

Запорізький національний технічний університет



ЕЛЕКТРОТЕХНІКА ТА ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИКА

НАУКОВИЙ ЖУРНАЛ

Виходить двічі на рік

№ 2'2014

Заснований у травні 1999 року.

Засновник і видавець: Запорізький національний технічний університет

Запоріжжя
ЗНТУ
2014

ISSN 1607-6761

Постановою президії ВАК України №1-05/1 від 10.02.2010 р. 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://journal.zntu.edu.ua/et/index.php?page=index> .

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 Орловський І. А.
Заст. гол. редактора д-р техн. наук Тиховод С. М.

Члени редколегії:

д-р техн. наук Бекбаєв А. Б., Казахстан,
д-р техн. наук Оніщенко Г. Б., Росія,
д-р техн. наук Савін Л. О., Росія,
д-р техн. наук Желінський М., Польща,
д-р техн. наук Урбаняк В., Польща,
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 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 Потапенко Є. 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 № 6 від 22.12.2014 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

ПАМ'ЯТИ КОЛЛЕГИ	5
Морозов Д. І., Шевченко І. С. ВЕНТИЛЬНИЙ ДВИГУН ПОСТІЙНОГО СТРУМУ НА БАЗІ СИНХРОННОЇ МАШИНИ ОБЕРНЕНОЇ КОНСТРУКЦІЇ	6
Бурлака В. В., Гулаков С. В., Поднебенная С. К., Савенко О. С. ГИБРИДНЫЙ КОМПЕНСАТОР РЕАКТИВНОЙ МОЩНОСТИ С ПЛАВНЫМ РЕГУЛИРОВАНИЕМ	13
Власенко Р. В., Бялобржеський О. В. ПОРІВНЯННЯ МЕТОДІВ КОМПЕНСАЦІЇ НЕАКТИВНОЇ ПОТУЖНОСТІ ТРИФАЗНИМ СИЛОВИМ АКТИВНИМ ФІЛЬТРОМ З АДАПТИВНИМ РЕЛЕЙНИМ РЕГУЛЯТОРОМ СТРУМУ	20
Михайленко В. В., Чибеліс В. І., Орлиця Ю. П., Трофименко О. Р. АНАЛІЗ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ ПРОЦЕСІВ У ДВАНАДЦЯТИПУЛЬСНОМУ НАПІВПРОВІДНИКОВОМУ ПЕРЕТВОРЮВАЧІ З П'ЯТИЗОННИМ РЕГУЛЮВАННЯМ ВИХІДНОЇ НАПРУГИ	28
Андриенко П. Д., Сахно А. А., Конограй С. П., Скрупская Л. С. ОСОБЕННОСТИ НЕПРЕРЫВНОГО КОНТРОЛЯ ХАРАКТЕРИСТИК ВЛАГОСОДЕРЖАНИЯ ИЗОЛЯЦИИ МАСЛОНАПОЛНЕННОГО ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЯ	32
Иванков В. Ф., Басова А. В., Шульга Н. В. ЭЛЕКТРОТЕПЛОВЫЕ РАСЧЕТНЫЕ МОДЕЛИ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИИ ТРАНСФОРМАТОРНОГО ОБОРУДОВАНИЯ	41
Задорожня И. Н., Задорожний Н. А. АНАЛИЗ СВОЙСТВ СИСТЕМ АВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ ДВУХМАССОВЫМ ЭЛЕКТРОПРИВОДОМ ПРИ СИНТЕЗЕ ПАРАМЕТРОВ НА ОСНОВЕ СТАНДАРТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИЧЕСКИХ ПОЛИНОМОВ	54
Тиховод С. М. МОДЕЛИРОВАНИЕ ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ В ТРАНСФОРМАТОРАХ НА ОСНОВЕ МАГНИТОЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СХЕМ ЗАМЕЩЕНИЯ	59
Кулинич Э. М. УТОЧНЕНИЕ МОДЕЛИ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО УПРАВЛЕНИЯ ДВУХКОМПОНЕНТНЫМ ДОЗИРОВАНИЕМ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ПРИГОТОВЛЕНИЯ ГАЗОБЕТОНА	69

II ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИКА

Волков В. А. ОЦЕНКА ВОЗМОЖНОСТИ ОСУЩЕСТВЛЕНИЯ ГИДРОАККУМУЛЯЦИИ НА СУЩЕСТВУЮЩИХ ГИДРОЭЛЕКТРОСТАНЦИЯХ ДНЕПРОВСКОГО КАСКАДА УКРАИНЫ	77
--	----

CONTENTS

I ELECTROTECHNICS

IN MEMORIAM.....	5
Morozov D. I., Shevchenko I. S. VALVE DIRECT CURRENT MOTOR ON THE BASIS OF THE SYNCHRONOUS MACHINE OF INVERSE DESIGN.....	6
Burlaka V. V., Gulakov S. V., Podnebennaya S. K., Savenko O. S. REACTIVE POWER COMPENSATOR WITH SMOOTH CONTROL.....	13
Vlasenko R.V., Bialobrzheski O.V. ADAPTIVE CONTROL OF CURRENT CONTROLLER RELAY FOR THREE-PHASE ACTIVE POWER FILTER.....	20
Mihaylenko V. V., Chibelis V. I., Orlytsa Y. P., Trofimenko O. P. ANALYSIS OF THE ELECTROMAGNETIC PROCESSES IN TWELVE-POLE CONVERTER WITH FIVE-ZONE REGULATION OF THE OUTPUT VOLTAGE.....	28
Andrienko P. D., Sakhno A. A., Konogray S. P., Skrupskaya L. S. ONLINE MONITORING OF THE INSULATION WATER CONTENT CHARACTERISTICS OF THE OIL-FILLED ELECTRICAL EQUIPMENT.....	32
Ivankov V., Basova A., Shulga N. ELECTRIC-HEATINGS CALCULATION MODELS OF STRUCTURAL ELEMENTS OF TRANSFORMER EQUIPMENT.....	41
Zadorozhnyaya I., Zadorozhniy N. ANALYSIS OF FEATURES OF AUTOMATIC CONTROL DUAL MASS ELECTRIC PARAMETERS IN THE SYNTHESIS BASED ON STANDARD CHARACTERISTIC POLYNOMIAL.....	54
Tykhovod S. M. TRANSIENTS MODELING IN TRANSFORMERS ON THE BASIS OF MAGNETOELECTRIC EQUIVALENT CIRCUITS.....	59
Kulynych E.M. REFINEMENT OF THE MODEL OF TWO-COMPONENT DOSING AUTOMATED CONTROL FOR THE PROCESS OF AERATED CONCRETE PREPARATION	69

II ELECTROENERGETICS

Volkov V.A. EVALUATION OF THE POSSIBILITY OF HYDRO ACCUMULATION IMPLEMENTATION ON EXISTING HYDRO POWER PLANTS OF DNIEPER CASCADE OF UKRAINE.....	77
--	----

ПАМЯТИ КОЛЛЕГИ

Украинское образование и наука понесли тяжелую утрату – 5 декабря 2014 года на 76 году жизни ушел из жизни ученый и педагог, профессор кафедры электропривода и автоматизации промышленных установок Запорожского национального технического университета, доктор технических наук, профессор, многолетний главный редактор журнала «Электротехника и электроэнергетика», редактор раздела управления в технических системах журнала «Радиоэлектроника, информатика, управление» Потапенко Евгений Михайлович.

Родился Евгений Михайлович 15 декабря 1938 года в г. Тбилиси, в семье военнослужащего. Среднее образование получал в школах Белоруссии, России, Абхазии, Украины.

После окончания в 1962 году Харьковского авиационного института по специальности «Двигатели летательных аппаратов» работал в НПП «Хартрон» (1962–1983), где в качестве разработчика алгоритмов управления принимал участие в создании спутников «Целина Д», «Природа», «Січ», «Океан», из них 10 лет в Харькове и 11 лет в Запорожье. В 1970 году успешно защитил кандидатскую диссертацию на тему «Системы управления космическими аппаратами».

С 1983 года вся последующая жизнь Евгения Михайловича связана с кафедрой электропривода и автоматизации промышленных установок Запорожского национального технического университета, где он зарекомендовал себя как ведущий ученый в области систем управления техническими объектами. Он работает старшим преподавателем, доцентом, а с 1996 года профессором. В 1995 году в Институте кибернетики НАНУ им защищена докторская диссертация на тему «Синтез и анализ робастных систем управления».

Около 20 лет жизни профессора Потапенко Е. М. связаны с работой в редакционных коллегиях научных журналов. Из них более 4 лет Евгений Михайлович – главный редактор журнала «Электротехника и электроэнергетика» (2009–2012 гг.). В течение 10 лет – главный редактор журнала «Радиоэлектроника, информатика, управление» (1999–2009 гг.). Являлся членом специализированного ученого совета по защите диссертаций.

Более 30 лет Евгений Михайлович читал лекции по теории автоматического управления, подготовил десятки методических пособий.

Область научных интересов – высокоточные методы управления подвижными объектами и технологическими системами с применением векторного управления, в основном, двигателями переменного тока. Автор около 200 научных работ и более 20 изобретений. Совместно со своими учениками выпустил два учебных пособия и две научных монографии.

Вся профессиональная жизнь профессора Потапенко Е. М. связана с наукой и подготовкой аспирантов, чем он жил и посвящал все свободное время. Под его руководством 5 соискателей защитили кандидатские диссертации, был оппонентом более десяти докторских и большого количества кандидатских диссертаций.



Жизнь Евгения Михайловича неразрывно связана со спортом, общением с природой. Он кандидат в мастера по парусному спорту, перворазрядник по спортивной гимнастике. Имеет разряды по прыжкам в воду и тяжелой атлетике. Прививал здоровый образ жизни своим сыновьям и друзьям по утренней зарядке, которой он активно занимался на восходе солнца, практически каждый день, в течение всей жизни. Он был замечательным сыном, братом, мужем, отцом и дедушкой, всегда заботился о своих близких. Евгений Михайлович мог принести домой полуживых кошек и собак и выхаживать; подвязывать поломанные стволы березок на набережной, в засушливое лето носить воду из Днепра, чтобы поливать их.

Трудовые достижения Евгения Михайловича отмечены медалью «За Трудовую Доблесть» и множеством почетных грамот.

С уходом Евгения Михайловича Потапенко мы потеряли выдающегося ученого в области высокоточных методов управления подвижными объектами и технологическими системами, внесшего заметный вклад в развитие отечественной электротехники и подготовку высококвалифицированных кадров. Светлая память о нем и благодарность от учеников, коллег и друзей сохранятся в наших сердцах.

Коллектив кафедры электропривода и автоматизации промышленных установок Запорожского национального технического университета.

Редакция журналов «Электротехника и электроэнергетика» и «Радиоэлектроника, информатика, управление»

I. ЕЛЕКТРОТЕХНІКА

УДК 62-83

Морозов Д. І.¹, Шевченко І. С.²

¹Канд. техн. наук, доцент кафедри автоматизованих електромеханічних систем, Донбаський державний технічний університет, м. Алчевськ, Україна, E-mail: dimogozov@mail.ru.

²Канд. техн. наук, доцент, професор кафедри автоматизованих електромеханічних систем, Донбаський державний технічний університет, м. Алчевськ, Україна

ВЕНТИЛЬНИЙ ДВИГУН ПОСТІЙНОГО СТРУМУ НА БАЗІ СИНХРОННОЇ МАШИНИ ОБЕРНЕНОЇ КОНСТРУКЦІЇ

В статті розглядається варіант реалізації вентильного двигуна як машини постійного струму з зовнішнім вентильним комутатором – аналогом колектора, який винесено з машини. Якір машини має конструкцію, подібну до конструкції фазного ротора асинхронної машини. Запропонований варіант двигуна постійного струму фактично є синхронною машиною оберненої конструкції з частотним регулюванням за якорем та має опис подібний до опису традиційної явно полюсної синхронної машини. Показано, що вентильний двигун на основі вентильного двигуна має кращі динамічні властивості за класичний двигун постійного струму.

Ключові слова: електропривод, синхронна машина, вентильний двигун.

ВСТУП

Успіхи в теорії, проектуванні та технології виготовлення машин постійного струму забезпечили їх високу довершеність. Але вимоги автоматизованого електропривода (ЕП) та електроенергетики у ряді випадків не можуть бути реалізовані при використанні електричних машин з традиційним механічним колектором. Велика окружна швидкість колектора і, як наслідок, високі значення реактивної ЕРС, обмеження перевантажувальної здатності за струмом якоря та швидкістю його змінювання, сильна вібрація і швидке зношування щіток не дозволяють підняти граничну потужність машин постійного струму при частоті обертання 3600 об/хв більше 350 кВт [1].

Досягнення сучасної перетворювальної техніки роблять актуальним питання заміни механічного комутатора (колектора) статичним вентильним – це дозволить підняти машину постійного струму на новий якісний рівень [2]. Електричні машини постійного струму з статичним колектором (комутатором) одержали назву вентильних двигунів. Вентильні електроприводи можуть реалізовуватися на базі синхронних машин (СМ), які мають зараз найбільшу одиничну потужність при частоті обертання 3000 об/хв і більше. У ряді галузей промисловості (нафтовій, газовій, гірничорудній і інш.) необхідні глибоко регульовані ЕП потужністю тисячі кіловат з частотою обертання 6000÷9000 об/хв і більше. Доцільним є використання в режимі вентильного двигуна багатополіусних низькочастотних синхронних машин для потужного тихохідного ЕП [3].

Мета роботи – показати високі статичні та динамічні можливості вентильних двигунів постійного струму на базі СМ оберненої конструкції.

МАТЕРІАЛИ ТА РЕЗУЛЬТАТИ ДОСЛІДЖЕНЬ

Нормальна машина постійного струму, якщо її розглядати окремо від колектора, по суті своїй є багатофаз-

ною синхронною машиною оберненої конструкції. Механічний колектор інвертує постійний струм у багатофазний змінний, що змінюється за трапецевидним законом. Частота основної гармоніки цього струму жорстко пов'язана з частотою обертання ротора, а щітки, які фіксують момент комутації струму, нерухомі відносно полюсів. Тобто, комутація струму в секції (фазі) проходить при певному положенні її відносно індуктора, що визначається місцезнаходженням щіток на колекторі в певний момент часу. Специфічність нормального режиму такої «синхронної» машини заключається в тому, що кут між віссю результуючого магнітного потоку у зазорі та повздовжньою віссю полюсів має обмежене змінювання, при якому неможливий асинхронний хід ротора. Усі секції якірної обмотки або їх симетричні групи можуть бути приєднані до контактних кілець, числом яких буде визначатись фазність змінної напруги якоря, а частотою f – кутова швидкість ω_{ψ} руху його магнітного поля відносно ротора в сторону, протилежну напрямку обертання останнього з такою ж швидкістю в усталених режимах.

Слід наголосити, що магнітні поля, які створюються усіма обмотками машини (рис. 1) практично нерухомі у просторі, що дозволяє розглядати її як машину постійного струму. Отже, при живленні машини постійним струмом зі сторони колектора, або при живленні оберненої СМ змінним струмом частотою f зі сторони контактних кілець, формування її моменту йде за одними й тими ж залежностями, тобто за таких умов синхронна машина еквівалентна за процесами машині постійного струму і останню можна замінити синхронною. Необхідно лише правильно організувати вмикання-вимикання ключів (комутаторів) вентильного перетворювача, що формує m -фазну напругу на контактних кільцях.

Основними елементами вентильних двигунів (ВД) є синхронна машина М з датчиком положення ротора ВS та вентильний перетворювач частоти ПЧ. Струми фаз ротора регулюються по кожній фазі контуром струму з регуляторами РС (рис. 2). Сигнали завдання на струми

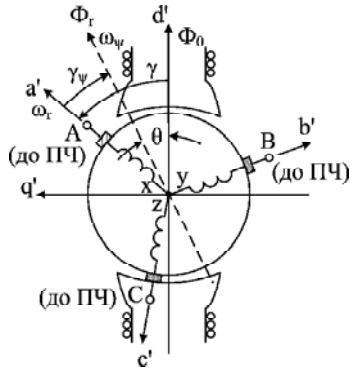


Рисунок 1 – Розрахункова схема вентильного двигуна на базі СМ оберненої конструкції

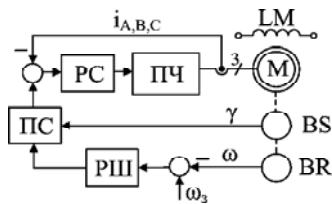


Рисунок 2 – Спрощена функціональна схема ВД

фаз ротора формуються пристроєм синхронізації (ПС) відповідно до положення ротора γ . Рівень активної складової струму ротора задається регулятором швидкості РШ.

Для ВД більш інформативними є механічні характеристики $M(\omega)$. У цьому випадку частота f напруги (струму), яка подається на якірні обмотки, не є незмінною, що забезпечує абсолютно жорсткі механічні характеристики двигуна. У ВД за допомогою змінної частоти f забезпечується певне положення потоків Φ_0 і Φ_r , наприклад 90 електричних градусів. Тому, при збільшенні навантаження на вал машини, система керування за допомогою датчика положення ротора зменшує частоту напруги ПЧ, тобто швидкість якірного потоку відносно ротора, відновлюючи задане просторове положення потоків при зменшеній швидкості обертання ротора. Через це механічні характеристики ВД мають не абсолютну жорсткість і подібні до таких двигунів постійного струму [4].

Вентильний колектор (ПЧ+BS) забезпечує орієнтацію результуючого вектора потоку якоря відносно полюсів індуктора у відповідності з вимогами управління двигуном. Тип вентильного колектора (ВК) визначається способом завдання кутових параметрів, які формують взаємне положення та модулі векторів основних гармонік ЕРС холостого ходу, напруги і струму якоря.

У ВК, що виконується на базі інвертора струму (ІС), який є найбільш повним аналогом механічного колектора, BS задає фазовий кут ψ_1 між основними гармоніками струму та ЕРС холостого ходу. Це так званий ВК І-го типу. У механічному колекторі цей кут незмінний і при розташуванні щіток на геометричній нейтралі дорівнює нулю. Для ВК цей кут може розглядатися як незалежний параметр керування СМ.

У ВК, які виконані на базі інверторів напруги (ІН), BS задає кут між основними гармоніками напруги і струму

якоря (для СМ – кут навантаження θ) – це ВК ІІ-го типу. Якщо у СМ він визначає величину M_e , то при ВК ІІ-го типу цей кут також є незалежним параметром керування, за допомогою якого можна впливати на електромеханічні властивості ВД.

У ВК ІІІ-го типу на базі ІС та датчика ЕРС якоря замість BS задається фазовий кут ϕ_1 між основними гармоніками напруги і струму якірних обмоток.

Як приклад, наведемо рівняння електромеханічної характеристики ВД з ВК І-го типу [4]

$$\omega = \frac{2}{3} \frac{(U_d - 2\Delta U_v) - K_r r_r I_{mr}}{L_{ad} I' f_0 \cos \psi_1 - \frac{1}{2} (L_d - L_q) I_{mr} \sin \psi_1}, \quad (1)$$

де U_d – напруга на вході інвертора; ΔU_v – падіння напруги на одному вентилі інвертора.

Одержана таким чином машина є синхронною машиною оберненої конструкції, у якій індуктор і якір помінялися місцями. Тому для аналізу як статичних, так і динамічних режимів прийнята загальновідома теорія двох реакцій Блонделя, як і при розгляді процесів в СМ класичного виконання. Для найбільш чіткого виявлення важливих фізичних положень будемо розглядати варіант двигуна з ненасиченою магнітною системою, у якій приймаються до уваги тільки основні хвилі магнітних полів, що створені магніторушійними силами (МРС) незалежного збудження та реакції якоря. При цьому нехтуємо втратами в сталі на вихрові струми та гістерезис, а також активними в обмотках. На рис. 1 показано взаємне положення обмоток якоря та індуктора у певний момент часу t . Для запису рівнянь потোকзчеплень прийняті такі позитивні напрямки осей: повздовжня вісь статора d' – напрямком основного потоку Φ_0 індуктора, тобто обмотки збудження на статорі; поперечна вісь q' – випереджає повздовжню на 90° . За позитивний напрямки осей a', b', c' обмоток якоря (ротора) приймемо напрямком магнітного потоку, що генерується даною обмоткою при проходженні в ній струму від її початку (входу) до кінця (виходу).

Положення ротора (вісь обмотки A') відносно осі основного потоку Φ_0 статора визначається кутом $\gamma = \int \omega_r dt$, а положення осі результуючого потоку Φ_r якоря відносно осі обмотки A' – $\gamma_\psi = \int \omega_\psi dt$, де ω_r, ω_ψ – електричні швидкості обертання ротора ($\omega_r = p_n \omega$) та потоку якоря відносно ротора ($\omega_\psi = 2\pi f$) відповідно. Положення потоків між собою у просторі (у ідеальному випадку $\Theta = \pi/2$) встановлюється регулюванням змінення частоти f струму (напруги), що підводиться до обмоток якоря від перетворювача частоти (ПЧ).

Оскільки при аналізі будуть враховуватись трансформаторні зв'язки обмоток ротора і статора, то параметри статорних обмоток вважаються приведеними до роторних (основних).

Струми $I_{fd'}$ та $I_{fq'}$ по повздожній і поперечній осях статора створюють МРС

$$F_{fd'} = k_F w I_{fd'}, F_{fq'} = k_F w I_{fq'}, \quad (2)$$

де $I_{fd'}$, $I_{fq'}$ – суми еквівалентних струмів у всіх колах на повздожній та поперечній осях статора; w – приведене до якоря число витків обмотки збудження; k_F – коефіцієнт форми поля.

Потокозчеплення фази А' якоря (ротора), яке створене МРС індуктора (статора)

$$\Psi_{Af} = k_F \lambda_d w^2 I_{fd} \cos \gamma - k_F \lambda_q w^2 I_{fq} \sin \gamma, \quad (3)$$

де λ_d , λ_q – магнітні провідності по повздожній і поперечній осях статора; γ – кут між позитивними напрямками повздожньої осі статора та осі обмотки фази А' ротора.

Для визначення потокозчеплення фази А' обмотки ротора від МРС роторної системи необхідно розглядати потоки роторної системи, що замикаються через магнітопровід статора, та потоки, які замикаються мимо нього, оскільки перші залежать від положення ротора, а другі від останнього не залежать.

Струми i_A, i_B, i_C обмоток ротора (якоря) створюють по повздожній та поперечній осях статора МРС

$$\begin{aligned} F_d &= k_F w [i_A \cos \gamma + i_B \cos(\gamma - 2\pi/3) + i_C \cos(\gamma + 2\pi/3)]; \\ F_q &= -k_F w [i_A \sin \gamma + i_B \sin(\gamma - 2\pi/3) + i_C \sin(\gamma + 2\pi/3)]. \end{aligned} \quad (4)$$

Потокозчеплення фази А', що створене МРС якоря

$$\begin{aligned} \Psi_{Ar} &= k_F w^2 \lambda_d \cos \gamma [i_A \cos \gamma + i_B \cos(\gamma - 2\pi/3) + \\ &+ i_C \cos(\gamma + 2\pi/3)] + k_F w^2 \lambda_q \sin \gamma [i_A \sin \gamma + \\ &+ i_B \sin(\gamma - 2\pi/3) + i_C \sin(\gamma + 2\pi/3)]. \end{aligned} \quad (5)$$

Після введення таких позначень [5]

$$\begin{aligned} x_{d1} &= k_F w^2 \left[\frac{\lambda_d + \lambda_q}{2} + \frac{\lambda_d - \lambda_q}{2} \right] \omega_{0e} = k_F w^2 \lambda_d \omega_{0e}; \\ x_{q1} &= k_F w^2 \left[\frac{\lambda_d + \lambda_q}{2} - \frac{\lambda_d - \lambda_q}{2} \right] \omega_{0e} = k_F w^2 \lambda_q \omega_{0e} \end{aligned} \quad (6)$$

де $\omega_{0e} = 2\pi f$ – кругова частота напруг (струмів) перетворювача частоти, що живить обмотки якоря.

Виразу (5) можна надати такий вид:

$$\begin{aligned} \Psi_{Ar} &= \frac{x_{d1} + x_{q1}}{2\omega_{0e}} \left[i_A - \frac{i_B + i_C}{2} \right] + \\ &+ \frac{x_{d1} - x_{q1}}{2\omega_{0e}} [i_A \cos 2\gamma + i_B \cos(2\gamma - 2\pi/3) + i_C \cos(2\gamma + 2\pi/3)]. \end{aligned} \quad (7)$$

Тоді повне потокозчеплення фази А якоря з усіма потоками, створеними МРС якоря,

$$\begin{aligned} \Psi_{Ar} &= \left\{ x_{\sigma} i_A - x_{\sigma m} (i_B + i_C) + \frac{x_{d1} + x_{q1}}{2} \left[i_A - \frac{i_B + i_C}{2} \right] + \right. \\ &+ \frac{x_{d1} - x_{q1}}{2} [i_A \cos 2\gamma + i_B \cos(2\gamma - 2\pi/3) + \\ &+ i_C \cos(2\gamma + 2\pi/3)] \left. \right\} \frac{1}{\omega_{0e}}, \end{aligned} \quad (8)$$

де x_{σ} – реактивний опір однієї обмотки якоря (ротора) від потоків розсіяння; $x_{\sigma m}$ – реактивний опір взаєміндукції двох обмоток якоря від потоків, що замикаються не через магнітопровід статора.

Вираз для повного потокозчеплення обмотки фази А якоря матиме вид:

$$\begin{aligned} \Psi_{Ar} &= \Psi_{Af} + \Psi_{Ar} = \left\{ x_{d1} I_{fd} \cos \gamma - x_{q1} I_{fq} \sin \gamma + \right. \\ &+ x_{\sigma} i_A - x_{\sigma m} (i_B + i_C) + \frac{x_{d1} + x_{q1}}{2} \left[i_A - \frac{i_B + i_C}{2} \right] + \\ &+ \frac{x_{d1} - x_{q1}}{2} [i_A \cos 2\gamma + i_B \cos(2\gamma - 2\pi/3) + \\ &+ i_C \cos(2\gamma + 2\pi/3)] \left. \right\} \frac{1}{\omega_{0e}}. \end{aligned} \quad (9)$$

Враховуючи [5], що

$$\begin{aligned} x_{\sigma} + x_{\sigma m} + \frac{3}{2} x_{d1} &= x_d = x_r + x_{ad}; \\ x_{\sigma} + x_{\sigma m} + \frac{3}{2} x_{q1} &= x_q = x_r + x_{aq}; \\ x_{\sigma} + x_{\sigma m} = x_r; \quad \frac{3}{2} x_{d1} &= x_{ad}; \quad \frac{3}{2} x_{q1} = x_{aq}; \end{aligned}$$

$$x_{d1} = \frac{2}{3} x_{ad}; \quad x_{q1} = \frac{2}{3} x_{aq}, \quad (10)$$

повні потокозчеплення фаз А,В,С якоря можна записати так:

$$\begin{aligned} \Psi_A &= \left\{ \frac{2}{3} x_{ad} I_{fd} \cos \gamma - \frac{2}{3} x_{aq} I_{fq} \sin \gamma + \right. \\ &+ \frac{x_d + x_q}{3} \left(i_A - \frac{i_B + i_C}{2} \right) + \\ &+ \frac{x_0}{3} (i_A + i_B + i_C) + \frac{x_d - x_q}{3} [i_A \cos 2\gamma + i_B \cos(2\gamma + \\ &+ 4\pi/3) + i_C \cos(2\gamma - 4\pi/3)] \left. \right\} \frac{1}{\omega_{0e}}; \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Psi_B = & \left\{ \frac{2}{3} x_{ad} I_{fd} \cos(\gamma - 2\pi/3) - \frac{2}{3} x_{aq} I_{fq} \sin(\gamma - 2\pi/3) + \right. \\ & + \frac{x_d + x_q}{3} \left(i_B - \frac{i_C + i_A}{2} \right) + \\ & + \frac{x_0}{3} (i_A + i_B + i_C) + \frac{x_d - x_q}{3} [i_A \cos(2\gamma - 4\pi/3) + \\ & \left. + i_B \cos 2\gamma + i_C \cos(2\gamma + 4\pi/3)] \right\} \frac{1}{\omega_{0e}}; \\ \Psi_C = & \left\{ \frac{2}{3} x_{ad} I_{fd} \cos(\gamma + 2\pi/3) - \frac{2}{3} x_{aq} I_{fq} \sin(\gamma + 2\pi/3) + \right. \\ & + \frac{x_d + x_q}{3} \left(i_C - \frac{i_A + i_B}{2} \right) + \\ & + \frac{x_0}{3} (i_A + i_B + i_C) + \frac{x_d - x_q}{3} [i_A \cos(2\gamma + 4\pi/3) + \\ & \left. + i_B \cos(2\gamma - 4\pi/3) + i_C \cos 2\gamma] \right\} \frac{1}{\omega_{0e}}, \quad (11) \end{aligned}$$

де $x_0 = (x_\sigma - 2x_m)$ – індуктивний опір для струмів нульової послідовності; x_d, x_q – синхронні реактивні опори обмоток якоря по повздожній та поперечній осях.

Повні потокозчеплення статора по повздожній та поперечній осях можна визначити так:

$$\begin{aligned} \Psi_{sd} = \Psi'_{sd} + \Psi_{fd} = & \frac{(x_{\sigma d} + x_{d1})}{\omega_{0e}} I_{fd} + \frac{x_{d1}}{\omega_{0e}} [i_A \cos \gamma + \\ & + i_B \cos(\gamma - 2\pi/3) + i_C \cos(\gamma + 2\pi/3)]; \\ \Psi_{sq} = \Psi'_{sq} + \Psi_{fq} = & \frac{(x_{\sigma q} + x_{q1})}{\omega_{0e}} I_{fq} - \frac{x_{q1}}{\omega_{0e}} [i_A \sin \gamma + \\ & + i_B \sin(\gamma - 2\pi/3) + i_C \sin(\gamma + 2\pi/3)], \quad (12) \end{aligned}$$

де Ψ'_{fd}, Ψ'_{fq} – потокозчеплення обмоток статора від МРС обмоток ротора, відповідно по осях d' і q' ; Ψ_{fd}, Ψ_{fq} – потокозчеплення від потоків статора, які замикаються через ротор; $x_{\sigma q}$ – реальний реактивний опір демпферної обмотки від потоків розсіяння (поперечна вісь); $x_{\sigma d}$ – еквівалентний реактивний опір обмоток збудження та демпферної обмотки від потоків розсіяння (спільний шлях по повздожній осі).

Складові потокозчеплення ротора (якоря) по осях d' – q' , відповідно Ψ_{sd} та Ψ_{sq} , можна одержати, виконавши прямі перетворення Ψ_A, Ψ_B, Ψ_C :

$$\Psi_{rd} = \frac{2}{3} \left[\Psi_A - \frac{1}{2} (\Psi_B + \Psi_C) \right]; \Psi_{rq} = (\Psi_B - \Psi_C) / \sqrt{3}. \quad (13)$$

Замінімо в (11)–(13) γ на $\gamma_\psi + \Theta = \omega_\psi t + \Theta = 2\pi f t + \Theta$. Скориставшись загальновідомим виразом для електромагнітного моменту

$$M_e = \frac{3}{2} p_n \frac{k_s}{\sigma x_d} \omega_{0e} [\Psi_{sd} \Psi_{rq} - \Psi_{sq} \Psi_{rd}], \quad (14)$$

та виконавши відповідні перетворення, одержимо рівняння кутової характеристики явноплюсного двигуна при живленні його від джерела симетричної трифазної напруги U_j ($i_0 = i_A + i_B + i_C = 0, i_A - (i_B + i_C) / 2 = 0$) в усталеному режимі

$$M_e = \frac{3}{z_q \omega_0} [E_q U_1 \sin(\theta + \alpha) - E_q^2 \sin \alpha], \quad (15)$$

де $U_j = U_m \sin(2\pi f t - \phi_j) = i_j r_r + \frac{d\Psi_j}{dt} = i_j r_r + E_{\sigma j} + E_{0j}$,

$j = A, B, C, \phi_j = 0, \frac{2\pi}{3}, \frac{4\pi}{3}$; U_1 – ефективне значення

напруги живлення, $U_1 = U_m / \sqrt{2}$; E_q – еквівалентна ЕРС явноплюсної синхронної машини, якщо розглядати її як неявно полюсну з синхронним опором, що дорівнює x_q реальної явноплюсної,

$$\begin{aligned} E_q = E_0 + I_d (x_d - x_q) = & E_0 + \frac{x_d - x_q}{x_d} (U_1 \cos \theta - E_0) = \\ = E_0 \frac{x_q}{x_d} + \left(1 - \frac{x_q}{x_d} \right) & U_1 \cos \theta; \quad (16) \end{aligned}$$

де E_σ, E_0 – величини ЕРС, що наводяться (індукуються) в обмотках якоря від потоків розсіяння та основного (індуктора) відповідно; z_d, z_q – повна величина опору якірної (роторної) обмотки відповідно по повздожній та поперечній осях машини, $z_d = \sqrt{r_r^2 + x_d^2}$;

$z_q = \sqrt{r_r^2 + x_q^2}$; r_r – величина активного опору якірної обмотки; α – кут, що враховує активний опір обмотки якоря в кутовій характеристиці двигуна, $\alpha = \arcsin(r_r / z_d)$; k_s – коефіцієнт магнітного зв'язку статорних і роторних обмоток, $k_s = x_{ad} / x_d$; σ – коефіцієнт розсіяння по Блонделю.

При нехтуванні величиною активного опору якірних обмоток ($r_r = 0$) рівняння (15) перетворюється у відоме спрощене рівняння кутової характеристики явноплюсного синхронного двигуна [6]:

$$M_e = \frac{3}{x_q \omega_0} U_1 E_0 \sin \theta + \frac{3U_1^2}{2\omega_0} \left(\frac{1}{x_q} - \frac{1}{x_d} \right) \sin 2\theta$$

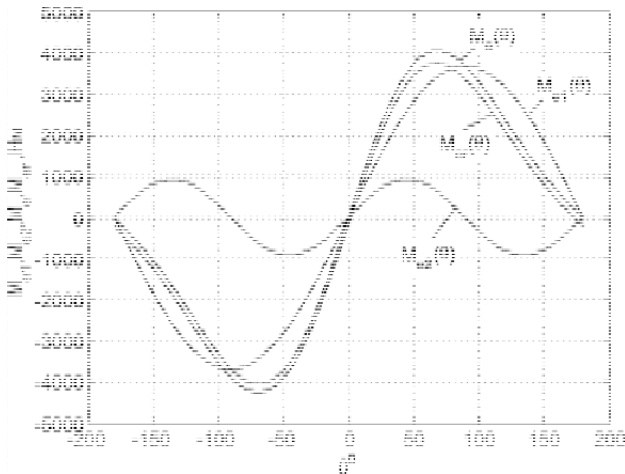


Рисунок 3 – Кутові характеристики вентильного двигуна при фіксованій частоті f якірної напруги

На рис. 3 наведені кутові характеристики вентильного явнопольного двигуна на базі параметрів машини СМ 136-8 при врахуванні та нехтуванні ($\alpha = 0$) величиною активного опору якірної обмотки ($r_r = 0$) і при $f = \text{const}$. Як видно з нього, активний опір останньої зміщує кутову характеристику вниз і вліво відносно координатних осей. Це природно, оскільки для покриття втрат енергії в r_r у режимі генератора з вала необхідно взяти більше енергії, для чого магнітний потік якірної (роторної) обмотки повинен випереджати основний потік індуктора на більший кут θ . При роботі ж машини двигуном ці втрати зменшують енергію взаємодії магнітних потоків, через що двигун випадає з синхронізму раніше (при меншому θ). На рис. 3 позначені електромагнітні моменти: M_{e1} – синхронний; M_{e2} – індукторний (реактивний); M_e – повний момент без врахування падіння напруги на опорі r_r , $M_e = M_{e1} + M_{e2}$; M_{er} – повний момент з врахуванням впливу опору r_r .

При коливаннях ротора, при інших порушеннях синхронного ходу, а також при зміннях струмів в якірних (роторних) обмотках завдяки трансформаторному зв'язку в обмотці збудження виникає додатковий змінний струм. Активна складова цього струму при взаємодії з потоком ротора генерує асинхронний момент такого ж роду, як і в нормальній асинхронній машині при наявності ковзання s ротора відносно результуючого магнітного потоку:

$$M_a = \frac{3E_2^2 r_2 s}{\omega_0 (r_2^2 + x_k^2 s^2)}, \quad (17)$$

де E_2 – фазна ЕРС, яка наводиться в роторній обмотці; r_2, x_k – параметри АМ.

Для синхронної машини можна записати:

$$\begin{cases} E_2^2 = (U_1 \sin \theta)^2 (x'_f / x'_1); \\ r_2 = r_f; x_k = x'_f; \\ \frac{1}{x'_1} = \frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d}; s = \frac{f_k}{f_1}, \end{cases} \quad (18)$$

де U_1 – фазна напруга, яка підводиться до якірних (роторних) обмоток; f_k, f_1 – частоти коливань ротора та напруги роторних обмоток відповідно; x'_f, x'_d – еквівалентні перехідні опори обмотки збудження та якірної по повздовжній осі.

Тоді

$$\frac{x'_f}{x'_1} = \frac{1}{1 + (x_1 / x_{ad})^2} = \frac{1}{\sigma_1^2}, \quad (19)$$

де σ_1 – коефіцієнт приведення опорів в схемах заміщення. Після підстановки (18) в (17) одержимо:

$$M_a = \frac{3U_1^2}{\sigma_1^2 \omega_0} \frac{r_f s}{(r_f^2 + x_f^2 s^2)} \sin^2 \theta.$$

Враховуючи, що $\theta = \theta_0 + st$ (t – час в радіанах) та зв'язок між асинхронним M_a і демпферним моментами.

$$M_a = M_d \frac{d\theta}{dt} = M_d s,$$

Маємо вираз для визначення величини демпферного моменту СМ, який «заспокоює» ротор при коливаннях:

$$M_d = \frac{3U_1^2}{\sigma_1^2 \omega_0} \frac{r_f}{(r_f^2 + x_f^2 (f_k / f_1)^2)}. \quad (20)$$

Для підсилення заспокійливого ефекту в СМ на магнітній осі основних полюсів можна розмістити додатково короткозамкнені демпферні обмотки.

Вентильний двигун на базі синхронної машини оберненої конструкції має більшу переважувальну здатність порівняно з двигуном постійного струму тієї ж номінальної потужності і швидкості завдяки тому, що струм ротора не обмежується механічним інвертором – колектором. До того ж електромагнітні інерційності якої традиційної машини постійного струму та СМ оберненої конструкції практично однакові. Якщо ж у СМ оберненої конструкції зменшити повітряний зазор, наприклад за рахунок використання неявнопольної конструкції індуктора [2, 7] як це реалізовано в машинах серії 4П,

оскільки дію реакції ротора (якоря) можна зменшувати положенням потоків якоря відносно потоку індуктора за допомогою ПЧ, то можна зменшувати і індуктивності розсіяння останньої та підвищувати швидкодію формування її якірних струмів.

На рис. 4 наведені результати моделювання перехідних процесів пуску та накиду навантаження для двох дви-

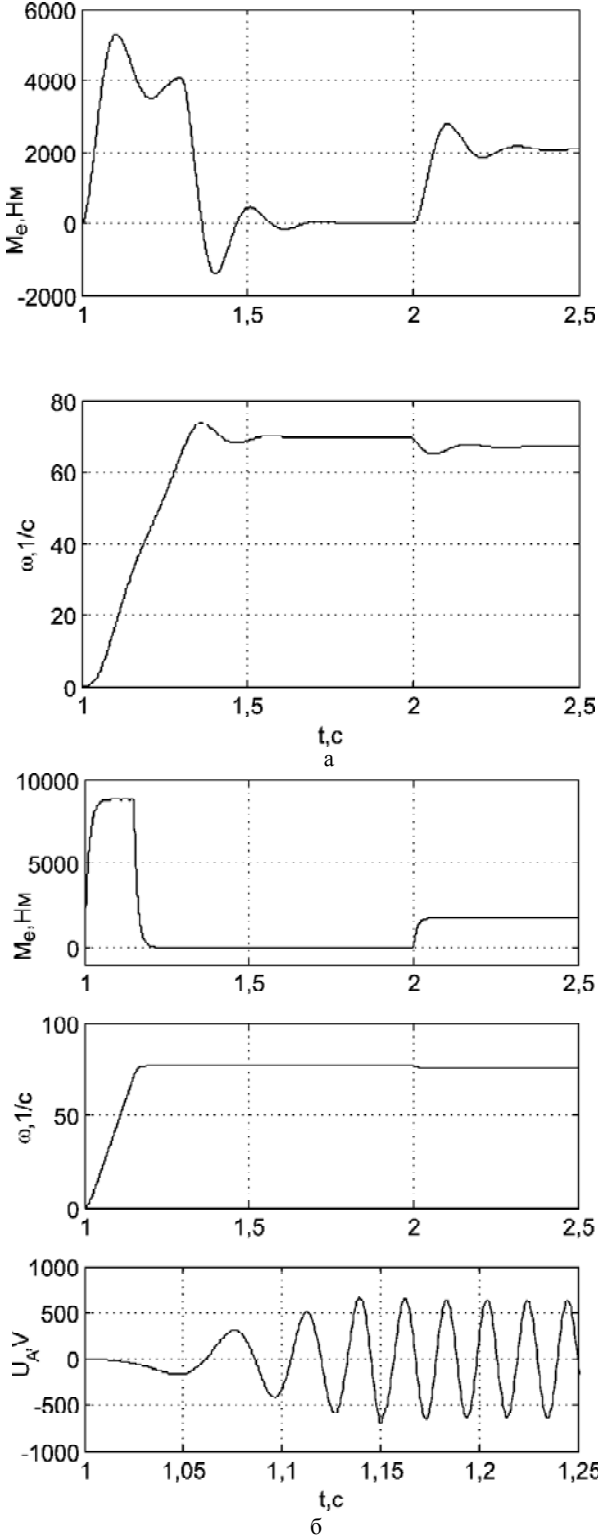


Рисунок 4 – Перехідні процеси: а – традиційного двигуна постійного струму, б – ВД на базі СМ оберненої конструкції

гунів – вентиляного з електричними параметрами машини СМ136-8 ($P_H = 146$ кВт, $n_H = 750$ об/хв, $U_H = 380$ В, $I_H = 312$ А, $J = 21,75$ кгм²) та традиційного постійного струму ДП-82А ($P_H = 140$ кВт, $n_H = 640$ об/хв, $U_H = 220$ В, $I_H = 700$ А, $J = 17,0$ кгм²). Модель вентиляного двигуна побудовано за відомим описом неявнополюсної СМ традиційної конструкції в реальних просторових координатах. Як видно з рисунку, час розгону ВД приблизно в 2 рази менший, ніж двигуна постійного струму тільки за рахунок підвищення перевантажувальної здатності за струмом у першого. Якщо момент інерції ВД прийняти як у другого (і меншим через відсутність колектора), то динаміка його буде ще кращою.

Слід зауважити, що максимальна швидкість ротора традиційного двигуна постійного струму обмежується комутацією на колекторі (загрозою «кругового вогню»). У ВД це обмеження знімається і максимальна швидкість (а значить і потужність) його може бути суттєво підвищена. Все сказане забезпечить електроприводу на базі такої машини значно більшу конкурентність у використанні за всіма показниками по відношенню до традиційної системи ТП-Д і навіть ПЧ-АД [8, 9].

ВИСНОВКИ

1. За рахунок зменшення моменту інерції ротора, а також збільшення перевантажувальної здатності за струмом динамічні властивості вентиляного двигуна на базі СМ оберненої конструкції по відношенню до двигуна постійного струму значно (на десятки процентів) посилюються.

2. Завдяки зняттю ряду обмежень по комутації струмів, рівні максимальних швидкостей, а значить, і потужностей, у ВД можуть бути суттєво підвищені.

3. Реалізація неявнополюсної конструкції статора значно спрощує ВД, а значить і трудомісткість його виготовлення, та втрати в міді.

4. Для аналізу процесів власне у вентиляному двигуні та одержання його моделі можна використовувати відомі підходи, подібні до таких для СМ та ДПТ. На характеристики електропривода з вентиляним двигуном будуть впливати процеси в силовому комутаторі, які слід враховувати додатково.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Hoover D. B. Rotating-exciter design keeps pace with generator // Progress Power. – 1960. – April. – P. 445–447.
2. Луцик В. Д. Неявнополюсні машини постійного струму : монографія / В. Д. Луцик. – Луганськ : Вид-во «Ноулідж», 2013. – 120 с.
3. Аракелян А. К. Вентильный электропривод с синхронным двигателем и зависимым инвертором / А. К. Аракелян, А. А. Афанасьев, М. Г. Чиликин ; под ред. М. Г. Чиликина. – М. : Энергия, 1977. – 224 с.
4. Шевченко І. С. Електромеханічні і енергетичні процеси в синхронному електроприводі : навч. посіб. / І. С. Шевченко, Д. І. Морозов, Н. І. Андреева. – Алчевськ : ДонДТУ, 2011. – 396 с.

5. Костенко М. П. Электрические машины. Ч.2 / М. П. Костенко, Л. М. Пиотровский. – Л. : Энергия, 1973.
6. Андреев В. П. Основы электропривода / В. П. Андреев, Ю. А. Сабинин. – М.-Л. : Госэнергоиздат, 1963.
7. Токарев Б. Ф. Электрические машины: Учеб. пособие для вузов / Б. Ф. Токарев. – М. : Энергоатомиздат, 1990. – 624 с.
8. Петренко А. Н. Экспериментальное исследование нагрева частотно-управляемого асинхронного двигателя при различных источниках питания / А. Н. Петренко // *Электротехніка і електромеханіка*. – 2010. – № 5. – С. 21–23.
9. Логинова Е. Ю. Обоснование выбора тягового электропривода локомотива по критериям условной эффективности / Е. Ю. Логинова, Д. А. Солдатенко // *Сб. трудов МИИТа: Транспорт: наука, техника, управление*. – 2004. – № 10. – С. 15–19.

*Стаття надійшла до редакції 16.12.2014.
Після доробки 21.12.2014.*

Морозов Д. И.¹, Шевченко И. С.²

¹ Канд. техн. наук, доцент, доцент кафедры автоматизированных электромеханических систем, Донбасский государственный технический университет, г. Алчевск, Украина

² Канд. техн. наук, профессор, профессор кафедры автоматизированных электромеханических систем, Донбасский государственный технический университета, г. Алчевск, Украина

ВЕНТИЛЬНЫЙ ДВИГАТЕЛЬ ПОСТОЯННОГО ТОКА НА БАЗЕ СИНХРОННОЙ МАШИНЫ ОБРАЩЕННОЙ КОНСТРУКЦИИ

В статье рассмотрен вариант реализации вентильного двигателя как машины постоянного тока с вентильным коммутатором – аналогом коллектора, вынесенным пределы машины. При этом якорь имеет конструкцию подобную фазному ротору асинхронной машины. Предложенный вариант двигателя постоянного тока фактически является синхронной машиной обратной конструкции с частотным регулированием по якору и описывается уравнениями, аналогичными уравнениям описания традиционной явнополюсной синхронной машины. Показано, что вентильный двигатель на основе вентильного двигателя имеет лучшие динамические свойства по сравнению с классическим двигателем постоянного тока.

Ключевые слова: электропривод, синхронная машина, вентильный двигатель.

Morozov D. I.¹, Shevchenko I. S.²

¹ Ph.D., associate professor, assistant professor of automated electromechanical systems, Donbass State Technical University, Alchevsk, Ukraine

² Ph.D., professor, professor of automated electromechanical systems, Donbass State Technical University, Alchevsk, Ukraine

VALVE DIRECT CURRENT MOTOR ON THE BASIS OF THE SYNCHRONOUS MACHINE OF INVERSE DESIGN

A mechanical collector of conventional DC machine is the element that limits the current and the armature speed and increases inertia. DC machine rectification realized on the basis of conventional DC machine is described; it externally rectifies the switch which is the analogue of the collector. The armature has a design similar to a phase-wound rotor of induction machine. It is shown that the switching frequency is determined by the armature rotation speed. Static mechanical characteristic of the rectifying DC machine is similar to that of the independent excitation of DC motor. The proposed variant of the DC motor is actually a synchronous machine of inverse design with armature regulation frequency. The motor is described as traditional salient pole synchronous machine. Starting dynamics simulation shows that the rectifying DC machine has better dynamic properties compared to the conventional DC motor due to overload capability and reduces the inertia of the armature.

Keywords: electric drive, synchronous machine, rectifying machine.

REFERENCES

1. Hoover D. B. Rotating-exciter design keeps pace with generator, *Progress Power*, 1960, April, pp. 445–447.
2. Lushyk V. D. Nejavnopoljusni mashyny postijnogo strumu : monografija. Lugans'k, Knowledge Publ., 2013, 120 p.
3. Arakelyan A. K., Afanas'ev A. A., Chilikin M. G. Ventil'nyi elektroprivod s sinkhronnym dvigatelem i zavisimym invertorom. Moscow, Energiya Publ., 1977, 224 p.
4. Shevchenko I. S., Morozov D. I., Andrejeva N. I. Elektromehanichni i energetychni procesy v synhronnomu elektroprivodi: Navch. Posib. Alchevsk, DonDSU Publ., 2011, 396 p.
5. Kostenko M. P., Piotrovskii L. M. Elektricheskie mashiny. Ch.2. Leningrad, Energiya Publ., 1973, 648 p.
6. Andreev V. P., Sabinin Yu. A. Osnovy elektroprivoda. Moscow, Leningrad, Gosenergoizdat Publ., 1963, 772 p.
7. Tokarev B. F. Elektricheskie mashiny: Ucheb. posobie dlya vuzov. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1990, 624 p.
8. Petrenko A. N. Eksperimental'noe issledovanie nagreva chastotno-upravlyaemogo asinkhronnogo dvigatelya pri razlichnykh istochnikakh pitaniya *Elektrotekhnika i elektromekhanika*, 2010, vol. 5, pp. 21–23.
9. Loginova E. Yu., Soldatenko D.A. Obosnovanie vybora tyagovogo elektroprivoda lokomotiva po kriteriyam uslovnoi effektivnosti, *Sbornik trudov MIITa: Transport: nauka, tekhnika, upravlenie*, 2004, vol. 10, pp. 15–19.

¹Канд. техн. наук, докторант кафедры «Металлургия и технология сварочного производства», ГВУЗ «Приазовский государственный технический университет», Украина, E-mail: vburlaka@rambler.ru

²Доктор техн. наук, профессор, декан сварочного факультета, ГВУЗ «Приазовский государственный технический университет», Украина

³Канд. техн. наук, доцент кафедры электрификации промышленных предприятий, ГВУЗ «Приазовский государственный технический университет», Украина

⁴Секретарь сборника «Вестник Приазовского государственного технического университета», ГВУЗ «Приазовский государственный технический университет», Украина

ГИБРИДНЫЙ КОМПЕНСАТОР РЕАКТИВНОЙ МОЩНОСТИ С ПЛАВНЫМ РЕГУЛИРОВАНИЕМ

Предложено схемное решение гибридного компенсатора реактивной мощности, состоящего из последовательного активного фильтра и батареи конденсаторов (БК) с тиристорным переключением ступеней, что позволяет «изолировать» БК от токов высших гармоник и обеспечить плавное регулирование реактивной мощности. Рассмотрены вопросы выбора соотношений между емкостями ступеней БК, позволяющих минимизировать установленную мощность активного фильтра и количество ступеней в БК.

Ключевые слова: компенсация реактивной мощности, батарея конденсаторов, последовательный активный фильтр, конденсаторы с тиристорным переключением.

ВВЕДЕНИЕ

Наличие перетоков реактивной мощности (РМ) в сети приводит к сокращению срока службы оборудования, росту потерь электроэнергии и уменьшению пропускной способности сети в целом. Общеизвестные методы компенсации РМ имеют ряд недостатков: синхронные компенсаторы требуют установки большого количества вспомогательного оборудования, БК с фиксированной емкостью не имеют возможности регулирования, а БК с механическими коммутаторами не обеспечивают непрерывности регулирования и не обладают необходимой скоростью реакции (переключения). Поэтому в современных электрических сетях уровня напряжения 0,4 кВ на смену указанным устройствам приходят усовершенствованные компенсаторы реактивной мощности (КРМ), не содержащие в своем составе вращающихся машин и механических контактов.

Актуальным решением проблемы компенсации РМ является использование компенсаторов с тиристорным управлением, статических компенсаторов и активных фильтров. К компенсаторам с тиристорным управлением относятся тиристорно-управляемые реакторы (ТУР) и тиристорно-переключаемые конденсаторы (ТПК) [1].

В состав устройства ТУР входят конденсатор фиксированной емкости и реактор с тиристорным управлением (рис. 1).

Изменением угла открытия тиристорov можно регулировать действующий ток реактора, что эквивалентно регулированию его индуктивности. Такие КРМ позволяют добиться непрерывности процесса управления, обладают высоким быстродействием и практически полным отсутствием переходных процессов, однако, поскольку ТУР являются источниками токов высших гармоник, они требуют установки дополнительных фильт-

рокомпенсирующих устройств [2]. Одним из примеров практической реализации такого устройства являются тиристорные компенсаторы реактивной мощности серии ТКРМ, которые разработаны ОАО «НИИ Преобразователь» (г. Запорожье, Украина).

ТПК (рис. 2) состоит из БК с тиристорным переключением ступеней и дросселей, служащих для ограниче-

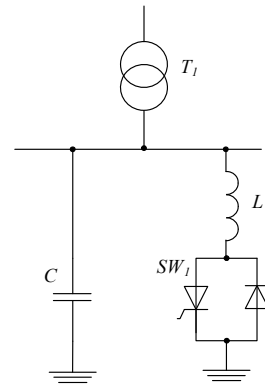


Рисунок 1 – Конфигурация схемы на базе ТУР

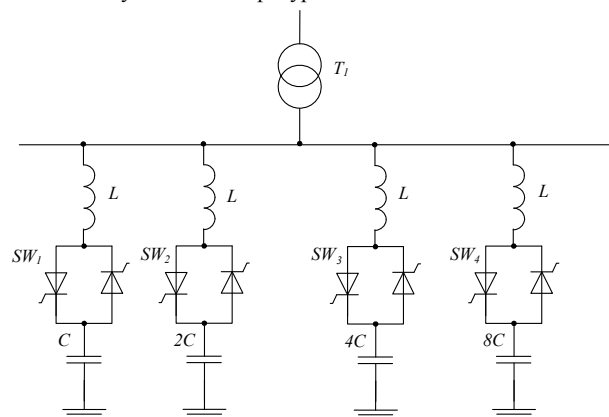


Рисунок 2 – Конфигурация схемы на базе устройства ТПК

ния скорости изменения тока тиристоров и/или расстройки БК для предотвращения резонансов. Для обеспечения «мягкого» включения тиристоров переключение производится в момент равенства напряжения сети и напряжения на конденсаторе.

Устройства на базе ТПК обладают возможностью ступенчато регулировать реактивную мощность, высоким быстродействием и не генерируют высшие гармоники в сеть.

В ТПК эффективным решением является установка емкости ступеней БК пропорционально степеням двойки (рис. 2) [1]. Это дает возможность при n ступенях БК получить 2^n ступеней регулирования. Например, для схемы, которая включает 4 конденсатора с реактивными мощностями 1, 2, 4 и 8 кВАр, можно получить 16 ступеней регулирования – от 0 до 15 кВАр с шагом 1 кВАр.

Существенным недостатком рассмотренных устройств также является то, что БК подвержены негативному воздействию высших гармонических составляющих, присутствующих в сетевом напряжении. Работа в условиях несинусоидальности кривой тока БК может приводить к резонансным перенапряжениям, токовой перегрузке и, как следствие, перегреву батарей и выходу их из строя.

Обеспечить бесступенчатое регулирование реактивной мощности можно путем включения последовательно с БК регулируемого реактивного сопротивления. Более того, выполнив это сопротивление с максимумом

импеданса на частотах высших гармоник, можно добиться значительного снижения уровня гармоник в токе БК.

Реализовать такое реактивное сопротивление можно с помощью последовательного активного фильтра (АФ) [3, 4]. АФ в подавляющем большинстве случаев выполнен в виде автономного инвертора напряжения (АИН) с накопительным конденсатором большой емкости в цепи постоянного тока и LC-фильтром нижних частот в цепи переменного тока. Схема силовой части такого гибридного КРМ приведена на рис. 3, здесь SW – ключи, выполненные из двух встречно-параллельно включенных тиристоров. БК в составе гибридного КРМ рис. 3 имеет m ступеней.

Управление гибридным КРМ [4] осуществляется из условия обеспечения единичного коэффициента мощности комплекса «гибридный КРМ + нагрузка». Для этого в системе управления производится вычисление реактивной мощности нагрузки и формирование задания на ток гибридного КРМ. При этом регулирование реактивной мощности осуществляется по разомкнутой схеме – без обратной связи. Эта особенность требует повышенной точности работы узла вычисления реактивной мощности нагрузки и контура регулирования выходного тока гибридного КРМ. Кроме того, для выделения сигнала основной гармоники в системе управления [4] использованы полосовые фильтры, при этом не проведена оценка влияния их ФЧХ на точность компенсации реактивной мощности при изменении частоты сети.

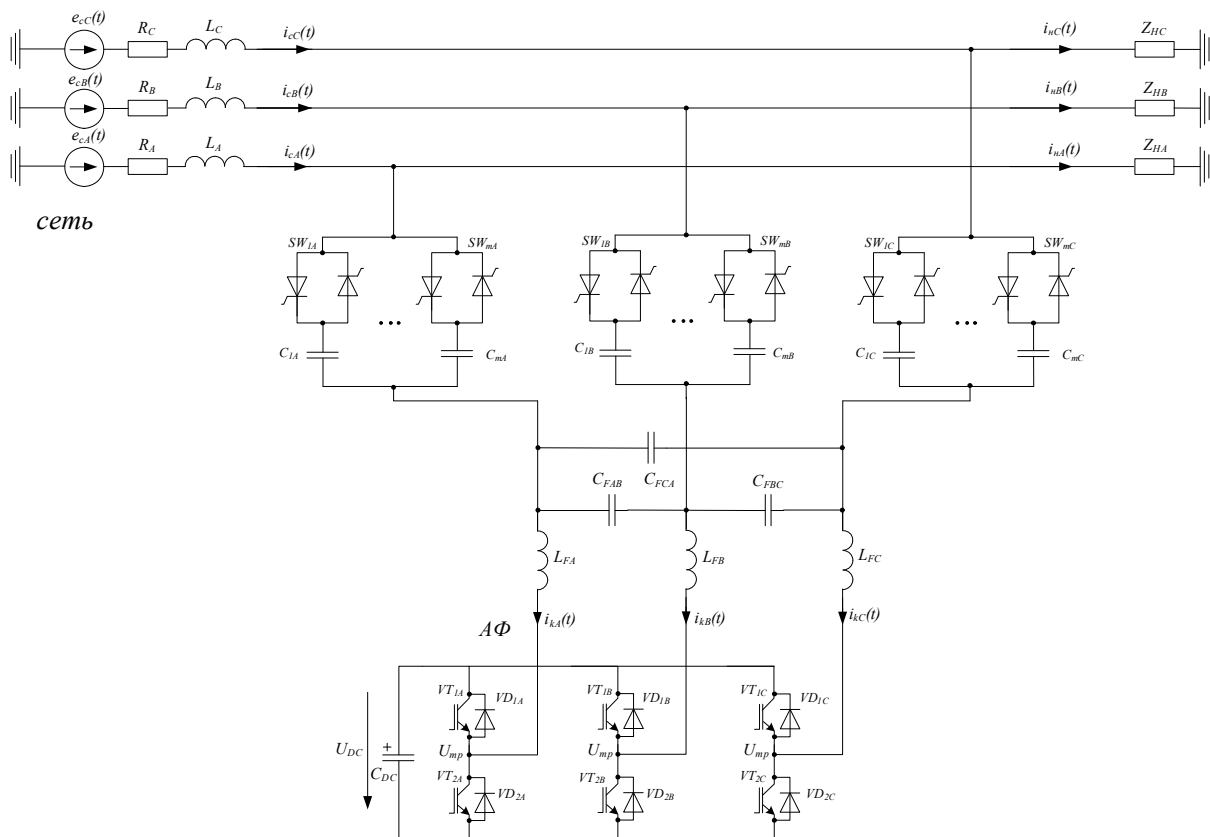


Рисунок 3 – Схема гибридного КРМ

Целью исследования является создание гибридного КРМ, свободного от указанных недостатков. Для этого контур управления реактивной мощности сделан замкнутым, что снижает требования к точности работы контура регулирования выходного тока КРМ; для выделения сигнала основной гармоники вместо полосовых фильтров использована петля фазовой автоподстройки частоты (Phase Locked Loop – PLL); решен вопрос выбора емкостей ступеней БК из условия обеспечения непрерывного регулирования реактивной мощности при минимизации установленной мощности активного фильтра в составе гибридного КРМ.

Материал исследования. На схеме замещения гибридного КРМ для частот, значительно меньших, чем частота переключения ключей инвертора АФ, последний может быть представлен в виде источника ЭДС $e(t)$ (рис. 4).

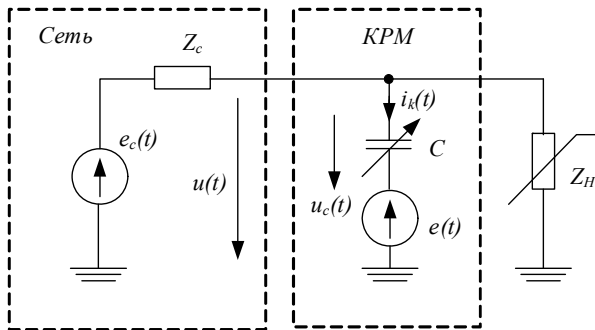


Рисунок 4 – Схема замещения КРМ с АИН

Структурная схема системы управления КРМ представлена на рис. 5. Применено гистерезисное управление инвертором с обратной связью по току (см. контур тока КТ, рис. 5). Ток задания $i_3(t)$ определяется как сумма синфазной $i_p(t)$ и квадратурной составляющих $i_q(t)$.

Формирование синфазной составляющей тока задания осуществляется регулятором напряжения звена постоянного тока U_{DC} . Этот ток имеет небольшую величину, так как потребляемая АФ активная мощность расходуется только на потери в нем. По этой причине при дальнейшем анализе свойств гибридного КРМ этим током можно пренебречь.

Блок PLL предназначен для выделения из напряжения сети синфазной и квадратурной компонент основной частоты. Эти сигналы используются для формирования синфазной и квадратурной составляющих тока задания.

Выделение квадратурной компоненты тока сети осуществляется путем перемножения с эталонным сигналом с PLL и последующей низкочастотной фильтрацией. В качестве ФНЧ использован sinc-фильтр первого порядка с интервалом интегрирования, равным периоду сети. Полученный таким образом сигнал I_{qc} поступает на сумматор вместе с током задания I_{qREF} . Использование ненулевого I_{qREF} позволяет осуществлять режимы перекомпенсации либо недокомпенсации РМ. Разностный сигнал является входным для регулятора амплитуды реактивного тока I_q , выходной сигнал которого используется для формирования $i_q(t)$.

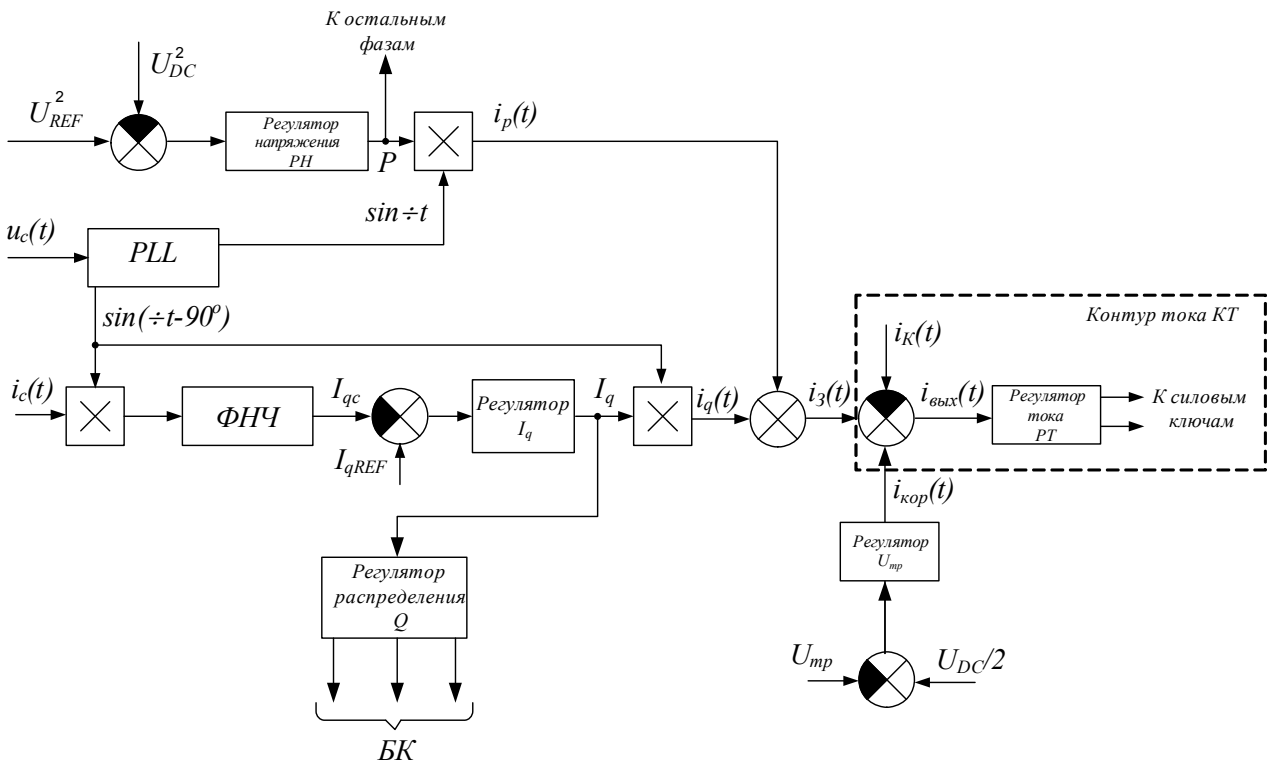


Рисунок 5 – Структурная схема системы управления КРМ

Регулятор распределения Q выполняет перераспределение мощности между БК и АФ по условию минимизации мощности АФ, т.е. выбирается такая емкость БК, при которой для заданной реактивной мощности выходное напряжение АФ будет минимально.

Поддержание среднего значения напряжения в средней точке полумостов на уровне $0.5 \cdot U_{DC}$ относительно отрицательной шины звена постоянного тока АФ осуществляется регулятором U_{mp} , выходной сигнал которого представляет собой ток коррекции $i_{кор}(t)$. Здесь достаточно П-регулятора с небольшим коэффициентом усиления. Без этого регулятора неизбежно появление на БК неконтролируемой постоянной составляющей напряжения, что приведет к невозможности обеспечения корректного управления током КРМ.

Поскольку в системе управления АФ в КРМ использовано токовое управление, в схеме замещения активный фильтр как управляемый источник ЭДС можно заменить управляемым источником тока (рис. 6).

Так как в спектре источника тока имеется только основная частота сети, батарея конденсаторов будет изолирована от высших гармоник, присутствующих в сетевом напряжении.

Экономически целесообразным для гибридного КРМ является уменьшение выходного напряжения АФ, что позволяет выполнить его на низковольтной элементной базе, тем самым повысить экономическую (снизить цену) и энергетическую (снизить потери) эффективность.

АНАЛИЗ РЕГУЛИРОВОЧНЫХ СВОЙСТВ КРМ

Выходную ЭДС АФ на основной частоте сети от напряжения сети примем пропорциональной сетевому напряжению:

$$E = \Delta \cdot U_1, \tag{1}$$

где Δ – коэффициент пропорциональности между напряжением сети и ЭДС АФ, может принимать значения от $-\Delta_{\max}$ до $+\Delta_{\max}$; U_1 – составляющая напряжения сети на основной частоте, В.

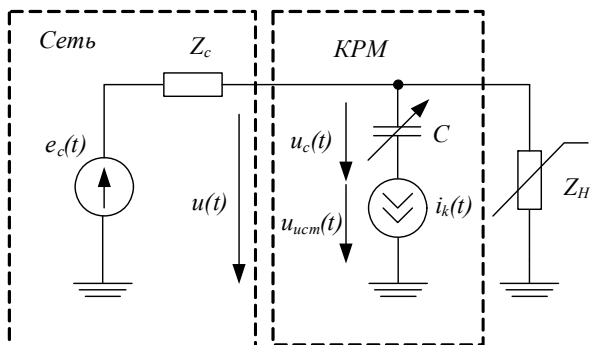


Рисунок 6 – Схема замещения КРМ с управляемым источником тока

Реактивная мощность гибридного КРМ, в соответствии с [5], рассчитывается следующим образом:

$$Q = E \cdot I_k + I_k \cdot U_c, \tag{2}$$

где I_k – составляющая тока компенсатора на основной частоте; U_c – напряжение на БК.

Ток КРМ рассчитывается как

$$I_k = \frac{U_1 - E}{X_C}, \tag{3}$$

а напряжение на конденсаторе

$$U_c = U_1 - E. \tag{4}$$

Тогда

$$Q = \frac{U_1 - E}{X_C} \cdot (E + U_c). \tag{5}$$

В результате математических преобразований получим выражение для расчета величины максимальной реактивной мощности n-ой ступени, которую генерирует КРМ:

$$Q_{n\max} = 2 \cdot \pi \cdot f \cdot C_n \cdot U_1^2 \cdot (1 + \Delta_{\max}), \tag{6}$$

а минимальной генерируемой РМ на (n+1)-ой ступени:

$$Q_{(n+1)\min} = 2 \cdot \pi \cdot f \cdot C_n \cdot U_1^2 \cdot (1 - \Delta_{\max}). \tag{7}$$

Для гибридного КРМ, в котором использована БК с емкостями ступеней, пропорциональными степени двойки, при $D_{\max} = 0,1$ получается регулировочная характеристика, показанная на рис. 7. Видно, что при малых номерах ступеней регулирования БК в регулировочной характеристике появляются разрывы, что приводит к снижению точности компенсации РМ.

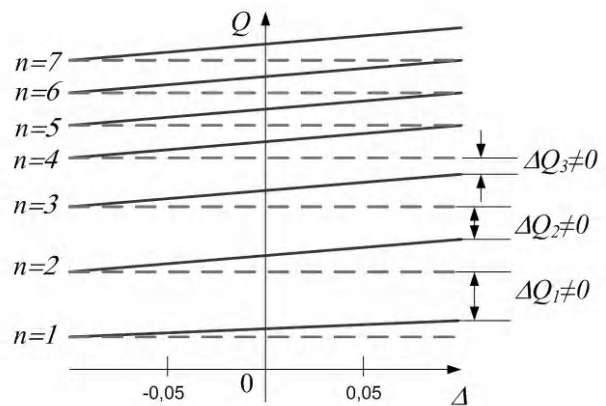


Рисунок 7 – Регулировочная характеристика гибридного КРМ с БК, емкость ступеней которой установлена пропорционально степеням двойки ($D_{\max} = 0,1$)

Для устранения разрывов необходимо либо увеличивать величину установленной мощности АФ, либо увеличивать количество ступеней БК, что ухудшает технико-экономические показатели КРМ.

Плавности регулирования РМ можно добиться при условии выполнения равенства:

$$Q_{(n+1)\text{мин}} = Q_{n\text{макс}}, \quad (8)$$

Из выражений (5) – (8) следует соотношение ступеней емкостей БК [6]:

$$\frac{C_{n+1}}{C_n} = \frac{U + E_{\text{макс}}}{U - E_{\text{макс}}}, \quad (9)$$

где C_{n+1} – емкость ступени БК с номером $(n+1)$, C_n – емкость ступени БК с номером n , $E_{\text{макс}}$ – максимальное выходное напряжение АФ на основной частоте, U – составляющая напряжения сети на основной частоте, V .

Приняв $\frac{U + E_{\text{макс}}}{U - E_{\text{макс}}} = q$, получим следующее выражение:

$$C_{n+1} = C_n \cdot q. \quad (10)$$

Таким образом, для обеспечения бесступенчатого регулирования РМ емкости ступеней БК должны изменяться в геометрической прогрессии.

Экспериментальное опробование проведено на однофазном гибридном КРМ с диапазоном регулирования реактивной мощности от 2,1 кВАр до 13,8 кВАр при напряжении сети 220 В. Максимальное выходное напряжение АФ составляет 22 В (10 % сетевого, т.е. $D_{\text{макс}} = 0,1$). Величины необходимых емкостей ступеней БК соответственно равны 150 мкФ, 183 мкФ, 223 мкФ, 273 мкФ, 333 мкФ, 406 мкФ, 496 мкФ, 605 мкФ, 738 мкФ, 900 мкФ. Чтобы не устанавливать БК большой емкости, необходимая величина набирается путем одновременного включения нескольких конденсаторов меньшей емкости. В состав схемы входят 10 конденсаторов с емкостями 150 мкФ,

33 мкФ, 40 мкФ, 50 мкФ, 60 мкФ, 73 мкФ, 90 мкФ, 109 мкФ, 133 мкФ, 162 мкФ. Включение конденсаторов осуществляется с помощью встречно-параллельно соединенных тиристоров, что позволяет получить десять ступеней непрерывного регулирования мощности КРМ (табл. 1).

Рассмотренный подход позволяет уменьшить количество используемых конденсаторов и целесообразен для применения в случаях, когда установленная мощность АФ составляет менее 20 % от мощности КРМ.

Для уменьшения количества ступеней БК соотношение их емкостей может быть выбрано следующим образом [6]:

$$\left(\frac{C_{n+1}}{C_n}\right)^k = 1 + \frac{C_{n+1}}{C_n}, \quad (11)$$

где k – целое число не меньше 2.

При выполнении этого условия емкость ступени с номером k может быть реализована путем параллельного включения ступеней с номерами 0 и 1; емкость ступени с номером $(k+1)$ – включения ступеней с номерами 1 и 2 и т.д.

Выражения (11) и (9) однозначно определяют зависимость между числом k и коэффициентом $\Delta_{\text{макс}}$, который, в свою очередь, определяет установленную мощность АФ. В таблице 2 представлены результаты определения соотношений емкостей ступеней БК и коэффициента $\Delta_{\text{макс}}$ для значений k от 2 до 6.

Таблица 2 – Таблица соответствия значений соотношения емкостей ступеней БК и коэффициента $\Delta_{\text{макс}}$

№ п/п	k	$\frac{C_{n+1}}{C_n}$	$\Delta_{\text{макс}}$
1	2	1,618	0,236
2	3	1,325	0,139
3	4	1,221	0,1
4	5	1,167	0,077
5	6	1,134	0,067

Таблица 1 – Таблица истинности включения конденсаторов ступеней

Конденсатор	C1	C2	C3	C4	C5	C6	C7	C8	C9	C10
Емкость, мкФ	150	33	40	50	60	73	90	109	133	162
Номер ступени БК	Включенные конденсаторы (+)									
1	+									
2	+	+								
3	+	+	+							
4	+	+	+	+						
5	+	+	+	+	+					
6	+	+	+	+	+	+				
7	+	+	+	+	+	+	+			
8	+	+	+	+	+	+	+	+		
9	+	+	+	+	+	+	+	+	+	
10	+	+	+	+	+	+	+	+	+	+

Таблиця 3 – Таблица истинности включения конденсаторов БК

Конденсатор	C1	C2	C3	C4
Емкость, мкФ	150	183	223	273
Номер ступени батареи конденсаторов	Включенные конденсаторы (+)			
1	+			
2		+		
3			+	
4				+
5	+	+		
6		+	+	
7			+	+
8	+	+		+
9		+	+	+
10	+	+	+	+

Експериментальна перевірка виконана на однофазному гібридному КРМ з 4 конденсаторами ємкістю 150 мкФ, 183 мкФ, 223 мкФ, 273 мкФ (т.е. $k=4, D_{\max}=0,1$). В цьому випадку десять ступеней неперервного регулювання потужності гібридного КРМ були отримані шляхом з'єднання в паралель конденсаторів в різних комбінаціях відповідно до табл. 3. Наприклад, для отримання ємкості п'ятої ступені необхідно спільне включення конденсаторів першої та другої ступені, ємкості шостої ступені – конденсаторів другої та третьої ступені і т.д. При цьому комбінації для дев'ятої та десятої ступені не можуть бути розраховані за вираженням (11), однак отримання цих ступеней можливо при включенні конденсаторів в комбінаціях, вказаних в табл. 3. Діапазон зміни реактивної потужності гібридного КРМ становить від 2,1 кВАр до 13,8 кВАр при напрузі мережі 220 В.

Викладений підхід дозволяє значно скоротити кількість конденсаторів в складі батареї та ефективність при невеликій установленій потужності АФ.

ВИВОДИ

1. Предложено гибридный КРМ, состоящий из последовательно соединенных БК с тиристорным переключением и АФ, что позволило «изолировать» БК с тиристорным переключением от токов высших гармоник и обеспечить плавность регулирования.

Бурлака В. В.¹, Гулаков С. В.², Поднебенна С. К.³, Савенко О. С.⁴

¹Канд. техн. наук, докторант кафедри «Металургія та обладнання зварювального виробництва», ДВНЗ «Приазовський державний технічний університет», Україна, E-mail: vburlaka@rambler.ru

²Доктор техн. наук, професор, декан зварювального факультету, ДВНЗ «Приазовський державний технічний університет», Україна.

³Канд. техн. наук, доцент кафедри електрифікації промислових підприємств, ДВНЗ «Приазовський державний технічний університет», Україна.

⁴Секретар збірника наукових праць «Вісник Приазовського державного технічного університету», ДВНЗ «Приазовський державний технічний університет», Україна.

КОМПЕНСАТОР РЕАКТИВНОЇ ПОТУЖНОСТІ З ПЛАВНИМ РЕГУЛЮВАННЯМ

Розглянуто широко використовувані пристрої компенсації реактивної потужності (ПКРМ) – батареї конденсаторів (БК) з тиристорним перемиканням, проведено аналіз їх недоліків: вплив вищих гармонік при несинусоїдальній напрузі мережі, неможливість забезпечити плавність регулювання. Запропоновано схемне рішення УКРМ, що складається з послідовного активного фільтра і БК із ступінчастим перемиканням, що дозволяє «ізолювати» БК від струмів вищих гармонік і забезпечити плавне регулювання реактивної потуж-

2. Представлены два варианта выбора соотношения между емкостями ступеней БК. Использование первого варианта позволяет обеспечить непрерывность регулирования мощности гибридного КРМ при сниженной установленной мощности АФ. Использование второго варианта позволяет значительно сократить количество конденсаторов в составе БК, однако его эффективность обеспечивается при небольшой установленной мощности АФ.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Reactive Power Compensation Technologies, State-of-the-Art Review / [J. W. Dixon, L. Moran, J. Rodriguez, R. Domke] // Proceedings of the IEEE. – 2005. – Vol. 93, Dec. № 12. – P. 2144–2164
2. Давидов О. Ю. Аналіз засобів компенсації реактивної потужності в електротехнічних системах / О. Ю. Давидов, О. В. Бялобржеський // Вісник Кременчуцького національного університету імені Михайла Осроградського. – 2010. – Вип. 3(62). – С. 132–136.
3. A Full Compensating System for General Loads, Based on a Combination of Thyristor Binary Compensator, and a PWM-IGBT Active Power Filter / J. W. Dixon, Y. del Valle, M. Orchard, M. Ortúzar, L. Morán and C. Maffrand // IEEE Transactions on Industrial Electronics. – 2003. – Vol. 50, Oct. – № 5. – P. 982–989.
4. Patent US 6,876,179 B2 USA, Int. Cl. G05F 1/70; H02M 1/12. Hybrid Reactive Power Compensation Device; UIS Abler Electronics Co., Ltd., Taipei Hsien (TW). – № 10/424,707; filed 29.04.2003; publ. 05.04.2005.
5. IEEE Standard 1459-2010. Definitions for the Measurement of Electric Power Quantities Under Sinusoidal, Nonsinusoidal, Balanced, or Unbalanced Conditions. – Approved 2010-2-2. – IEEE-SA Standards Board, 2010. – 72 p.
6. Пат. 106174 Україна, МПК G05F 1/70 (2006.01) H02J 3/18 (2006.01). Спосіб компенсації реактивної потужності / В. Бурлака, С. Гулаков, С. Поднебенна; Державний вищий навчальний заклад «Приазовський державний технічний університет». – а 2013 10826; заявл. 09.09.2013; опубл. 10.09.2014, Бюл. № 17.

Стаття поступила в редакцію 15.08.2014.
Після доработки 09.12.2014.

ності. Розглянуто питання вибору співвідношень між ємностями ступенів БК, що дозволяють мінімізувати встановлену потужність активного фільтра і кількість ступенів у БК.

Ключові слова: пристрій компенсації реактивної потужності (ПКРМ), батарея конденсаторів (БК), послідовний активний фільтр (АФ), конденсатори з тиристорним перемиканням (ТПК).

Burlaka V. V.¹, Gulakov S. V.², Podnebennaya S. K.³, Savenko O. S.⁴

¹Ph.D., doctoral student, Department of Metallurgy and Welding Technology, State Higher Educational Institution «Pryazovskyi State Technical University», Ukraine, E-mail: vburlaka@rambler.ru.

²Doctor of science, Professor, Dean of the Faculty of Welding, State Higher Educational Institution «Pryazovskyi State Technical University», Ukraine.

³Ph.D., Associate Professor, Department of electrification of industrial enterprises, State Higher Educational Institution «Pryazovskyi State Technical University», Ukraine.

⁴Secretary of the «Reporter of the Pryazovskyi State Technical University», State Higher Educational Institution «Pryazovskyi State Technical University», Ukraine.

REACTIVE POWER COMPENSATOR WITH SMOOTH CONTROL

Reactive power compensation devices are widely used: thyristor-control reactors (TCR) and thyristor-switched capacitors (TSC). The TCR disadvantages are discussed. The TSC disadvantages are: influence of higher harmonics on nonsinusoidal voltage power system, the inability to ensure the smooth regulation. The proposed reactive power compensator consists of series with active filter and capacitors with step switch. Reactive power compensator's control system is proposed. Hysteretic control of the inverter with current feedback is applied. DC-voltage regulator provides balance of active power. The control system allows overcompensation or undercompensation of reactive power modes. Reactive power distribution regulator performs the redistribution of power between switching capacitors and active filter. Minimization condition of this regulator is active filter's power. Adjustment properties of reactive power compensator are analyzed. The choice of relations between the capacitors TSC steps to minimize the installed capacity of the active filter and the number of stages in TSC is considered. The approach that makes possible to «isolate» capacitors from harmonic currents and provide smooth control of reactive power is proposed.

Keywords: reactive power compensation device, capacitor, series active filter (AF), thyristor switching capacitors (TSC).

REFERENCES

1. Dixon J. W., Moran L., Rodriguez J., Domke R. Reactive Power Compensation Technologies, State-of-the-Art Review, *Proceedings of the IEEE*, 2005, Vol. 93, Dec., No. 12, pp. 2144–2164
2. Davidov O. Yu. Bialobrzheskiy O.V. Analiz zasobiv kompensatsii reaktivnoii potuzhnosti v elektrotehnichnih sistemah, *Visnik Kremenchutskogo natsionalnogo universitetu imeni Mihayla Ostrogradskogo*, 2010, Vip. 3(62), S. 132–136.
3. Dixon J. W., del Valle Y., Orchard M., Ortúzar M., Morán L. and Maffrand C. A Full Compensating System for General Loads, Based on a Combination of Thyristor Binary Compensator, and a PWM-IGBT Active Power Filter, *EEE Transactions on Industrial Electronics*, 2003, Vol.50, Oct., No. 5, pp. 982–989
4. Patent US 6,876,179 B2 USA, Int. Cl. G05F 1/70; H02M 1/12. Hybrid Reactive Power Compensation Device; UIS Abler Electronics Co., Ltd., Taipei Hsien (TW). – № 10/424,707; filed 29.04.2003; publ. 05.04.2005.
5. IEEE Standard 1459-2010. Definitions for the Measurement of Electric Power Quantities Under Sinusoidal, Nonsinusoidal, Balanced, or Unbalanced Conditions, Approved 2010-2-2, IEEE-SA Standards Board, 2010, 72 p.
6. Burlaka V., Gulakov S., Podnebenna S. Pat. 106174 Ukraine, MPK G05F 1/70 (2006.01) H02J 3/18 (2006.01). Sposib kompensatsii reaktivnoi potuzhnosti; Derzhavniy vischiy navchalniy zaklad «Pryazovskiy derzhavniy tehniichniy universitet», a 2013 10826; zayavl. 09.09.2013; opubl. 10.09.2014, Bul. № 17.

ПОРІВНЯННЯ МЕТОДІВ КОМПЕНСАЦІЇ НЕАКТИВНОЇ ПОТУЖНОСТІ ТРИФАЗНИМ СИЛОВИМ АКТИВНИМ ФІЛЬТРОМ З АДАПТИВНИМ РЕЛЕЙНИМ РЕГУЛЯТОРОМ СТРУМУ

Релейне регулювання струму трифазного силового активного фільтру забезпечує перемикання силових ключів, коли похибка струму перевищує фіксовану величину (зону гістерезису), при цьому частота регульованого параметру – змінна. Запропоновано адаптивний регулятор, що забезпечує постійність частоти комутації, при цьому розглянуто формування заданого струму двома методами: відповідно до рq-теорії та теорії С. Фрізе. Проведено серію експериментів з імітацією роботи силового активного фільтру для споживача з лінійним та нелінійним навантаженнями. Отримано діаграми, аналіз яких дозволив сформулювати рекомендації, що до використання методів формування заданого струму силового активного фільтру та використання адаптивного регулювання струму в залежності від характеру навантаження.

Ключові слова: силовий активний фільтр, широтно-імпульсна модуляція, релейне регулювання струму, адаптивний регулятор, частота комутації.

ВСТУП

Зростання в промисловості різко змінного і нелінійного навантаження, яке викликано нерівномірною роботою електротехнологічних установок та впровадженням останнім часом пристроїв напівпровідникової техніки, загострило проблему забезпечення якості електроенергії [1].

Негативна дія нелінійного навантаження призводить до збільшення рівня споживання реактивної потужності, що викликає зростання втрат в енергосистемі, перевантаження генераторів, трансформаторів, ліній електропередач і коливань напруги [1], також виникнення знакозмінних складових моменту, що негативно позначається на працездатності електричних машин [2].

Конденсаторні батареї, які в основному використовують на промислових підприємствах для компенсації реактивної потужності розраховують на постійне навантаження. При різко змінному навантаженні батареї конденсаторів для кожного окремого випадку потребують перерахунку балансу реактивної потужності, окрім цього вони дуже чутливі до вищих гармонік [3].

Останніми досягненнями силової перетворювальної техніки і ефективними технічними рішеннями в області компенсації неактивних складових потужностей навантажень є силові активні фільтри (САФ) [3].

В той же час ефективність роботи САФ залежить від визначеної компенсаційної характеристики, яка підлягає компенсації. Для визначення неактивних складових застосовують різні теорії потужності. Імпульси управління для САФ, що відповідають визначеній компенсаційній характеристиці, впливають на швидкість роботи компенсатора. Тому реалізований метод формування імпульсів управління САФ є важливим питанням.

МЕТА РОБОТИ

Порівняти методи визначення складових потужності для трифазного САФ. Оцінка ефективності використання методів формування ключами перетворювача трифазного САФ в умовах лінійного та нелінійного навантаження.

МАТЕРІАЛ І РЕЗУЛЬТАТИ ДОСЛІДЖЕННЯ

На рис. 1 зображена функціональна схема трифазного САФ. Силова частина активного фільтру включає транзисторний перетворювач VT1-6, накопичувальний конденсатор С і з'єднувальний реактор – група індуктивностей LI-3. Клеми транзисторного перетворювача у колі постійного струму з'єднуються з накопичувальним конденсатором С. Індуктивності LI-3 в схемі САФ є струмообмежуючим і дозуючим елементом, а завдяки явищу самоіндукції забезпечує формування заданого струму, та підвищення напруги на конденсаторі, формуючи в комплексі процес заряду і розряду конденсатору. Реалізований алгоритм управління в блоці визначення заданого струму компенсатора, визначає компенсаційні характеристики для САФ. Блок формування імпульсів управління компенсатором, в свою чергу, призначений для правильного посилання імпульсів керування, які відповідають визначеному заданому струму компенсатора.

Методи управління САФ будуються на сучасних уявленнях про складові потужності [4]. В той же час вагомою частиною якості роботи пристрою в цілому є метод формування імпульсів управління ключовими елементами перетворювача.

Серед методів формування імпульсів управління транзисторами силового активного фільтру виділяють два основних: широтно-імпульсна модуляція (ШІМ) з пост-

ійною частотою та релейне регулювання струму (PPC) зі змінною частотою модуляції.

Метод ШІМ реалізується шляхом порівняння похибки параметру регулювання з опорним сигналом фіксованої амплітуди і частоти. Похибка додатково підсилюється пропорційно-інтегральним (ПІ) регулятором. Параметри регулятора розраховують у відповідності з абсолютним значенням критерію оптимальності. Недоліком ШІМ є те, що вона спотворює форму кривої струму, призводячи до змінного у часі складу вищих гармонік [4].

PPC забезпечує перемикання силових ключів, коли похибка перевищує фіксовану величину – зону гістерезису (*HB*). У цьому випадку частота перемикання змінна. Перевагою системи керування є її простота, недоліком – виникнення субгармонік при зміні частоти комутації [4].

PPC має просту будову в порівнянні з ШІМ, зокрема не потребує складнощів з налаштуванням ПІ-регулятора, має кращі показники регулювання при роботі з різними сигналами напруги мережі [4]. Для подальших досліджень обрано систему керування САФ з PPC.

При реалізації PPC в силових перетворювачах змінна частота комутації викликає широкий спектр вищих гармонік регульованого параметру (струму) [5]. Це явище було визнано, як рішення для приводних перетворювачів електричних машин при мінімізації механічного шуму, але таке рішення не рекомендують для систем високої потужності через генерування субгармонік і низько частотних гармонік [6].

Для виключення зазначених недоліків пропонують використання адаптивного регулятора [6]. При цьому збільшення і спад поточного струму перетворювача, який виробляє значну напругу $+U_{dc}$ і $-U_{dc}$ на індуктивності, яка з'єднує перетворювач до мережі, розглядають як [6]:

$$\begin{cases} \frac{di_c^+}{dt} = \frac{1}{L}(U_{dc} - u_S); \\ \frac{di_c^-}{dt} = -\frac{1}{L}(U_{dc} + u_S), \end{cases} \quad (1)$$

де L – індуктивність реактору; U_{dc} – напруга накопичувального конденсатора; u_S – напруга мережі.

Розглянутий мережевий контур САФ для довільного проміжку часу визначає зв'язок між струмом на періоді комутації вентилів, напругою перетворювача та мережі, а частоту комутації визначають тривалістю періоду комутації [6]. В результаті ширина зони гістерезису *HB* релейного елемента [6]:

$$HB = \frac{U_{dc}^2 - \left(u_S + L \cdot \frac{di_c^*}{dt}\right)^2}{4f_c \cdot U_{dc} \cdot L}, \quad (2)$$

де f_c – частота комутації вентилів перетворювача; i_c^* – заданий струм САФ.

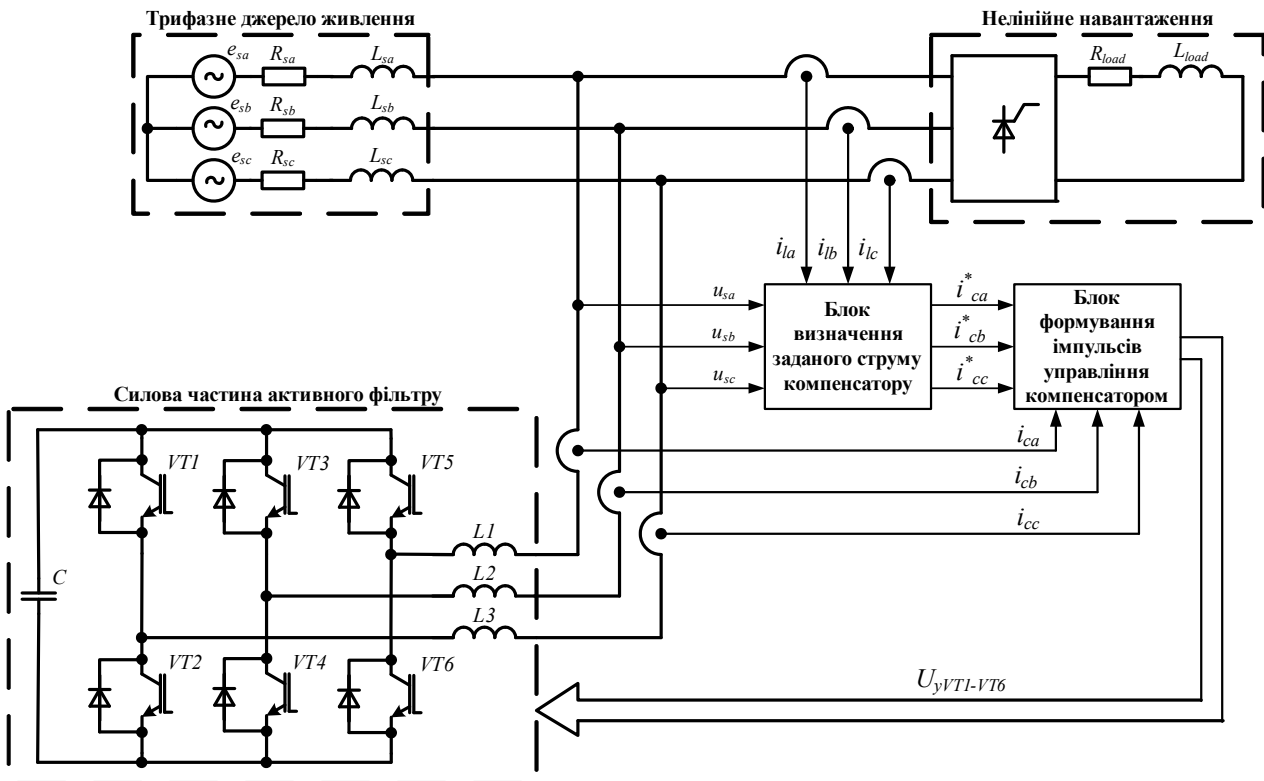


Рисунок 1 – Функціональна схема трифазного САФ

Таким чином, обравши за відомими рекомендаціями [7] частоту комутації вентилів f_c , знаючи електричні параметри реактивних елементів компенсатору, за рівнянням (2) синтезують схему блоку адаптивного регулятора (*Adaptive regulator*). При цьому в блок вводять поточні миттєві значення параметрів режиму компенсатора: заданий струм i_c^* , напруга мережі u_s , напруга конденсатору U_{dc} .

Для оцінки якості функціонування регулятора струм компенсатору i_c^* визначають використовуючи два різні підходи:

- 1) PQ-теорія потужності [8];
- 2) теорія потужності за С. Фрізе [9].

За 1-им методом, застосовуючи PQ теорію потужності [8], виконують перетворення миттєвої напруги мережі та миттєвого струму навантаження в координати $\alpha\beta$:

$$\begin{bmatrix} x_\alpha \\ x_\beta \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ x_c \end{bmatrix}, \quad (3)$$

де x_a, x_b, x_c – значення миттєвої напруги мережі або миттєвого струму навантаження в координатах abc .

Миттєву активну і реактивну потужність навантаження знаходять [8]:

$$\begin{bmatrix} p_l \\ q_l \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_\alpha & u_\beta \\ u_\beta & -u_\alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{l\alpha} \\ i_{l\beta} \end{bmatrix}. \quad (4)$$

де u_α, u_β – миттєва напруга мережі в координатах $\alpha\beta$; $i_{l\alpha}, i_{l\beta}$ – миттєвий струм навантаження в координатах $\alpha\beta$.

Миттєву активну і реактивну потужність представляють двома складовими [8]: постійною (середньою) P_p, Q_l та змінною \tilde{p}_l, \tilde{q}_l :

$$\begin{aligned} p_l &= P_p + \tilde{p}_l \\ q_l &= Q_l + \tilde{q}_l \end{aligned} \quad (5)$$

Середню активну потужність визначають інтегруванням:

$$P_p = \frac{1}{T} \int_0^T p dt, \quad (6)$$

де $p = u_a i_a + u_b i_b + u_c i_c$ – миттєва активна потужність; T – період напруги мережі.

На САФ покладають функцію компенсації \tilde{p}_l і \tilde{q}_l . Заданий струм компенсатору в координатах $\alpha\beta$ [8]:

$$\begin{bmatrix} i_{c\alpha} \\ i_{c\beta} \end{bmatrix} = \frac{1}{(u_\alpha^2 + u_\beta^2)} \begin{bmatrix} u_\alpha & u_\beta \\ u_\beta & -u_\alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \tilde{p}_l \\ \tilde{q}_l \end{bmatrix}. \quad (7)$$

Визначення заданого струму компенсатору в координатах abc виконують шляхом зворотного перетворення (3) [8].

За 2-им методом, теорією повною потужності Фрізе, виконують розкладання струму (напруги) на дві ортогональні складові в часовій області [9]: активну i_A (повторює форму напруги мережі і отримуючу за інтервал розгляду ту ж енергію, що і весь струм) і пасивну i_{II} (нев'язки до струму, не споживаючу енергію):

$$i = i_A + i_{II}. \quad (8)$$

Визначають активну потужність та значення середньоквадратичної напруги за період напруги мережі T [9]:

$$P = \frac{1}{T} \int_0^T u \cdot i dt; \quad (9)$$

$$U^2 = \frac{1}{T} \int_0^T u^2 dt. \quad (10)$$

Тоді активний струм за Фрізе [9]:

$$i_A = \frac{P}{U^2} \cdot u. \quad (11)$$

Пасивну складову струму виділяють зі струму навантаження [9]:

$$i_{II} = i - i_A = i_c^*. \quad (12)$$

Аналогічним чином визначають струми за фазами «В» та «С».

РЕЗУЛЬТАТИ МОДЕЛЮВАННЯ

У середі візуального моделювання MATLAB/Simulink розроблена модель електричної системи з трифазним САФ (рис. 2) яка включає: електричну мережу (*Three-Phase source*) з еквівалентним активним та індуктивним опорами, підключене через трифазний ключ (*Breaker*) лінійне навантаження (*Three-phase RL load*); підключений до електричної мережі через трифазний реактор (*Reactor1*) тиристорний перетворювач (*Thyristor converter*) з активно-індуктивним навантаженням (*RL-load*); трифазний транзисторний перетворювач (*Transistor converter*), з'єднувальний реактор (*Reactor*) і конденсатор (*C*); підсистему формування заданого струму компенсатору (*PQ theory/Theory Fryze*); систему регулювання струму САФ (*System control*). Для зниження високочастотних пульсацій струму (напруги) введено трифазний одно частотний фільтр (*LC-filter*).

Параметри лінійного та нелінійного навантаження встановлені таким чином, щоб забезпечити однаковий режим споживання електроенергії за активною та реактивною потужностями першої гармоніки струму. Лінійне навантаження (*Three-phase RL load*) з активною потужністю $P_{load} = 30$ кВт, реактивною потужністю $Q_{load} = 66$ кВАр і тиристорний перетворювач (*Thyristor converter*)

з активно-індуктивним навантаженням $R_{load}=2$ Ом; $L_{load}=0,0116$ Гн та кутом управління 45° .

Відповідно до навантаження за [7] розраховані з'єднувальний реактор САФ $L=5,4$ мГн; конденсатор ємністю $C=20$ мФ; напруга конденсатору $U_{dc}=1000$ В.

В блоці *PQ theory/Theory Fryze* формується заданий струм компенсатору $i_{c,abc}^*$, за необхідністю комутацією зв'язків подається на вхід блоку *System control* (рис. 3).

Заданий струм $i_{c,abc}^*$ надходить на вхід «+» суматора, на вхід «-» поступає поточний струм САФ $i_{c,abc}$, на виході суматора – отриманий вектор похибки струму i_{abc} (рис. 3). Вектор похибки струму i_{abc} поступає на один з входів блоків порівняння *Relay1-6*, на інший поступає

поточне значення ширини гістерезису HB_{abc} , яке знаходиться за допомогою блоку *Adaptive regulator*. З виходів блоків порівняння сигнал надходить на входи «S» і «R» тригерів *S-R Flip-Flop1-3*, в результаті забезпечується формування імпульсів управління.

Для порівняння процесів в системі з PPC фіксованою шириною гістерезису ($HB=constant$) та змінною ($HB=var$), що забезпечується адаптивним регулятором введено ключі *Manual Switch 1-3* (рис. 3).

Дослідження електричних та енергетичних параметрів режиму САФ в системі електроспоживання проведено для наступних комбінацій підсистем формування та регулювання струму:

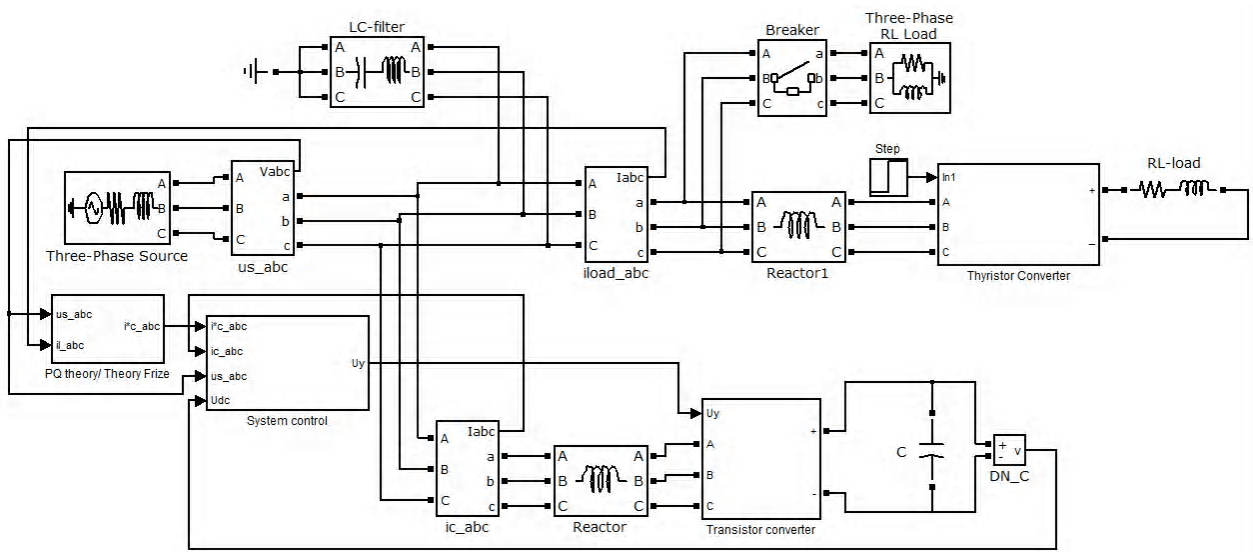


Рисунок 2 – Електроенергетична модель з трифазним САФ

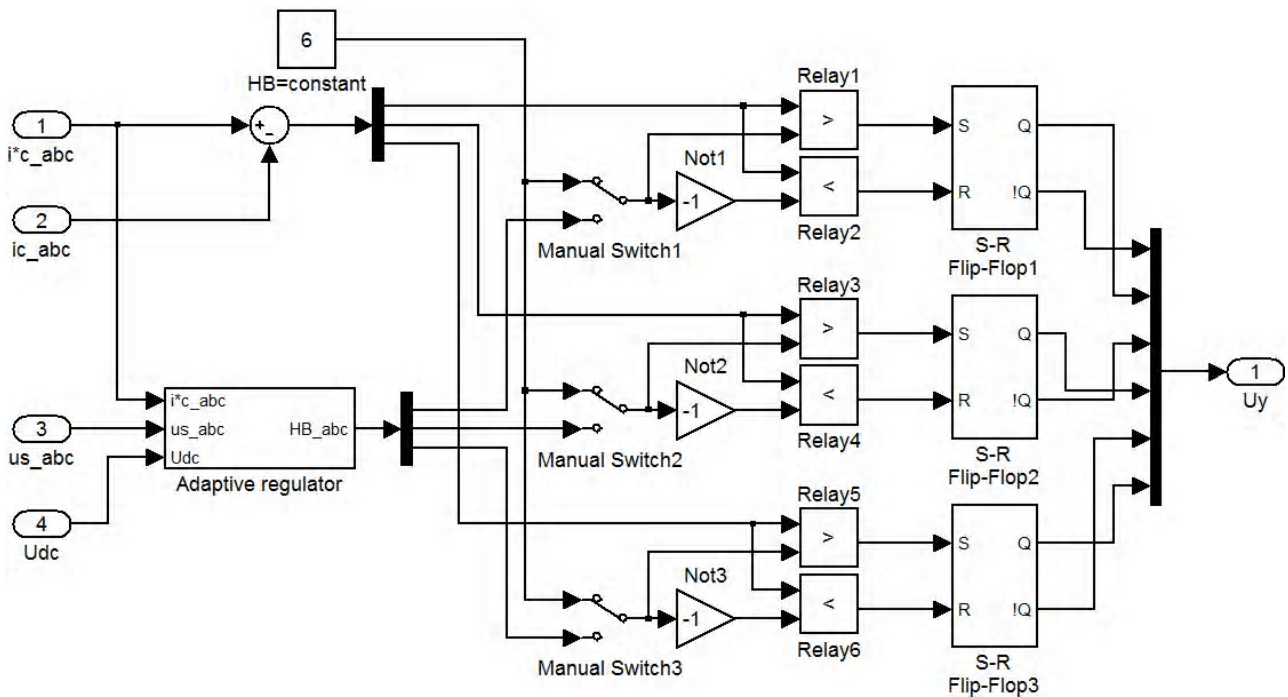


Рисунок 3 – Система регулювання струму САФ

1. PQ теорія, адаптивне регулювання ширини гістерезису (*T-PQ AHB*);
2. PQ теорія, фіксована ширина гістерезису (*T-PQ HB*);
3. Теорія Фрізе, адаптивне регулювання ширини гістерезису (*T-Fryze AHB*);
4. Теорія Фрізе, фіксована ширина гістерезису (*T-Fryze HB*);
5. PQ теорія, фіксована ширина гістерезису, пасивний фільтр (*T-PQ AHB F*);
6. PQ теорія, фіксована ширина гістерезису, пасивний фільтр (*T-PQ HBF*);
7. Теорія Фрізе, адаптивне регулювання ширини гістерезису, пасивний фільтр (*T-Fryze AHB F*);
8. Теорія Фрізе, фіксована ширина гістерезису, пасивний фільтр (*T-Fryze HB F*).

Для порівняння традиційного PPC та запропонованого адаптивного регулятора, було приведено їх системні показники в однакові умови. Тобто, зіставили постійну ширину зони гістерезису $HB=const$ PPC з постійною частотою комутації $f_c=const$ адаптивного регулятора. При цьому параметри САФ залишаються для обох видів систем управління однаковими.

Тому додатково для 8-ми варіантів експерименту з лінійним та нелінійним навантаженням проведено чотири експерименти при наступних умовах:

- a. $HB=12; f_c=7,5$ кГц; $U_{dc}=1000$ В; $C=20$ мФ;
- b. $HB=6; f_c=15$ кГц; $U_{dc}=1000$ В; $C=20$ мФ;
- c. $HB=12; f_c=7,5$ кГц; $U_{dc}=2000$ В; $C=20$ мФ;
- d. $HB=6; f_c=15$ кГц; $U_{dc}=2000$ В; $C=20$ мФ;

Для дослідження були обрані наступні параметри: активна потужність навантаження P_p мережі P_s , реактивна потужність навантаження Q_p мережі Q_s та коефіцієнт спотворення струму мережі $I_{thd,s}$.

Оцінку роботи САФ виконано за відхиленнями активної потужності $P(\%)$ та реактивної потужності $Q(\%)$:

$$\begin{cases} \Delta P = ((P_s - P_l) / P_l) \cdot 100\%; \\ \Delta Q = (Q_s / Q_l) \cdot 100\%. \end{cases} \quad (15)$$

В результаті реалізації групи експериментів зазначені показники побудовані у вигляді діаграм – рис. 4–6, на яких стрілками позначені діаграми, ординати яких перевищують визначений діапазон. В таблицях 1 та 2 наведені усереднені показники за групами експериментів.

Зважаючи, що основне завдання САФ – компенсація реактивної потужності Q з мінімізацією викривлень струму (THD_l), а помилка за активною потужністю призводить до суттєвої зміни напруги конденсатора, аналіз отриманих результатів виконано шляхом порівняння зазначених параметрів за групами. Найкращі усереднені показники роботи САФ (табл. 1.) забезпечуються в четвертій серії експериментів. Серед них слід окремо виділити (табл. 2.) комбінації, що забезпечують: $\Delta P < 1\%$; $\Delta Q < 0,15\%$; $THD_l < 10\%$, причому комбінації позначені жирним забезпечують високі показники як при лінійному так і при нелінійному навантаженні.

Для визначення причин високих показників роботи САФ в серії d експериментів, проведено додаткові дослідження помилки регулювання струму САФ – рис. 7. Незважаючи на однакову структуру системи регулювання струму САФ помилка не може бути скомпенсована при напрузі розрахованій за рекомендаціями [7]. Таким чином, існуючі рекомендації потребують уточнення з урахуванням швидкості зміни струму нелінійного навантаження.

Для одного з найкращих варіантів експерименту d T-Fryze AHB приведена осцилограма струму мережі до компенсації (рис. 8а) та після компенсації (рис. 8б).

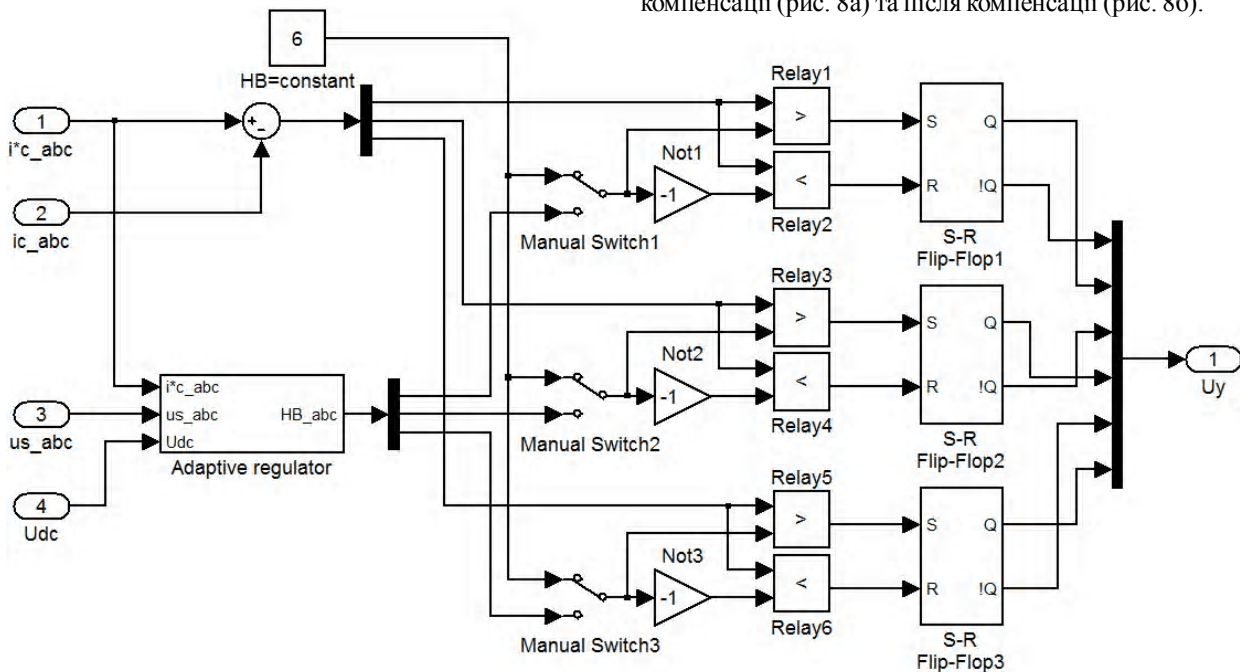


Рисунок 3 – Система регулювання струму САФ

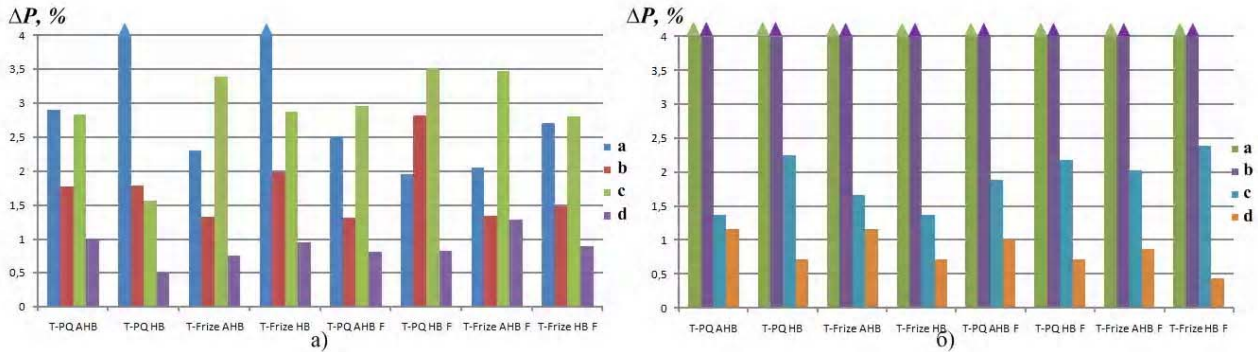


Рисунок 4 – Відхилення активної потужності: а) при лінійному навантаженні; б) при нелінійному навантаженні

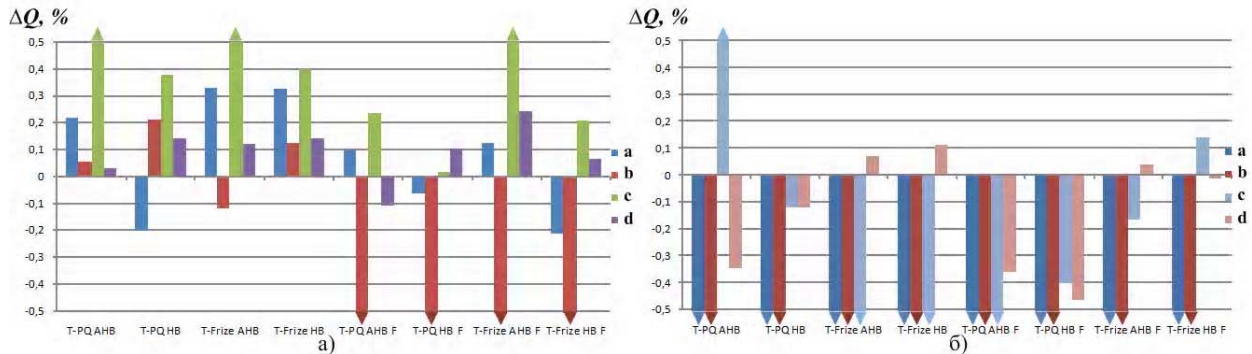


Рисунок 5 – Відхилення реактивної потужності: а) при лінійному навантаженні; б) при нелінійному навантаженні

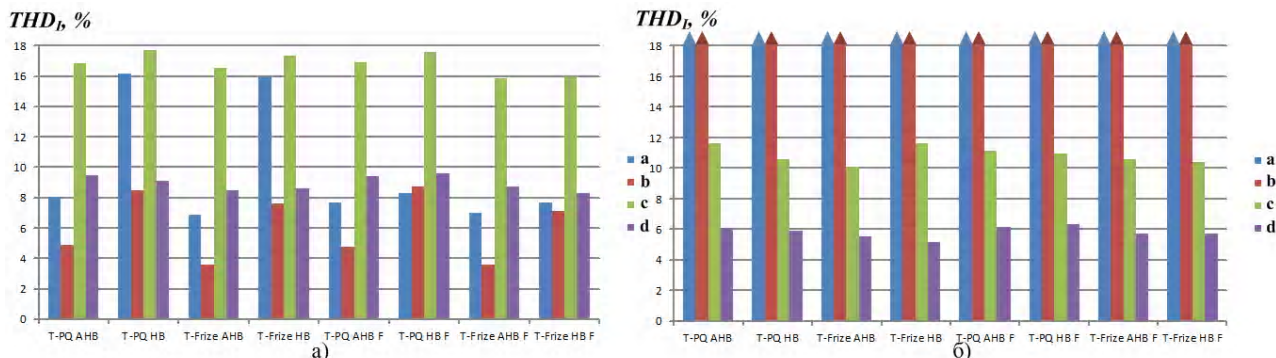


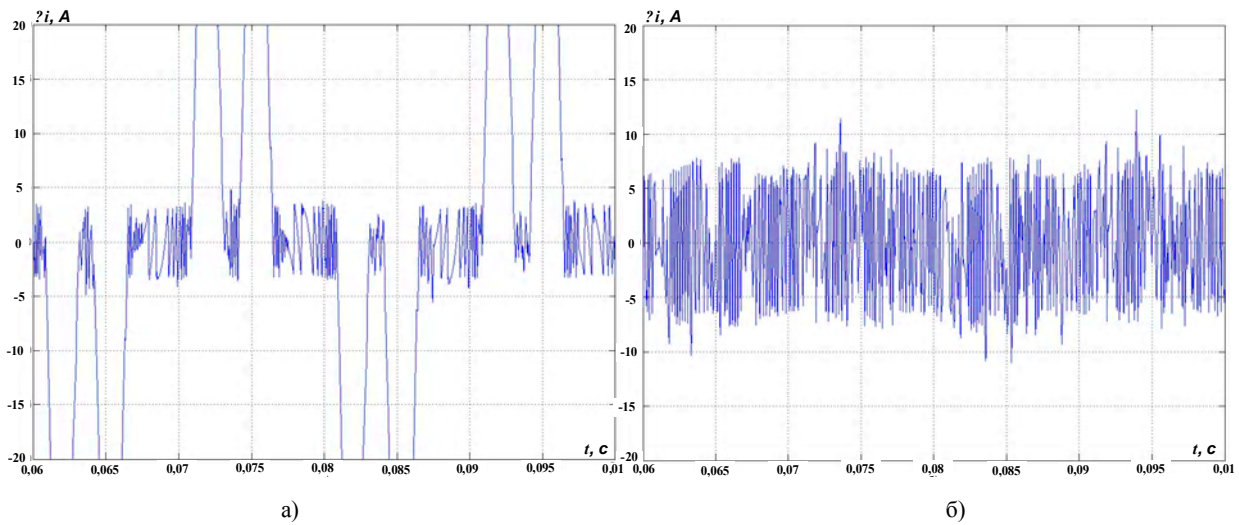
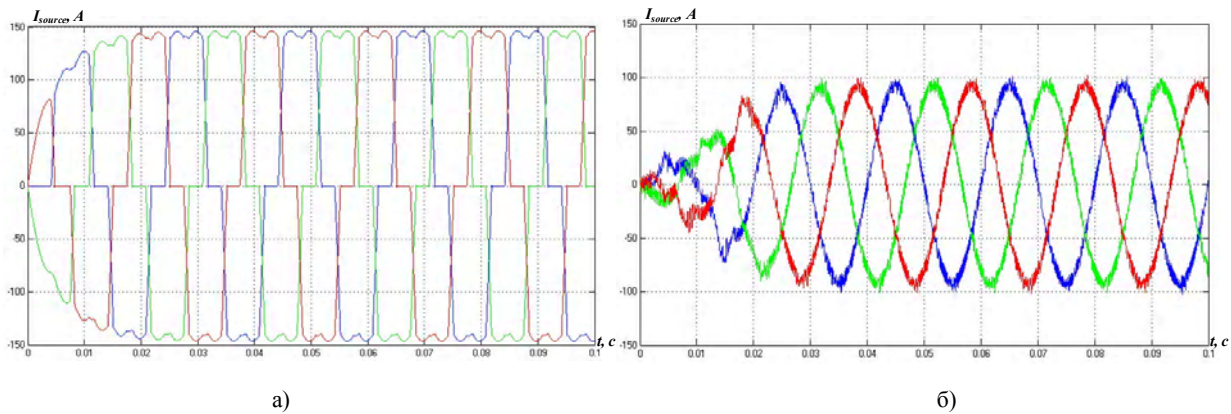
Рисунок 6 – Коefіцієнт спотворення струму мережі: а) при лінійному навантаженні; б) при нелінійному

Таблиця 1 – Усереднені показники за групами експериментів

№ серії	Лінійне навантаження			Нелінійне навантаження		
	$\Delta P, \%$	$\Delta Q, \%$	$THD_I, \%$	$\Delta P, \%$	$\Delta Q, \%$	$THD_I, \%$
a	3,36	0,075	9	26	8,23	22,6
b	1,72	0,15	6,1	25,75	8,45	21,3
c	2,93	0,36	16,8	1,86	0,21	10,9
d	0,88	0,091	8,9	0,86	0,13	5,8

Таблиця 2 – Порівняння показників якості компенсації для «кращих» випадків

№ серії	Експеримент	Лінійне навантаження			Нелінійне навантаження		
		$\Delta P, \%$	$\Delta Q, \%$	$THD_I, \%$	$\Delta P, \%$	$\Delta Q, \%$	$THD_I, \%$
b	T-PQ АНВ	1	0,048	4,4	28	1,9	11,8
d	T-PQ НВ	0,48	0,13	9	0,62	0,12	6
d	T-Fryze АНВ	0,68	0,11	8,7	1,2	0,067	5,5
d	T-Fryze НВ	0,89	0,14	8,8	0,62	0,11	5
d	T-PQ НВ F	0,87	0,091	9,2	0,62	0,45	6,2
d	T-Fryze АНВ F	1,33	0,22	8,9	0,81	0,032	5,7
d	T-Fryze НВ F	0,9	0,049	8,2	0,47	0,011	5,7

Рисунок 7 – Помилка струму компенсатору : а) $U_{dc}=1000$ В; б) $U_{dc}=2000$ ВРисунок 8 – Осцилограми струму мережі I_{source} : а) до компенсації; б) після компенсації

ВИСНОВКИ

1. Використання сучасних теорій потужності, як і раніше сформульованих, для визначення струму САФ підключеного до вузлу з лінійним чи нелінійним навантаженням, забезпечує режим компенсації при релейному регулюванні струму САФ, при цьому використання адаптивного регулювання ширини гістерезису регулятора не завжди виправдано.

2. При лінійному навантаженні існуючі рекомендації з вибору параметрів силових елементів САФ є достатніми, але при наявності у вузлі нелінійного навантаження виникають нові вимоги які зумовлюються швидкістю зміни струму.

3. Вища швидкість зміни струму навантаження вимагає збільшення швидкодії САФ, яка засобами системи регулювання компенсована бути не може, виникає необхідність підвищення напруги конденсатора в колі постійної напруги.

4. В деяких випадках застосування силового пасивного фільтру, як засобу зниження пульсацій струму САФ є

невиправданим і призводить до додаткових перетоків енергії в колах САФ.

5. Різна ефективність використання САФ для домінуючого лінійного чи нелінійного навантажень, вимагає регулювання напруги конденсатора відносно розрахункової.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Агунов А. В. Управление качеством электроэнергии при несинусоидальных режимах / А. В. Агунов – СПб. : СПбГМТУ, 2009. – 134 с.
2. Жежеленко И. В. Высшие гармоники в системах электроснабжения промпредприятий / И. В. Жежеленко – М. : Энергоатомиздат, 1984. – 160 с.
3. Давидов О. Ю. Анализ засобів компенсації реактивної потужності в електротехнічних системах / О. Ю. Давидов, О. В. Бялобржеський // Вісник КДУ ім. М. Остроградського. – 2010. – №3, ч.1 – С. 132–136.
4. Dixon J. Y. Analysis and evaluation of different modulation techniques for active power filters / J. Y. Dixon, S. M. Tepper, L. T. Moran // IEEE. – 1994. – vol. 94, No. 5. – P. 894–900.

5. Власенко Р. В. Адаптивне управління релейним регулятором струму однофазного силового активного фільтру / Р. В. Власенко, О. В. Бялобржеський // Вісник ДонНТУ, серія «Електротехніка і енергетика». – 2014. – №1. – С. 39–44.
6. Zabihi S. An adaptive hysteresis current control based on unipolar PWM for active power filters // S. Zabihi, F. A. Zare // Proceedings of the 2006 Australasian Universities Power Engineering Conference, 10–13 December 2006. – Victoria, Melbourne, Australia.
7. Feasibility study of flexible systems for reactive power compensation / [J. Zakis, D. Vinnikov, J. Laugis, I. Rankirs] // IEEE. – 2010. – №5. – P. 14–20.
8. Современные теории мощности и их использование в преобразовательных системах силовой электроники / [И.Ф. Домнин, Г.Г. Жемеров, Д.С. Крылов, Е.И. Сокол] // Техническая электродинамика, тематический выпуск «Проблемы современной электротехники». – 2004. – ч. 1. – С. 81–90.
9. Лохов С. М. Энергетические составляющие мощности вентиляционных преобразователей / С. М. Лохов. – Челябинск : ЮУрГУ, 1999. – ч. 1. – 106 с.

Стаття надійшла до редакції 10.10.2014.
Після доробки 28.11.2014.

Власенко Р. В.¹, Бялобржеський А. В.²

¹Аспирант, Кременчугський національний університет імені Михайла Остроградського, Україна

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

АДАПТИВНОЕ УПРАВЛЕНИЕ РЕЛЕЙНЫМ РЕГУЛЯТОРОМ ТРЕХФАЗНОГО СИЛОВОГО АКТИВНОГО ФИЛЬТРА

Релейное регулирование тока трехфазного силового активного фильтра обеспечивает переключение силовых ключей, когда погрешность тока превышает фиксированную величину (зону гистерезиса), при этом частота регулируемого параметра – переменная. Предложен адаптивный регулятор, обеспечивающий постоянство частоты коммутации, при этом рассмотрено формирование заданного тока двумя методами: согласно рq-теории и теории С. Фризе. Проведено серию экспериментов с имитацией работы силового активного фильтра для потребителя с линейной и нелинейной нагрузкой. Получены диаграммы, анализ которых позволил сформулировать рекомендации, к использованию методов формирования заданного тока силового активного фильтра и использование адаптивного регулирования тока в зависимости от характера нагрузки.

Ключевые слова: силовой активный фильтр, широтно-импульсная модуляция, релейное регулирование тока, адаптивный регулятор, частота коммутации.

Vlasenko R.V.¹, Bialobrzzeski O.V.²

¹Postgraduate Kremenchuk Myhailo Ostrohradskiy National University, Ukraine

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

ADAPTIVE CONTROL OF CURRENT CONTROLLER RELAY FOR THREE-PHASE ACTIVE POWER FILTER

Current control relay of three-phase active power filter provides the toggle power switches, when the current error exceeds a fixed value (hysteresis band), while the frequency of setting options is variable. The adaptive controller, which ensures the consistency switching frequency, is proposed, while formation of this current in two ways (according to the pq-theory and the theory of S. Fryze) is considered. Series of experiments with simulated operation of the active power filter for the consumer with linear and nonlinear loads are considered. The diagrams are obtained; their analysis allows to formulate recommendations for use of the given current methods of generating active power filter and the use of adaptive current control depending on the nature of the load.

Keywords: active power filter, pulse-width modulation, current control relay, adaptive controller, switching frequency.

REFERENCES

1. Agunov A. V. Upravlenie kachestvom electroenergiyi pri nesinusoidal'nyh rezhymah. Sankt-Peterburg, SPbSMTU, 2009, 134 p.
2. Zhezelenko I. V. Vysshie garmoniki v sistemax elektrosnabzheniya prompredpriyatij. Moscow, Energoatomizdat, 1984, 160 p.
3. Davydov O. Y., Bialobrzzeski O. V. Analiz zasobiv kompensacziyi potuzhnosti v elektrotexnichyx sistemax, *Visnyk KDU Ostrograds'kogo*, 2010, No. 3, Part 1, pp. 132–136.
4. Dixon J. Y., Tepper S. M., Moran L. T. Analysis and evaluation of diffeal modulation techniques for active power filters, *IEEE*, 1994, vol. 94, No. 5, pp. 894–900.
5. Vlasenko R. V., Bialobrzzeski O. V. Adaptivne upravlin'ya relejnym regulatorom strumu odnofaznogo syloвого aktyvnogo fil'tru, *Visnyk DonTU, seriya «Elektrotexnika i energetyka»*, 2014, No.1, pp. 39–44.
6. Zabihi S., Zare F. An adaptive hysteresis current control based on unipolar PWM for active power filters, *A Proceedings of the 2006 Australasian Universities Power Engineering Conference*, 10–13 December 2006, Victoria, Melbourne, Australia.
7. Zakis J., Vinnikov D., Laugis J., Rankirs I. Feasibility study of flexible systems for reactive power compensation, *IEEE*, 2010, No. 5, pp. 14–20.
8. Domnin I. F., Zhemerov G.G., Krylov D.S., Sokol E.I. Sovremennye teoryyi moshhnosti i ix ispol'zovanie v preobrazovatel'nyh sistemax silovoy elektroniki, *Elektrodynamika, tematychnyy vypusk «Problemy suchasnoyi elektrotexniki»*, 2004, Part 1, pp. 81–90.
9. Loxov S. M. Energetichesie sostavlyayushhie moshhnosti preobrazovateley. Chelyabinsk, YUUrGU, 1999, Part 1, 106 p.

УДК 621.314

Михайленко В. В.¹, Чибеліс В. І.², Орлиця Ю. П.³, Трофименко О. Р.⁴¹Канд. техн. наук, старший викладач кафедри теоретичної електротехніки, Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна, E-mail:VladislavMihailenko@i.ua.²Канд. техн. наук, доцент кафедри теоретичної електротехніки, Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна³Студ. гр. ЕТ-21, кафедра електричних станцій, Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна⁴Студ. гр. ТЯ-31, кафедра атомних станцій і інженерної теплофізики, Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут», м. Київ, Україна

АНАЛІЗ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ ПРОЦЕСІВ У ДВНАДЦЯТИПУЛЬСНОМУ НАПІВПРОВІДНИКОВОМУ ПЕРЕТВОРЮВАЧІ З П'ЯТИЗОННИМ РЕГУЛЮВАННЯМ ВИХІДНОЇ НАПРУГИ

У статті проведено аналіз електромагнітних процесів в дванадцятипульсному напівпровідниковому перетворювачі. Створено математичну модель для аналізу електромагнітних процесів у напівпровідникових перетворювачах з широтно-імпульсним регулюванням вихідної напруги. Наведено графіки, що відображають електромагнітні процеси у електричних колах. При розрахунках використовувався метод багатопараметричних функцій. Навантаження мало активно-індуктивний характер.

Ключові слова: електромагнітні процеси, вихідні напруга та струм, струм навантаження, метод багатопараметричних модулюючих функцій.

ВСТУП

Зміна комутаторів у напівпровідникових пристроях дозволяє використовувати в перетворювальних установках ланку високої частоти з частотою переключення вентилів значно більшої від частоти змінної напруги промислової мережі [1]. У роботах [2–5] показана доцільність використання структур перетворювачів частоти (ПЧ) з однократною модуляцією при побудові систем вторинного електропостачання для комплексів діагностики електромеханічних пристроїв із різноманітним видом вхідної енергії. У даній роботі проводиться аналіз аспекту використання тієї ж структури ПЧ для електромеханічних комплексів із широтно-імпульсним регулюванням (ШІР) постійної напруги при п'ятизонному керуванні.

Метою роботи є створення математичної моделі дванадцятипульсного напівпровідникового перетворювача з п'ятизонним регулюванням вихідної напруги.

АНАЛІЗ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ ПРОЦЕСІВ

Узагальнена структурна схема напівпровідникового перетворювача (НПП) показана на рис. 1. На структурній

схемі позначено: СМ1 і СМ2 – блоки силових модуляторів фазних і лінійних напруг відповідно; ВВ1 і ВВ2 – високочастотні випрямлячі фазних і лінійних напруг; СК – система керування і Н – навантаження, яке має активно-індуктивний характер. Кожний з блоків СМ має у своєму складі випрямлячі та інвертори, навантажених на узгоджувальні трансформатори.

При складанні математичної моделі перетворювача з комп'ютерною орієнтацією її застосування використовується метод багатопараметричних модулюючих функцій [2], який передбачає попереднє представлення алгоритмічного рівняння перетворювача. При цьому приймемо такі припущення: вхідна енергетична мережа симетрична і її внутрішній опір дорівнює нулю, транзистори і діоди інвертора випрямленої напруги (ІВН) представляються ідеальними ключами, узгоджувальні трансформатори в кожній з зон регулювання вихідної напруги не мають втрат, а навантаження перетворювача має еквівалентний активно-індуктивний характер.

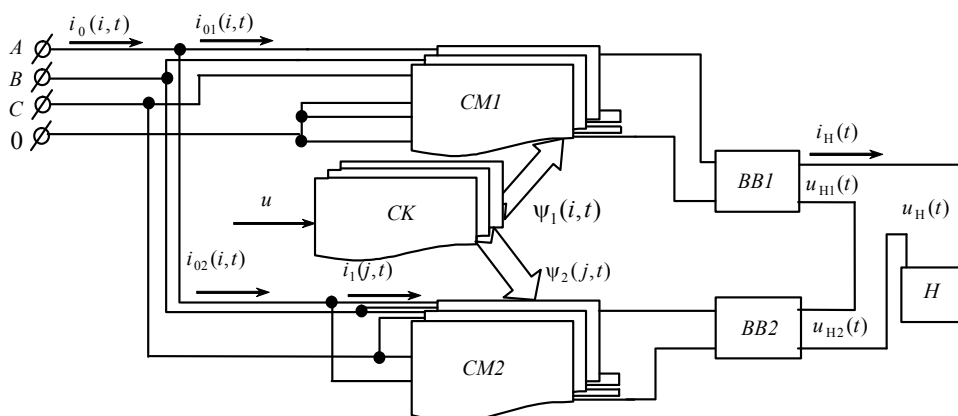


Рисунок 1 – Узагальнена структурна схема НПП

©Михайленко В. В., Чибеліс В. І., Орлиця Ю. П., Трофименко О. Р., 2014

Алгоритмічне рівняння перетворювача записано у публікації [2]:

$$u_H(t) = \frac{1}{k_T} \left(\sum_{n=1}^{N=2} \sum_{i=1}^3 u_{11}(i,t) \phi_1(i,t) \psi_1(i,t) v_1(t) + \sum_{n=1}^{N=3} \sum_{j=1}^3 u_{12}(j,t) \phi_2(j,t) \psi_2(j,t) v_2(t) \right) \quad (1)$$

де $i = 1, 2, 3$ і $j = 1, 2, 3$ – номери фазних і лінійних напруг енергетичної мережі відповідно; k_T – коефіцієнт трансформації трансформаторів; $\psi_{B1}(i,t)$ і $\psi_{B2}(j,t)$ – модулюючі функції, які співпадають за часом з фазними і лінійними напругами; $u_{11}(i,t)$ і $u_{12}(j,t)$ – миттєві значення лінійних напруг; $v_1(t)$ і $v_2(t)$ – еквівалентні модулюючі впливи ВВ1 і ВВ2.; $n = 1, 2, 3, \dots, N$ – номери зон регулювання вихідної напруги; N – кількість ІВН в кож-

ному СМ; $\psi_{B1}(i,t) = \text{sign} \left[\sin \left(\omega_1 t - \varphi - \frac{(i-1)2\pi}{3} \right) \right]$ –

модулюючі функції, які співпадають за часом з положенням відповідних фазних напруг мережі живлення;

$\psi_{B2}(j,t) = \text{sign} \left[\sin \left(\omega_1 t - \varphi + \frac{\pi}{6} - \frac{(j-1)2\pi}{3} \right) \right]$ – модулюючі функції, які співпадають за часом з положенням відповідних лінійних напруг мережі живлення;

$u_{01}(i,t) = E_m \sin \left(\omega_1 t - \varphi - \frac{(i-1)2\pi}{3} \right)$ – миттєві значення вхідних фазних напруг мережі живлення,

$u_{02}(j,t) = E_m \sin \left(\omega_1 t - \varphi + \frac{\pi}{6} - \frac{(j-1)2\pi}{3} \right)$ – миттєві значення вхідних фазних напруг мережі живлення, E_m – амплітудне значення фазної напруги; $\omega_1 = 2\pi f_1$ і φ – відповідно кругова частота і початкова фаза напруги живлення; $\psi_1(i,t)$ – множина еквівалентних модулюючих впливів j -х СМ, $\psi_2(j,t)$ – множина еквівалентних модулюючих впливів j -х СМ.

Струм на навантаженні перетворювача знайдемо, як реакцію одноконтурного RL-ланцюга на дію напруги $u_H(t)$

де R і L – відповідно активний опір і індуктивність навантаження. Рішення (2) відносно струму навантаження визначимо числовим методом за допомогою функції `odesolve` математичного процесора `MATHCAD`

$$i_H(t)R + L \frac{di_H(t)}{dt} = u_H(t), \quad (2)$$

де R і L – відповідно активний опір і індуктивність навантаження.

Рішення (2) відносно струму навантаження визначимо числовим методом за допомогою функції `odesolve` математичного процесора `MATHCAD`

$$i_H(t) = \text{odesolve}(t, k, p), \quad (3)$$

де t – час; k – часовий інтервал; p – кількість точок на часовому інтервалі.

Діаграми струму навантаження в координатах вихідної напруги перетворювача, побудовані за (3) для п'ятизонного регулювання представлені на рис. 2.

Фазні струми $i_{01}(i,t)$ знаходимо з виразу

$$i_{01}(i,t) = \frac{\sum_{n=1}^{N=2} i_H(t) \psi_{B1}(i,t) \psi_1(i,t) v_1(t)}{k_T}, \quad (4)$$

а лінійні струми $i_{12}(j,t)$ знаходимо з виразу виду

$$i_{12}(j,t) = \frac{\sum_{n=1}^{N=3} i_H(t) \psi_{B2}(j,t) \psi_2(j,t) v_2(t)}{k_T}. \quad (5)$$

Фазні струми $i_{02}(i,t)$ знаходимо з співвідношень

$$\begin{aligned} i_{02}(1,t) &= i_{12}(1,t) - i_{12}(3,t); \\ i_{02}(2,t) &= i_{12}(2,t) - i_{12}(1,t); \\ i_{02}(3,t) &= i_{12}(3,t) - i_{12}(2,t). \end{aligned} \quad (6)$$

Вхідні фазні струми енергетичної мережі у кожній i -й фазі знаходимо з виразу:

$$i_0(i,t) = i_{01}(i,t) + i_{02}(i,t). \quad (7)$$

Діаграми вхідних фазних струмів перетворювача в координатах напруг енергетичної мережі, побудовані за (7), представлені на рисунку 3.

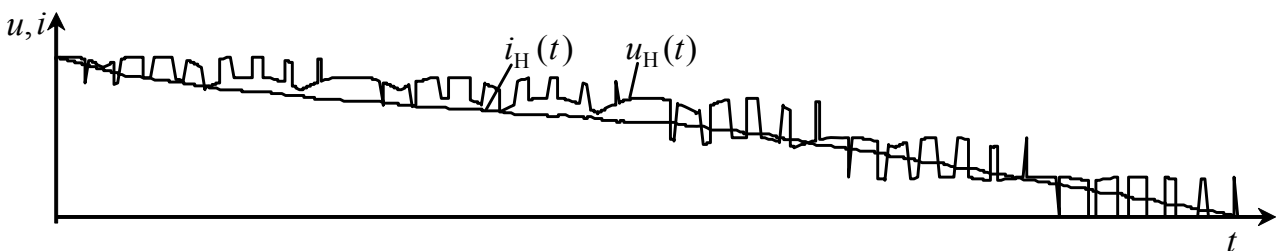
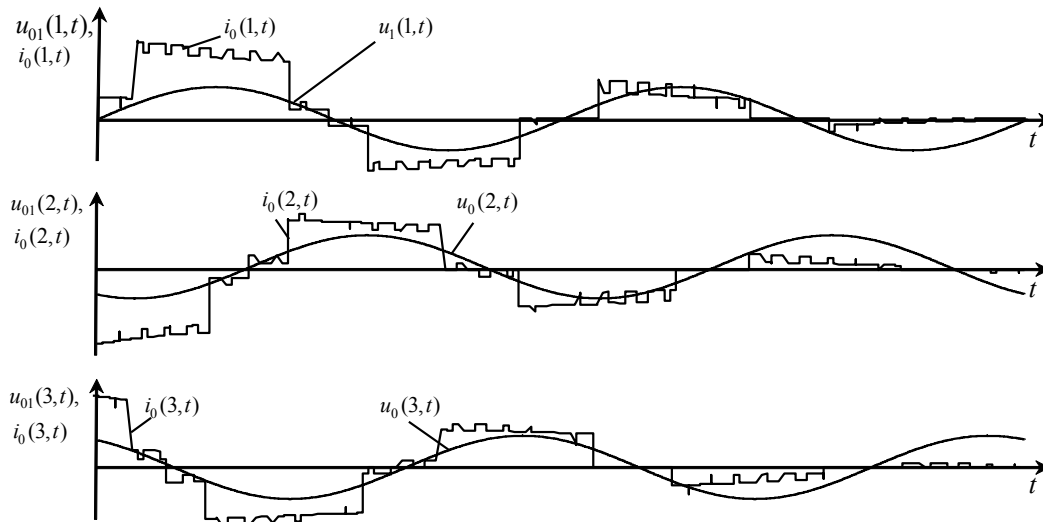


Рисунок 2 – Діаграми струму та напруги навантаження

Рисунок 3 – Діаграми вхідних струмів i -х фаз мережі в координатах фазних напруг

Таким чином, наведені результати досліджень показують ефективність подання математичної моделі перетворювача відносно напруги навантаження, струму навантаження і струмів, що споживаються з вхідної мережі узагальнюючими функціями багатопараметричного виду. Окрім наведених співвідношень і діаграм розроблена модель дозволяє аналізувати форми напруг і струмів на виході окремих СМ, а також їх елементів у процесі зонного регулювання вихідної напруги перетворювача.

Для того, щоб знайти амплітудні значення струмів через силові транзистори ІВН, достатньо проаналізувати струми $i_{1T}(P, j, t)$ первинних обмоток узгоджувальних трансформаторів, котрі знаходяться в колах протікання струмів через силові транзистори.

ВИСНОВКИ

У даній роботі було виконано аналіз електромагнітних процесів в електричних колах з напівпровідниковими комутаторами. Використовуючи метод багатопараметричних модулюючих функцій було знайдено струм і напругу навантаження, а також вхідні струми перетворювача. У роботі розвинуто метод багатопараметричних функцій в частині розробки нової математичної моделі з багатозонним регулюванням вихідної напруги та визначення модулюючих функцій для аналізу за підсистемними складовими структури електричних кіл з напівпровідниковими комутаторами.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Макаренко М. П. Системний аналіз електромагнітних процесів у напівпровідникових перетворювачах електроенергії модуляційного типу / М. П. Макаренко, В. І. Сенько, М. М. Юрченко – К. : НАН України, ІЕД, 2005. – 241 с.
2. Макаренко М. П. Аналіз електромагнітних процесів у перетворювачах з багатозонним регулюванням вихідної напруги функціями багатопараметричного виду / М. П. Макаренко, В. В. Михайленко // Техн. електродинаміка. Тем. вип. «Силова електроніка та енергоефективність». – 2002. – Ч. 1. – С. 19–22.
3. Макаренко Н. П. Аналіз електромагнітних процесів в двенадцятипульсному преобразователі с зонним регулюванням вихідного напруги / Н. П. Макаренко, В. В. Михайленко, Н. Н. Юрченко // Вестник НТУ «Харьковский политехнический институт». «Проблемы автоматизированного электропривода. Теория и практика». – 2002. – Т. 1. – С. 233–234.
4. Макаренко М. П. Математична модель перетворювача трифазної напруги в постійну напругу / М. П. Макаренко, В. В. Михайленко // Електроніка і зв'язь. – 2002. – № 14. – С. 73–75.
5. Макаренко М. П. Моделювання електромагнітних процесів у напівпровідникових перетворювачах електроенергії з урахуванням параметрів мережі живлення / М. П. Макаренко, В. В. Михайленко // Техн. електродинаміка. Тем. вип. «Силовая електроніка та енергоефективність». – 2005. – Ч. 2. – С. 48–51.

Стаття надійшла до редакції 17.11.2014.

Михайленко В. В.¹, Чибелис В. И.², Орлиця Ю. П.³, Трофименко А. Р.⁴

¹Канд. техн. наук, старший преподаватель кафедры теоретической электротехники Национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт», г. Киев, Украина,

²Канд. техн. наук, доцент кафедры теоретической электротехники Национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт», г. Киев, Украина

³Студ. гр. ЕТ-21, кафедра электрических станций Национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт», г. Киев, Украина

⁴Студ. гр. ТЯ-31, кафедра атомных станций и инженерной теплофизики Национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт», г. Киев, Украина

АНАЛИЗ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПРОЦЕССОВ В ДВЕНАДЦАТИПУЛЬСНОМ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕ С ПЯТИЗОННЫМ РЕГУЛИРОВАНИЕМ ВЫХОДНОГО НАПРЯЖЕНИЯ

В этой статье проведено анализ электромагнитных процессов в электрических цепях с полупроводниковыми коммутаторами. Создано математическую модель двенадцатипульсного преобразователя для анализа электромагнитных процессов в полупроводниковых преобразователях с широтно-импульсным регулированием выходного напряжения. Приведено графики, которые отражают электромагнитные процессы в электрических цепях. При выполнении расчетов использовался метод многопараметрических функций. Математическая модель преобразователя создана для пятизонного регулирования выходного напряжения.

Ключевые слова: электромагнитные процессы, выходные напряжение и ток, ток нагрузки, метод многопараметрических модулирующих функций.

Mihaylenko V. V.¹, Chibelis V. I.², Orlytsa Y. P.³, Trofimenko O. P.⁴

¹Ph. D in Technical Sciences, senior teacher of the pulpit theoretical electrical engineers National technical university of the Ukraine «Kiev polytechnic institute», city Kiev, Ukraine

²Ph. D in Technical Sciences, assistant professor of the pulpit theoretical electrical engineers National technical university of the Ukraine «Kiev polytechnic institute», city Kiev, Ukraine

³Student group ET-21, pulpit electric station National of the technical university of the Ukraine «Kiev polytechnic institute», city Kiev, Ukraine

⁴Student group TYA-31, pulpit atomic station and engineering heat physicists of the National technical university Ukraine «Kiev polytechnic institute», city Kiev, Ukraine

ANALYSIS OF THE ELECTROMAGNETIC PROCESSES IN TWELVE-POLE CONVERTER WITH FIVE-ZONE REGULATION OF THE OUTPUT VOLTAGE

This article presents the analysis of the electromagnetic processes in electric circuit with semiconductor commutator. Mathematical model with twelve pulses of the converter is created for analysis of the electromagnetic processes in semiconductor converter with width-pulse regulation of the output voltage. The graphs, which reflect the electromagnetic processes in electric circuit, are given. The calculation is performed by the method of multivariable function. The mathematical model of the converter is created for five zoned regulations of the output voltage. Using method of multivariable function, current and voltage of the load as well as input current of the converter are found. The converter load has active inductive nature. For the analysis of the converter functioning the algebraic equation for load voltage is used.

Keywords: electromagnetic processes, output voltage and current, current of the load, method of multivariable modulating function.

REFERENCES

1. Makarenko M. P., Senko V. I., Yurchenko M. M. Sistemniy analiz elektromagnitnyh procesiv u napivprovodnykovykh peretvoruvachah elektroenergii modulacijnogo typu. Kyjv, National academy of the sciences of the Ukraine, Institute of electrodinamiks, 2005, 241 p.
2. Makarenko M. P., Mihaylenko V. V. Analiz elektromagnitnyh procesiv u peretvoruvachah z bagatozonnym reguljuvannjam vuhidnoji naprugi funkciyamy bagatoparametruchnogo vydu, *Technicheskaia electrodinamika. Silova elektronika i energoefektivnist. Thematic vypusk*, 2002, Part 1, pp. 19–22.
3. Makarenko N. P., Mihaylenko V. V., Yurchenko N. N. Analiz elektromagnitnyh procesov v dvenadcatipulsnom preobrazovatele s zonnym regulirovaniem vyhodnogo, *Herald national technical «Harikovskiy polytechnic institute». «Problems automated electrodrive. Theory and practice» Publ.*, Kharkov, Ukraine, 2002, Part 1, pp. 233–234.
4. Makarenko M. P., Mihaylenko V. V. Matematychna model peretvoruvacha tryfaznoj naprugi v postinyj naprugi, *Electronics i svjaz*, 2002, No. 14, pp. 73–75.
5. Makarenko M. P., Mihaylenko V. V. Modelyuvannya elektromagnitnyh procesiv u napivprovodnykovykh peretvoruvachah elektroenergii z urahuvannyam parametriv meregi guvlennya, *Technicheskaia electrodinamika. Silova elektronika i energoefektivnist. Thematic vypusk*, 2005, Part 2, pp. 48–51.

УДК.621.3.048.1

Андриенко П. Д.¹, Сахно А. А.², Конограй С. П.³, Скрупская Л. С.⁴

¹Д-р техн. наук, профессор, заведующий кафедрой, кафедра «Электрические и электронные аппараты» Запорожский национальный технический университет, Украина

²Канд. техн. наук, старший преподаватель, кафедра «Электрические и электронные аппараты», Запорожский национальный технический университет, Украина, E-mail: a_asakhno@mail.ru

³Аспирант, Запорожский национальный технический университет, кафедра «Электрические и электронные аппараты», Украина

⁴Старший преподаватель, кафедра «Электрические и электронные аппараты», Запорожский национальный технический университет, Украина

ОСОБЕННОСТИ НЕПРЕРЫВНОГО КОНТРОЛЯ ХАРАКТЕРИСТИК ВЛАГОСОДЕРЖАНИЯ ИЗОЛЯЦИИ МАСЛОНАПОЛНЕННОГО ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЯ

В статье представлен анализ особенностей мониторинга характеристик влагосодержания масляной изоляции высоковольтного электрооборудования в непрерывном режиме. Систематизированы теоретические основы процессов появления воды в изоляционном масле, представлен анализ практических данных контроля, предложен алгоритм определения абсолютного влагосодержания масла на основе данных контроля относительного влагонасыщения, даны рекомендации по организации непрерывного контроля характеристик влагосодержания масла и интерпретации его результатов.

Ключевые слова: мониторинг, трансформаторное масло, влагосодержание, влагонасыщение, диагностирование.

ВВЕДЕНИЕ

В электрических аппаратах высокого напряжения используется несколько видов внутренней изоляции. Наиболее широкое распространение получили виды изоляции, основным компонентом которых является трансформаторное масло. Силовые трансформаторы, а также некоторые другие типы электрических аппаратов заполнены минеральными маслами (применение других типов масел на данный момент является скорее исключением из правил). Основными негативными последствиями наличия влаги в масле являются:

- снижение диэлектрических свойств (электрической прочности) масла, снижение стойкости к частичным разрядам;
- ускорение старения целлюлозной изоляции (скорость старения бумаги приблизительно равна двукратному значению влагосодержания, для значений влагосодержания 0,5–7%);
- образование большего количества угля под действием электрической дуги (почти в 3 раза больше, чем в сухом масле [2]);
- увеличение каталитической активности железа и обильное выделение осадков из масла при наличии свободной воды;
- ускорение окисления масла;
- усиление коррозионного воздействия масла на стальные части аппаратов и трансформаторов;
- ухудшение механических характеристик масла, с ростом температуры.

Таким образом, контроль влагосодержания трансформаторного масла не только играет важную роль в обеспечении долговечности оборудования, но и влияет

на надежность его работы. Использование данного диагностического параметра при непрерывном эксплуатационном контроле (мониторинге) влагосодержания трансформаторного масла направлено на решение задачи снижения аварийности оборудования и оптимизации расхода остаточного ресурса, что особенно актуально в условиях критического старения парка электрооборудования в Украине и за рубежом. Основным преимуществом автоматизированного непрерывного контроля масла является многократное сокращение межконтрольного периода, отсутствие влияния человеческого фактора при отборе и анализе пробы, учет влияния эксплуатационных факторов [3] (анализ колебаний влаги с изменением температур и нагрузки). Однако, непрерывный контроль влагосодержания обладает некоторыми особенностями, по сравнению с «классическим» лабораторным анализом: при мониторинге всеми известными производителями систем непрерывного контроля используются датчики, измеряющие относительное влагонасыщение масла, а не абсолютного влагосодержания, при том, что у нас в стране нормами [12] регламентируются предельные значения именно абсолютного влагосодержания масла. Некоторые приборы и датчики непрерывного контроля выдают пользователю значения абсолютного влагосодержания, но полученного путем математического расчета на основе измерения относительного влагонасыщения и задаваемых пользователем или предустановленных коэффициентов растворимости. Упрощенный подход к установке данных коэффициентов, без учета реальных данных о растворимости масла, обуславливает неверный результат перевода, ошибки при диагностике и недоверие к результатам контроля со стороны эксплуатирующего персонала. Однако, в клю-

©Андриенко П. Д., Сахно А. А., Конограй С. П., Скрупская Л. С., 2014

чевых работах о влагосодержании масла [8, 9, 10, 12, 13, 14] данная проблема не рассмотрена, а также отсутствует описание особенностей мониторинга характеристик влагосодержания.

Целью работы являлось теоретическое и практическое обоснование применения непрерывного контроля характеристик влагосодержания масла, а также разработка уточненной методики перевода значений относительного влагонасыщения к значениям абсолютного влагосодержания без дополнительных лабораторных исследований масла. Задачами работы являлось: систематизация особенностей непрерывного контроля характеристик влагосодержания; обоснование необходимости и корректности проведения контроля характеристик влагосодержания изоляции в непрерывном режиме с обоснованием причин отличий в показаниях характеристик влагосодержания масла, полученных различными методами, на основании систематизации теоретических основ и анализа практических данных; разработка методики определения абсолютного влагосодержания масла на основе данных контроля относительного влагонасыщения, при отсутствии известных значений коэффициентов растворимости масла в конкретном аппарате; разработка рекомендации по организации непрерывного контроля характеристик влагосодержания масла и интерпретации его результатов. Научно-практические результаты, представленные в данной статье, сделаны на основании исследований и экспериментальных данных предприятия ООО «Энергоавтоматизация» [4].

МЕХАНИЗМ ПОЯВЛЕНИЯ ВОДЫ В ИЗОЛЯЦИИ МАСЛОНАПОЛНЕННОГО ОБОРУДОВАНИЯ И МЕТОДЫ ИЗМЕРЕНИЯ ЕЕ КОНЦЕНТРАЦИИ

Источниками воды в масле высоковольтных электрических аппаратов являются:

- атмосферная влага;
- вода, выделяющаяся из твердой изоляции и масла в результате процесса старения (в полностью нагруженном трансформаторе целлюлозная изоляция состарится в течение 20–30 лет и выделит за это время около 0,5–0,75 % воды от массы изоляции[2]).

Теоретические основы вопроса форм нахождения влаги в трансформаторном масле подробно описаны в [5–10]. В данной статье авторами приводится краткая систематизация указанных источников в части особенностей форм существования воды в масле, необходимая для дальнейшего анализа:

- абсорбированная (связанная) – молекулы воды и масла взаимно связаны, содержание связанной воды определяется составом масла и примесей, такая вода не оказывает влияния на электрическую прочность масла, но при нагреве и охлаждении масла часть связанной воды может переходить в растворённую, а затем и в эмульгированную воду;
- растворенная (активная) – молекулы воды располагаются между молекулами масла и не контактируют

между собой, растворимость воды в трансформаторном масле мала и объясняется различием в размерах молекул углеводородов и молекул воды, растворённая вода практически не влияет на электрическую прочность масла, растворимость воды в масле повышается с ростом температуры, а также зависит от химического и физического состава масла (увеличение содержания ароматических углеводородов, наличие продуктов старения, увеличивают растворимость воды);

- эмульсия – молекулы воды соединяются в мельчайшие капли (от единиц до десятков микрон), что сопровождается резким ухудшением диэлектрических свойств масла (снижением пробивного напряжения) и, как следствие, снижением электрической прочности изоляционной системы в целом;

- свободная вода – крупные капли воды, образующиеся из эмульсии или при прямом попадании капель в масло, которые под действием силы тяжести опускаются на дно, свободная вода может привести к резкому снижению электрической прочности масла и пробоем изоляционных промежутков.

Существует несколько методов определения концентрации влаги в трансформаторных маслах:

1. Методы, основанные на экстракции воды и измерениях посредством химических реакций, эти методы отличаются высокой чувствительностью и точностью и позволяют определить присутствие ничтожного количества влаги в масле:

1.1 Гидридкальциевый метод, стандартизированный в нашей стране и странах СНГ по ГОСТ 7822-75 [6], метод основан на измерении количества выделившегося газообразного водорода в результате реакции;

1.2 Метод Карла Фишера получил распространение за рубежом, а также в странах СНГ (МЭК 60814, ГОСТ 24614-81, [7]), чувствительность метода превосходит чувствительность гидридкальциевого метода. Во время титрования методом К. Фишера происходят сложные химические реакции воды с йодом и двуокисью серы. В результате рассчитывается количество воды по количеству электричества (количеству зарядов), израсходованных на электролиз. Метод неприменим для окислившихся масел, поскольку реактив Фишера взаимодействует с продуктами окисления, содержащими группу ОН.

2. Методы, основанные на газовой хроматографии. Хроматография основана на распределении веществ между двумя фазами – неподвижной (жидкость, связанная на инертном носителе) и подвижной (газовая фаза). Подробнее данные методы описаны в разных работах, например, [8].

3. Метод измерения относительного влагонасыщения, основанный на изменении проводимости емкостного чувствительного элемента в зависимости от относительного насыщения масла. Чувствительный элемент, состоит из двух электродов, соединенных гигроскопичным тонкопленочным полимером. Молекулы воды из масла проникают в полимер и изменяют его емкость пропор-

ционально относительному насыщению масла. Относительное насыщение, выражается в процентах и является эквивалентом растворенной (активной) воды, которая выражается как отношение содержания растворенной воды в масле к значению абсолютного насыщения масла водой. Последнее является функцией температуры масла, химических свойств и давления окружающей среды.

4. Некоторые другие методы, не получившие широкого распространения, например, метод манометра.

Из всех методов контроля влагосодержания трансформаторного масла для непрерывного контроля подходит только третий, благодаря простой реализации, отсутствию необходимости в реактивах, а также относительно низкой цене. Тонкоплёночные датчики работают в широком диапазоне относительной влажности (2–100%), которая зависит только от растворенной воды, датчики могут обеспечить возможность контроля влагосодержания твёрдой изоляции. Особенностью метода является то, что в отличие от других методов, он чувствителен только к изменению относительного влагонасыщения масла, а не абсолютного, а это значит, что при одном и том же количестве влаги в масле, но при разных температурах будут различные показатели относительного влагонасыщения на приборе контроля, а показания могут отличаться от показаний, полученных лабораторными методами (рис. 1) так как тонкоплёночный датчик нечувствителен к некоторым формам существования воды в масле.

Полученное при помощи тонкоплёночного датчика и пересчета, значение абсолютного влагосодержания, как правило, будет меньше значения влагосодержания измеренного по методу К. Фишера или при помощи хроматографических методов, так как последние измеряют общее количество воды (связанной и растворенной). Эти отличия в значительной степени могут зависеть от типа масла, содержания примесей, температуры масла, а также технологии измерения.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

В ходе опытов в лаборатории проводились измерения влагосодержания образца масла при помощи тонкоплёночного датчика LDH100 (IFM, Германия) и лабораторной установки по методу К. Фишера. Испытания проводились на свежем масле Nitro11GX (мгКОН/г=0,002). Образец масла, имеющий случайный уровень влагосодержания, высушивался после каждого нового опыта до следующей случайной величины влагосодержания, а затем проводился контроль двумя указанными способами. Данные относительного влагонасыщения, полученные тонкоплёночным датчиком, пересчитывались в абсолютные значения влагосодержания на основании заранее определенного значения предельной растворимости масла при 20°C, которое составляло 39,6 ppm. Значения абсолютного влагосодержания, полученные методом К. Фишера, во всех опытах оказались выше, по сравнению со значениями, полученными от тонкоплёночного датчика.

Так как исследовалось свежее масло, то разница показаний объясняется тем, что тонкоплёночный датчик при измерении реагирует только на относительное влагонасыщение масла (зависящее от концентрации растворенной воды и температуры масла), в то время как метод К. Фишера позволяет зафиксировать «суммарное» влагосодержание: растворенная вода + связанная вода. Все опыты проводились при стабильной температуре 20°C.

Таким образом, полученные результаты свидетельствуют о том, что различные методы контроля значений характеристик влагосодержания масла дают различные результаты, в виду того, что они чувствительны к разным формам существования воды в масле, т.е. при использовании разных методов необходимо четко учитывать задачи, которые ставятся перед инженером, а сопоставлять результаты контроля характеристик масла, выполненных различными методами необходимо с учетом рассмотренных особенностей. С точки зрения диагнос-

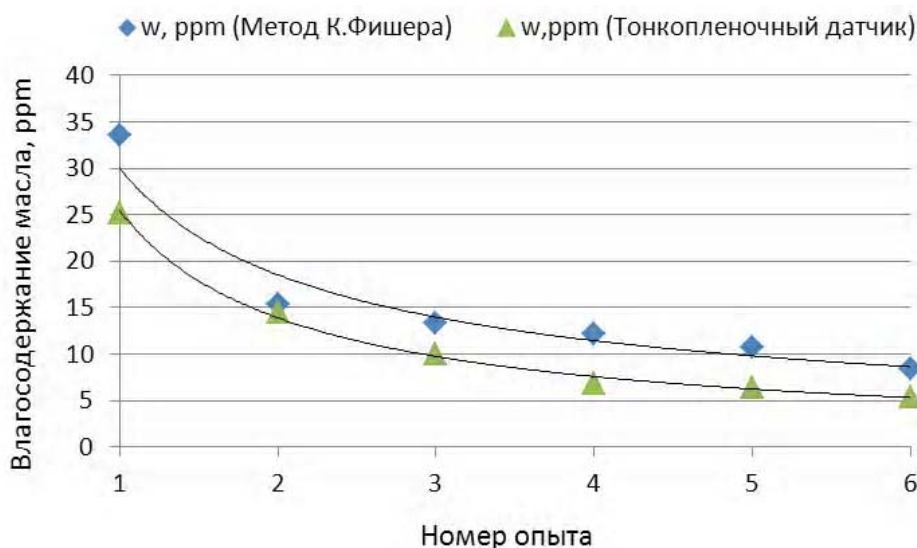


Рисунок 1 – Результаты опытов, проведенных ООО «Энергоавтоматизация» в аттестованной лаборатории ОАО «НИЦ «ЗТЗ-Сервис» (www.ztzservice.com).

тики определение количества именно растворенной воды является наиболее важным, однако, изменение состояния адсорбированной воды может привести к неожиданному росту концентрации растворенной воды. Для получения наиболее близких значений абсолютного влагосодержания, полученных при помощи емкостных датчиков, к лабораторным, полученным методом Фишера, например, необходимо чтобы как можно больше воды из связанного состояния перешло в растворенное, для чего необходим нагрев масла.

Подробнее анализ применимости различных методов описаны в работе д.т.н. В. Г. Аракеяна [9], здесь приводятся только выводы, необходимые для дальнейшего анализа:

- общее абсолютное влагосодержание (все формы существования воды) – определяется хроматографическим методом с прямым вводом масла при высокой температуре испарителя или методы, основанные на экстракции воды и измерениях посредством химических реакций (для чистых масел);

- общее абсолютное влагосодержание без абсорбированной воды (растворенная, эмульсия, свободная) – хроматографический метод с системой динамического термовакuumного извлечения;

- относительное влагонасыщение или абсолютное влагосодержание растворенной воды – тонкопленочный емкостной датчик.

В работе д.т.н. В. Г. Аракеяна [9] предложена методика расчета влагосодержания бумажной изоляции на основании измерения относительного влагонасыщения, температуры масла в месте установки сенсора и температуры твердой изоляции, без необходимости применения ненадежных данных о растворимости масла.

Свежее и, особенно, состаренное в процессе эксплуатации масло может содержать значительное количество адсорбированной воды, которая с ростом температуры из связанной превращается в растворенную, а, соответственно, может привести к образованию эмульсии и сни-

жать диэлектрическую прочность масла. При снижении температуры масла необходимо некоторое время для перехода растворенной воды обратно в связанную, это необходимо учитывать при измерении относительного влагонасыщения, что подтверждено результатами работы под руководством д.т.н. В. В. Соколова [10].

Непрерывный контроль влагосодержания масла осуществляется, в основном, при помощи тонкопленочных емкостных датчиков, позволяющих фиксировать относительное влагонасыщение масла, которое отражает отношение растворенной воды к граничному насыщению при текущей температуре масла (в месте замера) в отличие от лабораторных методов. Существующие нормы не регламентируют контроль относительного влагонасыщения жидкой изоляции маслонеполненного оборудования, хотя относительное влагонасыщение является важным диагностическим параметром, так как позволяет оценить возможность образования эмульсии в масле, а также позволяет наиболее точно выполнить расчет влагосодержания твердой изоляции. Это дает право сделать вывод о необходимости пересмотра норм с внесением рекомендаций по применению автоматизированного непрерывного контроля относительного влагонасыщения масла.

На данный момент на рынке присутствует ряд комплексных приборов контроля газо-влагосодержания масла в непрерывном режиме, таких как Calisto (Morgan Schaffer Inc.), Hydrocal (МТЕ), Hydran (General Electric) и некоторые другие. Также существует ряд производителей, изготавливающих исключительно датчики контроля влагосодержания трансформаторного масла. Все они, как уже было отмечено, основаны на измерении относительного влагонасыщения при помощи емкостного чувствительного элемента. Приборы серии Calisto, например, содержание воды могут отображать в двух вариантах: абсолютное влагосодержание в объемной доле (ppm-частях на миллион), %RS@25 – относительное влагонасыщение при 25°C или %RS@T – относительное вла-

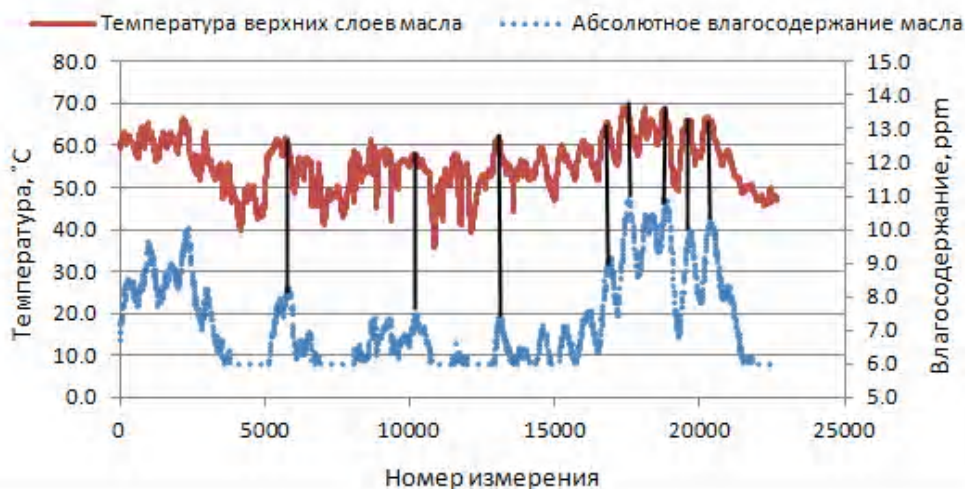


Рисунок 2 – Результаты непрерывного контроля влагосодержания масла в баке шунтирующего реактора Р-1, фаза «А», ПС 500кВ «Житикара», от системы мониторинга SAFE-T (ООО «Энергоавтоматизация», www.enera.com.ua), измерение выполнены прибором Calisto2 (MorganSchafferInc., www.morganschaffer.com) за период с 22.07.2013 по 22.08.2013 г.

гонасыщение при текущей температуре масла в месте забора. При этом пересчет для отображения значения влагосодержания в объемной доле (ppm) и %RS@T осуществляется на основе заданных коэффициентов растворимости масла. При измерениях некоторые приборы приводят пробу масла к определенному значению (у приборов Calisto, например – 35°C), а затем пересчитывают значение к температуре 25°C или к температуре в месте забора [11], это может доставлять определенные неудобства при интерпретации результатов.

Количество растворенной воды и температура определяют относительное влагонасыщение масла и распределение воды в изоляционной конструкции при равенстве температур относительные влажности соприкасающихся сред: воздуха, масла и твердой изоляции стремятся к равенству. Соответственно, при повышении температуры твердой изоляции парциальное давление водяных паров в ней повышается, и влага переходит из твердой изоляции в масло, а при понижении – наоборот. Процесс миграции влаги достаточно хорошо прослеживается при мониторинге влагосодержания (рис. 2). Коэффициент корреляции массивов температуры верхних слоев масла и влагосодержания, представленных на графике (рис. 2) равняется 0,815, что свидетельствует о сильной взаимосвязи данных параметров.

На рис. 3 представлены результаты непрерывного контроля влагонасыщения и концентрации водорода в масле силового трансформатора на генерирующем предприятии в Канаде. Измерения выполнены прибором Calisto и были представлены компанией Morgan Schaffer Inc. Данный пример интересен тем, что трансформатор был выведен из эксплуатации из-за превышения допустимой концентрации водорода в масле.

В результате разбора причин было выявлено наличие серьезных дефектов отводов обмоток трансформатора, при этом прибор фиксировал на начальном этапе

рост концентрации влаги в масле, а затем образование водорода, что может быть вызвано увеличением миграции воды из целлюлозной изоляции в масло вследствие перегрева изоляции.

Предельное насыщение масла растет с ростом температуры. После достижения влагосодержания масла уровня насыщения начинается образование эмульсии и свободной воды. Образование эмульсии является крайне опасным явлением для высоковольтного маслонеполненного оборудования, например, нормами [12] установлено граничное значение абсолютного влагосодержания – 20 ppm. Предположим, что абсолютное влагосодержание масла шунтирующего реактора – 17 ppm, тогда в соответствии с нормами, можно продолжать его эксплуатацию. Если рассмотреть ситуацию дальше и принять во внимание, что температура верхних слоев масла реактора зимой опустилась до 0°C (для реакторов возможно падение температуры масла и в отрицательную область), а для многих масел предельная растворимость для этой температуры находится на уровне 16–18 ppm, что означает – образование эмульсии в масле. Таким образом, из приведенного примера, очевидно, что необходимо контролировать не только абсолютное влагосодержание масла, но и относительное влагонасыщение масла при текущей рабочей температуре масла. Важным замечанием является то, что повышенное значение абсолютного влагосодержания ведет к ускоренному износу ресурса изоляции, в то время как высокое значение (100%) относительного влагонасыщения ведет к резкому снижению диэлектрических характеристик изоляционной конструкции.

На основании исследований под руководством д.т.н. В. В. Соколова [10] было подтверждено, что пробивное напряжение масла зависит не только от количественного содержания растворенной воды, но и от относительной влажности масла, что связано с повышением проводимости примесей в масле при увеличении концентрации воды.

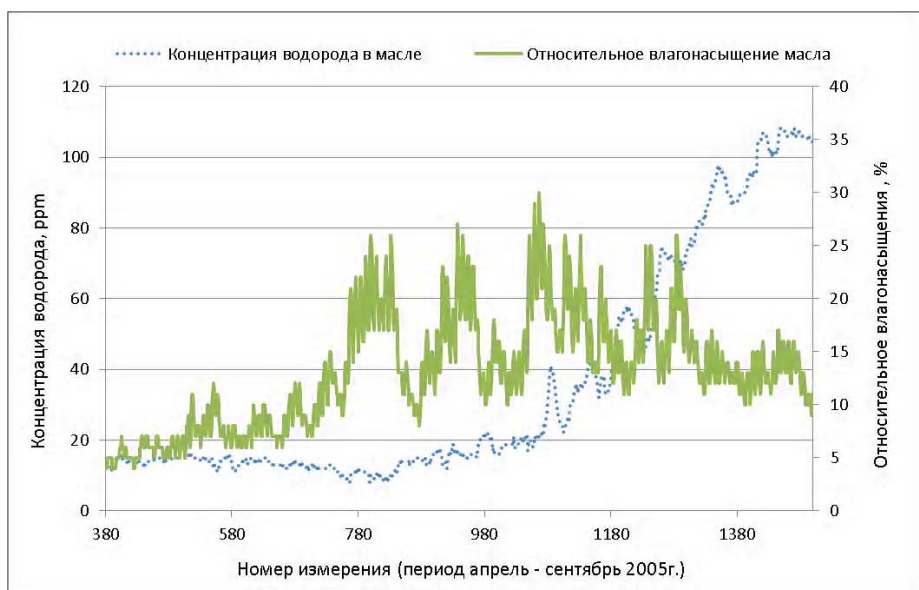


Рисунок 3 – Результаты непрерывного контроля влагонасыщения и концентрации водорода в масле силового трансформатора

Таким образом, относительное влагонасыщение позволит не только определить угрозу образования эмульсии, но и более точно определить влагосодержание твердой изоляции и степень снижения диэлектрических характеристик масла, но для этого сенсор должен быть погружен непосредственно в бак электрического аппарата и измерять влагонасыщение без всяких подготовок и температурных преобразований. В тоже время температурное приведение измеренного значения позволяет контролировать динамику прироста концентрации влаги в оборудовании, отслеживание которой будет затруднено без приведений, из-за постоянных колебаний температуры оборудования.

Важной особенностью контроля характеристик влагосодержания масла в непрерывном режиме, является то, что показания относительного влагонасыщения, которые выдает датчик, необходимо корректно перевести к показаниям абсолютного влагосодержания масла, как того требуют нормативные документы в нашей стране [12]. Для перевода величины относительного насыщения (%RS) в абсолютное влагосодержание (ppm) необходимо знать температуру масла в месте установки датчика и предельное значение растворимости масла при температуре на момент измерения. Температурная зависимость предельной растворимости масла описывается кривой растворимости влаги [14]

$$s_{oil}(t) = \exp\left(\ln(10) \cdot \frac{A \cdot t - B}{t}\right),$$

где $s_{oil}(t)$ – предельная растворимость воды в масле, ppm; A, B – коэффициенты Аррениуса; t – температура масла, К.

Многие приборы мониторинга влажности масла делают автоматический пересчет абсолютного влагосодержания на основании единой кривой растворимости для целого ряда масел. Сравнение результатов контроля абсолютного влагосодержания, выполненного такими датчиками, с результатами лабораторных измерений образцов масла в большинстве случаев дает различные результаты именно по причине несоответствия кривой растворимости в приборе реальной кривой масла. Однако, как показывает практика и исследования ряда ученых [13, 14], такие температурные зависимости отличаются для разных типов масел (рис. 4).

Все, кроме кривых $s_{aged1}(t), s_{aged2}(t), s_{aged3}(t)$ представлены для свежих масел, а эти кривые (выделены толстыми линиями) – представлены по данным исследователей [14] для состаренных масел. Из графика видно, что даже для новых масел (марок Keramaia Shell) в точке рабочих температур масла (50°C) разница в растворимости составляет более 40 ppm, что при расчете абсолютного влагосодержания (при измеренном значении относительного влагонасыщения масла 20%) даст существенную погрешность 8 ppm и может послужить причиной необоснованного вывода оборудования из эксплуатации или

наоборот позволит ошибочно интерпретировать состояние аппарата как рабочее. Однако, как видно из графика (рис. 4), свойства масел могут меняться в процессе эксплуатации, а также в странах СНГ существует практика смешивания различных типов масла в процессе эксплуатации аппарата.

Для определения характеристики растворимости масла в условиях отсутствия точных лабораторных данных авторами предлагается следующая методика:

- рассчитываются предельные растворимости, на основании различных литературных источников, для двух значений температуры, например 25°C (так как, например, прибор Calisto выдает значение относительного влагонасыщения при 25°C) и 0°C;
- находится разница между этими двумя точками (пример см. табл. 1);
- находится среднее арифметическое значение разниц (для примера табл. 1 – 40,03);
- проводится лабораторный анализ абсолютного влагосодержания трансформаторного масла, например – 11,17 г/т;
- записывается значение влагосодержания масла (в процентах от относительного насыщения при 25°C), измеренное тонкопленочным датчиком в момент отбора пробы для лабораторного анализа – 17%;
- на основании имеющихся значений, рассчитывается растворимость влаги в масле при 25°C по формуле

$$s(25 + 273) = \frac{(w_a - k_{wb}) \cdot 100}{w_{\%RS}}$$

где w_a – абсолютное влагосодержание, ppm, $w_{\%RS}$ – относительное влагонасыщение, %, k_{wb} – эмпирический коэффициент на поправку связанной воды (на основании данных рис. 2 – 3 ppm).

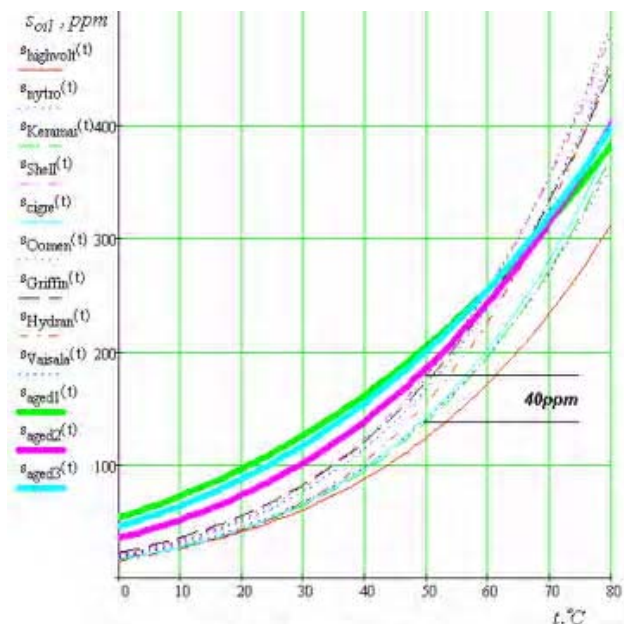


Рисунок 4 – Кривые растворимости воды по данным различных производителей масел, исследователей и производителей датчиков (приборов) контроля

После подстановки значений получим

$$s(25 + 273) = 48 \text{ ppm};$$

– далее находятся коэффициенты Аррениуса:
– для значений $A = 10,15, B=2524$

$$s_1 = s_2 - 40,03,$$

$$\log(s_1) = A - \frac{B}{T_1},$$

$$\log(s_2) = A - \frac{B}{T_2},$$

Представленная методика используется, в практике предприятия ООО «Энергоавтоматизация» для настройки коэффициентов растворимости масла при установке датчика контроля влагосодержания, если отсутствует возможность проведения испытания масла для точного определения граничных растворимостей. Эмпирический коэффициент связанной воды приведен приближенно и может варьироваться в широких пределах в зависимости от состава примесей, типа масла, температуры. При наличии возможности проведения испытаний масла на определение граничных растворимостей необходимо основываться на результатах такого анализа, а значения коэффициентов можно рассчитать на основании формул из [14].

ВЫВОДЫ

Для эксплуатационного непрерывного контроля характеристик влагосодержания трансформаторного масла наиболее подходящими являются датчики, которые измеряют относительное насыщение и температуру масла в месте установки сенсора без дополнительных пересчетов и приведений, а чувствительный элемент датчика погружается непосредственно в бак аппарата.

Наиболее подходящим местом для установки датчика на бак, с целью получения наиболее близкого к лабораторному результату абсолютного влагосодержания, является район верхних слоев масла, так обеспечивается наиболее близкое к реальному абсолютному влагосодержанию расчетное значение за счет более высокой температуры масла, но при этом следует учитывать, что места наибольшей концентрации влаги находятся в самых холодных точках изоляционных конструкций, соответственно для контроля образования эмульсии (что является важнейшей задачей при эксплуатационном контроле) следует размещать датчик в нижней части бака. При установке датчика следует учитывать наличие циркуляции масла в месте погружения сенсора, а также

возможность искажения результатов за счет осушителей или других конструктивных особенностей контролируемого оборудования.

Определение абсолютного влагосодержания, при непрерывном контроле на основе тонкопленочных датчиков, возможно, на основании лабораторных измерений граничной растворимости масла из бака оборудования, на котором внедряется непрерывный контроль. При отсутствии возможности измерения граничной растворимости можно использовать методику расчета коэффициентов Аррениуса, предложенную в данной работе.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Старение изоляции трансформатора [Электронный ресурс] – 2014.– Режим доступа : <http://leg.co.ua/transformatory/praktika/starenie-izolyacii-transformatora.html>.
2. Старение масла в процессе эксплуатации – Регенерация трансформаторных масел [Электронный ресурс] – 2014.– Режим доступа : <http://forca.ru/knigi/arhiv/regeneraciya-transformatornyh-masel-4.html>.
3. Непрерывный контроль влагосодержания: (официальный сайт ООО «Энергоавтоматизация») [Электронный ресурс] – 2014 Режим доступа – <http://www.enera.com.ua/>.
4. Системы мониторинга высоковольтного оборудования SAFE-T: (официальный сайт ООО «Энергоавтоматизация») [Электронный ресурс]. – 2014. Режим доступа – <http://www.enera.com.ua/>.
5. Осотов В.Н. Ошибки при измерении диэлектрических характеристик и оценке состояния высоковольтных вводов: Материалы 10-ой ежегодной конференции «Методы и средства контроля изоляции высоковольтного оборудования» – [Электронный ресурс] – 80 Min / 700 MB. – Пермь : ООО «Димрус», 2013. – 1 электрон. опт.диск (CD-ROM) ; 12 см. – Систем. вимоги: Pentium ; 32 Mb RAM ; Windows 95, 98, 2000, XP ; AdobeAcrobatReader 5.0.
6. Масла нефтяные. Метод определения растворенной воды : ГОСТ 7822-75. – [Действующий 1977-01-01]. М. : Издательство стандартов, 1984. – 6 с. – (Межгосударственный стандарт).
7. Жидкости и газы, не взаимодействующие с реактивом Фишера. Кулонометрический метод определения воды : ГОСТ 24614-81. – [Действующий 1982-01-01]. М. : Издательство стандартов. – 2004. – 11 с. – (Межгосударственный стандарт).
8. Методические указания по определению содержания вода и воздуха в трансформаторном масле: РД

Таблица 1 – Характеристики растворимости воды в маслах, по разным данным [13, 14]

Источник данных о растворимости воды	A	B	s(273)	s(25+273)	s(25+273) – s(273)	
Производители масел	High Volt	6,80	1520,0	17.07003581	50.04133	32.9713
	Keramai	7,19	1631,5	16.36098791	51.90005	35.53906
	Nytro	7,00	1567,0	18.20007845	55.15828	36.9582
	Shell	7,30	1630,0	21.34538681	67.63965	46.29426
Независимые исследователи	Cigre	7,23	1640,0	16.69836665	53.28983	36.59146
	Oomen	7,42	1670,0	20.0809328	65.45957	45.37864
	Griffin	7,09	1567,0	22.39098815	67.85951	45.46852
Производители приборов контроля	Hydran	7,71	1783,0	15.09608974	53.3063	38.21021
	Vaisala	7,37	1662,0	19.14643458	62.061	42.91457

- 34.43.107-95 / В. В. Бузаев, Б. В. Ванин, Ю. Н. Львов, Н. Ю. Смоленская, Ю. М. Сапожников, Т. В. Глазунова, Р. А. Липштейн, Д. В. Шуварин // Утверждено: Департамент науки и техники РАО «ЕЭС России» 26.12.95. – РАО «ЕЭС России», 1995. – 16 с.
9. Аракелян В.Г. Диагностика состояния изоляции маслонаполненного электрооборудования по влагосодержанию масла [Электронный ресурс] / Аракелян В.Г. // Электротехника. – 2004. – № 3. – С. 21. – Режим доступа к журналу : <http://www.transform.ru/sst/Articles/a000065.htm>.
 10. Эффективность методов определения влагосодержания масла силовых трансформаторов [Электронный ресурс] / [В. Соколов, М. Каннингем, Д. Скелли и др.] // СИГРЭ. – 2007. – С. 12. – Режим доступа: <http://www.ztz-service.com.ua/Sokolov/>
 11. Руководство по эксплуатации CALISTO 2 [Электронный ресурс]. – 2014 / MorganSchafferInc. Режим доступа: <http://www.enera.com.ua/products/MSprod/Calisto/Docs.html>.
 12. Норми випробування електрообладнання : СОУ-Н ЕЕ 20.302:2007 – Офіц. вид., приказ Мінпаливенерго 2007-01-15 г. №13. – К. : ОЕП «ГРИФРЕ» : М-вопалива та енергетики України, 2007. – 262 с. – (Нормативний документ Мінпаливенерго України).
 13. Moisture solubility for differently conditioned transformer oils / [Y. Du, A. V. Mamishev, B.C. Lesieutre and other] // IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation. – 2001. – Vol. 8, No. 5. – P. 805–811.
 14. Experimental evaluation of water content determination in transformer oil by moisture sensor: IEEE International Conference on Dielectric Liquids [Электронный ресурс] / [T.Gradnik, M. Koncan-Gradnik, N. Petric, N. Muc] // IEEE. – 2011. – P. 4. – Режим доступа: http://ieeexplore.ieee.org/xpl/login.jsp?tp=&arnumber=6015440&url=http%3A%2F%2Fieeexplore.ieee.org%2Fxppls%2Fabs_all.jsp%3Farnumber%3D6015440.

Статья поступила в редакцию 12.11.2014.
После доработки 12.12.2014.

Андрієнко П. Д.¹, Сахно О. А.², Конограй С. П.³, Скрупська Л. С.⁴

¹Канд. техн. наук, професор, завідувач кафедри, кафедра «Електричні та електронні апарати», Запорізький національний технічний університет, Україна

²Канд. техн. наук, старший викладач, кафедра «Електричні та електронні апарати», Запорізький національний технічний університет, Україна

³Аспірант, кафедра «Електричні та електронні апарати», Запорізький національний технічний університет, Україна

⁴Старший викладач, кафедра «Електричні та електронні апарати», Запорізький національний технічний університет, Україна

ОСОБЛИВОСТІ НЕПЕРЕРВНОГО КОНТРОЛЮ ХАРАКТЕРИСТИК ВОЛОГОВМІСТКОСТІ ВОЛІЯЦІ МАСЛОНАПОВНЕНОГО ЕЛЕКТРООБЛАДНАННЯ

У статті представлений аналіз особливостей моніторингу характеристик вмісту вологи в масляній ізоляції високовольтного електрообладнання в процесі його експлуатації, розглянуті принципи утворення води в маслі, представлено аналіз практичних даних контролю, сформульовані рекомендації з організації неперервного контролю вмісту вологи та інтерпретації його результатів.

Ключові слова: моніторинг, трансформаторне масло, вологовмісткість, вологонасичення, діагностування.

Andrienko P. D.¹, Sakhno A. A.², Konogray S. P.³, Skrupskaya L. S.⁴

¹Doctor of science, Professor, Head of Department «Electrical and electronic devices» of Zaporozhye National Technical University, Ukraine

²PhD, senior lecturer of Department «Electrical and electronic devices» of Zaporozhye National Technical University, Ukraine

³Postgraduate of Department «Electrical and electronic devices» of Zaporozhye National Technical University, Ukraine

⁴Senior lecturer of Department «Electrical and electronic devices» of Zaporozhye National Technical University, Ukraine

ONLINE MONITORING OF THE INSULATION WATER CONTENT CHARACTERISTICS OF THE OIL-FILLED ELECTRICAL EQUIPMENT

The analysis of features of moisture content characteristics monitoring in oil insulation of high voltage electrical equipment under operating voltage is presented. The principles of the water in insulating oil appearance are considered.

In the article conclusions are made that for continuous online monitoring of the moisture content of oil transformer there are the most suitable sensors, which measure the relative saturation and the oil temperature at the point of sensor installation, without any additional conversions, and the sensor probe should be directly immersed in the tank of equipment.

The most suitable place for the sensor on the tank, in order to get the closest results to the laboratory ones of the absolute moisture content, is the area of the oil upper layers, provided that the closest results to the actual absolute moisture content value is calculated due to the higher temperature of the oil. But it should be kept in mind that the largest concentration of moisture is at the coldest spots of insulation, respectively, to control the emulsion formation (which is a major challenge in online monitoring) sensor should be placed at the bottom of the tank.

The new method of water content calculation based on relative oil saturation measurement is proposed, new method doesn't depend from laboratory tests of limit oil saturation. The analysis of the practical monitoring data is made. Recommendations on the organization of the continuous monitoring of the water content and the interpretation of its results are performed.

Keywords: monitoring, transformer oil, moisture content, saturation, diagnosis.

REFERENCES

1. Starenie izolyacii transformatora. Access: <http://leg.co.ua/transformatory/praktika/starenie-izolyacii-transformatora.html>.
2. Starenie masla v processe e'kspluatacii – Regeneraciya transformatorny'x masel. Access: Rezhim dostupa: <http://forca.ru/knigi/arhivy/regeneraciya-transformatornyh-masel-4.html>.
3. Neprery'vny'j kontrol' vlagosoderzhaniya. Oficial'ny'jsajt OOO «E'nergoavtomatizaciya». Access: <http://www.enera.com.ua/>.
4. Sistemy' monitoringa vy'sokovol'tnogo oborudovaniya SAFE-T. Oficial'ny'jsajt OOO «E'nergoavtomatizaciya». Access: <http://www.enera.com.ua/>.
5. Osotov V. N. Oshibki pri izmerenii die'lektricheskix karakteristik I ocenke sostoyaniya vy'sokovol'tny'x vvodov. Materialy' 10-oj ezhegodnoj konferencii «Metody' I sredstva kontrolya izolyacii vy'sokovol'tnogo oborudovaniya». 80 Min / 700 MB. – Perm' : OOO «Dimrus», 2013. – 1 elektron. opt. disk (CD-ROM) ; 12 sm. – Sistem. vimogi: Pentium ; 32 Mb RAM ; Windows 95, 98, 2000, XP ; Adobe Acrobat Reader 5.0.
6. Masla neftyany'e. Metod opredeleniya rastvorennoj vody' : GOST 7822-75. Dejstvuyushhij 1977-01-01. Moscow: Izdatel'stvo standartov. 1984. p. 6 Mezhsudarstvenny'j standart.
7. Zhidkosti i gazy', ne vzaimodejstvuyushhie s reaktivom Fishera. Kulonometricheskij metod opredeleniya vody' : GOST 24614-81. Dejstvuyushhij 1982-01-01. Moscow, Izdatel'stvo standartov, 2004, p. 11 . Mezhsudarstvenny'j standart.
8. Buzaev V. V., Vanin B. V., L'vov Yu. N., Smolenskaya N. Yu., Sapozhnikov Yu. M., Glazunova T. V., Lipshtejn R. A., Shuvarin D. V. Metodicheskie ukazaniya po opredeleniyu sodержaniya voda ivozdixa v transformatornom masle: RD 34.43.107-95. Utverzhdeno: Departament nauki I tehniki RAO «EE'S Rossii» 26.12.95. RAO «EE'S Rossii», 1995. p. 16.
9. Arakelyan V. G. Diagnostika sostoyaniya izolyacii maslonapolnennogo e'lektrooborudovaniya po vlagosoderzhaniyu masla. *E'lektrotexnika*. 2004. No. 3. P. 21. Access: [http://www.transform.ru/sst/\\$articles/a000065.htm](http://www.transform.ru/sst/$articles/a000065.htm).
10. Sokolov V., Kanningem M., Skelli D., Vanin B., Bereznoj V. E'ffektivnost' metodov opredeleniya vlagosoderzhaniya masla silovy'x transformatorov. SIGRE'. 2007. P. 12. Access: www.ztz-service.com.ua/Sokolov/
11. Rukovodstvopoe'kspluatacii CALISTO 2. Morgan Schaffer Inc. Access: <http://www.enera.com.ua/products/MSprod/Calisto/Docs.html>.
12. Normy vyprobuvannia elektroobladnannia : SOU-N EE 20.302:2007 – Ofits. vyd., prykaz Minpalyvenerho 2007-01-15 h. No.13. Kiev. OEP «HRYFRE». M-vo palyva ta enerhetyky Ukrainy, 2007, P. 262.
13. Du Y., Mamishev A. V., Lesieutre B. C., Zahn M., Kang S. H. Moisture solubility for differently conditioned transformer oils . *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation*. 2001. Vol. 8, No. 5. P. 805–811.
14. Gradnik T., Koncan-Gradnik M., Petric N., Muc N. Experimental evaluation of water content determination in transformer oil by moisture sensor. *IEEE International Conference on Dielectric Liquids*. 2011. P. 4. Access: http://ieeexplore.ieee.org/xpl/login.jsp?tp=&arnumber=6015440&url=http%3A%2F%2Fieeexplore.ieee.org%2Fxppls%2Fabs_all.jsp%3Farnumber%3D6015440

ЭЛЕКТРОТЕПЛОВЫЕ РАСЧЕТНЫЕ МОДЕЛИ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИИ ТРАНСФОРМАТОРНОГО ОБОРУДОВАНИЯ

В работе приведен обзор аналитико-эмпирических методов расчета потерь и нагревов элементов конструкции силового трансформаторного оборудования с масляным охлаждением, указаны основные упрощающие допущения. Представлены методические подходы, разработанные практические процедуры и опыт уточненных численных исследований с применением системы конечно-элементного анализа ANSYS.

Ключевые слова: трансформаторы, элементы конструкции, электромагнитные и тепловые расчеты, ANSYS

ВВЕДЕНИЕ

Задача уточненных взаимосвязанных расчетов потерь и нагрева элементов конструкции (ЭК) является актуальной для современных силовых трансформаторов и электрических реакторов с повышенными удельными электромагнитными нагрузками. Ее решение сложно в силу сопряженной зависимости от температуры электрической проводимости материалов, определяющей вихревые токи и потери.

Практика инженерных расчетов показывает, что решение этой задачи допустимо разделить на две последовательные процедуры расчета с итерационным уточнением проводимостей, потерь и нагревов. Традиционно при расчетном проектировании трансформаторного оборудования максимально применяются аналитико-эмпирические методы, обобщенно представленные, в частности, в книгах [1-6]. Большинство из них основано на ряде упрощающих допущений. Поэтому достоверность практических расчетов обеспечивается возможным использованием эмпирических данных. Такие методы входят, в частности, в состав программно-методических комплексов промышленной системы САПР ТЭР [7], применяемой на ПАО «Запорожтрансформатор». Повышение точности расчетов в настоящее время возможно путем численного моделирования электромагнитных и тепловых процессов с применением современных развитых инвариантных систем конечно-элементного анализа (КЭА), в частности, ANSYS [8]. К примеру, комплексный численный анализ трехмерных электромагнитных и тепловых моделей трансформаторов приведен в публикации [9].

Целью настоящей работы является представление основных подходов, разработанных практических процедур и опыта численных исследований потерь и нагревов ЭК в трансформаторном оборудовании с масляным охлаждением с применением системы КЭА ANSYS.

Аналитико-эмпирические методы расчетов. Приведем краткое описание практически применяемых при расчетном проектировании [7] аналитико-эмпирических

методов расчета потерь и нагревов ЭК и основных упрощающих допущений, которые приняты при разработке соответствующих методов.

Расчет электромагнитного поля. Основой для расчетов потерь в ЭК является расчет электромагнитного поля. В [7] используются аналитические и численно-аналитические методы, основанные на упрощении геометрии и задания параметров расчетных моделей. Применяются известные модели обмоток в виде плоских шин, цилиндрических моделей обмоток в ферромагнитных туннелях и на бесконечных стержнях [2-4, 6, 10]. При использовании метода вторичных источников ферромагнитные детали конструкции трансформаторов и реакторов упрощенно заменяются дискретными телами с конечной магнитной проницаемостью [2, 10]. Суперпозицией полей отдельных стержней и участков отводов определяется квазитрехмерное магнитное поле трансформаторов и реакторов в области обмоток, на ярмовых балках из немагнитной стали [11] и на поверхности баков [12].

Добавочные потери и нагревы ЭК. Аналитические процедуры, применяемые в [7], позволяют провести упрощенные оценки потерь и нагревов в следующих ЭК трансформаторов и реакторов.

Прессующие (подъемные) пластины (ПП) из немагнитной стали на стержнях МС. Используются решения [13] двумерной краевой задачи относительно вихревых токов в тонкой прямоугольной полосе из немагнитной стали в зоне продольных вырезов ПП, а для расчета нагревов – трехмерной задачи при заданных коэффициентах теплоотдачи (КТО) с поверхностей ПП [14]. Методики доведены до инженерных расчетов с применением номограмм, которые получены для ряда упрощенных типов эпюр воздействующего магнитного поля (треугольник, трапеция, синусоида). Произвольное распределение внешнего поля по высоте ПП для расчета потерь учтено в [15], нагревов – в [16]. Подобным образом определяются вихревые токи, потери и нагревы в проводящих листах электростатических экранов на стержнях МС реакторов.

ПП из ферромагнитной стали. В силу редкого применения ПП из ферромагнитной стали данный вопрос в [7] не рассматривается. Упрощенный анализ представлен, в частности, в [4].

Крайние пакеты МС. Расчет распределения вихревых токов, потерь от внешнего магнитного поля обмоток, оценка нагревов проводится с использованием также модели проводящей полосы [13, 14, 16]. При этом ее эквивалентная толщина определяется по эмпирической зависимости глубины проникновения магнитного поля по нормали к плоскости листов электротехнической стали. Дополнительно учитываются потери от основного магнитного потока в МС.

Прессующие кольца. Расчет разрезных ферромагнитных колец основан на эмпирических и теоретических исследованиях потерь в ферромагнитных тороидах от «настила» магнитного потока [3].

Для расчета потерь в кольцах из немагнитной стали используется упрощенная аналитическая методика, которая рассматривает кольцо как часть бесконечной тонкой проводящей пластины. Более точная модель кольца с учетом вытеснения и обратного влияния вихревых токов на внешнее магнитное поле обмоток рассмотрена в [17] с применением метода интегральных уравнений. Методом КЭА проводится расчет нагрева кольца при заданных КТО с поверхностями кольца [18].

Ярмовые балки из немагнитной стали. Расчетная модель [11] определяет вихревые токи от трехмерного магнитного поля обмоток в системе тонких проводящих пластин, которые соответствуют упрощенным формам горизонтальных полок и вертикальной стенки балки. Расчет предусматривает также упрощенную оценку нагревов по локальным значениям потерь.

Ярмовые балки с частями из ферромагнитной стали. В ряде конструкций ярмовые балки выполняются полностью из ферромагнитной стали или как составные, в которых полки немагнитные, а стенки ферромагнитные. Упрощенные оценки максимальных потерь и нагревов в полках выполняются в [7] – как в тонких немагнитных пластинах [11], в ферромагнитных стенках – по «настилу» магнитного потока [3].

Баки из ферромагнитной стали. Расчетная методика [12] основана на определении касательной составляющей напряженности квазитрехмерного магнитного поля и поверхностных потерь в баках трансформаторов и реакторов с использованием комплексной эквивалентной магнитной проницаемости для ферромагнитных сталей [19, 7]. Учитывается локальное расположение магнитных экранов (шунтов) на стенках баков [12]. Отношением локальных поверхностных потерь к КТО проводится упрощенная оценка нагревов.

Вставки в баках. В зоне действия интенсивных магнитных полей отводов с токами порядка 10–25 кА основным конструктивным решением является выполнение в крышках баков вставок из немагнитной стали [20]. Возможные варианты конструкции крышки бака и отводов

с токами приводят к необходимости рассмотрения аналитическими методами соответствующих краевых задач для вихревых токов в упрощенных моделях проводящих пластин различной конструкции – прямоугольных пластин с кусочно-периодическим распределением внешнего магнитного поля, пластин с круговыми отверстиями, сопряженных пластин из немагнитной и ферромагнитной стали и т.п. [15]. По величине локальных потерь выполняется оценка нагревов.

Стяжные шпильки в стержнях реакторов. Вне общих концевых участков шпильки представляют собой систему автономных стержней круглого или прямоугольного сечения из немагнитной стали. Потери от вихревых токов в шпильке определяются по продольной составляющей магнитного поля по длине стержня [3]. Учитывается локальное увеличение поля в местах выпучивания магнитного потока в зазорах между вставками стержня. Проводится оценка максимальных нагревов.

Электромагнитные экраны, применяемые для защиты ЭК от магнитного поля обмоток, отводов. Вихревые токи и потери в экранах конечных размеров могут быть определены с использованием модели пластины [15] при упрощающем допущении, что кусочно-периодическое распределение внешнего магнитного поля на ее поверхности известно, то есть без обратного влияния вихревых токов. Оценка нагревов проводится по локальным значениям потерь.

Электромагнитные замкнутые экраны токоограничивающих реакторов. Основой является расчет распределения токов проводимости в замкнутых горизонтальных экранах на торцах обмотки и в вертикальном экране у стенки бака реактора [21]. Используется цилиндрическая модель системы круговых элементов, которые представляют собой обмотку и индуктивно связанные с ней параллельные части экранов, в пределах размеров которых токи можно считать равномерной плотности. По расчетному распределению токов определяются локальные потери, по заданным КТО – нагревы.

Нагрев МС. Задача о распределении температуры в МС трансформатора сводится к рассмотрению нагрева при равномерных потерях от основного магнитного потока в сечениях стержня и ярм. Отделенные охлаждающими каналами группы пакетов из электротехнической стали упрощенно представляются эквивалентным анизотропным прямоугольником с известными КТО на его сторонах [1]. В [7] используются уточненные решения задачи методами конечных интегральных преобразований и разделения переменных [22].

Нагрев отводов. В [7] применяется методика, в которой по структуре проводников и изоляции определяются теплопроводности и термические сопротивления отводов с известными потерями. Для разных систем охлаждения по положению отводов (вертикальные, горизонтальные), по их расположению (вне обмотки, в промежутке между обмоткой и изоляционным цилиндром и т.п.) определяются функциональные зависимости эмпирических КТО с поверхности отводов.

Численные электромагнитные модели. Для уточненных численных исследований электромагнитных процессов в трансформаторах и реакторах с применением средств ANSYS разработаны практические процедуры, которые предусматривают формирование расчетных моделей, задание материальных параметров и граничных условий, выбор соответствующих уравнений и методов расчета, дополнительную (при необходимости) обработку результатов [23–25]. Приведем их краткое описание.

Расчет электромагнитного поля трансформаторного оборудования основывается [2–6] на решениях уравнений Максвелла относительно напряженности магнитного H , электрического E полей, магнитной индукции B и полного тока, равного сумме сторонних (заданных) токов J_{CT} и вихревых токов J_B в проводящих телах (токи смещения при питании напряжением промышленной частоты пренебрегаются)

$$\nabla \times H = J_{CT} + J_B, \quad \nabla \times E = -\partial B / \partial t, \quad \nabla \cdot B = 0. \quad (1)$$

Для областей с магнитной проницаемостью μ и электрической проводимостью σ уравнения (1) дополняются материальными уравнениями

$$B = \mu H, \quad j_B = \sigma E. \quad (2)$$

Для анизотропных сред величины электрической проводимости σ и магнитной проницаемости μ должны рассматриваться как тензоры. Электрическая проводимость нелинейно зависит от температуры $\sigma(\theta)$. Зависимость между индукцией и напряженностью магнитного поля для ферромагнитных сред нелинейная и даже гистерезисная.

С использованием уравнений (1), (2) и соответствующих граничных условий формируются краевые задачи относительно векторного магнитного потенциала A , вводимого по известному определению $B = \nabla \times A$. Используются также граничные соотношения на поверхности раздела двух сред для касательных составляющих напряженности и нормальных составляющих индукции электрического и магнитного полей, условия на бесконечности и симметрии.

Практические процедуры разработаны методами стационарного, гармоничного линейного и гармонического нелинейного анализа ANSYS [8]. Численному моделированию подлежат уравнения (1), (2) при разных допущениях, в зависимости от целей расчетов. Так для задач магнитостатики (метод стационарного анализа) моделируются уравнения Пуассона при линейных и нелинейных свойствах материалов (в (1) заданы только сторонние токи). Метод гармонического анализа обеспечивает моделирование уравнений Гельмгольца (с учетом в (1) сторонних и искоемых вихревых токов) при линейных свойствах материалов. Метод гармонического нелинейного анализа применяется для моделирования с учетом поверхностного нелинейного эффекта в конструкционных ферромагнитных сталях.

Средствами ANSYS определяются составляющие электрического и магнитного поля, необходимые и достаточные для последующих расчетов электромагнитных

сил и потерь в обмотках, потерь в ЭК. Интегральные параметры поля используются для определения индуктивных параметров устройств.

Расчет потерь в конструкционных сталях. Расчет локальных потерь $p_{v,j}$ в элементарных объемах v расчетных моделей проводящих тел конструкции из немагнитной стали проводится методами гармонического анализа по величине вихревых токов j_v , определяемых уравнением (2). Потери вычисляются стандартными средствами ANSYS [8] путем усреднения их значения за период T

$$p_{v,j} = \frac{1}{\sigma} \frac{2}{T} \int_0^T j_v^2(t) dt. \quad (3)$$

После определения локальных значений специальными разработанными макросами вычисляются суммарные потери в проводящих телах конструкции.

Для протяженных частей конструкции из ферромагнитной стали, например, баков апробирован средствами ANSYS [23] расчет поверхностных потерь W , вычисляемых по касательной составляющей напряженности магнитного поля H_τ и значениях поверхностного импеданса $Z(H_\tau)$ с использованием известной нелинейной характеристики комплексной эквивалентной магнитной проницаемости для ферромагнитных сталей [19, 3]

$$W = \frac{1}{2} \operatorname{Re} Z \left| \overline{H_\tau} \right|^2. \quad (4)$$

Метод поверхностных потерь, однако, вызывает затруднения при расчете ЭК в тех случаях, когда их необходимо рассматривать как тела ограниченных размеров. Поэтому разработаны практические процедуры [23] на основе так называемого метода объемных потерь. При этом в модели ANSYS ферромагнетик характеризуется основной кривой намагничивания. Средствами нелинейного гармонического анализа вычисляются значения индукции магнитного поля, вихревые токи. Дополнительно средствами управляющего языка ANSYS написаны вычислительные макросы, которые для проводящих тел подобно (3) определяют плотности объемных потерь от вихревых токов $p_{v,j}$ как усредненные за период T значения периодической, но нелинейной функции $j_v(t)$. Затем дополнительно вычисляются средние за период потери на намагничивание ферромагнитной стали

$$p_{v,h} = \frac{2}{T} \int_0^T p_h(B_{m,v}) dt. \quad (5)$$

При этом для каждого значения индукции с амплитудой $B_{m,v}$ в элементе v потери $p_h(B_{m,v}) = S(B_{m,v}) f / \rho$ на намагничивание с частотой f в теле с плотностью ρ определяются площадью $S(B_{m,v})$ петли гистерезиса, которая образована восходящей и нисходящей ее ветвями [19]. Суммарные потери в проводящих ферромагнитных телах вычисляются суммированием потерь (3) и (5).

Опыт численного моделирования магнитного поля, потерь, нагревов элементов конструкции. Выработаны два основных подхода к численным расчетам электромагнитных процессов в ЭК, исходя из последующих задач расчета их нагревов.

Первый подход заключается в том, что для расчета вихревых токов в частях конструкции из немагнитной стали допустимым и достаточным является расчет магнитного поля с использованием трехмерных моделей на поверхностях, которые соответствуют так называемым центральным плоскостям таких тел без их присутствия. Основной особенностью таких тел является достаточно большая их протяженность по двум (балки) или одной (полосы подъемной пластины) пространственным координатам при малой толщине тела. Такой расчет предполагает, что можно пренебречь обратным влиянием вихревых токов на первичное внешнее магнитное поле. В последующем вихревые токи могут быть определены по соответствующим двумерным моделям на основании численного моделирования уравнений (1), (2), а расчет потерь – по выражению (3). Это касается таких ЭК как прессующие пластины и крайние пакеты э.т.с. на стержнях МС [16], как проводящие пластины электростатических экранов, как плоские развертки стенок и полок с возможными выступами немагнитных ярмовых балок и т.п. [24].

Второй подход заключается в совместном расчете электромагнитного поля по уравнениям (1), (2) и потерь по выражениям (3), (4) с применением трехмерных моделей, в которых исследуемые ЭК учтены в необходимой и достаточной полноте. Это относится к задачам расчета поля и потерь в составных ярмовых балках (полки – немагнитные, стенка – ферромагнитная), балок из ферромагнитной стали, к задачам расчета потерь в баках, в том числе с учетом магнитного экранирования (шунтов), к задачам моделирования процессов в крышках баков, находящихся под действием магнитных полей обмоток и токопроводов со значительными токами [23, 24], распределения вихревых токов, потерь в замкнутых экранах реакторов.

При наличии высших гармоник в токах обмоток трансформаторов для передач и вставок постоянного тока, преобразовательных трансформаторов увеличение потерь в обмотках, в немагнитных и в ферромагнитных стаях учитывается с использованием повышающих коэффициентов, определяемых по заданному гармоническому составу токов [3].

Необходимо указать, что существуют определенные аварийные режимы трансформаторов, для которых расчеты потерь, нагревов в настоящее время изучены недостаточно. К таким режимам следует отнести процессы перевозбуждения МС при повышенных напряжениях [3], при действии геомагнитных токов [26].

В качестве примера численного моделирования магнитного поля, потерь с применением ANSYS на рис. 1а показана расчетная трехмерная модель однофазного автотрансформатора мощностью 500 МВА. Выделена четвертая часть симметричной конструкции. МС представлена телом упрощенной формы – без детального представления зон стыковки пластин планарной шихтовки МС. В плоскости пластин э.т.с. магнитные свойства описаны основной кривой намагничивания. По нормали к плоскости пластин – константой с учетом коэффициента заполнения как для слоистой среды. Полки ярмовых балок выполнены из немагнитной стали, стенки – из ферромагнитной. Нижняя полка верхней балки имеет выступы (рис. 5а) для прессовки обмоток. Распределение намагничивающих сил в обмотках задано равномерным по сечению. На нижней балке и на баке учитываются дискретные шунты из э.т.с.

Численная модель токоограничивающего реактора с электромагнитными экранами показана на рис. 1б. Однофазные реакторы данного типа обладают полной осевой симметрией и содержат обмотку, замкнутые верти-

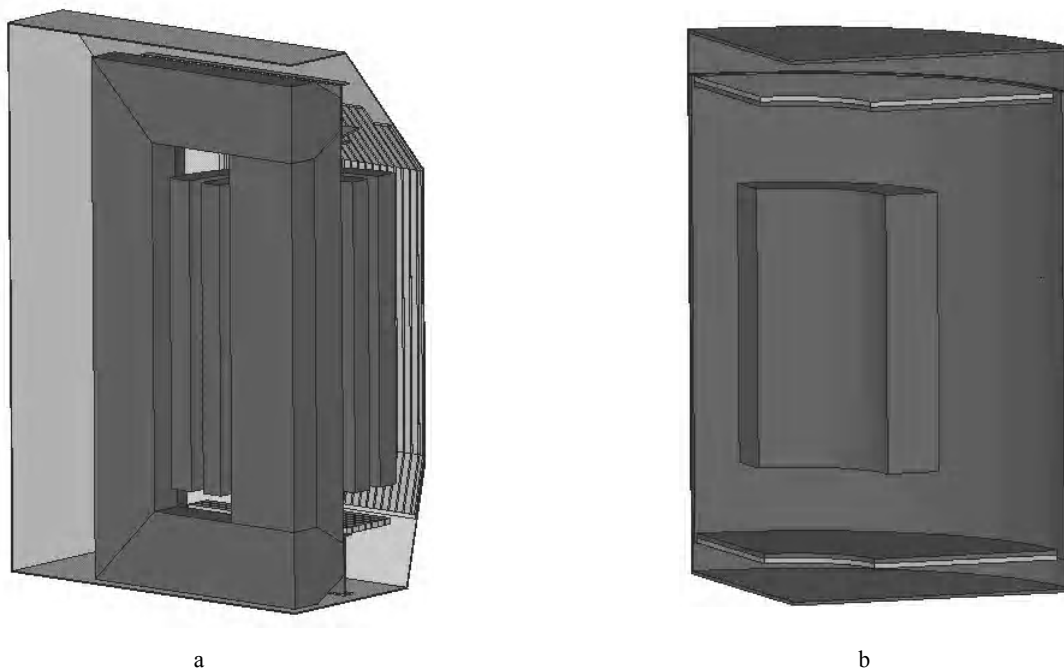


Рисунок 1

кальный и горизонтальные экраны из алюминия. Из конструкционной ферромагнитной стали выполняются прилегающие к горизонтальным экранам нажимные плиты и цилиндрический бак – для однофазных и облегающих – для трехфазных реакторов. Численная модель предназначена для уточненных, по сравнению с [21], расчетов распределения токов, потерь и нагревов.

Подобным образом с использованием трехмерных расчетных моделей исследуются электромагнитные процессы шунтирующих реакторов с зазорами в стержне [23].

Полученная в настоящее время практика моделирования трансформаторных устройств показала, что численные электромагнитные модели обеспечивают необходимую и достаточную информацию для расчетов нагревов ЭК трансформаторов и реакторов.

Численные тепловые модели. Для исследования задач тепломассопереноса в трансформаторном оборудовании с масляным охлаждением в последние годы применяются методы Computational Fluid Dynamics (CFD) численного моделирования системы уравнений Навье-Стокса, состоящие из уравнений движения и неразрывности охлаждающей жидкости. В настоящее время получен практический опыт [27] CFD-моделирования с применением ANSYS FLUENT [8] поля скоростей охлаждающего масла и полей температур в обмотках трансформаторов и реакторов при допущении, что реальные конструкции МС, обмоток, бака могут быть эквивалентированы осесимметричными расчетными моделями.

Рассмотреть нелинейные и трехмерные процессы нагревов ЭК с использованием ограниченных средств вычислительной техники, эксплуатируемой в настоящее время при промышленном проектировании трансформаторного оборудования, не представляется возможным.

Поэтому в данной работе используется широко применяемый подход [1–6], который состоит в том, что при допущении о стационарных условиях нагрев ЭК может быть определен из решения уравнения теплопроводности [1]

$$\nabla(\lambda \nabla \theta) + Q_v = 0, \quad -\partial \theta / \partial n = \alpha(\theta - \theta_0), \quad (6)$$

где θ – функция распределения температуры тела с теплопроводностью λ , Q_v – объемное распределение в нем

плотности источников тепла (потерь), α – известные на его поверхности с нормалью n КТО в окружающую среду (масло, воздух), θ_0 – заданная температура внешней среды.

При этом основная проблема переносится на определение КТО, которые достаточно сложно зависят от многих факторов: вид охлаждающей среды (газ или жидкость), свойства среды (теплоемкость, плотность, вязкость), вид движения среды (ламинарный или турбулентный), параметры охлаждаемой поверхности (степень черноты, шероховатость, геометрические размеры, расположение) и т.д. Поэтому известные практически используемые аналитико-экспериментальные КТО имеют достаточно разрозненный характер. Рассмотрим ряд подходов их определения.

Определение коэффициентов теплоотдачи с поверхности ЭК. При конвективном теплообмене в масле КТО определяется [1] через критерий Нуссельта Nu , коэффициент теплопроводности λ и характерный линейный размер охлаждаемой поверхности h

$$\alpha = Nu \lambda h^{-1}, \quad Nu = C(GrPr)^n, \quad Gr = g\beta \Delta \theta h^3 \nu^{-2}, \quad Pr = \rho v c \lambda^{-1}, \quad (7)$$

где Gr , Pr – критерии Грасгофа и Прандтля; ρ , c и β – плотность, теплоемкость и объемный коэффициент расширения, ν – кинематическая вязкость охлаждающей среды; $\Delta \theta$ – перепад температур между нагреваемой поверхностью и охлаждающей средой; g – ускорение свободного падения, C , n – эмпирические коэффициенты, зависящие от величины $GrPr$.

Значения коэффициентов C, n для вертикальной пластины в большом объеме со свободным движением охлаждающей среды по различным источникам представлены в табл. 1.

По параметрам C, n из источников [1, 4, 30], параметрам масла [29] в рассматриваемом диапазоне температур (30–100 °С) и характерном геометрическом параметре $h = 2$ м с использованием определений (7) получены выражения для КТО в масло, которые приведены в первых трех пунктах табл. 2. В пунктах 4–6 указаны выражения, используемые в отраслевых методиках [7]. Для срав-

Таблица 1 – Значение коэффициентов C, n в критерии Нуссельта

Тип движения среды	Источник	Диапазон $GrPr$	Охлаждающая среда	C	n
Пленочный	[28]	$1 \cdot 10^{-3}$	жидкость	0,5	0
Переходной к ламинарному	[28]	$1,1 \cdot 10^{-3} - 5 \cdot 10^2$	жидкость	1,18	0,125
	[28]	$5 \cdot 10^2 - 2 \cdot 10^7$	жидкость	0,54	0,25
	[1]		воздух	0,525	0,25
	[29]	$5 \cdot 10^2 - 2 \cdot 10^7$	масло	0,54	0,25
Ламинарный	[30]		жидкость	0,63	0,25
	[28]	$2 \cdot 10^7 - 1 \cdot 10^{13}$	жидкость	0,135	0,333
	[1]		масло	0,129	0,333
	[4]	$10^9 - 10^{13}$	воздух, масло	0,021	0,4

нения исходные формулы по разным источникам представлены в зависимости от превышения температур при $q = \alpha \cdot \Delta\theta$. Анализ табл. 2 подтверждает утверждение [29] о том, что в номинальных условиях охлаждения трансформаторного оборудования практически КТО являются те, которые определяются средними между ламинарными и турбулентными условиями движения масла.

Для частных случаев могут быть проведены численные исследования КТО моделированием CFD задачи теплопереноса с применением ПО ANSYS FLUENT [8].

В качестве примера выполнены экспериментальные и расчетные исследования специальной физической модели в виде изготовленной из конструкционной ферромагнитной стали протяженной ванны, заполненной трансформаторным маслом – рис. 2.

Внутри ванны параллельно ее крышке расположен отвод с током промышленной частоты. Величина тока и расстояние между отводом и крышкой подобраны из условия, при котором нагрев крышки соответствует значениям, наблюдаемым обычно на баке трансформаторов при их работе в номинальных режимах. На рис. 2а показано расчетное распределение температур, которое на поверхности крышки достаточно близко к величинам, полученным дистанционным измерителем температур (тепловизором). Наибольший нагрев порядка 96 °С сосредоточен в центре крышки в соответствии с характером

выделения потерь от магнитного поля токопровода.

Поле скоростей масла (в м/с), показанное на рис. 2б, имеет неоднородный характер с большими значениями у поверхности крышки. При этом расчетное распределение КТО на верхней плоскости по рис. 2с имеет значительные колебания, что может быть объяснено неустойчивым движением масла у горизонтальной поверхности. В зоне наибольших нагревов КТО составляет величину порядка 70 Вт/(м²°С).

На рис. 3 показаны результаты CFD исследования подобной расчетной модели, но с прохождением отвода параллельно ее вертикальной стенке. Интенсивность и характер выделения на стенке потерь от магнитного поля отвода соответствует модели по рис. 2. На рис. 3а показано распределение температур, на рис. 3б – поле скоростей, рис. 3с – значения КТО. Распределение КТО по высоте стенки достаточно плавное, что объясняется устойчивым движением масла с характерным полем скоростей [29] в узкой полосе вблизи охлаждаемой вертикальной поверхности. На участке стенки в пределах ±0,1 м от точки с наибольшим нагревом КТО меняется от 60 до 90 Вт/(м²°С). Получено снижение максимального нагрева до 84 °С, что коррелируется с увеличением КТО в центральной точке примерно до 85 Вт/(м²°С).

При воздушном охлаждении нагретых тел КТО в воздух определяется суммой составляющих на лучеиспус-

Таблица 2 – Расчетные формулы КТО в масло

Элемент	Зависимости $\alpha(\Delta\theta)$
1 Тело с постоянными потерями в среде с постоянной температурой [1]	$\alpha = 50\Delta\theta^{0,25}$
2 Поверхность вертикальной стенки [30]	$\alpha = 21,7\Delta\theta^{0,25}$
3 Вертикальная стенка бака [4]	$\alpha = 70$
4 Бак, прессующие кольца, неактивные детали [7]	$\alpha = 44,7\Delta\theta^{0,25}$
5 Остов МС [7]	$\alpha = 55,9\Delta\theta^{0,25}$
6 Отводы [7] для систем охлаждения М и Д – вертикальные – горизонтальные для систем охлаждения ДЦ – вертикальные – горизонтальные	$\alpha = 11,4\Delta\theta^{0,667}$
	$\alpha = 6,3\Delta\theta^{0,667}$
	$\alpha = 19,3\Delta\theta^{0,493}$
	$\alpha = 11,3\Delta\theta^{0,493}$
7 FLUENT (рис. 3), вертикальная пластина – турбулентная модель, – ламинарная модель	$\alpha = 41,9\Delta\theta^{0,345}$
	$\alpha = 24,2\Delta\theta^{0,315}$

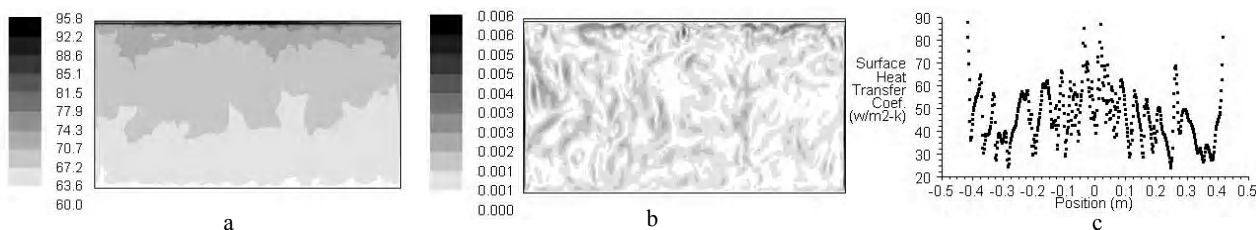


Рисунок 2

кание и конвективный теплообмен $\alpha = \alpha_l + \alpha_k$.

Для вычисления лучистой составляющей КТО в воздухе в [1, 2, 29] используется следующее выражение

$$\alpha_l = 5,77\varepsilon(T_c - T_{oc})^{-1} \left[(T_c/100)^4 - (T_{oc}/100)^4 \right], \quad (8)$$

где $\varepsilon = 0,95$ – коэффициент поглощения для окрашенных поверхностей серого, черного и зеленого цветов, T_c, T_{oc} – абсолютные температуры стенки и окружающей среды.

Конвективная составляющая КТО в воздухе зависит от условий охлаждения. Так для поверхностей без обдува используются, в частности, следующие определения

$$\alpha_k = 10^4 \sqrt{\Theta^{-1} T_{oc} h} \quad [1], \quad \alpha_k = 1,3\Theta^{0,33} \quad [29], \quad (9)$$

где Θ – превышение температуры стенки над T_{oc} , h – высота вертикальной нагретой стенки.

Для условий с обдувом конвективный КТО в воздух при малых скоростях $v \leq 5 \text{ м/с}$, температуре охлаждающей среды $\vartheta_{oc} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ и средней температуре стенки $\vartheta_m = 50 \text{ }^\circ\text{C}$ по [1] оценивается по упрощенным формулам: $\alpha_k \approx 5,7 + 4v$ – для гладких поверхностей, $\alpha_k \approx 6,2 + 4,2v$ – для шероховатых поверхностей.

Конвективный КТО от стенок бака к окружающему воздуху может быть определен при температуре окружающего бак воздуха T_B , температуре поверхности T_{II} по эмпирической зависимости [31]

$$\alpha_k = A \cdot \sqrt[3]{|T_B - T_{II}| + 60v_B^2/h}. \quad (10)$$

Коэффициент A зависит от расположения, температуры и теплопроводности теплоотдающей поверхности. При температуре поверхности порядка $20 \text{ }^\circ\text{C}$ $A = 1,66$ для вертикальной поверхности конструкционной стали; $A = 1,16$ – для горизонтальной поверхности, обращенной вниз; $A = 2,26$ – для горизонтальной поверхности, обращенной вверх.

В табл. 3 приведены значения КТО, которые получены по выражениям (8) – (10) при температуре охлаждающей среды $20 \text{ }^\circ\text{C}$, средней температуре поверхности $50 \text{ }^\circ\text{C}$, скорости воздуха 2 м/с и параметре $h = 2 \text{ м}$.

Табл. 3 подтверждает известное положение о том, что при естественном охлаждении большая теплоотдача приходится на излучение, при искусственном – на конвекцию. Полученные значения КТО используются, в частности, при расчетных исследованиях нагревов крышек бака, в том числе их частей (рис. 7а), которые выступают за стенки бака и находятся в условиях воздушного охлаждения.

Примеры электротепловых расчетов ЭК. В качестве иллюстрации на рис. 4 представлены примеры расчетов ряда ЭК трансформаторов и реакторов в виде полей распределения абсолютных температур по их поверхностям или в сечениях.

На рис. 4а показана верхняя часть двумерной модели [16] общей и разрезной части прессующей пластины на стержне МС трансформатора. Обычно предполагается, что максимальные температуры имеют место от наибольших магнитных полей против верхних торцов обмоток, которые расположены ниже начала вертикального разреза. В данном случае область высоких температур захватывает и часть пластины выше разреза. Это объясняется тем, что в этой части, несмотря на уменьшенные магнитные поля, ширина ПП в два раза больше, чем полус с разрезом.

Совместная трехмерная модель верхней части ПП, картонной прокладки, крайнего и последующих пакетов стержня МС [16] показана на рис. 4б. ПП и крайний пакет выполнены без разрезов, зоны повышенных нагревов сосредоточены на их вертикальных краях против торцов обмоток.

Таблица 3 – Значения КТО в воздухе

Источник, условия	α_l	α_k	α
Естественное охлаждение			
[4]	–	–	13,0
[1, 2]	6,4	4,8	11,2
[29, 2]	6,4	4,0	10,4
Искусственное охлаждение			
[1] – гладкая поверхность			13,7
– шероховатая поверхность			14,6
[14] – вертикальная стенка,		8,8	14,4
– горизонтальная вниз,	5,6	6,2	11,8
– горизонтальная вверх		12,0	17,5

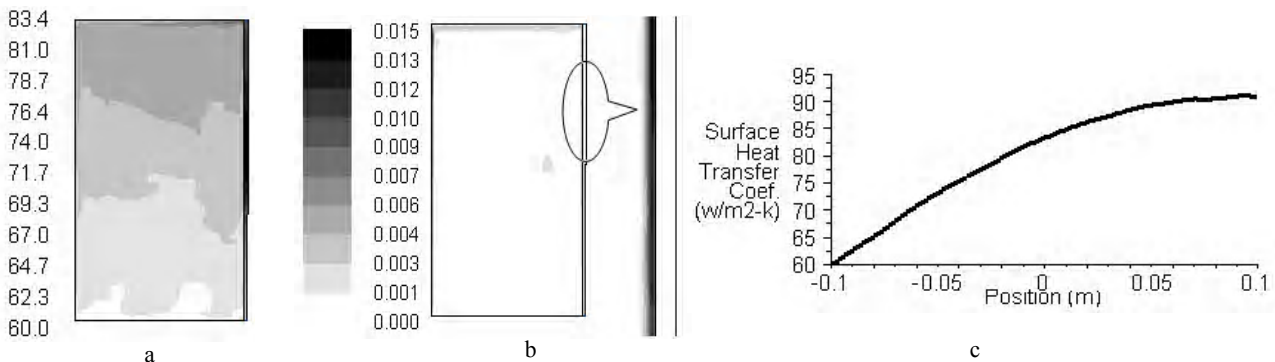


Рисунок 3

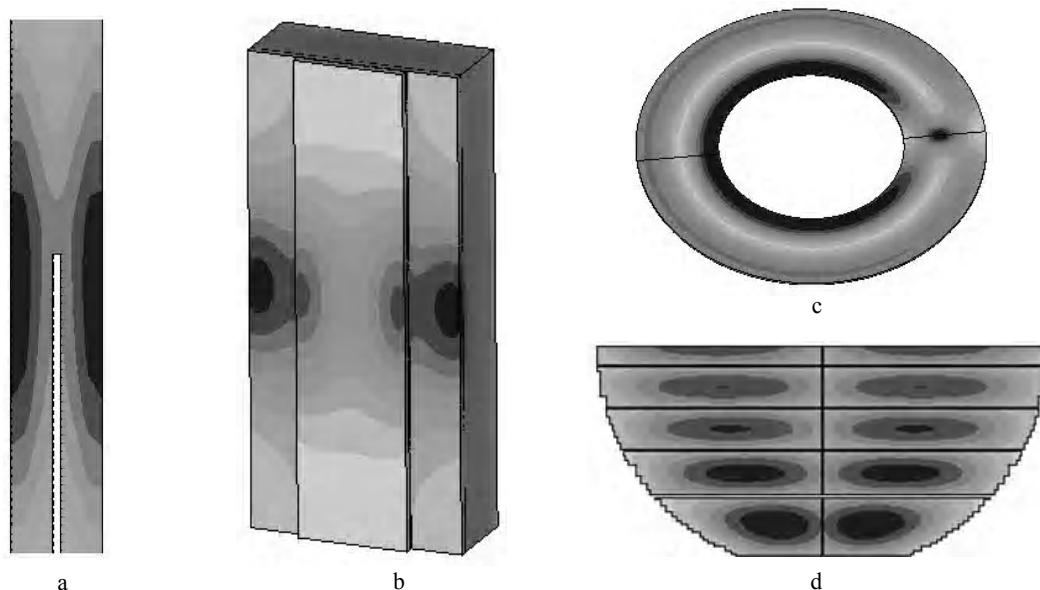


Рисунок 4

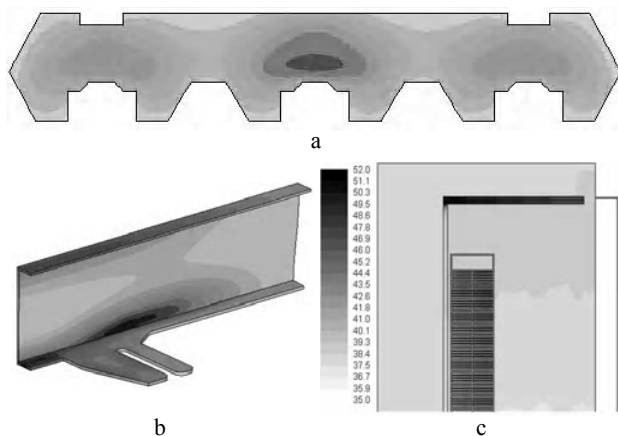


Рисунок 5

На рис. 4с приведено распределение температур разрезного прессующего кольца из немагнитной стали, расположенного у верхнего торца обмоток испытательного трансформаторного устройства. Наблюдаются повышенные нагревы внутренней части кольца за счет неравномерного распределения вихревых токов.

Распределение температур по сечению пакетов стержня МС показано на рис. 4d. В численной модели [22] учтена реальная (ступенчатая) форма внешней поверхности пакетов.

На рис. 5а показан результат расчета нагрева двумерной плоской модели развертки полок и стенок ярмовой балки из немагнитной стали в заданном трехфазном поле обмоток [24].

Распределение температур в трехмерной модели ярмовой балки автотрансформатора по рис. 1а с ферромагнитной стенкой и полками из немагнитной стали приведено на рис. 5b. Наибольшие нагревы сосредоточены в зоне стыка стенки и полки балки.

Численные исследования ярмовых балок, как с немагнитной, так и с ферромагнитной стали шунтирующих реакторов показали подобный характер распределения вихревых токов, потерь и нагревов.

На рис. 5b приведено поле температур в масле, в катушках обмоток, в вертикальном и горизонтальном экране верхней части токограничивающего реактора по рис. 1b, полученное в результате исследования CFD тепловой модели с использованием основных подходов [27]. Предварительный электромагнитный расчет распределения вихревых токов и потерь подтвердил известную [21] неравномерность их выделения в экранах. Наибольшие потери и нагревы горизонтальных экранов локализируются на их внутренних краях в области максимального осевого магнитного поля обмотки. Уменьшению нагревов горизонтальных экранов способствует их тепловой контакт с нажимными плитами, в которых из-за наличия экрана потери практически отсутствуют. Вертикальный экран также имеет тепловой контакт со стенкой бака. Поэтому в тепловой модели рис. 5b вертикальный экран не присутствует. Его потери включены в тепловую модель бака и рассеиваются в воздух с его наружной поверхности. Укажем также, что согласно [27] в модели содержится специальный расчетный элемент, осуществляющий теплосъем потерь в активной части реактора внешней системой охлаждения с панельными радиаторами.

Расчет нагрева стенок бака показан на примере модели автотрансформатора 500 МВА по рис. 1а. Расчетные температуры с максимальными значениями порядка 133°C показаны на рис. 6а в специальном испытательном режиме с повышенной кратностью токов в обмотках. При тепловых испытаниях тепловизором сняты термограммы распределения температур. На рис. 6b цифрами отмечен наибольший нагрев в верхнем наклонном участке бака, на рис. 6с – в его нижней части под линией разъема бака. Измеренные значения соответствуют результатам расчетов.

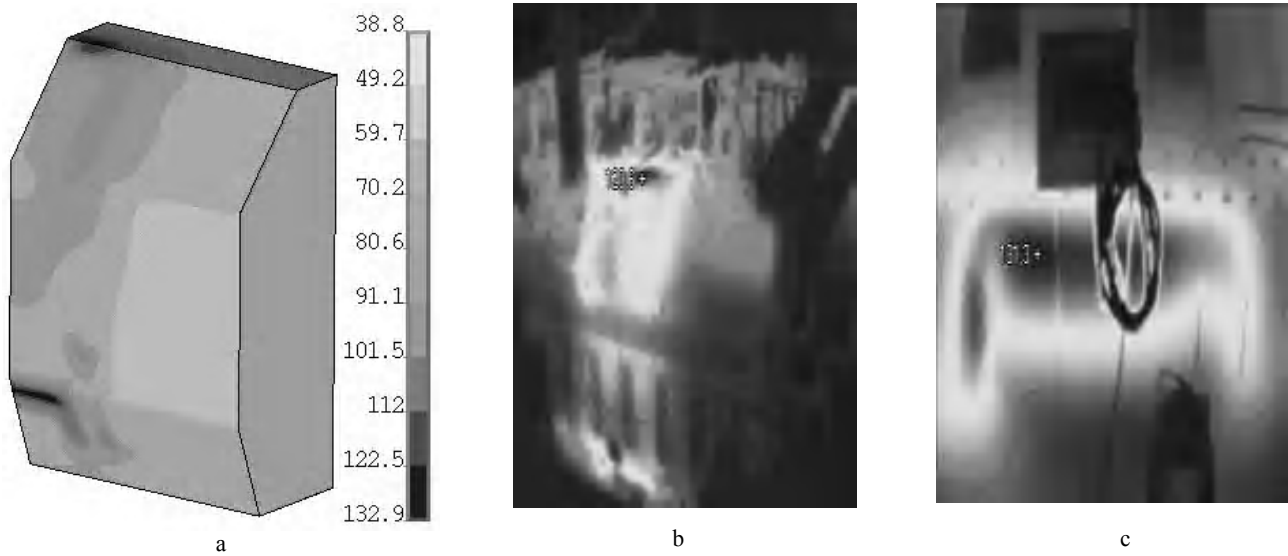


Рисунок 6

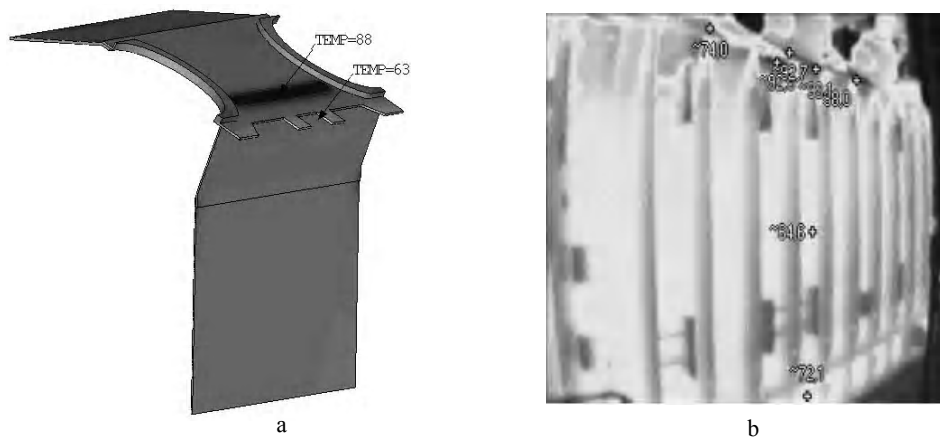


Рисунок 7

Пример численного расчета потерь в баке шунтирующего реактора с зазорами в стержне приведен в [23].

Результаты исследований нагрева немагнитной вставки и бака от поля отводов и обмоток показаны на рис. 7 для трансформатора мощностью 400 МВА. С целью сокращения размерности модели расчет проводится для фрагмента вставки между отверстиями соседних корабов вводов. Немагнитная вставка сварена между ферромагнитными горизонтальными и вертикальными частями бака. За стенку бака выступают части крышки (для крепления вертикальных ребер жесткости) с потерями от вихревых токов, которые возбуждаются от поля отводов и обмоток в основной наклонной части вставки. Указанные вступающие части находятся в условиях воздушного охлаждения. Указанные условия охлаждения приводят к необходимости локального задания КТО в масле и в воздух по табл. 2, 3.

Расчетное распределение температур на внешней поверхности бака показано на рис. 7а. Наибольшие значения температур расположены в горизонтальной полосе нижней части вставки. Это объясняется следующим. Отводы проходят горизонтально под немагнитной пластинкой

вставки от оси одного отверстия выводов к соседнему. В таком случае зона основных потерь на пластине должна быть сосредоточена по оси отвода. Особенность конструкции данного трансформатора является применение на крышке бака локальных так называемых делителей магнитного поля отводов, выполняемых из дискретных пакетов электротехнической стали и располагаемых перпендикулярно оси отвода [15, 20, 25]. Их действие заключается в том, что непосредственно по оси отводов магнитные поля на поверхности пластины деформируются, имеют сложный знакопеременный характер, что и приводит к уменьшению вихревых токов и потерь в зоне оси отвода. Однако на концах делителей остаются локальные возмущения поля и вихревых токов. Поэтому примененный способ ограничения локальных нагревов для данной конструкции привел к указанной особенности распределения поля температур по поверхности вставки в крышке бака. Измеренная термограмма поверхности бака показана на рис. 7б. Верхняя часть снимка с отмеченными значениями наибольших температур соответствует переходу вертикальной стенки бака в наклонную вставку крышки бака. Расчетные и измеренные температуры близки между собой и имеют наибольшие значения порядка 90°C.

Определение КТО CFD моделированием апробировано для преобразовательного трансформатора 45 МВА при расчете нагревов горизонтальных опорных ребер, которые крепятся на стенке нижней ярмовой балки под обмотками – рис. 8. Расположение опорного ребра в активной части трансформатора вместе с вертикальной поверхностью стенки балки (прилегающей через изоляцию к горизонтальному ярму МС), вертикальной поверхностью стенки бака и нижней плоскостью дна бака позволяют рассмотреть расчетную плоскопараллельную CFD–модель.

На верхней плоскости модели задано отсутствие условий теплопередачи, что соответствует расположению ярмовой изоляции обмоток непосредственно на горизонтальных поверхностях ребер. Распределение поля скоростей масла и поля температур показано на рис. 8а и 8б. Направления входа и выхода масла показаны стрелками, скорость на входе 0,001 м/с.

Исследования упрощенной плоскопараллельной расчетной модели обеспечили определение усредненных значений КТО на ребрах и стенке балки, которые были использованы при расчете комплексной электротепловой модели совместного нагрева вертикальной стенки нижней ярмовой балки трансформатора и системы опорных ребер под обмотками. Измеренные термопарами значения превышений температур горизонтальных полок ребер над маслом порядка 70°С соответствуют результатам расчетов по рис. 8с.

ВЫВОДЫ

Представленные основные подходы и разработанные авторами на ПАО «Запорожтрансформатор» практические процедуры численного моделирования с применением программного обеспечения ANSYS обеспечивают комплексную уточненную оценку потерь и нагревов практически всех видов элементов конструкции трансформаторного оборудования за счет максимального учета основных влияющих факторов.

Численные методы являются предпочтительными при исследовании сложных элементов конструкции, которыми надо считать ярмовые балки из немагнитной и ферромагнитной стали, участки баков при локальных интенсивных магнитных полях на их поверхности и т.п.

Представленные в настоящей работе численные процедуры уточненного конечно-элементного анализа потерь и нагревов элементов конструкции обеспечивают ПАО «Запорожтрансформатор» разработку и поставку для силовой энергетики надежного оборудования, что подтверждается опытом испытаний и успешной эксплуатации широкой номенклатуры силовых трансформаторов и электрических реакторов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Готтер Г. Нагревание и охлаждение электрических машин / Г. Готтер // Пер. с нем. – М.- Л. : Госэнергоиздат, 1961. – 480 с.

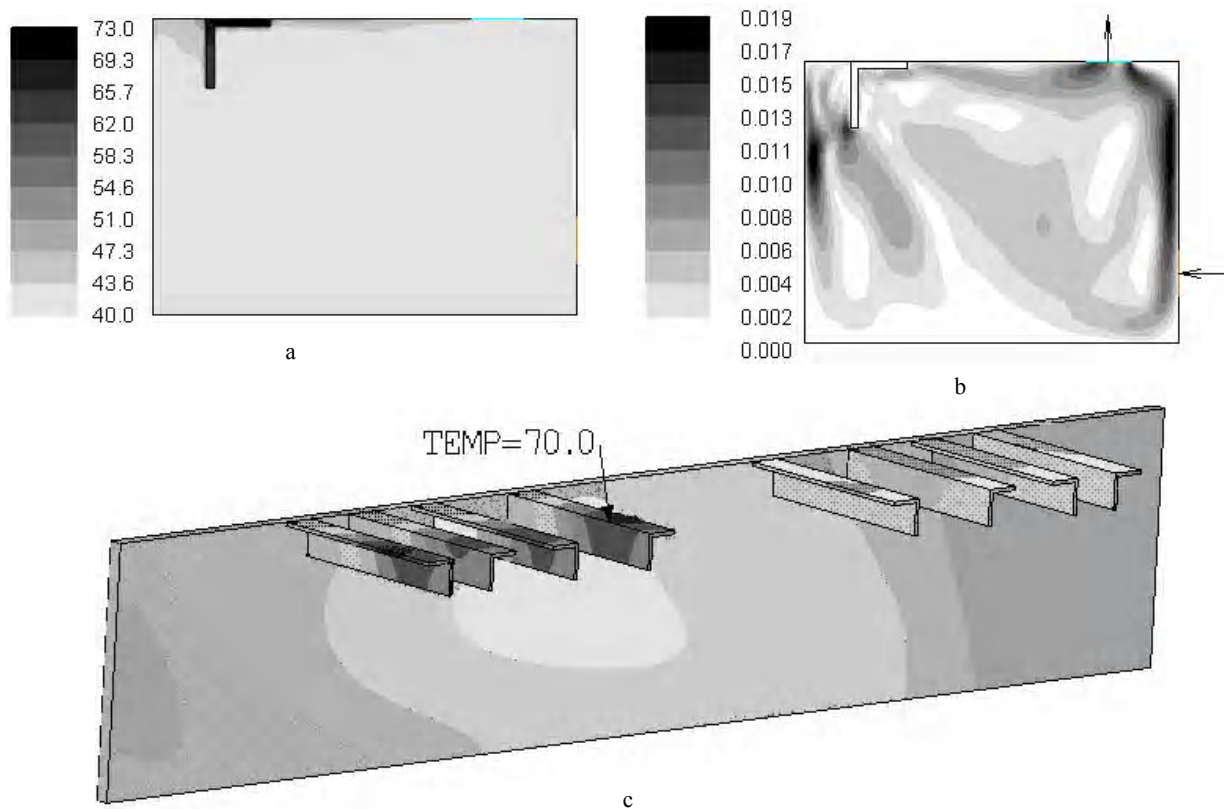


Рисунок 8

2. Бики М. А. Проектирование силовых трансформаторов. Расчеты основных параметров / М. А. Бики. – М. : «Знак» – 2013. – 612 с.
3. Лейтес Л. В. Электромагнитные расчеты трансформаторов и реакторов / Л. В. Лейтес. – М. : Энергия, 1981. – 392 с.
4. Del Vecchio Robert M. Transformer design principles: with application to core-form transformers / [Robert M. Del Vecchio, Bertrand Poulin, Pierre T. Feghali, Dilipkumar M. Shah and Rajendra Ahuija]. – Gordon and Breach Science Publishers. – 2001. – 599 p.
5. Kulkarni S. V. Transformer Engineering. Design and Practice / S. V. Kulkarni, S. A. Khaparde. – Marcel Dekker, Inc., New York – Basel, 2004. – 477 p.
6. Turowski J. Obliczenia elektromagnetyczne elementow maszyn i urzadzen elektrycznych / J. Turowski. – Warszawa, 1982. – 316 s.
7. Іванков В. Ф. Розрахункова підсистема автоматизованого проектування трансформаторів і реакторів / В. Ф. Іванков, Ю. Н. Шафір // Праці Ін-ту електродинаміки НАН України. Збірник наукових праць. – К. : Ін-т електродинаміки НАН України. – 2008. – № 18. – С. 123–131.
8. ANSYS software: <http://www.ansys.com>.
9. Ionescu B. Multiphysics-based simulation reduces transformer size, cost and noise / Bogdan Ionescu // ANSYS Advantage. Vol. Y, Issue 3, 2011. – P. 30–33.
10. Іванков В. Ф. Математические модели электромагнитных полей в трансформаторах / В. Ф. Іванков, Л. П. Нижник // Математические проблемы энергетики: Сб. науч. тр./ АН УССР. Ин-т математики; Редкол. : Митропольский Ю.А. (отв. ред.) и др. – К. : Наук. Думка, 1988. – 168 с. – С. 50–60.
11. Іванков В. Ф. Расчет магнитной индукции, вихревых токов и потерь в немагнитной ярмовой балке силового трансформатора / В. Ф. Іванков, В. Л. Каналюк // Техническая электродинамика. – 1987. – № 6. – С. 34–40.
12. Іванков В. Ф. Расчет магнитного поля, потерь в баках трансформаторов и электрических реакторов / В. Ф. Іванков // Праці Ін-ту електродинаміки НАН України. Збірник наукових праць. – К. : Ін-т електродинаміки НАН України. – 2005. – № 1 (10). – С. 91–104.
13. Морозов Д. Н. Расчет общих и местных потерь в пластинах, принизываемых потоком рассеяния трансформатора или реактора / Д. Н. Морозов // Электричество. – 1967. – № 12. – С. 32–38.
14. Морозов Д. Н. Нагрев вставок стержневого реактора от потоков выпучивания / Д. Н. Морозов // Вопросы трансформаторостроения. Труды ВЭИ. – М. : Энергия, 1969. – Вып. 79. – С. 192–205.
15. Іванков В. Ф. Математические модели к расчету вихревых токов в элементах конструкции из немагнитной стали трансформаторов и электрических реакторов / В. Ф. Іванков // Праці Ін-ту електродинаміки НАН України. Электродинамика. – К. : Ін-т електродинаміки НАН України. – 2001. – С. 9–25.
16. Басова А. В. Розрахунок нагріву пресувальної пластини і крайнього пакету стрижня магнетної системи трансформатора / А. В. Басова, В. Ф. Іванков // Техн. електродинаміка. Тематичний випуск «Проблеми сучасної електротехніки». – К. : Ін-т електродинаміки НАН України. – 2010. – Ч. 1. – С. 157–162.
17. Воеводина Е. И. Расчет вихревых токов и потерь в немагнитных прессующих кольцах трансформаторов / Е. И. Воеводина, В. Ф. Іванков // Электротехника. – 1983. – № 10. – С. 38–39.
18. Іванков В. Ф. Расчет электромагнитных и тепловых параметров прессующего кольца трансформатора из немагнитной стали / В. Ф. Іванков // Технічна електродинаміка. – 2001. – № 4. – С. 56–59.
19. Кравченко А. Н. Электромагнитные расчеты в энергетике / А. Н. Кравченко, Л. П. Нижник. – К. : Техніка, 1977. – 184 с.
20. Furman Ya.I. Losses in tanks of lagre power transformers, caused by magnetic field and method of their reduction / [Ya.I. Furman, V.L. Bereza, V.F. Ivankov, L.P. Nizhnik]. International Conference on Lagre High Voltage Electric Systems (CIGRE.). Report 12–07. – 1988 Session (Paris, 28 th August – 3 rd September). – 1988.
21. Рапцун Н. В. Модели и методы расчета электромагнитного поля электрического реактора с проводящими экранами / [Н. В. Рапцун, А. К. Мовсесян, В. Ф. Іванков, Г. И. Калайда, А. А. Кобылецкий] // Генерирование, преобразование, потребление электроэнергии. – К. : Ин-т проблем энергосбережения АН УССР, 1989. – С. 86–92.
22. Басова А. В. Розрахунок температури в перерізі стрижнів магнетних систем трансформаторів та реакторів / А. В. Басова, В. Ф. Іванков // Техн. електродинаміка. – 2010. – № 5. – С. 52–60.
23. Ivankov V. F. Numerical simulation of losses and heating in the constructional elements of transformers of ferromagnetic steel / V. F. Ivankov, A. V. Basova, I. V. Khimjuk // Технічна електродинаміка. – 2014. – № 3. – С. 19–27.
24. Basova A. Numerical modeling of eddy currents and heating in nonmagnetic stell structural elements of powerful transformers and electric reactors / [A. Basova, V. Ivankov, S. Kokoshyn, I. Khimjuk, M. V. Myslovich] // Computational Problems of Electrical Engineering. Науково-технічний журнал «Обчислювальні проблеми електротехніки». Львів: Національний університет «Львівська політехніка». – 2011. – Vol. 1, № 1. – P. 5–7.
25. Basova A. V. Losses, heating in tank covers of transformers / A. V. Basova, V. F. Ivankov, I. V. Khimjuk // Технічна електродинаміка. – 2013. – № 4. – С. 74–80.
26. Effects of Geomagnetic Disturbances on the Bulk Power System // GMDTF Interim report: Norton American Electric Reliability Corporation, February 2012. – 137 p. : <http://www.nerc.com>.

27. Круковский П. Г. Методические подходы с CFD-моделированию тепловых режимов силовых масляных трансформаторов / [П. Г. Круковский, В. А. Яцевский, Л. Н. Конторович, В. Ф. Иванков, Д. Д. Юрченко] // Промышленная теплотехника. – 2008. – Т. 30, № 6. – С. 57–66.
28. Дульнев Г. Н. Теплообмен в радиоэлектронных устройствах / Г. Н. Дульнев. – М.-Л. : Госэнергоиздат, 1963. – 288 с.
29. Киш Л. Нагрев и охлаждение трансформаторов / Л. Киш // Пер. с венгерского М.А.Бики. Под ред. Г. Е. Тарле. – М. : Энергия, 1980. – 208 с. – (Трансформаторы. Вып. 36).
30. Исаченко В. П. Теплопередача / В. П. Исаченко, В. А. Осипова, А. С. Сухомел. – М. : Энергоиздат, 1981. – 416 с.
31. Богословский В. Н. Тепловой режим здания / В. Н. Богословский. – М. : Стройиздат, 1979. – 248 с.

*Статья поступила в редакцию 23.05.2014.
После доработки 20.12.2014.*

Иванков В. Ф.¹, Басова А. В.², Шульга Н. В.³

¹Канд. техн. наук, начальник лаборатории ПАТ «Запоріжтрансформатор», Україна,

²Провідний інженер-конструктор ПАТ «Запоріжтрансформатор», Україна

³Провідний інженер-конструктор ПАТ «Запоріжтрансформатор», Україна

ЕЛЕКТРОТЕПЛОВІ РОЗРАХУНКОВІ МОДЕЛІ ЕЛЕМЕНТІВ КОНСТРУКЦІЇ ТРАНСФОРМАТОРНОГО УСТАТКУВАННЯ

У роботі приведений огляд аналітико-емпіричних методів розрахунку втрат і нагрівів елементів конструкції силового трансформаторного устаткування з масляним охолодженням, вказані основні спрощуючі допущення. Представлені методичні підходи, розроблені практичні процедури і досвід уточнених чисельних досліджень із застосуванням системи скінчено-елементного аналізу ANSYS.

Ключові слова: трансформатори, елементи конструкції, електромагнітні та теплові розрахунки, ANSYS

Ivankov V.¹, Basova A.², Shulga N.³

¹PhD, chief of laboratory of PJSC «ZTR», Ukraine,

²Leading engineer-designer of PJSC «ZTR», Ukraine

³Leading engineer-designer of PJSC «ZTR», Ukraine

ELECTRIC-HEATINGS CALCULATION MODELS OF STRUCTURAL ELEMENTS OF TRANSFORMER EQUIPMENT

The work provides the review of analytical and empirical calculation methods for calculation of losses and heating of structural elements of oil-cooled power transformer equipment, and also specifies the basic simplifying assumptions. Methodical approaches, developed practical procedures and experience of specified computational investigations with application of finite element system ANSYS are presented.

Keywords: transformers, structural elements, electromagnetic and thermal calculations, ANSYS

REFERENCES

1. Hotter H. Nahrevanie i okhlazhdenie elektricheskikh mashin. Moskva-Leningrad, Hosenerhoizdat, 1961, 480 p.
2. Biki M. A. Proektirovanie silovykh transformatorov. Raschety osnovnykh parametrov, Moscow, «Znak», 2013, 612 p.
3. Leites L. V. Elektromagnitnye raschety transformatorov i reaktorov. Moscow, Enerhia, 1981, 392 p.
4. Robert M. Del Vecchio, Bertrand Poulin, Pierre T. Feghali, Dilipkumar M. Shah, Rajendra Ahuija. Transformer design principles: with application to core-form transformers, Gordon and Breach Science Publishers, 2001, 599 p.
5. Kulkarni S. V., Khaparde S. A. Transformer Engineering. Design and Practice, Marcel Dekker, Inc., New York-Basel, 2004, 477 p.
6. Turowski J. Obliczenia elektromagnetyczne elementow maszyn i urzadzen elektrycznych, Warszawa, 1982, 316 p.
7. Ivankov V. F., Shafir Yu. N. Rozrakhunkova pidsistema avtomatizovanoho proektuvannya transformatoriv i reaktoriv, *Pratsi In-tu elektrodinamiki NAN Ukraini. Zbirnik naukovikh prats.* Kiev, In-t elektrodinamiki NAN Ukraini, 2008, No 18, pp. 123–131.
8. ANSYS software: <http://www.ansys.com>.
9. Ionescu B. Multiphysics-based simulation reduces transformer size, cost and noise, ANSYS Advantage, Vol. Y, Issue 3, 2011, pp. 30–33.
10. Ivankov V. F., Nizhnik L. P. Matematicheskie modeli elektromagnitnykh polei v transformatorakh, Matematicheskie problemy enerhetiki: Sb. nauch. tr., AN USSR. In-t matematiki; Redkol, Mitropolskii Yu. A. (otv. red.) i dr. Kiev, Nauk. Dumka, 1988, pp. 50–60.
11. Ivankov V. F., Kanaliuk V. L. Raschet mahnitnoi induksii, vikhrevykh tokov i poter v nemahnitnoi iarmovoi balke silovoho transformatora, *Tekhnicheskaiia elektrodinamika*, 1987, No. 6, pp. 34–40.
12. Ivankov V. F. Raschet mahnitnoho polia, poter v bakakh transformatorov i elektricheskikh reaktorov, *Pratsi In-tu elektrodinamiki NAN Ukraini. Zbirnik naukovikh prats*, K, In-t elektrodinamiki NAN Ukraini, 2005, No 1(10), pp. 91–104.
13. Morozov D. N. Raschet obshchikh i mestnykh poter v plastinakh, prinizyvaemykh potokom rasseianiia transformatora ili reaktora, *Elektrichestvo*, 1967, No. 12, pp. 32–38.

14. Morozov D. N. Nahrev vstavok sterzhnevoho reaktora ot potokov, Voprosy transformatorostroeniia. Trudy VEl. Moscow, Enerhiia, 1969. Vyp. 79, pp. 192–205.
15. Ivankov V. F. Matematicheskie modeli k raschetu vikhrevykh tokov v elementakh konstruktsii iz nemahnitnoi stali transformatorov i elektricheskikh reaktorov, *Pratsi In-tu elektrodinamiki NAN Ukraini. Elektrodinamika*. Kiev, In-t elektrodinamiki NAN Ukraini, 2001, pp. 9–25.
16. Basova A. V., Ivankov V. F. Rozrakhunok nahrivu presuvalnoi plastini i krainoho paketu strizhnna mahnetnoi sistemi transformatora, *Tekhn. elektrodinamika. Tematichnii vipusk «Problemi suchasnoi elektrotekhniki»*. Kiev, In-t elektrodinamiki NAN Ukraini, 2010, Ch. 1, pp. 157–162.
17. Voevodina E. I. Ivankov V. F. Raschet vikhrevykh tokov i poter v nemahnitnykh pressuiushchikh koltsakh transformatorov, 1983, No. 10, pp. 38–39.
18. Ivankov V. F. Raschet elektromahnitnykh i teplovykh parametrov pressuiushcheho koltsa transformatora iz nemahnitnoi stali, *Tekhnichna elektrodinamika*, 2001, No. 4, pp. 56–59.
19. Kravchenko A. N., Nizhnik L. P. Elektromahnitnye raschety v enerhetike. Kiev, Tekhnika, 1977, 184 p.
20. Furman Ya. I., Bereza V. L., Ivankov V. F., Nizhnik L. P. Losses in tanks of lagre power transformers, caused by magnetic field and method of their reduction, International Conference on Lagre High Voltage Electric Systems (CIGRE)., Report 12–07–1988 Session (Paris, 28 th August–3 rd September), 1988.
21. Raptun N. V., Movsesian A. K., Ivankov V. F., Kalaida H. I., Kobyletskii A. A. Modeli i metody rascheta elektromahnitnoho polia elektricheskoho reaktora s provodiashchimi ekranami, *Henerirovanie, preobrazovanie, potreblenie elektroenerhii*. Kiev, In-t problem enerhosberezheniia AN USSR, 1989, pp. 86–92.
22. Basova A. V., Ivankov V. F. Rozrakhunok temperaturi v pererizi strizhniv mahnetnikh sistem transformatoriv ta reaktoriv, *Tekhn. Elektrodinamika*, 2010, No 5, pp. 52–60.
23. Ivankov V. F., Basova A. V., Khimjuk I. V. Numerical simulation of losses and heating in the constructional elements of transformers of ferromagnetic steel, *Tekhnichna elektrodinamika*, 2014, No. 3, pp. 19–27.
24. Basova A., Ivankov V., Kokoshyn S., Khimjuk I., Myslovich M. V. Numerical modeling of eddy currents and heating in nonmagnetic stell structural elements of powerful transformers and electric reactors, *Computational Problems of Electrical Engineering, Naukovo-tekhnichnii zhurnal «Obchisliuvalni problemi elektrotekhniki»*. Lviv, Natsionalnii universitet «Lvivska politekhnika», 2011, Vol. 1, No. 1, pp. 5–7.
25. Basova A. V., Ivankov V. F., Khimjuk I. V. Losses, heating in tank covers of transformers, *Tekhnichna elektrodinamika*, 2013, No. 4, pp. 74–80.
26. Effects of Geomagnetic Disturbances on the Bulk Power System, GMDTF Interim report: Norton American Electric Reliability Corporation, February 2012, P 137, <http://www.nerc.com>.
27. Krukovskii P. H., Yatsevskii V. A., Kontorovich L. N., Ivankov V. F., Yurchenko D. D. Metodicheskie podkhody s CFD-modelirovaniu teplovykh rezhimov silovykh maslianykh transformatorov, *Promyshlennaia teplotekhnika*, 2008, Vol. 30, No. 6, pp. 57–66.
28. Dulnev H.N. Teploobmen v radioelektronnykh ustroistvakh. Moskva-Leningrad, Hosenerhoizdat, 1963, 288 p.
29. Kish L. Nahrev i okhlazhdenie transformatorov, Per. s venherskoho M. A. Biki. Pod red. H.E. Tarle, Moscow, Enerhiia, 1980, 208 p.
30. Isachenko V. P., Osipova V. A., Sukhomel A. S. Teploperedacha. Moscow, Enerhoizdat, 1981, 416 p.
31. Bohoslovskii V. N. Teplovoi rezhim zdaniia. Moscow, Stroizdat, 1979, 248 p.

¹Канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри «Електромеханічні системи автоматизації», Донбаска державна машинобудівна академія, Україна, E-mail: zadorozhnyaya_in@ukr.net

²Канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри «Електромеханічні системи автоматизації», Донбаска державна машинобудівна академія, Україна

АНАЛІЗ СВОЙСТВ СИСТЕМ АВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ ДВУХМАССОВЫМ ЭЛЕКТРОПРИВОДОМ ПРИ СИНТЕЗЕ ПАРАМЕТРОВ НА ОСНОВЕ СТАНДАРТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИЧЕСКИХ ПОЛИНОМОВ

Рассмотрена задача синтеза систем автоматического управления электроприводами с упругими связями. Показано, что упругая двухмассовая электромеханическая система может быть описана характеристическим полиномом, коэффициенты которого для реализации «инерционного» демпфирования должны обязательно учитывать вариацию параметров механической подсистемы.

Ключевые слова: электропривод, упругие связи, синтез систем, автоматическое управление, стандартный характеристический полином, демпфирование, электромеханическая связь.

ВВЕДЕНИЕ

Основной задачей проектирования автоматизированных электроприводов технологических машин является точное воспроизведение заданных законов движения исполнительных органов и ограничение динамических нагрузок [1].

Практическая реализация высоких динамических показателей регулируемых электроприводов нового поколения по точности, диапазону регулирования, быстродействию требует учета специфических свойств управляемых преобразователей, структурных и параметрических отклонений, взаимосвязи и взаимовлияния процессов в электромагнитной и упругой механической подсистеме.

Упругие механические звенья передач способствуют возбуждению колебаний в электромеханической системе привода, что отрицательно влияет на качество выполнения технологических операций, ускоряет износ и разрушение узлов механических передач, дополнительно нагружаются управляемые преобразователи и электродвигатели, нарушаются расчетные динамические режимы функционирования систем автоматического регулирования [2].

Динамические процессы взаимодействия электромагнитной и упругой механической подсистем электропривода в полной мере выявляются при представлении механической части электропривода двухмассовой расчетной схемой [1]. Двухмассовая расчетная схема с упругим звеном характеризуется параметрами:

– частота свободных колебаний

$$\Omega_{12} = \sqrt{C_{12}(J_1 + J_2)/J_1J_2};$$

– коэффициент соотношения инерционных масс двигателя и механизма

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

Отмеченные негативные факторы в системах подчиненного регулирования последовательной коррекции и системах регулирования параллельной коррекции параметров электроприводов с упругими механическими звеньями использование типовых критериев настройки регуляторов при сильной электромеханической связи [1, 2] на «модульный», «линейный» и «симметричный» оптимумы не представляется возможным [3].

Обзор и обобщение результатов опубликованных за последнее десятилетие научно-исследовательских работ по методам синтеза систем управления электроприводов показывает, что они интенсивно развиваются, и совершенствование динамических качеств двухмассовых электромеханических систем (ЭМС) осуществляется по двум направлениям:

– синтез ЭМС с целью минимизации реакции электропривода на действие колебаний упругого момента как внешнего (гармонического) возмущения по нагрузке на валу электродвигателя;

– решение задач синтеза ЭМС минимальной колебательности при использовании эффектов взаимодействия колебаний упругой механической (МП) и электромагнитной подсистем (ЭП).

В настоящее время по указанным направлениям синтез систем автоматического регулирования электроприводов постоянного и переменного тока сложных структур производится на основании общих принципов формирования переходных характеристик. При инженерных оценках оптимальности переходных процессов в теории автоматического управления существует метод стандартных форм характеристических полиномов (СХП) [4]. Переходный процесс для систем с передаточными функциями, не имеющими нулей, будет иметь заранее заданную (желаемую, стандартную) форму, определяемую стандартными коэффициентами характеристического

полинома, которые диктуются распределением корней. Метод СХП прост, вычислительные процедуры легко алгоритмируются при применении ЭВМ, но требует при синтезе принимать во внимание некоторые особенности [5], оказывающие влияние на свойства двухмассовых электроприводов.

Рекомендации, оценки и приемы оптимизации рассмотрим на примере структурной схемы двухмассовой системы (рис. 1) для нормированной формы относительных единиц и общепринятых обозначений. При анализе принимаем допущения [2], известные для МП, что деформация механических звеньев линейна, зазор не замыкается, и контур регулирования тока аппроксимируется инерционным звеном с передаточной функцией

$$W_{KT}(p) = \frac{1}{T_T p + 1}.$$

Для структур систем электроприводов с упругими звеньями механических передач решение задач синтеза методом СХП соответствует направлению работ по минимизации реакции электропривода на действие колебаний упругого момента в виде внешнего (гармонического) возмущения по нагрузке на валу электродвигателя.

Система автоматического управления выполняет роль фильтра, а в электроприводе с линейной механической характеристикой при упругих колебаниях проявляется эффект аналогичный введению в систему вязкого трения [1]. Выбор параметров электромеханических систем (в том числе и регуляторов) осуществляют формально как систем соответствующего порядка, который выявляется в результате преобразований, дополненных содержанием в электроприводе упругих звеньев [6]. Естественно, что синтез на основании стандартных форм характеристических полиномов задает динамические свойства электропривода как единого целого. И, конечно, известные (стандартные) распределения корней в задачах синтеза электромеханических систем [4], как отмечено в работе [7], принимают, а не выбирают, что в большинстве случаев не обеспечивает процессов в составных (отдельных) подсистемах электромеханических систем

требуемого качества. Следует добавить, что принятое распределение корней по тем или иным соображениям при синтезе не связано с физическими свойствами упругого объекта, исключаются при этом специфические (особые) эффекты процессов взаимодействия подсистем и характер влияния на процессы вида связи подсистем.

В связи с изложенным при использовании несомненных преимуществ метода СХП возникает практическая задача учета особенностей процедуры синтеза параметров двухмассовых электромеханических систем при реализации свойств собственно электропривода как динамического гасителя колебаний. Выявление дополнительных возможностей при минимизации колебательности позволяют спроектировать демпфированную систему с высоким качеством процессов регулирования.

Цель исследования. Анализ влияния взаимосвязи обобщенных параметров электромагнитной и механической подсистем при выборе коэффициентов стандартных характеристических полиномов в задачах синтеза систем автоматического управления двухмассовых электроприводов.

Материалы исследования. Синтез параметров системы автоматического регулирования для критерия минимума колебательности выполняется на основе характеристического полинома электромеханической системы с передаточными функциями по основным координатам [8]

$$W_1(p) = \frac{\omega_2(p)}{\omega_0(p)} = \frac{K_R}{Q(p)}; W_2(p) = \frac{m(p)}{m_c(p)} = \frac{K_R}{Q(p)},$$

где $Q(p)$ – характеристический полином в канонической форме следующего вида

$$Q(p) = \frac{\gamma T_{M1} T_T}{\Omega_{12}^2} p^4 + \frac{\gamma T_{M1}}{\Omega_{12}^2} p^3 + \gamma \left(T_{M1} T_T + \frac{K_R}{\Omega_{12}^2} \right) p^2 + \gamma T_{M1} p + K_R. \quad (1)$$

где K_R – коэффициент усиления пропорционального регулятора скорости.

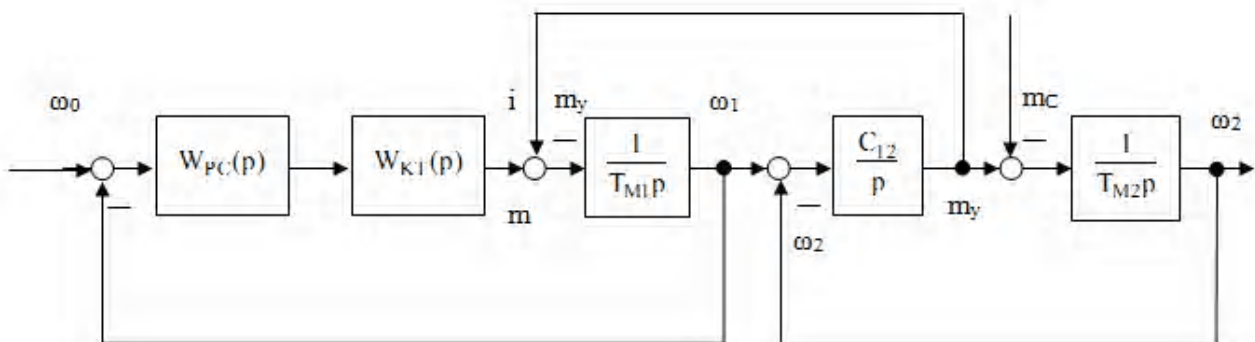


Рисунок 1 – Структурная схема системы автоматического регулирования двухмассового электропривода

Характеристический полином (1) приводится нормированием через среднегеометрический корень Ω_0 к виду

$$Q(p) = p^4 + \frac{1}{T_T} p^3 + \left(\Omega_{12}^2 + \frac{K_R}{T_{M1}T_T} \right) p^2 + \frac{\Omega_{12}^2}{T_T} p + \frac{K_R \Omega_{12}^2}{\gamma T_{M1}T_T}. \quad (2)$$

Распределение корней соответствующих стандартных форм в литературных источниках, например [7], представляется как

$$Q(p) = p^4 + A_1 \Omega_0 p^3 + A_2 \Omega_0^2 p^2 + A_3 \Omega_0^3 p + A_4 \Omega_0^4. \quad (3)$$

где A_1, A_2, A_3, A_4 - коэффициенты, определяющие форму переходной характеристики; Ω_0 - среднегеометрический корень - своеобразный масштаб времени переходных процессов (мера быстродействия).

Для распределения корней соответствующей стандартной формы полинома записывается система алгебраических уравнений, составленная на основании равенства коэффициентов при соответствующих степенях оператора «р» приведенного полинома (2) и стандартной формы полинома (3)

$$\begin{cases} \frac{1}{T_T} = A_1 \Omega_0; \\ \Omega_{12}^2 + \frac{K_R}{T_{M1}T_T} = A_2 \Omega_0^2; \\ \frac{\Omega_{12}^2}{T_T} = A_3 \Omega_0^3; \\ \frac{\Omega_{12}^2 K_R}{\gamma T_{M1}T_T} = A_4 \Omega_0^4. \end{cases} \quad (4)$$

Совместность системы алгебраических уравнений (4) для заданного коэффициентами A_i распределения корней достигается только при определенном значении коэффициента соотношения инерционных масс

$$\gamma = \frac{(A_1 A_2 - A_3) A_3}{A_1 A_4}. \quad (5)$$

Возможное быстродействие системы автоматического регулирования определяется среднегеометрическим корнем по зависимости

$$\Omega_0 = \sqrt{\frac{A_1}{A_3}} \Omega_{12}. \quad (6)$$

Из анализа (5), (6) можно сделать заключение, что для каждого стандартного характеристического полинома, определяемого коэффициентами A_1, A_2, A_3, A_4 , существует строго определенное значение γ , а быстродействие электропривода зависит от частоты свободных колебаний Ω_{12} . О невозможности произвольного - свободно выбора Ω_0 отмечается авторами [9] при реализации упрощенной процедуры синтеза регулятора системы управления двухмассовым электроприводом. В таблице 1 в качестве примера для стандартных форм характеристических полиномов ЭМС с минимизацией колебательности и с $A_4 = 1,0$ приводятся расчетные значения γ и Ω_0 .

Из (5), (6) также ясно, что при практической реализации метода СХП в рамках рассматриваемой системы для достижения минимальной колебательности и заданного быстродействия требуется варьировать и параметры механической подсистемы γ и Ω_{12} .

Полученные аналитически из соотношений (4) и (6) условия выбора среднегеометрического корня Ω_0 близкое к частоте свободных колебаний Ω_{12} физически означает, что энергия упругих колебаний МП целиком (полностью) извлекается электромагнитной подсистемой [3], а для распределения корней № 7 таблицы 1 силы упругой связи компенсируются силами инерционной связи [8].

Параметры настройки регуляторов, которые обеспечивают желаемое распределение корней характеристического полинома ЭМС определяется следующими зависимостями:

$$T_T = \frac{1}{A_1 \Omega_0}, \quad (7)$$

$$K_R = \frac{\gamma T_{M1} \Omega_0}{A_3} A_4. \quad (8)$$

Таблица 1 – Варианты распределения корней

№	Варианты распределения корней	A_1	A_2	A_3	Параметры	
					γ	Ω_0
1	Биномиальное	4	6	4	5	Ω_{12}
2	Псевдополином Бесселя	3,26	4,56	3,26	3,56	Ω_{12}
3	Кратные комплексно-сопряженные корни ($\zeta = 0,75$)	3	4,25	3	3,25	Ω_{12}
4	Оптимум по модулю ($\zeta = 2\sqrt{2}$)	$2\sqrt{2}$	4	$2\sqrt{2}$	3,0	Ω_{12}
5	Распределение по Баттерворту	2,613	3,414	2,613	2,414	Ω_{12}
6	Равные проекции на мнимую ось ($\zeta = 1/2$)	2	3	2	2	Ω_{12}
7	Компенсация упругой связи	$2\sqrt{\gamma-1}$	$\gamma+1$	$2\sqrt{\gamma-1}$	$\gamma > 1,0$ $\gamma < 5,0$	Ω_{12}

* коэффициент $A_4 = 1,0$

Как следует из (7) в контуре формирования электромагнитного момента постоянная интегрирования T_T определяется коэффициентом A_1 и величиной среднегеометрического корня, который зависит от частоты свободных колебаний Ω_{12} (6). Постоянная времени форсирования T_2 пропорционально-интегрального регулятора тока (момента) принимается равной электромагнитной постоянной времени T_3 силовой цепи

$$T_2 = T_3. \quad (9)$$

Коэффициент усиления пропорционального регулятора скорости K_R (8) зависит от соотношения коэффициентов A_4, A_3 и оптимален (в смысле желаемых переходных характеристик) только для соответствующего распределению корней, коэффициента соотношения инерционных масс γ (5) и среднегеометрического корня Ω_0 (6).

ВЫВОДЫ

Анализ условий совместности системы уравнений (5), (6) расчетных формул параметров (7), (8) имеют простую математическую интерпретацию, но выводы, которые следуют из условий и формул, не являются тривиальными.

Во-первых, при решении задач синтеза систем автоматического управления электроприводов с подавлением упругих механических колебаний величину среднегеометрического корня Ω_0 следует выбирать в зависимости от коэффициентов соответствующей стандартной формы и частоты упругих колебаний (6).

Во-вторых, при физически имеющейся в ЭМС инерционной связи оптимальный процесс с желаемым распределением корней реализуется при определенном значении коэффициента соотношения инерционных масс γ . Коэффициенты выбранной при оптимизации ЭМС стандартной формы распределения корней предопределяют величину γ значением (5), а быстродействие, определяемое среднегеометрическим корнем (6), нельзя задавать произвольно.

В-третьих, параметры ЭП и МП для расчета регуляторов системы автоматического управления (7), (8) находятся во взаимосвязи. Действительно, если определить демпфирующие возможности отдельной электромагнитной подсистемы

$$\xi_D = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{T_{M1}}{K_R T_T}} = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{A_1 A_3}{\gamma A_4}}, \quad (10)$$

то видно, что эта связь с коэффициентами полинома инерционная, ξ_D зависит от γ и коэффициентов A_1, A_3, A_4 . Это соответствует и физическому представлению о демпфирующих свойствах электромеханической связи [5].

Следует также обратить внимание при синтезе по методу стандартных характеристических полиномов, что в ЭМС с областью значений коэффициентов соотношения инерционных масс $2 < \gamma < 5$ (таблица 1) значительно

эффективнее реализовать «инерционным» демпфированием (распределение корней № 7 таблицы 1) [10].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ключев В. И. Ограничение динамических нагрузок электро-привода / В. И. Ключев. – М. : Энергия, 1971. – 320 с.
2. Борцов Ю. А. Автоматизированный электропривод с упругими связями / Ю. А. Борцов, Г. Г. Соколовский – 2-е изд., перераб. и доп. – СПб. : Энергоатомиздат, 1992. – 288 с.
3. Задорожний Н. А. Анализ электромеханического демпфирующего действия в электро-приводах с вязким трением и упругим механическим звеном / Н. А. Задорожний, В. Д. Земляков, А. Г. Ровенский // Электричество. – 1985. – №5. – С. 60–63.
4. Кузовков Н. Т. Модальное управление и наблюдающие устройства / Кузовков Н. Т. – М. : Машиностроение, 1976. – 184 с.
5. Задорожний Н. А. Оптимизация процессов преобразования энергии электромеханического взаимодействия в электроприводах с упругими связями / Н. А. Задорожний, И. Н. Задорожня // Тематический выпуск «Проблемы автоматизированного электропривода. Теория и практика» научно-технического журнала «Электро-информ». – Львов : Экоинформ, 2009. – С. 80–81.
6. Бургин Б. Ш. Анализ и синтез двухмассовых электромеханических систем: монография / Бургин Б. Ш. – Новосибирск : НЭТИ, 1992. – 199 с.
7. Осичев А. В. Стандартные распределения корней в задачах синтеза в электроприводе / Осичев А. В., Когляров В. О., Марков В. С. // Проблемы автоматизированного электропривода. Теория и практика: Труды конференции. – Харьков : Основа, 1997. – С. 104–109.
8. Задорожний Н. А. Анализ и синтез электромеханических систем управления приводом машин с упругими механическими связями : учебное пособие / Задорожний Н. А., Задорожня И. Н. – Краматорск : ДГМА, 2010. – 192 с.
9. Акимов Л. В. Синтез статического регулятора скорости двухмассового электропривода переменного тока ТРН-АД с нелинейной нагрузкой / Л. В. Акимов, Пирожок А. В. // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут». – Харків : НТУ «ХП», 2002. – Вип. 12, Т.1. – С. 124–129.
10. Задорожня И. Н. Анализ условий предельной степени демпфирования колебаний в электромеханической системе с упругими связями / И. Н. Задорожня, Н. А. Задорожний // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут». – Харків : НТУ «ХП», 2010. – Вип. 28. – С. 210–213.

Статья поступила в редакцию 17.12.2014.
После доработки 22.12.2014.

Задорожня І. М.¹, Задорожній М. О.²

¹Канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри «Електромеханічні системи автоматизації», Донбаська державна машинобудівна академія, Україна

²Канд. техн. наук, доцент, доцент кафедри «Електромеханічні системи автоматизації», Донбаська державна машинобудівна академія, Україна

АНАЛІЗ ВЛАСТИВОСТЕЙ СИСТЕМ АВТОМАТИЧНОГО КЕРУВАННЯ ДВОХМАСОВИМ ЕЛЕКТРОПРИВОДОМ ПРИ СИНТЕЗІ ПАРАМЕТРІВ НА ОСНОВІ СТАНДАРТНИХ ХАРАКТЕРИСТИЧНИХ ПОЛІНОМІВ

Розглянуто задачу синтезу систем автоматичного управління електроприводами з пружними зв'язками. Авторами вирішується актуальна практичне завдання врахування особливостей процедури синтезу параметрів двомасових електромеханічних систем при реалізації властивостей власне електроприводу як динамічного гасителя коливань. Показано, що при максимальному взаємодії пружна двомасова електромеханічна система буде описана характеристичним поліномом, коефіцієнти якого для реалізації «інерційного» демпфірування повинні обов'язково враховувати варіацію параметрів механічної підсистеми

Ключові слова: електропривод, пружні зв'язки, синтез систем, автоматичне управління, метод стандартних характеристичних поліномів, демпфірування, електромеханічна зв'язок.

Zadorozhnyaya I. I., Zadorozhniy N. O.

¹PhD, Associate Professor, Associate professor of «Electromechanical automation system» Donbas State Machine-building Academy, Ukraine

²PhD, Associate Professor, Associate professor of «Electromechanical automation system» Donbas State Machine-building Academy, Ukraine

ANALYSIS OF FEATURES OF AUTOMATIC CONTROL DUAL MASS ELECTRIC PARAMETERS IN THE SYNTHESIS BASED ON STANDARD CHARACTERISTIC POLYNOMIAL

The article considers the problem of synthesis of automatic control systems for electrical drives with elastic constraints. Analytical dependences, confirming that the optimal transition process to the desired root distribution is realized in electromechanical drive system only at a specific value of the distribution coefficient of inertial mass z , while the speed can not be arbitrarily set.

It is shown that under the maximum interaction the elastic two-mass electromechanical system is described by the characteristic polynomial and its coefficients for the implementation of the «inertia» of damping must necessarily take into account the variation of the mechanical subsystem parameters.

Keywords: electrical drive, elastic connection, the synthesis of systems, automatic control, the standard method of characteristic polynomials, damping electromechanical coupling.

REFERENCES

1. Klyuchev V. I. Ogranichenie dinamicheskikh nagruzok elektroprivoda, Moscow, Russian Federation, Energiya, 320 p.
2. Bortsov, Yu. A., Sokolovskiy G. G. Tiristornyie sistemyi elektroprivoda s uprugimi svyazyami, Sankt-Peterburg, Energiya, 1979, 160 p.
3. Zadorozhniy N. A., Zemlyakov V. D., Rovenskiy A. G. Analiz elektromehaničeskogo dempfiroyuscheho deystviya v elektroprivodah s vyzkim treniem i uprugim mehaničeskim zvenom, *Elektrichestvo*, 1985, No. 5, pp. 60–63.
4. Kuzovkov N. T. Modalnoe upravlenie i nablyudayushie ustroystva. Moscow, Mashinostroenie, 1976, 184 p.
5. Zadorozhnyaya I. N. Sintez parametrov elektromehaničeskoy sistemyi glavnoy linii kletey nepreryivnykh prokatnykh stanov s minimalnyimi dinamicheskimi nagruzkami, *Zbirnik naukovih prats Dniprodzerzhinskogo derzhavnogo tehničnogo universitetu*. Dniprodzerzhinsk, DGTU, 2007, pp. 226–229.
6. Burgin B. Sh. Analiz i sintez dvuhmassovyih elektromehaničeskikh sistem: monografiya. Novosibirsk, NETI, 1992, 199 p.
7. Osichev A. V., Kotlyarov V. O., Markov V. S. Standartnyie raspredeleniya korney v zadachah sinteza v elektroprivode, *Problemyi avtomatizirovannogo elektroprivoda. Teoriya i praktika*. Harkov, Osnova, 1997, pp. 104–109.
8. Zadorozhniy N. A., Zadorozhnyaya I. N. Analiz i sintez elektromehaničeskikh sistem upravleniya privodom mashin s uprugimi mehaničeskimi svyazyami: uchebnoe posobie. Kramatorsk, DGMA, 2010, 192 p.
9. Akimov L. V., Pirozhok A. V. Sintez statičeskogo regulyatora skorosti dvuhmassovogo elektroprivoda peremennogo toka TRN-AD s nelineynoy nagruzkoj, *Visnik Natsionalnogo tehničnogo unIversitetu «Harkivskiy polltehnIchniy Institut»*. Harkiv, NTU, «HPI», 2002.
10. Zadorozhnyaya I. N., Zadorozhniy N. A. Analiz usloviy predelnoy stepeni dempfirovaniya kolebaniy v elektromehaničeskoy sisteme s uprugimi svyazyami, *Visnik Natsionalnogo tehničnogo universitetu «Harkivskiy polltehnIchniy Institut»*. Harkiv, NTU «HPI», 2010, Vip. 28, pp. 210–213.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ В ТРАНСФОРМАТОРАХ НА ОСНОВЕ МАГНИТОЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СХЕМ ЗАМЕЩЕНИЯ

Разработана и реализована в программном комплексе Solo математическая модель автоматизированного формирования и численного расчета дифференциально-алгебраической системы уравнений, описывающих переходные процессы в электромагнитных устройствах со сложной нагрузкой на основе нелинейных магнитоэлектрических схем замещения произвольной сложности. В моделях магнитопроводов предложено использовать магнитные конденсаторы с дифференциальной емкостью.

Ключевые слова: магнитоэлектрическая схема замещения, граф цепи, магнитные токи, магнитные конденсаторы.

Переходные электромагнитные процессы в электротехнических системах, приводящие к броскам тока при коммутациях, представляют значительную опасность для силовых трансформаторов, а также влияют на надежность релейной защиты, поэтому исследование этих процессов актуально. В последнее время возрастает научный интерес к компьютерным расчетам переходных электромагнитных процессов в многообразных составных частях электротехнических систем, содержащих силовые трансформаторы, реакторы и другие устройства. Применение современного компьютерного исследования электромагнитных процессов позволяет существенно сократить финансовые затраты и время на дорогостоящее физическое моделирование и решать те задачи, которые, ввиду сложности оборудования, недоступны при аналитическом исследовании. При этом появляется возможность исследования электромагнитных процессов в отдельных элементах магнитных и электрических частей объектов электротехнической системы с учетом их реальных конструктивных особенностей и взаимодействия объектов в этой системе.

Расчет динамических электромагнитных полей в трансформаторах, включенных в сложные электрические системы, пока не представляется возможным. Поэтому задачу моделирования переходных электромагнитных полей, взаимодействующих со сложной электрической системой, часто сводят к задаче моделирования электромагнитных процессов в электрических и магнитных цепях, которые взаимодействуют между собой. Моделирование электрических и магнитных цепей с сосредоточенными параметрами требует существенно меньших ресурсов компьютера, чем моделирование полей. Объединенная магнитная и электрическая цепи составляют так называемую магнитоэлектрическую схему замещения (МЭСЗ), которая моделируется как единая цепь.

Сегодня «де факто» в расчетах электромагнитных процессов в электрических цепях лидерами являются программы ЕМТР/АТР, разработанные Г. Доммелем [1].

В работах [2–3] рассмотрено моделирование электромагнитных процессов в трансформаторах на основе МЭСЗ. Для каждого случая формировалась МЭСЗ, для которой «вручную» составлялась система уравнений состояния и соответствующая компьютерная программа. Для трехфазного трансформатора система уравнений состояния содержит до 45 уравнений, что представляет трудность использования такого подхода. Поэтому для моделирования электромагнитных процессов в трансформаторах и реакторах на основе МЭСЗ стали использовать существующие программные пакеты моделирования электрических и электронных цепей. Наиболее известными из них является NAF [4], Spice-подобные системы [5], Simulink [6]. Математические модели, положенные в основу этих программных комплексов, не в полной мере отвечают современным требованиям моделирования на основе МЭСЗ. В одних пакетах отсутствует универсальность моделирования переходных процессов в электромагнитных устройствах со сложной нагрузкой на основе нелинейных МЭСЗ. В других пакетах существует лимит индуктивных и емкостных элементов. Наличие нескольких управляемых источников, взаимовлияющих друг на друга, что характерно для МЭСЗ, приводит к появлению так называемых «алгебраических петель», существенно снижающих сходимость вычислительного процесса или вообще прерывающих вычислительный процесс.

Усложнение конструкций трансформаторов, реакторов и электрических схем, в которые они включаются, большая детализация конструктивных особенностей в моделях данных изделий, учет нелинейности и возросшие требования к точности расчетов привели к появлению научной проблемы моделирования переходных электромагнитных процессов в электромагнитных устройствах со сложной нелинейной нагрузкой.

Цель работы. На основе нелинейных магнитоэлектрических схем замещения создание новой высокоэффективной (по сложности цепи, устойчивости решения, точ-

ности и скорости расчета) математической модели, являющейся базой для разработки новых специализированных программных комплексов компьютерного моделирования.

Эти комплексы должны обеспечивать моделирование магнитоэлектрических цепей, содержащих более 300 элементов (некоторые инженеры желают удвоения этого числа), иметь повышенную скорость расчетов по сравнению с существующими программными комплексами и давать устойчивое решение с меньшей погрешностью.

Математическая модель должна быть такой, чтобы в результате расчета могли быть получены зависимости от времени токов (магнитных потоков) и напряжений всех элементов цепи произвольной конфигурации.

Большинство универсальных программ моделирования электромагнитных процессов в цепях основаны на методе узловых потенциалов, методе контурных токов либо на методе переменных состояния с использованием уравнений, основанных на законах Кирхгофа [7–8]. Метод узловых потенциалов предполагает составление системы уравнений, число которых равно числу узлов, но система узловых уравнений должна быть дополнена уравнениями вычисления токов и магнитных потоков, которые управляют управляемыми источниками ЭДС. В результате система уравнений имеет такой же порядок, как и система уравнений, составленных по законам Кирхгофа. Таким образом, методы узловых потенциалов не имеет существенных преимуществ перед методом, основанным на законах Кирхгофа для расчетов процессов в МЭСЗ. Учитывая это, принято решение в основу разрабатываемой математической модели, которая предназначена для реализации в виде программного комплекса Solo, положить метод переменных состояния с применением уравнений токов и напряжений Кирхгофа, полученных топологическими методами. При этом достигается единообразие для автоматизированного составления уравнений состояния магнитоэлектрических схем замещения. Также достигается удобство применения управляемых источников напряжения и тока, которые широко используются в магнитоэлектрических схемах замещения при описании взаимодействия электрических токов и магнитных потоков.

Для ввода исходной информации предусмотрена процедура, которая начинается с составления и вычерчивания магнитоэлектрической схемы замещения электромагнитного устройства, а также с нумерации ветвей и проставление стрелок положительного направления токов (магнитных потоков). Далее выполняется нумерация узлов аналогично нумерации ветвей. Каждая ветвь состоит из одного элемента. Исключение составляют независимые и управляемые источники ЭДС, включенные последовательно. Такие источники воспринимаются как одна ветвь. Аналогично, как одна ветвь, могут восприниматься независимые и управляемые источники тока, включенные параллельно.

Входные данные задаются в отдельном файле. Массив, в который заносится топология цепи и основные

параметры элементов, именуется Param. Этот массив формируется по следующим правилам:

– каждая ветвь описывается отдельной строкой массива Param. Количество строк массива равно количеству ветвей b схемы.

– каждая строка содержит шесть числовых параметров: номер ветви на схеме, номер узла начала данной ветви, номер узла окончания данной ветви, тип ветви, значение параметра ветви, начальное значение (для переменной состояния). В математической модели, положенной в основу программы Solo, предусмотрены следующие возможные типы ветвей, имеющие свое обозначение: R, L, C – ветви с резистивным, индуктивным или емкостным элементом; E, J – независимый или управляемый источник ЭДС или источник тока; Cm – магнитный конденсатор, для особой «дифференциальной» магнитной ветви; RT – ветвь с линейным резистивным элементом, изменяющим свое сопротивление скачком в заданный момент времени (используется для моделирования коротких замыканий или обрывов ветвей).

Независимые и управляемые источники ЭДС и тока описываются отдельными массивами.

Для упрощения предварительного рассуждения предположим, что исследуемая цепь линейна, а в качестве пассивных элементов рассмотрим только элементы типа L, R и C . В дальнейшем это ограничение будет снято. Согласно методу переменных состояния все переменные цепи могут быть однозначно выражены через переменные состояния: токи индуктивных элементов и напряжения емкостных элементов. Чтобы уравнения состояния, составленные по законам Кирхгофа, были дифференциальными уравнениями первого порядка необходимо, чтобы каждое главное сечение содержало одно ребро дерева цепи с конденсатором, а каждый главный контур – одну хорду с индуктивным элементом.

Для автоматического составления независимой системы уравнений по законам Кирхгофа предварительно составляется граф G цепи как совокупность всех узлов цепи, ее ветвей и порядка соединения ветвей [7]. Для графа G составляется остов графа, который представляет собой дерево, содержащее все узлы цепи и не содержащее ни одного замкнутого контура [8]. Дерево цепи необходимо для выявления главных контуров цепи.

При выборе нормального (правильного) дерева целесообразно [7–8], чтобы в него были включены все источники напряжения, минимальное количество индуктивных и большинство емкостных элементов. Это значит, что элементы нормального дерева цепи должны использовать следующий приоритет типа ветвей: E, C, R, L . Все источники тока и большинство индуктивных элементов должны войти в кодереву [7–8]. Кодерево графа G является подграфом графа G , содержащим вершины и только те ребра, которые не попали в дерево – хорды (связи). Элементы связей цепи должны использовать следующий приоритет элементов: J, L, R, C . В соответствии с выбранным приоритетом переставляются строки мас-

сива *Prig* по приоритету *E, C, R, L, J*. В результате получаем массив *Prig*. В массиве *Prig* все ветви цепи получают новую нумерацию по выбранному приоритету. После этого составляется матрица инцидентий **A** (по приоритету). По методике, изложенной в работе [8], из матрицы инцидентий **A** строится ступенчатая матрица **A_{сч}**. Исходя из ступенчатой матрицы, производится организация массивов, содержащих строки исходных данных элементов, попавших в дерево и связи. В массиве связей строки исходных данных следуют по приоритету *J, L, R, C*. После организации этих массивов, составляется ряд векторов, содержащих параметры элементов определенного типа. Векторы **R_t**, **C_t** содержат значения сопротивлений и емкостей резистивных и емкостных элементов, попавших в дерево, а **R_l**, **L_l** – попавших в связи. В дальнейшем элементы, попавшие в дерево, будем обозначать индексом «*t*», а элементы, попавшие в связи – индексом «*l*». Составляются подматрицы инцидентий дерева и связей **A_t**, **A_l** и вычисляется матрица сечений **D**:

$$\mathbf{D}_l = \mathbf{A}_t \setminus \mathbf{A}_l; \mathbf{D} = [\mathbf{1} \quad \mathbf{D}_l], \quad (1)$$

где символ « \setminus » означает обращение к стандартной подпрограмме решения системы линейных уравнений, записанной в матричной форме; $\mathbf{A}_l = \mathbf{A}_t \cdot \mathbf{D}_l$; **1** – единичная матрица.

Вычисляем матрицу контуров:

$$\mathbf{B} = [-\mathbf{D}_l^T \quad \mathbf{1}]. \quad (2)$$

Уравнения, составленные по закону токов Кирхгофа, в матричной форме:

$$\mathbf{D} \cdot \mathbf{i} = \mathbf{0}, \quad (3)$$

где **i** – вектор мгновенных значений токов всех ветвей цепи:

$$\mathbf{i} = [\mathbf{i}_{Et}, \mathbf{i}_{Ct}, \mathbf{i}_{Rt}, \mathbf{i}_{Lt}, \mathbf{i}_{Jl}, \mathbf{i}_{Ll}, \mathbf{i}_{Rl}, \mathbf{i}_{Cl}]^T, \quad (4)$$

i_{Et} – вектор токов ветвей дерева, содержащих источники ЭДС (независимые и управляемые); **i_{Ct}**, **i_{Rt}**, **i_{Lt}** – векторы токов ветвей дерева, содержащих емкостные, резистивные или индуктивные элементы; **i_{Jl}** – вектор токов связей, содержащих идеальные источники тока (независимые и управляемые); **i_{Ll}**, **i_{Rl}**, **i_{Cl}** – вектор токов связей, содержащих индуктивные, резистивные или емкостные элементы.

Уравнения, составленные по закону напряжений Кирхгофа, в матричном виде представляются в виде:

$$\mathbf{B} \cdot \mathbf{u} = \mathbf{0}, \quad (5)$$

где **u** – вектор напряжений всех ветвей цепи. Вектор значений напряжений состоит из подвекторов, аналогично (4):

$$\mathbf{u} = [\mathbf{u}_{Et}, \mathbf{u}_{Ct}, \mathbf{u}_{Rt}, \mathbf{u}_{Lt}, \mathbf{u}_{Jl}, \mathbf{u}_{Ll}, \mathbf{u}_{Rl}, \mathbf{u}_{Cl}]^T. \quad (6)$$

Записываются уравнения, связывающие токи и напряжения на резистивных, индуктивных и емкостных элементах дерева и на элементах связей (кодерева):

$$\left. \begin{aligned} \mathbf{R}_t \cdot \mathbf{i}_{Rt} - \mathbf{u}_{Rt} = \mathbf{0} \\ \mathbf{L}_t \cdot \frac{d}{dt} \mathbf{i}_{Lt} - \mathbf{u}_{Lt} = \mathbf{0} \\ \mathbf{C}_t \cdot \frac{d}{dt} \mathbf{u}_{Ct} - \mathbf{i}_{Ct} = \mathbf{0} \end{aligned} \right\} \left. \begin{aligned} \mathbf{R}_l \cdot \mathbf{i}_{Rl} - \mathbf{u}_{Rl} = \mathbf{0} \\ \mathbf{L}_l \cdot \frac{d}{dt} \mathbf{i}_{Ll} - \mathbf{u}_{Ll} = \mathbf{0} \\ \mathbf{C}_l \cdot \frac{d}{dt} \mathbf{u}_{Cl} - \mathbf{i}_{Cl} = \mathbf{0} \end{aligned} \right\}, \quad (7)$$

где **R_t**, **L_t**, **C_t** – векторы-строки, содержащие значения сопротивлений, индуктивностей и емкостей элементов, попавших в ветви дерева; **R_l**, **L_l**, **C_l** – аналогичные векторы, попавшие в связи.

Определим в качестве переменных состояния токи в ветвях с индуктивными элементами связей **i_{Ll}** и напряжения на емкостных элементах дерева **u_{Ct}** [8]. Вектор переменных состояния обозначим **X_s** = [**i_{Ll}**, **u_{Ct}**]^T.

Независимые и управляемые источники напряжения задаем следующим образом. Согласно выбранному приоритету все источники напряжения попадают в ветви дерева. Будем считать, что объединенный источник напряжения состоит из нескольких источников напряжения, включенных последовательно. В его состав входят независимые источники напряжения, источники напряжения, управляемые током любых заданных ветвей с заданным коэффициентом управления **z** и источники напряжения, управляемые напряжением любых ветвей с заданным коэффициентом управления **μ**:

$$\left. \begin{aligned} \mathbf{u}_{Et} = \mathbf{e}(t) + \mathbf{z}_{Et} \mathbf{i}_{Et} + \mathbf{z}_{Ct} \mathbf{i}_{Ct} + \mathbf{z}_{Rt} \mathbf{i}_{Rt} + \mathbf{z}_{Lt} \mathbf{i}_{Lt} + \\ + \mathbf{z}_{Jl} \mathbf{i}_{Jl} + \mathbf{z}_{Ll} \mathbf{i}_{Ll} + \mathbf{z}_{Rl} \mathbf{i}_{Rl} + \mathbf{z}_{Cl} \mathbf{i}_{Cl} + \\ \mu_{Et} \mathbf{u}_{Et} + \mu_{Ct} \mathbf{u}_{Ct} + \mu_{Rt} \mathbf{u}_{Rt} + \mu_{Lt} \mathbf{u}_{Lt} + \\ + \mu_{Jl} \mathbf{u}_{Jl} + \mu_{Ll} \mathbf{u}_{Ll} + \mu_{Rl} \mathbf{u}_{Rl} + \mu_{Cl} \mathbf{u}_{Cl} \end{aligned} \right\}, \quad (8)$$

где **u_{Et}** – вектор суммы значений напряжений всех источников ЭДС, входящих в объединенный источник; **e(t)** – вектор значений напряжений независимых источников; **z_{Et}**, **z_{Ct}**, **z_{Rt}**, **z_{Lt}**, **z_{Jl}**, **z_{Ll}**, **z_{Rl}**, **z_{Cl}** – векторы коэффициентов управления по току управляемых источников напряжения; **μ_{Et}**, **μ_{Ct}**, **μ_{Rt}**, **μ_{Lt}**, **μ_{Jl}**, **μ_{Ll}**, **μ_{Rl}**, **μ_{Cl}** – векторы коэффициентов управления по напряжению управляемых источников напряжения.

В матричной форме уравнение (8) можно записать как:

$$\mathbf{C}_V \cdot \mathbf{X}_k = \mathbf{u}_{Et}, \quad (9)$$

где **C_V** – матрица коэффициентов управления управляемых источников напряжения; **X_k** – объединенный вектор неизвестных:

$$\mathbf{X}_k = \left[\frac{d}{dt} \mathbf{i}_{Ll}, \frac{d}{dt} \mathbf{u}_{Ct}, \mathbf{i}_{Et}, \mathbf{i}_{Ct}, \mathbf{i}_{Rt}, \mathbf{i}_{Lt}, \mathbf{i}_{Jl}, \mathbf{i}_{Ll}, \mathbf{i}_{Rl}, \mathbf{i}_{Cl}, \mathbf{u}_{Et}, \right. \\ \left. \mathbf{u}_{Ct}, \mathbf{u}_{Rt}, \mathbf{u}_{Lt}, \mathbf{u}_{Jl}, \mathbf{u}_{Ll}, \mathbf{u}_{Rl}, \mathbf{u}_{Cl} \right]^T. \quad (10)$$

Вектор **X_k** состоит из ряда подвекторов, содержащих мгновенные значения производных переменных состояния, токов и напряжений всех ветвей дерева и связей.

Подвекторы могут иметь разный размер, а некоторые подвекторы могут вообще отсутствовать. Поэтому вектор \mathbf{X}_k имеет динамическую структуру и положение каждого подвектора определяется относительно положения предыдущего подвектора (согласно выбранному приоритету ветвей) и сохраняется в специальных переменных.

Аналогично задаем независимые и управляемые источники тока.

Уравнения (3), (5), (7), (9) объединим в единую систему. В результате получаем матричное линейное алгебраическое уравнение:

$$\mathbf{M} \cdot \mathbf{X}_k = \mathbf{F}, \quad (11)$$

где \mathbf{M} – матрица коэффициентов, а \mathbf{F} – вектор правых частей объединенной системы уравнений, содержащей уравнения, составленные по законам Кирхгофа в мгновенной форме, уравнения, связывающие токи и напряжения на пассивных элементах, уравнения, задающие независимые, а также зависимые источники напряжения и тока с заданными коэффициентами управления.

Матричное уравнение (3) содержит количество строк, равное числу ветвей дерева b_p , а уравнение (5) – числу связей b_f . Уравнение (7) содержит количество строк, равное числу ветвей цепи с пассивными элементами. Уравнение (9) содержит количество строк, равное числу источников напряжения. Таким образом, в уравнении (11) имеем $2b$ строк. Количество же неизвестных в системе (11) равно количеству всех токов b , напряжений b и переменных состояния (за счет производных переменных состояния).

Система уравнений (11) описывает электромагнитные процессы в цепи в произвольный момент времени t_k . Она может иметь единственное решение, если ее дополнить уравнениями, число которых равно количеству переменных состояния. Эти уравнения можно получить, используя численный метод интегрирования систем дифференциальных уравнений. Многие существующие методы численного интегрирования требуют, чтобы система дифференциальных уравнений была представлена в нормальной форме, т. е. разрешена относительно первых производных искомых функций. Предлагаемый далее метод не требует этого, т. е. численному решению подлежит система нелинейных дифференциально-алгебраических уравнений, полученных с помощью законов Кирхгофа без преобразований. Такой способ был предложен в работе [9], но в то время ввиду слабости компьютерной техники он не нашел широкого применения.

Динамические процессы в магнитоэлектрических схемах замещения сложных устройств описываются, как правило, жесткими дифференциальными уравнениями. Это связано с большим разбросом значений параметров элементов реальных цепей. Как известно [7], неявные численные методы интегрирования жестких дифференциальных уравнений имеют преимущества перед явными методами. При этом многошаговые методы имеют преимущества перед одношаговыми методами

по точности. Одними из наиболее распространенных методов расчета динамических процессов в жестких электрических цепях являются методы Гира [8] порядка не более пяти. Более высокий порядок метода не приводит к существенному улучшению точности решения системы дифференциальных уравнений, но увеличивает время счёта. Приведем уравнения методов Гира первого и второго порядка:

$$\mathbf{X}_{s_k} = \mathbf{X}_{s_{k-1}} + h \cdot \mathbf{X}'_{s_k}; \quad (12)$$

$$\mathbf{X}_{s_k} = \frac{4}{3} \mathbf{X}_{s_{k-1}} - \frac{1}{3} \mathbf{X}_{s_{k-2}} + h \left[\frac{2}{3} \mathbf{X}'_{s_k} \right], \quad (13)$$

где \mathbf{X}_{s_k} – подвектор переменных состояния в момент времени t_k .

Объединив матричное уравнение (11) и матричное уравнение численного метода Гира (12) в единую систему уравнений, получим линейное матричное уравнение относительно токов, напряжений и производных переменных состояния на k -м шаге интегрирования:

$$\mathbf{M}_G \mathbf{X}_k = \mathbf{F}_G, \quad (14)$$

где $\mathbf{M}_G, \mathbf{F}_G$ – матрица \mathbf{M} и вектор \mathbf{F} в уравнении (11) с присоединенными строками (12) метода Гира.

Численный метод Гира – многошаговый неявный метод интегрирования дифференциальных уравнений. Он позволяет вычислять значения переменных состояния \mathbf{X}_{s_k} и их производных в k -ый момент времени, если известны значения переменных состояния в нескольких предыдущих моментах (метод дифференцирования назад).

На первом шаге интегрирования уравнение (14) может быть решено, если использован неявный метод Эйлера (12) при заданных независимых начальных условиях \mathbf{X}_{s_0} . На втором шаге можно использовать метод Гира второго порядка (13) и так далее до пятого шага. Таким образом, для старта необходимо предусмотреть процедуру «разгона» путем последовательного повышения порядка метода с первого до пятого.

Если систему уравнений (14) решать в цикле с пошаговым увеличением текущего времени до достижения заданного времени окончания моделирования, то получим зависимости от времени всех токов, напряжений и производных переменных состояния. Совокупность вектор-столбцов решения \mathbf{X}_k для каждого временного шага объединяется в единый массив решений \mathbf{X} .

Матрица \mathbf{M}_G имеет много нулевых элементов. Это дает возможность применить математический аппарат работы с разреженными матрицами (sparse), что позволяет успешно работать с матрицами большого размера.

Согласно данному алгоритму можно составить программу для моделирования динамических электромагнитных процессов в линейных цепях с постоянным шагом интегрирования. Однако постоянный шаг интегрирования не является оптимальным шагом, поэтому автоматический выбор оптимального шага является обя-

зательной процедурой в серьезных программных комплексах.

Снимем ограничение линейности цепи, наложенное ранее. Будем считать, что цепь содержит нелинейные резистивные элементы, заданные своей характеристикой в виде таблицы опорных точек. Резистивные элементы могут быть электрическими или магнитными. Поскольку законы Ома и Кирхгофа в электрических и магнитных цепях идентичны, то электрические токи и магнитные потоки точки зрения вычислений равнозначны. Вольтамперные характеристики нелинейных резисторов, а также вебер-амперные характеристики сталей, из которых выполняются магнитопроводы, обычно задаются набором значений, полученных экспериментально. В настоящее время требованиям, предъявляемым к аппроксимации кривых намагничивания электротехнических сталей, в наибольшей степени удовлетворяют сплайн-функции [10]. В системах Matlab и GNU Octave имеется богатый набор операций со сплайнами.

Для холоднокатаных текстурованных сталей с крутой характеристикой намагничивания вблизи мест крутого перегиба кривой наблюдаются значительные отклонения аппроксимации от истинной кривой даже при густом задании опорных точек. Это существенно влияет на точность моделирования и на устойчивость вычислительного процесса. Чтобы избежать такого нежелательного явления предложено выполнять предварительное логарифмирование кривой намагничивания. Как показала практика, предварительное логарифмирование уменьшает скорость роста кривой и при аппроксимации сплайнами логарифмированной кривой проблем не возникает.

В разработанной универсальной математической модели предусмотрено представление магнитопроводов различными моделями. Рассмотрим наиболее эффективный способ, предложенный в работах [2, 3]. М.А. Шакировым предложено понятие магнитного тока смещения $i^\mu = d\Phi / dt$ по аналогии с электрическим током смещения плотностью dD / dt . Подобно электрическому току смещения, протекающему через емкостной элемент, магнитный ток смещения должен протекать через магнитный емкостной элемент C_m^d .

Для замкнутого ферромагнитного магнитопровода длиной ℓ , на котором расположена катушка, содержащая N витков, справедливо выражение:

$$H \cdot \ell = N \cdot i. \quad (15)$$

Продифференцируем выражение (15) по времени:

$$\frac{dH}{dB} \frac{dB}{dt} \ell = N \frac{di}{dt}. \quad (16)$$

Преобразуем выражение (16), используя обозначение дифференциальной магнитной проницаемости $\mu^d = dB/dH$:

$$\frac{\ell}{S\mu^d} \frac{d\Phi}{dt} = N \frac{di}{dt}, \quad (17)$$

где S – площадь поперечного сечения магнитопровода.

Уравнение (17) представим в виде, обозначив производную по времени штрихом:

$$R^d \Phi' = Ni', \quad (18)$$

где введено дифференциальное магнитное сопротивление

$$R^d = \frac{\ell}{\mu^d S}.$$

Согласно выражению (16) можно записать:

$$\Phi' = \frac{Ni'}{R^d} = i^\mu. \quad (19)$$

Преобразуем формально выражение (19), введя дифференциальную емкость.

$$i^\mu = \Phi' = C_m^d \frac{du_{cm}}{dt}, \quad (20)$$

где дифференциальная емкость магнитного конденсатора:

$$C_m^d = \frac{\mu^d S}{\ell}. \quad (21)$$

Будем интерпретировать выражение (20) следующим образом (рис. 1). В схеме замещения магнитной ветви протекает магнитный ток i^μ , равный производной магнитного потока $d\Phi / dt$. В магнитную ветвь включен магнитный конденсатор с дифференциальной емкостью C_m^d . Влияние тока катушки на магнитный поток в магнитной ветви учтено включением в магнитную ветвь источника напряжения, управляемого током катушки с коэффициентом управления N . Влияние магнитной ветви на катушку учтено включением вместо катушки источника напряжения, управляемого магнитным током с коэффициентом управления N .

В число пассивных элементов программы моделирования Solo введем дополнительный тип емкостного элемента C_m^d . Напряжение на магнитном конденсаторе можно рассматривать как самостоятельную переменную состояния. Ветви с такими конденсаторами могут попасть как в дерево, так и в связи. Векторы C_{mt} и C_{ml} содержат величины дифференциальных емкостей ветвей дерева и связей в произвольный момент времени. Векторы токов магнитных конденсаторов, входящих в ветви дерева и связи, обозначим i_{Cmt} , i_{Cml} соответственно, а векторы напряжений – u_{Cmt} , u_{Cml} . В вектор X_k текущего значения всех искомым переменных добавятся новые компоненты – подвекторы u'_{Cmt} , i'_{Cmt} , i'_{Cml} , u_{Cmt} , u_{Cml} . При подготовке исходных данных всегда можно добиться, чтобы все магнитные конденсаторы попали только в дерево. Обработка нововведенных элементов в программном комплексе Solo производится по правилам обра-

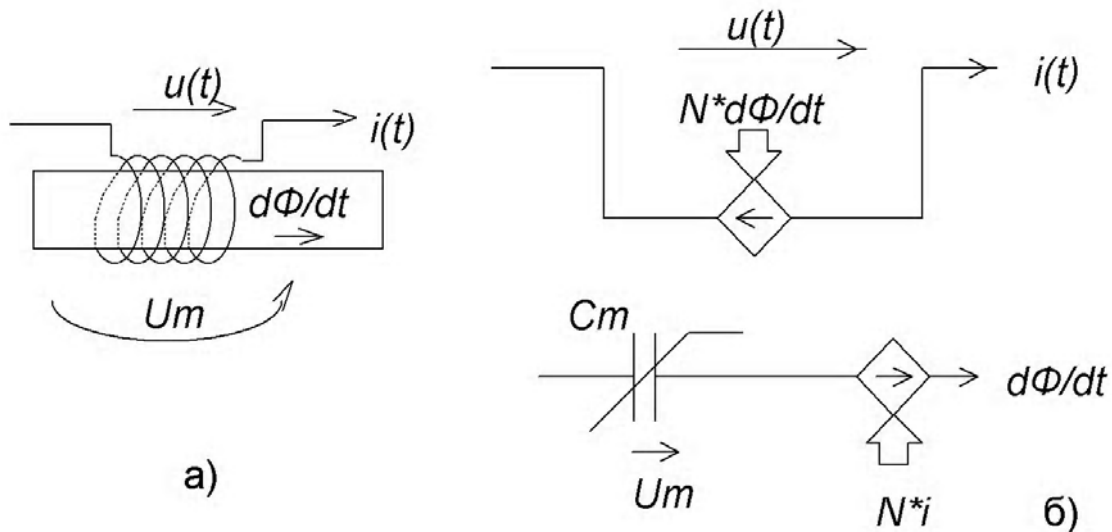


Рисунок 1 – Представление катушки магнитоэлектрической схемой замещения: а) – магнитная ветвь с катушкой; б) – магнитоэлектрическая схема замещения с магнитным конденсатором.

ботки емкостных элементов.

В качестве переменных состояния выбираются токи индуктивностей, попавших в связи, и напряжения электрических и магнитных конденсаторов, попавших в дерево.

В матрицу M_G добавляются строки, согласно уравнениям связи токов и напряжений на элементах C_{m1} и C_{m2} . В вектор правых частей уравнений F_G соответственно добавляются строки, содержащие данные о напряжениях на магнитных конденсаторах на предыдущих шагах интегрирования согласно методу Гира. Значения C_{m1} и C_{m2} при изменениях напряжений, токов, магнитных потоков изменяются, что следует учитывать. На данном шаге интегрирования необходимо использовать значения величин C_{m1} и C_{m2} , вычисленные именно на этом шаге. Поэтому на каждом шаге интегрирования идет обращение к подпрограмме Newton, в которой значения величин C_{m1} и C_{m2} вычисляются итерационно с использованием заданных вебер-амперных характеристик электротехнических сталей. На каждом шаге итераций определяется разность значений C_{m1} и C_{m2} текущего и предыдущего циклов итераций. Цикл итераций прекращается, когда эта разность становится меньше заданной величины.

Решение уравнения (14) дает на каждом шаге интегрирования значения производных переменных состояния, электрических токов и напряжений всех элементов, магнитных токов и напряжений ветвей магнитной цепи. Магнитные потоки вычисляются интегрированием магнитных токов методом трапеций. С учетом измененных значений C_{m1} и C_{m2} корректируются матрицы M_G и F_k на каждом шаге интегрирования.

В программном комплексе шаг интегрирования выбирается автоматически исходя из скорости сходимости итерационного процесса при обработке нелинейных элементов. Для этого задаем максимальным количеством итераций N_{it} . Это число выбирается эксперимен-

тально для каждой задачи. Если количество итераций оказывается больше, чем N_{it} , то шаг интегрирования немедленно делится пополам. Если количество итераций оказывается меньше, чем $N_{it}/2$ и такая ситуация сохраняется на протяжении заданного числа N_{er3} шагов, то шаг интегрирования увеличивается вдвое. Если количество итераций оказывается меньше, чем N_{it}/D_{it} и такая ситуация сохраняется на протяжении заданного числа N_{er2} шагов то шаг интегрирования также увеличивается вдвое (D_{it} – коэффициент деления максимального количества итераций). Величины N_{er2} , N_{er3} , D_{it} также выбираются экспериментально для каждой конкретной задачи.

Предложенный метод позволяет производить моделирование электромагнитных процессов в магнитной системе, имеющей начальное намагничивание, отличное от нуля.

Для иллюстрации изложенных возможностей программного комплекса Solo рассмотрим пример моделирования переходных процессов при подключении к источнику питания трехфазного пятистержневого трансформатора, показанного на рис. 2.

Схема замещения, по которой проводится моделирование, представлена на рис. 3. На рис. 3а представлена схема замещения первичных обмоток трансформатора, подключенных к трехфазному источнику ЭДС. Влияние основных магнитных потоков на первичную обмотку учтено введением управляющих источников ЭДС в фазы А, В и С с коэффициентами управления $N_1 \cdot i_2$, $N_1 \cdot i_4$ и $N_1 \cdot i_6$ соответственно. (Напомним, что i_2 , i_4 , i_6 – производные магнитных потоков). На рис. 3б представлена схема замещения вторичных обмоток трансформатора, подключенных к трехфазной нагрузке. Она выполнена аналогично схеме замещения первичных обмоток. Влияние основных магнитных потоков на вторичную обмотку учтено введением управляющих источников ЭДС в фазы нагрузки с коэффициентами управления $N_2 \cdot i_2$, $N_2 \cdot i_4$

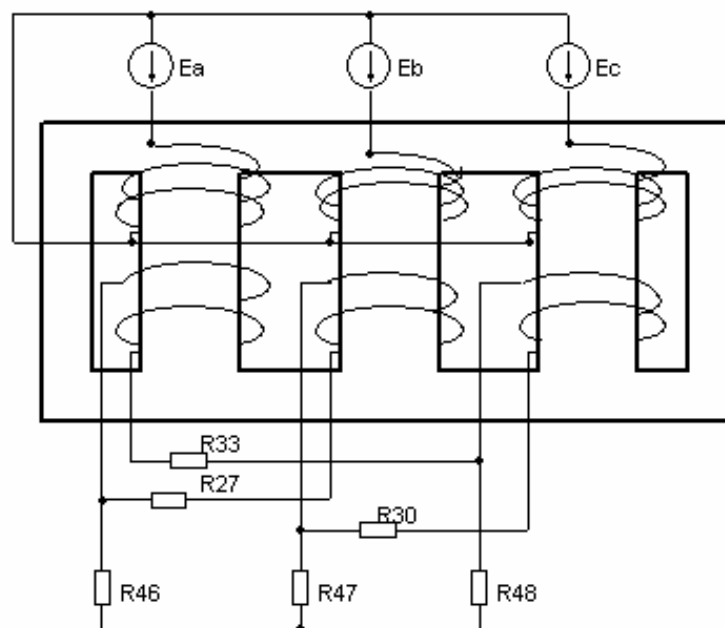


Рисунок 2 – Общая схема трансформатора с источником и нагрузкой.

и $N_2 \cdot i_0$ соответственно. На рис. 3в представлена схема замещения магнитной системы трансформатора.

В ветвях магнитной системы протекают магнитные токи – производные по времени магнитных потоков. Участки магнитопровода характеризуются дифференциальной емкостью, которая вычисляется на каждом шаге интегрирования. Влияние обмоток учитывается введением управляющих источников ЭДС, имеющих коэффициент управления, равный произведению тока обмотки на ее количество витков. Магнитные потоки в воздухе учтены введением линейных магнитных емкостей C_{39} , C_{40} , C_{42} . Последовательно с каждым магнитным конденсатором включен резистивный элемент, учитывающий потери в магнитном поле. В результате моделирования получаем электрические и магнитные токи, магнитные потоки, напряжения всех ветвей, а также производные всех переменных состояния. Результаты моделирования приведены на рис 4.

Адекватность разработанной математической модели и программного комплекса, разработанного на ее основе, проверена сравнением проведенного расчета с экспериментальными данными. В работе [11] приведены осциллограммы, снятые при включении трехфазного трансформатора под напряжение в режиме холостого хода. В этой же работе приведены все данные трансформатора и условия проведения эксперимента. При этих условиях проведено моделирование электромагнитных процессов при включении трансформатора под напряжение источника. Поскольку для трансформатора наибольшую опасность представляет амплитуда броска тока, то оценим отклонение наибольшего значения тока, полученное в результате моделирования и в эксперименте. Наибольший бросок тока наблюдается в фазе «А». Отклонение значений, полученных в результате моделирования и в эксперименте, составляет 8%. Сравнение результатов моделирования с экспериментальными данными показывает хорошее согласование, как по величине

нам, так и по формам кривых.

В рассмотренном примере рассмотрена простая электрическая схема и линейная нагрузка. Однако разработанный программный комплекс предполагает возможность моделирования переходных процессов в цепи произвольной конфигурации при наличии нелинейных электрических элементов. В программном комплексе Solo разработаны математические модели следующих элементов: диодов, тиристоров, нелинейных сопротивлений, управляемых источников ЭДС и тока с коэффициентом управления, изменяющемся по заданной функциональной зависимости. Ввиду ограниченности данной статьи дополнительные возможности будут описаны и продемонстрированы в последующих публикациях.

ВЫВОДЫ

1. Для совместного моделирования динамических процессов токов и магнитных потоков в нелинейных электромагнитных устройствах на основе магнитоэлектрических схем замещения произвольной конфигурации разработана новая математическая модель, автоматически формирующая и решающая дифференциально-алгебраические системы уравнений состояния.
2. В разработанной математической модели используется концепция формирования магнитоэлектрических схем замещения, предложенная М. А. Шакировым, использующая понятия «магнитный ток» и «магнитные конденсаторы».
3. В виде усовершенствования метода М. А. Шакирова предложено использовать магнитные конденсаторы с дифференциальной емкостью.
4. Разработанная математическая модель, реализованная в виде программного комплекса Solo, позволяет автоматизировать расчеты электромагнитных переходных процессов в магнитоэлектрических схемах замещения произвольной конфигурации.

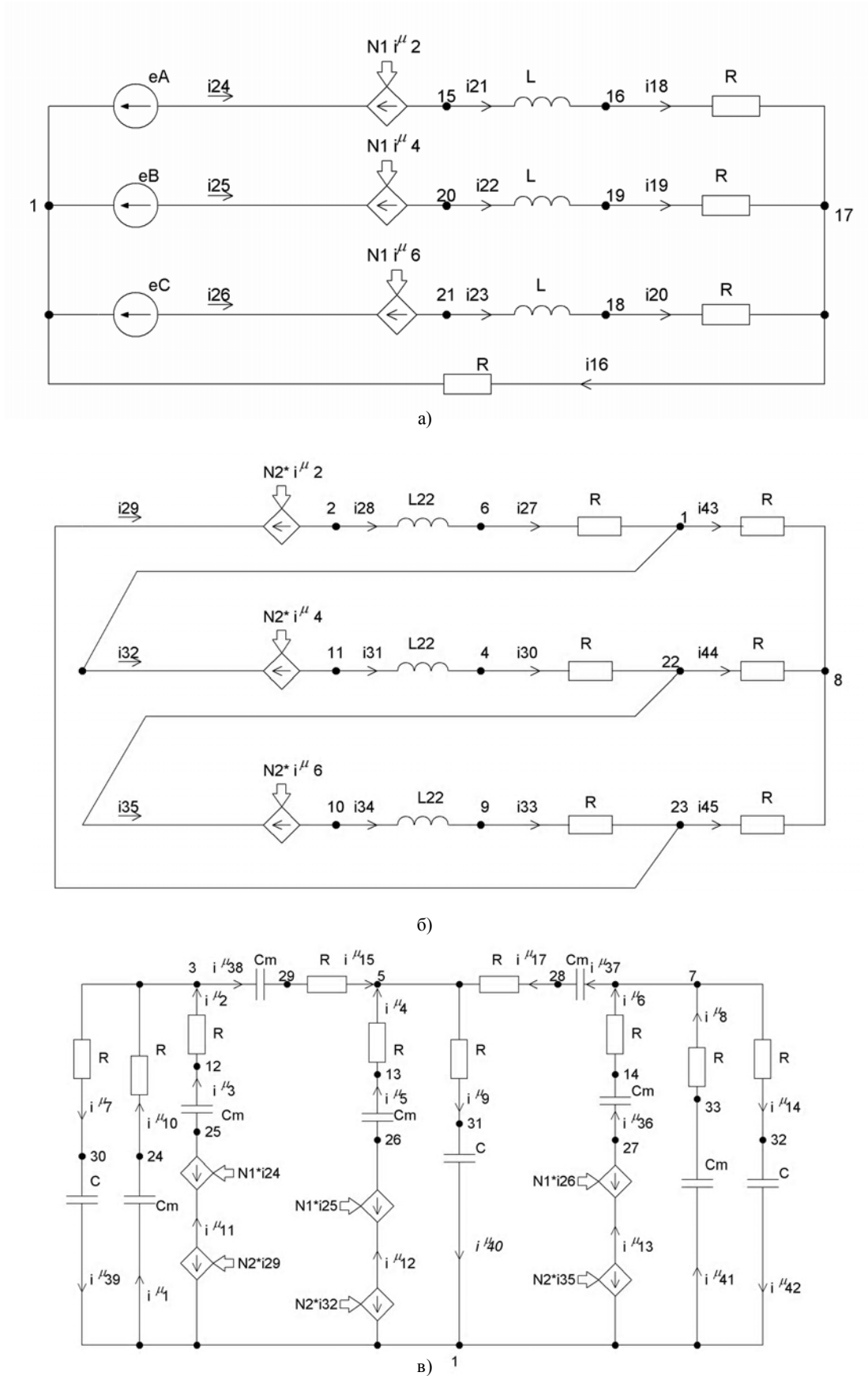


Рисунок 3 – МЭСЗ трехфазного трансформатора с магнитными конденсаторами : а) схема первичных обмоток, подключенных к трехфазному источнику ЭДС; б) схема вторичных обмоток, подключенных к трехфазной нагрузке; в) схема магнитной системы.

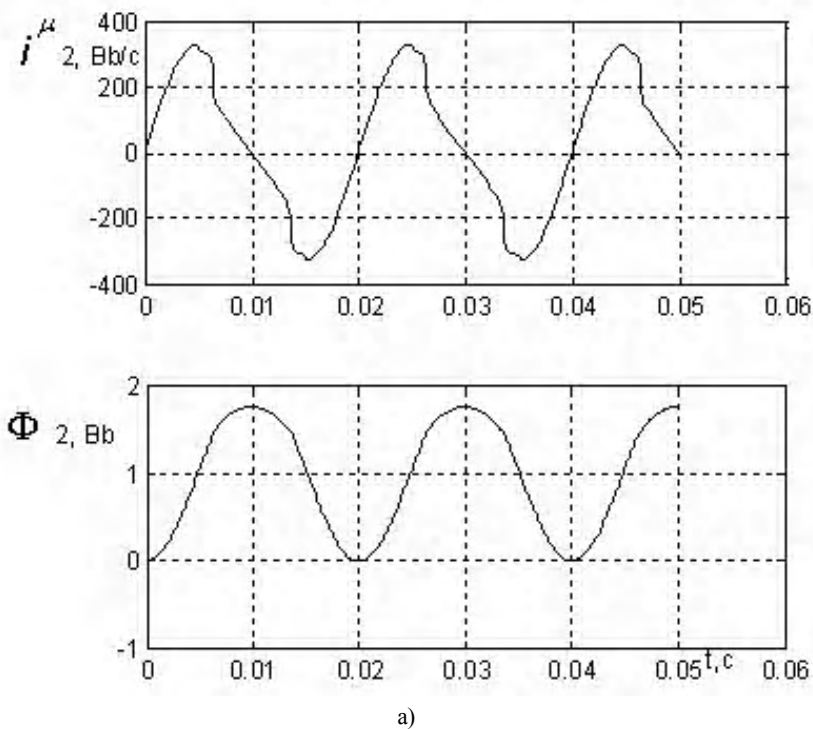


Рисунок 4 – Расчетные осциллограммы при включении трансформатора: а) зависимость от времени магнитного тока и магнитного потока в стержне фазы «В»; б) зависимость от времени тока первичной обмотки фазы «В».

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Dommel Hermann W. EMTP theory book / Hermann W. Dommel. – British Columbia : Microtran Power System Analysis Corporation Vancouver, 1996. – 631 p.
2. Шакиров М. А. Анализ неравномерности распределения магнитных нагрузок и потерь в трансформаторах на основе магнитоэлектрических схем замещения. / М. А. Шакиров // Электричество. – 2005. – № 11. – С. 15–27.
3. Шакиров М. А. Расчет несимметричных режимов работы трансформаторов с учетом намагничивания стали. / М. А. Шакиров // Электричество. – 2006. – № 6. – С. 21–33.
4. Lindberg E. ANP3 & NAP2 – A package for circuit and systems simulation / E. Lindberg // Proceedings of the 2nd International Conference on Engineering Software, 24 March. – London, England, 1981. – P. 686–700.
5. Хайнеман Р. PSPICE Моделирование работы электронных схем / Р. Хайнеман. – М. : ДМК, 2005. – 325 с.
6. Дьяконов В. Simulink 4. Специальный справочник. / В. Дьяконов. – СПб. : Питер, 2002. – 528 с.
7. Влах И. Машинные методы анализа и проектирования электронных схем / И. Влах, К. Сингхал. – М. : Радио и связь, 1988. – 560 с.
8. Чуа Л. О. Машинный анализ электронных схем: Алгоритмы и вычислительные методы / Л. О. Чуа, Пен-Мин. Линг; [пер. с англ.]. – М. : Энергия, 1980. – 640 с.
9. Сигорский В. П. Алгоритмы анализа электронных схем. / В. П. Сигорский, А. И. Петренко. – М. : Сов. радио, 1976. – 608 с.
10. К. Де Бур. Практическое руководство по сплайнам. Пер. с англ. / К. Де Бур. – М. : Радио и связь, 1985. – 304 с.
11. Elleuch M. Three phase, three limb transformer model for switching transient calculations. Part 1: Parameter definition and identification / M. Elleuch, M. Poloujadoff // Acta Technica Csav. – 1988. – No. 1. – P. 100–117.

Статья поступила в редакцию 10.12.2014.

Тиховод С. М.

Д-р техн. наук, Запорізький національний технічний університет, Україна

МОДЕЛЮВАННЯ ПЕРЕХІДНИХ ПРОЦЕСІВ В ТРАНСФОРМАТОРАХ НА ОСНОВІ МАГНІТОЕЛЕКТРИЧНИХ СХЕМ ЗАМІЩЕННЯ

Розроблена і реалізована в програмному комплексі Solo математична модель автоматизованого формування і числового розрахунку системи диференціальних алгебраїчних рівнянь, що описують перехідні процеси в електромагнітних пристроях із складним навантаженням на основі нелінійних магнітоелектричних схем заміщення довільної складності. У моделях магнітопроводів запропоновано використовувати магнітні конденсатори з диференціальною ємністю.

Ключові слова: магнітоелектрична схема заміщення, граф кола, магнітні струми, магнітні конденсатори.

Tykhovod S. M.

Doctor technical sciences, Zaporozhye national technical university, Ukraine

TRANSIENTS MODELING IN TRANSFORMERS ON THE BASIS OF MAGNETOELECTRIC EQUIVALENT CIRCUITS

The mathematical model of numerical calculation of transients in electromagnetic devices with complicated load on the basis of nonlinear magneto-electric equivalent circuits of any complexity is developed. On the basis of the developed mathematical model, the method of state variables with application of the equations according to currents and voltages of Kirchhoff's rules obtained by topological way is used. Thus uniformity for automatic drawing up of the condition equations of magneto-electric equivalent circuits is obtained. Convenience of application of the controlled sources of voltage and current which are widely used in magneto-electric equivalent circuits at the description of interaction of electric currents and magnetic fluxes is also reached. It is offered to use «magnetic currents» and «magnetic condensers» with a differential capacity in magnetic circuits models. On the basis of mathematical model the program complex Colo is developed. This complex provides modeling of the magneto-electric circuits containing greater than 300 elements and it has the increased speed of calculations in comparison with the existing program complexes and gives the steady solution with a less error: The mathematical model is executed so that the results of calculation are time dependences of currents (magnetic fluxes) and voltage drops for all elements of circuit for any configuration.

Keywords: magneto-electric equivalent circuit, graph-scheme, magnetic currents, magnetic condensers.

REFERENCES

1. Dommel Hermann W. EMTP theory book. British Columbia, Microtran Power System Analysis Corporation Vancouver, 1996, 631 p.
2. Shakirov M. A. Analiz neravnomernosti raspredeleniya magnitnyh nagruzok i poter v transformatorah na osnove magnitoelektricheskikh shem zamescheniya. *Elektrichestvo*, 2005, No. 11, pp. 15–27.
3. Shakirov M. A. Raschet nesimmetrichnykh rezhimov raboty transformatorov s uchetom namagni-chivaniya stali. *Elektrichestvo*, 2006, No. 6, pp. 21–33.
4. Lindberg E. ANP3 & NAP2 – A package for circuit and systems simulation, *Proceedings of the 2'nd International Conference on Engineering Software*. 24 March, London, England, 1981, pp. 686–700.
5. Hayneman R. PSPICE Modelirovanie raboty elektronnyh shem. Moscow, DMK, 2005, 325 p.
6. Dyakonov V. Simulink 4. Specialnyy spravochnik. Sankt-Piterburg, Piter, 2002, 528 p.
7. Vlah I., K. Sing-hal. Mashinnye metody analiza i proektirovaniya elektronnyh shem. Moscow, Radio i svyaz, 1988, 560 p.
8. Chua L. O., Pen-Min. Lin. Mashinnyy analiz elektronnyh shem: Algoritmy i vychislitelnye metody. Moscow, Energiya, 1980, 640 p.
9. Sigorskiy V. P., Petrenko A. I. Algoritmy analiza elektronnyh shem. Moscow, Sov. Radio, 1976, 608 p.
10. K. De Bur. Prakticheskoe rukovodstvo po splaynam. Moscow, Radio i svyaz, 1985, 304 p.
11. Elleuch M., Poloujadoff M. Three phase, three limb transformer model for switching transient calculations. Part 1: Parameter definition and identification, *Acta Technica Csav*, 1988, No. 1, pp. 100–117.

УТОЧНЕНИЕ МОДЕЛИ АВТОМАТИЗИРОВАННОГО УПРАВЛЕНИЯ ДВУХКОМПОНЕНТНЫМ ДОЗИРОВАНИЕМ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ПРИГОТОВЛЕНИЯ ГАЗОБЕТОНА

Разработана уточненная математическая модель системы автоматизированного управления двухкомпонентным дозированием сухих компонентов технологического процесса приготовления газобетона. В ней были учтены особенности работы исполнительных механизмов, динамики потоков дозируемых компонентов, зависимостей поступления компонентов газобетонной смеси в дозатор от геометрии бункеров дозатора, сигнала обратной связи от усилий, создаваемых потоком компонентов и свойств датчиков веса. Разработанная модель позволит повысить адекватность компьютерной модели и улучшить качество автоматизированного управления данного технологического процесса.

Ключевые слова: математическое моделирование, дозирование сухих компонент, автоматизированная система управления технологическим процессом, газобетон

ВВЕДЕНИЕ

В процессе разработки автоматизированных систем управления технологическими процессами (АСУ ТП) требуется получение математической модели достаточно точно описывающей работу технологического процесса (ТП), динамику исполнительных механизмов (ИМ), потоки дозируемых компонентов, оборудования ТП, датчики техпроцесса и т.д. Наличие такой математической модели позволяет выбрать структуру, способы управления и уточнить параметры системы управления. На основании математической модели строят компьютерную модель АСУ ТП. Это дает возможность промоделировать и отладить работу АСУ ТП на этапах проектирования. На основании результатов компьютерного моделирования делается вывод об обоснованности выбранного алгоритма управления, принимается решение о продолжении разработки данного варианта, либо о переходе на другие методы или алгоритмы управления. При дальнейшей разработке производятся работы с компьютерной моделью для отладки прикладного программного обеспечения (ППО) программируемых логических контроллеров (ПЛК) путем совместной симуляции взаимодействия управляющий контроллер – система визуализации – технологический процесс [1, 2]. Этот отлаженный комплекс моделирования АСУ ТП позволяет построить эффективный компьютерный тренажер ТП, который дает возможность обучать персонал работе с моделированием реальных производственных ситуаций без риска повреждения оборудования и потери материала.

Так как процесс дозирования сухих компонентов технологического процесса приготовления газобетона (ПГ) является сложными и состоит из нескольких более мелких стадий, то были исследованы модели похожих технологических процессов и аппаратов. В [3] описывается модель весового дозирования сыпучих материалов, где

используется модель асинхронного двигателя при двухскоростном способе весового дозирования без описания преобразователя частоты (ПЧ). Здесь также учитывается задержка, с которой материал попадает в бункер, определяемой временем падения. Высота падения a , следовательно, время падения определяются по упрощенной (цилиндрической) геометрии бункера. При этом не учитывается скорость истечения материала из расходной емкости и динамическая составляющая его веса. В [4–7] хорошо исследованы динамика потоков различных материалов, свойства различных материалов и их истечения из бункеров, что позволяет описать отдельные процессы, бункерные устройства, но в основном описано однокомпонентное дозирование, а в [7] – непрерывное дозирование. Наиболее подробно, с учетом многих факторов, процесс дискретного дозирования сыпучих материалов описан в работах [8, 9]. Однако там описан только набор компонентов с помощью вибропитателя без выгрузки. Кроме того не связана высота падения с геометрией бункера и с объемом набранного материала.

Имеющиеся математические описания в этих и многих других работах процессов и агрегатов дозирования представляют собой ценный, но разрозненный материал, который требовал обобщения в виде одной модели дозирования сухих компонентов в составе технологического процесса ПГ. Особенность моделей, используемых в современных АСУ ТП, заключается в их сложности и большой размерности вектора состояния. Как следствие усложнение описания модели и переход от аналитического описания отдельных аппаратов к построению моделей с использованием современных сред и систем проектирования. В этом случае открывается возможность получения компактного представления математической и компьютерной моделей всей системы. Естественно сохраняется модель динамики технологического аппарата, но как описание элемента модели всей технологической линии.

Предложенная в этой работе модель является результатом развития математической модели от однокомпонентного дозирования [10], где дозатор представлял собой простое интегрирующее звено, до модели [11] двухкомпонентного дозирования. В [11] модель дозатора имеет описание тензометрического моста датчика веса, учитывается масса пустого дозатора и выгружаемых компонентов, но не учитывается скорость истечения компонентов, динамика потоков компонентов и их влияние вместе с геометрией дозатора на динамику изменения детектируемого веса. Также недостает более точного описания динамики работы ИМ.

Целью данной статьи является разработка уточненной математической модели системы автоматизированного управления двухкомпонентным дозированием процесса приготовления газобетона, где учитываются особенности работы ИМ, геометрия бункеров дозаторов, динамика потоков дозируемых компонентов, свойства датчиков техпроцесса и др.

Материал и результаты исследования. Для построения математической модели исследуем влияние основных факторов и возможных режимов на динамику процесса дозирования сухих компонентов газобетонной смеси [4 - 9]. При производстве газобетонов используется весовой способ дозирования сухих (известковое вяжущее, гипс и цемент, зола уноса, сухие добавки) компо-

нентов, при этом сухие компоненты подаются в дозатор при помощи шнековых питателей. На практике используется процесс либо многокомпонентного дозирования [11] (в один общий дозатор несколько компонентов), либо однокомпонентного дозирования (в отдельный дозатор один компонент) [10]. Для управления ИМ дозирования применяется локальное управление в сочетании с использованием преобразователя частоты (ПЧ) и ПЛК.

Рассмотрим процесс многокомпонентного дозирования с использованием автоматизированного электропривода дозатора сухих ТП ПГ [10, 11]. Эффективность его работы обеспечивается за счет использования математической модели АСУ ТП приготовления газобетона в сочетании с ПЧ Micromaster4xx и ПЛК SIMATIC S7 фирмы SIEMENS. Структурная схема управления двухкомпонентным дозатором сухих ТП ПГ приведена на рис. 1, где: 1 и 2 – шнековые питатели; 3 и 4 – асинхронные электродвигатели (АД); 5 – входные поворотные заслонки; 6 – бункер дозатора; 7 – тензометрические датчики; 8 – выходная поворотная заслонка; 9 – управляющий ПЛК; 10 – ПЧ; 11 – устройство операторного контроля, 12 – ПК верхнего уровня управления; 13 и 14 – расходные бункера. Пунктирными линиями показано движение сухих компонентов газобетонной смеси.

В модели дозирование сухих компонентов осуществляется при помощи двух шнековых питателей, в которых

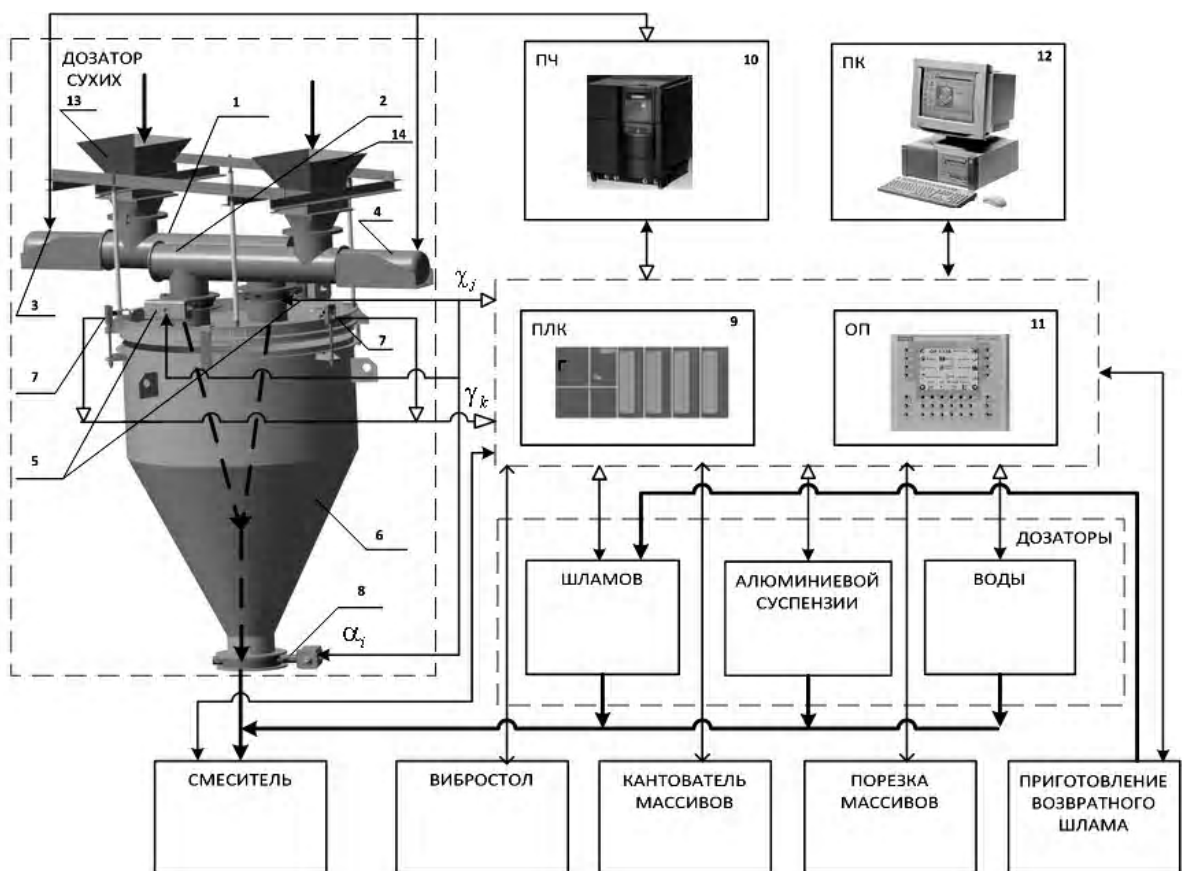


Рисунок 1 – Структурная схема управления двухкомпонентным дозатором технологической линии приготовления газобетона и взаимосвязи АСУ и ИМ

в качестве ИМ используются АД. Управление режимами этих двигателей осуществляется от ПЧ. В качестве исходных данных используется информация $f_{упр}(t)$, поступающая от ПЛК, управляющие сигналы которого обеспечивают соответствующие режимы двигателей. Для сопоставления режимов работы управляющих и ИМ в динамике используем сигналы ПЧ и тензометрических датчиков дозатора (поз. 7 на рис. 1). Первые характеризуют режимы электропривода, а вторые – загрузку дозатора компонентами.

На рис. 2 приведена структурная схема математической модели управления двухкомпонентного дозирования ТП ПГ в виде схемы набора моделей, взаимосвязанных между собой логическими связями. Она содержит структурно-логические схемы моделей ПЛК и двухкомпонентного дозатора ТП ПГ. Здесь приняты следующие обозначения блоков: «ПЛК» – программируемый логический контроллер, который осуществляет анализ информации сигналов обратных связей и формирует сигналы оптимального, для данного временного интервала, управления; блок «ПЧ» – моделирует функции преобразователя частоты, связанные с влиянием настроек параметров ПЧ Micromaster4xx на выходной сигнал силовой части этого преобразователя, а также связку ПЧ–АД–редуктор; блоки «Шнек i » описывают зависимость производительности i -го шнекового питателя от частоты на выходе связки ПЧ–АД–редуктор; блоки «Заслонка i »

предназначены для обеспечения поступления i -го компонента смеси; блоки «Емкость i » формируют сигналы потока дозируемого материала на основании производительности шнекового питателя, состояния заслонки на выходе технологической накопительной емкости и плотности дозируемого компонента.

Показана последовательность преобразований физической переменной потока компонентов газобетонной смеси в вес компонентов в дозаторе и суммарного веса дозатора в сигнал обратной связи $U_{oc}(t)$, который поступает, для дальнейшего анализа, в блок ПЛК.

В динамическом режиме ТЛ приготовления газобетонных смесей в блоке «ПЛК» выполняется анализ соответствия текущей информации заданию на дозирование компонентов $m_1...m_n$ и веса компонентов в дозаторе $D_G(nT)$. По оценке контролируемых параметров и степени рассогласования производится корректировка модели управления ТП и отработка алгоритма оптимального дозирования. При этом учитываются как предписанные значения заданий, так и контролируемые параметры и сигналы ИМ. На основании результирующей информации осуществляется анализ состояний блокирующих узлов и других исполнительных механизмов. В результате отработки текущего программного цикла алгоритма дозирования ПЛК выдает скорректированный сигнал управления на соответствующие ИМ. Изменение состояния ИМ приводит к изменению потока компонентов газобетонной смеси $F_i(t)$, поступающих в дозатор.

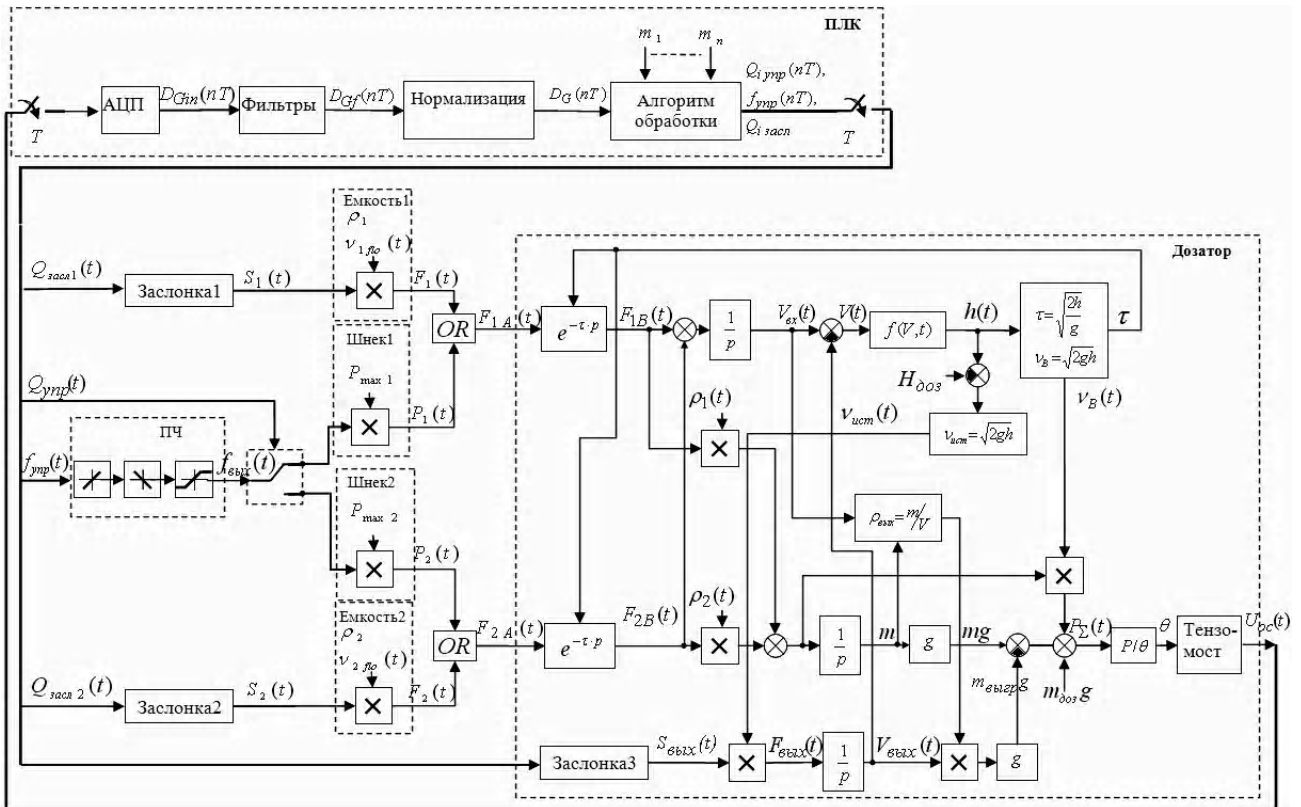


Рисунок 2 – Структурная схема математической модели АСУ двухкомпонентным дозированием ТЛ приготовления газобетона

Главным ИМ является шнековый питатель. Частота вращения шнека питателя на выходе связи ПЧ– АД–редуктор, которая является первым определяемым параметром математической модели набора в функции входного параметра управления определяется выражением [3, 7, 8, 9]:

$$f_{вых}(t) = \begin{cases} f_{ynp}(t) + \Delta f_{ynp}(t) \cdot (1 - e^{-3t/T_{ramp1}}) & \text{если } \Delta f_{ynp}(t) > 0; \\ f_{ynp}(t) - \Delta f_{ynp}(t) \cdot (1 - e^{-3t/T_{ramp2}}) & \text{если } \Delta f_{ynp}(t) < 0, \end{cases} \quad (1)$$

где $f_{ynp}(t)$ – управление от контроллера через аналоговый вход ПЧ в пределах f_{max} и f_{min} – ограничений частоты ПЧ; $\Delta f_{ynp}(t)$ – изменение сигнала управления в соответствии с постоянными времени разгона T_{ramp1} и торможения T_{ramp2} .

При этом поток компонента модулируется производительностью шнекового питателя $P_i(t, q)$, которая зависит от максимальной производительности шнекового питателя $P_{max}(q)$ [10], частоты на выходе ПЧ–АД–редуктор $f_{вых}(t)$ и управления контактором привода шнека $Q_{ynpi}(t)$:

$$P_i(t) = P_{maxi}(q) \cdot f_{вых}(t) \cdot Q_{ynpi}(t). \quad (2)$$

Поток $F_i(t)$ компонентов из расходной емкости зависит от состояния выходной заслонки $Q_{засли}(t)$ и находится по следующей формуле:

$$F_i(t) = S_i(t) \cdot v_{fio}(t), \quad (3)$$

где $S_i(t)$ – площадь открытия заслонки, определяющая ее пропускную способность:

$$S_i(t) = \frac{\pi \cdot D_{zi}^2}{4} \cdot (1 - \cos \alpha_3(t)),$$

$$\alpha_3(t) = \begin{cases} 90 \left(1 - e^{-3t/T_{откр i}} - \frac{t}{T_{откр i}} \cdot e^{-3t/T_{откр i}} \right) & \text{– если } Q_{засли}(t) = 1; \\ \frac{90}{T_{откр i}} \cdot e^{-t/T_{откр i}} & \text{– если } Q_{засли}(t) = 0. \end{cases} \quad (4)$$

В уравнении (4) D_{zi} – диаметр заслонки (шибера); $\alpha_3(t)$ – угол открытия заслонки (шибера); $T_{откр i}$ – время ее открытия. Это уравнение подходит к всем двухпозиционным заслонкам, например, на выходе шнекового питателя или расходной емкости, и отражает динамику их работы.

Скорость истечения компонентов из расходной емкости в начальном приближении принимается постоянной и равна:

$$v_{fio}(t) = \lambda_i \cdot \sqrt{3,2 \cdot g \cdot R_i} = \lambda_i \cdot \sqrt{3,2 \cdot g \cdot \frac{D_{zi}}{4}}, \quad (5)$$

где R_i – гидравлический радиус заслонки; λ_i – коэффициент истечения компонентов (он принимает, соответственно, следующие численные значения для сухих, зернистых, порошкообразных $\lambda=0,55-0,65$, для крупнозернистых, кусковых $\lambda=0,3-0,5$, для пылевидных $\lambda=0,2-0,25$) [4].

Из-за неоднородности физических свойств компонентов, различных условий хранения материалов, влияния погодных условий, процессов поступления в соответствующую

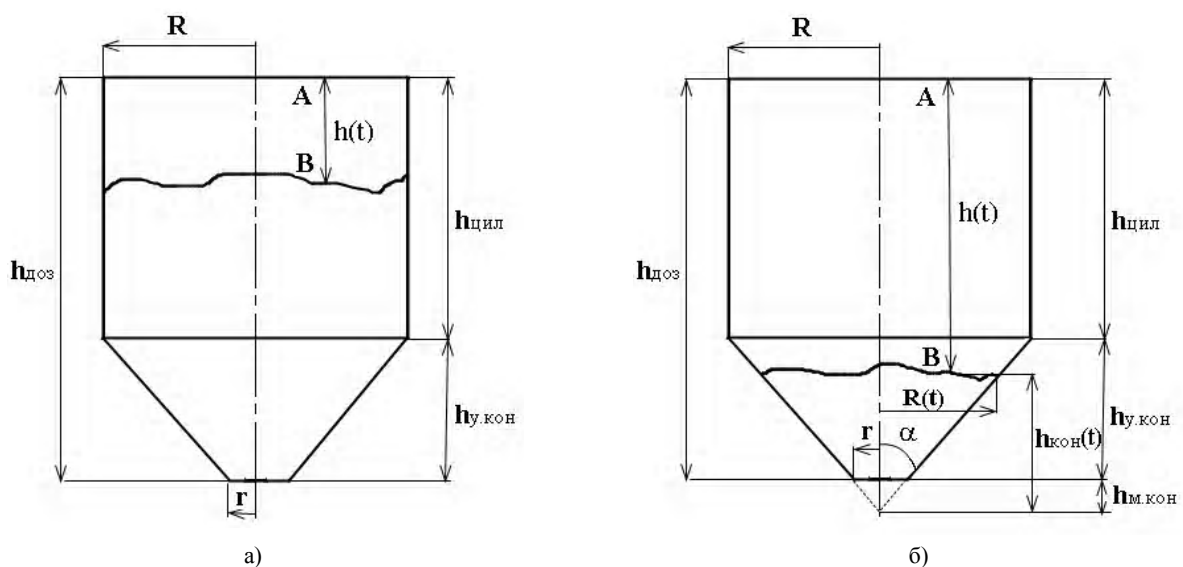


Рисунок 3 – Возможные варианты загрузки компонентами газобетонной смеси: а) – в цилиндрической и б) – в конической части дозатора

ющие технологические емкости, а также явлениями неоднородного распределения компонентов на выходе из расходной емкости, скорость истечения компонентов изменяется.

Поток компонента на выходе из шнекового питателя $F_{iA}(t)$, согласно (2) и (3), в зависимости от соотношения производительности шнекового питателя $P_i(t)$ и потока $F_i(t)$ компонентов из расходной емкости определяется следующим образом:

$$F_{iA}(t) = \begin{cases} F_i(t) = S_i(t) \cdot v_{плo}(t), & \text{если } P_i(t) \geq F_i(t); \\ P_i(t) = P_{i\max} \cdot f_{вых}(t) \cdot Q_{i\text{инп}}(t), & \text{если } F_i(t) > P_i(t), \end{cases} \quad (6)$$

где $P_{\max i}$ – максимальная производительность шнекового питателя.

Масса компонентов в дозаторе m и масса пустого дозатора $m_{доз}$ создают статическое усилие $P_{стат}$, пропорциональное весу дозатора с компонентами газобетонной смеси $G(t)$. Как показывает практика дозирования, после отключения и закрытия заслонки вес в дозаторе еще некоторое время (в течение около 0,5с) увеличивается, а затем стабилизируется на меньшем значении. Это поясняется инерционностью ИМ и временем τ падения частиц компонентов от выходного патрубка заслонки питателя (точка А рис. 3) до точки падения (точка В), а также динамическим воздействием $P_{дин}$ падающих компонентов на емкость дозатора в течении времени дозирования [4–6, 8]. Для получения информации о текущем весе компонентов в блоке «Дозатор» интегрируются соответствующие сигналы их потоков в точке падения В. При этом общий их вес определяется по статическому усилию $P_{стат}$ с учетом выгруженных компонентов и веса дозатора:

$$P_{стат}(t) = G(t) = G_{доз} + \left(\sum_{i=1}^2 \int_{t_1}^{t_2} F_{iB}(t) \cdot \rho_i(t) dt - \int_{t_1}^{t_2} F_{вызр}(t) \cdot \rho_{вызр} dt \right) = m_{доз} \cdot g + g \cdot \left(\sum_{i=1}^2 m_i(t) - m_{вызр} \right), \quad (7)$$

где, $G_{доз}, m_{доз}$ – вес и масса пустого дозатора; $F_{iB}(t)$ – поток дозируемых компонентов в точке В (см. рис. 3). В этом случае этот поток определяется выражением:

$$F_{iB}(t) = F_{iA}(t - \tau) \quad (8)$$

где $F_{iA}(t)$ – поток дозируемых компонентов на выходе заслонки питателя (см. рис. 3 точка А) [4–8].

Для разработки модели динамики поступления компонентов газобетонной смеси в бункер дозатора учитываем время падения частиц компонентов τ от выходного патрубка заслонки питателя (см. рис. 3 точка А) до точки падения (точка В). Это позволяет оценить динамическое воздействие $P_{дин}$ падающих компонентов в течении времени дозирования. С учетом этого разработана структурная схема модели набора компонента в бункер дозатора, которая приведена на рис. 4 [4–8].

В данной модели необходимо найти $P_{дин}(t)$. С этой целью скорость падения частиц набираемого компонента v_B определяется по высоте падения частиц компонентов $h(t)$ и времени падения частиц компонентов τ . Для этого воспользуемся геометрическими размерами и формой реального дозатора (рис. 3).

Объем дозатора состоит из объема его цилиндрической и конической (усеченный конус) частей:

$$V_{доз} = V_{цил} + V_{кон} = \pi \cdot R^2 \cdot h_{цил} + \frac{1}{3} \cdot \pi \cdot h_{у,кон} \cdot (R^2 + R \cdot r + r^2), \quad (9)$$

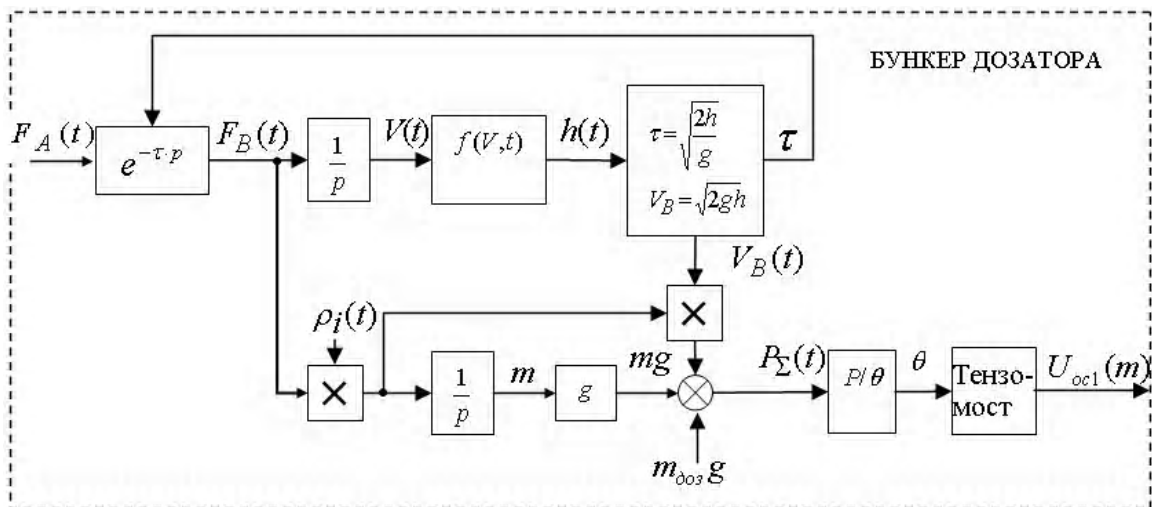


Рисунок 4 – Структурная схема модели анализа динамики поступления компонентов газобетонной смеси в

где $V_{кон}$ – объем конусной части бункера дозатора; R и r – радиусы цилиндрической части дозатора и усеченного конуса.

Объем компонентов в дозаторе $V(t)$ определяем по следующему выражению:

$$V(t) = V_{вх}(t) - V_{вых}(t) = \sum_{j=1}^2 \int_{t_1}^{t_2} F_{iB}(t) dt - \int_{t_1}^{t_2} F_{вызр}(t) dt. \quad (10)$$

Рассмотрим возможные технологические состояния дозатора в динамическом режиме. В первом случае объем поступивших компонентов может оказаться больше емкости конической части дозатора, а во втором меньше.

Для первого случая (когда объем компонентов больше емкости конической части дозатора рис. 3а) высота падения частиц компонента будет равна:

$$h(t) = \frac{V_{доз} - V(t)}{\pi \cdot R^2}. \quad (11)$$

Для второго случая (когда объем набранных компонентов меньше объема конической части рис. 3б) объем набранных в конусной части компонентов равен:

$$V(t) = \frac{1}{3} \cdot \pi \cdot tg^2 \alpha \cdot (h^3_{кон}(t) - h^3_{м.кон}). \quad (12)$$

Откуда высота падения частиц компонентов $h(t)$ определяется по следующей формуле:

$$h(t) = h_{доз} - \sqrt[3]{\frac{3 \cdot V(t)}{\pi \cdot tg^2 \alpha}}. \quad (13)$$

Тогда общая формула высоты падения компонента:

$$h(t) = \begin{cases} h_{доз} - \sqrt[3]{\frac{3 \cdot V(t)}{\pi \cdot tg^2 \alpha}}, & \text{если } V(t) < V_{кон}; \\ \frac{V_{доз} - V(t)}{\pi \cdot R^2}, & \text{если } V(t) > V_{кон}, \end{cases} \quad (14)$$

где α – угол конуса дозатора; $h_{доз}$ – высота бункера дозатора.

При нулевой начальной скорости частиц время падения, определяется по формуле:

$$\tau = \sqrt{\frac{2h(t)}{g}}. \quad (15)$$

Скорость падающего компонента вблизи области касания с поверхностью уже поступивших в дозатор определяется формулой:

$$v_B = \tau g = \sqrt{2g h(t)}. \quad (16)$$

При абсолютно неупругом соударении (скорость после взаимодействия равна нулю) динамическая сила воздействия падающего материала определяется по сле-

дующей формуле [9]:

$$P_{дин}(t) = F_{iB}(t) \cdot \rho_i \cdot v_B = \sqrt{2gh(t)} \cdot F_{iB}(t) \cdot \rho_i(t). \quad (17)$$

Очевидно, что сила воздействия на тензометрический датчик с учетом падающего i – го компонента будет определяться выражением:

$$P_{\Sigma}(t) = P_{стат}(t) + P_{дин}(t). \quad (18)$$

Под воздействием усилия $P_{\Sigma}(t)$ происходит деформация $\Theta(t)$ механической части системы тензодатчиков:

$$\Theta(t) = \alpha_T \cdot G(t), \quad (19)$$

где α_T – коэффициент, зависящий от материала и формы тензометрических датчиков, а также конструкции узла встройки и погрешности сопряжения тензометрических датчиков и емкости дозатора.

Основным параметром тензометрических датчиков является их чувствительность к деформации (растяжению) [10]. Она характеризуется тензорезистивным коэффициентом GF , численное значение которого определяется как:

$$GF = \frac{\Delta R / R_0}{\Theta}, \quad (20)$$

где $\Delta R / R_0$ – отношение относительного изменения сопротивления тензометрического датчика к его относительному удлинению – Θ .

Изменение деформации тензодатчиков приводит к изменению активного сопротивления тензорезисторного моста. При этом изменяется выходное напряжение каждого из тензометрических датчиков. Абсолютное изменение сопротивления тензометрического датчика в зависимости от изменяющихся показателей:

$$\Delta R(t) = R_0 \cdot GF \cdot \Theta(t). \quad (21)$$

При приложенном напряжении питания U_{ex} сигнал на выходе j -го тензометрического датчика будет равен:

$$U_j(t) = k_T \cdot GF \cdot \Theta(t) \cdot U_{ex}, \quad (22)$$

где k_T – зависит от способа организации измерительного моста тензометрического датчика, j – количество тензометрических датчиков на дозатор.

Сигналы со всех тензометрических датчиков дозатора суммируются и усредняются (в соединительной коробке). При наличии трех тензометрических систем усредненный результирующий сигнал о степени загрузки дозатора равен:

$$U_{oc}(t) = \frac{\sum_{j=1}^3 U_j(t)}{3}. \quad (23)$$

Этот сигнал используется в качестве обратной связи и поступает в ПЛК через блок аналогово-цифрового преобразователя (АЦП). Выборка АЦП производится с периодом T программного цикла опроса ПЛК. На структурной схеме (рис. 2) этот процесс выполняется в квантователе с периодом T . Далее оцифрованный входной сигнал обратной связи $D_{Gin}(nT)$ поступает на систему фильтров. Система фильтрации состоит из двух последовательно соединённых фильтров: фильтра среднего значения с глубиной выборки до 250 измерений и цифрового фильтра (по выбору: критического демпфирования, фильтр Баттерворта или фильтр Бесселя) с частотой среза f_g от 0,05 до 20 Гц. Блок нормализации приводит отфильтрованное значение веса дозатора $D_{Gf}(nT)$ к форме представления значения веса $D_G(nT)$, удобной для обработки программой управления в ПЛК. С учетом (18) – (23), а также конечного времени преобразования сигнала в аналоговом тракте ПЛК сигнал обратной связи по весу представим следующим выражением:

$$U_{oc}(t) = K_{oc}P_{\Sigma} - T_1 \frac{dU_{oc}}{dt}, \quad (24)$$

где K_{oc} – коэффициент обратной связи, учитывающий параметры датчика и тензоусилителя; T_1 – постоянная времени фильтра весоизмерительной части системы.

Приведенная математическая модель отличается от модели в [11] тем, что в ней учитывается скорость истечения компонентов (3), (5) и (6), динамика потоков компонентов (6), (8), (15), (16) и их влияние вместе с геометрией дозатора (9) – (14) на динамику изменения детектируемого веса (17). Однако недостает более точного описания динамики работы ИМ(шнекового питателя (1), заслонок (4). В модели уточнена динамика сигнала обратной связи по весу (24).

Использование в модели дополнительных параметров в (5) и учет реальных геометрических размеров дозатора увеличивает адекватность разработанной модели. Добавление влияния динамических усилий, создаваемых потоком падающих компонентов также позволяет точнее моделировать динамику набора веса, как это было показано в (16).

ВЫВОДЫ

Разработанная уточненная математическая модель системы автоматизированного управления двухкомпонентным дозированием сухих компонентов технологического процесса приготовления газобетона позволила учесть особенности работы ИМ (заслонок, привода шнекового питателя), зависимости динамики поступления компонентов газобетонной смеси в дозатор от геометрии бункеров дозатора, динамики потоков дозируемых компонентов, зависимости сигнала обратной связи от усилий, создаваемых потоком компонентов и свойств датчиков веса. Уточненные зависимости модели позволяют дополнительно оценивать динамическую составляющую веса набора компонентов в бункере дозатора и скорость истечения компонентов из расходной емкост-

ти. Разработанная модель позволит улучшить компьютерную модель данного технологического процесса.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кулинич Э. М. Метод моделирования и визуализации многопараметрической системы управления технологическим процессом приготовления газобетона / Э. М. Кулинич, В. В. Зиновкин, С. Е. Шаповалов // *Электротехніка та електроенергетика*. – 2010. – № 2. – С. 6–61.
2. Кулинич Э. М. Методологические основы моделирования системы управления технологическим процессом производства газобетона / Э. М. Кулинич, С. Е. Шаповалов // *Стратегія якості у промисловості і освіті: міжнар. конф., 4–11 червня 2010р. : тези докл.* – Варна, Болгарія, 2010. – Т. 1(2). – С. 231–234.
3. Ткачев В. С. Оптимизация процесса весового дозирования сыпучих материалов / В. С. Ткачев, В. А. Ужеловский, В. В. Грубов // *Вестник Приднепровской государственной академии строительства и архитектуры*. – Днепропетровск: ПГАСА, 2009. – № 8. – С. 7–13.
4. Зенков Р. Л. Бункерные устройства / Р. Л. Зенков, Г. П. Гриневиц, В. С. Исаев. – М.: Машиностроение, 1977. – 223 с.
5. Зенков Р. Л. Механика насыпных грузов / Р. Л. Зенков – М.: Машгиз, 1964. – 215 с.
6. Каталымов А. В. Дозирование сыпучих и вязких материалов: учебник / А. В. Каталымов, В. А. Любартович. – Л.: Химия, 1990. – 240 с.
7. Видинеев Ю. Д. Автоматическое непрерывное дозирование жидкостей / Ю. Д. Видинеев – М.: Энергия, 1967 – 109 с.
8. Осадчий В. В. Определение мгновенной производительности вибропитателя на основании сигнала с датчика веса в системе дискретного дозирования / В. В. Осадчий // *Вісник КДПУ – Кременчук: КДПУ*, – 2008. – Вип.4 (51) Част. 2. – С. 91–93.
9. Осадчий В. В. Уточнение взаимосвязей и параметров электромеханической системы дозирования вибрационного типа / В. В. Осадчий // *Материалы IX международной научно-технической конференции «Електромеханічні системи, методи моделювання і оптимізації» КГПУ. 15–17 мая 2007 г.* – Вип.4 (45), Част. 2. – С. 19–21.
10. Зиновкин В. В. Моделирование автоматизированного электропривода дозатора технологической линии приготовления газобетона / В. В. Зиновкин, Э. М. Кулинич // *Электротехніка та електроенергетика* – 2009. – № 2. – С. 49–53.
11. Зиновкин В. В. Моделирование автоматизированного управления двухкомпонентным дозированием многопараметрического процесса приготовления газобетона / В. В. Зиновкин, Э. М. Кулинич // *Системні технології. Регіональний міжвузівський збірник наукових праць*. – Дніпропетровськ, 2009. – Випуск 6 (65) – С. 53–64.

*Статья поступила в редакцию 10.12.2014.
После доработки 16.12.2014.*

Кулинич Е. М.

Старший викладач, Запорізький національний технічний університет, Україна

УТОЧНЕННЯ МОДЕЛІ АВТОМАТИЗОВАНОГО КЕРУВАННЯ ДВОКОМПОНЕНТНИМ ДОЗУВАННЯМ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ ПРИГОТУВАННЯ ГАЗОБЕТОНУ

Розроблена уточнена математична модель системи автоматизованого керування двокомпонентним дозуванням сухих компонентів технологічного процесу приготування газобетону. У ній були враховані особливості роботи виконавчих механізмів, динаміки потоків компонентів, що дозуються, залежностей подачі компонентів газобетонної суміші в дозатор від геометрії бункерів дозатора, сигналу зворотного зв'язку від зусиль, створюваних потоком компонентів і властивостей датчиків ваги. Розроблена модель дозволить підвищити адекватність комп'ютерної моделі і поліпшити якість автоматизованого керування даного технологічного процесу.

Ключові слова: математичне моделювання, дозування сухих компонент, автоматизована система управління технологічним процесом, газобетон.

Kulynych E.M.

Senior Lecturer, Zaporizhzhia National Technical University, Ukraine

REFINEMENT OF THE MODEL OF TWO-COMPONENT DOSING AUTOMATED CONTROL FOR THE PROCESS OF AERATED CONCRETE PREPARATION

A refined mathematical model of the automated control system with two-component dosing of dry components for the aerated concrete preparation process are worked out. Developing this model the features of the actuators (valves, drive screw feeder), dependencies of flow dynamics of weighed components from the meter hopper geometry, the feedback signal dependencies from the effort generated by the flow properties of the components and weight sensors are taken into account. These models allow us to have more accurate assess for the weight of the components necessary in the meter hopper and the exhaust velocity components from the supply tank. The developed model improves the computer model adequacy and the quality of the process automated control.

Keywords: mathematical modeling, dosing of dry components, automated process control system, aerated concrete.

REFERENCES

1. Kulinich Je. M., Zinovkin V. V., Shapovalov S. E. Metod modelirovanija i vizualizacii mnogoparametricheskoj sistemy upravlenija tehnologicheskim processom prigotovlenija gazobetona, *Elektrotehnika ta elektroenergetika*. 2010, No. 2, pp. 56–61.
2. Kulinich Je. M., Shapovalov C. E. Metodologicheskie osnovy modelirovanija sistemy upravlenija tehnologičeskim processom proizvodstva gazobetona, *Strategija jakosti u promislovosti i osviti : mizhnar. konf.*, 4–11 chervnja 2010, Varna, Bolgarija, 2010, Vol. 1(2), pp. 231–234.
3. Tkachev V. S., Uzhelovskij V. A., Grubov V. V. Optimizacija processa vesovogo dozirovanija sypuchih materialov, *Vestnik Pridneprovskoj gosudarstvennoj akademii stroitel'stva i arhitektury*. Dnepropetrovsk, PGASA, 2009, No. 8, pp. 7–13.
4. Zenkov R. L., Grinevich G. P., Isaev V. S. Bunkernye ustrojstva, Moscow, Mashinostroenie, 1977, 223 p.
5. Zenkov R. L. Mehanika nasypnyh gruzov. Moscow, Mashgiz, 1964, 215 p.
6. Katalymov A. V., Ljubartovich V. A. Dozirovanie sypuchih i vjazkih materialov: uchebnik, Leningrad, Himija, 1990, 240 p. 7. Vidineev Ju. D. Avtomaticheskoe nepreryvnoe dozirovanie zhidkostej, Moscow, Jenergiya, 1967 – 109 p.
8. Osadchij V. V. Opredelenie mgnovennoj proizvoditel'nosti vibropitatelja na osnovanii signala s datchika vesa v sisteme diskretnogo dozirovanija, *Visnik KDPU*, Kremenčuk: KDPU, 2008, Vip.4(51) Chast 2, pp. 91–93.
9. Osadchij V. V. Utochnenie vzaimosvjazej i parametrov jelektromehaničeskoj sistemy dozirovanija vibracionnogo tipa, *Materialy IX mezhdunarodnoj nauchno-tehničeskoj konferencii «Elektromehanični sistemi, metodi modeljuvanija i optimizacii» KGPU. 15–17 maja 2007*, Vip. 4(45), Chast. 2, pp. 19–21.
10. Zinovkin V. V., Kulinich Je. M. Modelirovanie avtomatiziro-vannogo jelektroprivoda dozatora tehnologičeskoj linii prigotovlenija gazobetona, *Elektrotehnika ta elektroenergetika*. 2009, No. 2, pp. 49–53.
11. Zinovkin V. V., Kulinich Je. M. Modelirovanie avtomatiziro-vannogo upravlenija dvuhkomponentnym dozirovaniem mnogoparametricheskogo processa prigotovlenija gazobetona, *Sistemni tehnologii. Regional'nij mizhvuziv'skij zbirnik naukovih prac'*. Dnipropetrovs'k, 2009, Vip. 6(65), pp. 53–64.

II. ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИКА

УДК 621.224

Волков В. А.

Канд. техн. наук, доцент кафедры гидроэнергетики, Запорожская государственная инженерная академия, Украина, E-mail: green_stone@ukr.net

ОЦЕНКА ВОЗМОЖНОСТИ ОСУЩЕСТВЛЕНИЯ ГИДРОАККУМУЛЯЦИИ НА СУЩЕСТВУЮЩИХ ГИДРОЭЛЕКТРОСТАНЦИЯХ ДНЕПРОВСКОГО КАСКАДА УКРАИНЫ

Предложена методика оценки возможности осуществления гидроаккумуляции на существующих гидроэлектростанциях Днепровского каскада Украины. С ее использованием в качестве примера оценена возможность осуществления гидроаккумуляции на Днепровской ГЭС. Выполнен выбор мощности, типа и количества обратимых гидроагрегатов для Днепровской ГЭС, предназначенных для осуществления на этой станции гидроаккумуляции, оценены достигаемые за счет гидроаккумуляции гидроэнергетические параметры станции.

Ключевые слова: гидроаккумуляция, гидроагрегат, расход, напор, энергосистема.

В настоящее время при функционировании энергосистемы Украины испытывается острая потребность в кратковременной выработке (или потреблении) активной электрической мощности для компенсации пиковых максимальных (или минимальных) значений потребляемой активной электрической мощности различными нагрузками энергосистемы [1]. При этом известно, что компенсация максимальных значений суточного графика потребления активной мощности (в дневное время) осуществляется посредством включения необходимого количества гидроагрегатов на гидроэлектростанциях [2, 3]. Для компенсации же минимальных значений (в ночное время) суточного графика потребления активной мощности энергосистемы, наоборот, выводятся из работы упомянутые гидроагрегаты гидроэлектростанции и используются гидроаккумулирующие станции. На гидроаккумулирующих станциях гидроагрегаты переводятся из генераторного в насосный режим работы, обеспечивая дополнительное потребление из энергосистемы активной электрической мощности, а также производится накопление гидроресурсов со стороны верхнего бьефа (ВБ) [4]. Указанные накопленные в ночное время энергоресурсы создают необходимый объем воды в верхнем бьефе гидроаккумулирующей станции для последующей компенсации максимальных пиковых активных электрических мощностей суточного графика загрузки в энергосистеме.

Следует отметить, что благодаря наличию в Украине Днепровского каскада из шести гидроэлектростанций и оперативного подключения их гидроагрегатов, успешно решаются в настоящее время вопросы компенсации максимальных значений пиковой активной электрической мощности суточного графика загрузки энергосистемы. Однако с решением задачи осуществления компенсации минимальных значений активной электрической мощности суточного графика загрузки энергосистемы существуют определенные трудности, обусловленные недостатком в Украине имеющихся гидроаккумули-

рующей станций и их мощностей [5]. В свою очередь развитие гидроаккумулирующих станций и увеличение их установленных мощностей на Украине будет способствовать улучшению динамики режимов отечественной энергосистемы, а потому является актуальной и практически востребованной задачей.

Целью статьи является исследование возможности создания гидроаккумуляции на существующих гидроэлектростанциях Днепровского каскада Украины (на примере Днепровской ГЭС).

Исследования проведены в четыре этапа. На первом этапе проведен анализ существующего изменения уровня воды верхнего (ВБ) и нижнего бьефов (НБ) Днепровской ГЭС за период времени с 1997 по 2012 годы, на основе данных о которых построены графики колебания этих уровней, показанные для периода времени с 2008 по 2012 годы на рис. 1а, б.

На втором этапе проанализированы границы сезонных колебаний уровня нижнего бьефа и на основе этого оценена существующая возможность транспортировки объемов воды из нижнего бьефа в верхний бьеф Днепровской ГЭС. В частности, из графиков колебания уровня верхнего и нижнего бьефов на рис. 1 следует, что максимальный расход Днепровской ГЭС приходится на март и май месяцы. При этом снижение уровня воды ВБ достигает отметок 51,06 м (в 2010 году) относительно уровня моря. Отметка нижнего уровня бьефа при этом достигла значения 16,5 м относительно уровня моря. Разница уровней верхнего и нижнего бьефов (которая является напором для гидротурбины гидроагрегата) составляет 34,8 м. Уменьшение напора на гидроагрегате влечет за собой увеличение расхода воды через турбину, т.е. – уменьшение полезного объема воды верхнего бьефа, столь необходимого для погашения последующих максимальных пиков электрической мощности суточного графика загрузки энергосистемы. Значения усредненных (за период времени с 2008 по 2012 годы) напоров на Днепровской ГЭС приведены на рис. 2.

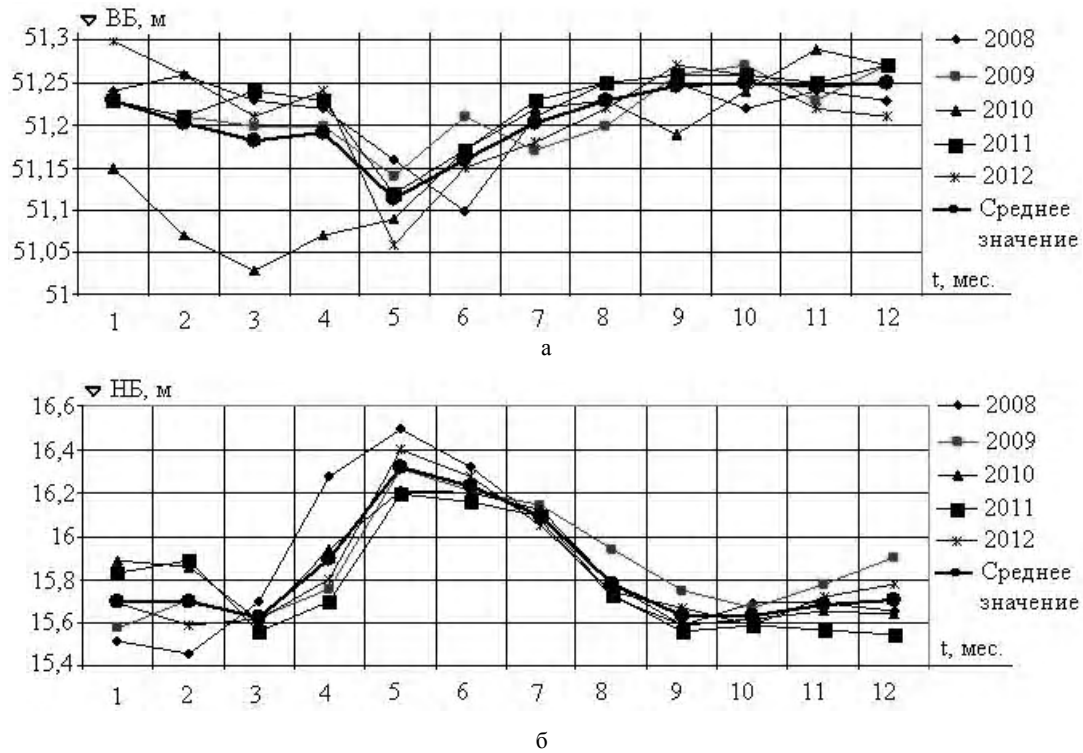


Рисунок 1 – Графики изменения уровней верхнего (а) и нижнего (б) бьефов Днепровской ГЭС

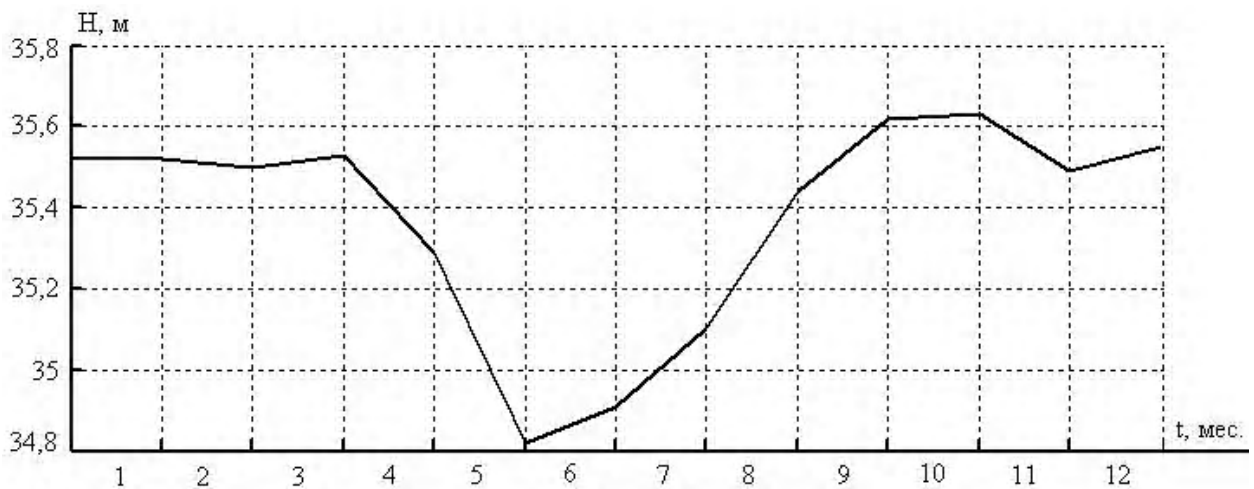


Рисунок – 2 Сезонное изменение усредненного напора на Днепровской ГЭС

Исходя из графика на рис. 2, можно сделать вывод, что наибольшая потребность в гидроаккумуляции приходит на месяцы: май, июнь июль. При этом отметка НБ Днепровской ГЭС в эти месяцы в среднем на 3 метра превышает минимальный уровень воды ее нижнего бьефа. То есть – фактически существует определенный объем воды в НБ этой станции, который возможно для осуществления гидроаккумуляции транспортировать в бассейн верхнего бьефа.

На третьем этапе проведен расчет полезных объемов, создаваемых в верхнем бьефе, а также дополнительных потребляемых активных мощностей от эксплуатации обратимых гидроагрегатов на Днепровской ГЭС. Приведем (по данным Днепровской ГЭС) краткие сведения о верхнем бьефе этой станции: объем водохранилища – 15,6 км³, площадь зеркала водохранилища – 420 км², длина – 170 км, ширина – 0,6 км (в районе затопленных порогов) и 3,5 км в верхней части, средняя глубина – 8 м, наибольшая глубина 45 м (ниже г. Новомосковска).

Аналогично приведем краткие сведения о нижнем бьефе Днепровской ГЭС: объем водохранилища – 18,2 км³, площадь зеркала водохранилища – 2155 км², площадь зеркала нижнего бьефа – 1,1 км², длина – 230 км, ширина – 25 км. Минимальный уровень воды нижнего бьефа не должен быть менее 11 м относительно уровня моря. Проанализировав усредненные (за 2008–2012 годы) значения уровня отметки нижнего бьефа, рассчитаем для НБ возможные объемы воды, которые можно из него аккумулировать в верхний бьеф этой станции:

$$\Delta V_{\text{НБ}} = \Delta h_{\text{НБ}} \cdot S_{\text{НБ}}, \quad (1)$$

где $\Delta V_{\text{НБ}}$ – возможный объем аккумуляции воды из нижнего бьефа, м³; $\Delta h_{\text{НБ}}$ – разница отметок фактического и минимально возможного уровня нижнего бьефа, м; $S_{\text{НБ}}$ – площадь водохранилища нижнего бьефа воды, расположенного вблизи тела плотины, м².

Рассчитанные по формуле (1) значения возможных объемов воды, предназначенных для транспортировки из нижнего бьефа в верхний бьеф Днепровской ГЭС, приведены в табл. 1.

На четвертом этапе осуществлен для Днепровской ГЭС выбор мощности, типа и количества обратимых гидроагрегатов, служащих для работы в генераторном и насосном режимах и осуществления в последнем режиме гидроаккумуляции. Исходя из посадочных размеров

шахты гидроагрегатов Днепровской ГЭС, а также технических характеристик (в первую очередь напора) обратимых гидротурбин, наиболее предпочтительными являются турбины ОГТ-50-В-650 и ОГТ-45-В-650 отечественной фирмы ВАТ «Турбоатом» (Украина) [6]. Технические характеристики указанных вариантов обратимых гидротурбин приведены в табл. 2.

Универсальные характеристики обратимых гидротурбин ОГТ-50-В-650 и ОГТ-45-В-650 приведены на рис. 3 [7]. Эти характеристики представляют собой зависимости частоты вращения n'_1 , об/мин. и расхода Q'_1 , л/с гидротурбины от изменения коэффициента полезного действия η'_{11} , %, и положения направляющего аппарата α_0 , %. Из этих характеристик следует, что при работе с максимальным значением коэффициента полезного действия (КПД) максимальный расход воды для турбины ОГТ-50-В-650 составит 1,15 м³/с (при КПД, равном 80%), а для турбины ОГТ-45-В-650 – 0,95 м³/с (при КПД, равном 79 %). Данные рабочие точки на рис. 3а, б отмечены крестиком (точки А).

Рассчитанные значения суммарных времен, необходимых для перекачки объемов воды из нижнего бьефа в верхний бьеф на Днепровской ГЭС в различные месяцы календарного года посредством обратимых турбин ОГТ-50-В-650 и ОГТ-45-В-650, приведены в табл. 3. При этом

Таблица 1 – Возможные для транспортировки объемы воды из нижнего в верхний бьеф Днепровской ГЭС

Величины	Месяцы											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$\Delta h_{\text{НБ}}$, м	4,7	4,7	4,65	4,9	5,3	5,25	5,1	4,78	4,62	4,62	4,75	4,7
$\Delta V_{\text{НБ}}$, 10 ⁻³ км ³	5,17	5,17	5,12	5,39	5,83	5,78	5,61	5,26	5,08	5,08	5,23	5,17

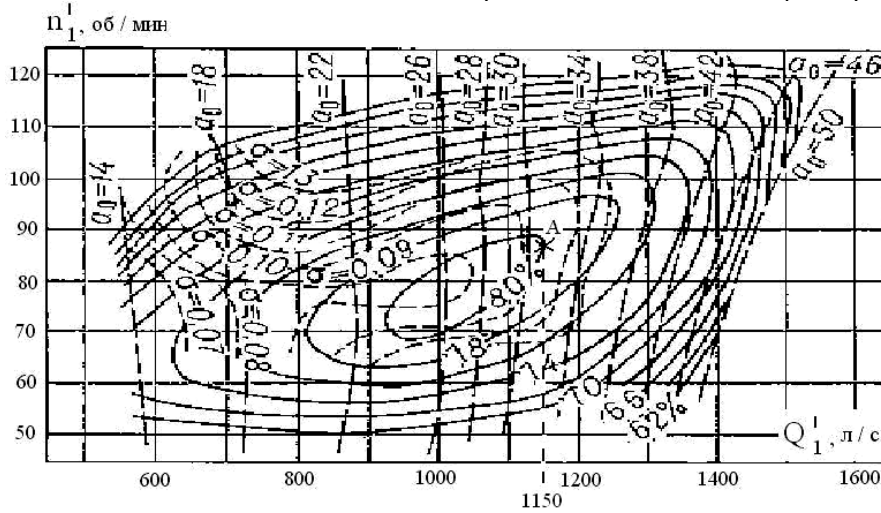
Таблица 2 – Технические характеристики обратимых гидротурбин ОГТ-50-В-650 и ОГТ-45-В-650

Тип турбины	ОГТ-50-В-650		ОГТ-45-В-650	
Производитель (страна)	ВАТ «Турбоатом» (Украина)		ВАТ «Турбоатом» (Украина)	
Выраб. мощн. в турб. реж. МВт	135		130	
Потребл. мощн. в насос. реж. МВт	150		165	
Зона напоров $H_{\text{мин}} - H_{\text{макс}}$, м	40–55		30–50	
Масса, т	525		550	
Относительная высота направляющего аппарата v_0 / D_1	0,25		0,25	
Диаметр рабочего колеса, м	6,5		6,5	
Количество лопастей рабочего колеса z_1	24		25	
Приведенная скорость вращения, об / мин.	$n'_{1 \text{ розр}}$	75	72	
	$n'_{1 \text{ макс}}$	78	75	
Приведенный расход, л / с	$Q'_1 \text{ max}$	1400	1030	
	$Q'_1 \text{ min}$	1370	650	
Кавитационный коэффициент σ	при $Q'_1 \text{ max}$	0,15	0,15	
	при $Q'_1 \text{ min}$	0,11	0,10	
Приведенная разгонная скорость вращения по разгонной характеристике	n'_{p1} , об / мин	139	137	
Коэффициент осевого усилия $K_{\text{ос}}$	кН / м ²	24–30	24–31	
	т / м ²	0,25–0,31	0,25–0,32	

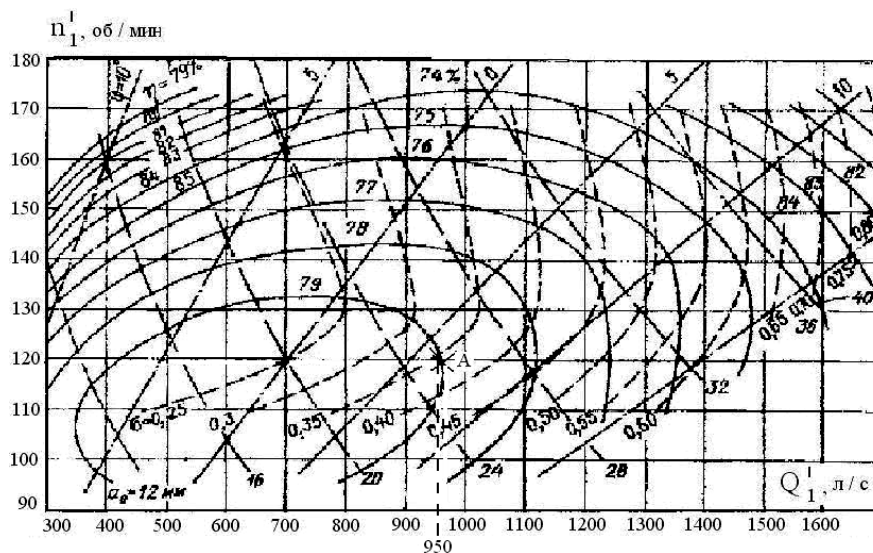
указанный расчет суммарных времен, затрачиваемых одним обратимым гидроагрегатом на транспортировку воды из нижнего на верхний бьеф Днепровской ГЭС для ее аккумуляции в верхнем бьефе, производился по следующим формулам:

$$\left. \begin{aligned} t_{\text{ОГТ-50-В-650}} &= \Delta V_{\text{НБ}} / Q_{\text{ОГТ-50-В-650}} \\ t_{\text{ОГТ-45-В-650}} &= \Delta V_{\text{НБ}} / Q_{\text{ОГТ-45-В-650}} \end{aligned} \right\}, \quad (2)$$

где $t_{\text{ОГТ-50-В-650}}$ и $t_{\text{ОГТ-45-В-650}}$ – времена транспортировки воды из нижнего бьефа в верхний бьеф для турбин



а



б

Рисунок – 3 Универсальные характеристики обратимых гидротурбин: а) ОГТ-50-В-650 и б) ОГТ-45-В-650

Таблица 3 – Затрачиваемое время при гидроаккумуляции на транспортировку воды из нижнего в верхний бьеф

Тип турбины	Время транспортировки воды из нижнего бьефа в верхний бьеф (ч)											
	Месяцы											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
ОГТ-50-В-650	1249	1249	1235	1302	1408	1395	1355	1270	1228	1228	1262	1249
ОГТ-45-В-650	1512	1512	1496	1576	1705	1689	1640	1537	1486	1486	1528	1512

Таблица 4 – Тип и мощности гидротурбин установленных на Днепровской ГЭС-2

№	Тип гидротурбины	Номинальная мощность турбины, МВт
11, 13, 15	ПЛ-40-В-680	119
12	ПЛ-40-В-680	105
14, 16	ПР-40-В-680	113
17, 18	ПЛ-40-В-700	113

типа ОГТ-50-В-650 и ОГТ-45-В-650 соответственно; $Q_{\text{ОГТ-50-В-650}} = 1,15 \text{ м}^3 / \text{с}$ и $Q_{\text{ОГТ-45-В-650}} = 0,95 \text{ м}^3 / \text{с}$ – расходы воды одной турбины типа ОГТ-50-В-650 или ОГТ-45-В-650 соответственно (определенные из универсальных характеристик на рис. 3).

Исходя из максимальных значений времени транспортировки полезных объемов воды (соответствующих пятому месяцу – маю в табл. 3) для турбины ОГТ-50-В-650, равного 1408 ч, и для турбины ОГТ-45-В-650, равного 1705 ч, и принимая продолжительность времени работы обратимых гидротурбин в насосном режиме равным восьми часам в сутки (с 23⁰⁰ вечера до 7⁰⁰ утра) на протяжении 30 дней рассматриваемого месяца, рассчитаем требуемое количество обратимых турбин по формулам:

$$\left. \begin{aligned} z_{\text{ОГТ-50-В-650}} &= t_{\text{ОГТ-50-В-650}} / 240 \\ z_{\text{ОГТ-45-В-650}} &= t_{\text{ОГТ-45-В-650}} / 240 \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где $z_{\text{ОГТ-50-В-650}}$ и $z_{\text{ОГТ-45-В-650}}$ – количество обратимых турбин типа ОГТ-50-В-650 и ОГТ-45-В-650 соответственно; 240 – время работы одной турбины в течение месяца (ч).

В результате данного расчета получим, что для транспортировки в верхний бьеф полезного объема воды из нижнего бьефа необходима установка на Днепровской ГЭС турбин: ОГТ-50-В-650 – в количестве 6 шт. или ОГТ-45-В-650 – в количестве, равном 7 шт.

Из формул [8]

$$\left. \begin{aligned} \Delta N_{\text{ОГТ-50-В-650}} &= z_{\text{ОГТ-50-В-650}} \cdot N_{\text{ОГТ-50-В-650}} \\ \Delta N_{\text{ОГТ-45-В-650}} &= z_{\text{ОГТ-45-В-650}} \cdot N_{\text{ОГТ-45-В-650}} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

рассчитаем полученное приращение потребляемой активной электрической мощности от осуществления гидроаккумуляции, которая составит: 900 МВт – для ОГТ-50-В-650 или 1155 МВт – ОГТ-45-В-650. В формулах (4) используются следующие обозначения: $N_{\text{ОГТ-50-В-650}}$ и $N_{\text{ОГТ-45-В-650}}$ – потребляемые активные мощности (согласно табл. 2) одной обратимой турбины типа ОГТ-50-В-650 или ОГТ-45-В-650 в насосном режиме, равные 150 МВт и 165 МВт соответственно; $\Delta N_{\text{ОГТ-50-В-650}}$ и $\Delta N_{\text{ОГТ-45-В-650}}$ – приращения потребляемой активной электрической мощности от осуществления гидроаккумуляции всеми устанавливаемыми турбинами типа ОГТ-50-В-650 или ОГТ-45-В-650 соответственно. По экономическим соображениям (исходя из капитальных затрат на приобретение обратимых гидроагрегатов, а также затрат на демонтаж и замену существующих гидротурбин) более предпочтительной является установка 6-ти обратимых гидроагрегатов с турбинами типа ОГТ-50-В-650.

Во время режима компенсации пиковой активной мощности энергосистемы часть от ее общей избыточной мощности передается с первичных на вторичные обмотки повышающих трансформаторов (установленных на ГЭС для связи с энергосистемой) и затрачивается на питание установленных обратимых гидроагрегатов, работающих в насосном режиме. Применительно к

Днепровской ГЭС основная часть из указанной избыточной мощности энергосистемы передается от расположенных рядом с Днепровской ГЭС крупных Запорожских атомной и тепловой электростанций.

В заключение оценим изменения предельных (максимальных) значений генерируемой активной мощности ΔN_{Σ} и объема выработанной годовой электроэнергии $\Delta \mathcal{E}_r$ на Днепровской ГЭС при замене на станции ДнепроГЭС-2 (входящей в состав Днепровской ГЭС) шести (из существующих ныне восьми) необратимых гидротурбин с типом и мощностью, показанными в табл. 4) на обратимые гидротурбины (в том же количестве $n = 6$ шт.) типа ОГТ-50-В-650 согласно табл. 2 мощностью, равной в генераторном (турбинном) режиме $N_{\text{Г0}} = 135$ МВт каждая. Данная оценка выполнена из следующих соотношений:

$$\Delta N_{\Sigma} = n \cdot N_{\text{Г0}} - \sum_{i=1}^{16} N_{\text{Г1}i}, \quad (5)$$

$$\Delta \mathcal{E}_r = \frac{2}{3} \cdot 8760 \cdot (n \cdot N_{\text{Г0}} - \sum_{i=1}^{16} N_{\text{Г1}i}), \quad (6)$$

где i – существующий порядковый номер гидротурбины на ДнепроГЭС-2 (из табл. 4); 8760 – общий годовой фонд времени работы гидротурбин, ч; $2/3$ – доля времени, приходящиеся на работу гидротурбин в генераторном режиме (при принятом ранее значении времени их функционирования в этом режиме в сутки, равном 16 ч.).

Результаты данных оценок свидетельствуют о том, что при указанной замене на Днепровской ГЭС шести необратимых гидротурбин на обратимые предельная генерируемая активная мощность рассмотренной станции увеличится на 122 МВт (или на 7,8%), а предельный объем годовой выработки (генерации) электроэнергии этой станции возрастет на 712 тыс. МВтч. При этом за счет осуществления рассмотренной гидроаккумуляции обеспечивается повышение предельного значения, рассчитанного из (7), потребляемой пиковой активной мощности (с учетом данных из табл. 2) на 900 МВт.

ВЫВОДЫ

1. Разработана методика, позволяющая оценить возможность осуществления гидроаккумуляции на существующих гидроэлектростанциях Днепровского каскада.
2. С использованием данной методики установлена возможность осуществления гидроаккумуляции на наибольшей по мощности из гидроэлектростанций Украины – Днепровской ГЭС. Для этой электростанции выполнен выбор необходимой мощности, типа и количества обратимых гидроагрегатов, в результате установки которых будет обеспечено потребление в ночное время активной электрической мощности их энергосистемы Украины в размере до 900 или 1155 МВт с применением соответственно гидротурбин типа ОГТ-50-В-650 или ОГТ-45-В-650.
3. Практическая реализации гидроаккумуляции на Днепровской ГЭС позволит эффективнее компенсировать минимальные пиковые значения суточного графика загрузки энергосистемы Украины, в том числе – вызванные в последнее время спадом производства и не-

ритмичной работой энергоемких предприятий Запорожской области: алюминиевого комбината, ферросплавного завода, электрометаллургического завода «Днепроспецсталь» и др.

4. Благодаря осуществлению на верхнем бьефе Днепроградской ГЭС гидроаккумуляции будет также одновременно достигнуто увеличение продолжительности времени компенсации этой станцией максимальной пиковой электрической мощности в суточном графике загрузки энергосистемы.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Поташник С. І. Безпечна експлуатація гідротехнічних споруд гідроелектростанцій України на сучасному етапі / С. І. Поташник, О. М. Карамушка // Вісник національного університету водного господарства та природокористування. – 2013. – Вип. 2(62). – С. 11–19.
2. Шейнман Л. Б. Гидроаккумулирующие электростанции / Л. Б. Шейнман. – М. : Энергия, 1978. – 184 с.

3. Николайкин Н. И. Гидроаккумулирующие электростанции / Н. И. Николайкин, Н. Е. Николайкина, О. П. Мелехова. – М. : Дрофа, 2006. – 186 с.
4. Аршеневский Н. Н. Обратимые гидромашинны гидроаккумулирующих электростанций / Н. Н. Аршеневский. – М. : Энергия, 1977. – 240 с.
5. Поташник С. И. Каскад Среднеднепровских ГЭС / С. И. Поташник. – М. : Энергоатомиздат, 1986. – 143 с.
6. Каширин М. М. Конструкции насос-турбин на напоры до 120 м / М. М. Каширин, К. П. Лапшинов. – М. : Энергомашиностроение, 1986. – 223 с.
7. Самойленко Є. Г. Гідроенергетичне обладнання гідрота гідроаккумуляючих електростанцій. – Запоріжжя : ЗДІА, 2006. – 410 с.
8. Васильева Ю. С. Гидроэнергетическое и вспомогательное оборудование гидроэлектростанций / Ю. С. Васильева, Д. С. Щавелев. – М. : Энергоатомиздат, 1988. – 435 с.

*Статья поступила в редакцию 22.10.2014.
После доработки 17.11.2014.*

Волков В. О.

К.т.н., доцент кафедри гідроенергетики, Запорізька державна інженерна академія, Україна

ОЦІНКА МОЖЛИВОСТІ ЗДІЙСНЕННЯ ГІДРОАКУМУЛЯЦІЇ НА ІСНУЮЧИХ ГІДРОЕЛЕКТРОСТАНЦІЯХ ДНІПРОВСЬКОГО КАСКАДУ УКРАЇНИ

Запропонована методика оцінювання можливості здійснення гідроаккумуляції на існуючих гідроелектростанціях Дніпровського каскаду України. З її використанням в якості прикладу оцінена можливість здійснення гідроаккумуляції на Дніпровській ГЕС. Виконано вибір потужності, типу й кількості зворотних гідроагрегатів для Дніпровської ГЕС, призначених для здійснення на цій станції гідро акумуляції, оцінені досягнуті за рахунок гідроаккумуляції гідроенергетичні параметри станції.

Ключові слова: гідроаккумуляція, гідроагрегат, витрата, напір, енергосистема.

Volkov V. A.

Ph.D., assistant professor of hydropower, Zaporizhzhza State Engineering Academy, Ukraine

EVALUATION OF THE POSSIBILITY OF HYDRO ACCUMULATION IMPLEMENTATION ON EXISTING HYDRO POWER PLANTS OF DNIEPER CASCADE OF UKRAINE

An estimation method for feasibility of hydro accumulation on existing hydro power plants of Dnieper cascade of Ukraine (on the example of the Dnieper HPP). In the first stage the analysis of the existing changes in water levels of the upper and lower pool of Dnieper HPP in recent years is done. In the second phase the boundaries of seasonal fluctuations in the level of the tailrace are analyzed and the existing possibility of transporting water from the lower to the upper pool of the Dnieper HPP is evaluated. In the third step the useful volume generated by upstream is calculated, and it may consume the additional capacity during commissioning reversible hydro units on the Dnieper HPP. The fourth step for the Dnieper HPP power selection includes the type and amount of reversible hydraulic units, employees to work in the generator and pump mode and implementation of hydro accumulation at this station. The quantitative estimation of Dnieper HPP hydropower parameters applying by hydro accumulation is presented..

Keywords: hydro accumulation, hydro unit, flow, pressure, power grid.

REFERENCES

1. Potashnik E. I., Karamusha O. M. Bezpechna ekspluatacia sporud gidroelectostanciy Ukraini na suchasnomu etapi, *Visnik nacionalnogo universitetu vodnogo gospodarstva ta prirodnokoristuvannya*, Rivne, 2013, Vip. 2(62), pp. 11–19.
2. Sheynman L. B. Hidroaccumuluuhih electrostancii. Moscow, Energia, 1978, 184 p.
3. Nikolaikin N. I., Nikolaykina N. E., Melehova O. P. Hidroaccumuluuhih electrostancii. Moscow, Drofa, 2006, 186 p.

4. Arshenevskiy N. N. Obratimiye gidromashine gidroaccumuliruuhih electrostanciy. Moscow, Energia, 1977, 240 p.
5. Potashnik S. I. Cascad Srednedneprovskih GES. Moscow, Energoatomizdat, 1986, 143 p.
6. Kasharin M. M., Lapshinov K. P. Konstrukcii nasos-turbine na napori do 120 m. Moscow, Energomashinostroenie, 1986, 223 p.
7. Samoylenko E. G. Gidroenergetiche obladnannya gidrota gidroaccumuluuhih electrostanciy. Zaporizgha, ZDIA, 2006, 410 p.
8. Vasilyeva U. S., Havelev D. S. Gidroenergeticheskoe I vspomogatelnoe oborudovanie gidroelectrostanciy. Moscow, Energoatomizdat, 1988, 435 p.

ДО ВІДОМА АВТОРІВ

Журнал «Електротехніка та електроенергетика» призначений для публікації найбільш значимих наукових і практичних результатів досліджень учених вищих навчальних закладів і наукових організацій.

Журнал включений у перелік наукових видань України, у яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття вчених ступенів доктора і кандидата технічних наук і фізико-математичних наук (радіофізика).

Статті, що опубліковано в журналі, реферуються в реферативних журналах і базах даних ВІНПІ (Росія) і «Джерело» (Україна). Журнал міститься у міжнародній базі наукових видань Index Copernicus (<http://journals.indexcopernicus.com/index.php>). Інтернет-сторінка журналу: <http://journal.zntu.edu.ua/ric/index.php?page=index>.

Журнал видається двічі на рік і розповсюджується за Каталогом періодичних видань України (передплатний індекс – 22914).

Для розгляду питання про публікацію статті до редакції журналу необхідно вислати поштою або представити особисто наступне:

- 1) рукопис (роздруковку) статті, підписаний на останній сторінці всіма авторами, в двох примірниках;
 - 2) відомості про авторів (українською, російською, англійською мовами);
 - 3) оригінал експертного висновку про можливість відкритого опублікування статті;
 - 4) супровідний лист-клопотання з організації, де була виконана робота (або лист автора);
 - 5) рецензію від фахівця в даній галузі з вченим ступенем доктора наук. Підпис рецензента обов'язково мусить бути завіреним.
- б) диск з наступними файлами:
- електронна версія статті, повністю ідентична роздруковці;
 - відомості про авторів;
 - рисунки у графічному форматі .tif.

Файли з матеріалами статті можна надіслати електронною поштою або передати особисто на оптичному диску або USB-накопичувачі.

Вимоги до оформлення статті. Приймаються статті, набрані в редакторі Microsoft Word.

Параметри сторінки:

- розмір паперу – А4 (210x297);
- орієнтація – книжкова;
- шрифт – Times New Roman, розмір – 12 pt;
- міжрядковий інтервал – полуторний;
- верхнє поле – 20 мм, нижнє – 20 мм, ліве – 25 мм, праве – 15 мм.

Сторінки рукопису повинні бути пронумеровані. Не допускаються розбіжності рукопису з електронною версією статті. Текст рукопису не повинен мати рукописних виправлень та позначок.

Послідовність розміщення матеріалу статті:

- 1) індекс УДК;
- 2) прізвища й ініціали авторів, назва статті, анотація й ключові слова мовою статті;
- 3) текст статті;
- 4) список літератури;
- 5) прізвища й ініціали авторів, назва статті, анотація й ключові слова російською мовою (якщо мова статті – українська) або українською (якщо мова статті – російська);
- 6) прізвища й ініціали авторів, назва статті, анотація й ключові слова англійською мовою;
- 7) транслітерований список літератури.

Анотації повинні бути інформативними, змістовними (відбивати основний зміст статті та результати досліджень) та структурованими (відбивати логіку опису результатів у статті). **Рекомендований обсяг україномовної та російськомовної анотації приблизно 50 слів, англійськомовної – 100–150 слів (вимоги науково-метричної бази SCOPUS).**

Ключові слова наводяться в називному відмінку у кількості до десяти слів.

Текст статті. Приймаються статті російською, українською та англійською мовами. Розмір статті до 0,5 авторського аркуша. У статті слід уникати зайвої деталізації, проміжних формул і висновків; не слід наводити відомі факти, повторювати зміст таблиць і ілюстрацій у тексті. Стаття не повинна мати граматичних або інших помилок, а також повинна відповідати тематиці журналу й вимогам щодо фахових видань.

Структура тексту статті мусить містити такі необхідні елементи: постановка проблеми в загальному виді і її зв'язок з важливими науковими або практичними завданнями; аналіз останніх досліджень і публікацій, у яких розпочато розв'язання даної проблеми, і на які опирається автор; виділення нерозв'язаних раніше частин загальної проблеми, яким присвячується стаття; формулювання цілей статті (постановка завдання); виклад основного матеріалу дослідження з повним обґрунтуванням отриманих наукових результатів, висновки по даному дослідженню й перспективи подальших досліджень у даному напрямку. Матеріал публікації мусить бути розбитий на підрозділи не більше двох рівнів.

Рисунки розміщуються в тексті й додатково додаються в окремих файлах (формат .tif з роздільною здатністю 150–300 dpi, чорно-білі або у градаціях сірого). Розмір рисунків не повинен перевищувати ширини сторінки (17 см) або ширини колонки (8 см). Написи на рисунках бажано виконувати шрифтом Times New Roman, розмір 10. Рисунки нумерують і підписують унизу.

Формули виконуються за допомогою вбудованого в Word редактора Microsoft Equation. Формули нумерують у круглих дужках праворуч. Формули великого розміру записуються в кілька рядків.

Нумерація рисунків, формул і таблиць наскрізна однорівнева.

Список літератури наприкінці статті подається мовою оригіналу і складається в порядку згадування посилань у тексті й відповідно до діючого стандарту на бібліографічний опис. Посилання на літературу в тексті нумеруються послідовно й позначаються цифрою у квадратних дужках.

Транслітерований список літератури, відповідно до вимог науково-метричної бази SCOPUS, є повним аналогом списку літератури і виконується на основі транслітерації мови оригіналу латиницею.

Посилання на англійські джерела не транслітеруються. Транслітерація української мови латиницею виконується на основі Постанови КМУ №55 від 27 січня 2010 р., російської – на основі ГОСТ 7.79-2000 (ISO 9-95). Приклади транслітерації розміщені на сайті журналу.

У **відомостях про авторів** необхідно навести:

- 1) прізвище, ім'я, по батькові (повністю);
- 2) учений ступінь;
- 3) посаду;
- 4) місце роботи;
- 5) електронну адресу;
- 6) робочий, домашній, мобільний телефони.

Статті, які не відповідають зазначеним вимогам, не приймаються до розгляду.

Всі статті проходять закриті рецензування і в разі потреби можуть бути повернуті автору на доробку. Редакція залишає за собою право на літературну редакцію тексту статті без повідомлення автору.

Рукописи й диски не вертаються, коректура та відбитки статей авторам не надсилаються.

Адреса редакції: 69063, м. Запоріжжя, вул. Жуковського, 64, ЗНТУ, редакція журналу
Тел. (061) 7-698-2-96 – редакційно-видавничий відділ.
E-mail: rvv@zntu.edu.ua

Наукове видання

Електротехніка та електроенергетика №2/2014

науковий журнал

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

Орловський І. А.
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 23.01.2015. Формат 60×84/8. Ум. др. арк. 9,77.
Тираж 300 прим. Зам. № 08.
69063 м. Запоріжжя, ЗНТУ, друкарня, вул. Жуковського, 64

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