагрузки разработана модель синхронного генератора. В пакете визуального программирования выполнено моделирование системы электроснабжения малого промышленного предприятия, в составе которой используется синхронный генератор. Проведена серия экспериментов с имитацией работы синхронного генератора, с учетом насыщения стали, на комплексную нагрузку параллельно с сетью и автономно. В результате анализа временных зависимостей параметров режима установлено влияние несимметрии на динамические показатели параметров режима и отмечено существенное влияние несимметрии при параллельной работе с системой электроснабжения. Полученные результаты могут быть использованы при построении систем управления возбуждением машины в условиях несимметрии нагрузки.

Ключевые слова: синхронный генератор, когенерационная установка, несимметричный режим, насыщение магнитной системы

Cherednyk N.G.¹, Bialobrzieski O.V.²

¹Postgraduate Kremenchuk Myhailo Ostrohradskiy National University, Ukraine

²Candidate of Science, Associate Professor, Kremenchuk Myhailo Ostrohradskiy National University, Ukraine

THE STUDY OF THE MODE OF SYNCHRONOUS GENERATOR COGENERATION UNIT IN PARALLEL AND AUTONOMOUS WORK CONSIDERING THE PHENOMENON OF MAGNETIC SATURATION OF GENERATOR SYSTEM

Despite the relatively low power generators and cogeneration plants they work in parallel with the network, the power of which can exceed the capacity of the machine, there are a number of problems associated with the redistribution of energy flows in the resulting pattern when unbalanced load. This redistribution, as shown in the work, resulting in a change of quality indicators of the functioning of the generator and the electrical system. Based on the analysis of the known methods to repel saturation processes steel magnetic synchronous machine system, using the theory of electrical

machines, developed a model of a synchronous generator, taking into account the load unbalance. The package of visual programming simulated power system of small industrial enterprises, in which the composition is used synchronous generator. A series of experiments with simulation of the synchronous generator, taking into account the saturation of steel, a load in parallel with a comprehensive network and autonomously. As a result of analysis of time dependencies mode settings established the influence of asymmetry on the dynamic performance mode parameters and observed a significant impact of asymmetry in parallel operation with the power supply system. The results can be used in the construction of the drive control system of the machine under load unbalance.

Keywords: synchronous generator, cogeneration plant, asymmetrical mode, the saturation of the magnetic system.

REFERENCES

1. Byalobrzhes'kyi O. V., Cherednyk N. H. Avtomatyzovani system ykeruvannya v elektroenerhetytsi, PP Shcherbatykh, Kremenchuk, Ukraine.
2. Ovcharenko N. Y., Avtomatika elektricheskikh stantsiy i elektroenergeticheskikh sistem, NP ENAS, Moscow, Russia.
3. Cherednyk N. H., Byalobrzhes'kyi O. V. Doslidzhennia rezhymu synkhronnoho heneratora koheneratsiinoi ustanovky v systemi elektropostachannia maloho promysloвого pidpriumstva, Hirnycha elektromekhanika ta avtomatyka, No. 94, pp. 139–145.
4. Rudenko Yu. N., Semenov V. A. Avtomatizatsiya dispatcher'skogo upravleniya v elektroenergetike, MEI, Moscow, Russia.
5. Zaluzhnyi M. Yu. Modeliuvannia elektromahnitnykh perekhidnykh protsesiv v systemi zhyvlennia enerhoiemnykh elektrychnykh system. *Elektrotehnika i elektroenergetika*, No. 2, pp. 70–72.
6. Kotelenets N. F., Bogachev A. V., Ezhov E. V. Sposib i prystrii synkhronizatsii zbudzhennia synkhronnoho oheneratora z merezheiu. *Elektrichestvo*, No. 4, pp. 50–54.
7. Agunov A. V. Upravlenie kachestvom electroenergiyi pri nesinusoidal'nyh rezhymah, SPbSMTU, Sankt-Peterburg, Russia.
8. Zabudskiy E. I. Elektricheskie mashini. Sinhronnyiemashini, MGAU, Moscow, Russia.
9. Weaver, Christopher S. Understanding MiniHydroelectric Generation, Technical Paper, Volunteers in Technical Assistance (VITA), No. 19.
10. Merkurev G., Shargin Yu. Ustoychivost energosistem, SPb, Tsentrpodgotovki kadrov energetiki, 300 p.
11. Mescheryakov V. N., Shishlin D. I., Sinhronnyiemashini, Lipetsk State Technical University, Lipetsk, Russia.

Власенко Р. В.¹, Бялобржеський О. В.²¹Аспірант, Кременчуцький національний університет імені Михайла Остроградського, Україна,
E-mail: laplandec267@gmail.com²Канд. техн. наук, доцент, Кременчуцький національний університет імені Михайла Остроградського, Україна

КОРЕКЦІЯ АЛГОРИТМУ ВИЗНАЧЕННЯ ЗАДАНОГО СТРУМУ СИЛОВОГО АКТИВНОГО ФІЛЬТРА НА ОСНОВІ ТЕОРІЇ ФРІЗЕ В УМОВАХ НЕСИМЕТРІЇ

Забезпечення якості електричної енергії потребує комплексного підходу до проектування та вибору фільтрокомпенсуючих та симетруючих пристроїв. На підставі аналізу відомих робіт встановлено, що формування струму фільтру здійснюється за алгоритмом в основі якого закладені елементи теорії потужності. В ході моделювання на ЕОМ відзначено, що використання теорії потужності за Фрізе в трифазних системах доцільне, але потребує корекції. Шляхом використання методів теорії електротехніки та сучасних стандартів з визначення складових потужності, запропоновано корекцію алгоритму визначення заданого струму силового активного фільтру. При цьому, додатково визначаються складові напруги та струму прямої послідовності та еквівалентний кут зсуву. Моделюванням силового активного фільтру, із запропонованими змінами в системі керування, обґрунтовано ефективність запропонованого рішення. В результаті доведено, що виконувати формування струму силового активного фільтру з використанням теорії Фрізе введенням замість середнього значення активної потужності за фазами – активної потужності прямої послідовності, яка визначена відповідно до позицій стандарту IEEE 1459-2010.

Ключові слова: силовий активний фільтр, теорія потужності Фрізе, несиметричне навантаження, стандарт IEEE 1459-2010

ВСТУП

Наразі актуальним є питання забезпечення якості електроенергії для електричних мереж. Наявність в промисловості великої кількості потужних асинхронних електродвигунів викликає потоки реактивної потужності в мережі між частинами постачання та споживання електричної енергії. Реактивна потужність супроводжує процеси перетворення активної потужності і пов'язана, зокрема, з роботою та режимами електричних машин. Процес циркуляції реактивної потужності призводить до збільшення втрат електроенергії в електричних мережах та електричних машинах [1], несприятливо впливає на рівень напруги в мережі, що призводить до зниження пропускної здатності системи передачі електроенергії.

Впровадження напівпровідникової техніки в електроенергетику загострило проблему якості появою вищих гармонік струму і напруги. Такі пристрої, як тиристорні регулятори напруги, керовані випрямлячі, перетворювачі частоти і автономні інвертори напруги генерують гармоніки частоти яких сягають 1–20 кГц. Спектральний склад вищих гармонік струму, який змінюється при зміні режиму керування перетворювачем, унеможливило правильне налаштування силових пасивних фільтрів, що суттєво зменшує ефективність їх використання [2].

Від електричних мереж з рівнем напруги до 1 кВ отримують електричну енергію однофазні споживачі із різним характером навантаження, які не тільки генерують реактивну потужність та вищі гармоніки, але і нерівномірно завантажують фази мережі, створюючи не-

симетрію. До таких навантажень відносять: в промисловому секторі – однофазні електрошлакові печі, зварювальні агрегати, однофазні двигуни; в побутовому секторі – комп'ютерні кластери, периферійні пристрої та інше. Несиметричні режими роботи негативно впливають на роботу генераторів, трансформаторів та самих споживачів електроенергії, і тим самим знижують час безвідмовної експлуатації зазначеного електрообладнання.

Для покращення показників електричної енергії та зменшення впливу описаних вище явищ все частіше використовують силові активні фільтри [3, 4]. Силовий активний фільтр (САФ) – керований напівпровідниковий пристрій виконаний за мостовою схемою з'єднання транзисторних елементів, призначений для зниження реактивної потужності та рівня вищих гармонік струму. Зважаючи на керованість перетворювача САФ можна припустити функціональну можливість – виконувати симетрування струмів навантаження [5], за умов наявності відповідного алгоритму формування струму.

В той же час ефективність роботи САФ значною частиною визначається алгоритмом формування заданого струму для кожної лінії вузла мережі, як правило це складові струму, що відповідають неактивним компонентам потужності. Для визначення неактивних компонент застосовують відповідні теорії потужності [4]. Реалізація алгоритму визначення заданого струму та формування імпульсів управління силовим перетворювачем, на його підставі, є складовими, які впливають на якість фільтрації та швидкість роботи САФ.

МЕТА РОБОТИ

Корекція алгоритму визначення заданого струму та дослідження ефективності трифазного силового активного фільтру при різних умовах несиметрії.

АНАЛІЗ ПОПЕРЕДНІХ МАТЕРІАЛІВ

Побудова ефективних систем керування вимагає визначення адекватної оцінки складових струму, які зумовлюють неактивну потужність, вищі гармоніки та несиметрії. Виконати декомпозицію складових можливо при застосуванні теорій миттєвої потужності. Зокрема, використання перетворення Кларка та перехід від трифазної системи до фіктивної однофазної, забезпечує визначення активних та неактивних складових миттєвої потужності, відповідно до *pq*-теорії [6, 7]. Остання знайшла застосування для трифазних трипровідних та чотирипровідних кіл, а для трифазних чотирипровідних кіл з несиметричними режимами чи навантаженнями отримала розвиток у вигляді *pqr*-теорії [8].

В той же час, достатню популярність серед дослідників отримала теорія потужності, яка була запропонована в 1931 році польським вченим С. Фрізе. На момент створення теорія Фрізе не знайшла прихильників та практичних застосувань, і протягом 60 років залишалася відомою вузькому колу науковців [9]. Проте, ситуація різко змінилася в кінці XX століття. З розвитком напівпровідникової техніки та з проривом у виробництві транзисторів IGBT, MOSFET, науковцями та технічними фахівцями почали вивчатися силові активні фільтри. Для управління САФ отримала певне застосування теорія потужності Фрізе [6, 10]. Алгоритм визначення для компенсації неактивних складових струму, за теорією Фрізе, можливо реалізувати, як для однофазних, так і для трифазних споживачів з лінійним та нелінійним навантаженням. Проте в останньому випадку виникає необхідність визначення раціонального рівня симетрування [5].

Відповідно до теорії Фрізе [6, 9] струм розкладають на дві складові – активну i_A і пасивну i_{II} в часовій області:

$$i = i_A + i_{II}, \quad (1)$$

для визначення останніх додатково розраховують активну потужність P та квадрат середньоквадратичного значення напруги U_{RMS}^2 за період T :

$$P = \frac{1}{T} \int_0^T u \cdot i dt, \quad (2)$$

$$U_{RMS}^2 = \frac{1}{T} \int_0^T u^2 dt. \quad (3)$$

Тоді, активний струм за Фрізе, з використанням (2, 3):

$$i_A = \frac{P}{U_{RMS}^2} \cdot u. \quad (4)$$

Пасивну складову струму виділяють зі струму навантаження, і вважають, що цей струм САФ повинен компенсувати:

$$i_{II} = i - i_A = i_c^*. \quad (5)$$

Взаємну ортогональність складових підтверджується наступними співвідношеннями:

$$P = \frac{1}{T} \int_0^T u \cdot i_A dt, \quad (6)$$

$$\int_0^T u \cdot i_{II} dt = 0; \quad \int_0^T i_A \cdot i_{II} dt = 0. \quad (7)$$

Оскільки пасивні складові не переносять активної енергії (7), то їх компенсують [8].

КОРЕКЦІЯ АЛГОРИТМУ

Як показано в роботах [6, 10] алгоритм формування струму САФ за теорією Фрізе призводить до високих показників зниження реактивної потужності та вищих гармонік струму. Про те, як зазначено в роботі [5], при несиметричному струмі необхідно корегування алгоритму. Розглянемо можливі варіанти що вимагають корекції.

Варіант 1 – мережа із симетричною, синусоїдальною напругою – несиметричне, нелінійне навантаження (рис. 1).

Визначення активної потужності за формулою (2), замінюємо на визначення активної потужності прямої послідовності за основною гармонікою.

Згідно зі стандартом IEEE 1459-2010 рекомендується активну потужність прямої послідовності основної гармоніки визначати, як:

$$P_1^+ = U_1^+ \cdot I_1^+ \cdot \cos(\theta_u - \theta_i), \quad (8)$$

де U_1^+ – напруга прямої послідовності основної гармоніки; I_1^+ – струм прямої послідовності основної гармоніки; θ_u – зсув по фазі основної гармоніки напруги прямої послідовності; θ_i – зсув по фазі основної гармоніки струму прямої послідовності.

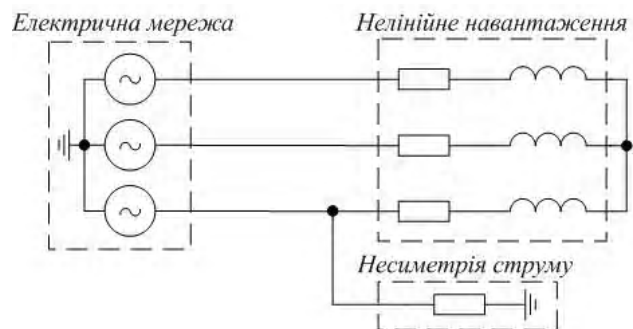


Рисунок 1 – Підключення навантаження до електричної мережі за варіантом 1

Таким чином, заданий струм САФ (4, 5) визначається активним струмом, який на відміну від виразів (6) та (7), пропонується визначати за активною потужністю прямої послідовності:

$$i_{APF}^* = i_L - i_{AF} = i_L - \left[\left(P_1^+ / U_{RMS}^2 \right) u_S \right], \quad (9)$$

де i_L – повний струм навантаження; i_{AF} – активний струм з врахуванням корекції за потужністю прямої послідовності; u_S – миттєве значення напруги мережі.

Варіант 2 – мережа із несиметричною, синусоїдальною напругою – нелінійне, несиметричне навантаження (рис. 2). При цьому, як показують попередні експерименти [5], є недостатнім симетрування активної потужності навантаження, визначенням її через пряму послідовність за основною гармонікою (8).

Зважаючи на несиметрію напруги, введемо середньоквадратичне значення напруги трифазної мережі:

$$U_{RMS}^2 = \left(\frac{U_{RMSa} + U_{RMSb} + U_{RMSc}}{3} \right)^2, \quad (10)$$

де U_{RMSa} , U_{RMSb} , U_{RMSc} – діюче значення напруги відповідно фази a , b , c .

З урахуванням (10), заданий струм САФ фактично буде більшим в тій фазі мережі, де більше значення напруги, що, ймовірно, призведе до перерозподілу завантаження фаз мережі. В підсумку, заданий струм САФ з урахуванням виразів (8), (10) дорівнює:

$$i_{APF}^* = i_L - i_{AF} = i_L - \frac{P_1^+ \cdot u_S}{\left(\frac{U_{RMSa} + U_{RMSb} + U_{RMSc}}{3} \right)^2}, \quad (11)$$

Варіант 3 – мережа із симетричною, несинусоїдальною напругою – нелінійне, несиметричне навантаження (рис. 3).

Вплив несинусоїдальної напруги живлення проаналізовано в роботі [11]. Щоб урахувати вплив несинусоїдальності напруги мережі з миттєвої напруги u виділяють

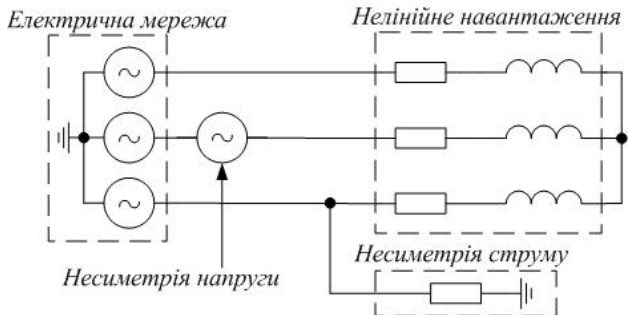


Рисунок 2 – Підключення навантаження до електричної мережі за варіантом 2

складову основної гармоніки u_1 :

$$u_1 = \sqrt{A^2 + B^2} \sin \left(\omega t + \arctan \left(\frac{B}{A} \right) \right), \quad (12)$$

$$A = \frac{1}{T} \int_0^T u \cos(\omega t) dt; \quad B = \frac{1}{T} \int_0^T u \sin(\omega t) dt.$$

де $\omega = 2\pi / T$. Виходячи з (9) з урахуванням (12) заданий струм САФ:

$$i_{APF}^* = i_L - i_{AF} = i_L - \left(\frac{P_1^+ \cdot u_1}{U_{RMS}^2} \right). \quad (13)$$

Варіант 4 – мережа із несиметричною, несинусоїдальною напругою – несиметричне, нелінійне навантаження (рис. 4).

Заданий струм САФ знаходиться з урахуванням виразів (8), (10), (12):

$$i_{APF}^* = i_L - i_{AF} = i_L - \left[\frac{P_1^+ \cdot u_1}{\left(\frac{U_{RMSa}^2 + U_{RMSb}^2 + U_{RMSc}^2}{3} \right)^2} \right], \quad (14)$$

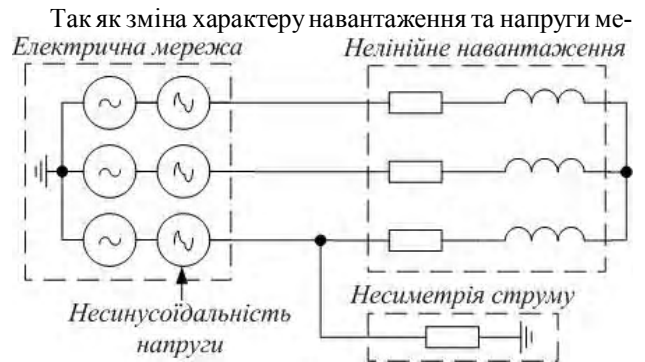


Рисунок 3 – Підключення навантаження до електричної мережі за варіантом 3

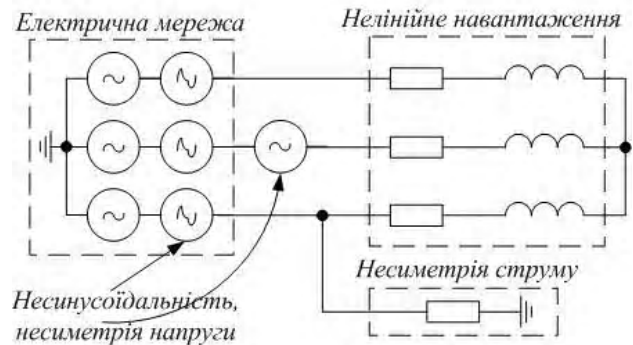


Рисунок 4 – Підключення навантаження до електричної мережі за варіантом 4

режі може відбуватися стохастично, використання кожного з варіантів формування струму стає нераціональним. Тому, в експериментальних дослідженнях, за умов формування струму САФ, використано вираз (14), який узагальнює попередні варіації.

МОДЕЛЬ МЕРЕЖІ ІЗ СИЛОВИМ АКТИВНИМ ФІЛЬТРОМ

Модель трифазного САФ в електроенергетичній системі [5, 9] (рис. 5) включає: електричну мережу (*Three-Phase source*) з еквівалентним активним та індуктивним опорами; з'єднане з електричною мережею через трифазний реактор (*Reactor1*) нелінійне навантаження – тиристорний перетворювач (*Thyristor converter*) з активно-індуктивним навантаженням (*RL-load*); трифазний транзисторний перетворювач (*Transistor converter*); блок формування заданого струму САФ (*Current generation block*); блок формування імпульсів (*Pulse shaping block*).

Система формування імпульсів управління (*Pulse shaping block*) реалізована на основі методу адаптивного релейного регулювання струму (АРРС) [10].

Параметри елементів схеми розраховані з наступних міркувань: нелінійне навантаження має розрахункову потужність $P=30 \text{ кВт}$, $Q=66 \text{ кВАр}$ – тиристорний перетворювач (*Thyristor converter*) з активно-індуктивним навантаженням (*RL-load*) $R_{ld}=2 \text{ Ом}$; $L_{ld}=0,0116 \text{ Гн}$. Електропостачання здійснюється від трифазної електричної мережі (*Three-Phase source*) з номінальною напругою $U_s=380 \text{ В}$, частотою 50 Гц . Еквівалентні активний та реактивний опори мережі розраховані виходячи з допустимої втрати напруги на них 7% , та складають відповідно $R_s=0,1 \text{ Ом}$; $L_s=1,3 \cdot 10^{-5} \text{ Гн}$.

За відомою методикою [12] визначені електричні параметри реактивних елементів САФ та частота комутації вентилів перетворювача f_c . Елементи САФ мають наступні параметри: індуктивність реактору САФ $L=0,0054 \text{ Гн}$; конденсатори ємністю $C1=C2=40 \cdot 10^{-3} \text{ Ф}$; напруга конденсатору $U_{dc1}=U_{dc2}=1000 \text{ В}$.

РЕЗУЛЬТАТИ МОДЕЛЮВАННЯ

Проведено дослідження роботи трифазного САФ з різними режимами несиметрії та несинусоїдальності напруги мережі та струму навантаження. Дослідження системи «електрична мережа – силовий активний фільтр – навантаження» виконано при наступних умовах:

№1. Синусоїдальна симетрична напруга мережі живлення – фазна несиметрія навантаження;

№2. Синусоїдальна симетрична напруга мережі живлення – міжфазна несиметрія навантаження;

№3. Синусоїдальна несиметрична напруга мережі живлення – фазна несиметрія навантаження;

№4. Синусоїдальна несиметрична напруга мережі живлення – міжфазна несиметрія навантаження;

№5. Несинусоїдальна симетрична напруга мережі живлення – фазна несиметрія навантаження;

№6. Несинусоїдальна симетрична напруга мережі живлення – міжфазна несиметрія навантаження;

№7. Несинусоїдальна несиметрична напруга мережі живлення – фазна несиметрія навантаження;

№8. Несинусоїдальна несиметрична напруга мережі живлення – міжфазна несиметрія навантаження.

Несинусоїдальність, несиметрія напруги мережі живлення та несиметрія навантаження створювались у середі візуального програмування «MATLAB/ Simulink» з використанням джерела напруги, активного і реактивного навантаження з такими параметрами:

– несиметрія амплітудна (активне навантаження) $P=3 \text{ кВт}$ підключене до фази *A*, фазна несиметрія (реактивне навантаження) $Q=3 \text{ кВАр}$ підключене до фази *B*;

– міжфазна несиметрія активно-індуктивне навантаження $P=6 \text{ кВт}$, $Q=6 \text{ кВАр}$ підключене між фазами *A-B*;

– несиметрія напруги мережі живлення введенням джерела напруги фази *B*, що рівна $u_b=38 \cdot \sin(2\pi \cdot 50 \cdot t - 2\pi/3)$;

– несинусоїдальність напруги мережі живлення введенням в кожну фазу джерел живлення, $u_a=u_b=u_c=30 \cdot \sin(2\pi \cdot 150 \cdot t)$.

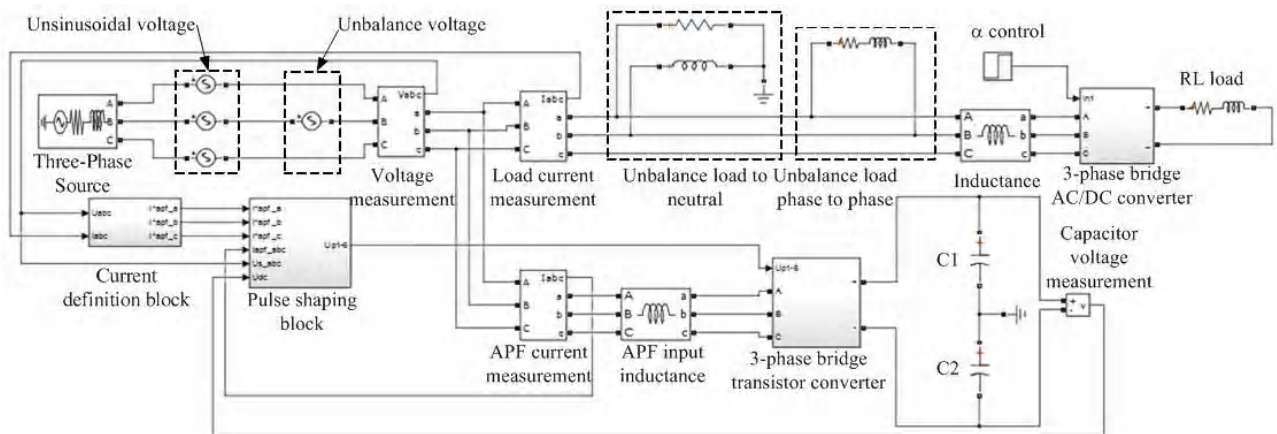


Рисунок 5 – Модель трифазного силового активного фільтра в електроенергетичній системі

В ході виконаного дослідження отримані осцилограми напруги і струму мережі, струму навантаження, струму САФ в нульовому проводі. Зважаючи на обмеження за обсягом та незначну інформативність, в роботі не приведені осцилограми для варіантів 1–6. На рис. 6 наведені осцилограми напруги мережі u та струму навантаження i за 2 періоди для варіанту експерименту №7.

Як видно з осцилограми рис. 6 струм полігармонійний та має небаланс за фазами ліній електропередачі, напруга теж спотворена.

Як видно з осцилограми рис. 6 струм полігармонійний та має небаланс за фазами ліній електропередачі, напруга теж спотворена.

На рис. 7 наведені осцилограми струму мережі (після компенсації) за 2 періоди для варіанту №7. Зазначимо, що САФ, з використанням пропонованого алгоритму, виконує симетрування струму в мережі, при зазначених вище умовах. В кривій струму мережі присутні пульсації (виділені пунктиром), які викликані високою швидкістю зміни струму, тобто крутим фронтом, імпульсів струму навантаження.

Кількісна оцінка якості та ефективності роботи трифазного САФ, при його роботі з несиметричними напругою та струмом, проведено з використанням показників стандарту IEEE 1459-2010. Стандарт IEEE 1459-2010 має критерій для оцінки енергетичних та електричних показників в умовах несиметрії [5].

Для оцінки роботи САФ введений ряд показників, причому параметри мережі позначені індексом « s », а навантаження « ld »:

– коефіцієнт потужності (табл. 1):

$$PF = P / S_e$$

де S_e – повна ефективна потужність, що знаходиться за стандартом IEEE 1459-2010 [5].

– ефективність зниження реактивної потужності прямої послідовності за основною гармонікою (табл. 1, рис. 9):

$$e_Q = ((Q_{1ld}^+ - Q_{1s}^+) / Q_{1ld}^+) \cdot 100\%;$$

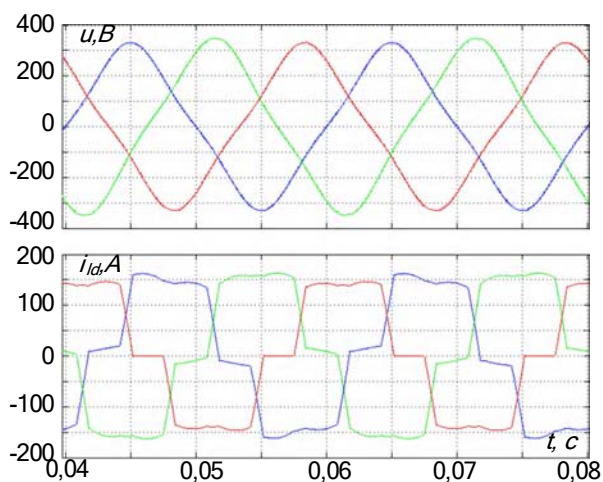


Рисунок 6 – Осцилограми напруги мережі u та струму навантаження i за 2 періоди для варіанту №7

– коефіцієнт спотворення синусоїдальності кривої струму (табл. 1):

$$THD_{eI} = I_H / I_{e1};$$

– ефективність зниження коефіцієнту спотворення синусоїдальності кривої струму (рис. 9):

$$e_{THD} = ((THD_{eI_{ld}} - THD_{eI_s}) / THD_{eI_{ld}}) \cdot 100\%;$$

– ефективність зниження повної потужності небалансу (рис. 9):

$$e_{SUI} = ((S_{UI_{ld}} - S_{UI_s}) / S_{UI_{ld}}) \cdot 100\%;$$

– коефіцієнт несиметрії навантаження (табл. 1):

$$K_{AL} = (S_{UI} / S^+) \cdot 100\%$$

– ефективність зниження коефіцієнту несиметричного навантаження (рис. 9):

$$\varepsilon_{KAL} = ((K_{AL_{ld}} - K_{AL_s}) / K_{AL_{ld}}) \cdot 100\%.$$

Аналізуючи табл. 1, можна відзначити, що відбувається компенсація реактивної потужності і відповідно коефіцієнт потужності рівний близько 1 для всіх випадків. Зниження реактивної потужності складає близько 97 % для 8-ми варіантів експерименту. Коефіцієнт спотворення синусоїдальності кривої струму навантаження складає в середньому 0,22 в.о., тоді як в мережі не перевищує 0,06 в.о.

Ефективність зниження коефіцієнту спотворення синусоїдальності кривої струму e_{THD} складає 85–70 %. Крива ефективності зниження коефіцієнту несиметричного навантаження e_{KAL} , на графіку рис. 9, схожа за аналогією до кривої e_{THD} . При наявності несиметрії напруги (вар. №3–4, №7–8) ефективність зниження повної потужності небалансу e_{SUI} складає 50–60 %, тоді як в інших випадках близько 98 %.

ВИСНОВКИ

1. Алгоритм визначення струму САФ за Фрізе для однофазного кола успішно використовується в трифазних колах, але його використання унеможливується в умовах несиметрії. Запропонована корекція алгоритму визначення заданого струму САФ враховує несиметрію струму навантаження та напруги мережі, введенням активної потужності прямої послідовності, що підвищує ефективність роботи САФ в умовах несиметрії.

2. Використання запропонованого алгоритму дозволяє утримати ефективність компенсації реактивної потужності за першою гармонікою на рівні 97%, при цьому за умов несиметрії відбувається зниження повної потужності небалансу практично на 50%.

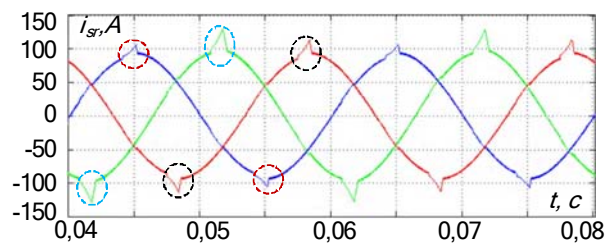


Рисунок 7 – Осцилограма струму мережі за 2 періоди для варіанту №7

Таблиця 1 – Показники оцінки ефективності роботи САФ для 8-ми варіантів експерименту

№ експ.	№1	№2	№3	№4	№5	№6	№7	№8
$PF_{ld}, в.о.$	0,5744	0,5806	0,5518	0,5615	0,5747	0,5806	0,5525	0,5619
$PF_{ss}, в.о.$	0,994	0,995	0,993	0,994	0,994	0,995	0,993	0,994
$\varepsilon_{Q+1}, \%$	97,42	97,54	97,44	97,54	97,39	97,51	97,4	97,5
$THD_{ld}, в.о.$	0,2138	0,2025	0,2172	0,2067	0,2139	0,2025	0,2173	0,2067
$THD_{ss}, в.о.$	0,0285	0,0303	0,0489	0,0489	0,0394	0,0394	0,0628	0,0615
$\varepsilon_{THD}, \%$	86,64	85,04	77,47	76,29	81,56	80,51	71,06	70,23
$\varepsilon_{SU1}, \%$	98,66	97,59	48,18	59,53	97,28	97,28	48,07	59,32
$K_{AL,ld}, в.о.$	0,2139	0,202	0,2173	0,206	0,214	0,2027	0,2174	0,2067
$K_{AL,ss}, в.о.$	0,0296	0,0313	0,0495	0,0496	0,0402	0,0403	0,0633	0,0621
$\varepsilon_{KAL}, \%$	86,13	77,76	62,91	62,82	65,61	72,57	65,91	65,75

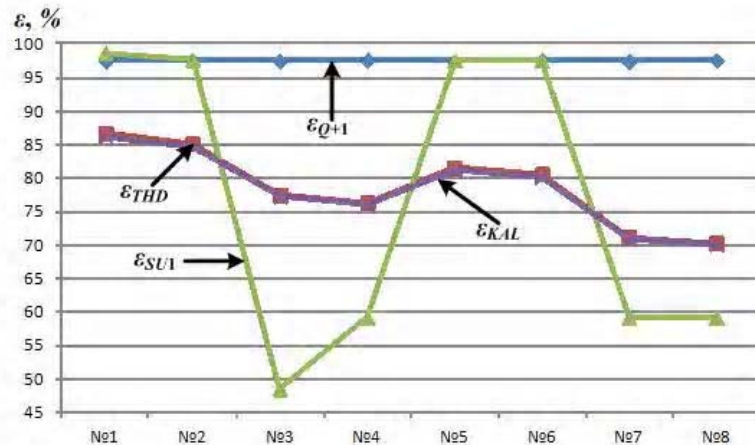


Рисунок 9 – Показники оцінки роботи САФ для 8-ми варіантів експерименту

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Глушков В. М. Компенсация реактивной мощности в электроустановках промышленных предприятий / В. М. Глушков, В. П. Грибин – М. : Энергия, 1975. – 104 с.
2. Шидловский А. К. Повышение качества энергии в электрических сетях / А. К. Шидловский, В. Г. Кузнецов – К. : Наукова думка, 1985. – 268 с.
3. Давидов О. Ю. Анализ способов компенсации реактивной мощности в электротехнических системах / О. Ю. Давидов, О. В. Бялобржеський // Вісник КДУ ім. М. Остроградського. – 2010. – №3. – ч.1 – С. 132–136.
4. Мирошниченко О. Г. Компенсация реактивной мощности в узлах энергосистемы с учетом фактических графиков нагрузок / О. Г. Мирошниченко // Електротехніка та електроенергетика. – 2007. – №2. – С. 76–82.
5. Власенко Р. В. Оцінка складових потужності електричної мережі при роботі силового активного фільтру за стандартом IEEE 1459-2010 / Р. В. Власенко, О. В. Бялобржеський // Інтелектуальні енергетичні системи – ESS'15 «Енергетика: економіка, технології, екологія», Київ. – 2015. – №4. – С. 57–62.
6. Власенко Р. В. Порівняння методів компенсації неактивної потужності трифазним силовим активним фільтром з адаптивним релейним регулятором струму / Р. В. Власенко, О. В. Бялобржеський // Електротехніка та електроенергетика. – 2014. – №2. – С. 20–27.
7. Сінолиций А. П. P-Q теорія миттєвої потужності для пристроїв активної фільтрації обмеження застосування // А. П. Сінолиций, В. А. Кольсун, В. С. Козлов // Електротехніка та електроенергетика. – 2013. – №2. – С. 34–39.
8. Власенко Р. В. Застосування силового активного фільтру при компенсації компоненту струму несиметричного нелінійного навантаження в чотирипровідній мережі / Р. В. Власенко, О. В. Бялобржеський // Вісник ПДТУ, серія «Технічні науки». – 2015. – №31. – С. 156–165.
9. Лохов С. М. Энергетические составляющие мощности вентиляльных преобразователей / С. М. Лохов – Ч. : ЮУрГУ, 1999. – ч.1. – 106 с.
10. Власенко Р. В. Дослідження характеристик трифазного силового активного фільтру з адаптивним регулятором при компенсації неактивних складових потужності / Р. В. Власенко, О. В. Бялобржеський, В. Ю. Качалка // Електромеханічні і енергозберігаючі системи. – 2015. – №3 – С. 118–125.
11. Vlasenko R. V. Study of three-phase active power operation using non-sinusoidal voltage / R. V. Vlasenko, O. V. Bialobrzieski // Праці ОПУ. – 2016. – №1. – С. 58–64.
12. Zakis J. Comparison of flexible systems of reactive power compensation / J. Zakis, I. Rankis // 5th International symposium «Topical problems in the field of electrical and power engineering», doctoral school of energy and geotechnology kuressaare, Estonia, January 14–19, 2008. – P. 99–102.

Власенко Р.В.¹, Бялобрзеский А.В.²

¹Аспирант, Кременчугский национальный университет имени Михаила Остроградского, Украина

²Канд. техн. наук, доцент, Кременчугский национальный университет имени Михаила Остроградского, Украина

КОРРЕКЦИЯ АЛГОРИТМА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ЗАДАННОГО ТОКА СИЛОВОГО АКТИВНОГО ФИЛЬТРА НА ОСНОВЕ ТЕОРИИ ФРИЗЕ В УСЛОВИЯХ НЕСИММЕТРИИ

Обеспечение качества электрической энергии требует комплексного подхода к проектированию и выбору фильтрокомпенсирующих и симметрирующих устройств. На основании анализа установлено, что формирование тока фильтра осуществляется по алгоритму, в основе которого заложены элементы теории мощности. В ходе моделирования на ЭВМ установлено, что использование теории мощности по Фризе в трехфазных системах целесообразно, но нуждается в коррекции. Путем использования методов теории электротехники и современных стандартов по определению составляющих мощности, предложено коррекцию алгоритма определения заданного тока силового активного фильтра. При этом дополнительно определяются составляющие напряжения и тока прямой последовательности и эквивалентный угол сдвига между ними. Моделированием силового активного фильтра с предложенными изменениями в системе управления доказана эффективность предлагаемого решения. В результате предложено выполнять формирования тока силового активного фильтра с использованием теории Фризе и введением вместо среднего значения активной мощности по фазам, активную мощность прямой последовательности, которая определена в соответствии с позициями стандарта IEEE 1459-2010.

Ключевые слова: силовой активный фильтр, теория мощности Фризе, несимметрическая нагрузка, стандарт IEEE 1459-2010.

Vlasenko R.V.¹, Bialobrzieski O.V.²

¹Postgraduate Kremenchuk Myhailo Ostrohradskiy National University, Ukraine

²Candidate of Science, Associate Professor, Kremenchuk Myhailo Ostrohradskiy National University, Ukraine

CORRECTION ALGORITHM FOR DETERMINING THE GIVEN CURRENT ACTIVE POWER FILTER BASED ON THE THEORY POWER FRYZE IN TERMS OF ASYMMETRY

Quality assurance of electrical energy requires an integrated approach to the design and selection of filtering and balancing device. An analysis revealed that the formation of the current filter is performed by the algorithm, based on the power theory laid. In the course of a computer simulation found that the use of the theory of power by Fryze's in three-phase systems, it is advisable, but in need of correction. By using the methods of electrical engineering theory and modern standards to determine the components of the power correction algorithm is proposed to determine the specified current active power filter. This additional component, are determined by the voltage and current equivalent to a direct sequence and phase angle between them. Modeling power active filter with the proposed changes in the management system proved the efficiency of the proposed solutions. As a result, it proposed to carry out the formation of the active power filter using current theory Fryze and introduction instead of the average values of active power per phase, active power direct sequence, as determined in accordance with the provisions of the standard IEEE 1459-2010.

Keywords: active power filter, theory power Fryze, asymmetry load, standard IEEE 1459-2010.

REFERENCES

1. Glushkov V. M., Gribin V. P. Kompensaciya reaktivnoj moshhnosti v elektroustanovkax promy'shlenny'x predpriyatij. Moscow, Energiya, 1975, 104 p.
2. Shidlovskij A. K., Kuznecov V. G. Povy'shenie kachestva elektroenergii v elektricheskix setyax. Kyiv, Naukova dumka, 1985, 268 p.
3. Davydov O. Y., Bialobrzieski O. V. Analiz zasobiv kompensaciyi potuzhnosti v elektrotexnichyx systemax, *Visnyk KDU Ostrograds'kogo*, 2010, No 3, p.1, pp. 132–136.
4. Miroshnichenko O. G. Kompensatchiya reaktivnoy moshhnosti v uzlax energosistemy s uchetom fakticheskix grafikov nagruzok. *Elektrotexnika ta elektroenergetyka*, 2007, No 2, pp. 76–82.
5. Vlasenko R. V., Bialobrzieski O. V. Ocinka skladovyx potugnosti elektrichnoy meregi pry roboti sylovogo aktyvnogo fil'tru za standartom IEEE 1459-2010, *Energetyka: ekonomika, tekhnologiya, ekologiya*, 2015, No 4, pp. 57–62.
6. Vlasenko R. V., Bialobrzieski O. V. Porivnyannya metodiv kompensaciyi neaktyvnoy potugnosti tryfaznym sylovym aktyvnym fil'trom z adaptivnym releynym regulyatorom strumu, *Elektrotexnika ta elektroenergetyka*, 2014, No 2, pp. 20–27.
7. Sinolitsyy A. F., Kolsun V. A., Kozlov V. S. Irip p-q theory for active power filters. limitation of application. *Elektrotexnika ta elektroenergetyka*, 2013, No 2, pp. 34–39.
8. Vlasenko R. V., Bialobrzieski O. V. Zastosuvannya sylovogo aktyvnogo fil'tru pry kompensaciyi component strumu nesymetrychnogo navantagennya v chotyryprovidnij meregi. *Visnyk PDTU*, 2015, No 31, pp. 156–165.
9. Loxov S. M. Energetichesie sostavlyayushhie moshhnosti preobrazovately, Chelyabinsk, YUUrGU, 1999, part 1, 106 p.
10. Vlasenko R. V., Bialobrzieski O. V., Kachalka V. Yu. Doslidzhennya karakterystyk tryfaznogo sylovogo aktyvnogo fil'tru z adaptivnym regulyatorom pry kompensaciyi neaktyvnyx skladovyx potugnosti. *Elektromexanichni I energozberigayuchi systemy*, 2015, No 3, pp. 118–125.
11. Vlasenko R. V., Bialobrzieski O. V. Study of three-phase active power operation using non-sinusoidal voltage, *Praci OPU*, 2016, No 1, pp. 58–64.
12. Zakis J., Rankis I. Comparison of flexible systems of reactive power compensation. 5th International symposium «Topical problems in the field of electrical and power engineering», doctoral school of energy and geotechnology kuressaare, Estonia, January 14-19, 2008, P. 99–102.

Наукове видання

Електротехніка та електроенергетика №1/2016

науковий журнал

Головний редактор д-р техн. наук
Заст. гол. редактора д-р техн. наук

Яримбаш Д. С
Тиховод С. М.

Оригінал-макет підготовлено у редакційно-видавничому відділі ЗНТУ

Комп'ютерна верстка
Редактор англійських текстів

Дяченко О. О.
Войтенко С. В.

Свідоцтво про державну реєстрацію
КВ № 6905 від 29.01.2003.

Підписано до друку 05.04.2016 Формат 60×84/8. Ум. др. арк. 7,44
Тираж 300 прим. Зам. № 251
69063 м. Запоріжжя, ЗНТУ, друкарня, вул. Жуковського, 64

Свідоцтво суб'єкта видавничої справи
ДК № 2394 від 27.12.2005.