

УДК 621.3.072.8/.9

№ держреєстрації 0108U000539

Інв. №

Міністерство освіти та науки України
Національний гірничий університет
(НГУ)

49005, г. Дніпропетровськ, пр. К.Маркса, 19; тел. (0562) 47-32-09,
факс 744-62-14, телекс 143457 „AGAT SU” E-mail: HomenkoO@nmu.org.ua

ЗАТВЕРДЖУЮ

Проректор з наукової роботи

д-р техн. наук., проф.

_____ О. Бешта

»_____» _____ 2009 р.

ЗВІТ

ПРО НАУКОВО-ДОСЛІДНУ РОБОТУ

ОБГРУНТУВАННЯ ЕНЕРГОРЕСУРСОЗБЕРІГАЮЧИХ РЕЖИМІВ І ПРИНЦИПІВ

КЕРУВАННЯ ЕЛЕКТРОЕНЕРГЕТИЧНИХ КОМПЛЕКСІВ ГІРНИЧО-

МЕТАЛУРГІЙНИХ ПІДПРИЄМСТВ

(заключний)

ГП-408

Начальник НДЧ

О.Є. Хоменко

Науковий керівник НДР,
д-р техн. наук., академік НАН України

Г.Г. Півняк

2009

Рукопис закінчено 9.12.2009 р.
Результати цієї роботи розглянуто Вченою Радою НГУ,
протокол № 9 від 15.12 2009 р.

СПИСОК АВТОРІВ

Науковий керівник НІР, академік НАН України, головний науковий співробітник	Г. Півняк (розд. 1-4, формування направлень досліджень)
Відповідальний виконавець, д.т.н., провідний науковий співробітник	С. Випанасенко, (вступ, розд. 1, аналіз результатів, висновок)
Д.т.н., провідний науковий співробітник	О. Бешта (вступ, розд. 3.1, 3.4)
Заступник наукового керівника НІР, д.т.н., професор	В. Кириченко (вступ, розд. 2.1)
Д.т.н., провідний науковий співробітник	Ф. Шкрабець (вступ, розд. 4)
К.т.н., ст. науковий співробітник	О. Хованська (розд. 1.2)
К.т.н., провідний науковий співробітник	В. Кириченко (вступ, розд. 2, висновок)
К.т.н., ст. науковий співробітник	О. Азюковський (розд. 4)
Ст. науковий співробітник	О. Ковальов (розділ 1.3)
Фахівець 1к	Н. Іванова (розділ 1.4, оформлення звіту)
мнс	О. Бобров (розділ 1.4)
мнс	Ю. Папаїка (розділ 1.2)
мнс	Н. Випанасенко (розд. 1.2)
Ст. науковий співробітник	С. Худолій (розд. 3.2, 3.3)
Фахівець 1к	М. Рибалкін (розд. 3.3)
мнс	В. Барабан (розд. 2.4, 2.5, 2.8)

У виконанні НДР приймали участь студенти: С. Мухін, О. Штенгелов, О. Ніколенко, В. Ленда

Нормоконтролер

Л. Савостенко

РЕФЕРАТ

Звіт про НДР: 312 с., 83 рис., 4 табл., 78 джерел, 6 додат.

Об'єкт дослідження – електроенергетичні комплекси гірничо-металургійних підприємств.

Мета роботи полягає у обґрунтування енергоресурсо-зберігаючих режимів і принципів керування електроенергетичних комплексів гірничо-металургійних підприємств.

Наукова новизна роботи полягає в обґрунтуванні режимів роботи електропривода компресорної установки, які забезпечують підвищення енергетичної ефективності роботи системи стисненого повітря. Розроблена методика експериментальних досліджень процесу індукційного нагріву з визначенням температурних режимів для різних видів посадок.. Вперше для отримання синхронних приводів із бажаними властивостями в асинхронних режимах двигуна із номінальним навантаженням за умови зниженої напруги мережі живлення використана оптимізація параметрів пускової обмотки та співвідношення між її моментом та моментом від обмотки збудження з урахуванням нестабільності параметрів. Досліджена оптимальна конструкція синхронних двигунів з постійними магнітами (СДПМ) та запропоновано алгоритм керування. Розроблено математичні моделі системи «станція катодного захисту - підземна споруда» для режимів захисту від ґрунтової корозії за умови відсутності промислових джерел струмів, що протікають ґрунтом. Розроблена математична модель інваріантних систем катодного захисту підземних споруд.

Метод розробки – теоретичні і експериментальні дослідження.

ЕЛЕКТРИЧНА МЕРЕЖА, ПРИВОД, КОМПРЕСОР, ПНЕВМОМОРЕЖА, ІНДУКЦІЙНИЙ НАГРІВ, ДВИГУН, ЗБУДНИК, ПУСКОВА ОБМОТКА, СТАТИКА, ПРОГРАМНЕ КЕРУВАННЯ, АЛГОРИТМ, СТАНЦІЯ КАТОДНОГО ЗАХИСТУ, ПІДЗЕМНА СПОРУДА

З М І С Т

Вступ.....	8
1 Енергозберігаючі режими в системі стисненого повітря та індукційного нагріву.....	14
1.1 Двопозиційне управління електроприводом компресорної установки в системі стисненого повітря.....	14
1.1.1 Аналіз режимів роботи окремих ланок системи стисненого повітря...	14
1.1.2 Втрати енергії в окремих ланках системи стисненого повітря.....	29
1.1.3 Математична модель для оптимізації режиму роботи системи.....	40
1.1.4 Спосіб управління електроприводом компресора.....	49
1.2 Індукційний нагрів з'єднань деталей, виконаних посадкою з натягом	55
1.2.1 Особливості конструктивного виконання з'єднань деталей з точки зору застосування індукційного нагріву	57
1.2.2 Температурні режими, що забезпечують демонтаж деталей.....	60
1.2.3 Математична модель для розрахунку електромагнітних процесів в системі. Методика експериментальних досліджень.....	65
1.2.4 Математична модель для моделювання теплових процесів.....	82
2 Розробка теорії програмно-керованих синхронних приводів нового покоління.....	96
2.1 Обґрунтування напрямку формування статичних властивостей синхронних двигунів з явновираженими полюсами (СДЯП)	96
2.1.1 Загальні засади.....	96
2.1.2 Особливості традиційних підходів до вибору параметрів пускових обмоток синхронних двигунів.....	99
2.1.3 Критичний аналіз вибору параметрів пускової обмотки та обґрунтування напрямку формування статичних властивостей СДЯП	107
2.2 Формування механічної характеристики та обґрунтування параметрів пускової обмотки з метою скорочення терміну розганяння СДЯП.....	109
2.2.1 Загальні засади.....	109

2.2.2	Форма механічної характеристики та вибір параметрів пускової обмотки з метою скорочення терміну пуску.....	110
2.2.3	Дослідження ефективності нового методу вибору параметрів пускової обмотки.....	114
2.3	Розробка принципів керування збудником з метою зменшення навантажень мережі живлення.....	127
2.3.1	Загальні засади.....	127
2.3.2	Алгоритм керування з метою зменшення навантажень мережі.....	128
2.3.3	Дослідження ефективності алгоритму.....	129
2.4	Аналіз методів визначення динамічних параметрів електромеханічної системи з синхронним двигуном	132
2.4.1	Загальні засади.....	132
2.4.2	Визначення механічних параметрів приводу	133
2.4.3	Контроль струмів та напруг живлення обмоток двигуна	138
2.5	Розробка алгоритмів з метою зменшення впливу нестабільності параметрів синхронного двигуна.....	156
2.5.1	Загальні асади.....	156
2.5.2	Активні опори обмоток двигуна та розрядного реостату.....	157
2.5.3	Вплив нагрівання на пускові властивості вигуна.....	164
2.6	Вплив нестабільності параметрів приводу на ефективність алгоритмів програмного керування СДЯП.....	169
2.6.1	Загальні асади.....	169
2.6.2	Вплив нестабільності активних опорів двигуна на ефективність програмного керування пуском.....	170
2.6.3	Вплив нестабільності рівня напруги татора.....	174
2.7	Дослідження ефективності програмного керування новим приводом в режимах ресинхронізації.....	177
2.7.1	Загальні засади.....	177
2.7.2	Алгоритм керування в режимах ресинхронізації.....	178
2.7.3	Дослідження ефективності алгоритму при ресинхронізації.....	180

2.8 Розробка робочого алгоритму керування комбінованим джерелом живлення синхронного двигуна.....	185
2.8.1 Загальні засади.....	185
2.8.2 Особливості керування джерелами живлення двигуна.....	185
2.8.3 Робочий алгоритм керування.....	194
3 Удосконалення конструкції та ефективне керування синхронними двигунами з постійними магнітами	204
3.1 Дослідження та удосконалення конструкції СДПМ	204
3.1.1 Дослідження електромагнітного поля й моментуутворення в СДПМ.....	204
3.1.2 Дослідження електромагнітного поля та моментуутворення в СДПМ	208
3.1.3 Дослідження навантажувальної здатності СДПМ різних типів.....	213
3.1.4 Вибір оптимальної конструкції СДПМ.....	215
3.2 Розробка ефективних законів керування СДПМ.....	216
3.2.1 Огляд існуючих принципів керування СДПМ.....	217
3.2.2 Огляд існуючих принципів керування позиційними приводами на базі СДПМ.....	219
3.2.3 Динамічна модель СДПМ.....	220
3.2.4 Розробка системи керування положенням.....	224
3.2.5 Система керування положенням з урахуванням пружних механічних ланок.....	228
4 Електромеханічний захист від корозії підземного металофонду.....	243
4.1 Корозійні процеси.....	243
4.2 Існуючі системи катодного захисту підземних споруд.....	246
4.3 Фактори, що впливають на режими роботи СКЗ.....	249
4.4 Методи захисту.....	256
4.5 Принцип дії катодного захисту.....	257
4.6 Обґрунтування методологічного підходу до побудови інваріантних до зміни параметрів навколишнього середовища систем катодного захисту	

підземних споруд.....	264
4.7 Розробка законів керування станціями катодного захисту підземних споруд, що забезпечують їх інваріантність до зміни параметрів навколишнього середовища.....	271
4.8 Розробка математичних моделей інваріантних систем катодного захисту підземних споруд.....	274
4.9 Обґрунтування критеріїв та показників для оцінки ефективності роботи інваріантних систем катодного захисту підземних споруд.....	277
Перелік посилань.....	286
Додаток А Звіт про патентні дослідження по НДР.....	293
Додаток Б Довідка про впровадження результатів НДР.....	307
Додаток В Протокол засідання НТР ВАТ «Електроважхімпроект».....	308
Додаток Г Витяг з протоколу засідання кафедри.....	310
Додаток Д Витяг з протоколу засідання ради по напряму.....	311
Додаток Е Рецензія.....	312

ВСТУП

Регулювання продуктивності поршневих компресорів здійснюється шляхом двопозиційного управління електроприводом. Недолік такого управління полягає в тому, що втрати енергії в електроприводі, компресорній установці, системі розподілу стисненого повітря значні. Зважаючи на те, що окремі складові цього електротехнічного комплексу пов'язані за режимами, є можливість оптимізації режиму роботи системи в цілому. Для цього необхідно проаналізувати режими роботи окремих ланок комплексу, визначити втрати енергії в цих ланках і запропонувати такий спосіб двопозиційного управління електроприводом, який забезпечить мінімум втрат енергії.

Інший напрямок дослідження полягає в визначенні раціональних режимів роботи індукційних установок, які застосовують для демонтажу з'єднань деталей, виконаних посадкою з натягом. Такі з'єднання широко використовують в машинобудуванні, де втулку з'єднують з валом шляхом гарячої посадки. Демонтаж втулок за допомогою механічних пристроїв для знімання призводить до пошкодження валу і втулки. Тому доцільно здійснювати демонтаж шляхом нагрівання втулки. Це призводить до її розширення і безперешкодного знімання з валу. Нагрів втулки доцільно здійснювати індукційним методом. Він забезпечує швидкий нагрів втулки з незначними витратами енергії. Нагрівати необхідно таким чином, щоб забезпечити високу надійність процесу демонтажу, тобто роз'єднання деталей повинно бути гарантованим. Завадою цьому може стати нерівномірність нагріву втулки, а також невірно вирішений тепловий режим, що забезпечить необхідну різницю температур в місці з'єднання деталей. Це завдання передбачають виконання ряду теоретичних досліджень, пов'язаних із сумісним моделювання електричних, магнітних полів, а також характеру розповсюдження теплової енергії в з'єднанні.

Відомі на сьогодні потужні електроприводи, як правило, базуються на використанні синхронних двигунів із явновираженими полюсами. До найбільш несприятливих для їх надійності і взагалі працездатності слід віднести зниження

в пускових режимах на 15% і більше напруги живлення, нестационарні резонансні явища при збігу частоти змінної складової електромагнітного моменту з частотою власних коливань системи двигун - робоча машина з пружним зв'язком, режими синхронізації та самозапуску. Відомі на сьогодні пристрої керування синхронними приводами нерідко застарілі або потребують значних коштів на модернізацію чи знаходяться на стадії розробки.

Значно меншої потужності – всього до 5...10% від потужності двигунів – потребує впровадження програмного керування збудником двигуна за допомогою мікропроцесорних засобів. Однак метод ефективний в зоні відносно малих ковзань ($s=0...0,3$), коли його використання забезпечує достатній асинхронний момент для плавного входження двигуна в синхронізм без подачі стрибком постійної напруги на обмотку збудження. Одночасно різко знижуються динамічні навантаження приводу, в тому числі в режимі самозапуску.

В зоні значних ковзань ($s=0,3...1,0$) відчутного підвищення моменту двигуна цей метод не забезпечує. Не вирішується і проблема надійного запуску двигуна із номінальним навантаженням при використанні пускових реакторів з метою зменшення пускового струму. Надважливою обставиною є те, що при цьому рівень напруги живлення обмотки статора знижується на 15% і більше із відповідним зниженням моменту двигуна на 28...36%. А це унеможливорює успішний запуск з номінальним навантаженням двигуна і вимагає відповідного підвищення запасу встановленої потужності приводу, його роботу у сталих режимах не в номінальному режимі. Зростають і ціна двигуна та його пусковий струм.

Все це потребує розробки нових принципів створення нового покоління комплектних програмно керованих приводів з потужними синхронними двигунами з підвищеною надійністю та економічністю в пускових та сталих режимах за рахунок оптимізації конструктивних параметрів двигуна та програмного керування напругою збудника і розрядним опором в умовах номінального навантаження двигуна та зниженого рівня напруги статора.

Важливим завданням проекту є розробка нових положень щодо вибору параметрів пускової обмотки двигуна та алгоритмів керування джерелами живлення його обмоток і розрядним опором у колі збудження з метою формування бажаної форми електромеханічних характеристик для успішного розганяння та синхронізації двигуна при номінальному навантаженні за умови пониженого рівня напруги мережі живлення в пусковому режимі та розробка положень та алгоритмів програмного формування струмів обмоток двигуна з метою обмеження динамічних навантажень елементів електропривода допустимим рівнем, визначення особливостей роботи комбінованого джерела живлення. Для цього необхідно дослідити вплив нестабільності параметрів елементів електромеханічної системи та визначення рекомендацій щодо необхідності її врахування в алгоритмах керування.

Наукова новизна роботи полягає в тому, що вперше для розробки синхронних приводів із бажаними властивостями в асинхронних режимах запропоноване підвищення активного опору пускової обмотки у поєднанні із програмним формуванням напруг статора і збудника з регулюванням розрядним опором, що, на відміну від відомих рішень, забезпечує надійне розганяння двигуна до синхронної швидкості за зниженої напруги живлення та номінального навантаження.

Практична цінність роботи в тому, що завдяки використанню нових принципів проектування та програмного керування приводом із важкими умовами пуску стає можливим вибирати його потужність із мінімальним запасом, що знижує вартість двигуна на 10...20% і забезпечує у сталому режимі роботу із номінальним ККД. Розробка дозволяє збільшити кількість пусків двигуна підряд в 2-3 рази. На основі отриманих результатів пропонуються до використання спрощені алгоритми керування. На прикладі приводу млина ММС-90х30 потужністю 2 МВт показано, що за рахунок модернізації його приводу можлива економія капітальних затрат на рівні 2,8 млн грн при очікуваному економічному ефекті не нижче 0,3 млн грн.

Особливе місце серед машин змінного струму посідають синхронні двигуни з постійними магнітами на роторі (СДПМ). Кількість і область застосування електроприводів на їхній базі постійно зростає. Синхронні машини з постійними магнітами широко використовуються у верстатобудуванні, авіації, залізничному і

автомобільному транспорті. Основною перевагою цих машин є простота конструкції, відсутність контактів та втрат на збудження, високий ККД та енергетичні показники. Тому СДПМ є найбільш перспективною машиною в діапазоні малих і середніх потужностей. Одним зі стримуючих факторів інтенсивності застосування СДПМ є вартість магнітного матеріалу. Хоча за останнє десятиріччя досягнуто значного прогресу у виробництві високоенергетичних магнітів, їхня вартість залишається досить високою. Одним зі способів вирішення даної проблеми є вдосконалення існуючих та створення нових конструкцій СДПМ, які б забезпечували максимальні параметри при оптимальних витратах на магнітні матеріали.

Розділ присвячений дослідженню оптимальної конструкції синхронних двигунів з постійними магнітами (СДПМ) та розробці ефективних законів керування позиційним електроприводом на їх базі. Проведено аналіз конструктивних особливостей СДПМ та розглянуто три найпоширеніші модифікації СДПМ. Були досліджені особливості електромагнітних процесів та їх вплив на моментоутворення та перевантажувальну здатність відповідних СДПМ. Виконаний вибір оптимальної конструкції. Створено адекватна модель самого електродвигуна та системи керування положенням з урахуванням пружних ланок.

Електроприводи змінного струму все більш інтенсивно впроваджуються в такі області, де раніше безроздільно панували електроприводи постійного струму. Це стало можливим завдяки досягненням цифрової та силової електроніки, а також значному прогресу в розробці методів керування такими електроприводами.

Особливе місце серед машин змінного струму посідають синхронні двигуни з постійними магнітами на роторі (СДПМ). Кількість та область застосування електроприводів на їхній базі постійно зростає. Синхронні машини з постійними магнітами широко використовуються у верстатобудуванні, авіації, залізничному та автомобільному транспорті. Основною перевагою цих машин є простота конструкції, відсутність контактів та втрат на збудження, високий ККД та енергетичні показники. Тому СДПМ є найбільш перспективною машиною в діапазоні малих та середніх потужностей.

Одним зі стримуючих факторів інтенсивності застосування СДПМ є вартість магнітного матеріалу. Хоча за останнє десятиріччя досягнуто значного прогресу у виробництві високоенергетичних магнітів, їхня вартість залишається досить високою. Одним зі способів вирішення даної проблеми є вдосконалення існуючих та створення нових конструкцій СДПМ, які б забезпечували максимальні параметри при оптимальних витратах на магнітні матеріали.

Окрім удосконалення самої конструкції СДПМ не менш важливим завданням є розробка ефективних законів керування, які б забезпечували максимальні динамічні властивості електропривода на їх базі

Даний розділ присвячений аналізу різних типів конструкцій СДПМ для вибору конфігурації двигуна, за якою забезпечується його максимальна питома потужність, створенню адекватної моделі самого електродвигуна та відповідної системи керування електропривода на їх базі.

Суттєвим чинником надійності та ефективної роботи системи підземних комунікацій є ефективність роботи системи електрохімічного захисту та моніторинг корозійного стану підземного металофонду. Під моніторингом корозійного стану слід вважати систему спостережень, вимірювань параметрів, що характеризують роботу системи електрохімічного захисту й, на основі отриманих результатів, діагностування корозійного стану підземного металофонду. Одним з важливих параметрів, що є суттєвою характеристикою стану системи електрохімічного захисту є рівень захисного потенціалу, достовірна інформація про який є обов'язковою для оцінки ефективності роботи протикорозійної захисної системи. Розробка пристроїв, що забезпечують зручне вимірювання амплітудного значення захисного потенціалу є необхідним етапом при розробці системи автоматичного контролю стану захисних елементів протикорозійного захисту підземного металофонду.

Корозія настільки звична що ми готові погодитися вважати її неминучим злом нашого часу. Підземний трубопровід з одним єдиним крізним проржавлянням вже є непригодним до нормальної експлуатації, хоча він ще на 99,99% цілий і неушкоджений. Якщо трубопровід з отвором в стінці - це газопровід високого тиску, то згадане руйнування (всього лише 0,01% від цілого) може дорого коштувати

суспільству, станься аварія з вибухом і вогнем. Кінець кінцем на віддану в металобрухт металеву конструкцію свого часу багато витрачено енергії і засобів. Але ж не можна зібрати весь металобрухт з тим, щоб знову переплавити його в метал.

Збитки від корозії в світі настільки величезні, що суспільство вимушене витрачати щорік десятки, а може бути і сотні мільярдів доларів на боротьбу з нею. Спільна сума прямих корозійних втрат в США складає близько 70 млрд. доларів на рік, тобто більше 4% валового національного продукту. Підрахувало що близько 15% цих втрат можна було б уникнути, своєчасно використовуючи сучасні засоби захисту. Непрямі втрати від корозії визначаються далеко не завжди легко і просто, але, поза сумнівом, дуже великі. Досить лише перерахувати частину з них:

- простої виробничих потужностей з недовиробітком продукції;
- втрати готової продукції;
- зниження потужності і продуктивності;
- зайві допуски на товщину стінки;
- забруднення основної продукції продуктами корозії.

Отже, корозія - це не просто елементарне розчинення металу, як можна спочатку передбачити, а, швидше, псування металевої споруди як результат корозійного розчинення. Але те, що ржавить - це корозія заліза і його сплавів. Кольорові метали не іржавіють, а кородують.

Захист від корозії це комплекс заходів, вибраних спеціалістами виходячи з досвіду який найімовірніше ґрунтується на світових знаннях. Легко перерахувати можливі способи захисту і антикорозійні заходи, важче прийняти найбільш правильне рішення.

Підставою для виконання роботи є рішення експертної комісії та наказ по МОН України № 1044 від 27.11.2007 р. та наказ по НГУ №321 від 25.12.2007 р.

Термін виконання роботи:	початок	02.01.2008 р.
	завершення	31.12.2009 р.

1 ЕНЕРГОЗБЕРЕГАЮЧІ РЕЖИМИ В СИСТЕМІ СТИСНЕНОГО ПОВІТРЯ ТА ІНДУКЦІЙНОГО НАГРІВУ

1.1 Двопозиційне управління електроприводом компресорної установки в системі стисненого повітря

1.1.1 Аналіз режимів роботи окремих ланок системи стисненого повітря

Об'єктом дослідження є процеси в електромеханічному встаткуванні поршневого компресора з асинхронним електроприводом.

Наукове завдання, що розв'язується в даній роботі, складається в обґрунтуванні режимів роботи електропривода компресорної установки, які забезпечують підвищення енергетичної ефективності роботи системи стисненого повітря в цілому.

Для рішення завдання досліджень необхідно розглянути елементи електромеханічної системи. Такий аналіз ланок системи “електрична мережа - привод - компресор - пневмомережа” потрібний для визначення параметрів режимів роботи (енергії), що впливають на втрати потужності у них. Проведемо такий аналіз, встановивши залежності втрат потужності в елементах електротехнічного комплексу, визначимо (виділимо) параметри, що залежать від режимів його роботи.

Розглянемо пневматичну мережу. Раціональне використання стисненого повітря споживачами має велике значення для економічної роботи компресорної установки. Величезні резерви економії стисненого повітря, а ,відповідно, й електричної енергії, полягають головним чином у забезпеченні нормальної роботи розподільних пневматичних мереж [1,2,3,5,6,7]. У більшості випадків старі пневмомережі підприємств зношені, що викликає істотну перевитрату електричної енергії в системі виробітку й розподілу стисненого повітря.

Визначення фактичних характеристик пневмомережі дозволить вжити відповідних заходів для зменшення її непродуктивних втрат. Втрати в пневматичних мережах як правило визначаються експериментальним шляхом. На жаль, при

визначенні втрат у пневмомережах дослідним шляхом неминуче виникають похибки, які обумовлюються зміною атмосферних умов – вологістю, температурою, тиском повітря [3]. Існують різні методи для розрахунку значення втрат у повітропроводі. До їхніх недоліків слід віднести те, що більшість із цих методів вимагає додаткового встаткування для проведення випробування мережі (дросельні діафрагми, диференціальні манометри), а також те, що отримані результати втрат (непродуктивної витрати стисненого повітря, м³/хв) відповідають одному певному рівню тиску в пневмомережі. Відсутність цих недоліків характерна спрощеній методиці визначення фактичних характеристик поршневих компресорів і пневмомережі підприємства [9], яка запропонована “Інститутом високих температур” РАН. У частині визначення втрат стисненого повітря в пневмомережі вона базується на вимірюванні швидкості зміни тиску в ресиверах при відключених споживачах, з умовою повного накачування мережі до максимального тиску.

Вираз для розрахунку об'ємної витрати повітря при нормальних умовах:

$$Q = \frac{(V_{\text{рес}} + V_{\text{труб}})}{RT} \cdot \frac{1}{\rho} \cdot \frac{dP}{dt}, \quad (1.1)$$

де P – тиск газу, Па; T – температура газу, К; $R = 287$ Дж/(кг·К) – газова постійна для повітря; $\rho = 1,29$ кг/м³ – щільність повітря при нормальних умовах; t – час, з; $V_{\text{рес}}$ – обсяг ресивера, м³; $V_{\text{труб}}$ – об'єм пневматичної мережі, м³; з рівняння стану ідеального газу

$$PV = mRT, \quad (1.2)$$

де V – обсяг газу, м³; m – маса газу, кг.

Об'ємні витрати повітря при нормальних умовах отримаємо

$$Q = \frac{1}{\rho} \cdot \frac{dm}{dt}. \quad (1.3)$$

Використовуючи вираз (1.1) і знаючи сумарний об'єм пневматичної мережі, можна визначити втрати стисненого повітря по обмірюваній швидкості падіння тиску в ресивері. Випробування здійснюють при повністю відключених споживачах стисненого повітря в неробочий час. При вимірі втрат стисненого повітря порядок випробування виглядає так:

- подають повітря в мережу до досягнення максимального тиску. Якщо максимальний тиск менше номінального значення, включають другий, третій і наступний компресори до одержання робочого тиску;

- відключають компресори з одночасним включенням секундоміра;

- фіксують швидкість падіння тиску в ресивері.

Після проведених випробувань одержимо експериментальну залежність, зображену на рис. 1.1, що відображує падіння тиску в пневмомережі, (Па/с).

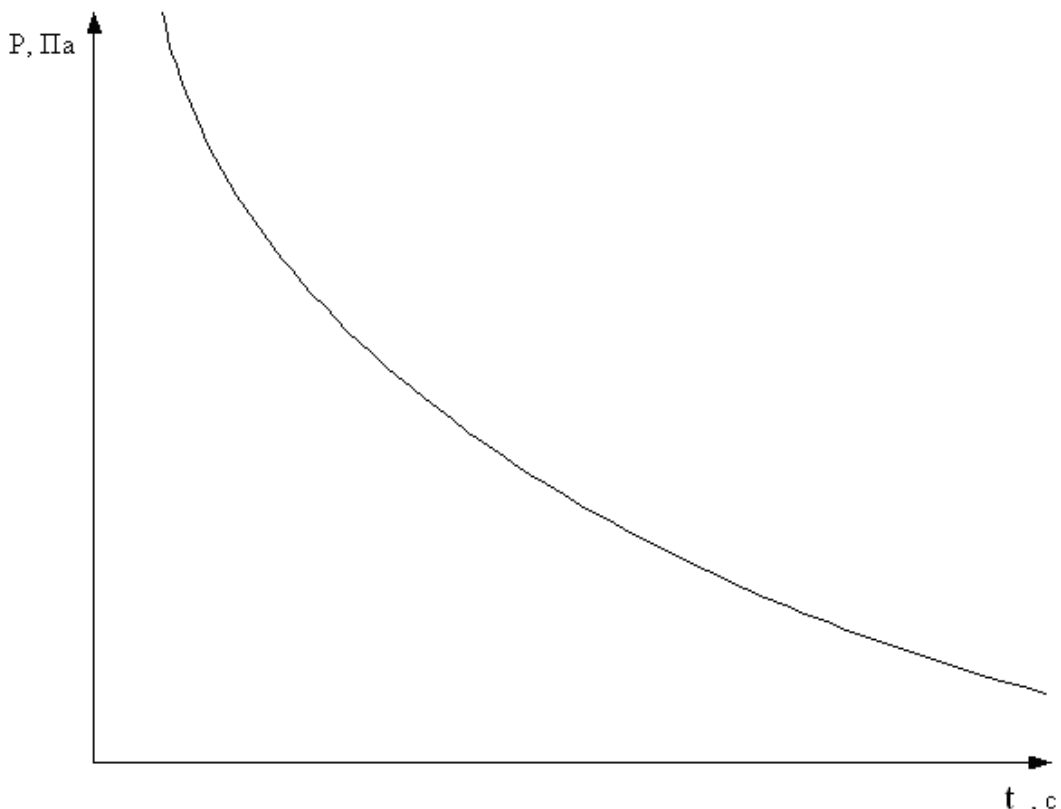


Рисунок 1.1 - Залежність падіння тиску в пневмомережі

Для знаходження втрат стисненого повітря в залежності від рівня тиску в пневмомережі необхідно одержати аналітичну залежність, виходячи з отриманих

експериментальних даних. Крива відповідає залежності $P = A_0 + A_1 \cdot e^{-\frac{t}{A_2}}$, де A_0, A_1, A_2 – коефіцієнти. Значення цих коефіцієнтів можна одержати за допомогою апроксимації вихідних даних або нелінійної регресії загального виду. Скористаємося нелінійною регресією загального виду, тому що вона забезпечує знаходження вектора параметрів довільної функції, при якому забезпечується мінімальна середньоквадратична похибка наближення сукупності вихідних даних [2].

Підставивши у вираз (1.1) отриману залежність, визначимо втрати повітря в пневмережі залежно від значення тиску в ній і відобразимо це на графіку (рис.1.2).

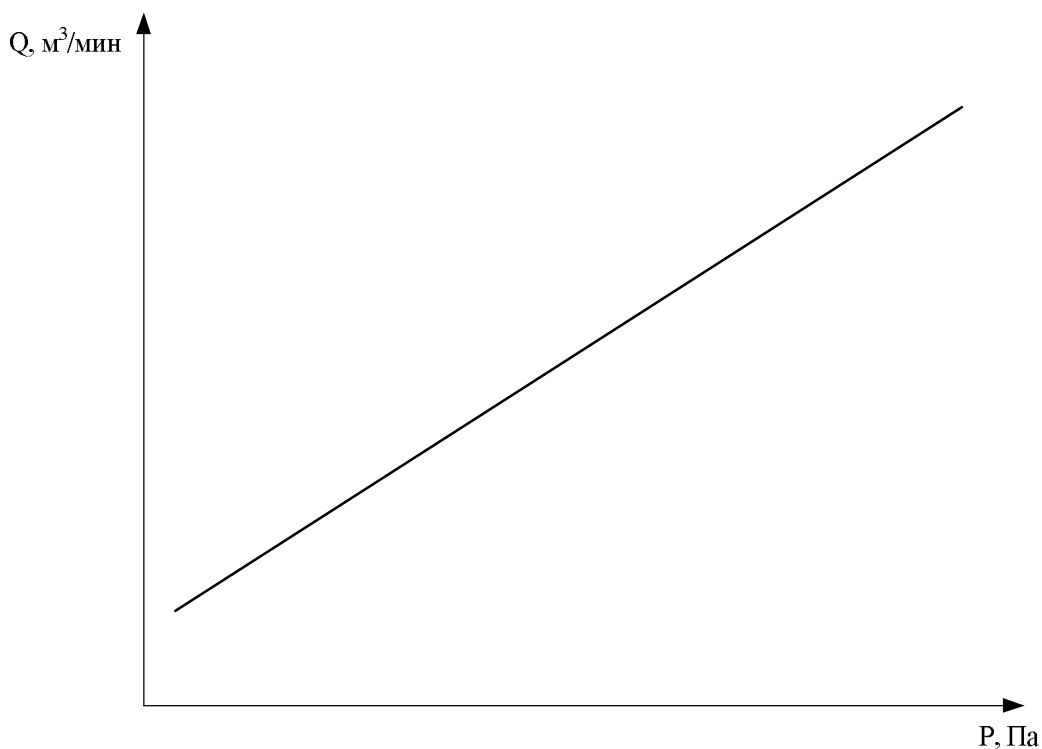


Рисунок 1.2 – Залежність втрати стисненого повітря в пневмережі ($\text{м}^3/\text{хв.}$) від значення тиску в ній (Па)

Визначимо втрати потужності в електричній мережі. В електричній мережі існують втрати активної й реактивної потужності. Необхідно відразу зробити

пояснення, що в цьому випадку облік реактивних складових втрат потужності не доцільний через малий реактивний опір мережі живлення й невелику потужність приймача. Втрати активної потужності в загальному випадку визначаються як:

$$\Delta N_1 = \left(\frac{S}{U} \right)^2 \cdot r_0 \cdot l \quad . \quad (1.4)$$

Вираз (1.4) можна представити у вигляді:

$$\Delta N_1 = 3 \cdot r_0 \cdot l \cdot I^2, \quad (1.5)$$

де S – повна потужність, кВа; U – напруга, кВ; r_0 – активний питомий опір провідника, Ом/км; l – довжина провідника, км; I – сила струму, що протікає по провіднику, А.

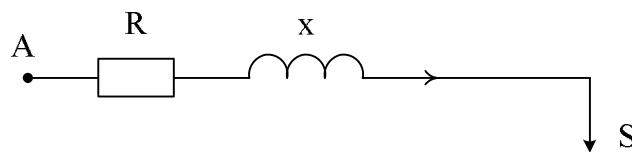


Рисунок 1.3 – Принципова схема заміщення електричної мережі до 1 кВ

Відповідно з виразом (1.4), для визначення втрат потужності в електричній мережі необхідно знати довжину провідника, значення струму, що протікає в ньому і його активний питомий опір. Значення активного питомого опору береться з довідкової літератури з урахуванням марки й перетину кабелю, яким виконана електрична мережа. Значення струму, що протікає в електричній мережі, можна виміряти за допомогою амперметра. Довжина провідника береться від місця установки приводного двигуна компресора до силового або розподільного пункту.

Розглянемо втрати потужності в ланках електромеханічної системи “електропривод – компресор”. Раніше питання про втрати в приводному двигуні й компресорному агрегаті вирішувалися незалежно один від одного. З погляду

електропривода розглядалися втрати в приводній машині. У механіків, у свою чергу, розглядали втрати в компресорній установці. Для рішення завдання знаходження втрат потужності у всьому електротехнічному комплексі “електромережа – привод – компресор – пневмомережа”, необхідно визначити втрати потужності в електричному приводі й компресорній установці, що можна зробити двома способами. Перший полягає в тім, що можна розглянувши окремо електричний привод і компресор визначити втрати в кожному з них. Другий спосіб передбачає знаходження втрат потужності відразу в обох елементах комплексу. Можна стверджувати, що втрати потужності в електричному приводі й компресорі будуть рівні різниці потужностей на виході компресора й на вході з електричного привода. Виходячи з того, що необхідно знати втрати потужності у всьому електротехнічному комплексі, не доцільно свідомо ускладнювати завдання й розглядати окремо втрати в електричному приводі й компресорній установці. Тому авторами ухвалено рішення про визначення втрат потужності відразу у двох елементах електротехнічного комплексу “електропривод – компресор”. Такою величиною буде різниця між потужністю, споживаною електроприводом з мережі (кВт), і потужністю (кВт) на виході компресора (добутку тиску в пневмомережі (Па) на його продуктивність ($\text{м}^3/\text{с}$)).

При малих втратах в електричній і пневматичній мережах, необхідно враховувати пускові втрати, тому що пуск приводного двигуна здійснюється в тяжких умовах - при навантаженні. При значних пускових втратах виникає питання про те, що є доцільнішим, зменшувати кількість пусків, підвищуючи тиск, або навпаки.

Проаналізуємо втрати потужності, що виникають при пуску асинхронного двигуна. Пускові втрати визначаються:

$$\Delta N_{\text{пуск}} = \Delta N_{\text{пуск с}} + \Delta N_{\text{пуск АД}}, \quad (1.6)$$

де $\Delta N_{\text{пуск с}}$ – втрати потужності при пуску в електричній мережі, кВт; $\Delta N_{\text{пуск АД}}$ – втрати потужності при пуску в асинхронному двигуні, кВт.

Для визначення пускових втрат в асинхронному двигуні відповідно з роботою [4] і управлінням виробництва стисненого повітря, середню потужність, споживану електродвигуном протягом пускового режиму, можна оцінити так:

$$\Delta N_{\text{пуск АД}} = K_N N_{\text{ном}}, \quad (1.7)$$

де K_N – коефіцієнт кратності пускової потужності (приблизно дорівнює половині коефіцієнта кратності пускового струму); $N_{\text{ном}}$ – номінальна потужність двигуна, кВт.

Тоді втрати активної потужності в електричній мережі:

$$\Delta N_{\text{пуск л}} = 3r_0 l_0 \int_{t_1}^{t_2} I_n^2(t) dt, \quad (1.8)$$

де r_0 – питомий активний опір, Ом/км; l_0 – довжина лінії, км; $I_n(t)$ – залежність пускового струму двигуна від часу.

Виходячи з методики визначення пускового струму асинхронного двигуна з короткозамкненим ротором [4], можна одержати залежність $I_n(t)$ від ковзання S . Визначивши час пускового режиму, дослідним шляхом, легко перейти до залежності $I_n(t)$.

Оскільки параметри двигунів, які перебували тривалий час в експлуатації, відрізняються від паспортних даних, необхідно дослідним шляхом уточнити характеристику $I_n(t)$ і визначити активну енергію A_n , споживану асинхронним двигуном при пуску. З урахуванням сказаного одержимо наступну залежність:

$$\Delta N_{\text{пуск АД}} = \frac{A_n}{t_n}, \quad (1.9)$$

де A_n – активна енергія, споживана асинхронним двигуном при пуску, кВт·год; t_n – час пускового режиму, год.

Увівши поправочний коефіцієнт k_{ni} для залежності $I_n(t)$, або використовуючи інтерполяційні методи, можна врахувати відхилення параметрів привода від номінальних:

$$\Delta N_{\text{пуск.л}} = 3r_0 l_0 k_{ni} \int_{t_1}^{t_2} I_n^2(t) dt. \quad (1.10)$$

Таким чином, установивши втрати при пуску й привівши їх до тривалості циклу, можна порівнювати дані втрати із загальними втратами за цикл і, відповідно, визначати оптимальний, з погляду втрат потужності, рівень тиску в системі.

Виходячи з вище сказаного, можна зробити висновок про те, що для створення режиму роботи привода відповідно до його паспортним даних і уточнення оптимального рівня тиску необхідно здійснювати з урахуванням пускових втрат у приводі компресора й електричної мережі при умові обмеження кількості пусків. Тоді формула для розрахунку ККД системи з урахуванням пускових втрат буде мати вигляд:

$$\eta = \frac{N - \Delta N_2 - \Delta N_3}{N + \Delta N_1 + \Delta N_{\text{пуск}}}, \quad (1.11)$$

де N – активна потужність, споживана асинхронним двигуном, кВт; ΔN_1 – втрати активної потужності в електричній мережі, кВт; ΔN_2 – втрати потужності в асинхронному двигуні й компресорі, кВт; ΔN_3 – втрати потужності в пневмомережі, кВт; $\Delta N_{\text{пуск}}$ – пускові втрати потужності в електричній мережі й асинхронному двигуні кВт.

Аналіз втрат потужності в елементах електротехнічного комплексу “електромережа - привод - компресор - пневмомережа” дозволяє обґрунтувати його контрольовані параметри. Це значить, що, знаючи залежності втрат потужності у ланках електромеханічної системи, потрібно визначити мінімум вимірюваних (контрольованих) параметрів, знаючи значення яких можливо встановити рівень

втрат енергії (потужності) у всьому електротехнічному комплексі. Варто підкреслити, що при визначенні цих параметрів виникне необхідність прийняти й обґрунтувати деякі допущення. Це видно із залежностей, що характеризують втрати потужності в елементах електромеханічної системи.

Оскільки для обґрунтування контрольованих параметрів електромеханічної системи повітряних поршневих компресорних установок з асинхронним приводом необхідно чітко знати, які параметри впливають на енергетичні показники, то попередньо необхідно зробити їхній вибір, а також прийняти допущення, при яких прийнятні розглянуті рішення. Проведемо аналіз вимірюваних параметрів електротехнічного комплексу з урахуванням існуючих зв'язків між цими параметрами й параметрами втрат потужності в кожному з елементів комплексу. Останні повинні безпосередньо відображати особливості технологічних процесів виробництва, розподілу й споживання стисненого повітря. Варто підкреслити, що такі зв'язки важливі, тому що дозволяють досліджувати реальну картину зміни втрат потужності в елементах електротехнічного комплексу при протіканні технологічного процесу, для визначення оптимальних параметрів режимів роботи електротехнічного комплексу.

Створювана математична модель повинна враховувати особливості розглянутих режимів, зокрема нестационарність верхнього рівня тиску. Тому вона повинна бути орієнтована на розрахунок втрат потужності в електротехнічному комплексі, визначення оптимального верхнього рівня тиску при різних витратах стисненого повітря, мінімізацію невиробничих втрат.

Математичному моделюванню процесів, що протікають у поршневих компресорних установках і пневматичній мережі при використанні двопозиційного методу керування, присвячений ряд робіт [13,5,18,19,20]. При цьому використовувалися різні методи аналізу, а отримані результати відбивали найбільш характерні режими роботи цих систем. Як показав аналіз в [10,11,12], існуючі моделі не відповідають зазначеним вимогам, оскільки не враховують нестационарність верхнього рівня тиску в пневмомережі й взаємозв'язку між окремими елементами електротехнічного комплексу й параметрами їхніх режимів.

Таким чином, виникає необхідність розробки нової моделі, що враховує особливості сформульованих завдань дослідження.

Проаналізуємо втрати потужності у всіх елементах електротехнічного комплексу. Виходячи з вище наведених положень можна записати:

- втрати активної потужності в електричній мережі:

$$\Delta N_1 = 3 \cdot I^2 \cdot r_0 \cdot l, \quad (1.12)$$

де I – фазний струм у лінії, А; r_0 – активний питомий опір у лінії, Ом/км;
 l – довжина лінії, км;

- втрати в асинхронному двигуні й компресорній установці можна виразити як:

$$\Delta N_2 = N - P_2 \cdot Q_{\text{комп}}, \quad (1.13)$$

де N – активна потужність, споживана асинхронним двигуном, кВт; P_2 – тиск стисненого в ресивері повітря, Па; $Q_{\text{комп}}$ – об'ємна продуктивність стисненого повітря на виході компресора, м³/с;

- втрати в системі трубопроводів стисненого повітря:

$$\Delta N_3 = P_2 \cdot \frac{(V_{\text{рес}} + V_{\text{труб}})}{RT} \cdot \frac{1}{\rho} \cdot \frac{dp}{dt}, \quad (1.14)$$

де $\frac{dp}{dt}$ швидкість зміни тиску в пневмережі, Па/с (визначається з рівнянь регресійного аналізу); T – температура газу, К; $R = 287$ Дж/(кг·К) – газова постійна для повітря; $\rho = 1,29$ кг/м³ – щільність повітря при нормальних умовах; t – час, с; $V_{\text{рес}}$ – об'єм ресивера, м³; $V_{\text{труб}}$ – об'єм пневматичної мережі, м³.

Аналіз показує, що для того, щоб система керування могла враховувати втрати потужності у всіх ланках ланцюга « електрична мережа – привод – компресор –

пневмомережа», необхідно контролювати значення таких параметрів, як струм в електричній мережі, A , витрати стисненого повітря на виході з повітрозбірника, m^3/c , тиск у повітрозбірнику, Pa . Для цього потрібно встановити наступні вимірювальні прилади:

- амперметр, A ;
- витратомір стисненого повітря, m^3/c ;
- датчик тиску в ресивері, Pa .

У порівнянні із традиційно застосовуваною двопозиційною системою керування додаються два пристрої: амперметр і витратомір стисненого повітря. Внаслідок цього значно підвищується вартість системи керування, складність монтажу, знижується її надійність. Також збільшується похибка системи керування, зумовлювана класом точності приладів виміру. Розглянемо можливість зменшення кількості датчиків контрольованих параметрів при збереженні можливостей системи керування у відслідковуванні втрат в різних елементах електротехнічного комплексу і, отже, реалізації енергоефективних режимів.

Втрати в електричній мережі можна зв'язати зі споживанням активної потужності асинхронним приводом поршневого компресора з урахуванням їх залежності від рівня тиску в пневмомережі й прийнятими допущеннями:

- напруга живлення асинхронного двигуна є незмінною $U = const$;
- виходячи з аналізу робочої характеристики $\eta = f(\frac{N}{N_{ном}})$ асинхронних приводів компресорів, працюючих на навантаження, значення ККД при коефіцієнті завантаження більшому $0,3 - 0,4$ залишається практично незмінний і рівним $\eta_{ном}$ [8]. Це справедливо, тому що коефіцієнт завантаження асинхронних приводів поршневих компресорів змінюється від $0,6$ до $0,9$ при їхній роботі на проміжку тиску від P_{min} до P_{max} в системі двопозиційного регулювання;

- вплив температур усмоктування повітря на споживану потужність не враховуємо. Розрахунок повинен здійснюватися по значеннях параметрів при $T_1 = 20 \text{ } ^\circ C$, тому що зниження температури усмоктуваного повітря з постійним рівнем тиску зменшує кількість водяного пару, що міститься в ньому. Це приводить до підвищення продуктивності [3].

Тому що коефіцієнт потужності - $\cos(\varphi)$ залежить від коефіцієнта завантаження асинхронного двигуна, і при цьому змінюється в плінні всього строку експлуатації, або в результаті ремонту, то необхідно визначити залежність $\cos(\varphi) = f(P_2)$ у ході випробувань при роботі компресора на пневматичну мережу з робочими параметрами (від мінімального до максимального рівнів тисків).

Тоді для поршневого компресора із двома ступнями стиснення одержимо:

$$N = 2 \cdot \frac{n}{n-1} \cdot P_1 \cdot Q_{\text{компл}} \cdot \frac{\left(\varepsilon^{\frac{n-1}{2n}} - 1 \right)}{\eta_{\text{мех}} \cdot \eta_{\text{пол}} \cdot \eta_{\text{дв}}}, \quad (1.15)$$

де P_1 – атмосферний тиск, Па; $Q_{\text{компл}}$ – об'ємна продуктивність за умовами усмоктування, м³/с; n – показник політропи (для поршневих компресорів, $n = 1,2 - 1,35$ [1,2]); $\eta_{\text{дв}}$ – ККД двигуна; $\eta_{\text{пол}}$ – індикаторний ККД для політропного процесу стискання, рівний 0,8 – 0,9 [1,2]; $\eta_{\text{мех}}$ – механічний ККД, що враховує втрати тертя кривошипно-шатунного механізму й поршня компресора, $\eta_{\text{мех}} = 0,85 - 0,95$ [1,2]; $\varepsilon = \frac{P_2}{P_1}$, P_2 – тиск у пневмережі, Па.

Знаючи залежність $\cos(\varphi) = f(P_2)$ і потужність, споживану з мережі для даного тиску, струм, споживаний електроприводом з мережі отримаємо із формули:

$$I = \frac{N}{\sqrt{3} \cdot U \cdot \cos \varphi}. \quad (1.16)$$

Відповідно до значення струму й скориставшись виразом 1.12 можна розрахувати втрати потужності в електричній мережі ΔN_1 . Таким чином, отримана пряма залежність втрат потужності в електричній мережі від рівня тиску в пневмережі.

Втрати потужності в асинхронному двигуні й компресорній установці визначаються по формулі 1.13 як різниця між потужністю, споживаною

електроприводом, і добутком тиску в повітрозбірнику на продуктивність поршневої компресорної установки. Тому що в ході експлуатації змінюються робочі характеристики не тільки електропривода, але й компресорної установки, для визначення його фактичних характеристик необхідно провести випробування. Ці випробування проводять у неробочий час, при відключених споживачах стисненого повітря. Існують різні методи для визначення фактичного значення продуктивності поршневої компресорної установки. До їхніх недоліків слід віднести те, що більшість із цих методів вимагає установки додаткових устаткувань для проведення випробування компресорної установки (диференціальні манометри, дросельні діафрагми, барометри й т.д.), дієздатність яких необхідно перевіряти у вимірювальній лабораторії. Також слід урахувати те, що отримані результати продуктивності стисненого повітря компресорною установкою (виріток стисненого повітря, м³/с) відповідають певним рівням тиску (номінальному, робочому й т.д.). Відсутністю цих недоліків характеризується спрощена методика визначення фактичних характеристик поршневих компресорів і пневмомережі підприємства [9], запропонована “Інститутом високих температур” РАН про що говорилося раніше визначенні залежності подачі компресора від рівня тиску в ресивері. Виконується наступний порядок робіт:

- закриваються всі засувки за ресиверами;
- запускається один компресор і після його виходу на робочий режим відкриваються засувки на нагнітання, включається секундомір;
- фіксується зміна тиску в ресивері з певним кроком (використовуючи секундомір).

За отриманими даними з урахуванням виразу 1.1 одержимо залежність подачі компресора, м³/хв від тиску, Па [9,10,11,12]. Знаючи величину тиску в кожний момент часу можна визначити об'ємну продуктивність компресора, а, відповідно розрахувавши потужність, споживану асинхронним електроприводом, знайти втрати потужності в електроприводі й компресорі.

В пневмомережі втрати потужності можна визначити, контролюючи тільки один параметр - тиск, знаючи залежність обсягів витоків стисненого повітря від

тиску в пневмережі відповідно до виразу 1.14. Це твердження справедливо для даного об'єкта дослідження, тому що стосовно до нього в переважній більшості випадків використовуються системи розподілу стисненого повітря невеликої довжини, до 1 км. Відповідно, падіння тиску в споживача стисненого повітря, розташованого на відстані в 1 км від компресорної установки при робочому значенні тиску 8 МПа не буде перевищувати 2,5 % (рис. 1.4). [1,7]

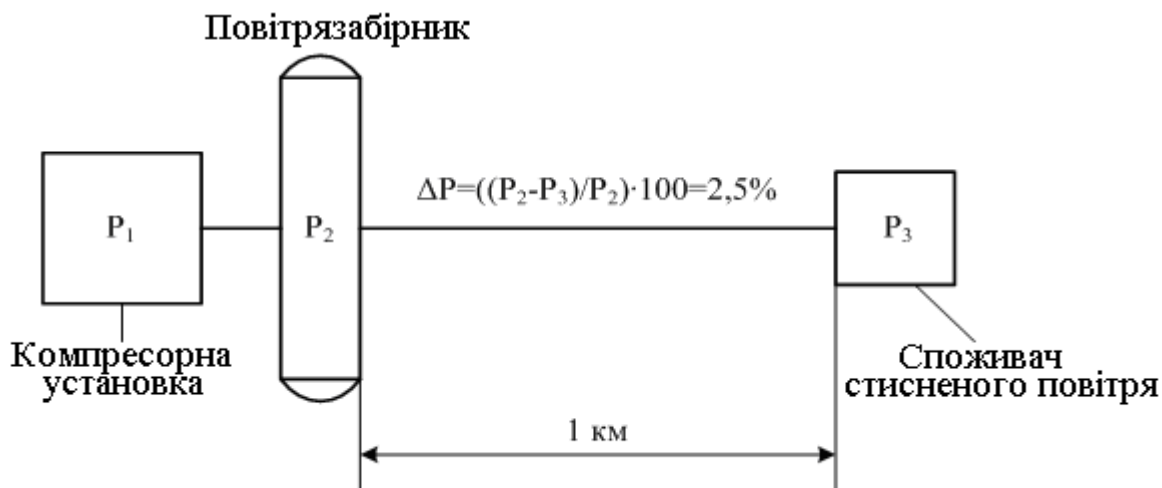


Рисунок 1.4 – Залежність падіння тиску у пневмережі (Па) від відстані до споживача стисненого повітря (км)

Однак у деяких випадках система розподілу стисненого повітря може мати більшу довжину й складну топологію, що залежить від технологічного процесу й розташування приймачів стисненого повітря. У загальному випадку, вона складається з магістрального й m радіальних пневмопроводов, які зображені на рис.1.5.

У цьому випадку, у зв'язку з наявністю декількох споживачів стисненого повітря, для уточнення втрат потужності в пневмережі, необхідно розглядати окремо магістральний та m радіальних пневмопроводов. Для кожного з них проводяться випробування по встановленню рівня втрат стисненого повітря, які були описані вище, і, відповідно до виразу 1.1, складаються залежності втрат стисненого повітря в пневмопроводі від рівня тиску в ньому $Q_i = f(P_i)$, м³/с. Потім у

кожного споживача стисненого повітря встановлюються датчики тиску для визначення точного значення тиску в живлячому радіальному пневмопроводі.

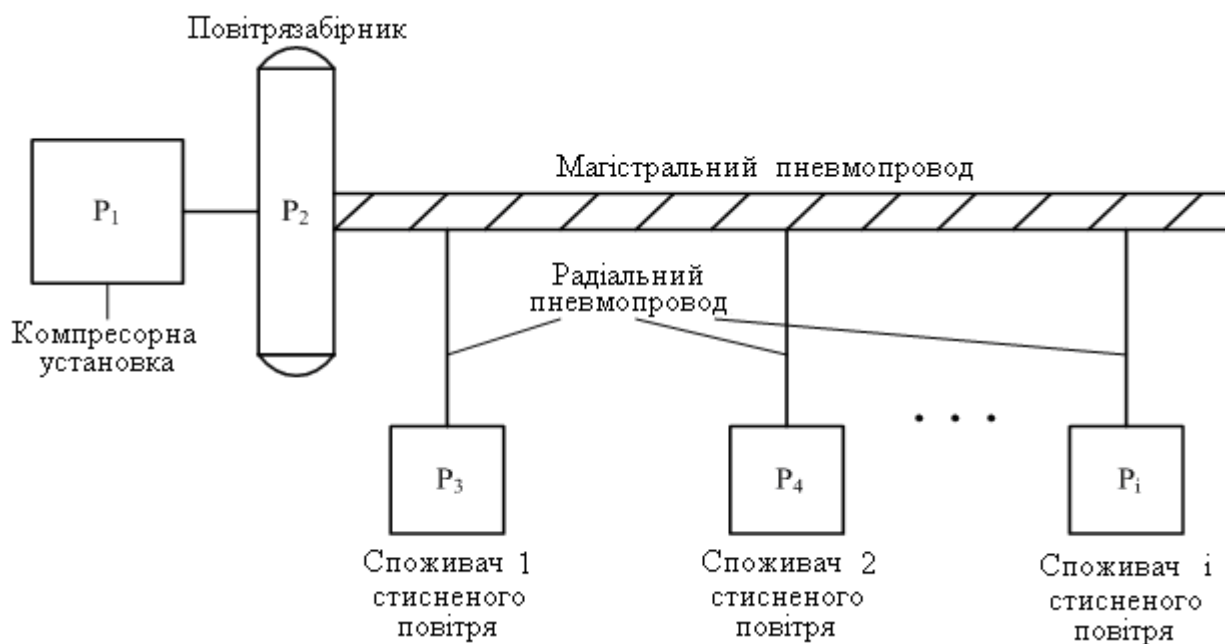


Рисунок 1.5 – Загальний вид пневмомережі з однією компресорною установкою

Відповідно втрати потужності в такі пневмомережі, можна визначити, контролюючи один параметр (тиск) і знаючи залежності обсягів витоків стисненого повітря, для кожного пневмопроводу, від тиску в них. Використовуючи вираз 1.14 можна записати:

$$\Delta N_{\text{сети}} = \Delta N_{\text{маг}} + \sum_{i=1}^m \Delta N_{ip}, \quad (1.17)$$

де $\Delta N_{\text{маг}}$ – втрати потужності в магістральному трубопроводі стисненого повітря, кВт; ΔN_p – втрати потужності в радіальному трубопроводі стисненого повітря, кВт; m – кількість радіальних трубопроводів стисненого повітря.

З викладеного вище витікає, що, застосовуючи відслідковування значення одного параметра - тиску, можна розрахувати втрати потужності у всіх елементах електротехнічного комплексу - «електрична мережа - привод - компресор -

пневмомережа». Значить можлива побудова енергоефективної двопозиційної системи керування повітряними поршневыми компресорними установками з асинхронним приводом при установці всього одного датчика тиску, встановленого в повітрозбірнику. Це у свою чергу відкриває можливість для модернізації вже існуючих систем, які перебувають в експлуатації, шляхом заміни керуючих елементів компресора, побудованих на релейній базі, на систему керування, побудовану на програмувальному логічному контролері з енергоефективним алгоритмом керування.

Варто підкреслити, що виконане обґрунтування вимірюваних параметрів і прийнятих допущень дозволяє одержати залежності втрат потужності, як у цілому для всього електротехнічного комплексу, так і (відповідно до вище наведених залежностей) у кожному його елементі, контролюючи всього один параметр режиму роботи - тиск у пневмомережі. Вимірюючи тиск у пневмомережі та відслідковуючи швидкість його зміни, представляється можливим визначити навантаження пневматичної мережі й відповідно визначити її вплив на рівні втрат потужності в різних елементах електротехнічного комплексу.

1.1.2 Втрати енергії в окремих ланках системи стисненого повітря

У попередньому параграфі був проведений аналіз режимів роботи окремих елементів електромеханічної системи з погляду втрат потужності (енергії) у них. Для створення математичної моделі необхідно обґрунтувати критерії керування електромеханічною системою. Тому в цьому параграфі буде зроблений порівняльний аналіз вагових складових втрат потужності (енергії) елементів електротехнічного комплексу з урахуванням часу циклу роботи привода - накачування-спуску тиску. Це дозволить визначити елементи комплексу з найбільшими втратами і обґрунтувати критерій керування.

Для обґрунтування критерію керування, при створенні математичної моделі електротехнічного комплексу необхідно чітко знати залежності енергетичних показників різних елементів і всього комплексу в цілому від вимірюваних

параметрів. Це дозволить визначити найбільш вагомi, з погляду втрат потужності, елементи електротехнічного комплексу, а також взаємозв'язки між ними. Вочевидь, що втрати потужності в різних елементах електротехнічного комплексу будуть відрізнятися один від одного своїми ваговими значеннями, тобто частками у загальних втратах потужності. Відповідно, визначивши елементи, частка втрат потужності яких виявиться найбільшою, а також їхній взаємозв'язок з іншими елементами, можна обґрунтувати енергетичні показники всього комплексу. Завдання даних досліджень полягає в аналізі залежностей між вимірюваними параметрами й втратою потужності в різних елементах комплексу з урахуванням існуючих зв'язків між ними. Ці залежності повинні безпосередньо відображати рівні втрат потужності в різних елементах електротехнічного комплексу в залежності від навантаження пневматичної мережі, що визначається особливостями технологічного процесу виробництва. Слід зазначити практичну цінність цих залежностей, тому що вони дозволять досліджувати реальну картину зміни втрат потужності в елементах електротехнічного комплексу, при різних режимах роботи технологічного устаткування.

Отже, на початку необхідно визначити, що є навантаженням пневматичної мережі, й чому саме від нього потрібно знаходити залежності рівнів втрат потужності в елементах електротехнічного комплексу. Раніше не ставилося завдання визначення втрат потужності в пневмомережі, визначалися тільки витрати стисненого повітря ($\text{м}^3/\text{с}$), тому й не виникало потреби у визначенні навантаження пневматичної мережі. Навантаженням пневмомережі (Вт) є добуток витрати стисненого повітря, споживаного приймачами ($\text{м}^3/\text{с}$), та тиску у ній (Па).

$$N_{\text{нагр}} = Q_{\text{потр}} \cdot P_2; \quad (1.18)$$

де $Q_{\text{потр}}$ - витрати стисненого повітря, споживаного різними пневмоприймачами, $\text{м}^3/\text{с}$; P_2 - тиск у пневмомережі, Па.

З виразу (1.18) видно, що для визначення навантаження пневматичної мережі, необхідно знати два параметри. Однак, як було показано в параграфі 1.1.1, для

визначення втрат потужності в елементах електротехнічного комплексу досить знати значення одного параметру тиску в пневмережі, а також відслідковувати швидкість його зміни. Невідповідність даних тверджень легко розв'язати, якщо врахувати, що для знаходження реальної продуктивності поршневих компресорних установок $Q_{\text{комп}}$, а також втрат стисненого повітря в пневмережі $Q_{\text{потерь}}$, використовуються результати випробувань, що описані у параграфі 1.1.1. Відповідно до виразу (1.1) з результатів, отриманих за даними випробувань, знаючи рівень тиску в пневмережі, можна визначити витрати стисненого повітря, споживаного різними пневмоприймачами, що підключені до пневмережі:

$$Q_{\text{потр}} = Q_{\text{комп}} - Q_{\text{потерь}} - \frac{(V_{\text{рес}} + V_{\text{труб}})}{RT} \cdot \frac{1}{\rho} \cdot \frac{dP}{dt}; \quad (1.19)$$

де $\frac{dp}{dt}$ швидкість зміни тиску в пневмережі, Па/с; T – температура газу, К; $R = 287$ Дж/(кг·К) – газова постійного для повітря; $\rho = 1,29$ кг/м³ – щільність повітря при нормальних умовах; t - час, с; $V_{\text{рес}}$ – об'єм ресивера, м³; $V_{\text{труб}}$ – об'єм пневматичної мережі, м³; $Q_{\text{комп}}$ - об'ємна продуктивність поршневого компресора, м³/с; $Q_{\text{потерь}}$ - виток стисненого повітря із пневмережі, м³/с.

Звернемося до другої частини питання про те, чому саме від навантаження в пневмережі потрібно знаходити залежності рівнів втрат потужності в елементах електротехнічного комплексу. Як було показано вище ці залежності можна одержати, знаючи значення одного параметра - тиску в пневмережі й відслідковуючи швидкість його зміни. Слід зазначити, що такі залежності будуть позбавлені наочності, з погляду режиму роботи електротехнічного комплексу. Важливо не тільки знайти рівні втрат потужності в елементах комплексу, але й розглянути взаємозв'язки між ними й режимами роботи. Це дасть можливість розглянути в динаміці зміни рівнів втрат потужності в елементах електротехнічного комплексу та їхній взаємозв'язок при різних режимах роботи. Через те, що режими роботи електротехнічного комплексу визначаються режимами роботи споживачів

стисненого повітря, знайшовши такі залежності, одержимо найбільш повну картину процесів, що формують енергетичні показники.

Проаналізувавши наведені вище залежності (1.12)-(1.16), за допомогою яких визначаються втрати потужності в елементах електротехнічного комплексу, доходимо висновку про те, що безпосереднього зв'язка між цими втратами й навантаженням пневматичної мережі не існує. Однак при найближчому розгляді виявляється, що опосередкований зв'язок між ними все ж таки є, адже значення втрат потужності в кожному елементі електротехнічного комплексу, які розраховуються за вище зазначеними залежностями, визначаються як миттєві в конкретний момент часу по конкретних параметрах. Для того, щоб мати можливість надалі оперувати значеннями втрат, необхідно привести їх до єдиного інтервалу усереднення. Виникає питання, до якого ж тимчасового інтервалу необхідно привести значення втрат потужності в елементах електротехнічного комплексу. Втрати в електричній мережі й системі «електричний привод – компресор» при двопозиційному регулюванні продуктивності виникають на інтервалі накачування стисненого повітря в пневмомережу t_1 , хв (рис.1.6).

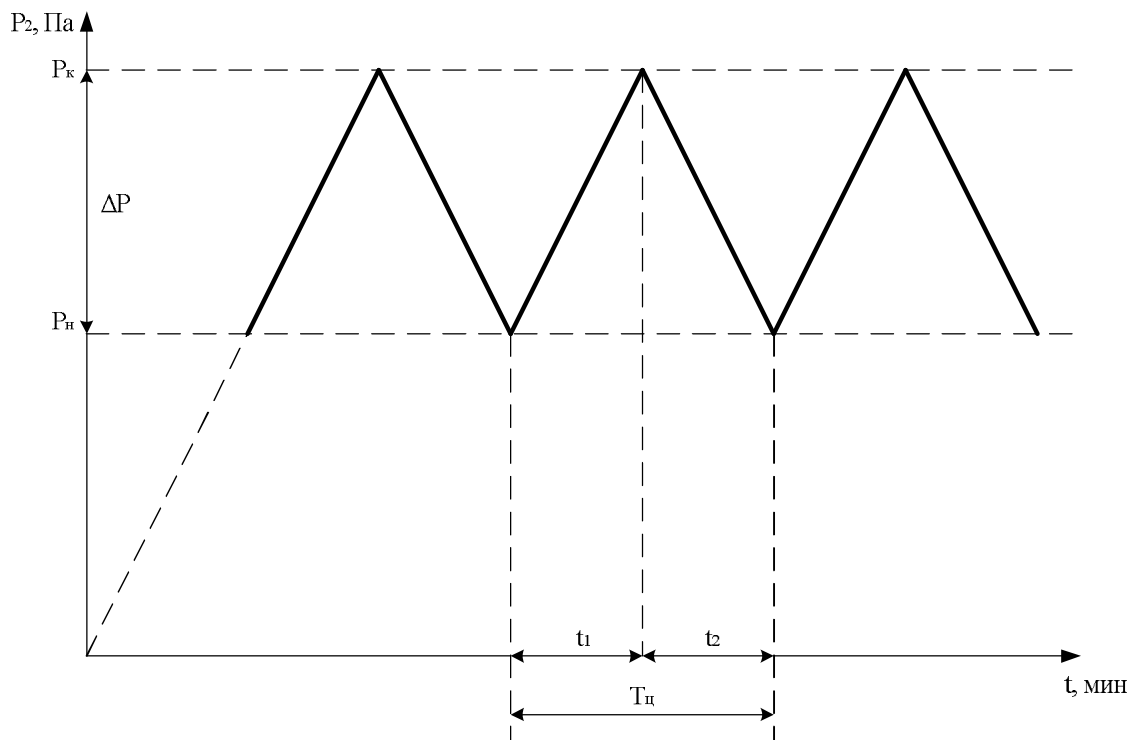


Рисунок 1.6 – Зростання й падіння тиску в пневмомережі при двопозиційному регулюванні продуктивності.

За досягнення максимального тиску в пневмережі відбувається відключення електроприводу компресора, тому на інтервалі спуску тиску t_2 , хв (рис.1.6), не відбувається втрат потужності в цих елементах електротехнічного комплексу. У відмінності від них у такому елементі, як пневмережа, втрати стисненого повітря, а відповідно й потужності відбувається на обох інтервалах. Виходячи з вище сказаного, єдиним інтервалом усереднення приймаємо час повного циклу накачування й спуску T_u , хв (1.20).

$$T_u = t_1 + t_2; \quad (1.20)$$

де T_u - повний час циклу, хв; t_1 - час накачування стисненого повітря, хв; t_2 - час спуску тиску, хв.

$$t_1 = \frac{(V_{pec} + V_{труб}) \cdot \Delta P}{Q_{комп} \cdot P_2 - Q_{расх} \cdot P_2}; \quad (1.21)$$

де $\Delta P = P_k - P_n$ - різниця між верхньою й нижньою межами тисків у пневмережі, Па; P_2 - тиск стисненого повітря в пневмережі, Па; $Q_{комп}$ - об'ємна продуктивність поршневого компресора, м³/хв;

$$Q_{расх} = Q_{потерь} + Q_{потр}, \text{ м}^3/\text{хв}. \quad (1.22)$$

Загальна витрата стисненого повітря із пневмережі дорівнює сумі втрат і споживання стисненого повітря пневмоприймачами.

$$t_2 = \frac{(V_{pec} + V_{труб}) \cdot \Delta P}{Q_{расх} \cdot P_2}; \quad (1.23)$$

Аналіз залежностей втрат потужності в елементах електротехнічного комплексу показує, що для вирішення поставленого завдання про вплив

навантаження пневматичної мережі на рівні втрат потужності в різних елементах електротехнічного комплексу, необхідно знати параметри елементів, деякі з котрих визначаються за допомогою випробувань, наприклад втрати стисненого повітря в пневмережі. Виникає проблема, що полягає в наступному: чи можливо одержати універсальні залежності втрат потужності в елементах електротехнічного комплексу від навантаження пневмережі. Рішення даного завдання полягає в одержанні відносних залежностей для конкретних типів компресорів, у даному випадку поршневого компресора з асинхронним приводом, де враховується вплив збільшення навантаження на зміну втрат в елементах електротехнічного комплексу. Для знаходження відносних величин втрат потужності в елементах електротехнічного комплексу, візьмемо за максимальну потужність, споживану з електричної мережі асинхронним приводом поршневого компресора, а для навантаження в пневмережі - максимальний тиск у ній й максимальні витрати стисненого повітря, що дорівнює продуктивності компресорної установки при максимальному тиску.

Виходячи з вищесказаного й враховуючи залежності (1.12)-(1.16), запишемо формули для визначення втрат потужності в елементах електротехнічного комплексу, зведених до єдиного інтервалу усереднення, повного часу циклу.

$$\Delta N_1 = 3I^2 \cdot r_0 \cdot l \frac{1}{T_u}; \quad (1.24)$$

де ΔN_1 - втрати потужності в електричній мережі, зведені до єдиного інтервалу усереднення; I - фазний струм в електричній мережі, А; r_0 - питомий опір провідників Ом/км; l - довжина лінії, км; T_u - повний час циклу, хв.

$$\Delta N_2 = (N - P_2 \cdot Q_{\text{комт}}) \frac{1}{T_u}; \quad (1.25)$$

де ΔN_2 - втрати потужності в асинхронному двигуні та компресорній установці, що приводяться до єдиного інтервалу усереднення; N - активна

потужність, споживана асинхронним двигуном, кВт; P_2 - тиск стисненого повітря в ресивері, Па; $Q_{комн}$ - об'ємна продуктивність на виході компресора, м³/с; T_u - повний час циклу, хв.

$$\Delta N_3 = P_2 \cdot \left(\frac{V_{рес} + V_{мрyб}}{RT} \right) \cdot \frac{1}{\rho} \cdot \frac{dP}{dt} \cdot \frac{1}{T_u}; \quad (1.26)$$

де ΔN_3 - втрати потужності в системі трубопроводів стисненого повітря, зведені до єдиного інтервалу усереднення; T_u - повний час циклу, хв; $\frac{dp}{dt}$ швидкість зміни тиску в пневмережі, Па/с; T - температура газу, К; $R = 287$ Дж/(кг·К) - газова постійна для повітря; $\rho = 1,29$ кг/м³ - щільність повітря при нормальних умовах; t - час, с; $V_{рес}$ - об'єм ресивера, м³; $V_{мрyб}$ - об'єм пневматичної мережі, м³.

Для побудови графіків залежностей (1.24)-(1.26) візьмемо наступні параметри електротехнічного комплексу: $P_2 = 0.6 \dots 0.8, МПа$ $P_1 = 0.1, МПа$ $n = 1.24$ $Q_1 = \frac{20}{60}, м^3 / с$,
 $\eta_{мех} = 0.85$ $\eta_{пол} = 0.88$ $\eta_{дв} = 0.8$, $\cos \varphi = 0.8$ $U = 0.38, кВ$ $r_0 = 0.00035, Ом / м$ $l = 40, м$,
 $P_k = 0.8, МПа$ $P_n = 0.6, МПа$ $V_{рес} = 4, м^3$ $V_{мрyб} = 17, м^3$. Тут необхідно зробити зауваження про те, що при зміні вихідних даних параметрів електротехнічного комплексу можуть змінюватися й втрати потужності в його елементах. Однак, характер отриманих залежностей і відносні вагові значення втрат потужності залишаються незмінними. Це твердження засноване на пропорційному збільшенні потужності асинхронного привода поршневих компресорних установок при збільшенні їхньої об'ємної продуктивності [2,14,16,17].

Проаналізуємо графік, представлений на рис.1.7. З нього видно, що на інтервалі накачування стисненого повітря в пневмережу, при збільшенні навантаження її, відбувається збільшення споживаної потужності асинхронного привода поршневого компресора, що у свою чергу зводить, відповідно до виразу (1.16), до збільшення струму, що протікає в електричній мережі. Вочевидь, що при незмінних параметрах електричної мережі й збільшенні електричного струму, що

протікає в ній, втрати активної потужності будуть збільшуватися. Розглянемо вагову складову втрат потужності в даному елементі електротехнічного комплексу. Як видно з вище наведених залежностей (рис. 1.7; 1.8; 1.9) вагове значення втрат потужності в цьому елементі в загальній сумі втрат електротехнічного комплексу є незначним і становить 0,787...0,867 % від сумарних втрат потужності в комплексі. Звідси виходить, що навіть при збільшенні деяких параметрів електричної мережі, таких як питомий опір (Ом/км) і її довжина (км), вплив цього елемента електротехнічного комплексу на загальний сумарний рівень втрат потужності у всьому електротехнічному комплексі буде мінімальний. Однак, для одержання загального рішення, необхідно враховувати втрати потужності в електричній мережі, як елементі електротехнічного комплексу, тобто враховувати варіант із підключенням малопотужних поршневих компресорів з асинхронним двигуном з короткозамкненим ротором через протяжну електричну мережу. Такий варіант можливий на виробництвах, що накладає обмеження з техніки безпеки (вибухонебезпечні, кислотні середовища й т.п.). У цьому випадку розміщення устаткування відбувається за критеріями безпеки, а не з погляду економічної ефективності.

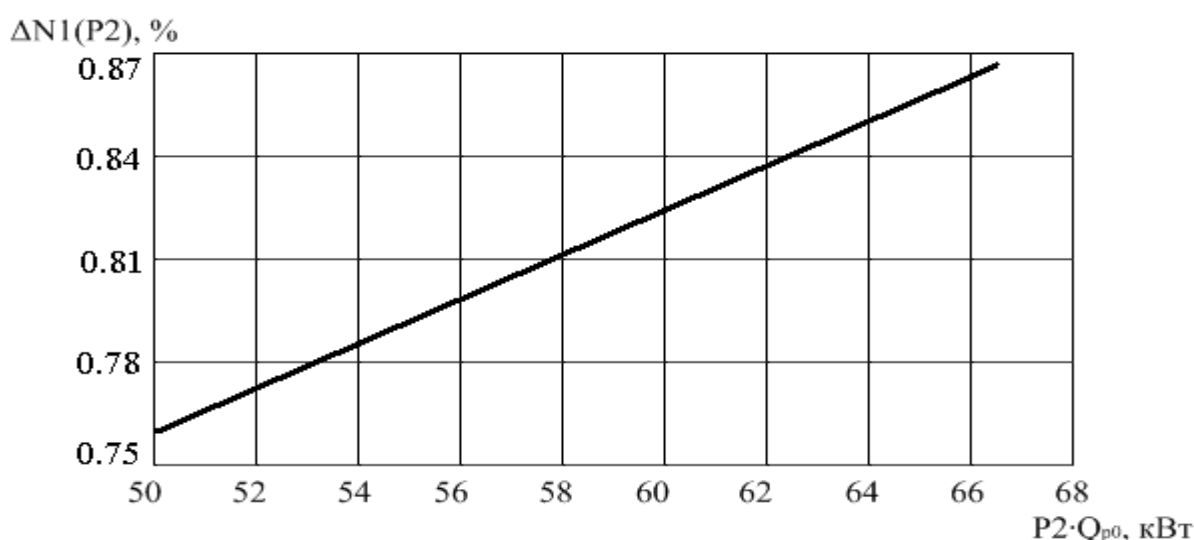


Рисунок 1.7 – Графік залежності між втратами потужності в електричній мережі й навантаженням пневмомережі

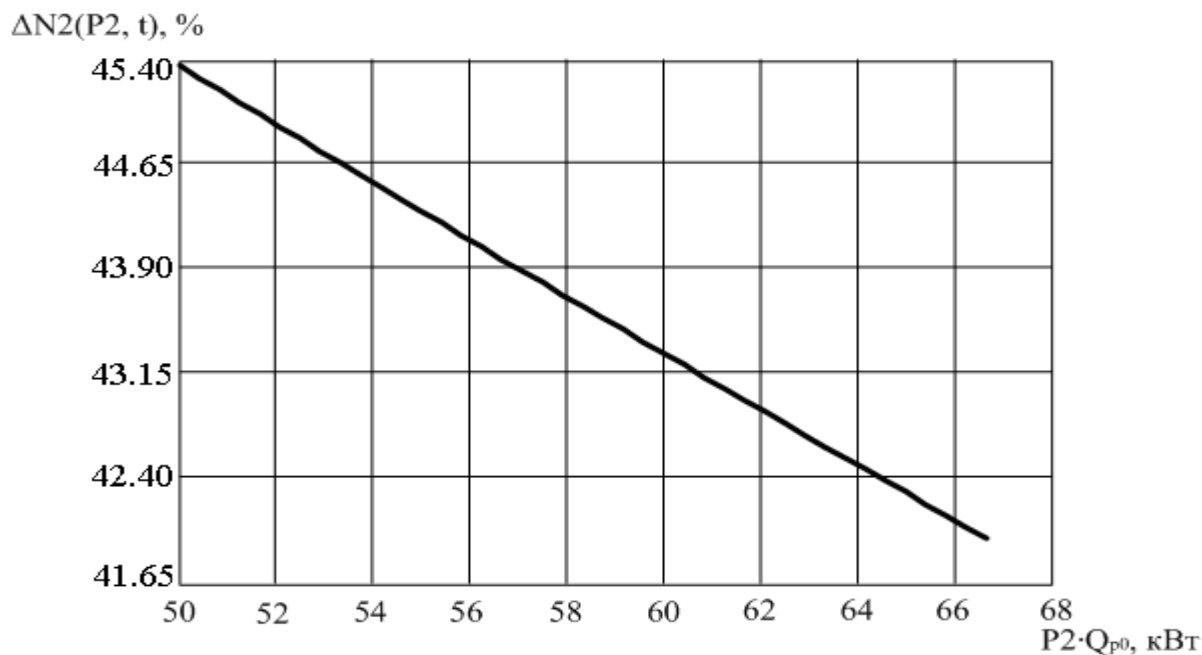


Рисунок 1.8 – Графік залежності між втратами потужності в системі «електропривод - компресор» і навантаженням пневмомережі

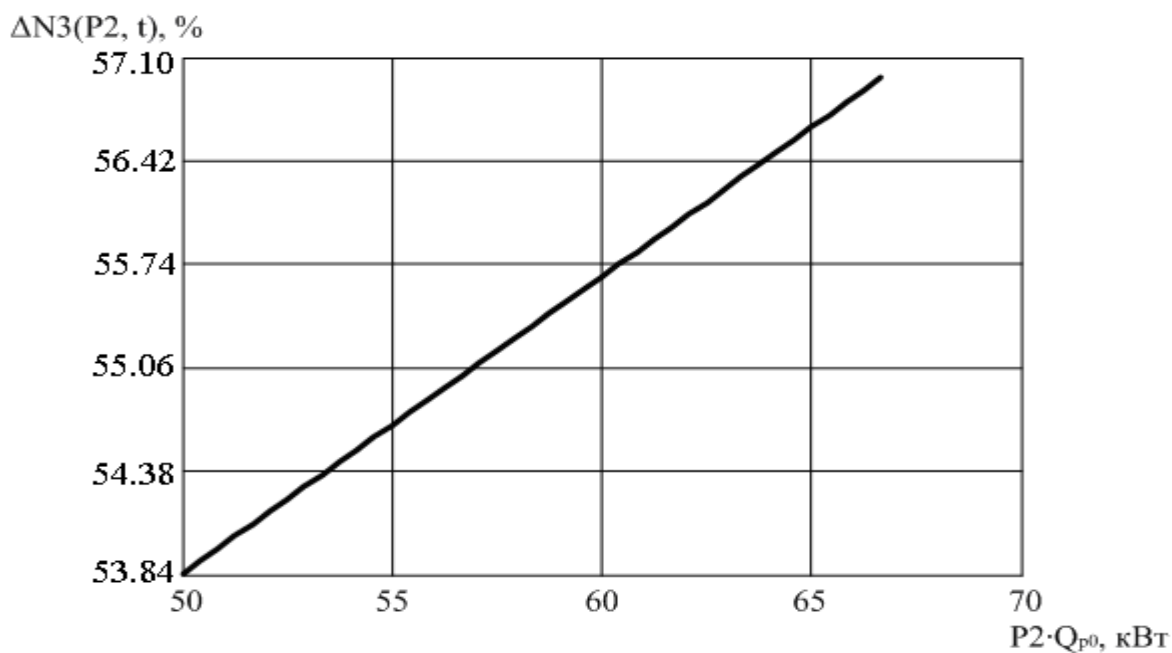


Рисунок 1.9 – Графік залежності між втратами потужності в пневмомережі та її навантаженням

Аналіз графіка, що представлений на рис.1.8, показує, що на інтервалі накачування стисненого повітря в пневмережу, при збільшенні навантаження пневмережі, відбувається збільшення втрат потужності в системі «електропривод – компресор». Однак у відносних одиницях зі збільшенням навантаження втрати зменшуються. Це обумовлено тим, що хоча втрати потужності в системі «електропривод – компресор» і зростають, але зростає й споживання активної потужності з мережі, причому другий процес протікає інтенсивніше. Даний процес, що відбувається в цій системі, пояснюється в такий спосіб: при збільшенні навантаження пневмережі відбувається, як було сказано вище, збільшення споживаної потужності асинхронного приводу поршневого компресора, а за законом Бойля-Мариотта зменшується об'ємна подача стисненого повітря в пневмережу. Це у свою чергу збільшує енергоємність виробництва стисненого повітря. Із залежності (1.15) видно, що в ній присутні три ККД: ККД асинхронного приводу, індикаторний ККД щодо політропного процесу стиску й механічний ККД, що враховує втрати тертя кривошипно-шатунного механізму й поршня компресора, що у свою чергу знижує ефективність перетворення електричної енергії в енергію стисненого повітря. Отже, можна зробити висновок про те, що при збільшенні навантаження пневмережі збільшуються витрати активної потужності на виробництво стисненого повітря й відповідно втрати в системі «електропривод – компресор». Що стосується ваги складових втрат потужності в даних елементах електротехнічного комплексу, як свідчать графіки (рис. 1.7; 1.8; 1.9) вона є значною й становить 45,372...42,13% від сумарних втрат потужності всього комплексу. Як видно, при збільшенні тиску стисненого повітря в пневмережі й незмінних (або що збільшується) витратах стисненого повітря його споживачами, відбувається збільшення витрат електричної енергії на його виробництво й відповідно збільшуються втрати (через ККД) в елементах електротехнічного комплексу «електропривод - компресор».

З графіку, що представлений на рис. 1.9, видно, що втрати потужності в пневмережі збільшуються зі збільшенням її навантаження. Проаналізуємо дану залежність. При збільшенні навантаження пневмережі, внаслідок її неповної

герметичності, відбуваються витіки стисненого повітря із пневмомережі. Цей процес, у свою чергу, призводить до втрат потужності в даному елементі електротехнічного комплексу. На жаль, повну герметичність пневмомережі не завжди можна забезпечити з технологічних причин, наприклад, на шахтах з вибухонебезпечним середовищем по газу й пилу використовуються фланцеві з'єднання трубопроводу, які за визначенням не герметичні. Як видно з рис. 1.7; 1.8; 1.9 вагове значення втрат потужності в цьому елементі в загальній сумі втрат електротехнічного комплексу є значним і становить 53,841...57,004% від сумарних втрат потужності всього комплексу. Отже, при зміні деяких параметрів пневмомережі, збільшенні об'єму (m^3), довжини (км), герметичності, можуть збільшуватися втрати потужності в ній. Беручи до уваги вагове значення втрат потужності в цьому елементі електротехнічного комплексу, необхідно відзначити, що зниження втрат потужності дозволить підвищити енергетичні показники в цілому всього комплексу.

Таким чином, графіки, що зображені на рис. 1.7; 1.8; 1.9, мають практично лінійний вид, хоча залежності, за допомогою яких вони були отримані, є нелінійними. На даному інтервалі при робочих параметрах електротехнічного комплексу вид залежності наближається до лінійної. Визначивши вагові значення втрат потужності у всіх елементах електротехнічного комплексу, можна констатувати той факт, що найбільш вагомими, з погляду втрат потужності, є такі елементи, як «електропривод – компресор» і «пневматична мережа». Ґрунтуючись на цьому факті, необхідно розглянути параметри режиму роботи електротехнічного комплексу, від яких залежать втрати потужності у цих елементах. При забезпеченні споживачів стисненим повітрям, тобто незмінній витраті (m^3/c), таким параметром є тиск у пневмомережі. Отже, коли виникає невідповідність між виробництвом стисненого повітря і його споживанням (зміна споживання приймачами стисненого повітря) для зменшення втрат потужності в найбільш вагомих елементах електротехнічного комплексу, необхідно використовувати “плаваючий” – недетермінований верхній рівень тиску. Однак, як визначити той рівень максимального тиску (верхній рівень), при якому будуть виконуватися одночасно

дві умови: забезпечення приймачів стисненим повітрям й зниження втрат потужності електротехнічного комплексу до мінімально можливого значення. Ясно, що втрати потужності в електротехнічному комплексі або в його елементах не є критерієм для визначення рівня максимального тиску в пневмережі, при якому виконуються обидві умови. Необхідно виробити критерій, за використання якого виконуються обидві умови.

1.1.3 Математична модель для оптимізації режиму роботи системи

При створенні математичної моделі, яка оптимізує режими роботи електромеханічної системи необхідно визначити критерій енергоефективності й одержати його залежність від контрольованого параметра системи, встановити обмеження по кількості пусків у годину асинхронного привода поршневої компресорної установки в умовах забезпечення стисненим повітрям приймачів.

Обґрунтування й вибір критерію енергоефективності електротехнічного комплексу необхідні для визначення критерію керування поршневої компресорної установки з асинхронним приводом, а так само для здійснення керування електромеханічною системою.

Система керування електротехнічним комплексом, що базується на даному критерії, повинна забезпечувати енергоефективність при різних режимах його роботи. Тому що при двопозиційному керуванні істотно змінюються режими роботи електротехнічного комплексу й відповідно втрати потужності в різних його елементах. На періоді «накачування» зміни втрати потужності відбуваються у всіх елементах електротехнічного комплексу, а на періоді його «спуска» тільки в одному елементі - пневмережі. Тобто такий енергетичний показник як втрати потужності в елементах електротехнічного комплексу не є загальним на всьому інтервалі циклу, а виходить, не може бути використаний як критерій енергоефективності. Для визначення критерію енергоефективності, розглянемо енергетичні показники електротехнічного комплексу і їхній взаємозв'язок з його режимами роботи.

Для початку необхідно відповісти на запитання, які ж енергетичні

показники існують у даному електротехнічному комплексі. Виходячи з його структури, крім втрат потужності такими показниками потужності є: потужність, споживана асинхронним приводом з електричної мережі й потужність, споживана приймачами стисненого повітря. Однак, жоден із цих показників не задовольняє умовам, зазначеним у попередньому параграфі, забезпечення стисненим повітрям приймачів і мінімальних втрат потужності в електротехнічному комплексі. Значить необхідно виробити якийсь комплексний критерій задовольняючий обидві умови. Для початку необхідно визначити, які ж існують параметри режимів роботи установок. Такими параметрами є: струм в електричній мережі, продуктивність поршневого компресора, тиск у пневмережі, час «накачування»-«спуска» тиску, тобто час циклу. Як було показано в попередньому параграфі визначальним параметром, тобто таким, за допомогою якого можна обчислити інші, є тиск пневмережі. Навіть час циклу роботи електротехнічного комплексу, що залежить від споживання стисненого повітря, можливо спрогнозувати, відслідковуючи швидкість зміни тиску. Виходить, що визначає параметром режиму роботи установок є тиск.

Варто підкреслити, що енергоефективна система керування повинна базуватися на критерії енергоефективності всього електротехнічного комплексу. Можна стверджувати, що цей критерій повинен показувати ефективність використання електричної енергії споживаної з мережі приводом повітряного поршневого компресора. Необхідно розглянути різні параметри, на основі яких він може обчислюватися. У цьому випадку це можуть бути такі параметри як робота, потужність і енергія, які у свою чергу визначаються, таким параметром режиму роботи електротехнічного комплексу, як тиск. Проаналізувавши втрати одного із цих параметрів в електротехнічному комплексі, дійсно можна визначити оптимальне значення верхнього рівня тиску в пневмережі, при якому втрати мінімальні. Однак для цього необхідно оперувати досить складними залежностями, які необхідно обчислювати в ході роботи електротехнічного комплексу, а потім вирішувати завдання по знаходженню верхнього рівня тиску в пневмережі, при якому буде дотримуватися загальний мінімум втрат. Ясно, що таке завдання вимагає

для свого рішення не тільки оптимізаційних алгоритмів, але й значних обчислювальних ресурсів керуючого контролера, щоб виконуватися в режимі реального часу. Тому необхідно обчислювати критерії енергоефективності по іншому параметрі. Таким параметром є ККД електротехнічного комплексу. До його переваг відносяться як наочність подання, так і простота обчислення. Для обчислення ККД електротехнічного комплексу необхідно знати один з параметрів: робота, потужність, енергія на вході в електричну мережу й той же параметр на виході із пневмомережі, з урахуванням випробувань описаних у параграфі 1.1.1. Тому що в параграфі 1.1.1 були розглянуті втрати потужності в різних елементах електротехнічного комплексу, то розрахунок ККД зроблений на їхній основі, з урахуванням приведення цих потужностей до одного єдиного тимчасового інтервалу. Важливо відзначити, що не існує ніяких принципових обмежень для знаходження ККД електротехнічного комплексу по інших параметрах, таким як робота або енергія. Але в такому випадку визначивши потужності в різних елементах електротехнічного комплексу, необхідно буде перейти до роботи або енергії, тобто додаються математичні операції й постає питання про обчислювальну потужність керуючого контролера (чи буде встигати робити розрахунки), а так само необхідному інтервалі дискретизації тимчасового проміжку для забезпечення точності обчислень.

Як було показано вище, за допомогою такого енергетичного показника як ККД електротехнічного комплексу, можливо за допомогою відповідної системи керування забезпечити мінімум втрат у комплексі. Однак, даний енергетичний показник забезпечує виконання лише однієї умови - мінімум втрат. Як же забезпечити виконання другої умови? Для відповіді на це питання необхідно звернутися до існуючих систем двопозиційного керування. Принцип їхньої роботи полягає в пуску й зупинці приводного двигуна поршневого компресора, при досягненні нижнього й верхнього рівнів тиску відповідно. Ясно, що на проміжку від мінімального до максимального рівнів тиску в пневмомережі споживачі забезпечуються стисненим повітрям. Отже, необхідно, щоб система керування, що працює на основі критерію енергоефективності - ККД, також запускала

асинхронний привод поршневого компресора, при досягненні мінімального рівня тиску в пневмережі. Тим самим ми забезпечуємо виконання умови по забезпеченню стисненим повітрям споживачів.

На жаль, вирішивши одне завдання, поставили перед собою наступне. Так як система керування заснована на «плаваючому» верхньому рівні тиску в пневмережі, тобто знижуючи його для забезпечення високих енергетичних показників - максимуму ККД, збільшується число пусків асинхронного привода. А, як відомо, число пусків у годину, за умовою нагрівання, асинхронного двигуна обмежено. Виходячи із цього, у загальному випадку можливі режими роботи комплексу електрична мережа - привод - компресор - пневмережа, при яких число пусків привода компресора перевищить припустимі. Тобто визначивши ККД системи й знайшовши відповідний йому оптимальний тиск, виникає питання про те, що якщо при зниженні рівня тиску кількість пусків у годину зростає, то необхідно встановити обмеження в системі керування по кількості пусків у годину (рис. 1.10).

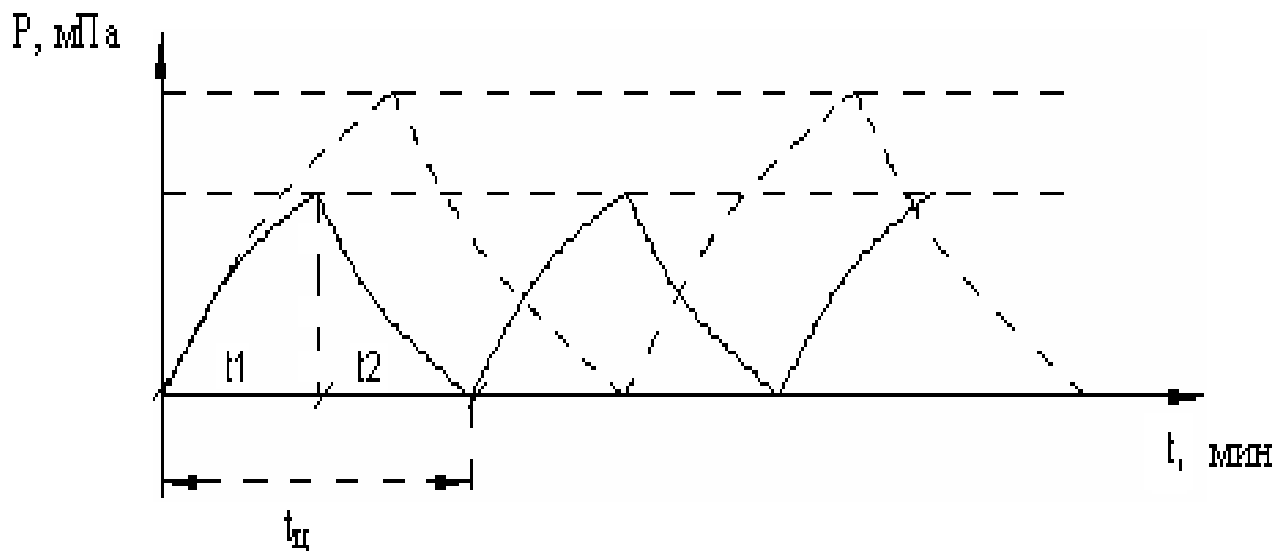


Рисунок 1.10 – Залежність тривалості циклу від максимального рівня тиску

Вирішити дане завдання можна за допомогою прогнозування часу роботи компресора. Знаючи продуктивність компресорної установки, i , розрахувавши витрату стисненого повітря, а так само оптимальний тиск, визначається час

підвищення й зниження тиску – тобто тривалість циклу $T_{ц}$. Цю тривалість одержимо з формули:

$$T_{ц} = t_1 + t_2,$$

де час накачування, хв.

$$t_1 = \sum \frac{V_c \cdot \Delta P}{(B_1 + B_2 \cdot e^{-P/B_3}) \cdot P_k - (Q_n + A_1 + A_2 \cdot e^{-P/A_3}) \cdot P_n} ; \quad (1.27)$$

час зниження тиску, хв.

$$t_2 = \sum \frac{V_c \cdot \Delta P}{(Q_n + A_1 + A_2 \cdot e^{-P/A_3}) \cdot P_n} ; \quad (1.28)$$

V_c – обсяг повітропровідної мережі, м³;

$B_1 + B_2 \cdot e^{-P/B_3}$ – обсяг стисненого повітря, що надходить у мережу, м³/хв;

P_2 – тиск повітря, що надходить у мережу, Па;

$Q_{номр}$ – витрата повітря споживачами, м³/хв;

$A_1 + A_2 \cdot e^{-P/A_3}$ - втрати стисненого повітря в пневмомережі, м³/хв;

P_n – тиск повітря у повітряприймачів, Па;

$\Delta P = P_{max} - P_{min}$;

P_{max} – максимальний рівень тиску, Па;

P_{min} – мінімальний рівень тиску, Па.

Далі, виходячи з кількості пусків у годину, регламентованих паспортними даними асинхронного двигуна, можна знайти мінімальний час циклу роботи компресорної установки, хв:

$$T_{цмин} = \frac{60}{M} ; \quad (1.29)$$

M - кількість пусків у годину.

При правильному розрахунку продуктивності компресора і його виборі, навіть при максимальній витраті стисненого повітря, кількість пусків у годину залишається в межах нормованих виробником. Визначивши час циклу, виходячи з витрати стисненого повітря, розраховується можлива кількість пусків у годину. Якщо можлива кількість пусків більше регламентованого, то необхідно вносити коректування. Так як наступні параметри не є регульованими: витрати стисненого повітря, обсяг ресивера й пневмомережі, продуктивність поршневої компресорної установки, то регулювати час циклу роботи компресора ми можемо за допомогою зміни максимального тиску. Тобто підвищення максимального рівня тиску дозволяє збільшити час циклу. Однак у цьому випадку вся система буде працювати з неоптимальним ККД, через перевитрату електричної енергії при виробництві стисненого повітря й збільшенні втрат у пневмомережі. Поліпшення енергетичних показників можливо при обліку часу кожного минулого циклу й відстеженні витрати стисненого повітря. Якщо час циклу перевищує розрахункове значення, у зв'язку зі зменшенням витрати стисненого повітря, то виникає можливість, зниження максимального рівня тиску в пневмомережі, зменшення часу наступних циклів. Тобто, виходить, що найбільше наблизиться до оптимальних енергетичних показників - максимуму ККД.

Тому, опираючись на висновки, зроблені в попередньому параграфі й залежність (1.11) для подальших розрахунків і визначення ККД електротехнічного комплексу основним параметром приймаємо втрати потужності в його елементах.

У залежності (1.11) використовуються такі параметри як, втрати потужності в елементах електротехнічного комплексу, втрати при пуску асинхронного двигуна, споживання активної потужності асинхронним приводом з електричної мережі. У попередньому параграфі визначені їхні залежності від змінюваного параметра – тиску в пневмомережі. Запишемо дану формулу залежно від тиску P_2 (Па), з урахуванням проведених випробувань і певних допущень:

$$\eta = \frac{\left(2 \cdot \frac{n}{n-1} P_1 Q_{\text{компл}} \frac{\left(\frac{n-1}{\varepsilon^{2n}} - 1 \right)}{\eta_{\text{мех}} \cdot \eta_{\text{пол}} \cdot \eta_{\text{дв}}} - \left(2 \cdot \frac{n}{n-1} P_1 Q_{\text{компл}} \frac{\left(\frac{n-1}{\varepsilon^{2n}} - 1 \right)}{\eta_{\text{мех}} \cdot \eta_{\text{пол}} \cdot \eta_{\text{дв}}} - P_2 Q_2 \right) - P_2 \cdot \frac{(V_{\text{рес}} + V_{\text{труб}})}{RT} \cdot \frac{1}{\rho} \cdot \frac{dP}{dt} \right) \cdot \frac{1}{T_{\text{ц}}}}{\left(2 \cdot \frac{n}{n-1} P_1 Q_{\text{компл}} \frac{\left(\frac{n-1}{\varepsilon^{2n}} - 1 \right)}{\eta_{\text{мех}} \cdot \eta_{\text{пол}} \cdot \eta_{\text{дв}}} + 3I^2 \cdot r_0 l + k_N \cdot 2 \cdot \frac{n}{n-1} P_1 Q_{\text{компл}} \frac{\left(\frac{n-1}{\varepsilon^{2n}} - 1 \right)}{\eta_{\text{мех}} \cdot \eta_{\text{пол}} \cdot \eta_{\text{дв}}} \right) \frac{1}{T_{\text{ц}}}}; \quad (1.30)$$

де P_1 – атмосферний тиск, Па; P_2 – тиск стисненого повітря в ресивері, Па; $Q_{\text{компл}}$ – об'ємна продуктивність на виході компресора, наведена до нормальних умов за умовою усмоктування, м³/с; Q_2 – об'ємна продуктивність стисненого повітря на виході компресора, м³/с; K_N – коефіцієнт кратності пускової потужності, що приблизно дорівнює половині коефіцієнта кратності пускового струму; $T_{\text{ц}}$ – повний час циклу, хв; $\frac{dp}{dt}$ – швидкість зміни тиску у пневмережі, Па/с; T – температура газу, К; $R = 287$ Дж/(кг·К) – газова постійна для повітря; $\rho = 1,29$ кг/м³ – щільність повітря при нормальних умовах; t – час, с; $V_{\text{рес}}$ – об'єм ресивера, м³; $V_{\text{труб}}$ – об'єм пневматичної мережі, м³; I – фазний струм в електричній мережі, А; r_0 – питомий опір провідника Ом/км; l – довжина лінії, км; n – показник політропи, для поршневих компресорів, $n = 1,2 - 1,35$ [1,2]; $\eta_{\text{дв}}$ – ККД двигуна; $\eta_{\text{пол}}$ – індикаторний ККД щодо політропного процесу стиску, рівний 0,8 – 0,9 [1,2]; $\eta_{\text{мех}}$ – механічний ККД, що враховує втрати тертя кривошипно-шатунного механізму й поршня компресора $\varepsilon = \frac{P_2}{P_1}$, $\eta_{\text{мех}} = 0,85 - 0,95$ [1,2]; P_2 – тиск у пневмережі, Па.

Покажемо процентне співвідношення залежності зміни ККД електротехнічного комплексу від рівня тиску P_2 (Па) навантаження пневмережі, виходячи з даних, представлених у попередньому параграфі. Це необхідно для розуміння того, як і в яких межах змінюється енергетичний показник електротехнічного комплексу на робочому проміжку тиску, пневмоприймачів, від $P_{\text{мін}}$ до $P_{\text{макс}}$. Що у свою чергу дає можливість, знаючи навантаження пневмережі й

параметри електротехнічного комплексу, визначити максимальний рівень енергетичного показника, при забезпеченні пневмоприймачів стисненим повітрям. Отже, створюються передумови для забезпечення роботи всього електротехнічного комплексу з максимальним ККД.

Спростимо отриману залежність (1.30):

$$\eta = \frac{P_2 Q_{\text{ком}} - P_2 \cdot \frac{(V_{\text{pec}} + V_{\text{мррб}})}{RT} \cdot \frac{1}{\rho} \cdot \frac{dP}{dt}}{2 \cdot \frac{n}{n-1} P_1 Q_1 \frac{\left(\varepsilon^{\frac{n-1}{2n}} - 1 \right)}{\eta_{\text{мех}} \cdot \eta_{\text{пол}} \cdot \eta_{\text{де}}} \cdot (1 + k_N) + 3I^2 \cdot r_0 l}; \quad (1.31)$$

Як видно з отриманої залежності, вона не залежить від часу циклу, так само в чисельнику скорочується потужність, споживана асинхронним приводом з електричної мережі. Відповідно в чисельнику залишається різниця між потужністю на виході компресора й втратами в пневмомережі. У знаменнику сума втрат при пуску, втрат в електричній мережі й активній потужності, споживана асинхронним приводом з мережі. Одержимо графічну залежність ККД електротехнічного комплексу від рівня тиску в пневмомережі (рис.1.11). Проаналізував цю залежність стає явним, що зі збільшенням рівня тиску в пневмомережі знижується ККД - енергетичний показник. Це пояснюється зростаючими втратами у всіх елементах електротехнічного комплексу. Адже як було розглянуто вище в попередньому параграфі, втрати в електричній мережі збільшуються зі збільшенням рівня тиску в пневмомережі. І хоча в системі «привод - компресор», у відносних одиницях, відбувається зниження втрат потужності, зі збільшенням рівня тиску, вагове значення втрат у пневмомережі вище. А тому що втрати потужності в пневмомережі мають найбільше вагове значення й збільшуються з підвищенням рівня тиску, те відповідно вони і є визначальними. З отриманих результатів видно, що при кратних значеннях аргументу (тиску), ККД електротехнічного комплексу змінюється на 17%.

Виходячи з вище викладеного автори роблять висновок про те, що з погляду підвищення енергетичного показника електротехнічного комплексу варто віддати

перевагу його роботі при рівнях тиску близьких до мінімального.

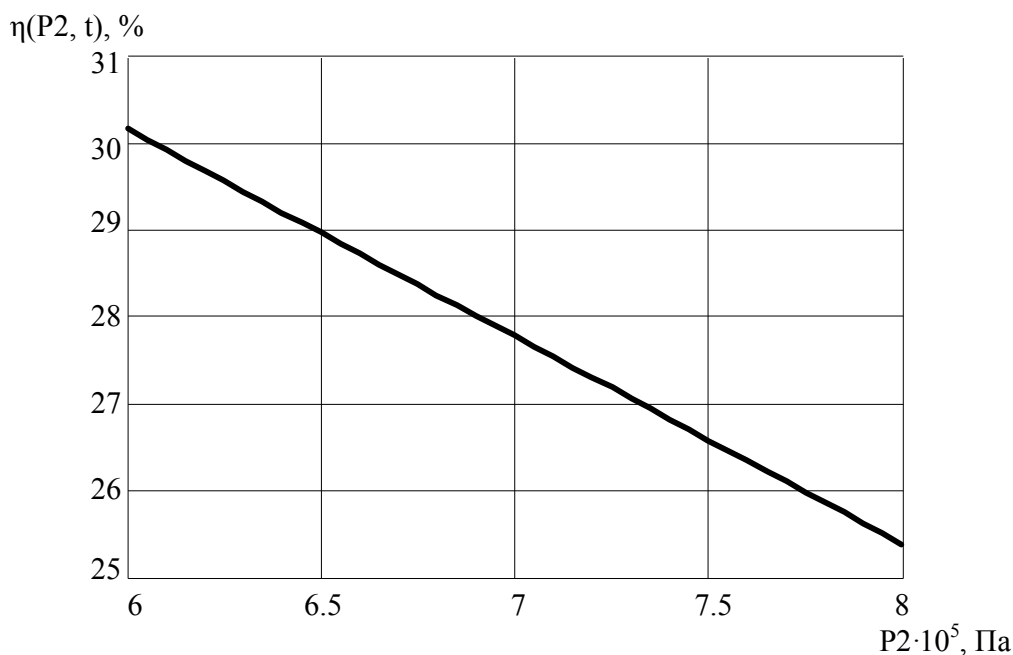


Рисунок 1.11 – Залежність ККД електротехнічного комплексу від рівня тиску в пневмережі

Знаючи втрати потужності в елементах електротехнічного комплексу, з їхньою допомогою визначимо загальний енергетичний показник усього комплексу. У свою чергу, при двопозиційному регулюванні продуктивності можуть виникати ситуації, при яких електротехнічний комплекс буде працювати не з максимальним енергетичним показником. Дане твердження обумовлене обмеженням, накладанням на кількість пусків у годину асинхронного привода поршневого компресора, за умовою нагрівання. Тобто при “плаваючому” верхньому рівні тиску можливе збільшення кількості пусків. Щоб виконувалося дане обмеження, потрібно відслідковувати кількість пусків.

Використання потужності як параметр для розрахунку ККД електротехнічного комплексу, а так само уведених допущень представляється виправданим по наступних причинах:

- істотно спрощуються аналітичні вирази, що описують параметри

електротехнічного комплексу;

- існує можливість для виконання всебічного аналізу процесів, який був би ускладнений при використанні складних аналітичних виражень;
- існує можливість для виконання аналізу процесів у різних електротехнічних комплексах «електрична мережа - привод - компресор - пневмомережа» з єдиних позицій, що важливо для порівняльного аналізу;
- підхід забезпечує можливість розрахунку ККД електротехнічного комплексу, контролюючи всього один його параметр - тиск, що істотно для рішення сформульованих завдань.

Таким чином, виходячи із завдань моделювання, пропонується використовувати як параметр для розрахунку ККД електротехнічного комплексу - потужність.

У наступному параграфі буде розроблений спосіб керування електроприводом компресора.

1.1.4 Спосіб управління електроприводом компресора

Енергетична ефективність систем стисненого повітря значною мірою залежить від способу регулювання продуктивністю компресора. Проаналізуємо відомі способи регулювання.

Дросельний перепуск стисненого повітря в усмоктувальний трубопровід (байпасування). Даний спосіб регулювання продуктивності компресора, як і скидання стисненого повітря в атмосферу через дроселюючий вентиль нерідко застосовують на практиці. Його низька економічність очевидна - енергія, що використовує компресор при стиску повітря, повністю губиться в процесі дроселювання в байпасном вентилі. Застосування методу доцільно для розвантаження компресора при пуску, а також як захисна функція, коли виникає небезпека швидкого підвищення тиску. Часто його використовують при необхідності швидкого зниження продуктивності компресора без його зупинки. При байпасуванні швидко змінюється рівень тиску. Цим можна пояснити часте використання методу навіть у тих випадках, коли компресори обладнані більше

економічними пристроями для зміни продуктивності. Регулювання продуктивності за допомогою запобіжних клапанів шляхом скидання повітря в атмосферу вкрай не економічно, тому що пов'язане з більшими непродуктивними втратами електроенергії, витраченої на виробіток стисненого повітря [2,3].

Спосіб вільного перепуску стисненого повітря з нагнітання на усмоктування (робота компресора без протитиску) значно економічний, ніж дросельний перепуск газу, оскільки, газ, що перепускається зі сторони нагнітання на сторону усмоктування стискується лише на стільки, щоб перебороти опір, створюваний клапанами й трубопроводом. Втрати енергії при зміні продуктивності компресора у режимі роботи без протитиску значно нижче, ніж при байпасуванні.

Дроселювання повітря в усмоктувальному трубопроводі й відключення усмоктування. Зі зменшенням прохідного перетину регулювального клапана, встановленого на усмоктувальному трубопроводі, знижується тиск усмоктуваного компресором газу й збільшується його питомий об'єм. Це приводить до зменшення масової продуктивності регульованого ступеня компресора. Оскільки ступінь стиску повітря зі зменшенням продуктивності зростає, температура нагнітання може досягти значень, не припустимих для нормальної роботи компресора. Тому плавна зміна продуктивності компресора дроселюванням на стороні усмоктування можливо тільки в обмежених межах, обумовлених величиною мертвого простору в циліндрах. Для того, щоб уникнути значного перегріву при дроселюванні на стороні усмоктування, необхідно повністю перекрити усмоктувальний трубопровід. Після короткочасного перехідного процесу, що супроводжується усмоктуванням газу, що залишився в трубопроводі, і внаслідок великого стиску повітря кінцева температура газу може виявитися високою. Наступає режим роботи, при якому газ не всмоктується компресором і його продуктивністю дорівнює нулю.

Періодичний пуск і зупинка компресора (двопозиційне регулювання). Продуктивність компресора може бути також змінена вибором необхідного співвідношення між часом роботи компресора і його зупинки. Оскільки у включеному стані компресор і електродвигун працюють у режимі, близькому до номінального, і забезпечується близьке до максимального значення ККД, $\cos \varphi$, а

при відключенні електродвигуна витрата енергії дорівнює нулю, цей спосіб зміни продуктивності є досить економічним. Спосіб може бути застосований в умовах, коли коефіцієнт робочого часу (відносний час роботи компресора, необхідний для покриття потреби в повітрі) не перевищує 0,8-0,85.

Плавне регулювання частоти обертання валу компресора. У цьому варіанті зміна продуктивності компресора здійснюється за рахунок зміни частоти обертання його вала. Для цього використовують перетворювач частоти, що живить приводний асинхронний двигун. Це найбільш економічний варіант регулювання продуктивності з погляду використання споживаної енергії, оскільки реалізується можливість виробітку об'єму стисненого повітря, рівного його витраті. Принцип роботи системи керування приводом полягає в тім, що перетворювач змінює частоту й живлячу напругу двигуна. У зв'язку із цим змінюється частота обертання вала компресора й, відповідно, його продуктивність. Істотний недолік таких пристроїв полягає в їхній високій вартості, у першу чергу перетворювачів частоти, що істотно обмежує область застосування цього способу регулювання. У практиці спосіб застосовують в особливих випадках, пов'язаних з необхідністю підтримки точного значення рівня тиску в пневмомережі, наприклад, в умовах хімічного виробництва, у складуваних комплексах.

З розглянутого вище можна зробити вивід про те, що енергоефективні способи регулювання продуктивності поршневих компресорних установок реалізуються шляхом керування електроприводом компресора. При такому підході здійснюється регулювання в ланцюзі первинної енергії, у цьому випадку електроенергії, а не в пневмомережі (ланцюга вторинної енергії). Стиснене повітря має більшу вартість, тому що при його виробітку неминуче існують втрати, як у механічній, так і в електричній частині компресорів. На жаль, завдання економічної експлуатації асинхронного електропривода поршневих компресорів розглядалися в обмежених рамках [2,3,14,15,16,17]. Це визначено, по-перше, відносно невеликою потужністю пристроїв, по-друге, обмеженістю способів і засобів впливу на режим роботи двигуна. У той же час, широке поширення поршневих компресорів з асинхронним електроприводом, нерозв'язаність завдань енергоефективного регулювання

визначає актуальність досліджень у частині зниження витрат енергії в цих системах.

Аналізуючи спосіб плавного регулювання частоти обертання валу компресора, і, відповідно, його продуктивності, треба ще раз підкреслити, що при всіх своїх перевагах він має істотний недолік - високу вартість установок, що використовують цей принцип. При малих потужностях приводного двигуна (до 250 кВт) ціна компресорної установки рівняється із ціною перетворювача частоти. Тому що поршневі компресорні установки розраховані на малу продуктивність, обумовлену їхніми конструктивними особливостями, то зазначений спосіб регулювання продуктивності не є настільки вигідним з економічної точки зору (строк окупності 10 і більше років). Найпоширенішими в промисловості є поршневі компресорні установки із двопозиційним регулюванням продуктивності (періодичний пуск і зупинка компресора). Тому доцільно звернути більш пильну увагу на цей спосіб регулювання й спробувати поліпшити його показники з погляду енергоефективності. Важливо, що системи двопозиційного регулювання мають порівняно низьку вартість.

Істотним недоліком систем виробництва й розподілу стисненого повітря є їх низький ККД. Це обумовлено порівняно високими втратами енергії на всіх стадіях, що визначає високу вартість енергії стисненого повітря. Дослідження в частині підвищення енергетичної ефективності таких систем проводилися в різних напрямках. При цьому аналізувалися режими роботи електричних кіл, механізмів компресора, системи розподілу стисненого повітря [1,2,3]. До цього залучалися як фахівці в області електротехніки, так і механіки. У теж час очевидний істотний зв'язок окремих ланок цієї системи, взаємна обумовленість режимів їхньої роботи. Тому представляється доцільним більш повне використання принципів системного підходу до здійснюваного аналізу, розгляд показників енергоефективності системи в цілому, з урахуванням зв'язку параметрів режиму її ланок.

Інше завдання, складається в аналізі зв'язків, що існують між параметрами режиму й параметрами системи, виявленні на цій основі тих параметрів, які значною мірою визначають її ККД, визначенні загального підходу до керування

електроприводом компресорної установки, що забезпечує підвищення енергетичної ефективності системи в цілому.

Аналіз режимів роботи окремих елементів системи був зроблений у параграфі 1.1.2. він показує, що цей рівень у значній мірі залежить від рівня тиску в пневмережі P_2 компресорні установки, а також від швидкості його зміни. У випадку використання двопозиційного регулювання продуктивності компресора тиск P_2 не залишається постійним. Ясно, що змінюються й відповідні рівні втрат енергії. У цьому випадку оцінку енергетичної ефективності системи доцільно здійснювати для певного проміжку часу. Такий проміжком запропоновано вибрати тривалість циклу роботи системи $t_{\text{ц}}$. Цей цикл включає час, витрачений на накачування повітря з нижнього рівня тиску P_{min} до верхнього – P_{max} , а також час спаду тиску з верхнього рівня до нижнього при виключеному приводі компресора. Визначення часу циклу, а також його прогнозування розглянуте в роботі [11]. Аналітичний вираз для розрахунку ККД системи, що включає перераховані вище ланки та враховує наведені раніше залежності для розрахунку втрат, отримано в параграфі 1.1.3. Як видно з наведеної залежності, значення ККД не залежить від часу циклу. Виражено зв'язок цього показника з тиском повітря в пневмережі й витратою стисненого повітря. Рисунок 1.12 ілюструє характер цього зв'язку. Залежність дозволяє визначити раціональний підхід до керування електроприводом, що забезпечує високе значення ККД системи в цілому.

Так як витрату повітря варто розглядати як незалежний параметр, що не підлягає регулюванню й обумовлений характером навантаження, то реальним параметром для регулювання, що робить істотний вплив на ККД, можна вважати рівень тиску в пневмережі. ККД збільшується при низькому тиску P_2 . Якщо організувати процес таким чином, щоб верхній рівень тиску в пневмережі P_{max} при двопозиційному регулюванні був близький до нижнього рівня тиску P_{min} , система буде працювати в режимах з високим значенням ККД. Однак варто врахувати, що при наближенні рівня P_{max} до рівня P_{min} тривалість циклу $t_{\text{ц}}$ скорочується, а кількість пусків двигуна електропривода зростає. При цьому збільшуються втрати енергії у двигуні й електричній мережі.

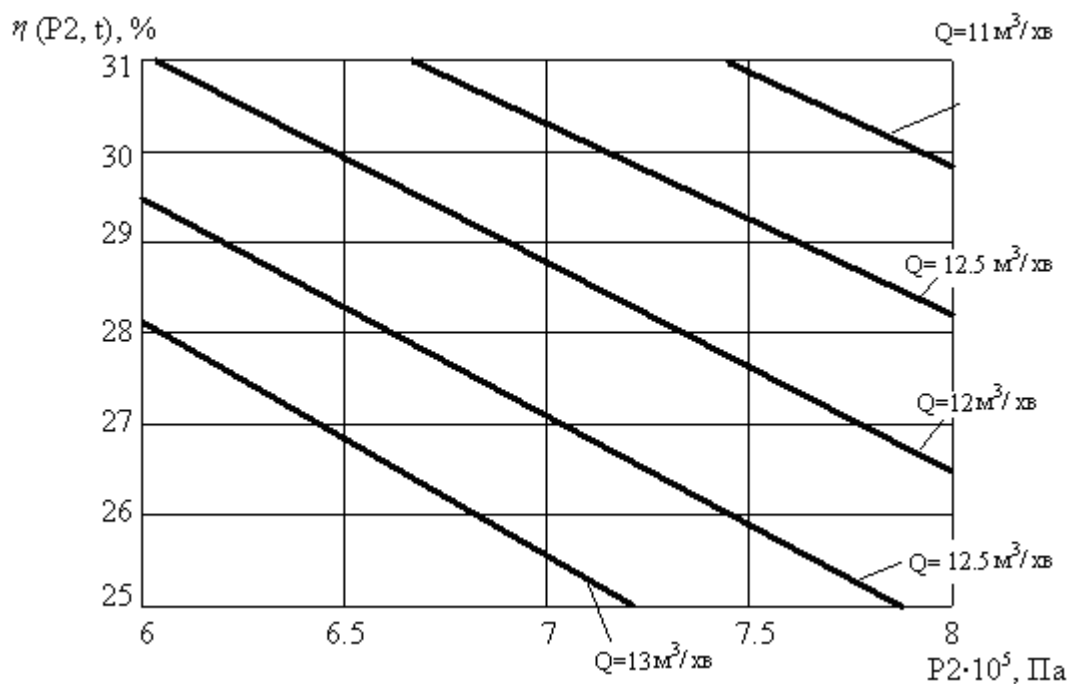


Рисунок 1.12 – Залежність ККД системи від рівня тиску в пневмережі при різних рівнях витрат стисненого повітря.

Кількість включень зростає з ростом витрати стисненого повітря. Таким чином, представляється обґрунтованим застосування “плаваючого” верхнього рівня тиску P_{max} , що буде змінюватися від циклу до циклу й залежати від витрат повітря в розглянутому інтервалі часу. Збільшення витрат повітря повинне супроводжуватися збільшенням P_{max} . Реалізація двопозиційного регулювання електропривода з “плаваючою”, верхньою межею тиску забезпечить істотне підвищення ККД всієї електромеханічної системи.

І так, установлена залежність ККД системи виробництва й розподілу стисненого повітря від параметрів режиму системи. Визначено область раціональних рівнів тиску в пневмережі.

Запропоновано використовувати “плаваюче” значення верхнього рівня тиску. Це дозволить підвищити ККД електромеханічної системи із двопозиційним регулюванням продуктивності.

1.2 Індукційний нагрів з'єднань деталей, виконаних посадкою з натягом

З'єднання деталей, виконані посадкою з натягом, широко використовуються в машинобудуванні. Такі з'єднання характеризуються нерухомістю, яка досягається завдяки механічним напруженням, що виникають у матеріалах деформованих поверхонь. При цьому з'єднання здатне передавати діюче по осі зусилля або крутильний момент.

У процесі виробництва та при випробовуванні і ремонті машин часто доводиться виконувати демонтаж таких з'єднань. Його здійснюють за рахунок осьових навантажень, що при використанні знімачів (гвинтових, гідравлічних) супроводжується пошкодженням посадкових поверхонь у вигляді виникаючих поверхневих подряпин. Після декількох ремонтів посадкова поверхня (вал) стає непридатною для використання. Зрозуміло, що значні обсяги демонтажних робіт призводять до суттєвих матеріальних витрат.

Небажаних наслідків можна уникнути завдяки температурному деформуванню з'єднань деталей. До засобів, що реалізують такий метод демонтажу, відносять використання мінерального масла, пристроїв у вигляді термознімного кільця або різачка, тощо. У результаті нагрівання втулка розширюється і її легко знімають з вала без пошкоджень поверхонь.

Одним із найбільш ефективних методів демонтажу є індукційний нагрів втулки. При використанні цього методу демонтаж здійснюють з мінімальними витратами часу та енергії, що характерно для систем прямого нагріву. В той же час, не можна не звернути увагу на проблеми, які значно знижують енергоефективність та надійність цього процесу. Вони пов'язані з невизначеністю режимів нагріву з'єднання, що призводять до ліквідації натягу посадки і незабезпеченням умов, необхідних для демонтажу вузла. У зв'язку з цим виникає необхідність вирішення актуальної наукової задачі, яка виявляється у теоретичному обґрунтуванні раціональних параметрів режиму індукційного нагріву з'єднань деталей на основі аналізу взаємопов'язаних електромагнітних, теплових та механічних процесів, що протікають в системі при ліквідації натягу посадки.

Теоретична та практична база використання індукційного методу нагріву сьогодні не надає можливість визначення в кожному конкретному випадку одного із найбільш важливих параметрів режиму нагріву, а саме питомої поверхневої потужності, необхідної для реалізації демонтажу. Зрозуміло, що визначення оптимального значення цього параметра дозволяє ввести ту кількість енергії, яка дійсно необхідна і відповідає ситуації, уникнувши при цьому негативних наслідків у вигляді недогріву, що унеможлиблює реалізацію демонтажу, або навпаки перегріву з'єднання, що відображається на енерговитратах. Це призводить до застосування на практиці індукційного нагріву систем з невдалим конструктивним рішенням і порівняно низькими техніко – економічними показниками. Тобто цей параметр важливий з точки зору енергоефективності та надійності процесу демонтажу. Крім того, питома потужність, що вводиться під час нагрівання, впливає на витрати, пов'язані з вартістю установки індукційного нагрівання, адже відомо, що вартість джерела енергії (особливо того, що базується на складній перетворювальній техніці) значно залежить від його потужності. В результаті користувачі індукційного нагріву часто не зможуть реально оцінити необхідний рівень потужності джерела енергії, і обирають варіант, який не відповідає існуючим потребам, марно витрачаючи при цьому значні кошти. Тож, в інтересах кожного замовника індукційного обладнання максимально точно визначити саме ту потужність, яка необхідна та обрати оптимальний варіант обладнання.

Таким чином, вирішення поставленої задачі дозволить значно скоротити енерговитрати на операцію демонтажу за рахунок використання джерела енергії мінімальної потужності та запобігання перегріву з'єднання, що підлягає демонтажу. Тобто техніко-економічні показники (вага, розміри, вартість) систем індукційного нагріву при цьому зростуть.

Для вирішення поставленого завдання пропонується виконати експериментальне дослідження по визначенню параметрів, необхідних для розрахунку питомої потужності. Отримані результати можуть бути об'єднані в методиці для демонтажу деталей, виконаних посадкою з натягом, яка буде придатна для практичного вирощання індукційного нагріву та дозволить замовникам

індукційного обладнання швидко й точно оцінювати необхідний рівень потужності та вірно обирати обладнання. Сутність експерименту та методика його проведення викладені в пункті 1.1.3 звіту.

Іншою важливою складовою ефективного демонтажу деталей є забезпечення рівномірності нагріву. Адже тільки при виконанні цієї умови можна говорити про надійність та високу технологічність зазначеного процесу. Вирішення такої задачі також потребує проведення ряду експериментальних досліджень, принцип та результати яких буде викладено в інших роботах.

Таким чином, метою даної роботи є розробка методики експериментальних досліджень індукційного нагріву для визначення значення питомої поверхневої потужності нагріву, що забезпечує ефективне роз'єднання деталей, виконаних посадкою з натягом.

1.2.1 Особливості конструктивного виконання з'єднань деталей з точки зору застосування індукційного нагріву

В практиці машинобудування для роз'єднання сполучень за допомогою індукційного нагріву застосовуються близькі до наведеної на рис. 1.13 конструкції.

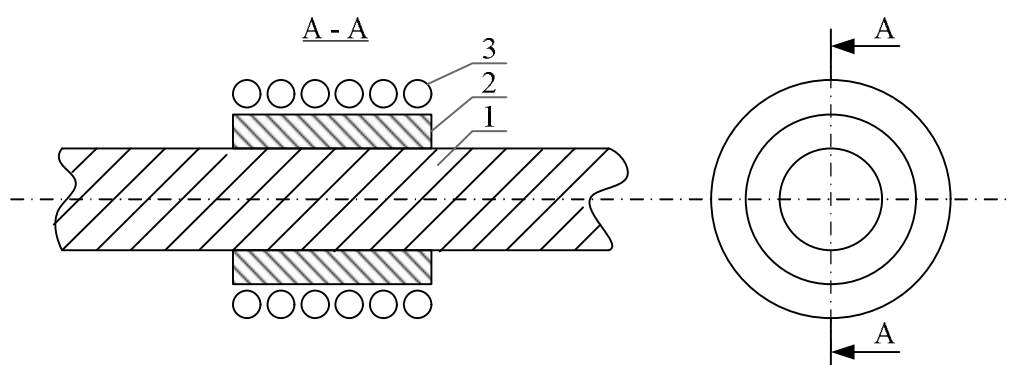


Рисунок 1.13 – Система „індуктор – втулка”

Вони складаються з втулки 2, посадженої на вал 1 з натягом. Обмотку індуктора 3 при цьому розташовують на зовнішній поверхні втулки, що визначено необхідністю швидкого нагріву втулки, яке досягається концентрацією магнітного

поля в цій області. Розташування індуктора на зовнішній поверхні втулки добре реалізоване конструктивно, оскільки індуктор є котушкою, виконаною у вигляді соленоїда. Індуктор може бути легко надітим на втулку і бути знятим з неї після виконання операції демонтажу.

Конфігурація (розміри, матеріали деталей) і виконання (тип посадки) з'єднань – найрізноманітніша. В даній роботі розглядатимуться циліндричні з'єднання деталей машин, які широко використовуються в машинобудуванні.

В з'єднаннях разом з пластичними матеріалами (кольорові сплави) використовуються пружні матеріали – сталі, що мають відношення $\delta/E \cdot 10^{-3}$ від 1,6 до 2,5 (δ – межа міцності на розрив, або межа текучості, КГС/мм², E – модуль пружності, КГС/мм² або МН/м²) [22]. З'єднання сталевих деталей застосовуються в промисловості найбільш часто, тому в роботі увагу надано циліндричним з'єднанням саме такого типу.

За відсутності кріплень (шпонок, штифтів) посадку з натягом здійснюють із значною контактною поверхнею. Крім того, для виключення прослизання поверхні втулки по поверхні валу крутильний момент намагаються зменшити. Це досягається тим, що внутрішній і зовнішній діаметри втулки відрізняються незначно, тобто втулка порівняно тонкостінна.

Тож ці конструкції прості у виконанні і складаються із тонкостінних сталевих втулок, які посаджені на сталеві вали посадкою з натягом, без будь-яких додаткових елементів кріплення.

Посадки втулок на валах часто виконують у вигляді буртів і бандажів, фіксуючих положення інших деталей на валу і перешкоджаючих їх осьовому переміщенню [23]. Рис.1.14 ілюструє приклад розташування на валу скребкового конвеєра втулки, що фіксує положення радіального роликів сферичного підшипника.

До таких з'єднань також відносять посадки внутрішніх кілець підшипників на вал, що мають вигляд циліндру. Демонтаж внутрішніх кілець підшипників з валу при цьому здійснюють при руйнуванні зовнішніх кілець або сепараторів, що є основними причинами їх пошкодження.

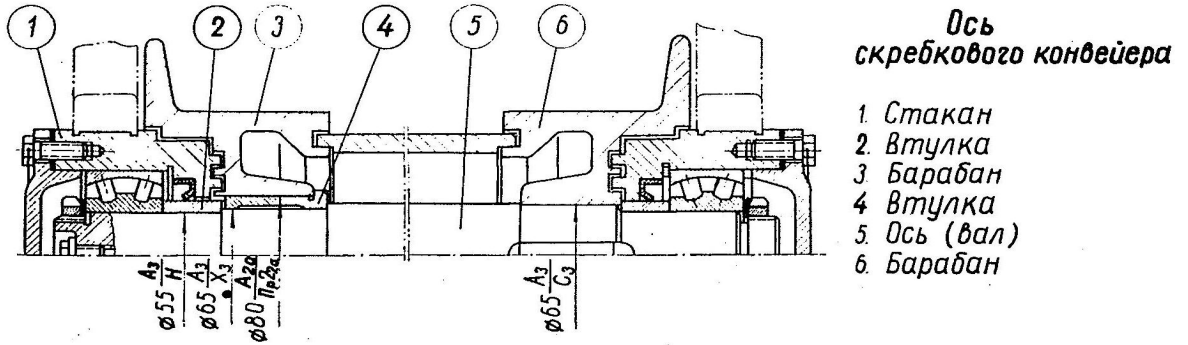


Рисунок 1.14 – Розташування на валу скребкового конвеєра втулки, що фіксує положення радіального роликового сферичного підшипника

До підшипників такого типу відносять радіальні голкові підшипники (рис. 1.15 а), радіальні підшипники з короткими циліндричними роликами (рис. 1.15 б), радіальні кулькові дворядні сферичні підшипники (рис. 1.15 в), радіальні дворядні з бортами на зовнішньому кільці (рис. 1.15 г) підшипники з витими роликами (рис. 1.15 д) та ін. [24]. На валу поряд з кільцем можуть знаходитися інші елементи виробу.

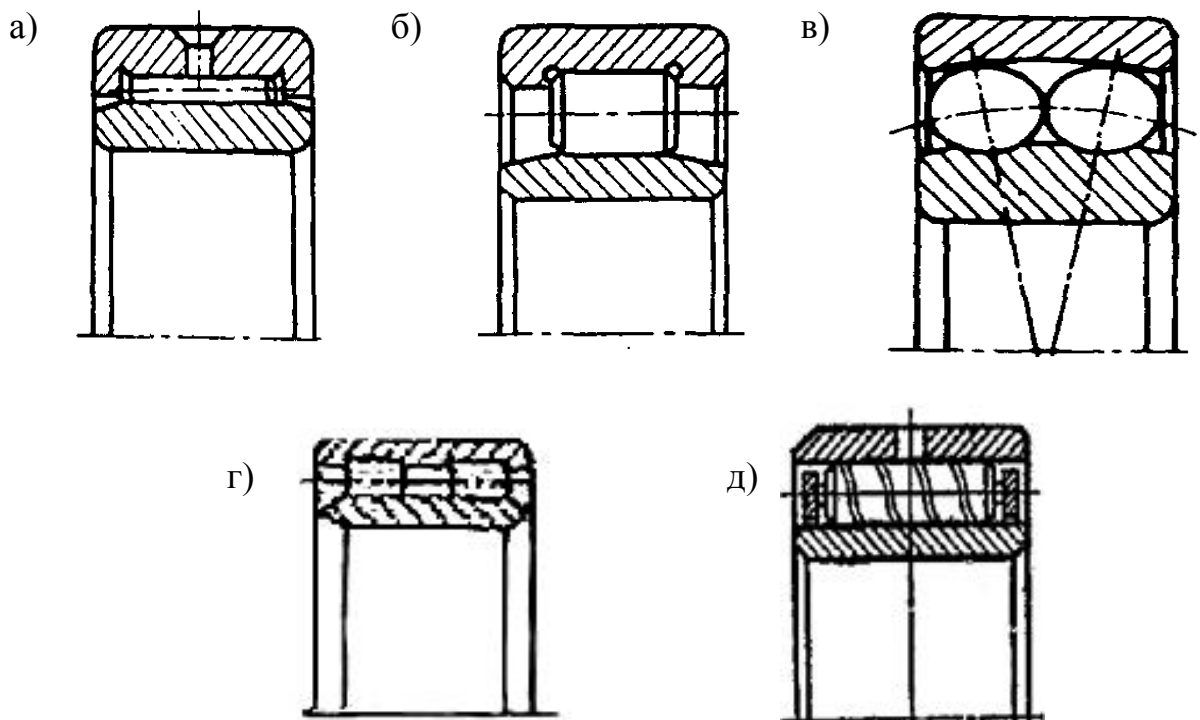


Рисунок 1.15 – Підшипники з циліндричним отвором внутрішнього кільця

Таким чином, можна зробити висновок про широку область застосування і різноманіття конструктивних рішень, характерних для сполучень втулок з валом, виконаних посадкою з натягом без додаткових кріплень.

1.2.2 Температурні режими, що забезпечують демонтаж деталей

Дослідження теплових режимів в системі „індуктор – втулка”, перш за все, необхідне для визначення реалізованого процесу демонтажу.

Успішний демонтаж з'єднання відбувається в тому випадку, якщо здійснюється нагрів внутрішньої поверхні втулки, а на її межі з валом створюється необхідна різниця температур Δt_T^0 , яка визначається з наступного виразу

$$\Delta t_m^0 = \frac{N_\delta + S}{\alpha d}, \quad (1.32)$$

де N_δ - натяг з'єднання; S - значення зазору, необхідне для успішного демонтажу з'єднання втулки з валом; d - діаметр з'єднання; α - коефіцієнт лінійного розширення матеріалу, з якого виконано з'єднання деталі.

Важливість розрахунку значення Δt_T^0 визначається необхідністю реєстрації моменту ліквідації натягу посадки і встановлення його залежності від параметрів, що характеризують протікання електромагнітних і теплових процесів в системі. Крім того, він важливий для реєстрації умов теплообміну втулки із зовнішнім середовищем, які у процесі нагріву змінюються. Так, з моменту ліквідації натягу посадки між втулкою і валом створюється повітряний зазор, причому значення S зростає при подальшому нагріванні втулки. Це враховано повинно бути враховано при моделюванні теплових процесів.

Умова безперешкодного знімання кільця з поверхні валу (1.2.1) припускає, що в процесі нагріву буде ліквідований найбільший натяг з'єднання N_δ . Тому має сенс проаналізувати найпоширеніші посадки втулок на вал з погляду значень натягу N_δ , що досягаються. Величина натягу залежить від номінального діаметра з'єднання d і

виду посадки [25]. Найбільше значення N_δ для з'єднання з діаметрами від 1 до 500 мм наведено в табл. 1.1.

Таблиця 1.1

Посадка	Область застосування посадки	Найбільший натяг $N_\delta, \text{мкм}$
$\frac{A}{Gr}$	Застосовують при значних крутильних моментах (незнімні муфти, бандажі залізничних коліс, бурти на валах і т.п.)	27-545
$\frac{A}{Pr}$	Застосовують в тих випадках, що і попередню посадку, але при менших крутильних моментах.	18-300
$\frac{A}{Pn}$	Застосовують при сполученні тонкостінних деталей, де посадка A/Pr не прийнятна через неприпустимо великі деформації (кільця ущільнювачів на валах і т.п.)	16-170

З табл. 1.1. видно, що натяг посадки залежить від значення крутильного моменту і, отже, із збільшенням діаметра з'єднання d натяг зростає. Якщо орієнтуватися на посадку з найбільшим натягом (A/Gr) і вважати, що залежність між N_δ і d лінійна, то отримаємо наближену формулу для обчислення N_δ залежно від d . З урахуванням значення N_δ наведеного в табл. 1.1 для $d = 500$ мм одержуємо

$$N_\delta \approx \frac{545 \cdot 10^{-3}}{500} d \text{ (мм)} \quad (1.33)$$

Тоді умова безперешкодного знімання кільця з поверхні валу набуває вигляд:

$$\Delta t_r^0 = \frac{1,09 \cdot 10^{-3} \cdot d + S}{ad} \quad (1.34)$$

Якщо в процесі нагріву втулки різниця температур на поверхні сполучення досягне значення, розрахованого по формулі (1.34), то виникне можливість знімання кільця у разі будь-якої з перерахованих в табл. 1.1 посадок. Ясно, що у цьому випадку значення Δt_T^0 розраховується із запасом, обумовленим невизначеністю виду посадки, що використовується. Значення S визначають, як $S = 0,01\sqrt{d}$ [мм] [22]. Тому вираз (1.34) дозволяє розрахувати необхідну різницю температур залежно від діаметра з'єднання d . Значення параметра d може бути легко виміряне безпосередньо перед демонтажем.

Орієнтуючись на дослідження з'єднань сталевих виробів, слід проаналізувати можливість коливання значення температурних коефіцієнтів лінійного розширення в залежності від властивостей сталі та температури нагріву. Так, відомо, що для вуглецевих сталей в діапазоні температур від 20 °С до 200 °С середнє значення α складає $\alpha = (11,89 \div 12,66) \cdot 10^{-6}$ град⁻¹, легованих – $\alpha = (11,2 \div 17,5) \cdot 10^{-6}$ град⁻¹ [26].

З урахуванням цього отримаємо сімейство розрахункової залежності $\Delta t(d)$ при різних значеннях α (рис. 1.16).

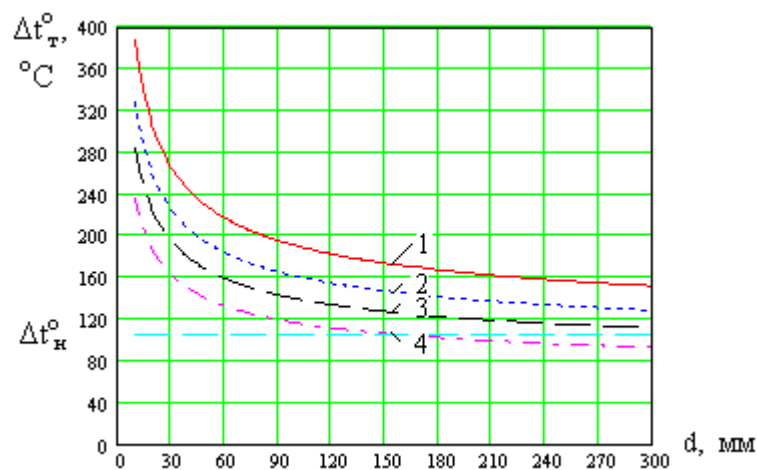


Рисунок 1.16 – Сімейство розрахункової залежності $\Delta t(d)$ при різних значеннях α

$$1 - \alpha = 11 \cdot 10^{-6} \text{ град}^{-1}; \quad 2 - \alpha = 13 \cdot 10^{-6} \text{ град}^{-1}; \quad 3 - \alpha = 15 \cdot 10^{-6} \text{ град}^{-1};$$

$$4 - \alpha = 18 \cdot 10^{-6} \text{ град}^{-1};$$

Із рис.1.16 видно, що із збільшенням діаметра з'єднання d для успішного демонтажу втулки необхідно забезпечувати менше значення різниці температур Δt_T^0 на поверхні зв'язаних деталей. Це пояснюється нелінійним характером залежності $S(d)$. Значні рівні Δt_T^0 потрібні при демонтажі деталей малих діаметрів. Також видно, що зменшення α призводить до зростання Δt_T^0 .

Таким чином, температурний режим нагріву кільця, залежить від властивостей сталі, що нагрівається, і діаметра сполучення.

Тепер звернемося до аналізу граничних значень температури нагріву матеріалу втулки t_n° . Необхідність введення обмеження температури t_n° пов'язане впливом температури нагріву на фазові перетворення у виробі. Відомо, що при нагріві сталей відбувається перетворення мартенситу в аустеніт і навпаки – при охолодженні аустеніт перетворюється на мартенсіт [27]. Тому характер нагріву, зокрема гранична температура, визначає особливості цих фазових станів і, кінцею кінцем, механічні властивості деталей, що нагріваються. Такий вплив є важливим у випадку повторного використання втулки, тому тут представляється доцільним при демонтажі посадок орієнтуватися на температурні режими, витримується при монтажі (при посадки втулок на вал).

Існує ряд рекомендацій щодо характеру нагріву втулок і бокових температур, що досягаються. Так, наприклад, при посадці підшипників на вал рекомендується їх нагрів до температури, що перевищує температуру валу на 90 °С [28]. В [29] підкреслюється, що при посадці на вал нагрівати деталі, що охоплюють вал, більш ніж до 350 – 400 °С не рекомендується. Поява окалини на поверхні деталі утруднить подальшу роз'єднання. В [30] затверджується, що нагрів при посадці можна здійснювати до температури темно-червоного каління (для сталі не вище 700 °С). Доводити матеріал до кольору білокаління не допустимо. Тобто з літературних джерел виходить, що в технології нагріву прагнули понизити граничні значення температури. Це виправдано і з енергетичної точки зору. Ясно, що зменшення температури нагріву втулки при її посадці дозволяє понизити енерговитрати. Тому в практиці при посадці втулок їх нагрів здійснюють до нижнього рівня температури, що дозволяє провести операцію монтажу. Слід також пам'ятати, що при температурі

точки Кюрі (для сталі близько 760 °С) матеріал втулки втрачає свої магнітні властивості. Різко знижується ККД індукційного нагріву. При нагріві втулок доцільно такі режими виключити. Це повною мірою відповідає рекомендаціям, зробленим в [30] відносно неприпустимості нагріву сталі вище за температуру 700°С.

В табл. 1.2 наведені температури нагріву для розглянутих раніше посадок з натягом сталевих деталей (діаметри з'єднань від 10 до 500 мм) [29].

Зрозуміло, що діапазон значень температур обумовлений відмінністю в діаметрах деталей.

Таблиця 1.2

Вид посадки	Діапазон температур °С
$\frac{A}{Pl}$	96 ÷ 490
$\frac{A}{Pr}$	121 ÷ 510
$\frac{A}{Gr}$	157 ÷ 630

Таким чином, можна зробити висновок про те, що обмеження температури нагріву втулки при демонтажі з'єднання індукційним методом на рівні t_n° слід здійснювати з технологічних міркувань, пов'язаних з можливим повторним використанням втулки. Якщо таких обмежень немає, то температуру в перетині втулки при демонтажі з'єднання доцільно обмежувати на рівні точки Кюрі. Це дозволить підвищити енергетичну ефективність цього процесу.

Відомо, що в машинобудуванні найбільш широко застосовують посадки середніх розмірів з номінальним діаметром з'єднань деталей від 30 до 50 мм [22], тому доцільно виявити граничні температури саме в цьому діапазоні розмірів. Із рис.1.16 видно, що максимальне значення Δt_T^0 досягає рівня 270°С, а мінімальне – 140°С в залежності від марки сталі і діаметра з'єднання.

Інтерес представляє рівень Δt^0 , що відповідає безпосередньо моменту ліквідації натягу посадки (без створення зазору S). Позначимо цей рівень Δt_H^0 . Його можна розрахувати, прийнявши в (1.34) значення $S=0$. Видно, що значення Δt_H^0 не залежить від діаметра з'єднання, тобто при прийнятих в розрахунку допущеннях ліквідація натягу посадки будь-якого діаметра відбувається при однаковому рівні різниці температур Δt_H^0 . Якщо задати нижній рівень $\alpha = 11 \cdot 10^{-6} \text{ град}^{-1}$, то отримаємо $\Delta t_H^0 = 100^\circ\text{C}$. З розрахунку виходить, що натяг посадок різних видів з урахуванням матеріалів деталей (сталі), що використовуються, ліквідується при порівняно низькому рівні різниці температур (максимальне значення дорівнює 100°C). Розрахункове значення Δt_H^0 урахується при моделюванні теплових процесів в системі. Видно, що добавка до значення Δt_H^0 , обумовлена наявністю зазору S , істотна.

Таким чином, визначено граничні значення різниць температур, що забезпечують ліквідацію натягу посадки Δt_H^0 і демонтажу з'єднання Δt_T^0 з урахуванням різноманіття видів посадок, а також застосованих типів сталей.

1.2.3 Математична модель для розрахунку електромагнітних процесів в системі. Методика експериментальних досліджень

Індукційне нагрівання виробів звичайно пов'язують з електромагнітними процесами, які визначаються дією електричних і магнітних полів, створених індуктором установки, а також тепловими процесами, що визначаються нагріванням виробу під дією вихрових струмів. Перелік зазначених процесів варто доповнити й механічним процесом, пов'язаним з розширенням втулки. Електромагнітні, теплові й механічні процеси є взаємозалежними, тому що параметри електромагнітного поля визначають показники діючих джерел теплової енергії, а останні створюють необхідні для ліквідації натягу посадки температурні режими.

В об'єкті дослідження рівняння магнетизму й теплопровідності характеризуються нелінійними коефіцієнтами [23]. Нелінійність у рівняннях, що

описують електромагнітні процеси, обумовлена залежністю електрофізичних властивостей матеріалів від температури середовища й напруженості магнітного поля. Мова йде про залежність від температури питомого електричного опору (табл. 1.3), відносної магнітної проникності матеріалу, а також залежності цієї проникності від рівня напруженості магнітного поля (рис.1.17) [31].

Таблиця 1.3

Матеріал	Питомий електричний опір, Ом·м	Зростання температури, °С (°F)
Алюміній	3,2	21→500 (70→932)
Мідь	4,7	21→900 (70→1652)
Титан	3,15	21→885 (70→1652)
Сталь AISI 1045	6,8	21→1200 (70→2192)
Вольфрам	10,6	21→1800 (70→3272)

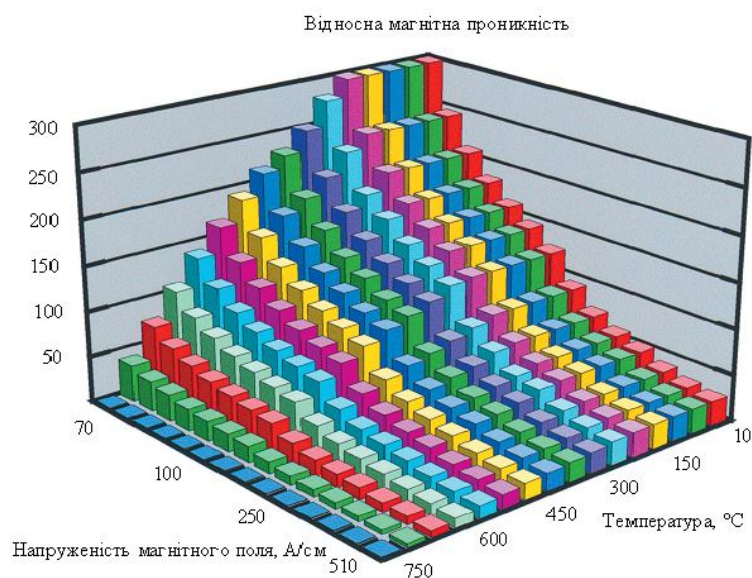


Рисунок 1.17 – Залежність магнітної проникності матеріалу від напруженості магнітного поля та температури

У загальному випадку електромагнітна задача ставиться як багатомірна (три просторових і одна координата часу). Це істотно ускладнює її рішення, тому розв'язувану задачу доцільно розглядати, зводячи розмірність до мінімуму [23]. Так, наприклад, у розглянутому варіанті індукційного нагрівання є можливість для створення однорідного магнітного поля, де розглядається одна просторова (радіус з'єднання) і координата часу. Внаслідок малої інерційності електромагнітних процесів, як правило, розглядають їхні усталені режими [32,23]. Тому, якщо температурне коректування параметрів при розрахунку процесів здійснюється, то значення електромагнітних змінних розглядаються не залежними від часу. Таким чином, електромагнітна задача трансформується в одномірну.

Розглядаючи існуючі методи розрахунку індукційних пристроїв слід зазначити, що найбільш поширеними є аналітичні методи, методи схем заміщення, чисельні методи та фізичне моделювання [30]. Аналітичні методи розрахунку забезпечують високу точність, інформативність та швидкодію одержання результатів. Але при цьому отримані залежності стосуються конкретних схемних рішень і потребують уведення ряду допущень. Методи схем заміщення віднесені до наближених методів і дозволяють визначити інтегральні параметри режиму. Обмеженість одержуваної інформації, недостатня точність розрахунків, можливість використання методів тільки для конкретних структурних побудов - це ті недоліки, які звужують область їхнього застосування. Однак ці методи прийнятні як доповнення до інших методів аналізу. Чисельні методи розрахунку базуються на використанні ЕОМ. Як правило здійснюється безпосереднє рішення рівнянь або їхніх систем різних видів (диференціальних, алгебраїчних та інших) з використанням ітераційних (покрокових) методів. Рішення одержують наближеними, причому точність розрахунку залежить від числа ітерацій. Крім того, кожна нова структура об'єкта моделювання потребує формування нової моделі. Таким чином, чисельні методи найчастіше викликають труднощі у виявленні загальних закономірностей того чи іншого явища. Фізичне моделювання є важливим інструментом дослідження при наявності конструктивних рішень, які складно урахувати в математичній моделі. Фізичні моделі використовують для

визначення (ідентифікації) або уточнення фізичних властивостей матеріалів, для перевірки адекватності математичних моделей реальним об'єктам, для оцінки впливу прийнятих допущень на результат моделювання та в інших випадках [30]. Недолік фізичного моделювання полягає в порівняно великій вартості експериментів, у значних труднощах їхнього проведення.

Проаналізувавши методи розрахунку індукційних пристроїв можна дійти висновку, що більшість із них є прийнятими і для аналізу електромагнітних процесів. Крім того, стає зрозумілим, що кожний з методів доцільно застосовувати для певного класу виникаючих завдань, де його ефективність висока. Тому в розглянутому варіанті нагрівання циліндричних з'єднань деталей має сенс виділити характерні риси діючого електромагнітного поля і потім, виходячи із цих особливостей, визначити прийнятний метод (або сукупність методів) аналізу.

Через те, що втулка є циліндричним тілом, а обмотка індуктора розташована таким чином, що магнітні силові лінії замикаються вдовж циліндра, стає визначеною особливістю діючого електромагнітного поля - воно є поздовжнім. Якщо вважати, що глибина проникнення струму в циліндричну поверхню втулки не перевищує товщину втулки, то слід розглядати поздовжнє електромагнітне поле, яке діє в суцільному циліндрі, виконаному із однорідного матеріалу.

Необхідність рівномірного нагріву внутрішньої поверхні втулки потребує рівномірного розташування джерел тепла на її поверхні. Це стає можливим у випадку, коли електромагнітне поле, що діє на поверхні втулки, є однорідним. При забезпеченні однорідності поля на поверхні втулки створюються умови для аналізу загальної картини поля в будь-якому перетині з'єднання втулки з валом. Крім того, незмінність картин поля в перетинах дозволяє здійснювати аналіз одномірного електромагнітного поля, що значно спрощує завдання дослідження. Таким чином, приходимо до висновку, що в умовах, характерних для індукційного нагріву з'єднань деталей з метою їх демонтажу, доцільно розглядати поздовжнє однорідне електромагнітне поле, яке діє в суцільному однорідному циліндрі.

Математичні залежності, які дозволяють визначити показники цього поля відомі [30,32]. Вони отримані внаслідок прямого рішення диференціальних рівнянь

для одномірних полів. Тобто для аналізу застосовано аналітичний метод розрахунку. Він базується на визначенні параметрів магнітного та електричного поля на поверхні циліндра, значення питомої поверхневої потужності P_0 . Існуючий математичний апарат дозволяє аналізувати характер проникнення електромагнітної хвилі в глибину деталі, ураховується залежність відносної магнітної проникності матеріалу від напруженості магнітного поля, а також залежність питомої поверхневої потужності P_0 від кривизни циліндричної поверхні.

Як було зазначено вище, цей метод забезпечує високу точність результатів розрахунку параметрів і високу інформативність аналізу процесів, але він потребує уведення ряду допущень, що є загальноприйнятими для аналізу електромагнітних процесів [30]. Ці допущення можуть бути сформульовані наступним чином:

1) параметри режиму змінюються по синусоїдальному закону, незважаючи на наявність нелінійного феромагнітного середовища;

2) втрати енергії на гістерезис набагато менші ніж на вихрові струми, тому їх значення не ураховують.

Із вище сказаного можна зробити висновок про доцільність застосування існуючого математичного апарату для вирішення завдань аналізу процесів у з'єднаннях деталей. Проте існують особливості, що стосуються виключно технології індукційного нагріву з'єднань, і які повинні бути враховані при створенні математичної моделі.

По-перше, ліквідація натягу посадки забезпечується тільки при відповідних значеннях питомої поверхневої потужності P_0 . Таким чином, для реалізації демонтажу необхідно забезпечити значення параметрів електромагнітного поля, що відповідають рівню P_0 . При цьому значення P_0 повинно відповідати стаціонарному тепловому режиму, в якому потужність, що вводиться, дорівнює потужності, що випромінюється в навколишнє середовище. При цьому досягається мінімальне значення затрачуваної на процес демонтажу потужності та, відповідно, забезпечується виконання визначених раніше вимог до нагріву (застосування мінімального джерела енергії, реалізація процесу демонтажу).

Необхідно звернути особливу увагу на точність розрахунку втрат енергії із внутрішньої та зовнішньої поверхонь втулки, тому що від цього залежить температурний режим нагріву і успішність демонтажу з'єднання. Тому деякі параметри, що характеризують протікання теплових процесів у системі, слід ідентифікувати на реальному об'єкті, тобто розрахунок P_o буде базуватися на ідентифікованих параметрах (за допомогою фізичного моделювання).

Слід також визначити характер зміни параметра P_o в процесі нагрівання втулки. При цьому доцільно урахувати зміну питомого опору матеріалу а також струму індуктора. Це дозволить визначити режим нагріву з'єднання з урахуванням інтенсивності діючих джерел тепла.

Таким чином, метою досліджень, викладених нижче, є створення математичної моделі для розрахунку електромагнітних процесів, яка базується на використанні відомих аналітичних залежностей та ідентифікації параметрів, необхідних для визначення значення питомої поверхневої потужності P_o , що забезпечує ліквідацію натягу посадки. Для ідентифікації параметрів розробимо методику експериментальних досліджень, використовуючи фізичне моделювання.

Передусім проаналізуємо параметри електромагнітного поля установки з урахуванням зазначених вище особливостей, характерних для технологій індукційного нагріву з'єднань деталей.

Питома поверхнева потужність є важливим параметром, що характеризує режим індукційного нагрівання в умовах однорідного магнітного поля. З однієї сторони значення P_o дозволяє здійснювати розрахунок параметрів індуктора і джерела живлення, з іншого боку - забезпечує розрахунок інтенсивності дії джерел тепла в зовнішньому шарі виробу, що нагрівається.

Завдання дослідження полягає в тому, щоб визначити мінімальне значення питомої поверхневої потужності P_o при рівномірному розподілі джерел тепла в поверхневому шарі втулки, що забезпечує в стаціонарному тепловому режимі необхідну різницю температур Δt_T між внутрішньою поверхнею втулки і зовнішньою поверхнею валу. При цій різниці температур забезпечується ліквідація

натягу посадки й створюються умови для безперешкодного зняття втулки з валу. Досягнення необхідної різниці температур між поверхнями деталей у стаціонарному тепловому режимі дозволить здійснити демонтаж при мінімальному значенні вихідної потужності індукційної установки. Ясно, що визначене, виходячи із цих умов, значення питомої поверхневої потужності P_0 є граничним рівнем. Якщо в процесі нагрівання він не буде досягнутий, то натяг не буде ліквідований. Перевищення визначеного значення питомої потужності супроводжується ліквідацією натягу, однак вихідна потужність джерела живлення при цьому зростає. Таким чином, у практиці доцільно реалізувати режим з питомою поверхневою потужністю, що трохи перевищує розраховане значення P_0 .

Для розрахунку значення P_0 необхідно визначити Δt_T , питомі втрати потужності із зовнішньої q_3 , а також внутрішньої q_6 поверхонь втулки. Виходячи з того, що розглядається тонкостінна втулка, втратами з її бічної поверхні можна знехтувати. Дійсно, відношення площі бічної поверхні втулки до площі її внутрішньої а також зовнішньої поверхонь становить орієнтовно від 1/25 до 1/10. Тоді в стаціонарному тепловому режимі справедливо

$$P_0 = q_3 + q_6. \quad (1.35)$$

Звернемося до аналізу питомих втрат потужності з поверхні втулки. Втрати потужності q_3 пропорційні різниці температур зовнішньої поверхні втулки й навколишнього середовища (повітря) t_c , тобто

$$q_3 = \alpha_3(t_n - t_c), \quad (1.36)$$

де t_n – температура зовнішньої поверхні втулки.

Питомі втрати потужності q_6

$$q_6 = \alpha_6(t_6 - t_c), \quad (1.37)$$

де t_g – температура внутрішньої поверхні втулки.

Тут зроблене допущення про те, що температура поверхні валу в процесі нагрівання не змінюється й дорівнює температурі навколишнього середовища. Правомірність такого допущення обґрунтована тим, що в таких з'єднаннях вал, як правило, має більшу масу й більшу площу контакту з повітряним середовищем.

Для умов стаціонарного теплового режиму, що відповідає моменту ліквідації натягу й визначається значення питомої поверхневої потужності P_o , рівняння (1.37) прийме вид:

$$q_g = \alpha_g \Delta t_T. \quad (1.38)$$

Таким чином, стає зрозумілим, що розрахунок P_o відповідно до (1.35) вимагає визначення коефіцієнтів пропорційності α_s й α_g . Коефіцієнти можуть бути представлені математичними залежностями, що враховують конкретні умови контакту втулки й зовнішнім середовищем. Однак у розглянутій технології ці умови неоднозначні. Заздалегідь передбачити можливі конструктивні особливості виконання індуктора, його теплоізоляцію, а також існуючий характер посадки втулки на вал складно. У той же час, вплив коефіцієнтів α_s і α_g на значення q_s й q_g (а, отже, і P_o) істотний. Таким чином, математичне моделювання теплових процесів утруднено. У цій ситуації представляється обґрунтованим проведення експерименту, що дозволяє для умов конкретної посадки визначити значення α_s й α_g , тобто мова йде про ідентифікацію цих параметрів. Як правило, операція демонтажу з'єднання не є разовою. У ремонтних майстернях підприємств чітко визначені вузли, з демонтажем яких доводиться зіштовхуватися. Тому ідентифікацію параметрів α_s і α_g необхідно виконувати для існуючого в майстерні переліку вузлів, що підлягають демонтажу. Таким чином, результати проведених експериментальних досліджень по ідентифікації параметрів будуть неодноразово використані при проведенні однотипних технологічних операцій демонтажу з'єднань. Важливо те, що при проведенні експерименту точність визначення α_s й α_g

висока. Це істотно підвищує точність наступного розрахунку значення P_o й, отже, визначення умов для успішного демонтажу деталей.

Необхідність проведення разового експерименту по ідентифікації параметрів об'єкта, що підлягає нагріванню, дещо ускладнює завдання розрахунку P_o й вибору на цій основі необхідного джерела живлення. Тому необхідно прагнути спростити умови проведення експерименту, виключити необхідність використання складного встаткування, що має значну вартість. Для цього можна застосувати метод експериментальних досліджень, суть якого полягає в тому, що за допомогою обмотки, виконаної з тонкого мідного дроту й покладеної на поверхню втулки під обмоткою індуктора, вимірюють значення напруженості електричного поля на поверхні втулки E_e . Це дозволяє розрахунковим шляхом визначити діюче значення напруженості магнітного поля H_e , відносну магнітну проникність сталі на поверхні втулки μ_e , глибину проникнення струму Δ_e . Зв'язок між зазначеними параметрами визначається залежностями [34]:

$$\frac{E_e}{H_e} = \sqrt{2} \frac{\rho}{\Delta_e} \cdot f_1(n), \quad (1.39)$$

$$\mu_e = 5 \cdot 10^5 \cdot (H_e)^{-0,894}, \quad (1.40)$$

де ρ – питомий опір сталі в умовах проведення експерименту, $\Delta_e = 503 \sqrt{\rho / (\mu_e f_{50})}$, f_{50} – частота струму індуктора (50 Гц), $f_1(n) = \sqrt[4]{2n / (n + 1)}$.

Для вуглецевих сталей $n = 9,4$ [34]. Тому $f_1(n) = 1,16$. Формули дають задовільні результати розрахунку в сильному магнітному полі при $H_e > 4 \cdot 10^4 \text{ А/м}$, тобто створюване при проведенні експерименту поле повинне відповідати цій вимозі. Найбільш простим варіантом, що істотно спрощує експеримент, є підключення індуктора до джерела синусоїдальної напруги частотою 50 Гц (трансформатора). Використання струму промислової частоти виключає процедуру перетворення частоти струму й спрощує умови проведення експерименту.

Розрахункові графічні залежності $E_e(H_e)$, $\mu_e(H_e)$, $\Delta_e(H_e)$ для вуглецевих сталей при різних значеннях питомого опору ρ наведені на рис. 1.18.

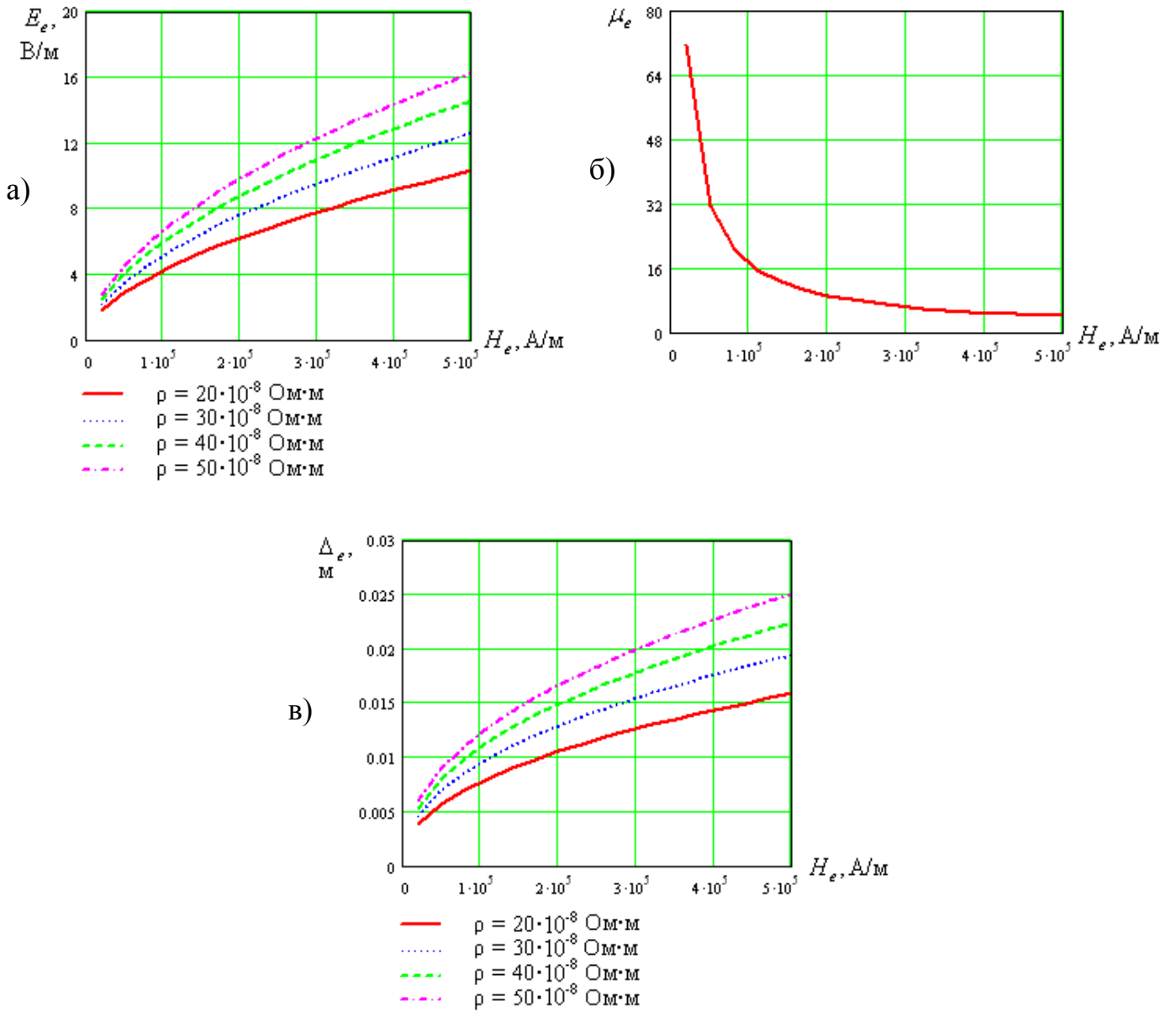


Рисунок 1.18 – а) - залежність $E_e(H_e)$; б) - залежність $\mu_e(H_e)$; в) - залежність

$$\Delta_e(H_e)$$

Значення ρ підбрані таким чином, що вони відповідають використовуваним при проведенні експерименту температурним режимам (наприклад, при температурі на поверхні втулки $t'_n = 20^\circ\text{C} - \rho = 20 \cdot 10^{-8} \text{ Oi} \cdot i$, а при $t'_n = 100^\circ\text{C} - \rho = 25 \cdot 10^{-8} \text{ Oi} \cdot i$ [35]).

Розрахунок графічних залежностей, наведених на рис. 1.18, здійснюється на

основі відомих аналітичних залежностей [34,35] на ЕОМ шляхом рішення системи нелінійних алгебраїчних рівнянь. Розрахунок характеризується високою точністю, тому що базується на аналітичних залежностях, що враховують характер зв'язку $\mu_e(H_e)$ [35].

При відомих μ_e , H_e для розрахунку питомої потужності при проведенні експерименту P_o' , скористаємося формулою [34]:

$$P_o' = 0,993 \cdot 10^{-3} H_{me}^2 \sqrt{\rho \mu_e \cdot f_{50}} \cdot f_2(n) \cdot F(m), \quad (1.41)$$

де $H_{me} = \sqrt{2} H_e$ - амплітудне значення напруженості магнітного поля, $f_2(n) = 4n / \sqrt[4]{8n(3n+1)^2(n+1)}$. Для вуглецевих сталей ($n = 9,4$) значення $f_2(n) = 1,32$ [34].

Розрахунок функції $F(m)$, що визначає форму поверхні, що нагрівається, (циліндричну) здійснюється по графічній залежності, наведеної на рис. 1.19 [35].

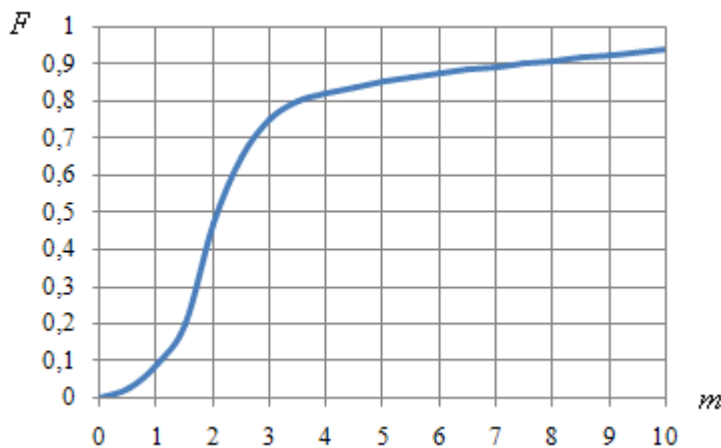


Рисунок 1.19 – Графічна залежність $F(m)$

Для цього попередньо розраховують значення

$$\xi = \frac{\Delta_e}{f_2(n)}, \quad (1.42)$$

$$m = \sqrt{2} \frac{R_e}{\xi}, \quad (1.43)$$

де R_e – радіус вимірювальної обмотки, $R_e = R_1$.

Визначення P'_0 є ключовим моментом у процедурі ідентифікації параметрів α_s, α_e і розрахунку на цій основі необхідного для ліквідації натягу посадки рівня P_o .

Розрахунок значення P_o , виходячи з отриманого в результаті проведення експерименту значення P'_0 , можливий у тому випадку, якщо відомі температурні режими процесу нагрівання. На рис. 1.20 для ілюстрації характеру зміни температури t° наведені її залежності від радіуса розглянутого з'єднання деталей R .

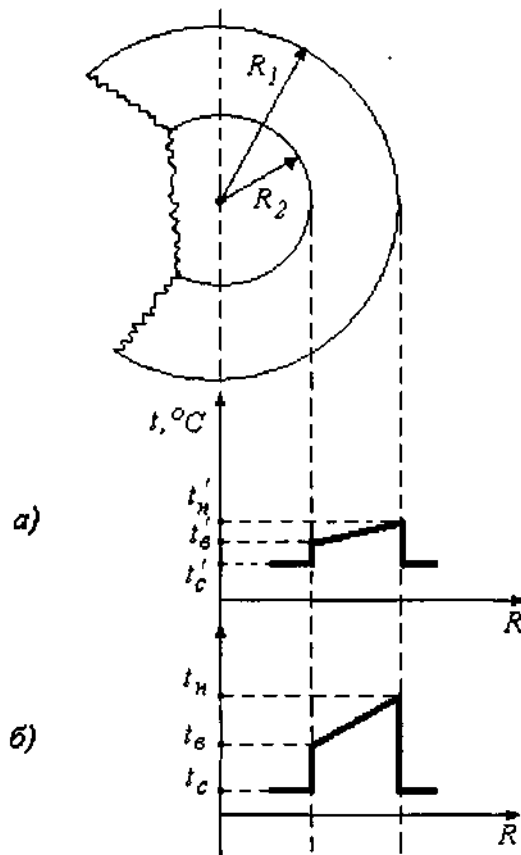


Рисунок 1.20 – Характер розподілу температури в стаціонарному режимі нагрівання з'єднання

На рисунку показаний також перетин розглянутого з'єднання. Тут R_1, R_2 - радіуси втулки й валу. Всі параметри, що стосуються нагрівання в умовах проведеного експерименту, позначимо індексом «штрих», наприклад t', P', q' .

Рис 1.20,а ілюструє режими, характерні для умов проведення експерименту, а рис. 1.20,б - для умов, пов'язаних з ліквідацією натягу. Внаслідок рівності теплових потоків на границі сполучення втулки й валу можна записати

$$q'_e = \alpha_e (t'_e - t'_c) = \frac{(t'_n - t'_e) \lambda_{cm}}{R_1 - R_2}, \quad (1.44)$$

де λ_{cm} – коефіцієнт теплопровідності стали.

Вимірюючи значення температур t'_n, t'_e, t'_c у стаціонарному режимі нагрівання, здійснюваному в процесі проведення експерименту і скориставшись залежністю (1.44) одержимо значення α_e . Реєстрацію температур на внутрішній і зовнішній поверхні втулки доцільно здійснювати безконтактним способом, визначаючи точки для вимірювання на бічній стінці втулки. Рис. 1.21 ілюструє залежність α_e від параметра $t'_{OT} = (t'_n - t'_e) / (t'_e - t'_c)$, отриманого безпосередньо виходячи з результатів вимірювань температур.

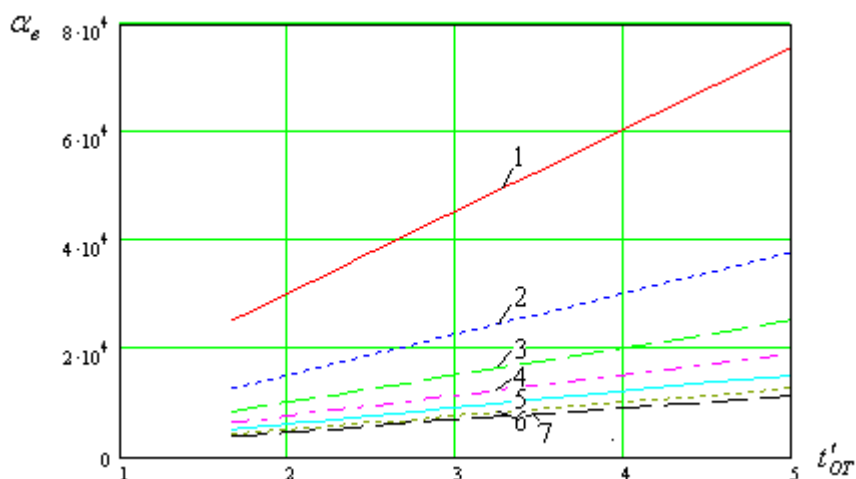


Рисунок 1.21 – Залежність $\alpha_e(t'_{OT})$

1 – $\Delta_B = 0,003$ м; 2 – $\Delta_B = 0,006$ м; 3 – $\Delta_B = 0,009$ м; 4 – $\Delta_B = 0,012$ м; 5 – $\Delta_B = 0,015$ м;

6 – $\Delta_B = 0,018$ м; 7 – $\Delta_B = 0,02$ м.

. На рис. 1.21 наведені графічні залежності $\alpha_e(t'_{OT})$ при різних значеннях товщини стінки втулки $\Delta_e = R_1 - R_2$. Отримані залежності дозволять легко розрахувати значення α_e виходячи з результатів вимірювань і обчислити значення q'_e , використовуючи рівняння (1.44).

При відомих значеннях P'_0 (1.10) і q'_e (1.44) з формули (1.35) можна визначити q'_3 ($q'_3 = P'_0 - q'_e$). Це дозволить, скориставшись залежністю (1.36), визначити значення α_3 .

Варто підкреслити, що потужність установки для проведення експерименту може бути незначною. Температура, що досягається в процесі нагрівання, повинна бути меншого значення, ніж необхідно для ліквідації натягу. Важливо зафіксувати різницю температур у розглянутих точках і, скориставшись аналітичними залежностями, визначити значення α_3 й α_e .

Перейдемо до режиму ліквідації натягу. Будемо вважати, що в процесі нагрівання з'єднання індукційною установкою умови теплообміну із зовнішнім середовищем не змінюються й еквівалентні умовам, що склалися при попередньому проведенні експерименту, тобто α_3 й α_e не змінюються й дорівнюють значенням, раніше отриманим з експерименту. Варто обґрунтувати прийнятність зазначеного допущення. Звернемо увагу на те, що в [36] зроблений висновок про пропорційність теплового потоку q_e різниці температур $(t_e - t_c)$, що відповідає виразу (1.37).

Тепловий потік з поверхні втулки також прийнятий пропорційним різниці температур $(t_n - t_c)$. Незмінність α_3 припускає лінійний характер залежності q_3 від зовнішньої температури t_n ($t_c = const$). Очевидно це можливо в обмеженому температурному діапазоні нагрівання втулки. Проаналізуємо характер залежності $q_3(t_n)$ на конкретному прикладі.

Розглянемо розповсюджений варіант нагріву поверхні втулки за допомогою індуктора, виконаного із керамічного пустотілого циліндра, внутрішній діаметр якого дещо більший за діаметр втулки. Зазор між поверхнею втулки та

внутрішньою поверхнею циліндра дорівнює δ . Будемо вважати, що завдяки короткочасному індукційному нагріву втулки, що триває десятки секунд, температура внутрішньої поверхні керамічного пустотілого циліндра залишається незмінною й дорівнює температурі навколишнього середовища t_c . Скористаємося відомими залежностями для визначення питомих втрат енергії (втрат з одиниці площі зовнішньої поверхні втулки), зумовлених конвекцією q_k теплопровідністю q_T випромінюванням $q_{\text{вн}}$ [37]:

$$q_k = \alpha(t_n - t_c)^{1,25}; \quad q_T = \frac{\lambda(t_n - t_c)}{\delta};$$

(1.45)

$$q_{\text{вн}} = C_{np} \left[\left(\frac{T_n}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_c}{100} \right)^4 \right]; \quad C_{np} = \frac{C_n}{1 + \frac{S_1}{S_2} \cdot \left(\frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_2} - \varepsilon_1 \right)},$$

де α - коефіцієнт теплопередачі конвекцією; λ - коефіцієнт теплопровідності повітря; C_{np} - коефіцієнт взаємного випромінювання, $C_n = 5,7 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{К}^4$; T_n - температура зовнішньої поверхні втулки в $^{\circ}\text{К}$ ($T_n = t_n + 273$), T_c - температура зовнішнього середовища в $^{\circ}\text{К}$ ($T_c = t_c + 273$); $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ - коефіцієнти чорноти сталльної поверхні втулки та керамічної поверхні пустотілого циліндра; S_1, S_2 - площі поверхонь цих тіл. Вважаємо, що має місце звичайний конвективний теплообмін, $S_1 \approx S_2$. Тоді у відповідності з [26] $\alpha \approx 2,56 \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{К}$, $\lambda = 0,026 \text{ Вт/м} \cdot \text{К}$, $\varepsilon_1 = 0,8$, $\varepsilon_2 = 0,9$. На рис. 1.22 наведені залежності $q_k(t_n)$, $q_T(t_n)$, $q_{\text{вн}}(t_n)$ та залежність $q_3(t_n)$ при різних значеннях зазору δ та $t_c = 20^{\circ}\text{С}$. Тут повні втрати енергії з поверхні втулки q_3 визначають виходячи з складових цих втрат ($q_3 = q_k + q_T + q_{\text{вн}}$).

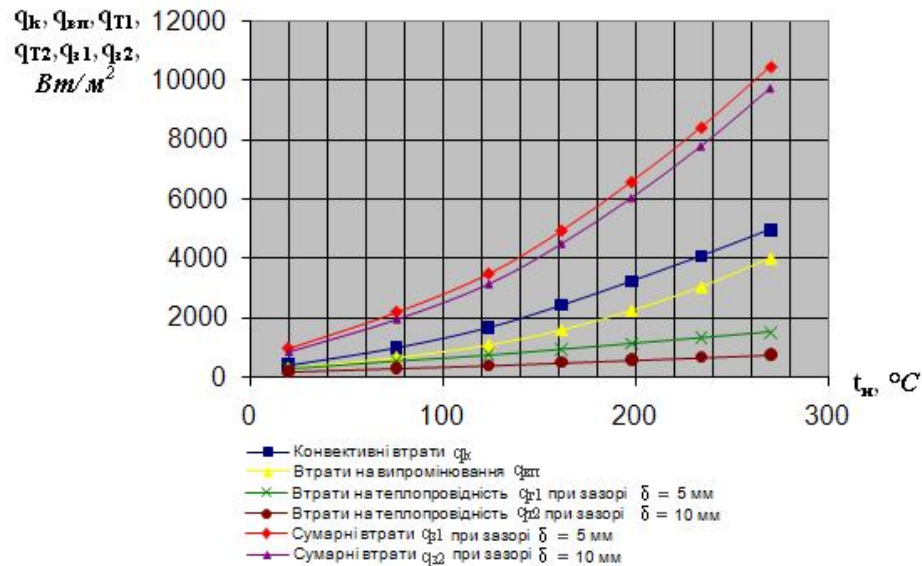


Рисунок 1.22 – Залежності питомих втрат енергії від температури поверхні втулки t_n

Видно, що в обмеженому діапазоні температур зовнішньої поверхні втулки $t_n = 20 \dots 200 \text{ C}^\circ$ побудовані залежності мають практично лінійний характер, що дозволяє вважати залежності між втратами енергії з поверхні втулки q_z та різницею температур $t_n - t_c$ лінійною, а уведені в аналізі припущення – обґрунтованими. Обґрунтування уведених припущень є важливим з точки зору спрощення розрахунків q_z, q_e , отримання універсальних залежностей, прийнятних для достатньо точних розрахунків у різних умовах демонтажу деталей, що здійснюється у визначеному діапазоні температур.

Повернемося до аналізу режиму ліквідації натягу посадки. Різниця температур Δt_T , яка необхідна для ліквідації натягу, відома. Залежність (1.38) дозволяє розрахувати певне значення q_e , що відповідає розглянутому режиму. Необхідну температуру зовнішньої поверхні втулки t_n з урахуванням залежності $t_e = \Delta t + t_c$ одержимо з формули

$$q_e = \frac{[t_n - (\Delta t + t_c)]\lambda_{cm}}{R_1 - R_2} = \frac{[t_n - (\Delta t + t_c)]\lambda_{cm}}{\Delta_e}. \quad (1.46)$$

Розрахунок t_n дозволить визначити значення q_3 (1.46) і розрахувати P_0 по формулі (1.35). При однакових значеннях питомої поверхневої потужності у всіх локальних областях втулки, що нагрівається, сумарна потужність, що вводиться в деталь, може бути розрахована по формулі:

$$P = SP_0, \quad (1.47)$$

де S - площа поверхні втулки.

Варто врахувати той факт, що значення P_0 істотно залежить від температури навколишнього середовища. Тому при розрахунку P_0 необхідно орієнтуватися на мінімальне значення t_c , що може виникнути при демонтажі з'єднання.

З урахуванням наведених вище графічних і аналітичних залежностей може бути запропонований наступний алгоритм розрахунку P_0 :

- за вимірним значенням E_e , використовуючи залежності рис. 1.18 визначають H_e , Δ_e, μ_e ;
- користуючись (1.41), (1.42), (1.43) і графічною залежністю $F(m)$ рис. 1.19 знаходять P'_0 ;
- знаходять α_e (рис. 1.21) і розраховують q'_e (1.36);
- визначають q'_3 (1.35) і знаходять α_3 (1.36);
- очікуване значення q_e , що відповідає режиму ліквідації натягу, знаходять із (1.38);
- знаходять t_n , користуючись залежністю (1.46);
- розраховують q_3 (1.36);
- визначають значення P_0 (1.35).

Наведена вище послідовність дій дозволяє формалізувати процедуру розрахунку P_0 і спростити цей процес, ґрунтуючись на одержанні необхідних проміжних параметрів з розрахункових графічних залежностей.

1.2.4 Математична модель для моделювання теплових процесів

Для створення математичної моделі важливо визначити перелік розв'язуваних завдань, а також виділити особливості об'єкта, процеси в якому підлягають моделюванню. Це дозволить досягнути необхідну точність одержуваних результатів.

Враховуючи особливості об'єкта дослідження та процеси, що відбуваються можна виділити наступні завдання теплового моделювання

По-перше, слід орієнтуватися на дослідження як нестационарних, так і стаціонарних теплових процесів. Моделювання нестационарного теплового процесу важливе з точки зору визначення характеру їхнього протікання, з'ясування картини температурного поля в перетинах втулки, оцінкою граничних значень параметрів нагрівання, що існують, показників енергетичної ефективності, а також вибору раціонального алгоритму управління цим процесом, що здійснюється шляхом зміни параметрів електромагнітного поля. Зокрема виникає можливість аналізу використання імпульсної форми струму індуктора. Моделювання стаціонарного теплового процесу досягається шляхом збільшення часу перехідного процесу до встановлення незмінних у часі значень параметрів режиму. Першочерговою задачею дослідження стаціонарного процесу є виявлення температурних параметрів, які забезпечують ліквідацію натягу посадки при мінімальних значеннях питомої поверхневої потужності.

По-друге, через те що нагрів втулки супроводжується її розширенням, зменшенням натягу й, відповідно, зменшенням теплопередачі через зону контакту втулки з валом, необхідно дослідити вплив зміни цього параметру на характер розвитку теплового процесу, включити можливість виникнення режиму, коли натяг не буде ліквідованим і операція демонтажу не буде виконаною. Виходячи із цього в процесі моделювання необхідно передбачити можливість зміни показників теплопередачі, зв'язуючи їхні значення з розширенням втулки (різницею температур ΔT поверхонь втулки й вала);

По-третє, як відомо, питому поверхневу потужність P_0 можна вважати

незмінною при незмінній напрузі на індукторі установки у процесі нагрівання. Це дозволяє вирішувати завдання моделювання теплових процесів відособлено, без урахування зв'язку з електромагнітним процесом, отже завдання моделювання спрощується і дозволяє акцентувати увагу на виявленні важливих закономірностей, пов'язаних з ліквідацією натягу посадки.

І останнє, система з'єднання деталей є віссюсиметричною, тому доцільно розглядати одномірну задачу, де параметри електромагнітного поля, а також процесу нагріву змінюються поздовж радіусу R циліндричного з'єднання.

Завдання моделювання і виявленні особливості протікання теплових процесів формують основу для вибору методу моделювання. Метод повинен забезпечувати прийнятну точність розрахунку, інформативність результатів аналізу.

Вибір конкретного методу моделювання можливий після встановлення виду використовуваних функціональних залежностей, характеру зв'язків між змінними. Тому, має сенс зупинитися на виборі методу моделювання безпосередньо в процесі створення математичної моделі. Представляється також доцільним обґрунтувати уведені рівні допущень у процесі викладення матеріалу по створенню моделі.

Запропонована нижче математична модель для аналізу нестационарного теплового процесу, що протікає в з'єднанні циліндричних деталей, враховує викладені особливості теплового процесу і орієнтована на вирішення сформульованих завдань.

1. Процес індуктивного нагріву втулки в однорідному поздовжньому магнітному полі описується одномірним диференціальним рівнянням теплопровідності в часткових похідних [34]:

$$\frac{\partial T}{\partial t} - a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial R^2} + \frac{1}{R} \cdot \frac{\partial T}{\partial R} \right) = \frac{a}{\lambda} \cdot \omega, \quad (1.48)$$

де T – температура, °C; R – змінний радіус, м; a – температуропровідність $a = \lambda / (c\gamma)$, м²/с; t – час нагріву, с; λ – теплопровідність матеріалу втулки, Вт/(м·К); γ – щільність, кг/м³; c – питома теплоємність, Дж/(кг·К); ω – об'ємна щільність

джерел тепла, розподілених в активному шарі, Вт/м^3 .

В рівнянні (1.48) фігурують дві незалежні змінні: радіус втулки R , та час її нагрівання t . Зміна температур вздовж радіусу втулки та в часі може бути визначена шляхом рішення цього рівняння. Будемо вважати, що об'ємна щільність джерел тепла ω в активному шарові однакова, тобто джерела тепла у цьому поверхневому шарові втулки розподілені рівномірно.

На рис. 1.23 показаний переріз втулки (B_T) і валу (B_n), а також характерні позначки температур в $^{\circ}\text{C}$ зовнішньої (T_N), внутрішньої (T_0) поверхонь втулки, температури навколишнього середовища (T_c), внутрішнього (R_{en}) та зовнішнього (R_g) радіусів втулки. Точки „O” та „N” розташовані відповідно на внутрішній та зовнішній поверхнях втулки. Глибина активного шару ξ обмежує зону дії джерел тепла, зосереджених біля зовнішньої поверхні втулки.

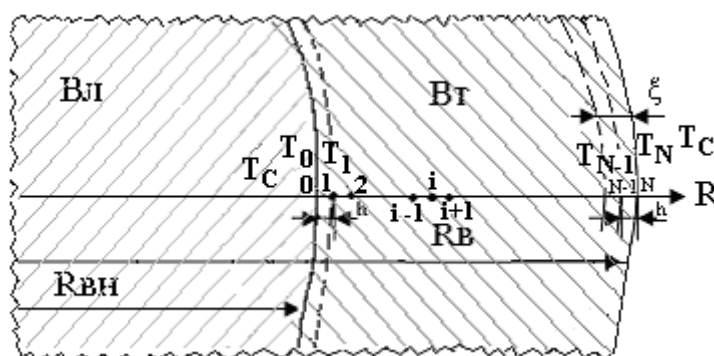


Рисунок 1.23 – Переріз втулки (B_T) і валу (B_n)

Для рішення задачі рівняння (1.48) необхідно доповнити граничними та початковими умовами [37] що визначають її крайові умови. Будемо вважати, що теплообмін з внутрішньої та зовнішньої поверхонь втулки відбувається по закону Ньютона, тобто втрати тепла з цих поверхонь прямо пропорційні різницями температур між цими поверхнями та температурою навколишнього середовища. Аналіз такої залежності, виходячи з температурних режимів демонтажу з'єднань деталей, наведений в [34]. Тоді діючі граничні умови відповідають граничним

умовам третього роду [37] і записуються у вигляді:

- для внутрішньої поверхні втулки

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial R} = \alpha_6 (T_o - T_c); \quad (1.49)$$

- для зовнішньої поверхні втулки

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial R} = \alpha_3 (T_N - T_c), \quad (1.50)$$

де α_6, α_3 – коефіцієнти тепловіддачі з поверхонь втулки, $T_o = T_6, T_N = T_3$.

Ясно, що при зменшенні натягу в результаті розширення втулки коефіцієнт α_6 зменшується і це призводить до відповідного зменшення теплового потоку. Моделювання цього процесу можливе, якщо в математичну модель ввести залежність α_6 від різниці температур $(T_o - T_c)$. Але через те, що характер цієї залежності невідомий, будемо виходити із того, що конкретне значення α_6 визначається виходячи із ряду введених нижче припущень.

Будемо вважати зону сполучення втулки і валу товщиною N_δ , яка відповідає натягу з'єднання, такою, що містить однорідний матеріал із теплопровідністю λ_3 . Тоді коефіцієнт α_6 при $\Delta T = T_o - T_c = 0$ дорівнює

$$\alpha_{63} = \frac{\lambda_3}{N_\delta}. \quad (1.51)$$

Якщо вважати, що N_δ відповідає найбільшому натягу гарячої посадки, то значення N_δ є незмінним і α_{63} залежить тільки від λ_3 . Розширення втулки призводить до формування в зоні натягу повітряного прошарку. Тому прийнято, що в момент ліквідації натягу λ досягає значення теплопровідності повітря λ_n . Відповідно в цей момент значення α_6 дорівнює:

$$\alpha_{en} = \frac{\lambda_n}{N_\delta}. \quad (1.52)$$

У зв'язку з тим, що характер залежності $\alpha_\epsilon(T_0 - T_c) = \alpha_\epsilon(\Delta T)$ невідомий, але різниця температур ΔT порівняно невелика, застосуємо лінеаризацію залежностей. Тоді при відомих значеннях $\alpha_{вз}$ і α_{en} отримаємо

$$\alpha_\epsilon = \alpha_{вз} - \frac{\alpha_{вз} - \alpha_{en}}{\Delta T_n} \Delta T. \quad (1.53)$$

Залежність (1.53) справедлива в діапазоні зміни різниці температур $0 < \Delta T < \Delta T_n$. Після ліквідації натягу посадки, коли $\Delta T_3 > \Delta T > \Delta T_n$ відстань між валом і втулкою з ростом ΔT збільшується (ΔT_3 - різниця температур при наявності повітряного зазору S). Це призводить до продовження зменшення α_ϵ від значення α_{en} , що відповідає моменту ліквідації натягу посадки, до значення α_{ep} , зумовленого наявністю повітряного зазору S , який дозволяє без перешкод зняти втулку з валу. Очевидно, що

$$\alpha_{ep} = \frac{\lambda_n}{N_\delta + S}. \quad (1.54)$$

В цьому проміжку протікання процесу будемо вважати, що α_ϵ змінюється лінійно, а залежність $\alpha_\epsilon(\Delta T)$ має вигляд:

$$\alpha_\epsilon = \alpha_{en} + \frac{\alpha_{ep} - \alpha_{en}}{\Delta T_n - \Delta T_3} (\Delta T_n - \Delta T). \quad (1.55)$$

Із залежностей, які характеризують значення α_{en} та α_{ep} видно, що вони можуть бути визначені, виходячи із розмірів повітряного проміжку між втулкою і валом. Слід також урахувати, що значення N_δ та S залежать від діаметру з'єднання.

Тепер зупинимось на розгляді правої частини частини рівняння (1.48), яка відображує наявність джерел тепла на поверхні втулки. І тут, перш за все, слід зазначити, що значення ω може бути незмінним або змінюватись у часі. Так, при використанні імпульсної форми струму індуктора регулюванням паузи між імпульсами створюється можливість для реалізації простого способу управління процесом нагріву. Моделювання цього процесу пропонується здійснювати шляхом прирівнювання лівої частини виразу (1.48) до нуля в період паузи між імпульсами струму індуктора. Для реалізації розрахунку в такому режимі в математичну модель доцільно ввести коефіцієнт L , що приймає значення „0” або „1”. Якщо $L=0$, то це відповідає виведенню з дії джерел тепла, періоду паузи. Значення $L=1$ відповідає режиму протікання струму імпульсної форми. Для цього праву частину рівняння (1.48) помножимо на L (отримаємо $\frac{La}{\lambda} \cdot \omega$). Слід зазначити, що при використанні високочастотних імпульсів струму частота зміни значень коефіцієнта L висока. Це слід урахувати при виборі кроку квантування процесу розрахунку температури нагріву втулки у часі.

Особливості сформульованої задачі по розрахунку теплового процесу налаштовують на думку про її нелінійність. Вона передусім зумовлена залежністю коефіцієнта α_s від температури, а також введенням в рівняння теплопровідності коефіцієнта L , який змінюється у часі і приймає дискретні значення „0” або „1”. Крім того, слід ураховувати залежність теплофізичних властивостей сталі від температури (теплоємності, теплопровідність матеріалу втулки). Хоча через те, що нагрів з'єднання деталей здійснюється в обмеженому діапазоні температур (до 300°C) будемо вважати, що ці параметри змінюються у незначній мірі і при моделюванні процесу можна користуватися середніми значеннями в заданому діапазоні температур.

Рівняння (1.48)-(1.55) складають основу математичної моделі. Виконані вище дослідження дозволяють вибрати прийнятний метод моделювання теплових процесів. Тож зупинимось на питанні обґрунтування методу моделювання теплових процесів.

Викладений у літературних джерелах матеріал [34,37,38] надає можливість вибору найбільш прийняттого для нашого випадку методу моделювання. Проаналізувавши їх можна сказати про широке розповсюдження аналітичних та чисельних методів розрахунку. Використання аналітичних методів передбачає рішення диференціальних рівнянь теплопровідності і представленням результату у вигляді аналітичної залежності. При цьому досягається достатньо висока точність розрахунку параметрів режиму. Але використання зазначеного методу можливе для лінійних систем диференціальних рівнянь, де коефіцієнти, які характеризують фізичні властивості матеріалів, а також чинники зовнішнього впливу не змінюються (у першу чергу в залежності від температури). Виділення окремих температурних зон при нагріванні дозволяє застосувати лінеаризацію на цих інтервалах, але при цьому похибка розрахунку зростає [38]. Тож в нашому випадку використання такого методу – невиправдано через нелінійність вирішуваної теплової задачі.

У більш складних випадках, пов'язаних з нелінійністю задач, доцільно використовують чисельні методи розрахунку. Їх застосування пов'язане із використанням обчислювальної техніки і розробкою відповідних алгоритмів розрахунку. Чисельні методи застосовують також при об'єднанні теплової та електромагнітної задач [34]. Перевагою таких методів є точне врахування існуючої нелінійності, зв'язок параметрів, які підлягають зміні, з температурою або часом нагріву безпосередньо в період розрахунку теплового процесу.

Найбільш розповсюдженими чисельними методами рішення задач, для яких відомі крайові умови та рівняння теплопровідності, є різницеві методи [30]. При застосуванні кінцево-різницевого методів область безперервної зміни координат в просторі та часі замінюється областю їх дискретної зміни (сіткою). Безперервні функції замінюються дискретними (сіточними), які визначені тільки у вузлах сітки. Замість диференціальних операторів вводяться різницеві [34]. На рис.1.23 показана одновимірна сітка, розташована вздовж радіуса втулки R . Сітка має $N+1$ вузлів. Кількість інтервалів сітки (кроків) дорівнює N . Уведена змінна i , яка визначає координати вузлів ($i=0,1,2,\dots N$). Крок сітки дорівнює h . Уведемо сітку для іншої змінної – параметра t . Позначимо змінною K номер кроку в часі. Тоді $t_k = K\Delta t$, де

Δt – крок сітки в часі, $K=0,1,2,\dots$. У вузлах сітки будемо визначати функцію T_i^K (температуру в $^{\circ}\text{C}$), що є дискретним аналогом безперервної функції $T(R,t)$ в рівнянні (1.48). Замінюючи часткові похідні першого та другого порядків в рівнянні (1.48) різницевиими похідними у відповідності до [34,30] отримаємо:

$$\frac{T_i^{K+1} - T_i^K}{\Delta t} - a \left(\frac{T_{i+1}^{K+1} - 2T_i^{K+1} + T_{i-1}^{K+1}}{h^2} \right) - \frac{a}{R_i} \left(\frac{T_{i+1}^{K+1} - T_{i-1}^{K+1}}{2h} \right) = \frac{La}{\lambda} \cdot \omega_i^{K+1}. \quad (1.56)$$

Граничні умови, що відповідають рівнянню (1.49) та (1.50), у вигляді різницевих рівнянь наведені нижче

$$-\lambda \left(\frac{T_0^{K+1} - T_1^{K+1}}{h} \right) = \alpha_e^{K+1} (T_0^{K+1} - T_c), \quad (1.57)$$

$$-\lambda \left(\frac{T_N^{K+1} - T_{N-1}^{K+1}}{h} \right) = \alpha_c (T_N^{K+1} - T_c). \quad (1.58)$$

Тут ураховано, що коефіцієнт тепловіддачі α_e^{K+1} залежить від різниці температур $(T_0^{K+1} - T_c)$ і, відповідно, змінюється у часі. Слід також пам'ятати, що зміна значень в часі коефіцієнта L повинна співпадати з наперед визначеними вузлами сітки в часі t_k , що відповідають тривалості імпульсів струму індуктора та їх періодичності появи. Це здійснюється шляхом вибору таких значень Δt , при яких окремі вузли сітки в часі співпадають із вказаними проміжками часу.

Якщо розглядається варіант постійної дії джерел тепла (струм індуктора синусоїдальний), то L в часі не змінюється і дорівнює одиниці. Початкові умови задачі мають вигляд: $T_i^0 = T_c$.

Об'ємна щільність джерел тепла може бути визначеною через питому поверхневу потужність P_0 [34].

$$\omega = \frac{P_0}{\xi} \cdot \frac{2R_g}{2R_g - \xi}, \quad (1.59)$$

де ξ – глибина активного шару (рис.1.23), яка визначається залежністю [34].

Якщо вважати, що глибина активного шару, де зосереджена дія струму на поверхні втулки, $\xi \ll R_g$, то (1.59) можна спростити

$$\omega = \frac{P_0}{\xi} \quad (1.60)$$

Визначення дискретної функції об'ємної щільності у вигляді ω_i^k дозволяє урахувати відсутність джерел тепла в зонах, де $R < R_g - \xi$. Зрозуміло, що крок сітки h по параметру R слід вибрати таким, щоб вузол сітки співпав із значенням $R = R_g - \xi$. Це дозволить чітко зафіксувати зону дії джерел тепла. Залежність параметра ω від K дозволяє моделювати процеси з постійними, а також змінними значеннями P_0 в часі, що розширює можливості створеної моделі.

Видно, що різницева схема, складена з рівнянь (1.56), (1.57), (1.58) та визначених початкових умов, відноситься до неявних схем, де по значенням температури на попередньому кроці T_i^k визначаються по неявним формулам значення температури на наступному кроці T_i^{k+1} . Для розрахунку T_i^{k+1} вирішують систему алгебраїчних рівнянь. Рішення системи здійснюються методом прогонки [39]. Характерно те, що неявні схеми забезпечують абсолютну стійкість розрахунку, під якою розуміють властивість різницевої схеми, яка призводить до зменшення, або, у крайньому випадку, до не накопичення помилки, пов'язаної з похибкою визначення крайових умов та похибками округлення значень змінних у процесі розрахунку.

Метод прогонки передбачає представлення рівняння (1.56) для кожного кроку розрахунку температури в перерізі втулки в залежності від часу у вигляді:

$$A_i T_{i-1}^{K+1} - C_i T_i^{K+1} + B_i T_{i+1}^{K+1} = -F_i^{K+1} \quad (1.61)$$

Приведення рівняння (1.56) до виду (1.61) дозволяє визначити коефіцієнти

$$A_i = -\frac{a}{h} \left(\frac{1}{h} - \frac{1}{2R_i} \right); \quad B_i = -\frac{a}{h} \left(\frac{1}{h} + \frac{1}{2R_i} \right)$$

$$C_i = -\left(\frac{1}{\Delta t} + \frac{2a}{h^2} \right); \quad F_i^{K+1} = -\left(\frac{T_i^K}{\Delta t} + \frac{a}{\lambda} \cdot \omega_i^{K+1} \right),$$

(1.62)

де $R_i = R_{\text{вн}} + ih$

Значення ω_i^{k+1} визначають із умов

$$\omega_i^{K+1} = \begin{cases} \frac{P_0}{\xi} \cdot \frac{2R_e}{2R_e - \xi}, & \text{якщо } i \geq N - \frac{\xi}{h} \\ 0, & \text{якщо } i < N - \frac{\xi}{h} \end{cases}$$

(1.63)

В результаті прямого ходу прогонки визначають коефіцієнти прогонки $(a_{i+1}^{k+1}, b_{i+1}^{k+1})$ для значень $i = 0, 1, 2, \dots, N-1$ [12]:

$$a_{i+1}^{k+1} = \frac{B_i}{C_i - a_i^{k+1} \cdot A_i},$$

(1.64)

$$b_{i+1}^{k+1} = \frac{A_i b_i^{k+1} + F_i^{k+1}}{C_i - a_i^{k+1} \cdot A_i}$$

Значення коефіцієнтів прогонки a_1^{k+1} та b_1^{k+1} отримують із граничної умови (1.57), що стосується поверхні з'єднання вала із втулкою. Для цього рівняння (1.57) представляють у вигляді [33]:

$$T_0^{k+1} = a_1^{k+1} T_1^{k+1} + b_1^{k+1}. \quad (1.65)$$

Звідси отримаємо

$$a_1^{k+1} = \frac{\frac{\lambda}{h}}{\frac{\lambda}{h} + \alpha_\epsilon^{k+1}}, \quad (1.66)$$

$$b_1^{k+1} = \frac{\alpha_\epsilon^{k+1}}{\frac{\lambda}{h} + \alpha_\epsilon^{k+1}} \cdot T_c$$

Коефіцієнти χ_N та μ_N отримаємо із граничної умови (1.58). Для цього це рівняння записують у вигляді [33]:

$$T_N^{k+1} = \chi_N T_{N-1}^{k+1} + \mu_N. \quad (1.67)$$

Отримаємо

$$\chi_N = \frac{\frac{\lambda}{h}}{\frac{\lambda}{h} + \alpha_3}, \quad (1.68)$$

$$\mu_N = \frac{\alpha_3}{\frac{\lambda}{h} + \alpha_3} \cdot T_c$$

Звертаємо увагу на те, що значення α_3 прийнято таким, що залишається незмінним у часі (не залежить від температури нагріву втулки).

Значення температури на поверхні втулки [30]

$$T_N^{k+1} = \frac{\mu_N + \chi_N b_N^{k+1}}{1 - a_N^{k+1} \cdot \chi_N} \quad (1.69)$$

В результаті зворотного ходу методу прогонки визначають значення температур T_i^{k+1} . При цьому параметр i приймає значення $i = N-1, N-2, \dots, 1, 0$ [30]

$$T_i^{k+1} = a_{i+1}^{k+1} \cdot T_{i+1}^{k+1} + b_{i+1}^{k+1} \quad (1.70)$$

Слід пам'ятати, що цикл розрахунку по змінній K є зовнішнім по відношенню до циклу по i .

Таким чином, розроблена математична модель для дослідження нестационарного теплового режиму нагріву втулки, з'єднаної з валом, яка дозволяє визначити значення температур в перетині валу в залежності від часу його нагрівання. При цьому ураховуються особливості контакту валу із втулкою.

ВИСНОВКИ

1. Виконаний аналіз режимів роботи окремих ланок системи стисненого повітря: електричної мережі, компресора, системи розподілу стисненого повітря. Показана взаємна зумовленість режимів роботи цих ланок системи. Наведена необхідність комплексного розрахунку втрат енергії в системі, яка передбачає визначення окремих складових втрат та урахування взаємного впливу режимів роботи на їх рівень.

2. Виконано співставлення рівнів втрат енергії в окремих ланках. Показано, що основні втрати зосереджені в системі розподілу стисненого повітря. Визначені залежності втрат енергії від рівня тиску повітря. Отримані аналітичні залежності, які свідчать про можливість зниження рівня загальних втрат енергії в системі шляхом зміни рівня тиску повітря.

3. Розроблена математична модель, орієнтована на оптимізацію режиму роботи системи. Режим роботи пов'язаний з рівнем тиску повітря в системі. У якості

критерію оптимізації визначений ККД системи в цілому. Отримані аналітичні залежності, що зв'язують ККД системи з рівнем тиску. Це дозволяє, використовуючи математичну модель, визначити раціональні режими роботи системи, які забезпечать мінімальний рівень втрат енергії.

4. Проаналізовані існуючі способи керування приводом компресора в системі виробництва стисненого повітря. Показана їх низька енергетична ефективність. Запропонований новий спосіб управління приводом, який передбачає зміну верхньої межі тиску повітря в системі й встановлення залежності цієї межі від рівня навантаження системи.

5. Різноманіття конструктивних рішень циліндричних з'єднань потребує створення єдиного підходу до визначення параметрів магнітного поля на поверхні втулки, який був би порівняно простим і доступним для вирішення практичної задачі забезпечення рівномірності нагріву.

6. Отримана залежність для розрахунку необхідної різниці температур між поверхнями втулки і валу при ліквідації натягу посадки (Δt_H^0) і демонтажі (Δt_T^0) з'єднання. Показано, що при збільшенні діаметра з'єднання деталей значення Δt_T^0 зменшується. Залежність складає основу для визначення температурного режиму нагріву з'єднань деталей.

7. В умовах, характерних для індукційного нагріву з'єднань деталей з метою їх демонтажу, необхідно розглядати поздовжнє однорідне магнітне поле, яке діє в суцільному циліндрі.

8. Обґрунтована доцільність використання аналітичного методу аналізу електромагнітних процесів у системі як такого, що ураховує особливості, характерні для технології індукційного нагріву з'єднань (однорідність електромагнітного поля, обмеженість глибини його проникнення) і забезпечує високу інформативність та точність розрахунку.

9. Отримані аналітичні залежності для розрахунку значення питомої поверхневої потужності нагріву, що забезпечує виконання операції демонтажу з'єднання деталей. Залежності базуються на результаті ідентифікації параметра

системи α_a й ураховують умови протікання теплових і електромагнітних процесів: однорідність електромагнітного поля, існуючий характер

10. Визначена послідовність розрахунку питомої поверхневої потужності, виходячи із отриманих аналітичних і графічної залежностей, що сприяє формалізації процедури й спрощенню цього процесу.

11. Розроблена математична модель для розрахунку параметрів режиму електромагнітного поля при ліквідації натягу посадки. Особливість створеної математичної моделі полягає у використанні ідентифікованих параметрів з'єднання деталей, отриманих в результаті проведення експерименту.

12. Реалізація однорідного поздовжнього магнітного поля, що діє у втулці, дозволяє нестационарний процес індукційного нагріву з'єднання описати одномірним диференціальним рівнянням теплопровідності другого порядку в часткових похідних.

13. Нелінійність рівняння теплопровідності та граничних умов зумовлює використання чисельного методу розрахунку теплового процесу з формуванням кінцево - різницевих рівнянь та застосуванням методу прогонки.

14. Створена математична модель для аналізу нестационарного теплового процесу індукційного нагріву з'єднання деталей з метою їх демонтажу, яка відрізняється від відомих моделей тим, що ураховується вплив розширення втулки на характер розвитку теплового процесу, реалізована можливість розрахунку процесу при наявності в індукторі стуму імпульсної форми. Обґрунтовані допущення, що уведено в математичну модель.

2 РОЗРОБКА ТЕОРІЇ ПРОГРАМНО-КЕРОВАНИХ СИНХРОННИХ ПРИВОДІВ НОВОГО ПОКОЛІННЯ

2.1 Обґрунтування напрямку формування статичних властивостей синхронних двигунів із явновираженими полюсами (СДЯП)

2.1.1 Загальні засади

Раніше в [40-44] показано, що серед найбільш перспективних напрямків удосконалення потужних приводів із синхронними двигунами є використання програмно-керованого збудника, що знижує динамічні навантаження елементів привода в пускових режимах та при ресинхронізації в процесі повторного самозапуску. Одночасно забезпечується плавне входження в синхронізм без подачі стрибком напруги збудника.

Сприяє поліпшенню пускових властивостей привода і часткове або повне регулювання розрядного опору в колі збудження продовж терміну розганяння двигуна.

Однак, незважаючи на цілком очевидні переваги такого пристрою живлення двигуна, він все ж має достатньо значну ваду. Для потужних приводів це зумовлене, в першу чергу, використанням пускових реакторів для зниження навантажень мережі живлення із відповідним зниженням напруги на статорі двигуна під час пуску. А це призводить до суттєвого зниження середньої складової асинхронного моменту під час пуску, зокрема, пускового та вхідного моментів, яке пропорційне квадрату відносного зниження напруги порівняно із номінальним рівнем.

Подібні явища відбуваються і в слабких мережах, коли навіть за відсутності реакторів напруга на його затискачах знижується на 10-15% і навіть більше.

Зазначені обставини нерідко зумовлюють завищений запас потужності двигуна і навіть використання частотного перетворювача на повну потужність двигуна. І хоча такий варіант вирішення проблеми пуску є успішним внаслідок розганяння двигуна зі збудженим ротором (практично на перевантажувальній

здатності двигуна), він має таку вельми суттєву ваду як значна вартість перетворювача з потужністю не менше номінальної потужності двигуна. Тому для зменшення вартості приводу при забезпеченні необхідних властивостей слід віднайти досконаліший напрямок, який без підвищення вартості забезпечуватиме бажані пускові властивості приводу.

На основі попереднього аналізу відомих публікацій такий напрямок може поєднувати відомі методи організації програмно-комбінованого джерела живлення обмоток двигуна та оптимізацію параметрів пускової обмотки з урахуванням можливостей керування реверсивним збудником, в тому числі із регульованим розрядним опором у колі збудження.

Зазвичай проектування електричного двигуна складне, багатоваріантне завдання [45-47]. Більшість розрахункових методик базується на використанні «машинної постійної», яка визначається допустимим рівнем електромагнітних навантажень і не є постійною величиною.

В той же час єдиний підхід до вибору основних розмірів машин відсутній, що зумовлене конкретними головними вимогами до двигуна. Серед останніх його маса, витрати активних матеріалів, тип ізоляції, трудомісткість, капітальні вкладення, матеріалоемність, ККД, коефіцієнт потужності, затрати на виготовлення і експлуатацію тощо. При цьому підвищення ККД економічно вигідніше порівняно із підвищенням коефіцієнта потужності. В цілому проектування зводиться до багатократного розрахунку залежностей між основними показниками заданими у вигляді системи формул, емпіричних коефіцієнтів, графічних залежностей, які розглядаються як рівняння для проектування.

Для електричної машини загального призначення за критерій оптимізації звичайно приймають мінімум приведених витрат. Однак універсального критерію оптимальності не існує. Так, мінімуму маси відповідає погіршення енергетичних показників і надійності. Для зменшення терміну розганяння асинхронного двигуна бажаний підвищений опір обмотки ротора, однак це частково погіршує його енергетичні показники. В той же час підвищення надійності і терміну служби

електричних машин нерідко дають більший економічний ефект порівняно із підвищенням ККД та коефіцієнта потужності.

Мірилом надійності є інтенсивність відмов, тобто густина розподілення напрацювання виробу до відмови, яка визначається за умови, що до цього моменту відмова не виникала.

Серед інших понять надійності *безвідмовність* – властивість виробу зберігати непереривну працездатність, *довговічність* – властивість об'єкту зберігати працездатність до моменту граничного стану з необхідними перервами для технічного обслуговування і ремонту, *працездатність* – стан виробу, за якого він здатен виконувати задані функції із збереженням основних параметрів у межах, визначених нормативно-технічною документацією, *ремонтпридатність* – властивість виробу, яка полягає у його пристосуванні до виконання ремонтів і технічного обслуговування, *напрацювання* – тривалість або об'єм роботи, який виконує виріб.

Серед важливих понять і *ресурс* – напрацювання виробу до настання граничного стану та *строк служби* – календарний термін експлуатації від певного моменту до граничного стану.

У зв'язку із зазначеним, можна зробити цілком виважений висновок, що завдання удосконалення електродвигуна та системи керування ним повинне базуватися не тільки на бажанні отримати техніко-економічні переваги від нового типу приводу, а й на безумовному забезпеченні його надійності, як мінімум збереженні її. Тому, розробляючи комплектний синхронний електропривод нового типу слід враховувати, які саме техніко-економічні переваги можна отримати від нових рішень та як нові рішення вплинуть на надійність приводу порівняно із відомими на сьогодні приводами подібного призначення.

Причому, слід враховувати, що згідно із відомими методами проектування машин змінного струму розрахунок обмотки статора залишається незмінним. Нові підходи до проектування стосуються лише пускової обмотки двигуна та його збудника і алгоритмів керування ним, вибору розрядного опору.

2.1.2 Особливості традиційних підходів до вибору параметрів пускових обмоток синхронних двигунів

Пускову обмотку розміщують у пазах полюсних наконечників ротора. Ця обмотка забезпечує успішний запуск та демпфування коливань ротора. Точний розрахунок параметрів пускової обмотки виконують за наявності конкретних вимог і зводиться до визначення кількості і розмірів стрижнів та короткозамикальних сегментів. Для машин загального призначення кількість стрижнів на полюсі у межах 5...10. Стрижні виготовляють із міді, латуні або фосфористої бронзи і на полюсі розміщують рівномірно. Для зменшення втрат в пусковій обмотці від пульсацій потоку її осьові лінії на полюсах зсувають по відношенню до осьових ліній полюсів на $\frac{1}{4} t_1$ (тут t_1 – крок обмотки статора). Сумарний поперечний розріз $\sum q_c$ стрижнів визначають після вибору параметрів статора як

$$\sum q_c = n_c \cdot q_c \approx k \cdot \frac{\tau A}{s_{ic}}, \quad (2.1)$$

де $k = 0,15 \dots 0,3$ (більші для двигунів з високим вхідним моментом $\mu_{\hat{a}\delta}$);

s_{ic} – щільність струму статора;

τ – полюсна дуга;

A – лінійне навантаження;

n_c – кількість стрижнів;

q_c – поперечний розріз стрижня.

Для виключення явища «прилипання» при виборі кроку клітки t_k забезпечують виконання умови:

$$t_k \neq t_1; \quad t_k > 0,8t_1; \quad (n_c - 1)\left(1 - \frac{t_k}{t_1}\right) > 0,75. \quad (2.2)$$

Кількість стрижнів на полюс та їх розріз визначають як

$$n_c \approx \frac{b_p}{t_k} - \text{ціле число}; \quad q_c = \frac{\sum q_c}{n_c} = \frac{\pi}{4} d_c^2, \quad (2.2')$$

де b_p – ширина полюсного наконечника.

В синхронних машинах використовують стрижні круглого розрізу. Нормальні діаметри стрижнів 8; 9,5; 11; 12,5; 14; 16; 19; 22 і 25 мм. Відносний опір твердої латуні і фосфористої бронзи перевищує цей параметр для міді в 4,0 та 6,5 разів. Нормальне розкриття пазів: ширина – 3 мм, висота – 3 мм. Для підвищених обертальних моментів висота розкриття може бути вибраною 1,6 мм. Коли підвищені пускові моменти не потрібні, то використовують закриті пази. Поперечний розріз короткозамикального кільця становить 0,4...0,5 від $\sum q_c$. Зазвичай кільце виготовляється із міді, рідше латуні.

Поздовжня реактивність взаємоіндукції пускової обмотки

$$x_{md} = \frac{\mu_0 l_i \lambda_{md} F_{1N}}{\Phi_N} = x_{ad}, \quad (2.3)$$

а поздовжня реактивність розсіювання

$$x_{kd} = \frac{\mu_0 l_i \lambda_{kd} F_{1N}}{\Phi_N}. \quad (2.4)$$

Тут μ_0 – відносна магнітна провідність;

l_i – розрахункова довжина статора;

$\lambda_{md}, \lambda_{kd}$ – провідність взаємоіндукції та розсіювання;

F_{1N} – магнітно рушійна сила обмотки статора;

Φ_N – номінальний магнітний потік.

Провідність розсіювання λ_{kd} складається із провідності розсіювання лобової частини, диференціальної та пазової. Перші дві визначаються на етапі проектування статора, а останню для круглих стрижнів визначають як

$$\lambda_{nkd} = 0,623 + \frac{h_0}{b_0}, \quad (2.5)$$

де b_0 – ширина відкритого пазу демпферної обмотки;

h_0 – висота відкритого пазу.

За необхідності, частково змінити x_{kd} у певних межах можна вибором іншого співвідношення h_0/b_0 для пазів пускової обмотки

Поперечну реактивність розсіювання пускової обмотки приймають залежно від наявності міжполюсних з'єднань. Якщо вони є, то $x_{kq} = 0,75x_{kd}$, а коли вони відсутні, то приймають $x_{kq} \approx 2x_{kd}$.

Активний опір пускової обмотки за поздовжньою віссю

$$r_{kd} = \left(\frac{\rho_c l_c}{q_c n_c} + \frac{\rho_l l_l}{q_l} \right) \frac{F_{1N}}{f \cdot \Phi_N}, \quad (2.6)$$

де ρ_c, ρ_l – питомий опір матеріалу стрижнів та кілець;

l_c, l_l – довжина стрижня і лобової частини;

f – частота мережі живлення.

За наявності короткозамикальних кілець активний опір пускової обмотки за поперечною віссю

$$r_{kq} = \left(\frac{\rho_c l_c}{q_c n_c} + \frac{2\rho_l l_l}{q_l} \right) \frac{F_{1N}}{f \cdot \Phi_N}. \quad (2.7)$$

За відсутності міжполюсних з'єднань

$$r_{kq} = \left(\frac{\rho_c l_c}{q_c n_c} + \frac{0,5\rho_l l_l}{q_l} \right) \frac{F_{1N}}{f \cdot \Phi_N}. \quad (2.7')$$

Отже, за незмінних геометричних розмірів стрижнів підвищити активні опори пускової обмотки можливо за рахунок вибору для стрижнів та кілець матеріалу з більшим питомим опором. За можливості змінити одночасно діаметр і матеріал стрижнів та розміри кілець підвищення активних опорів пускової обмотки не викличе труднощів.

Для потужних механізмів з важкими умовами пуску параметри пускової обмотки вибирають з урахуванням вимог до кратностей пускових моменту $\mu_{\dot{i}}$ і струму $i_{\dot{i}}$, а також вхідного моменту μ_{ex} . При цьому згідно з рекомендаціями, викладеними в роботі [43], кратність пускового моменту і пускового струму визначаються активним опором ротора, а саме

$$\mu_{\dot{i}} \approx r_{2\dot{i}} \left(\frac{i_{2\dot{i}}}{c_1} \right)^2, \quad (2.8)$$

де $r_{2\dot{i}}$ – еквівалентний активний опір ротора при ковзанні $s=1$.

Пусковий струм ротора

$$\frac{i_{2n}}{c_1} = i_{1n} - \frac{u}{2} \left(\frac{1}{x_d} + \frac{1}{x_q} \right), \quad (2.9)$$

де $c_1 = 0,5(c_{1d} + c_{1q})$;

$$c_{1d} = 1 + \frac{x_s}{x_{ad}};$$

$$c_{1q} = 1 + \frac{x_s}{x_{aq}};$$

x_s – опір розсіювання обмотки статора;

x_{ad} – індуктивний опір поздовжньої реакції якоря;

x_{aq} – індуктивний опір поперечної реакції якоря.

u – рівень напруги статора (зазвичай приймають за 1);

x_d – синхронна реактивність за поздовжньою віссю;

x_q – синхронна реактивність за поперечною віссю;

$i_{1n} = i_n$ – кратність струму статора при $s=1$.

Підстановкою (2.9) в (2.8) знаходять еквівалентний активний опір роторних кіл при ковзанні $s=1$ у вигляді

$$r_{2n} = \frac{\mu_n}{\left(\frac{i_{2n}}{c_1}\right)^2}, \quad (2.10)$$

де $c_{1d} = 1 + \frac{x_s}{x_{ad}};$

$$c_{1q} = 1 + \frac{x_s}{x_{aq}};$$

x_s – опір розсіювання обмотки статора;

x_{ad} – індуктивний опір поздовжньої реакції якоря;

x_{aq} – індуктивний опір поперечної реакції якоря.

Спільне вирішення рівнянь (2.8)...(2.10) з урахуванням вимог до заданої кратності пускового моменту μ_1 та струму статора i_{n1} дає

$$r_{2n} = \frac{\mu_n}{\left[i_{1n} - \frac{u}{2} \left(\frac{1}{x_d} + \frac{1}{x_q} \right) \right]^2}. \quad (2.11)$$

З іншого боку, за даними роботи [25] опір пускової клітки за поздовжньою віссю орієнтовно приймають як

$$r_{2n} \approx 0,5[r_{kd}c_r(1)c_{1d} + 0,75r_{kd}c_{1q}], \quad (2.12)$$

з якого і отримують шуканий опір

$$r_{kd} \approx \frac{2r_{2n}}{c_r(1)c_{1d} + 0,75c_{1q}}. \quad (2.13)$$

При звичайних співвідношеннях параметрів двигуна для ковзання $s=1$ звичайно приймають, що $c_r(1) \approx 0,4 \dots 0,5$. Тоді після підстановки (2.11) в (2.13) наближений вираз для визначення шуканого активного опору пускової обмотки набирає вигляду

$$r_{kd} \approx \frac{2\mu_n}{(c_r(1)c_{1d} + 0,75c_{1q}) \cdot \left[i_{1n} - \frac{u}{2} \left(\frac{1}{x_d} + \frac{1}{x_q} \right) \right]^2}. \quad (2.14)$$

Слід звернути увагу на те, що таке визначення опору r_{kd} базується на врахуванні вимог щодо пускових моменту μ_n та струму статора i_{11} і ніяк не враховує вимог щодо вхідного моменту μ_{ax} . Для його визначення користуються виразом [45] для асинхронного моменту у зоні ковзань $s < 0,1$ вигляду

$$m_a \approx \frac{u_1^2}{2} \cdot \frac{s}{r_{fk}} \cdot \left\{ \frac{1+\alpha}{c_{1d}^2 \left[1 + \frac{c_1^2 s^2 (1+\alpha)^2}{i_{2n}^2 r_{fk}^2} \right]} + \frac{\alpha}{c_{1q}^2 \left[1 + 1,34 \frac{c_1^2 s^2 \alpha}{i_{2n}^2 r_{fk}^2} \right]} \right\} -$$

$$- \frac{u_1^2}{2} \cdot \frac{s^2 r_1}{r_{fk}^2} \cdot \left\{ \frac{(1+\alpha)^2}{c_{1d}^2 \left[1 + \frac{c_1^2 s^2 (1+\alpha)^2}{i_{2n}^2 r_{fk}^2} \right]} + \frac{\alpha}{c_{1q}^2 \left[1 + 1,34 \frac{r_1^2 s^2 \alpha^2}{i_{2n}^2 r_{fk}^2} \right]} \right\}. \quad (2.15)$$

тут r_1 – активний опір обмотки статора;

r_f – приведений активний опір обмотки збудження;

$r_{fk} = r_f(k+1)$;

$\alpha = \frac{r_{fk}}{r_{kd}}$.

Простіший вираз отримують нехтуванням складової моменту від втрат у статорі, а саме

$$m_a \approx \frac{u_1^2}{2} \cdot \frac{s}{r_{fk}} \cdot \left\{ \frac{1+\alpha}{c_{1d}^2 \left[1 + \frac{c_1^2 s^2 (1+\alpha)}{i_{2n}^2 r_{fk}^2} \right]} + \frac{\alpha}{c_{1q}^2 1,34 \frac{c_1^2 s^2 \alpha^2}{i_{2n}^2 r_{fk}^2}} \right\}. \quad (2.16)$$

Підстановкою в (2.16) ковзання $s=0,05$ і відношення α у межах $0,2 \dots 0,5$ за вибраної кратності розрядного опору k отримують вхідний момент. Якщо m_{ex} значно менше заданого, то пробують змінювати k або α . Коли нарешті отримують m_{ex} близький до заданого, то уточнюють опір $r_{kd} = \frac{r_{fk}}{\alpha}$. Якщо він перевищує визначений за (2.14), то його і приймають як остаточний. У іншому випадку змінюють вимоги щодо кратності струму і виконують розрахунки спочатку.

Після остаточного вибору опору r_{kd} визначають необхідний переріз стрижнів на полюс

$$\sum q_c = \rho_{75} \frac{F_N \rho_c' l_{cd} (1+k_n)}{r_{kd} f \Phi_N}, \quad (2.17)$$

їх найближчий стандартний діаметр

$$d_c = \sqrt{\frac{4 \sum q_c}{\pi \cdot n_c}}, \quad (2.18)$$

уточнюють крок пускової обмотки

$$t_k = \frac{b_p}{n_c + 1}, \quad (2.19)$$

поперечний розріз кільця $q_n \approx 0,5 \sum q_c$ та розміри пазів пускової клітки.

$$\text{Тут } k_n = \frac{0,4D_n \rho_n'}{l_c \rho_c p};$$

D_n – діаметр короткозамикального кільця;

ρ_c' – відношення питомого опору стрижня до питомого опору міді;

ρ_n' – те ж для кільця.

Прийнятий вище попередній коефіцієнт $c_r(1) \approx 0,4...0,5$ уточнюють за допомогою відомого для нього виразу [43]

$$c_r(s) = \frac{1 + \frac{1}{\alpha} + \beta^2 s^2 (1 + \gamma^2 \alpha)}{\left(1 + \frac{1}{\alpha}\right)^2 + \beta^2 s^2 (1 + \gamma)^2}, \quad (2.20)$$

в якому ковзання $s=1$. В результаті отримують

$$c_r(1) = \frac{1 + \frac{1}{\alpha} + \beta^2 (1 + \gamma^2 \alpha)}{\left(1 + \frac{1}{\alpha}\right)^2 + \beta^2 (1 + \gamma)^2}, \quad (2.20')$$

$$\text{де } \beta = \frac{x_{fs}}{r_{fk}};$$

$$\gamma = \frac{x_{kd}}{x_{fs}};$$

x_{fs} – опір розсіювання обмотки збудження двигуна.

Після підстановки в (2.14) виразу (2.20') для шуканого опору r_{kd} можна отримати кубічне рівняння вигляду

$$r_{kd}^3 + a_1 r_{kd}^2 + a_2 r_{kd} + a_3 = 0,$$

яке вирішується відомими методами вищої математики. Далі здійснюють процедуру уточнення вище викладеним методом.

2.1.3 Критичний аналіз методів вибору параметрів пускової обмотки та обґрунтування напрямку формування статичних властивостей СДЯП

Розглянуті особливості традиційного підходу до вибору параметрів пускової обмотки свідчать про те, що на сьогодні вони базуються, в першу чергу, на вимогах до пускового та вхідного моментів, а вже в другу чергу – на вимогах до пускового струму. В той же час вибір параметрів пускової обмотки здійснюється для номінального рівня напруги живлення і не враховує можливого її зниження в період пуску (наприклад, за рахунок використання пускових реакторів чи значного опору кабелю живлення тощо). Фактично вже користувачі змушені виконувати можливість забезпечення успішного запуску приводу за наявних умов використання двигуна, зокрема, з використання пускових реакторів та мережі живлення обмеженої потужності.

Розрядний опір у колі збудження вибирають на рівні до 10-кратного по відношенню до власного активного опору обмотки збудження [46]. Не враховуються і можливості поліпшення форми пускової механічної характеристики синхронного двигуна шляхом вибору більш раціонального опору розрядного резистора в колі збудження або можливості його регулювання в пускових режимах за допомогою розробки раціональних алгоритмів регулювання опору та пристрою для його практичного використання.

Слід також зауважити, що на сьогодні при виборі параметрів пускової обмотки не враховані потенційні можливості забезпечення бажаної форми статичних механічних характеристик двигуна шляхом використання відпрацьованих в останні роки нових методів програмного керування реверсивним збудником з метою підвищення середньої складової електромагнітного моменту двигуна в пускових режимах та зниження амплітуди його змінної складової. Методи особливо ефективні в зоні малих ковзань, тобто поблизу рівня вхідного ковзання.

У підсумку зазначений перелік та особливості пускового режиму дозволяють сформулювати наступні перспективні напрямки вибору раціональних

параметрів пускової обмотки та системи керування синхронним двигуном, а саме:

1. Вибір параметрів пускової обмотки синхронного двигуна повинен базуватися на забезпеченні необхідної кратності пускових моменту та струму за відомого допустимого рівня зниження напруги мережі живлення та з урахуванням форми механічної характеристики механізму.

2. Вибір опору розрядного резистора повинен базуватися на вимогах до обмеження напруги на затискачах обмотки збудження та забезпеченні найбільшої середньої складової електромагнітного моменту із врахуванням необхідності обмеження його мінімального рівня.

3. За жорстких вимог до динамічних властивостей двомасової електромеханічної системи при виборі параметрів пускової обмотки повинні враховуватися особливості впливу опору розрядного резистора у колі збудження на амплітуду коливань електромагнітного моменту та алгоритмів керування цим опором залежно від ковзання двигуна.

4. Система програмного керування синхронним двигуном за рахунок вибору необхідного коефіцієнта форсування напруги програмно керованого реверсивного збудника повинна забезпечити необхідний рівень середньої складової електромагнітного моменту, достатнього для розганяння двигуна до синхронної швидкості та мінімум амплітуди його змінної складової.

Таким чином, можливо зробити наступні висновки:

- на основі аналізу відомих особливостей вибору параметрів пускової обмотки синхронних двигунів із явновираженими полюсами (СДЯП) встановлено, що на сьогодні основною метою проектування пускової обмотки є забезпечення необхідної кратності пускового моменту у поєднанні із виконанням вимог щодо кратності вхідного моменту та пускового струму, достатніх для забезпечення успішного зрушення приводу і його успішної синхронізації та самозапуску при короткочасній перерві у живленні. Розрахунки виконуються для номінального рівня напруги живлення статора і не враховують її допустимого зниження до 15% і більше, що змушує для відповідальних потужних механізмів використовувати підвищений запас встановленої потужності привідного двигуна.

Не враховуються можливості оптимізації розрядного опору у колі збудження шляхом його регулювання в асинхронному режимі;

- для поліпшення надійності потужного синхронного приводу в пускових режимах слід удосконалити підходи до особливостей проектування пускових обмоток. Зокрема, запропонований перспективний напрямок поліпшення пускових властивостей синхронного двигуна, сутність якого в оптимальному поєднанні можливостей програмного формування механічної характеристики в зоні малих ковзань та підвищенні пускових моментів за рахунок вибору раціональної форми середньої складової, яку забезпечують підвищений активний опір пускової обмотки двигуна та регульований опір у колі збудження. За рахунок такої оптимізації забезпечуються бажані кратності пускового моменту навіть за умови зниження під час пуску напруги живлення до 15% і більше, плавне розганяння двигуна до синхронної швидкості із номінальним навантаженням з допустимим рівнем приєднаної маси, виникає реальна можливість знизити запас встановленої потужності приводу.

Додаткові можливості пов'язані із можливостями плавного регулювання величини розрядного опору системи збудження двигуна.

2.2 Формування механічної характеристики та обґрунтування параметрів пускової обмотки з метою скорочення терміну розганяння СДЯП

2.2.1 Загальні засади

На основі розроблених рекомендацій щодо методу удосконалення пускових властивостей синхронного двигуна визначена бажана кратність пускового моменту за умови пониженого рівня напруги живлення. Показано, що за відомого зниження напруги для забезпечення паспортного пускового моменту активні опори пускової обмотки слід збільшити згідно отриманого коефіцієнту. При цьому доцільна оптимізація розрядного опору збудження, а збудник повинен бути реверсивним. На конкретному двигуні показані переваги нового підходу до проектування

синхронних двигунів, який забезпечує успішний запуск і синхронізацію при номінальному навантаженні та допустимому рівні зниження напруги на статорі. При цьому розганяння двигуна до синхронної швидкості плавне, без подання стрибком напруги живлення.

2.2.2 Форма механічної характеристики та вибір параметрів пускової обмотки з метою скорочення терміну пуску

За необхідності забезпечити паспортні пускові момент та струм двигуна насамперед слід визначити рівень напруги живлення у цьому режимі. У найпростішому випадку для потужних синхронних двигунів головною причиною пониженого рівня напруги статора є загальний опір $x_{\text{зоб}}$ увімкнених послідовно із двигуном опорів пускових реакторів та мережі живлення. Додатковим чинником може бути паралельна робота інших споживачів.

Хоча у кожному конкретному випадку оцінка рівня напруги живлення двигуна у пусковому режимі повинна виконуватися окремо, при проектуванні його пускової обмотки і системи керування можливо спиратися на допустимий рівень δ_{max} зниження напруги в долях номінальної. За такого прийнятого рівня можна визначити допустимий зовнішній опір $x_{\text{зоб}}$, який можна використати у схемі заміщення та виразі для пускової механічної характеристики двигуна. Додаткове спрощення розрахунків – за рахунок неврахування активних опорів мережі, реакторів та статора.

Модуль повного пускового опору серійного двигуна визначають як

$$z_n = \frac{1}{i_{1n}}. \quad (2.21)$$

Зазвичай у наближених розрахунках активним опором двигуна нехтують [45,46] і замість z_1 користуються реактивним пусковим опором

$$x_{\dot{i}} = z_{\dot{i}} \sqrt{1 - \left(\frac{\mu_{\dot{i}}}{\dot{i}_{\dot{i}}}\right)^2} = \frac{1}{\dot{i}_{\dot{i}}} \sqrt{1 - \left(\frac{\mu_{\dot{i}}}{\dot{i}_{\dot{i}}}\right)^2}. \quad (2.22)$$

Визначений за допомогою (2.22) реактивний пусковий опір визначений на основі паспортних кратностей пускових струму і пускового моменту серійного двигуна для номінальної напруги живлення і не враховує опорів увімкнених послідовно з двигуном опору $x_{зоб}$ пускових реакторів та мережі живлення. А це призводить до того, що на початковий момент пуску напруга на двигуні зменшується до

$$u_{min} = \frac{x_n}{x_n + x_{зоб}}, \quad (2.23)$$

пусковий струм – до

$$i_{min} = \frac{u_{min}}{x_n} = \frac{1}{x_n + x_{зоб}}, \quad (2.24)$$

а пусковий момент – до

$$\mu_{nmin} = \left(\frac{x_n}{x_n + x_{зоб}}\right)^2 \mu_n. \quad (2.25)$$

Таким чином, вплив опору мережі живлення і реакторів призводить як до бажаного для мережі зниження кратності пускового струму i_{min} , так і до небажаного для приводу зниження кратності пускового моменту до рівня $\mu_{i\ min}$. А це за умови важкого пуску двигуна із номінальним навантаженням та допустимою приєднаною обертальною масою призводить до непрацездатності. Отже, стає необхідним новий підхід до вибору параметрів пускової обмотки та розрядного опору у колі збудження, який забезпечить необхідні пускові момент і струм за

умови зниженого рівня напруги на статорі. При цьому вимоги цього вхідного моменту не враховуються як непотрібні при використанні програмно керованого реверсивного збудника.

Таким чином, стає можливим зберегти наведену вище послідовність визначення параметрів пускової обмотки з урахуванням зниження напруги на статорі до допустимого, наперед заданого, рівня $u_{\min} = 1 - \delta_{\max}$. За цієї умови завдання на нову (підвищену) паспортну кратність пускового моменту $\mu_{i \max}$ слід вибирати як

$$\mu_{i \max} = \frac{\mu_i}{(1 - \delta_{\max})^2}. \quad (2.26)$$

Що стосується паспортної кратності пускового струму за номінальної напруги живлення, то її можна залишити незмінною. Очевидно, що за умови врахування опору реакторів і мережі живлення пусковий опір знизиться до рівня, визначеного виразом (2.24), а допустимий сумарний опір реакторів і мережі можна визначити за виразом

$$\frac{1 - \delta_{\max}}{x_{n \max}} = \frac{I}{x_{n \max} + x_{\text{зов}}}, \quad (2.27)$$

де

$$x_{n \max} = \frac{1}{i_{1n}} \sqrt{1 - \left(\frac{\mu_{n \max}}{i_{1n}} \right)^2}.$$

За цих умов найбільший сумарний опір реакторів і мережі не повинен перевищувати рівня

$$x_{\text{зов}} = \frac{\delta_{\max}}{1 - \delta_{\max}} x_{n \max},$$

або у вигляді

$$x_{зоб} = \frac{\delta_{max}}{1 - \delta_{max}} \cdot \frac{1}{i_{1n}} \sqrt{1 - \left(\frac{\mu_{nmax}}{i_{1n}} \right)^2}. \quad (2.28)$$

В результаті цього при проектуванні пускової обмотки двигуна із підвищеним (за номінальної напруги живлення) рівнем кратності пускового моменту за (2.26) можна зробити висновки, що пусковий опір двигуна зменшиться до наступного рівня, а саме

$$x_{nmax} = \frac{1}{i_{1n}} \sqrt{1 - \left(\frac{\mu_n}{i_{1n}(1 - \delta_{max})} \right)^2}, \quad (2.29)$$

а опір пускової обмотки зросте до

$$r_{2n}^{max} = \frac{r_{2n}}{(1 - \delta_{max})^2}. \quad (2.30)$$

Пропорційно зросте і розрахунковий опір обмотки

$$r_{kd}^{max} = \frac{r_{kd}}{(1 - \delta_{max})^2}. \quad (2.31)$$

Для визначення опору пускової обмотки за поперечною віссю можливо скористатися (2.7) або (2.7'). За незмінних геометричних розмірів стрижнів та замикальних кілець і нового питомого опору матеріалу клітки співвідношення між активними опорами r_{kq} , r_{kd} не змінюється і тому складова опору за поперечною віссю зросте до рівня

$$r_{kq}^{max} = \frac{r_{kq}}{(1 - \delta_{max})^2}. \quad (2.32)$$

Що стосується реактивних опорів підсиленої пускової (демпферної) обмотки,

то вони при підвищенні питомого опору матеріалу залишаються незмінними, а це призводить до зміни деяких постійних часу, які можливо визначити за відомими виразами для їх теоретичного визначення або експериментально (наприклад, за методикою НПО «Електросила» тощо).

2.2.3 Дослідження ефективності нового методу вибору параметрів пускової обмотки

Для визначення ефективності використання нового методу вибору параметрів пускової обмотки врахуємо, що за рахунок живлення обмотки статора створюється середня складова електромагнітного моменту двигуна, яку можна визначити за відомим виразом [41, 42, 47]:

$$m_{ec} = \frac{u_{mi}^2}{2} \left(\frac{\sin \alpha}{x_{dm}} + \frac{\sin \beta}{x_{qm}} \right), \quad (2.33)$$

де $\alpha = -\alpha_p$; $\alpha_\delta = \alpha_4 - \alpha_3$ – початкова фаза струму статора, рад;

$$\alpha_4 = \arctg \left(\frac{-s(T_f \sigma_{df} + T_{kd} \sigma_{dkd})}{(s^2 T_f T_{kd} \sigma_{dfkd} - 1)} \right) - \text{коли } s^2 T_f T_{kd} \sigma_{dfkd} - 1 > 0;$$

$$\alpha_4 = -\pi + \arctg \left(\frac{-s(T_f \sigma_{df} + T_{kd} \sigma_{dkd})}{(s^2 T_f T_{kd} \sigma_{dfkd} - 1)} \right) - \text{коли } s^2 T_f T_{kd} \sigma_{dfkd} - 1 < 0;$$

$$\alpha_3 = \arctg \left(\frac{-s(T_f + T_{kd})}{(s^2 T_f T_{kd} \sigma_{fkd} - 1)} \right) - \text{коли } s^2 T_f T_{kd} \sigma_{fkd} - 1 > 0;$$

$$\alpha_3 = -\pi + \arctg \left(\frac{-s(T_f + T_{kd})}{(s^2 T_f T_{kd} \sigma_{fkd} - 1)} \right) - \text{коли } s^2 T_f T_{kd} \sigma_{fkd} - 1 < 0;$$

$\beta = -\beta_p$; $\beta_\delta = \arctg(\sigma_{qkq} T_q s) - \arctg(T_q s)$, рад;

$$x_{dm} = x_d \sqrt{\frac{(s^2 T_f T_{kd} \sigma_{dfkd} - 1)^2 + (-s(T_f \sigma_{df} + T_{kd} \sigma_{dkd}))^2}{(s^2 T_f T_{kd} \sigma_{fkd} - 1)^2 + (-s(T_f + T_{kd}))^2}}, \text{ в.о.};$$

$$x_{qm} = x_q \sqrt{\frac{1 + \sigma_{qkq}^2 T_q^2 s^2}{1 + T_q^2 s^2}}, \text{ в.о.};$$

$T_f = x_f / (r_f + r_{\text{доб}})$ – постійна часу обмотки збудження при розімкнених обмотках статора і демпферній при використанні розрядного резистора, рад;

$T_{kd} = x_{kd} / r_{kd}$ – постійна часу демпферної обмотки при розімкнених обмотках статора і збудження, рад;

$T_q = \frac{x_{kq}}{r_{kq}}$ – постійна часу демпферної обмотки за поперечною віссю при

розімкненій обмотці статора, рад;

$\sigma_{qkq} = 1 - \frac{x_{aq}^2}{x_q x_{kq}}$ – коефіцієнт розсіювання статорної і демпферної обмоток за

поперечною віссю;

$\sigma_{dfkd} = \frac{x_d x_f x_{kd} - x_{ad}^2 (x_d + x_f + x_{kd}) + 2x_{ad}^3}{x_d x_f x_{kd}}$ – коефіцієнт розсіювання обмоток

збудження, демпферної і статора;

$\sigma_{df} = 1 - \frac{x_{ad}^2}{x_d x_f}$ – коефіцієнт розсіювання обмоток збудження і статора;

$\sigma_{dkd} = 1 - \frac{x_{ad}^2}{x_d x_{kd}}$ – коефіцієнт розсіювання статора і демпферної;

$\sigma_{fkd} = 1 - \frac{x_{ad}^2}{x_f x_{kd}}$ – коефіцієнт розсіювання обмоток збудження і демпферної.

Для визначення перерахованих вище величин зазвичай достатньо скористатися наведеними у паспорті та розрахунковому формулярі синхронного двигуна вихідними даними, а саме:

P_n – номінальна потужність двигуна, кВт;

U_n – номінальна напруга живлення, В;

I_n – номінальний струм живлення, А;

U_{zn} – номінальна напруга збудження, В;

I_{zn} – номінальний струм збудження, А;

n_n – номінальна швидкість двигуна, об/хв;

f_n – номінальна частота мережі живлення, Гц;

$\cos \varphi_n$ – номінальний коефіцієнт потужності, доли одиниці;

T_{do}'' – постійна часу демпферної обмотки при замкненій обмотці збудження та розімкненій обмотці статора, с;

T_d' – постійна часу обмотки збудження при замкненій обмотці статора та розімкненій демпферній обмотці, с;

T_q'' – постійна часу демпферної обмотки при замкненій обмотці статора, с.

X_d – реактивний опір реакції статора за поздовжньою віссю, Ом;

X_q – реактивний опір реакції статора за поперечною віссю, Ом;

X_s – реактивний опір розсіювання статора, Ом;

X_{fs} – реактивний опір розсіювання обмотки збудження, Ом;

X_d' – перехідний реактивний опір за поздовжньою віссю, Ом;

X_d'' – реактивний надперехідний опір за поздовжньою віссю, Ом;

X_q'' – реактивний надперехідний опір за поперечною віссю, Ом.

Наведених даних достатньо для визначення необхідних розрахункових параметрів двигуна. Для цього вводиться система базових величин, а саме:

$$p = \frac{60 \cdot f_\delta}{n_n} \text{ – кількість пар полюсів двигуна;}$$

$$I_b = \sqrt{2} \cdot I_n \text{ – базовий струм, А;}$$

$$U_b = \sqrt{2/3} \cdot U_n \text{ – базова напруга, В;}$$

$$P_b = \sqrt{3} \cdot U_b I_b \text{ – базова потужність, В·А;}$$

$$f_b = f_n \text{ – базова частота, Гц;}$$

$$\omega_b = 2\pi f_n \text{ – базова кутова частота, 1/с;}$$

$$Z_b = U_b / I_b \text{ – базовий опір, Ом;}$$

$\psi_b = U_b / w_b$ – базове потокозчеплення, В·с;

$w_{mb} = w_b / p$ – базова частота, 1/с;

$M_b = P_b / w_{mb}$ – базовий момент, Н·м.

Завдяки введеній системі базових одиниць отримують розрахункові параметри у відносних одиницях:

$x_d = \frac{X_d}{Z_\sigma}$ – опір реакції статора за поздовжньою віссю, в.о.;

$X_{ad} = X_d - X_s$ – опір реакції якоря за поздовжньою віссю, Ом;

$x_{ad} = \frac{X_{ad}}{Z'_a}$ – відносний опір реакції якоря за поздовжньою віссю, в.о.;

$X_f = \frac{X_{ad}^2}{X_d - X_d'}$ – індуктивний опір обмотки збудження, Ом;

$X'_f = X_f - \frac{X_{ad}^2}{X_d}$ – перехідний індуктивний опір обмотки збудження, Ом;

$x'_f = \frac{X'_f}{Z'_a}$ – відносний перехідний опір обмотки збудження, Ом;

$R_f = \frac{X'_f}{w'_a \cdot T'_d}$ – приведений активний опір обмотки збудження, Ом;

$r_f = \frac{R_f}{Z'_a}$ – відносний приведений активний опір обмотки збудження, в.о.;

$X_{kds} = \frac{X_{fs} X_{ad} (X''_d - X_s)}{(X_s - X''_d)(X_{ad} - X_{fs}) + X_{ad} X_{fs}}$ – індуктивний опір розсіювання

демпферної обмотки за повздовжньою віссю, Ом;

$x_{kds} = \frac{X_{kds}}{Z'_a}$ – відносний індуктивний опір розсіювання демпферної обмотки за

повздовжньою віссю, в.о.;

$X_{kd} = X_{ad} + X_{kds}$ – індуктивний опір демпферної обмотки за повздовжньою віссю, Ом;

$x_{kd} = \frac{X_{kd}}{Z'_a}$ – відносний індуктивний опір розсіювання демпферної обмотки за

повздожньою віссю, в.о.;

$X'_{kd} = X_{ad} - \frac{X_{ad}^2}{X_f}$ – перехідний індуктивний опір розсіювання демпферної

обмотки за повздожньою віссю, Ом;

$x'_{kd} = \frac{X'_{kd}}{Z'_a}$ – відносний перехідний індуктивний опір розсіювання демпферної

обмотки за повздожньою віссю, Ом;

$R_{kd} = \frac{X'_{kd}}{\omega_a \cdot \dot{O}'_q}$ – активний опір демпферної обмотки за повздожньою

віссю, Ом;

$r_{kd} = \frac{R_{kd}}{Z'_a}$ – відносний активний опір демпферної обмотки за повздожньою

віссю, в.о.;

$X_{kq} = \frac{X_{aq}^2}{X_q - X''_q}$ – індуктивний опір демпферної обмотки за поперечною віссю,

Ом;

$x_{kq} = \frac{X_{kq}}{Z'_a}$ – відносний індуктивний опір демпферної обмотки за поперечною

віссю, в.о.;

$X''_{kq} = X_{kq} - \frac{X_{aq}^2}{X_q}$ – індуктивний надперехідний опір демпферної обмотки за

поперечною віссю, Ом;

$x''_{kq} = \frac{X''_{kq}}{Z'_a}$ – відносний індуктивний надперехідний опір демпферної обмотки

за поперечною віссю, в.о.;

$R_{kq} = \frac{X''_{kq}}{\omega_a \cdot T''_q}$ – активний опір демпферної обмотки за поперечною віссю, Ом;

$r_{kq} = \frac{R_{kq}}{Z_{\dot{a}}}$ – відносний активний опір демпферної обмотки за поперечною

віссю, в.о.;

$D = x_d x_f x_{kd} - x_{ad}^2 (x_d + x_f + x_{kd}) + 2x_{ad}^3$ – допоміжна змінна, в.о.;

$x_d'' = \frac{D}{x_f \cdot x_{kd} - x_{ad}^2}$ – відносний індуктивний надперехідний опір статора за

поздовжньою віссю, в.о.;

$x_f'' = \frac{D}{x_d \cdot x_{kd} - x_{ad}^2}$ – відносний індуктивний надперехідний опір обмотки

збудження, в.о.;

$x_{kd}'' = \frac{D}{x_f \cdot x_d - x_{ad}^2}$ – відносний індуктивний надперехідний опір демпферної

обмотки за поздовжньою віссю, в.о.;

$x_{fkd}'' = \frac{D}{x_d \cdot x_{ad} - x_{ad}^2}$ – відносний індуктивний надперехідний опір між

обмоткою збудження і демпферною обмоткою за поздовжньою віссю, в.о.;

$x_{dkd}'' = \frac{D}{x_f \cdot x_{ad} - x_{ad}^2}$ – відносний індуктивний надперехідний опір між

обмоткою статора і демпферною обмоткою за поздовжньою віссю, в.о.;

$x_{fd}'' = \frac{D}{x_{kd} \cdot x_{ad} - x_{ad}^2}$ – відносний індуктивний надперехідний опір між

обмоткою статора і обмоткою збудження за поздовжньою віссю, в.о.;

$x_q'' = \frac{x_q \cdot x_{kq} - x_{aq}^2}{x_{kq}}$ – відносний індуктивний надперехідний опір обмотки

статора за поперечною віссю, в.о.;

$x_q = \frac{X_q}{Z_{\dot{a}}}$ – відносний індуктивний опір обмотки статора за поперечною віссю,

в.о.;

$x_{aq} = \frac{X_q - X_s}{Z'_a}$ – відносний опір реакції якоря за поперечною віссю, в.о.;

$x''_{qkq} = \frac{x_q \cdot x_{kq} - x_{aq}^2}{x_{aq}}$ – відносний індуктивний надперехідний опір між

обмоткою статора і демпферною обмоткою за поперечною віссю, в.о.;

$R_{f2} = \frac{U_{3H}}{I_{3H}}$ – не приведений активний опір обмотки збудження, Ом;

$k_r = \frac{R_f}{R_{f2}}$ – коефіцієнт приведення опору обмотки збудження;

$k_i = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot k_r$ – коефіцієнт приведення струму.

Мета нового підходу до проектування пускової обмотки поряд із удосконаленням її параметрів передбачає одночасне використання програмно керованого збудника для створення додаткового моменту двигуна:

$$m_{ei} = -\frac{u_{mi} u_{fi}^m \sin \gamma_i}{2 f_{31}}. \quad (2.34)$$

Тут $u_{mi} = 1 - i \cdot x_{30B}$ – відносна амплітуда напруги живлення статора (не менша напруги $u_{m \max} = 1 - \delta_{\max}$); $u_{fi}^m = k_f \cdot u_{f0}$ – амплітуда напруги збудження (визначається рівнем форсування k_f напруги збудника за умови номінального рівня напруги мережі); $\gamma_i = -\pi / 2$ – раціональний кут керування, який забезпечує найбільшу додаткову складову середнього електромагнітного моменту від живлення обмотки збудження.

Функція у знаменнику виразу (2.34)

$$f_{31} = \sqrt{\frac{b_{20}^2 (1 + k_r)^2 + s^2 \{ [b_{10} + b_{11} (1 + k_r)]^2 - 2b_{20} (1 + k_r) + s^2 \}}{f^2 + k^2 s^2}}, \quad (2.35)$$

$$\text{де } b_{10} = \frac{r_{kd}}{x_{kd}''}; \quad b_{11} = \frac{r_f}{x_f''}; \quad b_{20} = r_f r_{kd} \left(\frac{1}{x_{kd}'' x_f''} - \frac{1}{x_{fkd}''^2} \right); \quad k = \frac{1}{x_{fd}''};$$

$$f = r_{kd} \left(\frac{1}{x_{fd}'' x_{kd}''} + \frac{1}{x_{dkd}'' x_{fkd}''} \right).$$

У наведених виразах параметри двигуна у відносних одиницях визначені вище, а активні опори r_{kd} , r_{kq} повинні прийматися із урахуванням вибору їх підвищених рівнів $r_{kd \max}$, $r_{kq \max}$.

Аналізуючи наведені вище вирази для параметрів двигуна з підсиленою пусковою обмоткою можливо зробити висновок, що за номінальної напруги живлення для врахування підвищених опорів пускової обмотки у відомій програмі розрахунку механічної характеристики [40] достатньо попередньо зменшити постійні часу T_{d0}'' , T_q'' , T_q помноживши їх на $(1 - \delta_{\max})^2$.

Для ілюстрації ефективності запропонованих рішень виконаємо необхідні розрахунки на прикладі серійного двигуна СДМЗ 2-24-59-80УХЛ4 потужністю 4 МВт з номінальною швидкістю обертання 75 об/хв із рекомендованим заводом-виготівником опором розрядного резистора в колі збудження 1,6 Ом. Розрахункова пускова механічна характеристика (без врахування активного опору статора двигуна) за номінального рівня напруги мережі живлення має вигляд наведеної на рис. 2.1 (крива 1). Видно, що отримана форма механічної характеристики, навіть без врахування активного опору статора, цілком відповідає декларованим паспортним даним двигуна ($M_{\text{п}}/M_{\text{н}}=1,2$; $M_{\text{вх}}/M_{\text{н}}=1,3$). З літературних джерел відомо, що застосування збільшеного розрядного опору в колі обмотки збудження сприяє поліпшенню характеристики моменту. Форма механічної характеристики зі збільшеним в п'ять раз відносно власного опору обмотки збудження представлена кривою 2 (див. рис. 2.1). Видно, що пусковий момент практично не змінився, натомість вхідний момент дещо зріс. З останнього витікає, що застосування збільшеного опору (2,22 Ом) дозволяє поліпшити втягування в синхронізм.

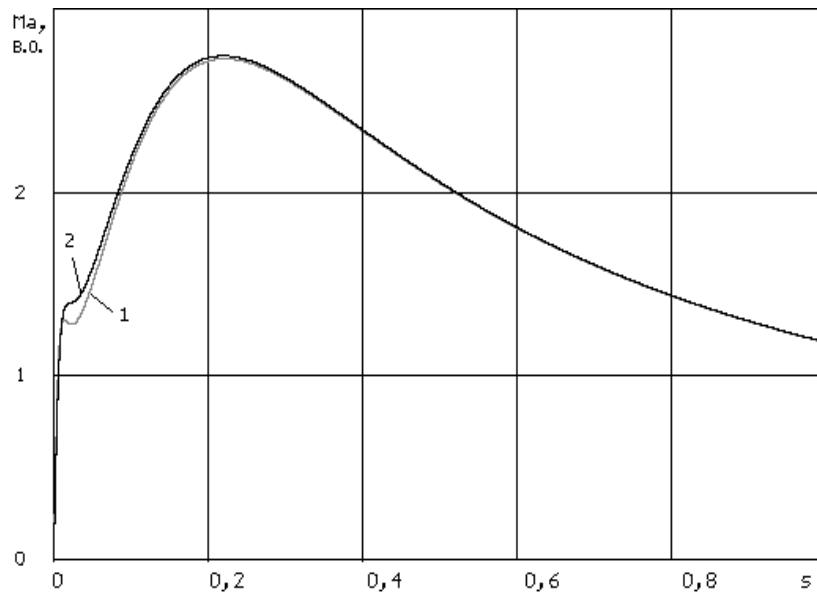


Рисунок 2.1 – Розрахункова пускова механічна характеристика (крива 1) синхронного двигуна СДМЗ 2-24-59-80УХЛ4 за номінальної напруги мережі живлення, розрядного опору 1,6 Ом і розрядного опору 2,22 Ом (крива 2)

Прийнявши зниження напруги живлення статора $\delta_{\max}=0,15$ отримуємо новий вигляд пускової механічної характеристики двигуна (рис. 2.2, крива 3).

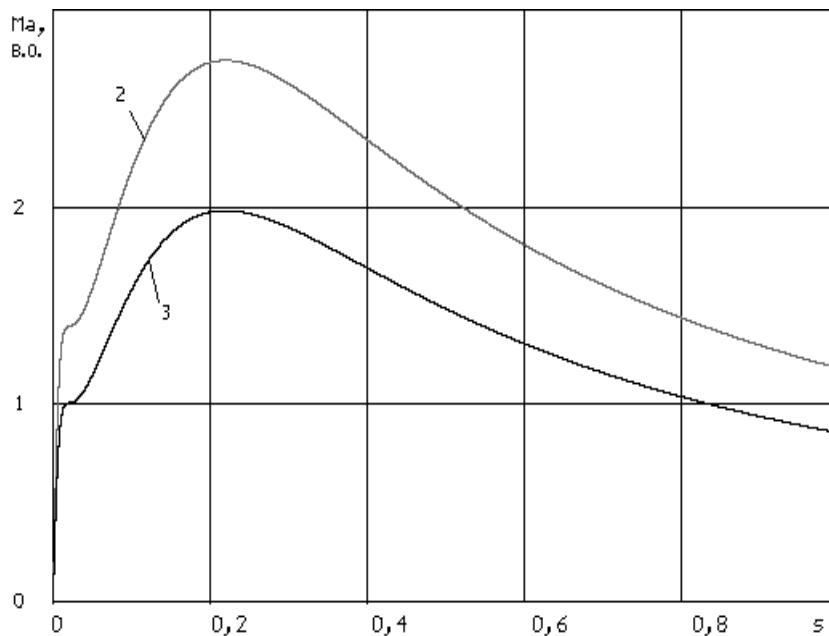


Рисунок 2.2 – Розрахункова пускова механічна характеристика (крива 3) серійного синхронного двигуна СДМЗ 2-24-59-80УХЛ4 за зниженої на 15% напруги мережі живлення та розрядного опору 2,22 Ом

Видно, що за умови зниженої напруги мережі моменти пускової характеристики істотно впали ($M_{п}'/M_{н}=0,87$; $M_{вх}'/M_{н}=1,1$), а отже паспортні дані не забезпечуються. За зниженої на 15% напруги мережі та номінальному навантаженні пуск і синхронізація неможливі. Для поліпшення форми механічної характеристики збільшуємо активні опори пускової обмотки за виразами (2.31) та (2.32). Очевидно, що для такої модернізації двигуна достатньо зменшити постійні часу T_{d0}'' , T_q'' , T_q помноживши їх на коефіцієнт $(1 - \delta_{\max})^2 = 0,85^2 = 0,7225$. Розрахована за цих умов механічна характеристика набирає вигляду кривої 4 на рис. 2.3.

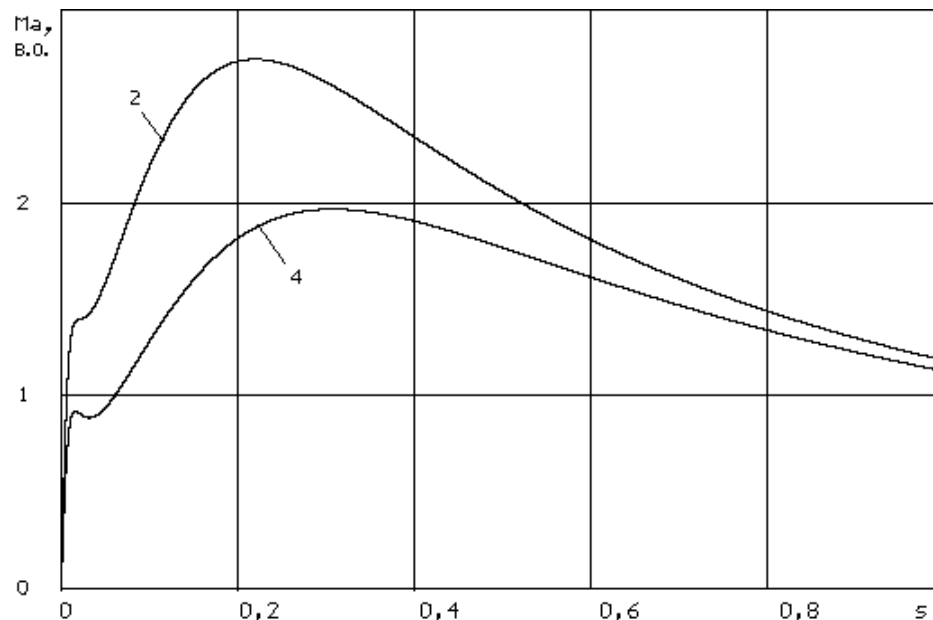


Рисунок 2.3 – Розрахункова пускова характеристика (крива 4) двигуна СДМЗ 2-24-59-80УХЛ4 за зниженої на 15% напруги мережі, підсиленої пускової обмотки та розрядного опору 2,22 Ом

Можна зробити висновок, що підвищений опір пускової обмотки забезпечив паспортний пусковий момент, однак при цьому вхідний і критичний моменти зменшилися, а успішна синхронізація при подачі напруги збудження стрибком при вхідному ковзанні $s=0,05$ – проблематична.

Для вирішення цієї проблеми скористаємося тим, що живлення обмотки збудження змінною за знаком і частотою напругою створює в асинхронному режимі

двигуна додатковий момент. Результати розрахунку пускової характеристики двигуна із врахуванням цієї обставини – крива 5 на рис. 2.4.

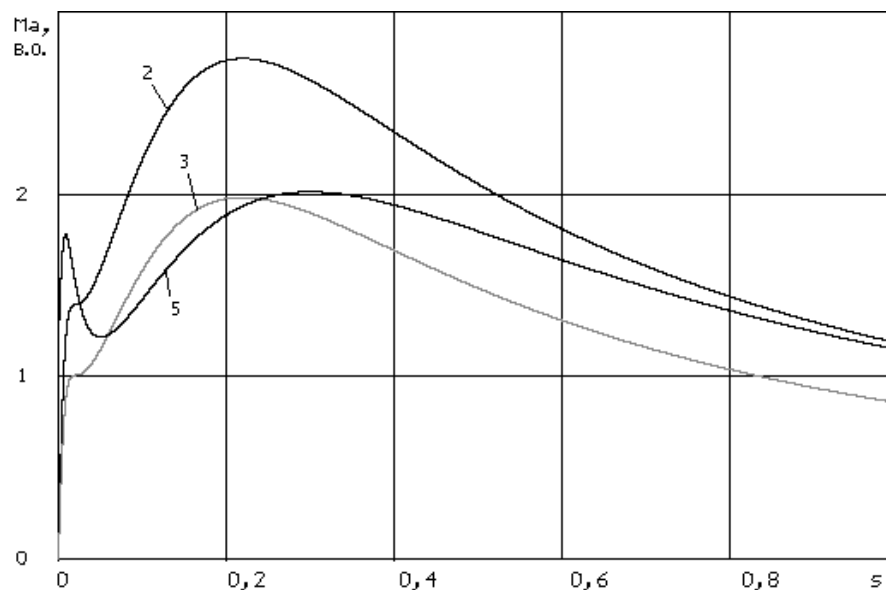


Рисунок 2.4 – Розрахункова механічна характеристика (крива 5) двигуна СДМЗ 2-24-59-80УХЛ4 за зниженої на 15% напруги мережі живлення, підсиленої пускової обмотки, розрядного опору 2,22 Ом та програмно керованого збудника із коефіцієнтом форсування 1,75

Видно, що отримана пускова характеристика свідчить про правильність вище обґрунтованого методу її поліпшення. Адже навіть за умови зниження напруги статора на 15% за рахунок розрядного опору 2,22 Ом та використання програмно керованого реверсивного збудника з коефіцієнтом форсування напруги збудника 1,75 отримана форма механічної характеристики (поз. 5) практично забезпечує паспортні кратності пускового та вхідного моментів, а тому умови розганяння двигуна до синхронної швидкості без подачі стрибком напруги на обмотку збудження забезпечені.

Слід зауважити, що можливе подальше поліпшення пускової характеристики в зоні малих ковзань шляхом використання регульованого розрядного опору в колі збудження, що дасть можливість зменшити провал характеристики 5 в зоні малих ковзань та підвищити момент в зоні ковзань близьких до 0. Останнє забезпечить

надійніше розганяння двигуна до синхронної швидкості включно. Резерв поліпшення форми характеристики і в використанні більш підвищеного коефіцієнта форсування напруги збудника.

Для номінального рівня напруги живлення статора двигун із підсиленою пусковою обмоткою (залежність 6 на рис. 2.5) забезпечує меншу тривалість розганяння приводу із відповідним зниженням нагріванням обмоток порівняно із серійним двигуном з підвищеним розрядним опором (див. залежність 2).

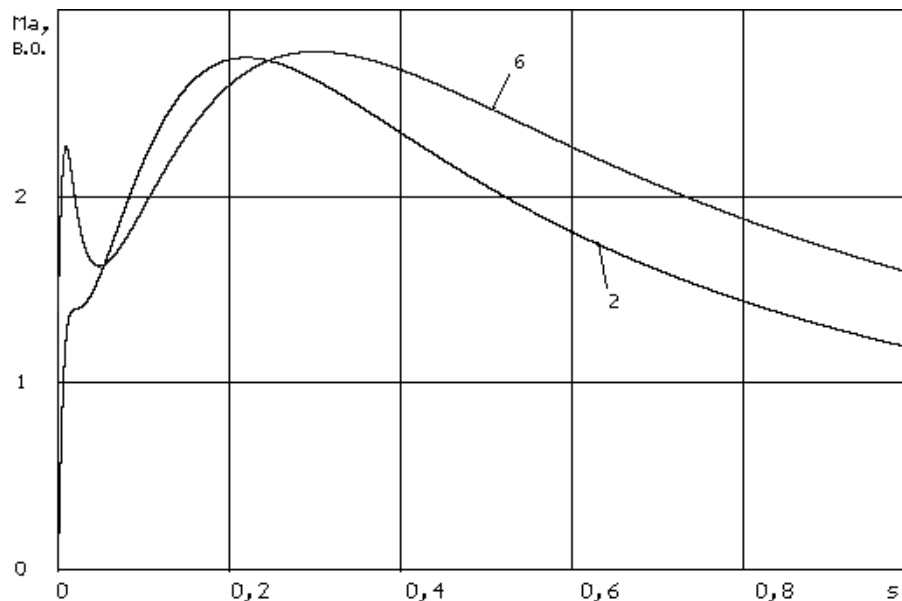


Рисунок 2.5 – Розрахункова пускова механічна характеристика модернізованого двигуна СДМЗ 2-24-59-80УХЛ4 за номінальної напруги мережі живлення, підсиленої пускової обмотки, розрядного резистора 2,22 Ом та коефіцієнті форсування напруги збудника 1,75

Видно, що за номінальної напруги статора значно зростають пусковий момент (до $1,58 M_n$) та найменший момент в зоні малих ковзань (близько $1,4 M_n$), що свідчить про підвищену надійність запуску та синхронізації двигуна із номінальним навантаженням.

І хоча кратність форсування напруги збудника залишилася незмінною (1,75), однак, на відміну від відомого, він став реверсивним. Виходячи із отриманих результатів можна зробити наступні висновки:

- нова форма пускової механічної характеристики може бути визначена за відомими виразами на основі використання розрахункових та паспортних параметрів двигуна. Така форма механічної характеристики двигуна характеризується наявністю точок екстремуму, причому не менше однієї точки – мінімум.

- використання живлення обмотки збудження від джерела синусоїдальної напруги змінної частоти як функції ковзання двигуна поліпшує форму пускової механічної характеристики, причому, залежно від коефіцієнта форсування напруги збудника, розрядного опору в колі обмотки збудження та активного і реактивного опорів пускової обмотки. При цьому характеристика має провал в області малих ковзань;

- вибір величини розрядного опору обмотки збудження та опору пускової обмотки як метод формування нової форми механічної характеристики двигуна із можливо більшим коефіцієнтом заповнення – для заданого коефіцієнта форсування напруги збудника вимагає визначення та аналізу точки екстремуму механічної характеристики конкретного синхронного двигуна з подальшою оптимізацією співвідношення зазначених опорів для отримання найбільшого коефіцієнта заповнення характеристики. Отже, існують реальні передумови виключити необхідність у підвищеному запасі встановленої потужності приводу та зменшенні нагрівання двигуна у пусковому режимі;

- потреба поліпшити форму пускової характеристики синхронних двигунів дозволяє сформулювати новий підхід до проектування їх пускових обмоток. Зокрема, запропоновано збільшити пусковий опір демпферної обмотки згідно прийнятого допустимого рівня зниження напруги живлення у пусковому режимі двигуна. Поряд із оптимізацією опору розрядного резистора у колі збудження та використанням програмно керованого реверсивного тиристорного збудника. На прикладі двигуна з номінальною потужністю 4 МВт та номінальною частотою обертання 75 об/хв показані очікувані переваги від розробленого напрямку проектування синхронних двигунів та систем керування ними у пускових режимах.

2.3 Розробка принципів керування збудником з метою зменшення навантажень мережі живлення

2.3.1 Загальні засади

Раніше досліджений вплив програмного керування напругою збудника на споживаний двигуном з мережі струм та можливість регулювання напруги обмотки статора u_{mi} в умовах легкого пуску для зменшення навантажень мережі [48]. В основі цих досліджень – квазістаціонарна модель двигуна. Оскільки новий підхід до розробки синхронного двигуна, зокрема проектування його пускової обмотки, передбачає збереження реактивних опорів обмоток і підвищений активний опір пускової обмотки, то при визначенні можливостей зниження струму двигуна у пусковому режимі цілком виправдане використання отриманих в [48] теоретичних залежностей з урахуванням можливостей регулювання напруги на статорі синхронного двигуна.

В п. 2.3.2 для урахування нового підходу до проектування пускової обмотки у відомому виразі для визначення споживаного двигуном струму під час пуску враховані її підвищений активний опір та відповідні зниження окремих постійних часу, наведені необхідні додаткові теоретичні вирази, які придатні для виконання розрахунків приводу з конкретним синхронним двигуном та відомими параметрами його реверсивного тиристорного збудника і розрядного опору в колі обмотки збудження.

В п. 2.3.3 на прикладі механізму з вентиляторною механічною характеристикою та привідним синхронним двигуном СДМЗ 2-24-59-80УХЛ4 номінальною потужністю 4 МВт і номінальною частотою обертання 75 об/хв шляхом відповідних розрахунків показана можливість істотного зниження у процесі розганяння двигуна споживаного ним струму при вибраному постійному рівні надлишкового моменту за умови можливості регулювання рівня напруги на обмотці статора в процесі розганяння двигуна.

2.3.2 Алгоритм керування з метою зменшення навантажень мережі

З урахуванням результатів попередніх досліджень струм двигуна за умови регульованої напруги статора визначається за відомим виразом [48]

$$i_i^m = \sqrt{\left[\left(\frac{u_{mi}}{x_{dm}} \right)^2 + \left(\frac{u_{fi}^m}{f_{31}} \right)^2 - 2 \frac{u_{mi}}{x_{dm}} \frac{u_{fi}^m}{f_{31}} \cos(\alpha_p + \gamma_i) \right] \cdot \sin^2(\alpha_{di}) + \left(\frac{u_{mi}}{x_{dm}} \right)^2 \cos^2(\beta_p)}, \quad (2.36)$$

де індекс i свідчить про можливість змінювання регульованих амплітуд напруг живлення обмоток двигуна залежно від ковзання двигуна, а фаза

$$\alpha_{di} = -\arctg \left(\frac{\frac{u_{mi}}{x_{dm}} \sin \alpha_p + \frac{u_{fi}^m}{f_{31}} \sin \gamma_i}{\frac{u_{mi}}{x_{dm}} \cos \alpha_p - \frac{u_{fi}^m}{f_{31}} \cos \gamma_i} \right), \quad (2.37)$$

визначається залежно від параметрів двигуна, напруги статора, ковзання та початкової фази напруги збудника γ_i , яка формується залежно від мети керування (для отримання максимальної додаткової середньої складової електромагнітного моменту $\gamma_i = -\pi/2$, а для мінімуму змінної складової моменту $\gamma_i = \gamma$ за відомими виразами [48]).

За відомих вимог до темпу розганяння приводу та форми механічної характеристики механізму (тобто відомих вимог до середнього електромагнітного моменту) найменший рівень напруги живлення статора слід визначати за виразом

$$u_m = \frac{u_f^m \cdot \sin \gamma_i}{4f_{31}f_{11}} + \sqrt{\left(\frac{u_f^m \cdot \sin \gamma_i}{4f_{31}f_{11}} \right)^2 + \frac{m_{зад}}{f_{11}}}, \quad (2.38)$$

де $m_{зад}$ – заданий рівень середньої складової електромагнітного моменту.

Якщо отриманий за виразом (2.38) рівень напруги перевищує рівень напруги мережі живлення регулятора, то його слід обмежити цим рівнем і уточнити кут керування за виразом

$$\gamma_i = \arctg\left(\frac{u_m^2 f_{11} - m_{зад}}{u_m^2 f_{21} \cos \gamma}\right). \quad (2.39)$$

При цьому, коли

$$\frac{u_m^2 f_{11} - m_{зад}}{u_m^2 f_{21} \cos \gamma} < 1$$

то $\gamma_i = \gamma_i + \pi$, а інакше $\gamma_i = \gamma_i - \pi$.

Амплітуду напруги збудника також слід перерахувати за виразом

$$u_f^m = 2 \cdot f_{31} \left(\frac{u_m^2 f_{11} - m_{зад}}{u_m \sin \gamma_i} \right), \quad (2.40)$$

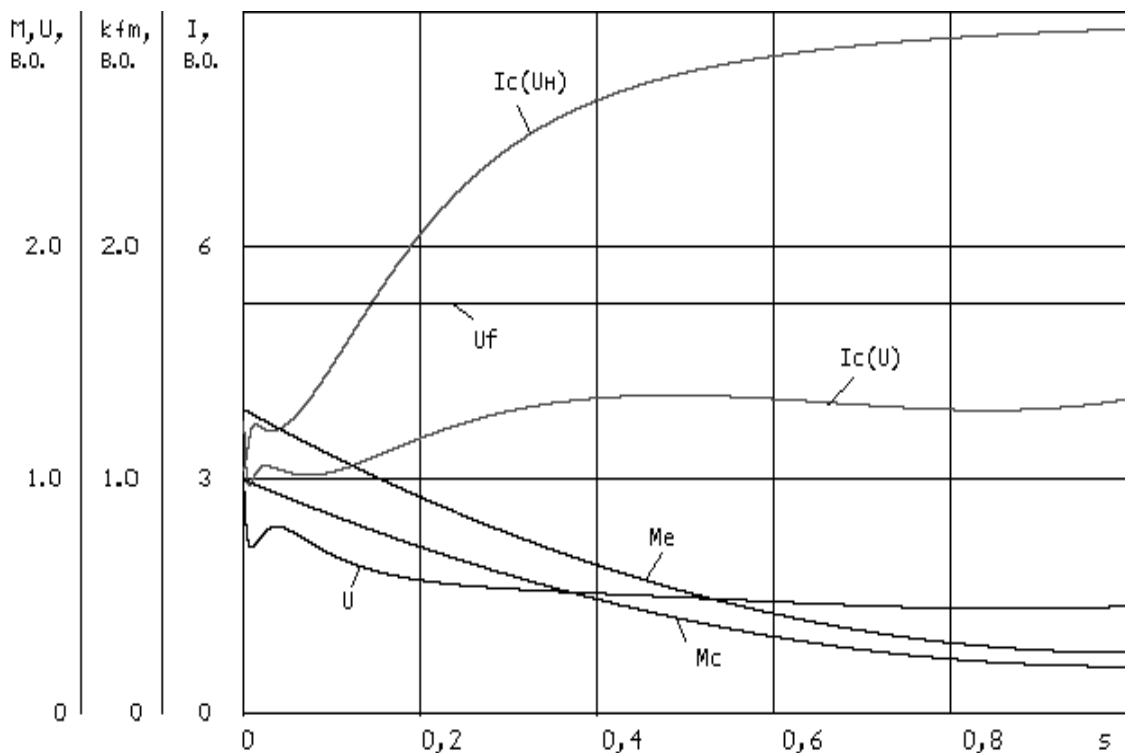
причому, коли $u_f^m > u_{fn} \cdot k_f^m$ то $u_f^m = u_{fn} \cdot k_f^m$, $b_i = 2 \cdot f_{31} \left(\frac{u_m^2 f_{11} - m_{зад}}{u_m u_f^m} \right)$, а кут керування $\gamma_i = \arcsin(b_i)$. Якщо ж кут γ_i менший кута $-\pi/2$, то тоді слід прийняти $\gamma_i = \arcsin(b_i) + \pi$.

2.3.3 Дослідження ефективності алгоритму

Для ілюстрації ефективності використання алгоритму зниження навантажень мережі живлення із серійним двигуном досліджені особливості його використання для двигуна із непідсиленою та підсиленою пусковою обмоткою і регулятором напруги статора. Як приклад, розглянуто ефективність регулювання для приводу вентилятора з встановленою потужністю двигуна 4000 кВт. Враховано, що на синхронній швидкості обертання момент статичного навантаження номінальний, а при ковзанні 1 складає

20% номінального. Надлишковий момент двигуна – 0,3 від номінального на всій ділянці розгону. Коефіцієнт форсування напруги збудника 1,75. Додатковий опір резистора в колі обмотки збудження 2,22 Ом.

Розрахунковий струм статора $I_c(U_n)$ (без підсилення пускової обмотки і за відсутності програмно керованих напруг збудника і статора) для діапазону ковзань s від 0 до 1 та струм $I_c(U)$ з відповідними регуляторами напруги статора і збудника – на рис. 2,6. Теж, але для двигуна із підсиленою пусковою обмоткою – на рис. 2.7.

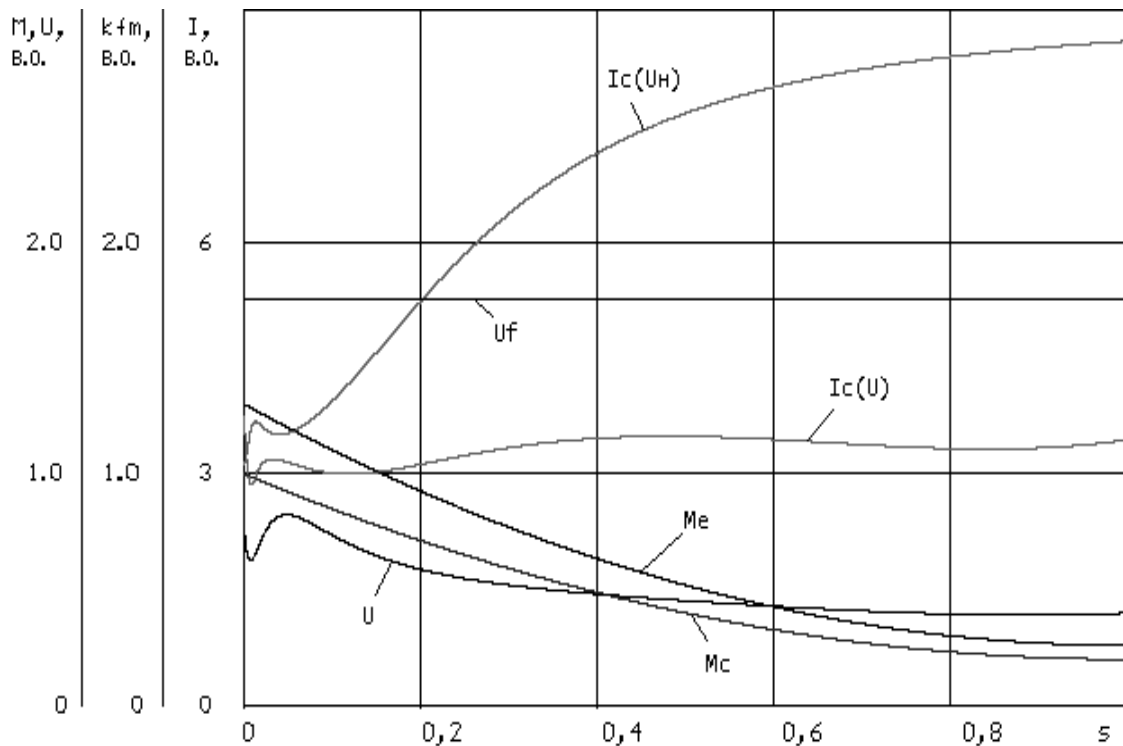


$I_c(U_n)$, $I_c(U)$ – відносні струми статора при звичайному пуску та з регульованими джерелами;

m_c , m_e – статичний та середній електромагнітний момент;

U_f , U – напруга збудника та статора без підсиленої пускової обмотки

Рисунок 2.6 – Пускові характеристики двигуна із стандартною пусковою обмоткою, регулятором напруги статора, коефіцієнтом форсування напруги збудника 1,75 та опором розрядного резистора 2,22 Ом



$I_c(U_H)$, $I_c(U_y)$ – відносні струми статора при звичайному пуску $I_c(U_H)$ та з регульованими джерелами $I_c(U)$ двигуна із підсиленою пусковою обмоткою;

m_c , m_{ec} – статичний та середній електромагнітний момент;

U_f , U – напруга збудника та статора при підсиленій пусковій обмотці

Рисунок 2.7 – Пускові характеристики синхронного двигуна з підсиленою пусковою обмоткою без регулятора напруги статора $I_c(U_H)$ та з регуляторами напруги статора і збудника, коефіцієнтом форсування напруги збудника 1,75 та опором розрядного резистора 2,22 Ом

Аналіз залежностей підтверджує ефективність алгоритму керування за умови підсиленої пускової обмотки. Видно, що порівняно із серійним двигуном, глибина регулювання напруги статора та споживаний ним струм у зоні малих ковзань – менші [48]. В той же час при значних ковзаннях глибина регулювання напруги статора з підсиленою обмоткою дещо більша.

Можливо зробити висновок, що за регульованої напруги на статорі відомі положення програмного керування напругою збудника в вигляді періодичної

функції часу формувалися з позицій забезпечення необхідних властивостей електромагнітного моменту серійного синхронного двигуна. Однак очікувані переваги такого регулювання двигуна із підвищеним активним опором пускової обмотки на той час лишилися не дослідженими. А тому встановлення нових закономірностей змінювання струмів двигуна з метою оцінки впливу на мережу живлення програмного керування напругами живлення статора і збудника двигуна із підсиленою обмоткою для приводу з легким пуском є важливим практичним завданням.

Зауважимо, що при визначенні властивостей синхронного приводу механізму з легким пуском за основу прийняті відомі квазістаціонарна модель серійного двигуна потужністю 4 МВт та алгоритми керування напругами збудника і статора. Розрахункові залежності отримані для модернізованої підсиленої пускової обмотки двигуна, використаного у приводі механізму із вентиляторною формою механічної характеристики. Видно, що порівняно із відомими результатами при максимальній компенсації змінної складової електромагнітного моменту і плавному розганянні двигуна до синхронної швидкості з надмірним моментом 30% від номінального моменту завдяки використанню підсиленої пускової обмотки та розроблених алгоритмів одночасного керування напругами живлення існує можливість додатково знизити споживаний із мережі струм.

2.4 Аналіз методів визначення динамічних параметрів електромеханічної системи з синхронним двигуном

2.4.1 Загальні засади

Дослідження електромеханічних систем шляхом математичного моделювання вимагає ідеалізації та спрощення реальної системи відповідно до поставленої задачі. Проте завжди необхідно знати параметри і характеристики елементів досліджуваного об'єкту та взаємозв'язки між ними. При ідеалізації динамічних систем приводів різних машин еквівалентну динамічну систему можна подати у вигляді зосереджених

мас, з'єднаних пружними зв'язками. Створення математичної моделі таких систем потребує визначення моментів інерції мас та параметрів пружного зв'язку (коефіцієнти жорсткості та в'язкого тертя). До того ж, слід знати і електричні параметри, наприклад, величини активних опорів, поточні напруги і струми обмоток. Крім того слід враховувати, що опори можуть змінюватися в наслідок нагрівання обмоток пусковими струмами. Останнє свідчить про необхідність поточного контролю струмів з метою визначення ступеню нагрівання обмоток, як способу непрямого визначення поточних величин активних опорів.

Визначення основних механічних параметрів електромеханічної системи синхронний двигун – барабанний млин показано в п. 2.4.2. Зокрема, приведені дані щодо розрахунку моменту інерції навантаження, визначення параметрів пружного зв'язку – жорсткості й коефіцієнту в'язкого тертя.

В п. 2.4.3 наведені теоретичні засади та практичні підходи щодо вимірювання миттєвих струмів і напруг обмоток статора й збудження. Приведені функціональні схеми щодо організації вимірювань і зазначено обладнання, яке доцільно при цьому застосувати. Відповідно до приведених схем вказані математичні вирази для відновлення значень контрольованих величин з урахуванням передаточних коефіцієнтів.

2.4.2 Визначення механічних параметрів приводу

Визначення моменту інерції навантаження

Однією зі складових частин рівняння руху агрегату є момент інерції. Для більшості механізмів він постійний або залежить від кута повороту робочого органа. В приводах барабанних млинів із синхронними двигунами найбільші моменти інерції мають ротор двигуна й барабан млина разом із внутрішньомлиновим навантаженням. Момент інерції барабанного млина залежить як від розмірів власне барабана, так і від коефіцієнта його заповнення, властивостей внутрішньомлинового навантаження, швидкості обертання барабана тощо [54]. При цьому моменти інерції млина у стані спокою та руху відрізняються. В результаті досліджень проф.

Б.В. Виноградов установив, що приведені моменти інерції барабанів із завантаженням без проміжних редукторів близькі до моментів інерції роторів, а при використанні проміжного редуктора – в двічі більші [54]. Проф. Д.К. Крюков установив, що в діапазоні частот каскадного й водоспадного режимів момент інерції барабана незначно знижується в порівнянні зі станом спокою і зробив висновок, що є припустимим визначати момент інерції барабана разом із продуктами завантаження в рухомому стані. Пізніше, задавшись діаметром D і довжиною L барабана, на підставі припущення про рівномірність розподілу мас по поверхні барабана, в [54] отримано вираз для неприведеного моменту інерції порожнього барабана в вигляді

$$J = \frac{M_{ep} D^2 (4 + D/L)}{8(2 + D/L)}, \text{ Т} \cdot \text{М}^2,$$

де M_{ep} – обертова маса млина, т.

Після введення проміжного чинника

$$x = \frac{D^2 (4 + D/L)}{2 + D/L},$$

і використання даних про млини ЗАТ «НКМЗ» визначений взаємозв'язок обраного чинника з неприведеним моментом інерції барабана, а для взятої вибірки барабанних млинів отримана адекватна регресійна модель вигляду

$$J = 0,2945 \left(\frac{D^2 (4 + D/L)}{2 + D/L} \right)^{2,3272}, \text{ Т} \cdot \text{М}^2,$$

що дозволяє визначати момент інерції порожнього барабана при відомих його розмірах. Похибка отриманих розрахункових значень в порівнянні з експериментально визначеними моментами інерції при цьому не перевищила 9,44%, що свідчить про прийнятну точність отриманої моделі. Повний момент інерції обертових мас млинів дорівнює сумі моменту інерції порожнього барабана й

моменту інерції внутрішньомлинового завантаження.

Момент інерції внутрішньомлинового завантаження барабанного млина можна визначити аналітично для стану спокою, каскадного й водоспадного режимів роботи. Відзначено, що для практичних розрахунків з достатньою точністю можна приймати трохи завищене значення, що відповідає величині моменту інерції внутрішньомлинового завантаження при повороті барабана на 45° зі стану спокою.

Відомо, що оскільки млини примусового подрібнювання мають інтенсифікатор, працюють з надкритичними частотами обертання й підвищені коефіцієнти заповнення (0,75...0,8), то їх момент інерції визначається інакше, ніж для звичайних барабанних млинів. За принципом дії млина, частина внутрішньомлинового завантаження центрифугує. Інша частина створює нерухому клиноподібну зону й на момент інерції не впливає. За цих умов зроблене припущення про визначальний вплив на момент інерції шару, що центрифугує.

Встановлено, що при кульовому примусовому подрібненні момент інерції внутрішньомлинового завантаження не перевищує 15% від моменту інерції порожнього барабана для коротких млинів і 30% – довгих. Для млинів самоподрібнення й з використанням гальки ця величина приблизно вдвічі менша. Повний момент інерції заповненого млина

$$J_M = J(1 + k_{B3}),$$

де $k_{B3} = J_{B3}/J$.

На підставі розрахунків проф. Б.В. Виноградовим встановлено, що приведені моменти інерції зубчастих коліс редуктора становлять 5...10% від моменту інерції ротора, а моменти інерції валів і муфт – менше 5%. Момент інерції агрегату можна також визначити експериментально використовуючи метод вільного вибігу млина.

Визначення жорсткості пружних муфт

При визначенні жорсткостей розглянуті параметри відомих типів пружних

муфт з погляду доцільності їхнього використання в приводах млинів з моментами обертання в межах 8...100 кН·м. Метою було визначення жорсткостей муфт в залежності від рівня їх номінальних моментів. Як вихідний параметр при визначенні жорсткості взято кут закручування муфт при номінальному навантаженні. Приведено, що муфти «Спірофлекс» фірма «Ломанн» (ФРН) виготовляє для обертальних моментів до 100 кН·м. Цей тип муфт припускає короточасні трикратні номінальні перевантаження. Залежно від жорсткості гуми пружних елементів номінальний кут закручування $\alpha_M = 11,4^\circ$ або 15° . За цих умов орієнтовна номінальна жорсткість муфт

$$C = \frac{180 M_H}{\pi \alpha_M} \approx 3,82 M_H, \text{ кН}\cdot\text{м}.$$

Пружні муфти «Радафлекс» фірми «Боленц» (ФРН) з номінальними моментами до 1 кН·м закручуються на кут $5,5^\circ$. Схожі за конструктивними рішеннями пружні муфти фірми «Вулкан» (ФРН) мають гумокордні елементи змінного профілю, виготовляються на номінальні моменти до 34 кН·м і допускають трикратне короточасне перевантаження. Через подібність конструктивних рішень із муфтою «Радафлекс», варто очікувати, що номінальний кут закручування цих муфт при номінальних навантаженнях також близький до $5,5^\circ$, а їхня номінальна жорсткість

$$C = \frac{180 M_H}{\pi \alpha_M} \approx 10,42 M_H, \text{ кН}\cdot\text{м}.$$

Для пневмобалонних муфт фірми «Вулкан» номінальні моменти перебувають в межах 2,5...370 кН·м, а номінальні кути закручування – в межах $4,2...20^\circ$. Орієнтовна жорсткість пневмобалонних муфт

$$C = 0,1056 M_H^2 - 0,9048 M_H + 67,5, \text{ кН}\cdot\text{м}.$$

Особливої уваги заслуговують муфти фірми «Куль», які випускаються двох типів. З гумовими кулями їх виготовляють на номінальні моменти до 320, а із циліндрами – до 640 кН·м. Частоти обертання Муфти з кулями допускають кут закручування до $\alpha_M = 16^\circ$ і мають гарну компенсаційну здатність. Припустимий кутовий зсув валів – до 10° . Орієнтовно їх номінальна жорсткість

$$C_{II} = \frac{180M_n}{\pi\alpha_M} = 3,582M_n, \text{ кН}\cdot\text{м}.$$

З інших типів пружних муфт, придатних для використання в приводах млинів, слід зазначити муфти із пружними елементами в вигляді гумових вкладишів. Номінальний кут закручування таких муфт – декілька градусів, тобто вони досить жорсткі. Подібні і муфти із вкладишами фірми «Флендер» (ФРН). Муфти виготовляють для моментів від 0,04 до 100 кН·м. Безперечно, гарні властивості будуть мати приводи із проміжними валами в вигляді пучка розподілених пружних елементів малої жорсткості й підвищеною й регульованою здатністю демпфірувати коливання, однак вони складні конструктивно.

Виконаний порівняльний аналіз жорсткості промислових пружних муфт дав можливість зробити певні узагальнення. Найменш жорсткі муфти фірми «Куль» і «Спирофлекс». При незначних обертальних моментах з ними конкурують пневмобалонні муфти фірми «Вулкан». Найжорсткіші муфти з гумовими вкладишами.

Визначення коефіцієнта в'язкого тертя

Для двомасової системи із жорсткістю еквівалентний коефіцієнт зусиль в'язкого опору

$$\mu = \frac{\psi}{2\pi} \sqrt{\frac{C J_1 J_2}{J_1 + J_2}},$$

де C – жорсткість пружного елемента;

J_1, J_2 – моменти інерції двигуна й млина;

ψ – коефіцієнт поглинання.

Експериментально коефіцієнт поглинання можна визначити по двох послідовних амплітудах (k -ій і $(k+1)$ -ій) загасаючих коливань пружного моменту на осцилограмі. В цьому випадку коефіцієнт поглинання

$$\psi = 1 - \frac{A_{k+1}^2}{A_k^2},$$

де A_k, A_{k+1} – амплітуди двох послідовних коливань.

Проф. Виноградов Б.В. повідомляє про результати експериментального визначення наведених коефіцієнтів поглинання енергії коливань в механічних системах ряду приводів рудорозмельних млинів із пружними муфтами, які виконані на підставі осцилограм обертального моменту при вільному вибігу. Коефіцієнт поглинання знаходився в межах 0,66...0,87.

2.4.3 Контроль струмів та напруг живлення обмоток двигуна

Розроблений алгоритм програмного керування збудником вимагає контролю струмів та напруг обмоток двигуна для оцінювання ступеню їх нагрівання. Сучасна теорія електричних машин і електроприводу базується на основі подання електромагнітних величин векторами. Це дозволяє не тільки отримати компактний запис рівнянь, але також побудувати ефективні системи векторного керування. Тому контроль за напругою та струмом статора доцільно здійснювати за допомогою узагальненого просторового вектору, під яким будемо розуміти вектор, проекції якого на осі фазних обмоток у будь-який момент часу дорівнюють миттєвим значенням фазних величин, що представляються цим вектором.

Синхронні електричні двигуни змінного струму, що використовуються для приводу млина, призначені для роботи в трифазних мережах. При вимірюванні (контролі) напруги та струмів обмоток статора приймаємо припущення про симетричність обмоток, оскільки згідно цього припущення розраховано параметри

машини і визначається напруга керування обмоткою збудження.

Синусоїдність розподілу дозволяє представити МРС або пропорційні їм струми узагальненим просторовим вектором на площині, перпендикулярній вісі ротора машини (рис.8).

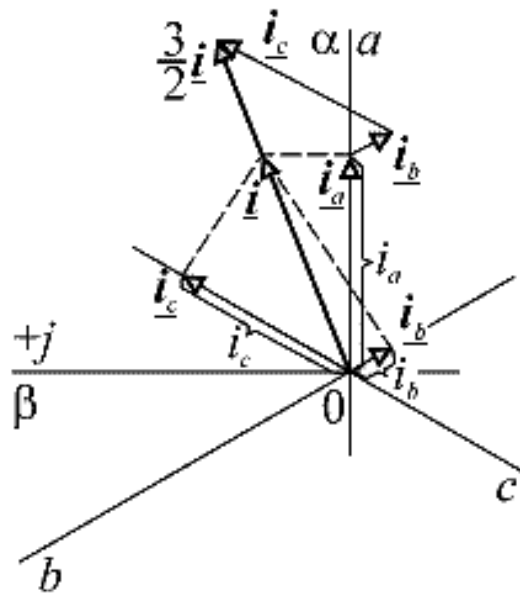


Рисунок 2.8 – Синтез узагальненого вектору струму \underline{i} та розкладання його на фазні струми

Якщо струм в кожній обмотці представити вектором $(\underline{i}_a, \underline{i}_b, \underline{i}_c)$, модуль якого дорівнює миттєвому значенню струму (i_a, i_b, i_c) , а напрям співпадає з віссю обмотки, і скласти ці вектори, то ми отримаємо просторовий вектор струму $3\underline{i}/2$. Модуль цього вектора у півтора рази більший модуля вектора \underline{i} , проєкції якого на осі фазних обмоток дорівнюють миттєвим значенням фазних струмів i_a, i_b, i_c . Отже, для того, щоб цей вектор відповідав даному вище визначенню, його потрібно зменшити в півтора рази, помноживши на коефіцієнт $2/3$. В загальному випадку m -фазної системи обмоток модуль сумарного вектора в $m/2$ разів більше модуля

узагальненого вектора i , відповідно, коефіцієнт, на який потрібно помножити результат додавання дорівнює $2/m$.

Для спрощення математичних операцій координати точки будь-якої площини можна у вигляді комплексного числа. Тоді, поєднавши дійсну вісь площини узагальнених векторів з віссю обмотки фази a , можна записати описані вище операції побудови узагальненого вектора струму у вигляді:

$$i = \frac{2}{3}(\underline{i}_a + \underline{i}_b + \underline{i}_c) = \frac{2}{3}(i_a + i_b a + i_c a^2), \quad (2.41)$$

де $a = e^{j \cdot 2 \cdot \pi / 3} = -\frac{1}{2} + j \cdot \frac{\sqrt{3}}{2}$ – оператор трифазної системи;

$\underline{i}_a = i_a$; $\underline{i}_b = i_b \cdot a$; $\underline{i}_c = i_c \cdot a^2$ – вектори фазних струмів;

i_a, i_b, i_c – миттєві значення струмів відповідних обмоток.

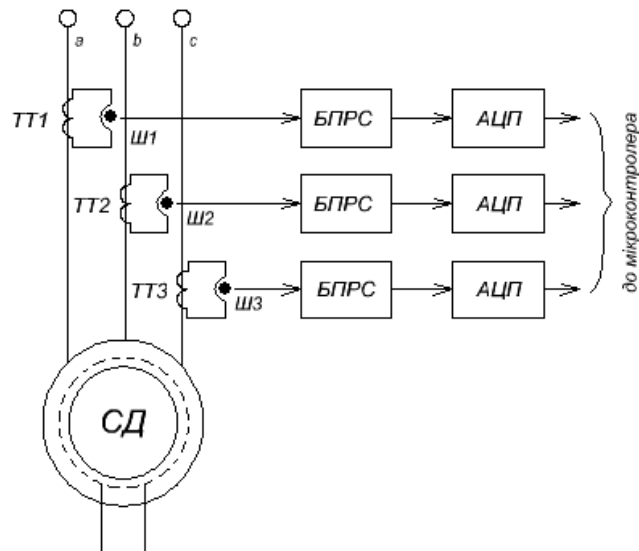
Позначення вектора рядковим символом прийняте для зазначення того, що його координати є функціями часу аналогічно тому, як рядкові символи при позначенні скалярних величин вказують на миттєве значення цих величин.

Основна властивість симетрії фазних величин полягає в рівності нулю суми фазних операторів. Для трифазної системи це очевидно з рівності

$$a^0 + a^1 + a^2 = 1 + a^1 + a^2 = 1 - \frac{1}{2} + j \cdot \frac{\sqrt{3}}{2} - \frac{1}{2} - j \cdot \frac{\sqrt{3}}{2} = 0.$$

Розрахунок узагальненого вектора напруги статора проводиться подібно розрахунку вектора струму статора. Отже, робимо висновок, що для визначення струму та напруги статора необхідно вимірювати миттєві значення фазних струмів та напруг статора.

Вимірювання миттєвих значень струму обмотки статора СД виконується відповідно до функціональної схеми, яка наведена на рис. (2.9).



ТТ1, ТТ2, ТТ3 – трансформатори струму;
 Ш1, Ш2, Ш3 – шунти змінного струму;
 БПРС – блок погодження рівнів сигналів;
 АЦП – аналогово-цифровий перетворювач

Рисунок 2.9 – Функціональна схема вимірювання
 миттєвих струмів обмотки статора

Для виміру миттєвих значень струму доцільно використовувати трансформатори струму ТПОФ 600x5, розраховані на напругу 6 кВ, що входять до складу збудника ТЕ8-320/150Т-5У4, який використовується в цьому приводі. Для перетворення сигналів струму в сигнали напруги на вихід трансформаторів струму підключаються шунти змінного струму Р3040, що перетворюють струм вторинної обмотки трансформаторів (I_2) 5 А в напругу (U_w) 75 мВ. Потім блок погодження рівнів сигналів підсилює сигнал до рівня $U_a=2,5$ В. Після чого цей сигнал подається на вхід АЦП.

При такій організації вимірювань струмів код АЦП (N_A) для кожної фази дорівнює:

$$N_{Aa} = i_a \cdot k_{TT1} \cdot k_{u1} \cdot k_{noz1} \cdot k_{A1} + N_{3M1}^A; \quad (2.42)$$

$$N_{Ab} = i_b \cdot k_{TT2} \cdot k_{u2} \cdot k_{noz2} \cdot k_{A2} + N_{3M2}^A; \quad (2.42')$$

$$N_{Ac} = i_c \cdot k_{TT3} \cdot k_{u3} \cdot k_{noz3} \cdot k_{A3} + N_{3M3}^A, \quad (2.42'')$$

де i_a, i_b, i_c – миттєві значення фазних струмів відповідної фази;
 $k_{TT1}, k_{TT2}, k_{TT3}$ – коефіцієнти трансформації трансформаторів струму відповідної фази;
 k_{u1}, k_{u2}, k_{u3} – коефіцієнти передачі шунта відповідної фази;
 $k_{noz1}, k_{noz2}, k_{noz3}$ – передаточні коефіцієнти блоків погодження рівнів сигналів;
 k_{A1}, k_{A2}, k_{A3} – передаточні коефіцієнти АЦП;
 $N_{3M1}^A, N_{3M2}^A, N_{3M3}^A$ – коди зміщення АЦП.

Оскільки для кожної фази використовуються однакові складові, то

$$k_{TT} = k_{TT1} = k_{TT2} = k_{TT3};$$

$$k_{uu} = k_{u1} = k_{u2} = k_{u3};$$

$$k_{noz} = k_{noz1} = k_{noz2} = k_{noz3};$$

$$k_A = k_{A1} = k_{A2} = k_{A3};$$

$$N_{3M}^A = N_{3M1}^A = N_{3M2}^A = N_{3M3}^A.$$

Реальні миттєві значення струмів:

$$i_a = \frac{N_{Aa} - N_{3M}^A}{k_{TT} \cdot k_{uu} \cdot k_{noz} \cdot k_A}, \quad (2.43)$$

$$i_b = \frac{N_{Ab} - N_{3M}^A}{k_{TT} \cdot k_{uu} \cdot k_{noz} \cdot k_A}, \quad (2.43')$$

$$i_c = \frac{N_{Ac} - N_{3M}^A}{k_{TT} \cdot k_{uu} \cdot k_{noz} \cdot k_A}, \quad (2.43'')$$

причому

$$k_{TT} = \frac{I_2}{I_1}, \quad (2.44)$$

де I_1, I_2 – номінальні струми вимірювального трансформатора струму первинної і вторинної обмотки відповідно.

Передаточний коефіцієнт шунта

$$k_{uu} = \frac{U_{uu}}{I_2}, \frac{B}{A}, \quad (2.45)$$

де U_{uu} – напруга на шунті.

Передаточний коефіцієнт погоджувальної схеми

$$k_{noz} = \frac{U_a}{U_{uu}}, \quad (2.46)$$

де U_a – напруга на вході АЦП.

Для визначення k_A приведемо характеристику АЦП розрядністю n_a (рис. 2.10). Передаточний коефіцієнт АЦП

$$k_A = \frac{2^{n_a}}{2 \cdot |U_a^m|} = \frac{2^{n_a-1}}{U_a^m}, \quad (2.47)$$

де U_a^m – максимальна напруга на вході АЦП.

Із рис. 2.10 видно, що коли вхідна напруга дорівнює нулю аналогово-цифровий перетворювач видає значення коду зміщення АЦП, що дорівнює 2^{n_a-1} і

$$N_{зм}^A = 2^{n_a-1}. \quad (2.48)$$

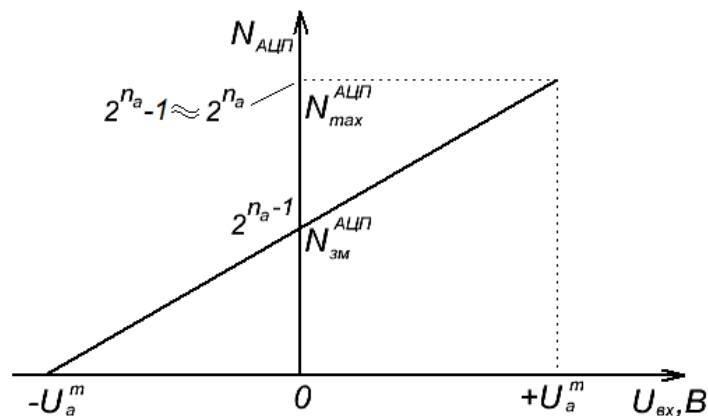


Рисунок 2.10 – Характеристика АЦП розрядністю n_a

Отже маючи код АЦП (N_A) для кожної фази і підставляючи (2.44)-(2.48) в (2.43), (2.43') і (2.43'') відповідно, отримуємо реальні миттєві значення фазних струмів. Для подальшого використання необхідно отримані миттєві значення струмів фази b і c програмно змістити у просторі відповідно на 120° та -120° :

$$\dot{i}_b = i_b \left(-\frac{1}{2} + j \frac{\sqrt{3}}{2} \right);$$

$$\dot{i}_c = i_c \cdot \left(-\frac{1}{2} - j \frac{\sqrt{3}}{2} \right).$$

Точка над струмом означає, що величина комплексна.

Згідно з формулою (2.41):

$$\begin{aligned} \dot{i} &= \frac{2}{3} \left(\dot{i}_a + \dot{i}_b + \dot{i}_c \right) = \frac{2}{3} \left(i_a + i_b \left(-\frac{1}{2} + j \frac{\sqrt{3}}{2} \right) + i_c \left(-\frac{1}{2} - j \frac{\sqrt{3}}{2} \right) \right) = \\ &= \frac{2}{3} \left(i_a - \left(\frac{i_b + i_c}{2} \right) + j \sqrt{3} \left(\frac{i_b - i_c}{2} \right) \right) \end{aligned}$$

Знаходимо амплітуду узагальненого вектора

$$\begin{aligned} I_m &= \frac{2}{3} \sqrt{\left(\frac{2i_a - i_b - i_c}{2} \right)^2 + \left(\frac{\sqrt{3}}{2} (i_b - i_c) \right)^2} = \\ &= \frac{2}{3} \sqrt{\left(\frac{2N_{Aa} - 2N_{3M}^A - N_{Ab} - N_{3M}^A - N_{Ac} - N_{3M}^A}{k_{TT} k_{u} k_{noz} k_A} \right)^2 + \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \left(\frac{N_{Ab} - N_{3M}^A}{k_{TT} k_{u} k_{noz} k_A} - \frac{N_{Ac} - N_{3M}^A}{k_{TT} k_{u} k_{noz} k_A} \right) \right)^2} = \\ &= \frac{2}{3} \sqrt{\left(\frac{2N_{Aa} - 2N_{3M}^A - N_{Ab} + N_{3M}^A - N_{Ac} + N_{3M}^A}{k_{TT} k_{u} k_{noz} k_A} \right)^2 + \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \left(\frac{N_{Ab} - N_{3M}^A - N_{Ac} + N_{3M}^A}{k_{TT} k_{u} k_{noz} k_A} \right) \right)^2}. \end{aligned}$$

Після спрощення отримуємо обчислювальний вираз для

$$I_m = \frac{1}{3k_{TT} k_{u} k_{noz} k_A} \cdot \sqrt{(2N_{Aa} - N_{Ab} - N_{Ac})^2 + (\sqrt{3}(N_{Ab} - N_{Ac}))^2}, \text{ A} \quad (2.49)$$

Фаза узагальненого вектора струму статора визначається як

$$\alpha_i = \arctg\left(\frac{\sqrt{3}(i_b - i_c)}{2i_a - i_b - i_c}\right) = \arctg\left(\frac{\sqrt{3}(N_{Ab} - N_{Ac})}{2N_{Aa} - N_{Ab} - N_{Ac}}\right), \text{ рад.} \quad (2.50)$$

Діюче значення струму, яке буде використаним при визначенні нагрівання обмотки статора, слід визначати як

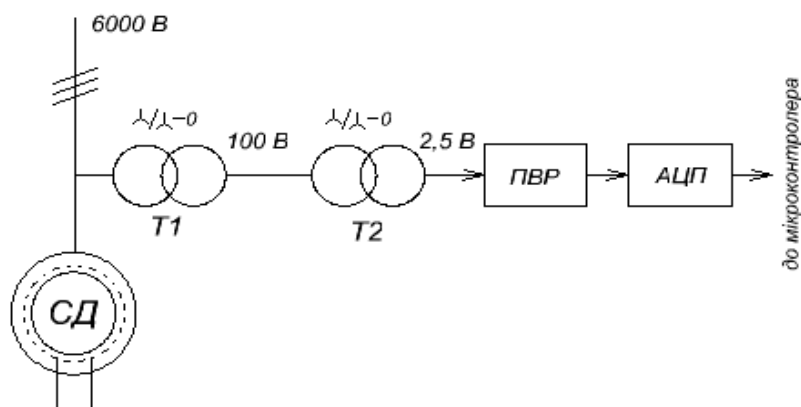
$$I_\partial = \frac{I_m}{\sqrt{2}}, \text{ А.}$$

Оскільки у алгоритмі програмного керування використовують відносні величини, то для отримання відносного струму амплітуду узагальненого вектора за виразом (2.49) необхідно розділити на базовий струм $I_{\partial_{\text{баз}}} = \sqrt{2} \cdot I_n$ (I_n – номінальний струм синхронного двигуна)

$$I_\partial^* = \frac{I_m}{\sqrt{2} I_{\partial_{\text{баз}}}}, \text{ в.о.} \quad (2.51)$$

Контроль миттєвих фазних напруг статора здійснюється згідно функціональної схеми рис. 2.11, для чого можна використати трифазний високовольтний вимірювальний трансформатор НТМИ 6000/100 тиристорного збудника ТЕ8, який дозволяє контролювати лінійні напруги.

Для контролю фазних напруг (які необхідні для визначення узагальненого вектору напруги статора) і зниження рівня вторинної напруги, послідовно із першим трансформатором слід увімкнути додатковий трифазний трансформатор, який знижує напругу 100 В до рівня 2,5 В. При цьому дуже важливим є те, що при експлуатації трансформаторів необхідно щоб кут зміщення по фазі ЕРС обмоток на боці вищої та нижчої напруг дорівнював нулю. Цей кут розуміється як кут між ЕРС обмоток ВН і НН, що виміряні на однойменних виводах; наприклад, між ЕРС обмотки А і В і ЕРС обмотки НН на виводах а і b.



T1 – трифазний трансформатор напруги 6000/100;

T2 – трифазний трансформатор напруги 100/2,5;

ПВР – два послідовно з'єднаних вимірювальних резистора;

АЦП – аналогово-цифровий перетворювач

Рисунок 2.11 – Функціональна схема вимірювання миттєвих напруг обмотки статора

Відомо, що трифазний трансформатор зі схемою з'єднання Y/Y з маркуванням виводів як показано на рис. 2.12 відноситься до групи 0 і позначається Y/Y-0 (фазна ЕРС a_x співпадає за напрямком з фазною ЕРС Ax ; b_y співпадає з BY , $c_z \rightarrow CZ$, лінійна ЕРС ab співпадає з AB). Це означає, що обмотки зчеплені з одним і тим самим потоком Φ , а ЕРС, позначені однаковими буквами, будуть знаходитись в одній фазі, тобто зміщення векторів ЕРС відсутнє. Слід зазначити, що для отримання миттєвих значень фазних напруг вторинні обмотки трансформатора, який знижує напругу 100 В до рівня 2,5 В, навантажуються двома послідовно з'єднаними вимірювальними ситалофольговими резисторами МР3000 з опором 1,0 кОм. Ці резистори відрізняються високою стабільністю опору, низьким температурним коефіцієнтом опору, високою точністю підстроювання, відсутністю струмових шумів і допустимим відхиленням від номінального значення не більше 0,1%.

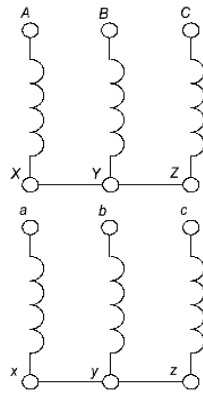


Рисунок – 2.12 Маркування виводів трансформатора для схеми з'єднання Y/Y-0

Таке з'єднання дозволяє лінеаризувати характеристику залежності напруги вторинної обмотки від первинної і зменшити амплітуду сигналу до рівня, який забезпечує струм 5 мА. При такій організації вимірювань напруг код АЦП (N_A) для кожної фази визначаються як:

$$N_{Aa} = u_a \cdot k_{T1} \cdot k_{T2} \cdot k_{ПВР} \cdot k_A + N_{3м}^A; \quad (2.52)$$

$$N_{Ab} = u_b \cdot k_{T1} \cdot k_{T2} \cdot k_{ПВР} \cdot k_A + N_{3м}^A; \quad (2.52')$$

$$N_{Ac} = u_c \cdot k_{T1} \cdot k_{T2} \cdot k_{ПВР} \cdot k_A + N_{3м}^A, \quad (2.52'')$$

де u_a, u_b, u_c – миттєві значення фазних напруг відповідної фази;

k_{T1} – коефіцієнт трансформації трансформатора Т1;

k_{T2} – коефіцієнт трансформації трансформатора Т2;

$k_{ПВР}$ – передаточний коефіцієнт послідовно з'єднаних вимірювальних резисторів;

k_A – передаточний коефіцієнт АЦП;

$N_{3м}^A$ – код зміщення АЦП.

Миттєві значення напруг:

$$u_a = \frac{N_{Aa} - N_{3m}^A}{k_{T1} \cdot k_{T2} \cdot k_{ПВР} \cdot k_A}; \quad (2.53)$$

$$u_b = \frac{N_{Ab} - N_{3m}^A}{k_{T1} \cdot k_{T2} \cdot k_{ПВР} \cdot k_A}; \quad (2.53')$$

$$u_c = \frac{N_{Ac} - N_{3m}^A}{k_{T1} \cdot k_{T2} \cdot k_{ПВР} \cdot k_A}, \quad (2.53'')$$

причому, коефіцієнти трансформації трансформаторів:

$$k_{T1} = \frac{U_2^{T1}}{U_1^{T1}},$$

$$k_{T2} = \frac{U_2^{T2}}{U_1^{T2}},$$

де U_1^{T1}, U_2^{T1} – первинна і вторинна напруги трансформатора Т1;

U_1^{T2}, U_2^{T2} – первинна і вторинна напруги трансформатора Т2.

$$k_{ПВР} = \frac{U_a}{U_2^{T2}},$$

де U_a – напруга на вході АЦП.

Передаточний коефіцієнт АЦП (k_A) і код зміщення АЦП N_{3m}^A визначаються за формулами (2.47) і (2.48). Подібно до розрахунків струму статора слід отримані значення напруг фази b і c програмно змістити у просторі відповідно на 120° і -120° . Маємо

$$\dot{u}_b = u_b \left(-\frac{1}{2} + j \frac{\sqrt{3}}{2} \right);$$

$$\dot{u}_c = u_c \left(-\frac{1}{2} - j \frac{\sqrt{3}}{2} \right).$$

Згідно виразу (2.1)

$$\begin{aligned} \dot{u} &= \frac{2}{3} \left(\dot{u}_a + \dot{u}_b + \dot{u}_c \right) = \frac{2}{3} \left(u_a + u_b \left(-\frac{1}{2} + j \frac{\sqrt{3}}{2} \right) + u_c \left(-\frac{1}{2} - j \frac{\sqrt{3}}{2} \right) \right) = \\ &= \frac{2}{3} \left(u_a - \left(\frac{u_b + u_c}{2} \right) + j \sqrt{3} \left(\frac{u_b - u_c}{2} \right) \right), \end{aligned}$$

а, отже, амплітуда узагальненого вектора напруги статора

$$\begin{aligned} U_m &= \frac{2}{3} \sqrt{\left(\frac{2u_a - u_b - u_c}{2} \right)^2 + \left(\frac{\sqrt{3}}{2} (u_b - u_c) \right)^2} = \\ &= \frac{1}{3k_{T1} k_{T2} k_{ПВР} k_A} \cdot \sqrt{(2N_{Aa} - N_{Ab} - N_{Ac})^2 + (\sqrt{3}(N_{Ab} - N_{Ac}))^2}, \text{ В.} \quad (2.54) \end{aligned}$$

Для приведення відносних одиниць розділимо амплітуду узагальненого вектора напруги статора на базову напругу

$$U_m^* = \frac{U_m}{U_{\text{баз}}}, \text{ в.о.},$$

де $U_{\text{баз}}$ – базова напруга.

Фаза узагальненого вектора напруги статора

$$\alpha_u = \arctg\left(\frac{\sqrt{3}(u_b - u_c)}{2u_a - u_b - u_c}\right) = \arctg\left(\frac{\sqrt{3}(N_{Ab} - N_{Ac})}{2N_{Aa} - N_{Ab} - N_{Ac}}\right), \text{ рад.} \quad (2.55)$$

Для оцінки ступеню нагрівання обмотки збудження необхідно контролювати її миттєвий струм, а для контролю відповідного потокозчеплення – напругу на її затискачах. Оскільки ці параметри є однофазними, то їх контроль не потребує використання узагальненого вектору. При цьому, як і у випадку обмотки статора, отримані виміряні значення у вигляді кодів АЦП необхідно привести до реальних величин.

Для вимірювання струму збудження і перетворення сигналу струму в напругу використовується шунт 75ШИСВ з номінальним струмом ($I_{ш}$) 600 А. При номінальному струмі на шунті напруга ($U_{ш}$) 75 мВ. Після цього отриманий сигнал $U_{ш}$ підсилюється блоком погодження сигналів до рівня 2,5 В і подається на вхід АЦП. Функціональна схема для контролю струму збудження наведена на рис. 2.13.

Код АЦП при вимірюванні струму обмотки збудження буде дорівнювати

$$N_A = i_{зб} \cdot k_{ш} \cdot k_{ног} \cdot k_A + N_{зм}^A,$$

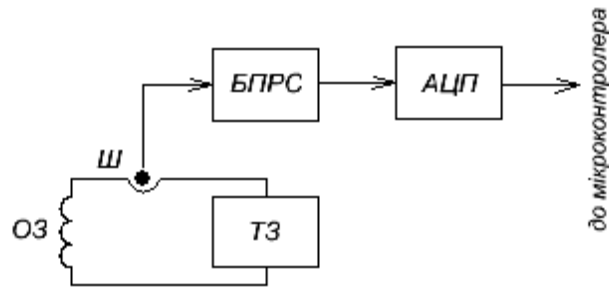
де $i_{зб}$ – миттєве значення струму збудження СД.

Коефіцієнт передачі шунта

$$k_{ш} = \frac{U_{ш}}{I_{fn}}, \text{ Ом,}$$

де I_{fn} – номінальний струм обмотки збудження, А.

Передаточний коефіцієнт БПРС та АЦП і код зміщення АЦП визначаються подібно формулам для фазних струмів статора (2.46), (2.47) і (2.48).



ТЗ – тиристорний збудник;

ОЗ – обмотка збудження;

Ш – шунт;

БПРС – блок погодження рівнів сигналів;

АЦП – аналогово-цифровий перетворювач

Рисунок 2.13– Функціональна схема вимірювання струму збудження

Відповідно миттєве значення величин струму збудження

$$i_{зб} = \frac{N_A - N_{зм}^A}{k_{ш} \cdot k_{ноз} \cdot k_A}, \text{ А.}$$

А відносне приведенне до обмотки статора її значення:

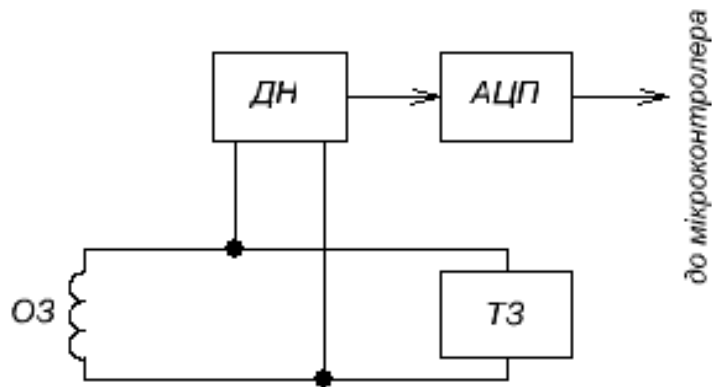
$$i_{зб}^* = \frac{N_A - N_{зм}^A}{k_{ш} \cdot k_{ноз} \cdot k_A \cdot I_{баз} \cdot k_i}, \text{ в.о.},$$

де $I_{баз}$ – базовий струм;

k_i – коефіцієнт приведення струму (див. п. 2.2.3).

Контроль напруги збудника здійснюється датчиком напруги ДНХ, який призначений для вимірювання напруги постійного та змінного струму промислової частоти, що складається з корпусу і печатної плати з кільцевим магнітопроводом. В

зазорі магнітопроводу розташовується спеціальний датчик Холла для отримання сигналу, пропорційного магнітній індукції. Функціональна схема вимірювання напруги збудження показана на рис. 2.14.



ТЗ – тиристорний збудник;

ОЗ – обмотка збудження;

ДН – датчик напруги;

АЦП – аналогово-цифровий перетворювач

Рисунок 2.14 – Функціональна схема вимірювання напруги збудника

Оскільки вимірювання напруги здійснюється датчиком і у використанні БПРС не має потреби, то код АЦП при вимірюванні напруги обмотки збудження дорівнює $N_A = u_{зб} \cdot k_{дн} \cdot k_A + N_{зм}^A$ ($u_{зб}$ – миттєве значення напруги збудження, $k_{дн}$ – коефіцієнт датчика напруги), причому

$$k_{дн} = \frac{U_{fn}}{U_A},$$

де U_{fn} – номінальна напруга обмотки збудження, В;

U_A – номінальна напруга на вході АЦП, В.

Відповідно напруга збудника

$$u_{зб} = \frac{N_A - N_{зм}^A}{k_{дн} \cdot k_{ноз} \cdot k_A}, \text{ В,}$$

а її відносне значення

$$u_{зб}^* = \frac{N_A - N_{зм}^A}{k_{дн} \cdot k_{ноз} \cdot k_A \cdot U_{баз} \cdot k_u}, \text{ в.о.,}$$

де $U_{баз}$ – базова напруга, В;

k_u – коефіцієнт приведення напруги до обмотки статора.

Визначення кута повороту ротора

Програмне керування двигуном полягає в формуванні вихідної напруги збудника за відповідним законом, яка залежить від кутового розташування ротора γ . Останнє можна визначити за допомогою векторної діаграми на рис. 2.15.

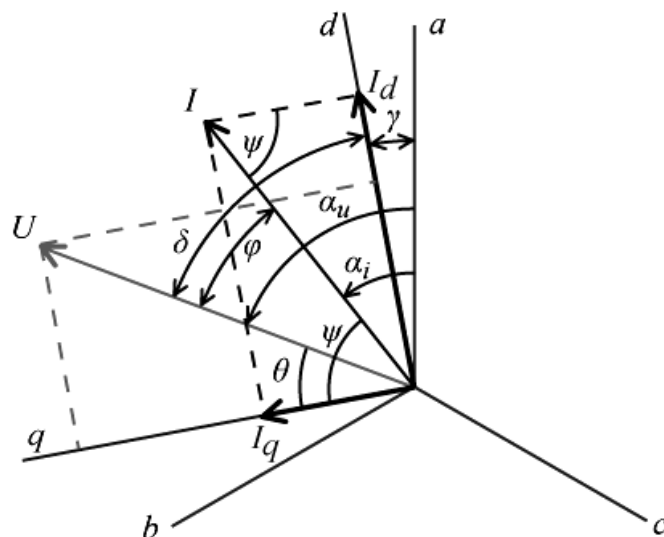


Рисунок 2.15– До визначення кутового розташування ротора

Розраховуючи узагальнені вектори напруги та струму статора за вимірними значеннями згідно формул (2.49), (2.50), (2.54), (2.55) визначаємо амплітуди векторів I_m і U_m (або їх діючі значення I і U) та їх кутове розташування (α_i і α_u) відносно осі фази a . Після чого кут між векторами напруги та струму визначається як

$$\varphi = \alpha_u - \alpha_i. \quad (2.56)$$

Згідно векторної діаграми двигуна кут навантаження двигуна становить

$$\theta = \psi - \varphi, \quad (2.57)$$

де кут ψ знаходиться відповідно до поточних вимірних значень напруги та струму за виразом

$$\psi = \operatorname{arctg} \left(\frac{U \cdot \sin(\varphi) - I \cdot x_q}{U \cdot \cos(\varphi) - I \cdot r_a} \right), \text{ рад.} \quad (2.58)$$

Кут між вектором напруги та поздовжньою віссю d визначається як

$$\delta = \frac{\pi}{2} - \theta. \quad (2.59)$$

Отже, відповідно до рис. 2.15 2.26 кутова відстань ротора відносно фази a

$$\gamma = \alpha_u - \delta. \quad (2.60)$$

Підстановкою значень кутів (2.56)-(2.59) в (2.60) отримуємо

$$\gamma = \alpha_u - \frac{\pi}{2} + \operatorname{arctg} \left(\frac{U \cdot \sin(\alpha_u - \alpha_i) - I \cdot x_q}{U \cdot \cos(\alpha_u - \alpha_i) - I \cdot r_a} \right) - (\alpha_u - \alpha_i) =$$

$$= \alpha_i - \frac{\pi}{2} + \arctg\left(\frac{U \cdot \sin(\alpha_u - \alpha_i) - I \cdot x_q}{U \cdot \cos(\alpha_u - \alpha_i) - I \cdot r_a}\right), \text{ рад.} \quad (2.61)$$

Таким чином, скориставшись вимірними напругою і струмом двигуна за формулою (2.61) можливо визначити кутове розташування ротора.

2.5 Розробка алгоритмів з метою зменшення впливу нестабільності параметрів синхронного двигуна

2.5.1 Загальні засади

Робота синхронних двигунів супроводжується процесом виділення теплової енергії в обмотках статора, пусковій та збудження, що є наслідком протікання в цих обмотках струмів і втрат енергії в їх активних опорах. Значною мірою це актуально в перехідних режимах пуску, оскільки вони супроводжуються протіканням значних пускових струмів. А це спричиняє зростання активних опорів обмоток, через що змінюються електричні постійні часу, і, відповідно динамічні характеристики двигуна.

В п. 2.5.2 наведені теоретичні положення щодо визначення характеру змінювання активного опору обмоток двигуна внаслідок нагрівання через протікання по ній струму. Показані особливості механізму визначення активних опорів обмоток двигуна та розрядного опору відповідно до розрахованих значень струмів згідно методики, яка викладена в п. 2.4.3, та використання еталонної моделі.

В п. 2.5.3 наведені результати дослідження впливу нагріву обмоток серійного двигуна потужністю 4000 кВт із традиційною пусковою обмоткою та розрядним опором в 1.6 Ом згідно рекомендацій заводу-виготівника двигуна на їх опори в процесі розганяння двигуна, послідовно показаний ступінь впливу нагрівання кожної з обмоток, що розглядаються. Доведена обов'язкова необхідність врахування нагріву при моделюванні двигуна та розрахунку його механічних характеристик і пускових властивостей.

2.5.2 Активні опори обмоток двигуна та розрядного реостату

Внаслідок нагрівання обмоток синхронного двигуна змінюються їх активні опори. При цьому від активних опорів значною мірою залежать динамічні властивості двигуна, оскільки вони визначають величину постійних часу обмоток. Активні опори також істотно впливають на енергетичні показники системи (зокрема, на втрати потужності) та на форму пускової механічної характеристики двигуна. Електричні втрати в синхронному двигуні складають велику частку загальних втрат в електромеханічній системі. Врахування нестабільності активних опорів обмоток в математичній моделі двигуна підвищує її адекватність і достовірність отриманих результатів. А врахування змінювання опорів обмоток в алгоритмі керування збудником із використанням мікропроцесорної системи за певних умов може повніше використати можливості програмного керування.

Умови нагрівання окремих частин машини різні [57]. Більшому нагріванню піддаються частини обмоток, що розташовані у внутрішніх зонах машини. Виділення теплоти в різних режимах роботи також неоднакове, і тому напрям теплових потоків в середині машини не є постійним. При холостому ході теплота передається від більш нагрітої сталі двигуна до його обмоток, а в навантаженому стані обмотки більш нагріті ніж сталь, і напрям теплового потоку зворотній.

Перелічені обставини значно ускладнюють теплові розрахунки, тому для наближеної оцінки теплового стану обмоток синхронного двигуна підчас пуску прийнято низку припущень: 1) двигун розглядається як однорідне тіло, що має нескінченно велику теплопровідність з однаковою температурою у всіх точках виділення теплоти; 2) тепловіддача в навколишнє середовище відсутня внаслідок швидкого протікання процесу пуску порівняно з тепловою сталою часу двигуна; 3) при розгляді нагрівання окремих частин (наприклад, обмоток) двигуна, його теплоємність, потужність теплових втрат і тепловіддача не залежать від температури суміжних частин.

Втрати потужності в обмотці двигуна за рахунок нагрівання в загальному випадку можна визначити як

$$P = I^2 \cdot R, \text{ Вт.}$$

Для визначення температури перегрівання, на яку нагрілася обмотка при проходженні по ній струму за певний час, скористаємось питомою теплоємністю

$$c = \frac{Q}{m \cdot \tau}, \frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot \text{К}}, \quad (2.62)$$

де Q – кількість тепла, яку отримала мідь обмотки при нагріванні, Дж;
 m – маса міді ротора двигуна (вказана в клієнтському формулярі), кг;
 τ – перевищення температури над t_x° , К.

Питома теплоємність міді $c_{Cu} = 380 \frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot \text{К}}$. Потужність – це кількість енергії за одиницю часу t , тобто

$$[\text{Вт}] = \left[\frac{\text{Дж}}{\text{с}} \right] \Rightarrow P = \frac{Q}{t},$$

а тому відповідна їй кількість тепла

$$Q = P \cdot t, \text{ Дж.} \quad (2.63)$$

Після цього за формулою (2.62) знаходимо перевищення температури за певний час t над температурою t_x°

$$\tau = \frac{Q}{m \cdot c}.$$

Підставивши в отриманий вираз послідовно (2.63) і загальні втрати потужності отримаємо перевищення температури за час розрахунку

$$\tau = \frac{I^2 R}{m \cdot c} t. \quad (2.64)$$

Розділивши обидві частини рівняння на час t та перейшовши до нескінченно малих прирощень часу dt отримаємо диференційне рівняння для перевищення температури в функції часу:

$$\frac{d\tau}{dt} = \frac{I^2 R}{m \cdot c}. \quad (2.65)$$

Опір обмотки внаслідок нагрівання через протікання струму

$$R = R_x \cdot (1 + \tau \cdot \alpha_1), \text{ Ом}, \quad (2.66)$$

де R_x – значення опору при температурі t_x° холодних обмоток;

α_1 – температурний коефіцієнт опору міді [58] при температурі t_x° .

Активні опори для синхронних двигунів, які вказані в формулярі приводять при $t_x^\circ = 15^\circ\text{C}$

$$\alpha_1 = \frac{1}{235 + t_x^\circ}. \quad (2.67)$$

Для статора втрати потужності визначаються з урахуванням трифазної обмотки:

$$P_c = 3I_c^2 R_1, \text{ Вт} \quad (2.68)$$

де I_c – діючий струм статора, А;

R_1 – активний опір обмотки статора, Ом.

З урахування потужності втрат обмотки статора (2.68) та діючого значення струму, розрахованого за амплітудою перегрів обмотки

$$\frac{d\tau_c}{dt} = \frac{3 \cdot (I_c^m / \sqrt{2})^2 \cdot R_1}{m_c \cdot c_{Cu}}. \quad (2.69)$$

При розрахунку необхідно брати дійсний опір в Ом, який розраховано на попередньому кроці. Тут m_c – маса обмотки статора, кг.

Поточне значення опору обмотки статора при нагріванні визначається як

$$R_1 = R_{1x} \cdot (1 + \alpha_1 \cdot \tau_c), \text{ Ом}, \quad (2.70)$$

де R_{1x} – опір обмотки статора при температурі холодних обмоток t_x° , Ом;

τ_c – перевищення температури обмотки над t_x° .

У випадку неприведеної обмотки збудження втрати в ній визначаються як

$$P_f = i_{3\phi}^2 \cdot R_{3\phi}, \text{ Вт}, \quad (2.71)$$

де $i_{3\phi}$ – миттєвий струм обмотки збудження, А;

$R_{3\phi}$ – активний опір обмотки збудження, Ом.

При цьому перегрів визначимо як

$$\frac{d\tau_f}{dt} = \frac{i_{3\phi}^2 \cdot R_{3\phi}}{m_{3\phi} \cdot c_{Cu}}, \quad (2.72)$$

де $m_{3\phi}$ – маса обмотки збудження, кг.

Як і при розрахунку опору статора визначимо миттєвий неприведений опір обмотки збудження під час нагрівання як

$$R_{3\phi} = R_{3\phi x} \cdot (1 + \alpha_1 \cdot \tau_f), \text{ Ом}, \quad (2.73)$$

де $R_{3\phi x}$ – опір обмотки збудження при температурі t_x° холодних обмоток, Ом;

τ_f – перевищення температури обмотки збудження над t_x° .

Розрядний опір, який увімкнено в коло обмотки збудження, гріється тим самим струмом $i_{зб}$, але оскільки розрядний реостат виготовляють з чавуну то його перегрів визначається як

$$\frac{d\tau_{\text{доо}}}{dt} = \frac{i_{зб}^2 \cdot R_{\text{доо}}}{m_{\text{доо}} \cdot c_{\text{чав}}}, \quad (2.74)$$

де $c_{\text{чав}} = 550 \frac{\text{Дж}}{\text{кг} \cdot \text{К}}$ – питома теплоємність чавуну;

$m_{\text{доо}}$ – маса розрядного реостату, кг

Величина неприведеного розрядного опору під час нагрівання:

$$R_{\text{доо}} = R_{\text{доо} \ x} \cdot (1 + \alpha_{\text{чав}} \cdot \tau_{\text{доо}}), \text{ Ом}, \quad (2.75)$$

де $R_{\text{доо} \ x}$ – опір додаткового розрядного резистора при початковій температурі t_x° (холодних обмоток), Ом

$\alpha_{\text{чав}} = 0,001$ – температурний коефіцієнт опору чавуну при температурі t_x° .

Для демпферної обмотки перегрів визначається як

$$\frac{d\tau_k}{dt} = \frac{I_{kd}^2 R_{kd} + I_{kq}^2 R_{kq}}{m_k c_{\text{Cu}}},$$

де m_k – маса демпферної обмотки, кг;

I_{kd} – неприведений діючий струм демпферної обмотки за повздовжньою віссю, А;

I_{kq} – неприведений діючий струм демпферної обмотки за поперечною віссю, А;

R_{kd} – неприведений опір демпферної обмотки за повздовжньою віссю, Ом;

R_{kq} – неприведений опір демпферної обмотки за поперечною віссю, Ом.

Миттєвий неприведений опір демпферної обмотки за повздовжньою віссю

$$R_{kd} = R_{kd\ x} (1 + \alpha_I \tau_k), \text{ в.о.},$$

де $R_{kd\ x}$ – неприведений активний опір демпферної обмотки за повздовжньою віссю при початковій температурі t_x° холодних обмоток, Ом.

Миттєвий неприведений опір демпферної обмотки за поперечною віссю

$$R_{kq} = R_{kq\ x} (1 + \alpha_I \tau_k), \text{ в.о.},$$

де $R_{kq\ x}$ – активний неприведений опір демпферної обмотки за повздовжньою віссю при температурі t_x° холодних обмоток, Ом.

Для приведених обмоток диференційні рівняння для розрахунку перегрівів при моделюванні матимуть нижче наведений вигляд.

Диференційне рівняння для перегріву обмотки статора

$$\frac{d\tau_c}{dt} = \frac{3 \cdot r_a \cdot Z_{\text{баз}} \cdot \left(\frac{i_c \cdot I_b}{\sqrt{2}} \right)^2}{m_c \cdot c_{Cu} \cdot 2 \cdot 50 \cdot \pi},$$

де $r_a = \frac{R_{1x}}{Z_{\text{баз}}} \cdot (1 + \alpha_1 \cdot \tau_c)$ – відносний опір обмотки статора в моделі, в.о.;

i_c – відносний струм обмотки статора в моделі, в.о.;

Диференційне рівняння для перегріву обмотки збудження

$$\frac{d\tau_f}{dt} = \frac{3 r_f Z_{\text{баз}} \left(\frac{i_f I_b}{\sqrt{2}} \right)^2}{m_{\text{зб}} c_{Cu} \cdot 2 \cdot 50 \cdot \pi},$$

де $r_f = \frac{R_{\text{зб}x}}{Z_{\text{баз}}} \cdot k_r (1 + \alpha_I \cdot \tau_f)$ – відносний приведений опір обмотки збудження

в моделі, в.о.,

i_f – приведений відносний струм обмотки збудження моделі, в.о.;

Диференційне рівняння для перегріву обмотки розрядного реостату

$$\frac{d\tau_{\text{доо}}}{dt} = \frac{3 \cdot r_{\text{доо}} \cdot Z_{\text{баз}} \cdot \left(\frac{i_f \cdot I_b}{\sqrt{2}}\right)^2}{m_{\text{доо}} \cdot c_{\text{чав}} \cdot 2 \cdot 50 \cdot \pi},$$

де $r_{\text{доо}} = \frac{R_{\text{доо}x}}{Z_{\text{баз}}} \cdot k_r (1 + \alpha_{1\text{чав}} \cdot \tau_{\text{доо}})$ – приведений опір розрядного реостату, в.о.;

Диференційне рівняння для перегріву демпферної обмотки

$$\frac{d\tau_k}{dt} = \frac{3 \cdot \left(\left(\frac{i_{kd} \cdot I_b}{\sqrt{2}}\right)^2 \cdot r_{kd} \cdot Z_{\text{баз}} + \left(\frac{i_{kq} \cdot I_b}{\sqrt{2}}\right)^2 \cdot r_{kq} \cdot Z_{\text{баз}} \right)}{m_k \cdot c_{\text{Cu}} \cdot 2 \cdot 50 \cdot \pi},$$

де $r_{kd} = \frac{R_{kd x}}{Z_{\text{баз}}} \cdot k_r (1 + \alpha_1 \cdot \tau_k)$ – миттєвий відносний приведений опір демпфер-

ної обмотки за поздовжньою віссю із моделі, в.о.;

$r_{kq} = \frac{R_{kq x}}{Z_{\text{баз}}} \cdot k_r (1 + \alpha_1 \cdot \tau_k)$ – миттєвий відносний приведений опір демпфер-

ної обмотки за поперечною віссю із моделі, в.о.;

i_{kd}, i_{kq} – відносні приведені струми моделі демпферної обмотки за подовжньою та поперечною осями відповідно, в.о.

В мікропроцесорній системі керування приводом при визначенні опорів обмоток двигуна необхідно через однакові проміжки часу контролювати миттєві значення струмів за методикою, яка викладена в п. 2.4.3. Причому, ці проміжки будуть дорівнювати періоду, з яким буде здійснюватись опитування АЦП та виконуватися відповідні розрахунки, тобто кроку обчислень мікроконтролера.

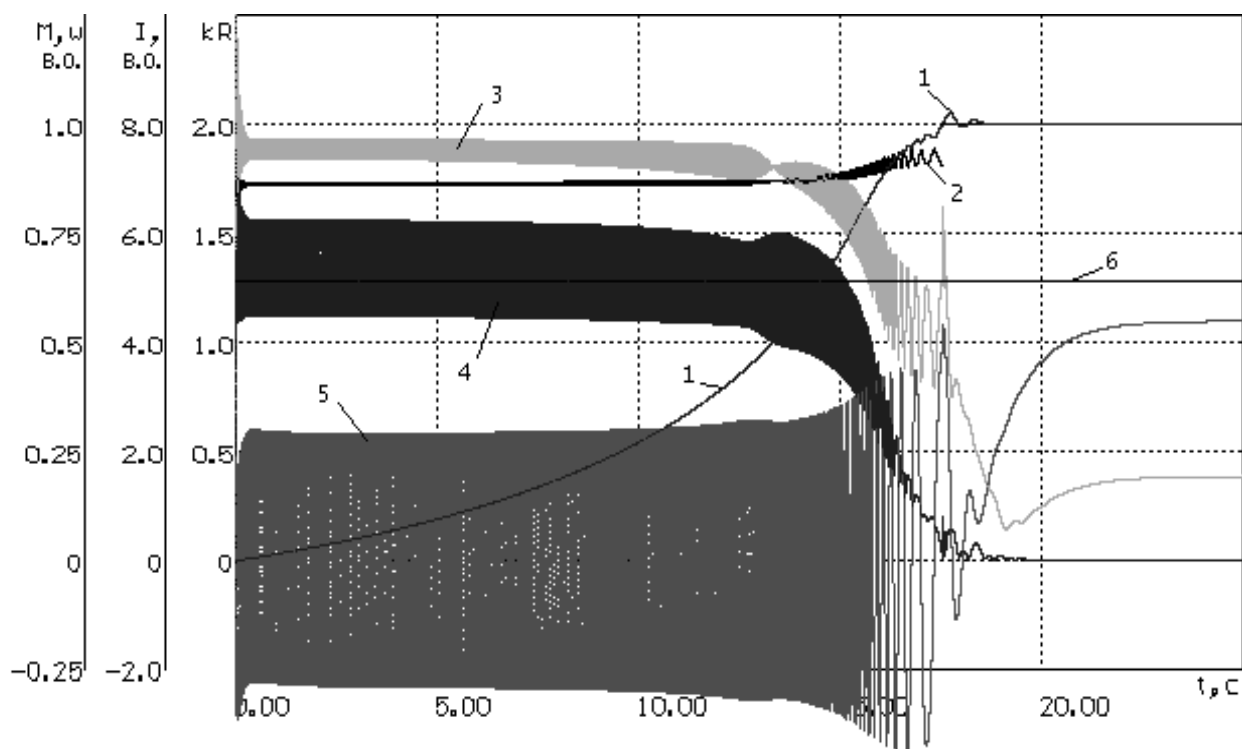
2.5.3 Вплив нагрівання на пускові властивості двигуна

З метою визначення доцільності врахування нагрівання обмоток двигуна під час пуску за методикою, яка викладен в п. 2.5.2, виконане математичне моделювання одномасового приводу із синхронним двигуном 4000 кВт з традиційною пусковою обмоткою. Враховано декларовану заводом-виготівником допустимість за номінального рівня напруги двох прямих пусків двигуна підряд із середнім навантаженням 0,8 від номінального моменту двигуна та максимальною приєднаною масою робочого механізму.

Дослідження виконані за номінальної напруги мережі живлення і зниженої на обмотці статора через використання пускового реактору. Момент статичного навантаження прийнято на рівні 0,75 від номінального моменту двигуна, причому він незмінний впродовж пуску (за більшого моменту привід не синхронізується). Згідно із рекомендацією заводу-виготівника двигуна розрядний опір у колі обмотки збудження прийнято 1,6 Ом.

З метою отримання порівняльних характеристик для оцінки необхідності врахування нагріву обмоток та розрядного опору двигуна на першому етапі дослідження виконане при неврахуванні цього чинника (перегріву). Тобто, прийнято, що активний опір обмоток і розрядного опору незмінний і визначений за даними клієнтського формуляру для температури навколишнього середовища 15°C. Результати дослідження процесу пуску двигуна без врахування нагріву наведені у вигляді залежностей на рис. 2.16.

Видно, що за вибраного зниженого моменту статичного навантаження (0,75 від номінального) двигун успішно розігнався і ввійшов в синхронізм. При цьому пусковий струм двигуна знизився від паспортної кратності 9 до близько 7,5 в.о. Відповідно знизився і струм демпферної обмотки. Разом з тим, термін розганяння до першого досягнення синхронної швидкості склав близько 17,5 с.



- 1 – швидкість двигуна, в.о.;
- 2 – напруга статора, в.о.;
- 3 – струм статора, в.о.;
- 4 – струм демпферної обмотки, в.о.;
- 5 – струм обмотки збудження, в.о.;
- 6 – приведений статичний момент, в.о.

Рисунок 2.16 – Моделювання процесу пуску двигуна потужністю 4000 кВт без врахування нагріву обмоток

З метою отримання оцінки впливу нагрівання обмоток двигуна та розрядного опору на пускові властивості досліджуваного двигуна виконане моделювання процесу розганяння двигуна як під час першого пуску (із холодними обмотками, тобто, з температурою навколишнього середовища) так і другого (повторного) вже при нагрітих під час першого пуску обмотках і розрядному опорі. Характер нагрівання (перегрів) кожної обмотки двигуна та розрядного опору досліджувався окремо за умови адіабатичного процесу нагрівання, тобто, без врахування

охолодження обмоток і реостату внаслідок вентиляції двигуна та теплообміну з навколишнім середовищем (таке припущення допустиме через малу тривалість пуску двигуна і, як наслідок, несуттєву тепловіддачу обмоток). Окрім того, оцінювалися коефіцієнти зростання досліджуваних опорів, тривалість процесу розганяння та напруга на статорі. Результати дослідження – на рис. 2.17.

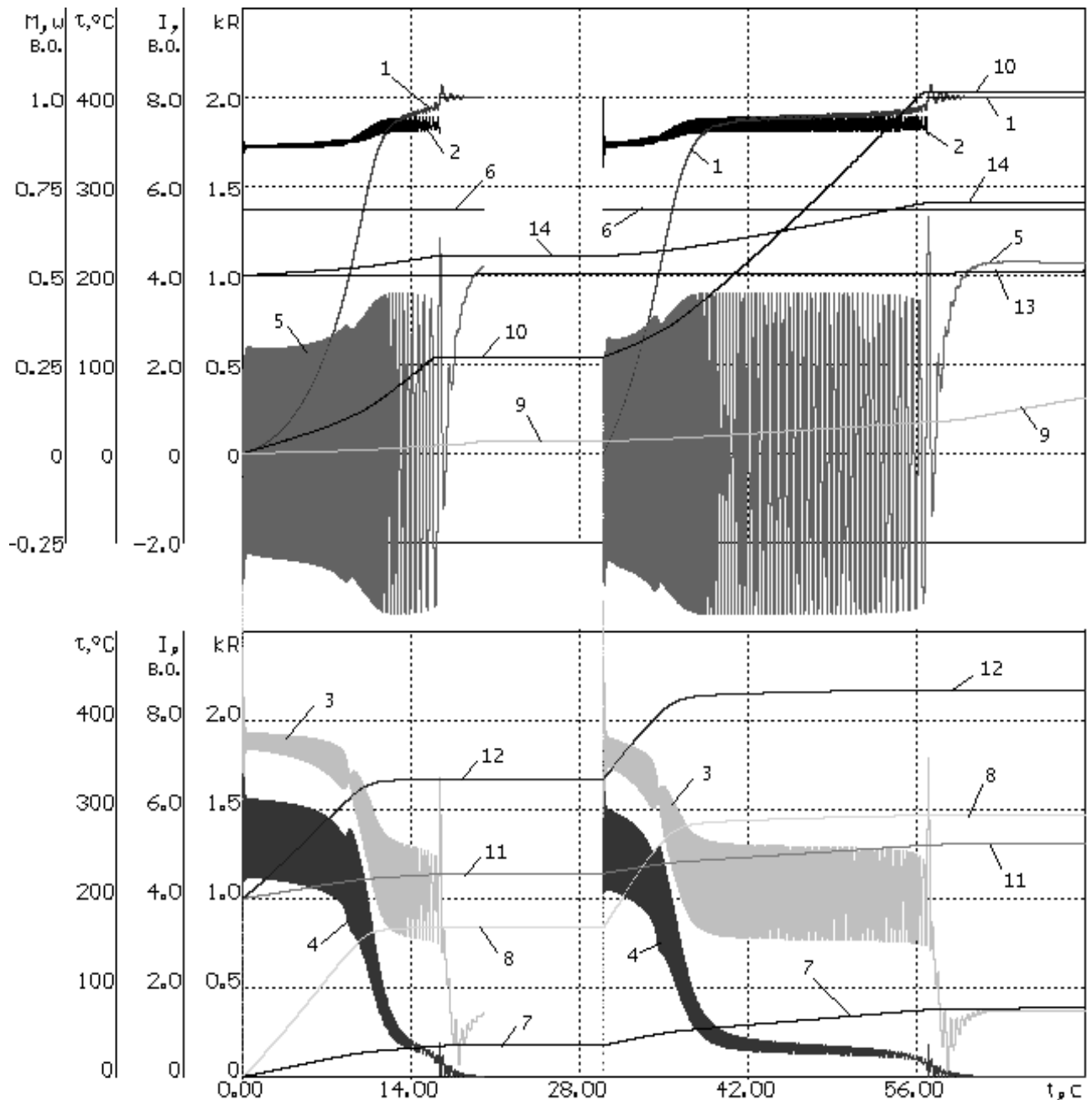


Рисунок 2.17 – Моделювання процесу пуску двигуна потужністю 4000 кВт із врахуванням нагріву обмоток

Видно, що впродовж першого та повторного пусків порівняно з холодним станом (для температури довкілля) опори досліджуваних обмоток і розрядного реостату суттєво змінилися, про що свідчить характер отриманих залежностей.

Так, під час першого пуску перегрів обмотки статора масою 1800 кг склав близько 30 C° , а після другого – вже 78 C° (залежність 7). У підсумку після другого пуску активний опір обмоток статора зріс в 1,31 рази (залежність 11).

Для демпферної обмотки масою 660 кг перегрів за час першого пуску склав близько 170 C° , а в кінці другого – вже 293 C° (залежність 8). У підсумку це зумовило зростання опору обмотки на кінець другого пуску в 2,17 рази (залежність 12). Отже, вельми суттєве зростання опору із відчутним впливом на форму механічної характеристики, а саме – зростає критичне ковзання.

Характер змінювання перегріву вибраного розрядного опору за еквівалентним струмом та з масою лише 7,5 кг свідчить про інтенсивне його нагрівання, хоча і в допустимих межах (залежність 10). Так, за час першого пуску перегрів склав 105 C° , а в кінці другого – вже сягнув допустимого рівня в 400 C° . Відповідно опір розрядного реостату (залежність 14) зріс в 1,1 рази, а після другого – вже в 1,41 рази.

Перегрів обмотки збудження через її вельми значну масу (5300 кг) як в процесі першого, так і другого пуску незначний (залежність 9 із масштабом 10:1). Так, за час першого пуску він склав близько $1,5\text{ C}^\circ$, а після другого (підряд) – близько 4 C° . У підсумку на кінець досліджуваного часу опір обмотки збудження зріс всього в 1,025 рази (залежність 13).

У підсумку можна зробити достатньо виважений висновок про те, що вплив нагрівання обмоток та розрядного опору достатньо значний і суттєво впливає на форму пускової механічної характеристики. Так, час розганяння двигуна з урахуванням нагрівання обмоток і реостату змінився порівняно із результатами моделювання без врахування нагріву. Так, якщо без врахування нагріву тривалість першого пуску становила 17,5 с, то з урахуванням нагріву вона зросла до 18,7 с (залежність 1). Зважаючи на нагрітий (впродовж першого пуску) стан обмоток під

час другого термін розганяння істотно зріс (завдяки підвищеному критичному ковзанні) і вже склав 27 с. Тобто зріс в 1,54 рази.

Характер струму статора (залежність 3), демпферної обмотки (залежність 4), обмотки збудження (залежність 5) та напруги статора (залежність 2) під час першого та повторного запуску свідчать про коректність виконаних досліджень та необхідність врахування теплових процесів при моделюванні динаміки двигуна із статичним навантаженням (наприклад, у вигляді залежності 6).

Таким чином, результатом цього етапу виконаних досліджень пускових режимів двигуна є безумовний висновок про обов'язкове врахування в його моделі температурного стану обмоток та розрядного опору як істотних чинників, які впливають на форму механічної пускової характеристики двигуна. Причому, зростання опорів внаслідок нагрівання сприяє підвищенню електромагнітного моменту в зоні значних ковзань. В той же час в зоні малих ковзань через підвищення внаслідок нагрівання критичного ковзання, жорсткість механічної характеристики істотно знижується, що «затягує» процес досягнення вхідного ковзання з відповідним перегріванням обмоток та зростанням тривалості пуску.

Отримані результати для конкретного розглянутого потужного синхронного двигуна притаманні і іншим, меншої потужності, хоча і можуть мати дещо інші кількісні показники. Очевидно також, що необхідність використання отриманих результатів для корекції відомих алгоритмів програмного керування збудником вимагає додаткових досліджень в умовах конкретної електромеханічної системи. Останнє визначиться рівнем впливу цього чинника на ефективність програмного керування в цілому. Певну користь може принести використання додаткового каналу корекції на основі регуляторів нечіткої логіки, наприклад, за методами Мамдані та Сугено. Перший базується на формуванні бази нечітких множин (терм) зі своїм ступенем приналежності, що визначають вихідний сигнал. При цьому терми формуються на основі експертних знань про об'єкт та його поведінку на керуючий вплив. Метод Сугено відрізняється тим, що нечітка база формується не з термів, а лінійними функціями від значень входів. В обох випадках необхідні достатні знання про об'єкт.

2.6 Вплив нестабільності параметрів приводу на ефективність алгоритмів програмного керування СДЯП

2.6.1 Загальні засади

Нестабільність параметрів та змінних, які входять до алгоритму програмного керування збудником синхронного двигуна за певних умов можуть завадити ефективності програмного керування електромеханічною системою. Насамперед це стосується впливу напруги живлення статора та нагрівання обмоток двигуна, використання, які нагріваються в результаті протікання по них значних струмів під час пуску та регульованого розрядного опору у колі збудження. Отже, слід визначитися із потребою коригування алгоритму програмного керування внаслідок змінювання в процесі пуску зазначених активних опорів. В тому числі виявити, наскільки ефективно використання програмного керування за зниженого рівня живлення обмотки статора. Прийнято, що під час пуску двигуна напруга на статорі знижена через використання пускового реактора, а максимальна напруга збудника через достатню потужність мережі живлення практично не змінюється. Враховано, що для забезпечення надійної синхронізації розрядний опір у колі збудження в зоні малих ковзань слід регулювати з метою отримання можливо більшого електромагнітного моменту.

Таким чином, виявлення ефективності врахування в алгоритмі керування нестабільності активних опорів двигуна в умовах номінальної та зниженої напруги на статорі є важливим завданням з точки зору можливості спрощення керуючого алгоритму та зниження вимог до мікропроцесорної системи програмного керування збудником. При цьому доцільність врахування в алгоритмі змінювання розрядного опору у колі збудження не викликає сумніву. Дослідження виконані на прикладі приводу млина ММС-90х30 з номінальною потужністю привідного синхронного двигуна 4000 кВт.

В п. 2.6.2 наведений приклад вибору розрядного опору у колі збудження та показана ефективність використання алгоритму програмного керування збудником

при прямому пуску синхронного двигуна із підсиленою пусковою обмоткою та регульованим розрядним опором за умови номінального рівня напруги мережі живлення із врахуванням та без врахування в алгоритмі стану активних опорів обмоток двигуна. У підсумку зроблений висновок, що за номінального рівня напруги мережі живлення в алгоритмі керування збудником можливе використання активних опорів обмоток двигуна із номінальним режимом роботи. Час розганяння і перегрів обмоток зменшився порівняно із серійним двигуном.

В п. 2.6.3 досліджена ефективність використання програмного керування збудником із врахуванням та без врахування в алгоритмі нестабільності активних опорів обмоток двигуна за умови зниженої внаслідок використання пускового ректору напруги на статорі та номінальної напруги живлення збудника. Врахована необхідність регулювання розрядного опору в зоні малих ковзань. Підтверджена можливість врахування в алгоритмі активних опорів нагрітих обмоток двигуна та раціональних значень розрядного опору у колі збудження.

2.6.2 Вплив нестабільності активних опорів двигуна на ефективність програмного керування прямим пуском

Нестабільність активних опорів обмоток двигуна виникає внаслідок протікання в обмотках значних пускових струмів. При попередніх дослідженнях в період першого запуску значення активних опорів допустимо прийняти для холодного стану двигуна (тобто прийняти дані із клієнтського формуляру, де наведені опори для температури 15°C). Очевидно, що це найбільш справедливо на початковому етапі пуску, тоді як в робочому (усталеному) режимі та у випадку повторного запуску (при невдалому першому) значення опорів слід приймати з урахуванням нагрівання обмоток (для температури 75°C коефіцієнт збільшення опору міді складає 1,24). Збільшення активних опорів обмоток в наслідок їх нагрівання викликає зростання пускового та зниження вхідного моментів. Значний вплив величини розрядного опору, особливо в зоні малих ковзань, рівень якого повинен обов'язково враховуватися в алгоритмі програмного керування збудником.

Оскільки на цьому етапі роботи досліджується новий тип синхронного двигуна із підсиленою пусковою обмоткою та регульованим, максимально допустимим розрядним опором у колі збудження, то для врахування ступеню його нагрівання слід попередньо оцінити його масу, оскільки остання буде визначати рівень перегріву опору в процесах пуску. З цією метою виберемо ящик розрядних опорів відповідно до еквівалентного за перегрівом тривалого струму для короткочасного режиму

$$I_{en} = I_p \sqrt{1 - e^{-t_p/T}}, \text{ А}$$

де I_p – робочий струм, А;

t_p – тривалість роботи додаткового резистора, с;

T – постійна часу нагрівання додаткового резистора, с.

Для синхронного двигуна, що розглядається, за зниженої на 15% напруги живлення та зазвичай рекомендованого 10-ти кратного по відношенню до опору обмотки збудження розрядному опорі 8,88 Ом очікувана тривалість пуску складає $t_p = 13 \dots 15$ с. Середньоквадратичний струм обмотки збудження за цей час близький до $I_p = 120$ А. Найменша постійна часу нагрівання додаткового резистора, яка наводиться в каталозі $T = 400$ с. Таким чином, еквівалентний за перегрівом тривалий струм

$$I_{en} = 120 \sqrt{1 - e^{-14/400}} = 22,6, \text{ А.}$$

Згідно отриманого еквівалентного струму та даних [59] до використання вибираємо ящики чавунних опорів № 140 із тривалим струмом 29 А, загальним опором $R_{\Sigma} = 5,6$ Ом, опором одного елемента $R_{1e} = 0,14$ Ом, кількістю елементів $n_e = 40$ і загальною масою $m_{\Sigma} = 27,3$ кг. Для отримання необхідного додаткового опору $R_{\text{доп}} = 8,88$ Ом необхідна кількість елементів становить

$$n_{R_{\text{доо}}} = \frac{R_{\text{доо}}}{R_{1e}} = \frac{8,88}{0,14} \approx 63 \text{ шт.}$$

Відповідно маса розрядного опору

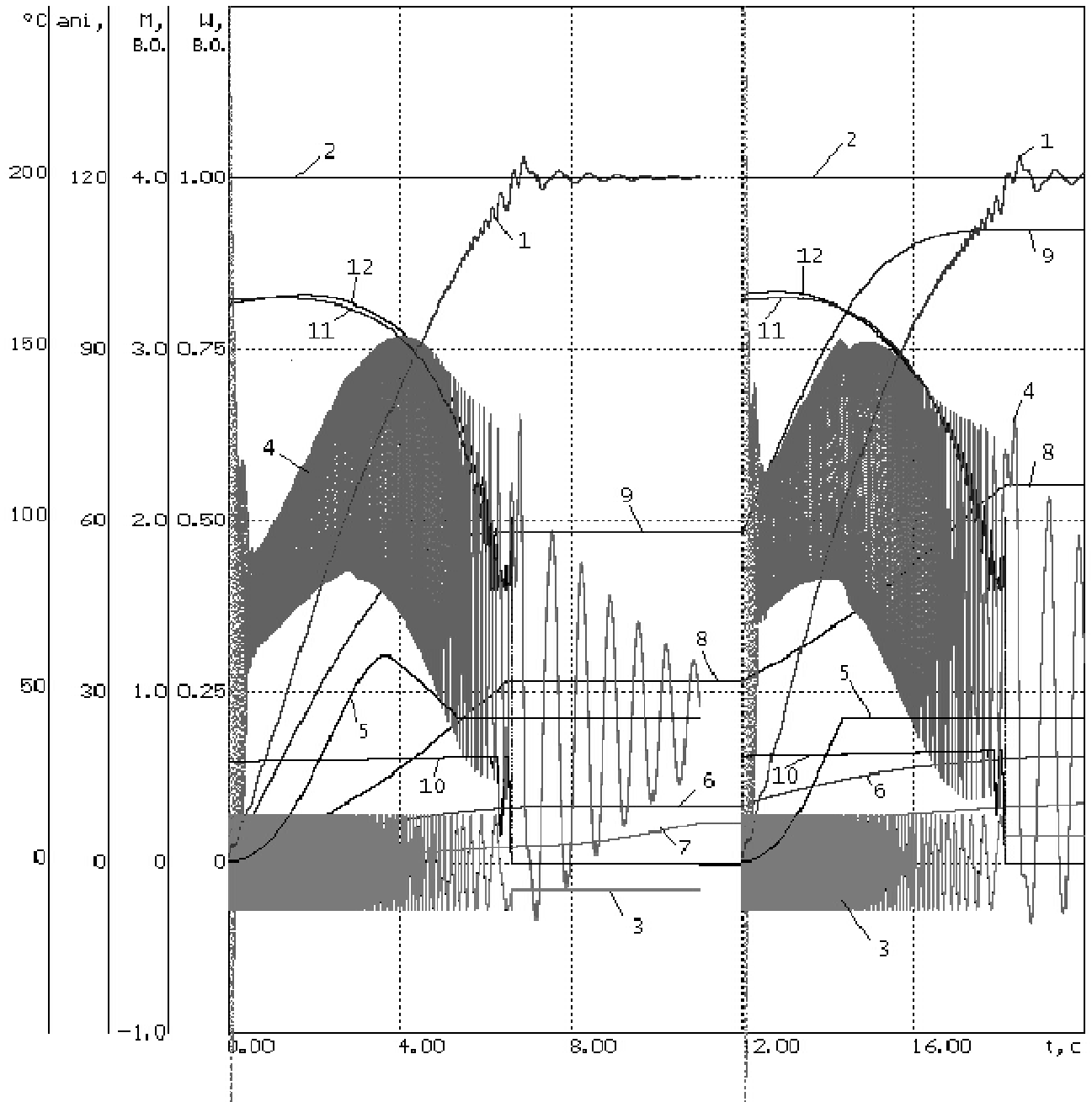
$$m_{R_{\text{доо}}} = \frac{m_{\text{я}}}{n_e} \cdot n_{R_{\text{доо}}} = \frac{27,3}{40} \cdot 63 = 43 \text{ кг.}$$

Теплоємність чавуна, що використовується для елементів вибраного ящика опорів становить близько $c_{\text{чав}} = 550 \text{ Дж}/(\text{кг}\cdot\text{К})$. Температурний коефіцієнт α збільшення опору при нагріванні в межах температур 0-400°C для чавуна постійний і дорівнює $0,001 \text{ } 1/\text{°C}$, тобто в чотири рази менший ніж для міді, а отже секції розрядного реостату нагріватимуться із меншим темпом.

З метою виявлення доцільності врахування в алгоритмі програмного керування ступеня впливу нагрівання обмоток двигуна на рис. 2.18 наведено результати досліджень прямого пуску двигуна за номінального рівня напруги на статорі та регульованого для отримання максимального електромагнітного моменту розрядного опору.

При дослідженні прийнято рівень коефіцієнта форсування напруги збудника 1,75 (як у серійного двигуна), а найбільший опір регульованого розрядного реостату – 8,88 Ом. Нагрівання обмоток двигуна враховане як в процесі першого, так і другого пусків, причому перший здійснено для «злежалого» завантаження барабану, а другий – для його розрихленого, нормального стану. В обох випадках рівень статичного моменту у сталому режимі роботи млина – номінальний, тобто використано привод без запасу потужності.

Із отриманих залежностей на рис. 2.18 видно, що за номінального рівня напруги на статорі під час пуску млина результати використання алгоритму керування збудником із врахуванням в ньому нестабільності активних опорів та без врахування (активні опори в алгоритмі прийнято для нагрітого стану обмоток двигуна із номінальним навантаженням і незмінними) практично не відрізняються.



1, 4, 5 – швидкість та електромагнітний і статичний моменти;

2,3 – напруга статора та збудника;

6, 7, 8, 9 – перегрів статора, обмотки збудження (x10) та пускової і реостату;

10 – результуючий розрядний опір;

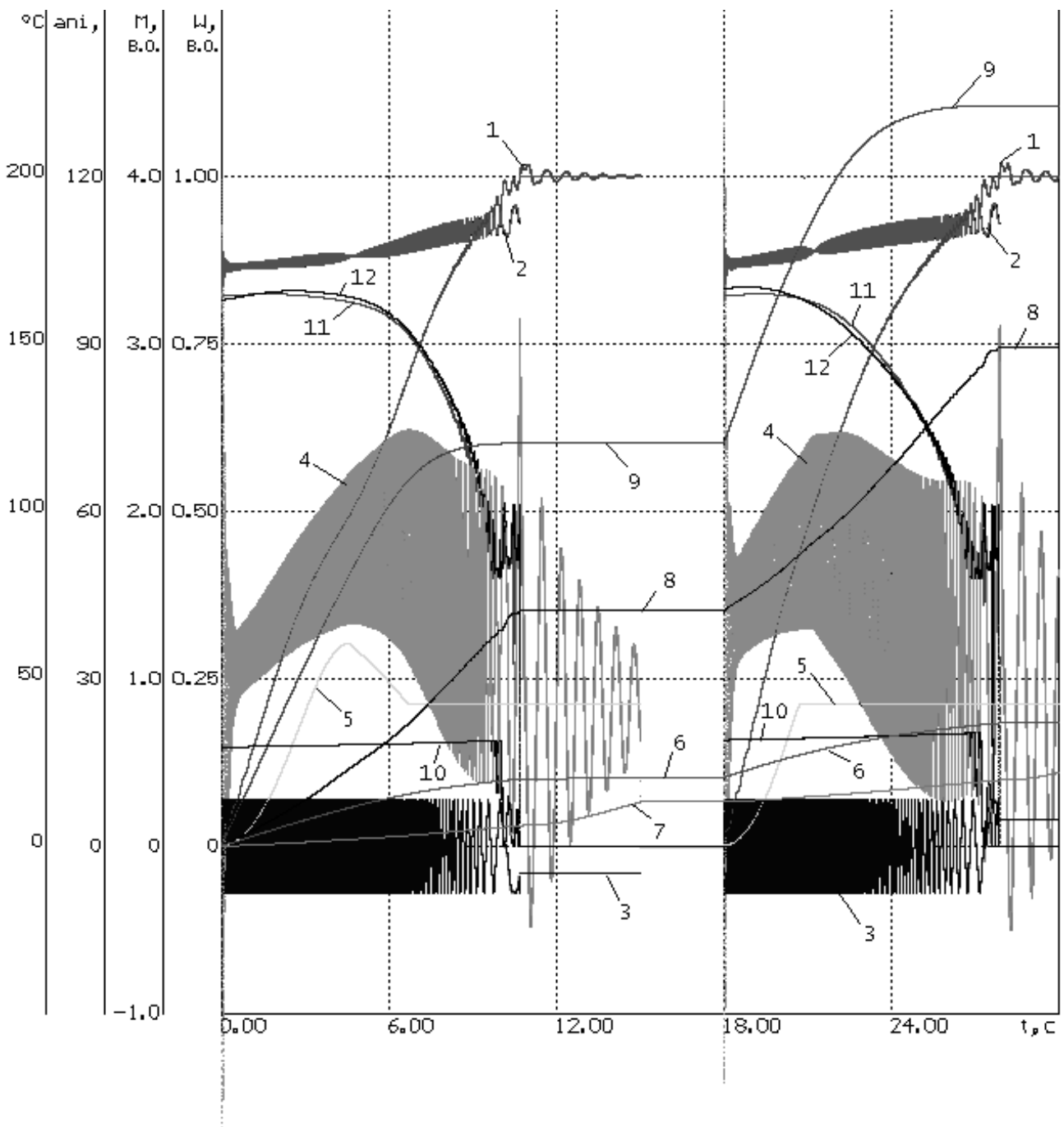
11, 12 – фаза напруги збудника з урахуванням та без нагрівання обмоток

Рисунок 2.18 – Прямий пуск за номінальної напруги статора та регульованого розрядного опору 8,88 Ом у колі збудження

І хоча фаза напруги збудника дещо змінюється при врахуванні теплового стану обмоток, це несуттєво впливає на ефективність алгоритму програмного керування. Отже, з позицій визначення необхідності врахування в алгоритмі нестабільності опорів обмоток можна стверджувати, що для алгоритму керування привідним двигуном млина достатньо використати опори нагрітих обмоток для номінального режиму двигуна. А це означає істотне спрощення алгоритму керування, скорочення часу виконання розрахунків мікропроцесорною системою згідно робочого алгоритму. За умови номінального рівня напруги статора другим важливим висновком є доказ суттєвого зниження часу розганяння двигуна із номінальним навантаженням без запасу встановленої потужності за важких умов запуску – «злежалого» стану млинового завантаження. А це виключає непродуктивні режими млина під час його «виходжування» та «розганяння» при планових зупинках. І нарешті, завдяки підсиленню пускової обмотки та використанню регульованого розрядного опору у поєднанні із програмно керованим збудником із звичайним коефіцієнтом напруги збудника 1,75 забезпечена можливість значного – в 2...3 рази – збільшення допустимої кількості пусків підряд, про що свідчать отримані залежності для перегріву обмоток двигуна. Отже, за номінальної напруги на статорі двигун із підсиленою пусковою обмоткою та регульованим розрядним опором і програмно керованим реверсивним збудником навіть без будь-якого запасу потужності успішно забезпечує надійний пуск і синхронізацію двигуна із номінальним навантаженням, дозволяє збільшити кількість пусків підряд в 2-3 рази та має спрощений алгоритм керування завдяки неістотному впливу нагрівання обмоток двигуна під час пуску.

2.6.3. Вплив нестабільності рівня напруги статора

Оскільки на практиці потужні двигуни для зниження пускових струмів нерідко запускають із пусковим ректором, то, очевидно, що перехідні процеси такого запуску через знижену напругу статора будуть відрізнятися від перехідних процесів прямого пуску. За однакового навантаження млина зростуть час розганяння приводу та перегрів обмоток. Результати дослідження – на рис. 2.19.



- 1, 4, 5 – швидкість та електромагнітний і статичний моменти;
 2,3 – напруга статора та збудника;
 6, 7, 8, 9 – перегрів статора, обмотки збудження (x10) та пускової і реостату;
 10 – результуючий розрядний опір;
 11, 12 – фаза напруги збудника з урахуванням та без нагрівання обмоток

Рисунок 2.19 – Реакторний пуск за номінальної напруги мережі та регульованого розрядного опору 8,88 Ом у колі збудження

Видно, що використання пускового реактора завдяки зниженню напруги на статорі зменшило не тільки пусковий струм двигуна, а й його електромагнітний момент, що і зумовило і відповідно збільшило термін розганяння практично із 6 до 10 с. Тим не менш, перегрів обмоток після повторного запуску хоча і дещо зріс (для статора із близько 27 °С до 42 °С, а для пускової обмотки із 112 до 150°С), однак це дозволяє зробити достатньо виважений висновок про можливість збільшення вдвічі кількості пусків підряд, тобто до 4-х як мінімум. При цьому надійність пуску і синхронізації висока навіть без запасу потужності двигуна та за важких умов запуску із злежалим завантаженням барабану під час першого запуску млина після тривалої перерви у роботі із заповненим барабаном. Як і за номінальної напруги на статорі врахування нагрівання обмоток двигуна під час пуску практично не дає ніяких переваг регулюванню напруги програмно керованого збудника. Таким чином, можна вважати остаточно доведеним висновок про те, що для врахування нестабільності активних опорів у алгоритмі керування збудником практично немає підстав. За відомої рекомендації достатньо брати для алгоритму керування активні опори нагрітих обмоток двигуна із номінальним навантаженням. При цьому ніяких проблем із пуском та синхронізацією двигуна не виникає. Навіть за збільшеної кількості пусків підряд двигуна із номінальним навантаженням.

Таким чином, робимо виважений висновок про те, що використання приводу із новим синхронним двигуном із підсиленою пусковою обмоткою, регульованим розрядним опором та програмно керованим реверсивним збудником із спрощеним алгоритмом керування різко підвищують надійність потужних синхронних приводів із номінальним навантаженням та важкими умовами пуску. При цьому ефект досягнуто без підвищення коефіцієнта форсування напруги реверсивного збудника із спрощеним алгоритмом програмного керування. Розбудова та впровадження таких приводів надає можливості практично виключити необхідність у запасі встановленої потужності двигунів, а де можливо – завантажити їх до номінальної потужності без втрати надійності, навіть в умовах важкого пуску за зниженого рівня напруги на статорі.

2.7 Дослідження ефективності програмного керування новим приводом в режимах ресинхронізації

2.7.1 Загальні засади

Особливості процесів ресинхронізації одно- та двомасової електромеханічної системи барабанного млина із синхронним двигуном та програмно керованими джерелами живлення його обмоток детально розглянуті у роботах [49-53]. Встановлено, що за несприятливих умов під час ресинхронізації динамічні навантаження елементів приводу можуть сягати небезпечного рівня і що для їх обмеження слід керувати рівнем миттєвого електромагнітного моменту двигуна, враховувати відмінності вимог до ресинхронізації одно- і двомасової системи. Разом з тим, у двигуні з підсиленою пусковою обмоткою результати керування двигуном у режимі ресинхронізації внаслідок зміни її параметрів дещо відрізняються. А тому аналіз ефективності розробленого алгоритму керування при ресинхронізації нового типу синхронного приводу є важливим практичним завданням.

В п. 2.7.2 наведені необхідні розрахункові вирази, які враховують необхідний для дослідження ефективності алгоритму керування синхронним двигуном підвищений активний опір пускової обмотки та регульований опір розрядного реостату у колі збудження.

В п. 2.7.3 приведені результати дослідження режимів ресинхронізації після першого та другого пусків приводу із модернізованим синхронним двигуном з підвищеним активним опором пускової обмотки, регулюванням розрядного опору та напруги реверсивного збудника. Зроблено висновок, що для такого приводу підтверджена ефективність розробленого алгоритму керування пуском, синхронізацією та ресинхронізацією. Підвищення опорів обмоток на процеси ресинхронізації впливає не суттєво.

З метою визначення можливостей зниження динамічних навантажень приводу та струмів мережі живлення досліджено роботу нового приводу із

використанням регулятора напруги статора. Встановлено, що таке комбіноване керування джерелами живлення двигуна у поєднанні із використанням гнучких зв'язків за електромагнітним та пружним моментами. Зроблений висновок про можливість забезпечення прийнятних динамічних властивостей приводу із комбінованим керуванням джерелами живлення його обмоток.

В цілому пропонований привід істотно підвищує надійність потужних приводів із синхронними двигунами за рахунок обмеження динамічних навантажень його елементів в режимах пуску, синхронізації та ресинхронізації, зниження пускових струмів двигуна та можливості використання без запасу встановленої потужності, навіть в режимах важкого пуску за зниженого рівня напруги живлення.

2.7.2 Алгоритм керування в режимах ресинхронізації

Алгоритм керування напругою статора двигуна у складі двомасової системи за відомих вимог до пружного моменту m_y визначається як [48]

$$u_{m_{1,2}}^* = -\frac{u_f^m u_1(t)}{2} \pm \sqrt{\frac{u_f^{m^2} u_1^2(t)}{4} - u_2(t)}, \quad (2.76)$$

де
$$u_1(t) = -\frac{\sin(\gamma) \cdot q_2(t) + q_3(t)}{2f_{31}[f_{11}q_2(t) + f_{21}q_3(t)]};$$

$$u_2(t) = \frac{T[q_1(t) - m_y^*(t)]}{c[f_{11}q_2(t) + f_{21}q_3(t)]};$$

$$q_1(t) = e^{\sigma_0 t} (d_1 \sin \omega_0 t + d_4 \cos \omega_0 t) + \frac{c}{T_m \omega_c^2} m_c;$$

$$q_2(t) = e^{\sigma_0 t} d_2 \sin \omega_0 t + e^{\sigma_0 t} d_5 \cos \omega_0 t + \frac{1}{\omega_c^2};$$

$$q_3(t) = e^{\sigma_0 t} d_3 \sin \omega_0 t + e^{\sigma_0 t} d_6 \cos \omega_0 t + \frac{c^2 \sin(2\theta + \gamma + \alpha_{n1})}{\sqrt{c^2(\omega_c^2 - 4s^2)^2 + (2\beta s \omega_c^2)^2}};$$

$$c \left(\frac{T_{.m} + T}{T T_{.m}} \right) = \omega_c^2;$$

$$\sigma_0 = -\frac{\beta \omega_c^2}{2c};$$

$$\omega_0 = \frac{\omega_c}{2c} \sqrt{|\omega_c^2 \beta^2 - 4c^2|};$$

$$d_0 = \frac{m'_y(0) - \sigma_0 m_y(0)}{\omega_0};$$

$$d_1 = d_0 + \frac{\sigma_0 c}{T_i \omega_0 \omega_{\tilde{n}}^2} m_c;$$

$$d_2 = \frac{\sigma_0}{\omega_0 \omega_c^2};$$

$$d_3 = \frac{c^2 [\sigma_0 \sin(\gamma + \alpha_{n1}) - 2s \cos(\gamma + \alpha_{n1})]}{\omega_0 \sqrt{c^2(\omega_c^2 - 4s^2)^2 + (2\beta s \omega_c^2)^2}};$$

$$d_4 = m_y(0) - \frac{c}{T_i \omega_c^2} m_c;$$

$$d_5 = -\frac{1}{\omega_c^2};$$

$$d_6 = -\frac{c^2 \sin(\gamma + \alpha_{n1})}{\sqrt{c^2(\omega_c^2 - 4s^2)^2 + (2\beta s \omega_c^2)^2}};$$

$$\alpha_{n1} = -\arctg \left[\frac{2\beta s \omega_c^2}{c(\omega_c^2 - 4s^2)} \right] \quad (\text{коли } c(\omega_c^2 - 4s^2) > 0, \text{ тоді}$$

$$\alpha_{n1} = -\arctg \left[\frac{2\beta s \omega_c^2}{c(\omega_c^2 - 4s^2)} \right] + \pi);$$

$T_{.m}$ – не приведений момент інерції млина, в.о.;

$m_{.cm}$ – не приведений момент статичного навантаження млина, в.о.;

ω_c – частота власних коливань двомасової системи;

m_c – приведений статичний момент;

$T_{mn} = 1478$ – приведений момент інерції млина, в.о.;

$c = 2,3$ – жорсткість приведеної двомасової системи, в.о.;

s – ковзання двигуна, в.о.;

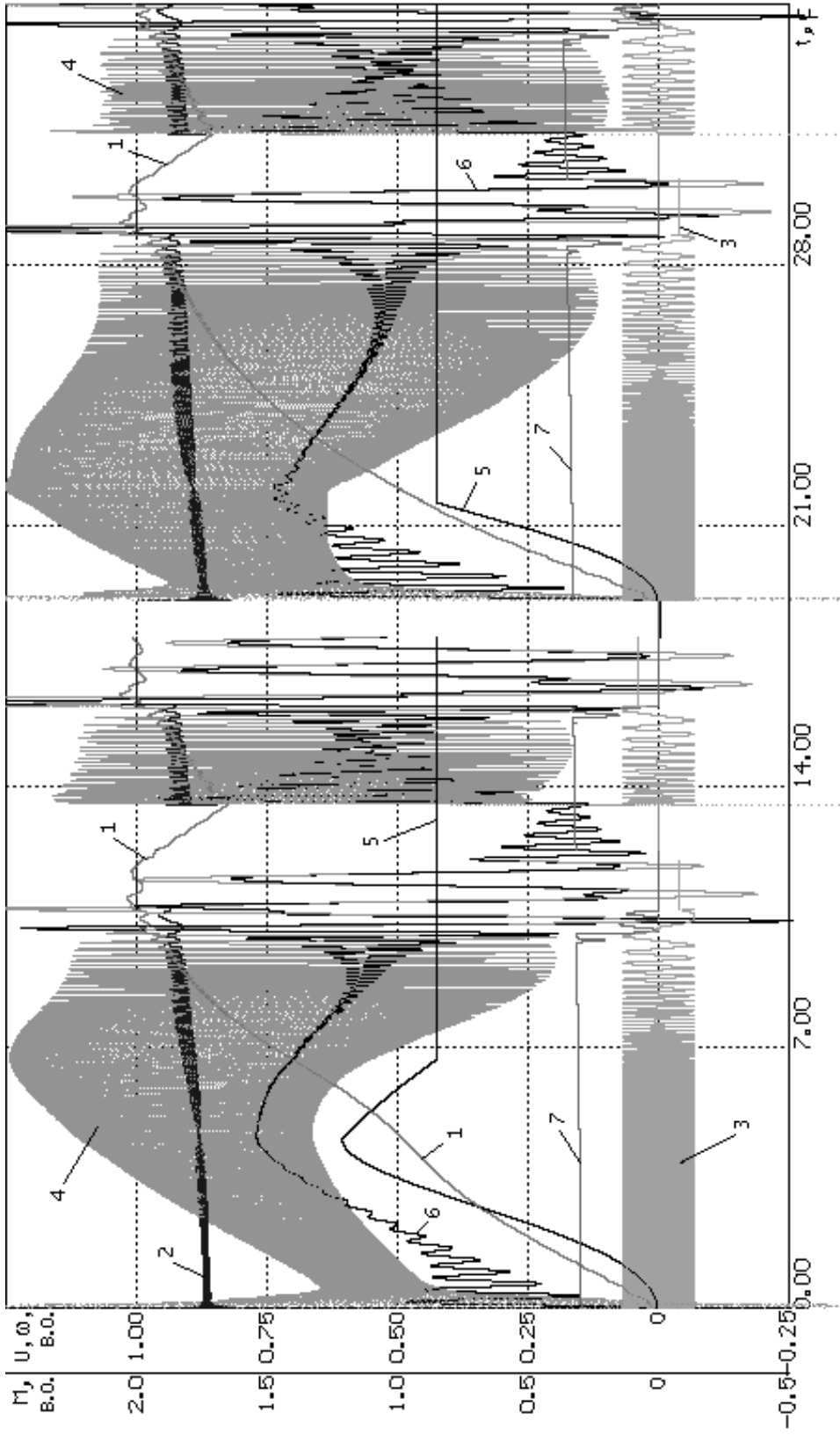
$\beta = 4,85$ – коефіцієнт врахування в'язкого тертя в моделі приводу, в.о.

Наведені параметри стосуються приводу млина ММС-90х30. Зважаємо, що визначення шуканого u_m^* вимагає завдання оптимального характеру пружного моменту m_y^* . При цьому повинні бути враховані початкові умови, тобто $m_y(0)$. Як і можливості зміни напруги живлення статора $u_m(0...1)$ [46]. Додаткового зменшення періодичної складової електромагнітного моменту можна досягти використовуючи $\gamma_i = \gamma$ замість $\gamma_i = -\pi/2$ та новий розрахунок u_f^m .

2.7.3 Дослідження ефективності алгоритму при ресинхронізації

Дослідження ефективності використання підсиленої пускової обмотки у поєднанні із регульованим розрядним опором та програмним керуванням напругою збудника виконане на прикладі моделювання приводу млина ММС-90х30 в режимах пуску, синхронізації та ресинхронізації. Зокрема, на рис. 2.20 наведені результати дослідження цих режимів синхронного двигуна із підсиленою пусковою обмоткою, регульованим розрядним опором, номінальним (у сталому режимі) статичним моментом при врахуванні нагрівання обмоток двигуна для першого (важкого) пуску та другого (звичайного) моменту повороту млина.

Із побудовань на рис. 2.20 видно, що використання розробленого алгоритму керування збудником та регульованим розрядним опором забезпечило успішні пуск, синхронізацію та ресинхронізацію як після першого, так і після повторного запуску. В моделі двигуна враховано нагрівання його обмоток із відповідним зростанням опорів. Опір розрядного реостату регулювався з метою отримання якомога більшої середньої складової електромагнітного моменту.



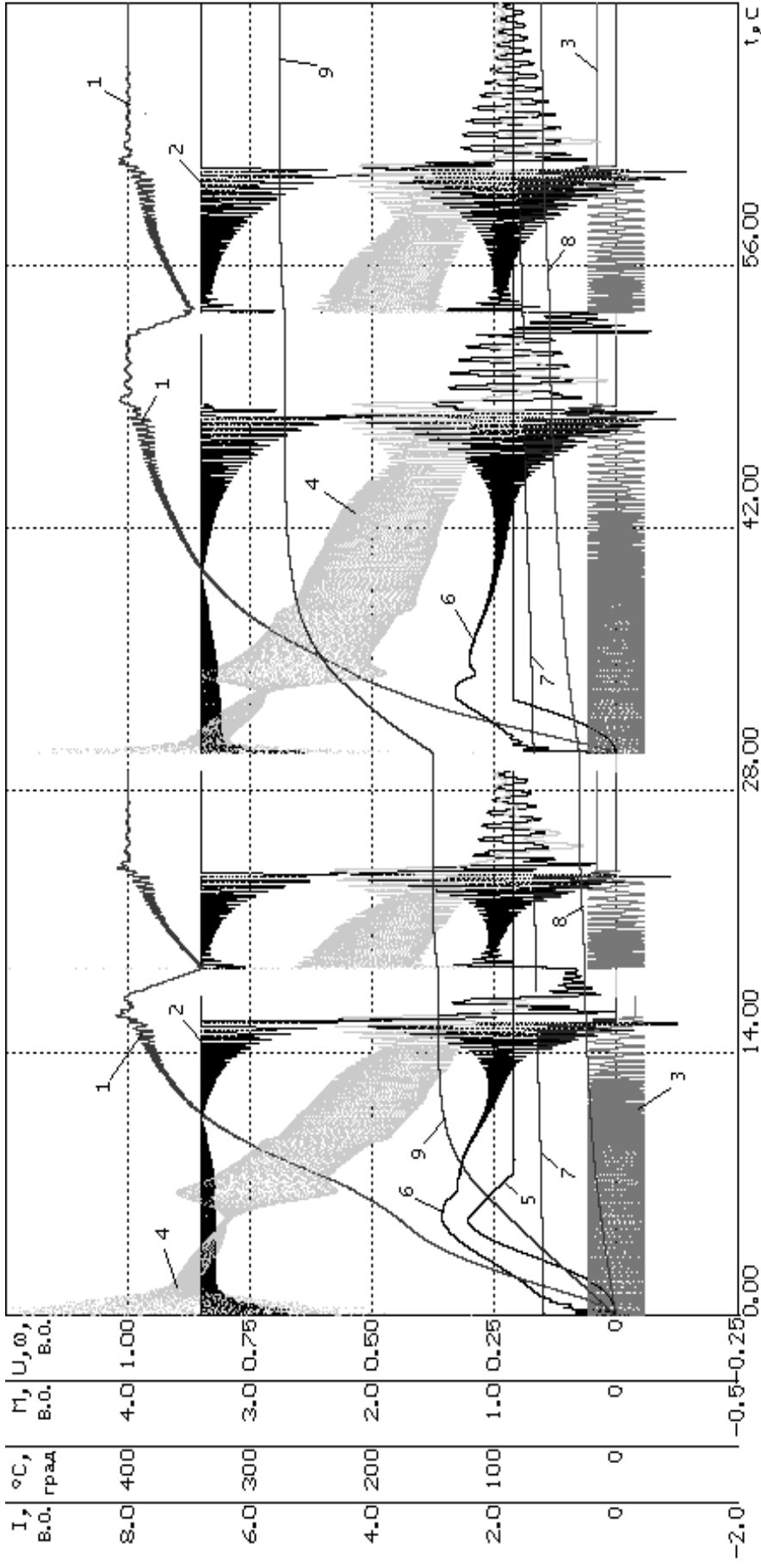
1 – швидкість двигуна; 2 – напруга статора; 3 – напруга збудника; 4 – електромагнітний момент;
5 – статичний момент; 6 – пружний момент; 7 – опір регульованого розрядного реостату

Рисунок 2.20 – Процеси пуску, синхронізації та ресинхронізації двигуна із підсиленою пусковою обмоткою, регульованим розрядним опором та програмним керуванням збудником із коефіцієнтом форсування напруги 1,75

Із залежностей 1 видно, що нагрівання обмоток, яке збільшує їх активний опір, призводить до певного затягування як процесів пуску і синхронізації, так процесів ресинхронізації через підвищене критичне ковзання двигуна внаслідок зростання активних опорів обмоток та підвищеного опору розрядного реостату. Останні також призводять і до зростання коефіцієнта динамічності пружного моменту через зниження жорсткості пускової характеристики в зоні малих ковзань. Можна зробити висновок і про відносне зростання періодичної складової електромагнітного моменту, що у поєднанні із зниженою жорсткістю двигуна додатково затягує процес ресинхронізації і сприяє зростанню коливальності системи за рахунок уповільненого проходження двигуном зони нестационарного резонансу. Виникаючі при синхронізації та ресинхронізації коливання зростають із нагріванням обмоток двигуна і навіть призводять до небажаного розмикання зазорів відкритого зубчастого зачеплення.

Очевидним є висновок про те, що знизити динамічні навантаження приводу можливо за рахунок використання регулятора напруги статора, тобто, за рахунок використання додаткового регульованого джерела живлення. Корисне його використання і через те, що при цьому одночасно виникає додаткова можливість знизити навантаження для мережі живлення шляхом вибору зниженого рівня напруги статора. Очевидно корисним є і використання гнучких зв'язків за такими координатами як електромагнітний та пружний моменти. З урахуванням цього висновку на рис. 2.21 наведені результати керування новим синхронним приводом із двома джерелами живлення та регульованим розрядним опором у колі збудження.

Із побудовань на рис. 2.21 можливо зробити декілька висновків. Зокрема, використання додаткового джерела живлення двигуна у вигляді регулятора напруги статора у поєднанні із використанням гнучких зв'язків за пружним та електромагнітним моментами дозволило істотно знизити як споживаний статором двигуна струм (залежності 4) за прийняттого часу розганяння двигуна (близько 16 с) для першого пуску і дещо більшого для другого пуску.



1 – швидкість двигуна; 2 – напруга статора; 3 – напруга збудника; 4 струм статора; 5 – статичний момент;
6 – пружний момент; 7 – опір регульованого розрядного реостату; 8 – перегрів статора; 9 – перегрів пускової обмотки

Рисунок 2.21 – Процеси пуску, синхронізації та ресинхронізації двигуна із підсиленою пусковою обмоткою, регульованими напругою статора і розрядним опором 8,89 Ом, програмним керуванням збудником із коефіцієнтом форсування напруги 1,75

Видно також, що система керування ефективно забезпечила процес ресинхронізації як після першого, так і після повторного запуску. При цьому завдання знизити динамічні навантаження пружного моменту вирішене не повністю через використаний режим програмного керування з метою максимізації середньої складової електромагнітного моменту та не оптимізовані коефіцієнти зворотних зв'язків. Подальшого зниження рівня динамічних навантажень можливо досягти шляхом більшої оптимізації коефіцієнтів використаних зворотних зв'язків та використання відомого алгоритму програмного керування з метою мінімізації змінної складової електромагнітного моменту. Отже, цілком можливо досягти необхідної якості перехідних процесів синхронізації та ресинхронізації. Безпечних як для двигуна, так і для зубчатих елементів приводу.

Таким чином, основним результатом досліджень цього етапу є беззаперечний висновок про перспективність нового типу потужного комплектного синхронного електроприводу із регульованими джерелами живлення його обмоток, регульованим опором розрядного реостату у колі збудження при оптимізації алгоритму і коефіцієнтів зворотних зв'язків за електромагнітним і пружним моментами. Серед перспективних методів зниження динамічних навантажень приводу – програмне керування напругами живлення обох обмоток двигуна під час пуску та відновлення живлення із використанням гнучких зв'язків за регульованими координатами. Успішне розганяння двигуна, його синхронізацію та ресинхронізацію забезпечують розроблені алгоритми керування реверсивним збудником та регулятором напруги статора. Додаткові переваги керування у можливості ефективної роботи привода за зниженої напруги на статорі двигуна та використанні підсиленої пускової обмотки і регульованого розрядного опору. Алгоритми керування для асинхронного режиму цілком придатні і для процесів ресинхронізації.

2.8 Розробка робочого алгоритму керування комбінованим джерелом живлення синхронного двигуна

2.8.1 Загальні засади

В зв'язку з поставленою метою забезпечення успішного запуску двигуна в важких умовах «злежалого» завантаження млина та зниженої напруги на статорі за рахунок використання пускового реактору алгоритм керування збудником налаштований на забезпечення можливо більшої середньої складової моменту. Однією з особливостей цього алгоритму керування є те, що в ньому передбачено регулювання розрядного реостату. Оскільки в пункті 2.6 на основі результатів досліджень впливу нестабільності активних опорів на ефективність алгоритму керування зроблений висновок про можливість нехтування нею, то при розробці алгоритму керування нагрів обмоток і нестабільність їх опорів не враховані. Для розрахунків значення активних опорів прийнято виходячи із номінального режиму роботи двигуна, тобто, прийнято припущення про їх відносну стабільність.

В п. 2.8.2 приведені необхідні для організації обчислювального процесу формули в послідовності їх виконання програмою мікропроцесорного керування збудником за підсиленої пускової обмотки двигуна, регулювання розрядного опору та, за необхідності, напруги статора.

В п. 2.8.3 наведений відпрацьований робочий алгоритм виконання поточних розрахунків для обчислювального пристрою програмного керування та розрахункові вирази для визначення фази напруги збудника та раціонального розрядного опору як функції ковзання двигуна номінальною потужністю 4000 кВт приводу млина ММС-90х30.

2.8.2 Особливості керування джерелами живлення двигуна

Для організації обчислювального процесу пристроєм програмного керування тиристорним збудником послідовно виконуються наступні операції:

– за допомогою вихідних даних, наведених в паспорті та розрахунковому формулярі синхронного двигуна, розраховуються необхідні для алгоритму незмінні параметри двигуна, які у вигляді вихідних даних заносяться в мікроконтролер;

– через однакові проміжки часу, які відповідають вибраному кроку розрахунків мікроконтролера визначаються струми, напруги, швидкість та внутрішній кут синхронного двигуна;

– за допомогою необхідних визначених та контрольованих величин на кожному кроці обрахунків розраховуються параметри, які змінюються в процесі розганяння двигуна;

– відповідно до алгоритму керування визначаються необхідні фаза і амплітуда напруги збудника, раціональне значення розрядного опору та напруги статора;

– виконується перевірка на синхронізацію двигуна, і якщо вона відбулася ($s \leq 0$), то подається постійна номінальна напруга збудження необхідного знаку, вимикається розрядний реостат. Якщо ковзання $s > 0$, то виконання програми продовжується.

Як приклад, визначимо необхідні постійні дані для синхронного двигуна СДМЗ 2-24-59-80УХЛ4. В якості робочих використовуються розрахункові формули п. 2.2.3.

Перелік необхідних для алгоритму керування вихідних даних

Номінальна потужність двигуна $P_n = 4000$ кВт.

Номінальна напруга живлення $U_n = 6000$ В.

Номінальний струм живлення $I_n = 451$ А.

Номінальна напруга збудження $U_{zn} = 240$ В.

Номінальний струм збудження $I_{zn} = 270$ А.

Номінальна швидкість двигуна $n_n = 75$ об/хв.

Активний опір обмотки статора при $15^\circ C$ $R_1 = 0,055$ Ом.

Номінальна частота мережі живлення $f_n = 50$ Гц.

Номінальний коефіцієнт потужності, долі одиниці $\cos \varphi_n = 0,9$.

Постійна часу обмотки збудження при замкненій обмотці статора та розімкненій демпферній обмотці $T_d' = 0,91$ с.

Реактивний опір реакції статора за поздовжньою віссю $X_d = 3,4$ Ом.

Реактивний опір реакції статора за поперечною віссю $X_q = 2,45$ Ом.

Реактивний опір розсіювання статора $X_s = 0,53$ Ом.

Реактивний опір розсіювання обмотки збудження $X_{fs} = 1,12$ Ом.

Перехідний реактивний опір за поздовжньою віссю $X_d' = 1,34$ Ом.

Реактивний надперехідний опір за поздовжньою віссю $X_d'' = 0,85$ Ом.

Реактивний надперехідний опір за поперечною віссю $X_q'' = 0,854$ Ом.

Оскільки, згідно поставлених завдань, при визначенні параметрів пускової обмотки за рівень зниження напруги прийнято 15%, то розрахункова величина $\delta_{\max} = 0,15$. Згідно із пунктом 2.2.3 слід перераховуються постійні часу двигуна з підсиленою обмоткою T_{do}'' , T_q'' та T_q , які порівняно із паспортними для серійного двигуна стають меншими. Для їх визначення паспортні постійні часу слід помножити на $(1 - \delta_{\max})^2$. Нова постійна часу підсиленої демпферної обмотки при замкненій обмотці збудження та розімкненій обмотці статора становить $T_{do}'' = 0,019 \cdot (1 - \delta_{\max})^2 = 0,0137$ с, а нова постійна при замкненій обмотці статора $T_q'' = 0,015 \cdot (1 - \delta_{\max})^2 = 0,011$ с. З урахуванням того, що алгоритмом керування передбачене використання відносних величин контрольованих та розрахункових параметрів при їх підготовці до використання використана традиційна для синхронних двигунів система базових величин, визначення яких для вибраного двигуна наведене нижче.

Базові величини

Базовий струм $I_b = I_n \cdot \sqrt{2} = 451 \cdot \sqrt{2} = 637,81$ А.

$$\text{Базова напруга } U_{\bar{o}} = U_n \cdot \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} = 6000 \cdot \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} = 4898,98 \text{ В.}$$

$$\text{Базова потужність } P_{\bar{o}} = \sqrt{3} \cdot U_n \cdot I_n = \sqrt{3} \cdot 6000 \cdot 451 = 4686,93 \text{ кВт.}$$

$$\text{Базова частота } f_{\bar{o}} = f = 50 \text{ Гц.}$$

$$\text{Базовая частота обертання } \omega_{\bar{o}} = 2 \cdot \pi \cdot f = 2 \cdot 3,14159 \cdot 50 = 314,159 \text{ 1/с.}$$

$$\text{Кількість пар полюсів } p = 60 \cdot \frac{f_{\bar{o}}}{n_n} = 60 \cdot \frac{50}{75} = 40.$$

$$\text{Базова кутова частота обертання } \Omega_{\bar{o}} = \frac{\omega_{\bar{o}}}{p} = \frac{314,159}{40} = 7,854 \text{ рад/с.}$$

$$\text{Базовий момент } M_{\bar{o}} = \frac{P_{\bar{o}}}{\Omega_{\bar{o}}} = \frac{4686,93}{7,854} = 59758,4 \text{ Н}\cdot\text{м.}$$

$$\text{Базовий опір } Z_{\bar{o}} = \frac{U_{\bar{o}}}{I_{\bar{o}}} = \frac{4898,98}{637,98} = 7,69 \text{ Ом.}$$

$$\text{Базова індуктивність } L_{\bar{o}} = \frac{Z_{\bar{o}}}{\omega_{\bar{o}}} = \frac{7,69}{314,159} = 0,0244 \text{ Гн.}$$

$$\text{Базове потокозчеплення } \Psi_{\bar{o}} = \frac{U_{\bar{o}}}{\omega_{\bar{o}}} = \frac{4898,98}{314,159} = 15,59 \text{ В}\cdot\text{с.}$$

$$\text{Базовий час } t_{\bar{o}} = \frac{1}{\omega_{\bar{o}}} = \frac{1}{314,159} = 0,003183 \text{ с.}$$

З урахуванням необхідності використання у робочому алгоритмі та програмному забезпеченні низки розрахункових параметрів двигуна нижче наведений приклад їх розрахунку та необхідні розрахункові вирази. Передбачене, за необхідності, використання іменованих значень та значень параметрів у відносних одиницях.

Розрахункові параметри двигуна

Індуктивний опір реакції статора за повздовжньою віссю

$$x_d = \frac{X_d}{Z_{\bar{o}}} = \frac{3,4}{7,69} = 0,44265 \text{ в.о.}$$

Індуктивний опір реакції якоря за повздовжньою віссю

$$X_{ad} = X_d - X_s = 3,4 - 0,53 = 2,87 \text{ Ом};$$

$$x_{ad} = \frac{X_{ad}}{Z_{\sigma}} = \frac{2,87}{7,69} = 0,37365 \text{ в.о.}$$

Індуктивний опір реакції статора за поперечною віссю

$$x_q = \frac{X_q}{Z_{\sigma}} = \frac{2,45}{7,69} = 0,31897 \text{ в.о.}$$

Індуктивний опір реакції якоря за поперечною віссю

$$X_{aq} = X_q - X_s = 2,45 - 0,53 = 1,92 \text{ Ом};$$

$$x_{aq} = \frac{X_{aq}}{Z_{\sigma}} = \frac{1,92}{7,69} = 0,24997 \text{ в.о.}$$

Індуктивний опір обмотки збудження

$$X_f = \frac{X_{ad}^2}{X_d - X'_d} = \frac{2,87^2}{3,4 - 1,34} = 3,9985 \text{ Ом};$$

$$x_f = \frac{X_f}{Z_{\sigma}} = \frac{3,9985}{7,69} = 0,52057 \text{ в.о.}$$

Перехідний індуктивний опір обмотки збудження:

$$X'_f = X_f - \frac{X_{ad}^2}{X_d} = 3,9985 - \frac{2,87^2}{3,4} = 1,5759 \text{ Ом};$$

$$x'_f = \frac{X'_f}{Z_{\sigma}} = \frac{1,5759}{7,69} = 0,2052 \text{ в.о.}$$

Приведений активний опір обмотки збудження при 15°С

$$R_f = \frac{X'_f}{\omega_{\sigma} \cdot T'_d} = \frac{1,5759}{314,159 \cdot 0,91} = 0,005512 \text{ Ом};$$

$$r_f = \frac{R_f}{Z_{\sigma}} = \frac{0,005512}{7,69} = 0,000718 \text{ в.о.}$$

Індуктивний опір розсіювання демпферної обмотки за повздовжньою віссю

$$X_{kds} = \frac{X_{fs} \cdot X_{ad} \cdot (X_d'' - X_s)}{(X_s - X_d'')(X_{fs} + X_{ad}) + X_{fs} \cdot X_{ad}} =$$

$$= \frac{1,12 \cdot 2,87 \cdot (0,85 - 0,53)}{(0,53 - 0,85)(1,12 + 2,87) + 1,12 \cdot 2,87} = 0,53 \text{ Ом};$$

$$x_{kds} = \frac{X_{kds}}{Z_{\sigma}} = \frac{0,53}{7,69} = 0,06912 \text{ в.о.}$$

Індуктивний опір демпферної обмотки за поздовжньою віссю

$$X_{kd} = X_{ad} + X_{kds} = 2,87 + 0,53 = 3,4 \text{ Ом};$$

$$x_{kd} = \frac{X_{kd}}{Z_{\sigma}} = \frac{3,4}{7,69} = 0,44277 \text{ в.о.}$$

Перехідний індуктивний опір демпферної обмотки за поздовжньою віссю

$$X'_{kd} = X_{kd} - \frac{X_{ad}^2}{X_f} = 3,4 - \frac{2,87^2}{3,9985} = 1,3409 \text{ Ом};$$

$$x'_{kd} = \frac{X'_{kd}}{Z_{\sigma}} = \frac{1,3409}{7,69} = 0,17457 \text{ в.о.}$$

Активний опір демпферної обмотки за поздовжньою віссю при 15°C

$$R_{kd} = \frac{X'_{kd}}{\omega_{\sigma} \cdot T_{do}''} = \frac{1,3409}{314,159 \cdot 0,0137} = 0,3115 \text{ Ом};$$

$$r_{kd} = \frac{R_{kd}}{Z_{\sigma}} = \frac{0,2246}{7,69} = 0,04051 \text{ в.о.}$$

Реактивний опір демпферної обмотки за поперечною віссю

$$X_{kq} = \frac{X_{aq}^2}{X_q - X_q''} = \frac{(X_q - X_s)^2}{X_q - X_q''} = \frac{(2,45 - 0,53)^2}{2,45 - 0,854} = 2,31 \text{ Ом};$$

$$x_{kq} = \frac{X_{kq}}{Z_{\sigma}} = \frac{2,31}{7,69} = 0,3 \text{ в.о.}$$

Індуктивний надперехідний опір демпферної обмотки за поперечною віссю

$$X''_{kq} = X_{kq} - \frac{X_{aq}^2}{X_q} = 3,4 - \frac{2,87^2}{2,45} = 0,805 \text{ Ом};$$

$$x''_{kq} = \frac{X''_{kq}}{Z_{\sigma}} = \frac{0,805}{7,69} = 0,1047 \text{ в.о.}$$

Активний опір демпферної обмотки за поперечною віссю при 15° C

$$R_{kq} = \frac{X''_{kq}}{\omega_{\delta} \cdot T''_q} = \frac{0,805}{314,159 \cdot 0,011} = 0,2329 \text{ Ом};$$

$$r_{kq} = \frac{R_{kq}}{Z_{\delta}} = \frac{0,2329}{7,69} = 0,0303 \text{ в.о.}$$

Розрахунковий промьжний параметр

$$D = x_d x_f x_{kd} - x_{ad}^2 (x_d + x_f + x_{kd}) + 2x_{ad}^2 = 0,44265 \cdot 0,52057 \cdot 0,44277 - 0,37365^2 (0,44265 + 0,52057 + 0,44277) + 2 \cdot 0,37365^2 = 0,010065.$$

Допоміжні параметри у відносних одиницях, які використовуються у алгоритмі керування збудником і які відповідають параметрам математичної моделі двигуна:

$$x''_d = \frac{D}{x_f x_{kd} - x_{ad}^2} = \frac{0,010065}{0,52057 \cdot 0,44277 - 0,37365^2} = 0,110753 \text{ в.о.}$$

$$x''_f = \frac{D}{x_d x_{kd} - x_{ad}^2} = \frac{0,010065}{0,44265 \cdot 0,44277 - 0,37365^2} = 0,17853 \text{ в.о.}$$

$$x''_{kd} = \frac{D}{x_f x_d - x_{ad}^2} = \frac{0,010065}{0,52057 \cdot 0,44265 - 0,37365^2} = 0,110825 \text{ в.о.}$$

$$x''_{fkd} = \frac{D}{x_d x_{ad} - x_{ad}^2} = \frac{0,010065}{0,44265 \cdot 0,37365 - 0,37365^2} = 0,389737 \text{ в.о.}$$

$$x''_{dkd} = \frac{D}{x_f x_{ad} - x_{ad}^2} = \frac{0,010065}{0,52057 \cdot 0,37365 - 0,37365^2} = 0,18334 \text{ в.о.}$$

$$x''_{fd} = \frac{D}{x_{kd} x_{ad} - x_{ad}^2} = \frac{0,010065}{0,44277 \cdot 0,37365 - 0,37365^2} = 0,389737 \text{ в.о.}$$

$$x''_q = \frac{x_q x_{kq} - x_{aq}^2}{x_{kq}} = \frac{0,31897 \cdot 0,02224 - 0,24997^2}{0,3} = 0,111184 \text{ в.о.}$$

$$x''_{qkq} = \frac{x_q x_{kq} - x_{aq}^2}{x_{aq}} = \frac{0,31897 \cdot 0,02224 - 0,24997^2}{0,24997} = 0,133756 \text{ в.о.}$$

Необхідні додаткові дані

Не приведений опір обмотки збудження

$$R_{f2} = \frac{U_{\sigma}}{I_{\sigma}} = \frac{240}{270} = 0,88889 \text{ Ом.}$$

Коефіцієнт приведення опору

$$k_r = \frac{R_f}{R_{f2}} = \frac{0,005512}{0,88889} = 0,006201.$$

Коефіцієнт приведення струму

$$k_i = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot k_r = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot 0,006201 = 0,096447.$$

Коефіцієнт приведення напруги

$$k_u = \frac{k_r}{k_i} = \frac{0,006201}{0,096447} = 0,064298.$$

Напруга збудження, що приведена до статора

$$U_{зпр} = U_{zn} k_u = 240 \cdot 0,064298 = 15,431476 \text{ В;}$$

$$u_{зпр} = \frac{U_{зпр}}{U_{\sigma}} = \frac{15,431476}{4898,98} = 0,00315 \text{ в.о.}$$

Отримані розрахункові дані разом з вихідними заносяться в мікроконтролер і використовуються як константи в програмному забезпеченні пристрою керування збудником. Далі в алгоритмі на кожному кроці розрахунків визначаються відносні діючий струм статора (I_{σ}), струм збудження (i_f), амплітуда напруги статора (U_m) та напруги збудження (u_f), швидкість (ω) та внутрішній кут (θ) синхронного двигуна відповідно до отриманого вимірюванням за допомогою відповідних датчиків переліку величин.

На основі вимірної поточної швидкості двигуна ω розраховується його ковзання $s = 1 - \frac{\omega}{\Omega_{\sigma}}$, за допомогою якого визначаються необхідні керуючі впливи для збудника, регулятора напруги та пристрою регулювання розрядного опору.

При входження двигуна в синхронізм алгоритмом системи керування передбачене виведення розрядного опору і подача на обмотку збудження номінальної напруги відповідного знаку. Коли ковзання стає $s \leq 0$ розрядний опір $R_{vd} = 0$, а система керування за допомогою відповідного пристрою виводить його із кола збудження. Причому, якщо в момент синхронізації вимірювана напруга на обмотці збудження $u_f \geq 0$, то система керування формує напругу збудника із знаком (+), а коли вимірюване $u_f < 0$, то із знаком (-).

Для спрощення алгоритму керування в ньому передбачене використання простої моделі раціонального розрядного опору як функції параметрів двигуна та його ковзання, яка забезпечує максимум середньої складової електромагнітного моменту. Покращання алгоритму досягають використанням математичної моделі електропривода із врахуванням нагріву активних опорів, для чого послідовно для кожного ковзання визначають шуканий раціональний розрядний опір в межах від 0 до 10-кратного опору обмотки збудження. Можлива апроксимація отриманих даних або використання їх регресійної моделі.

Слід зазначити, що визначений раціональний опір розрядного реостату необхідно обмежувати з двох сторін. Якщо розрахунковий опір $R_{vd} < 0$, то приймають $R_{vd} = 0$, а якщо $R_{vd} > 8,88 \text{ Ом}$, то приймають $R_{vd} = 8,88 \text{ Ом}$.

Наступний крок в алгоритмі – визначення необхідної напруги u_m на статорі двигуна згідно сформульованих вимог.

Надалі для низки значень ковзань двигуна розраховуються необхідні початкові фази напруги збудника

$$\alpha_{ni} = \arctg \left(\frac{f \cdot s \cdot (b_{10} + b_{11}) - s \cdot k \cdot (b_{20} - s^2)}{f \cdot (b_{20} - s^2) + s^2 \cdot k \cdot (b_{10} + b_{11})} \right),$$

де коефіцієнти $f, k, b_{10}, b_{11}, b_{20}$ визначаються за відомими виразами.

Оскільки для визначення фази α_{ni} напруги збудника слід визначати арктангенс виразу у вигляді складної функції ковзання, то в алгоритмі керування збудником для його спрощення спочатку слід розрахувати раціональне значення цієї

фази як функції ковзання. Через те, що згідно з вимогою максимізації середньої складової моменту кут керування $\gamma_i = -0,5\pi$, а амплітуда напруги збудника найбільша, то за допомогою отриманих значень α_{ni} визначається $\alpha_{ni} - \pi / 2$ як функція ковзання. Саме цю залежність можна остаточно подати або у вигляді придатної для розрахунків простої поліноміальної моделі або апроксимації її у вигляді відрізків прямих. Отримані в результаті цього похибки мало впливатимуть на ефективність виконання програми керування через слабкий вплив похибок фази в зоні малих ковзань. В результаті необхідна напруга збудника на кожному кроці розрахунків визначатиметься як функція внутрішнього кута двигуна та визначеної вище підсумкової фази $\alpha_{ni} - \pi / 2$, тобто у вигляді $u_f = u_m \sin(\theta + \gamma_i + \alpha_{ni})$.

2.8.3 Робочий алгоритм керування джерелами

Згідно викладених в п. 2.8.2 положень щодо формування напруги збудника і статора, а також вибору раціонального розрядного опору блок-схема алгоритму керування набирає вигляду рис. 2.22. Блоком 1 позначена підпрограма створення таблиць значень розрядного опору та початкової фази напруги збудження відповідно до приведених нижче апроксимованих залежностей. Також формуються значення початкових умов та виконується налагодження пристроїв введення / виведення сигналів. Після цього контролер очікує сигналу дозволу роботи (блок 2), який надходить безпосередньо перед подачею напруги до обмотки статора.

Після надходження сигналу дозволу роботи відбувається опитування поточних значень контрольованих величин (блок 3) та розрахунок необхідних для керування проміжних значень (блок 4). В блоці 5 розраховуються необхідні величини напруг обмоток статора та збудження і вибирається табличне значення розрядного опору відповідно до поточних контрольованих напруг, струмів та кута повороту.

Розраховані поточні значення напруг живлення та величини розрядного опору надходять до пристрою виведення (блок 6).

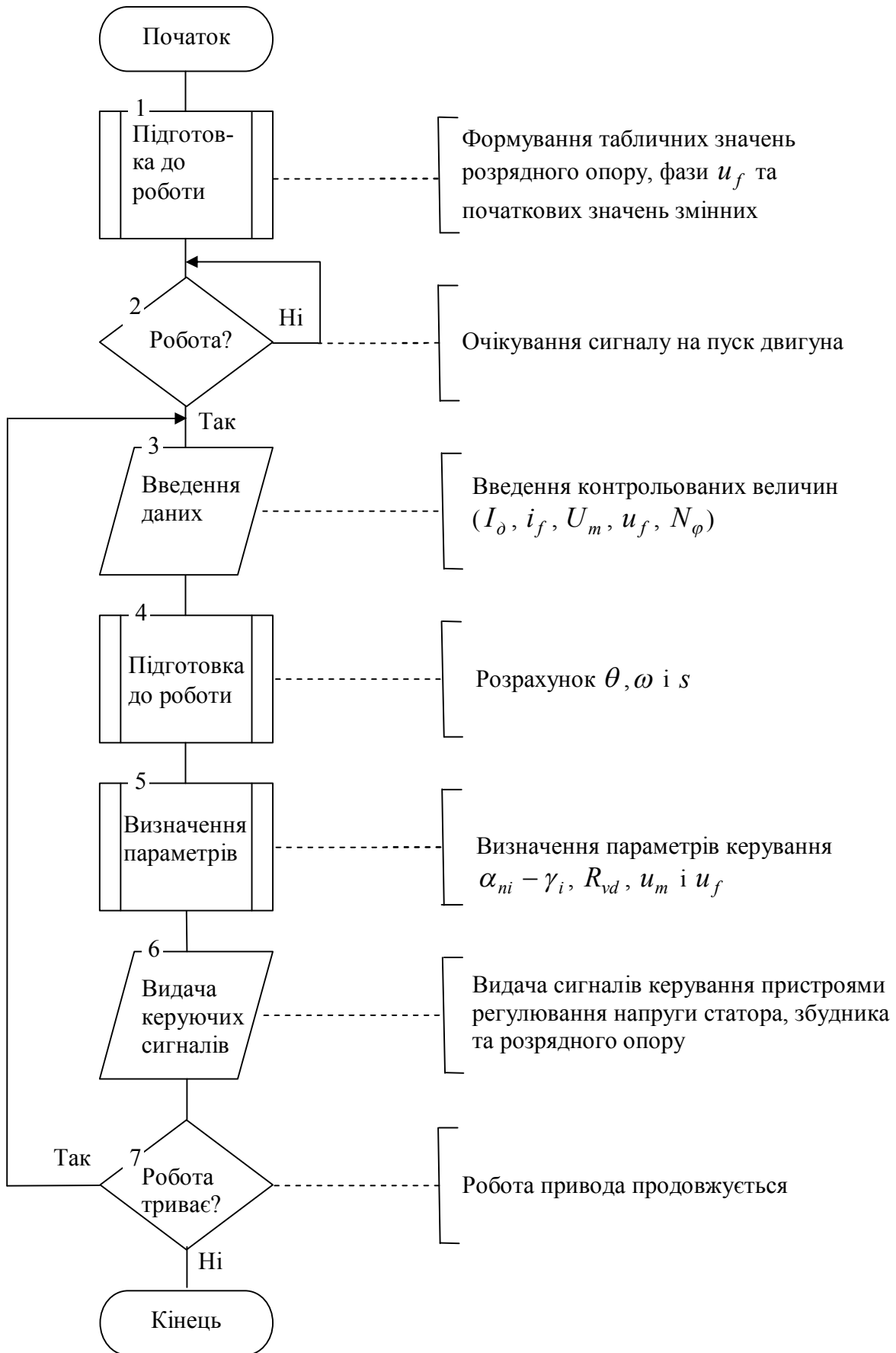


Рисунок 2.22 – Блок-схема алгоритму керування приводом

В блоці 7 виконується перевірка на надходження сигналу заборони роботи, і в разі його відсутності алгоритм переходить на повторне опитування поточних контрольованих величин. А у випадку надходження сигналу заборони – робота мікропроцесорного пристрою припиняється.

З метою зменшення обчислювальних потужностей пристрою керування необхідне скорочення обчислювальних процедур. Для цього апроксимуємо залежності початкової фази напруги збудження та необхідного розрядного опору для забезпечення надійної синхронізації двигуна.

На рис. 2.23 наведена бажана залежність змінювання розрядного опору.

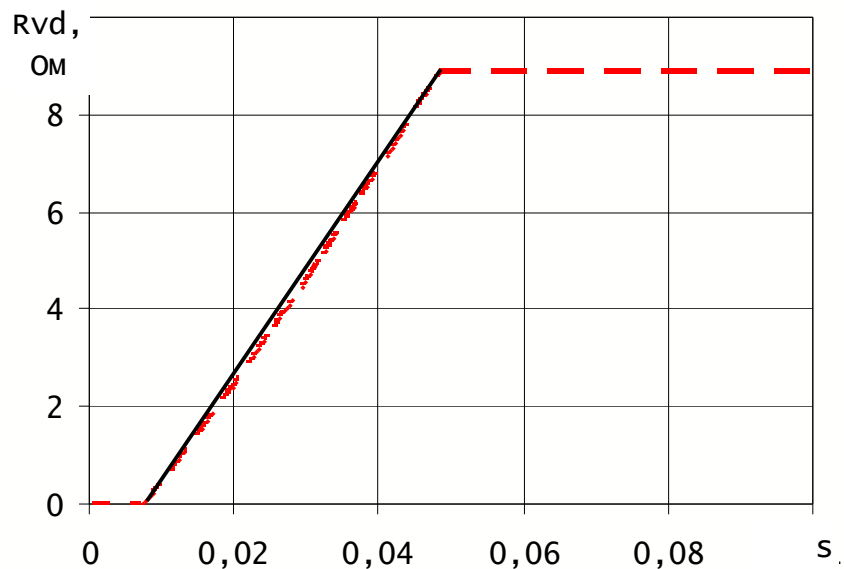


Рисунок 2.23 – Характер змінювання розрядного опору як функції ковзання

Як видно з рис. 2.23 залежність зміни опору має три характерні ділянки:

- 1) на ділянці $0,05 < s < 1$ додатковий опір має максимальне значення;
- 2) на ділянці $0,007 < s < 0,05$ характеристика змінюється майже лінійно;
- 3) на ділянці $0 \leq s < 0,05$ додатковий опір повністю виведений, тобто $R_{vd} = 0$.

Отже для зменшення обсягу розрахунків достатньо характеристику зміни опору на ділянці $0,007 < s < 0,05$ апроксимувати лінійною залежністю. Після опрацювання результатів дослідження реакторного пуску двигуна на математичній

моделі з коефіцієнтом детермінації $R^2 = 0,9991$ отримана лінійна залежність додаткового розрядного опору у вигляді

$$R_{vd} = 218,24 \cdot s - 1,8012.$$

На рис. 2.23 суцільною лінією наведено апроксимований участок залежності розрядного опору.

Для додаткового спрощення алгоритму керування нелінійна залежність початкової фази напруги збудника від ковзання (рис.2.24) апроксимована відповідно до нижче наведених виразів, а саме:

$$\alpha_{ni} + \gamma_i = \begin{cases} \text{якщо } 0,4 < s \leq 1, \text{ тоді } & 0,0712 \cdot s + 0,0952; \\ \text{якщо } 0,2 < s \leq 0,4, \text{ тоді } & 0,893 \cdot s - 0,247; \\ \text{якщо } 0,1 < s \leq 0,2, \text{ тоді } & 2,677 \cdot s - 0,6047; \\ \text{якщо } 0,048 < s \leq 0,1, \text{ тоді } & 7,0823 \cdot s - 1,0446; \\ \text{якщо } 0,0025 < s \leq 0,048, \text{ тоді } & -1,6318 \cdot s - 0,657; \\ \text{якщо } 0,0085 < s \leq 0,025, \text{ тоді } & -8,4331 \cdot s - 0,5; \\ \text{якщо } 0 < s \leq 0,0085, \text{ тоді } & 118,19 \cdot s - 1,3878. \end{cases}$$

На рис.2.24 суцільною лінією показана отримана апроксимована залежність початкової фази.

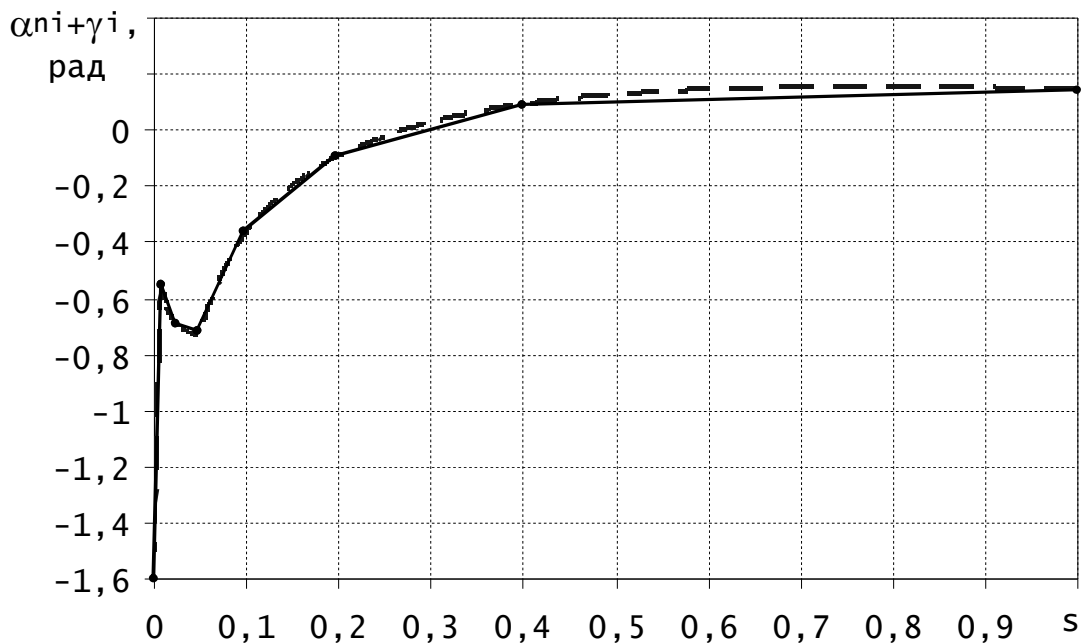
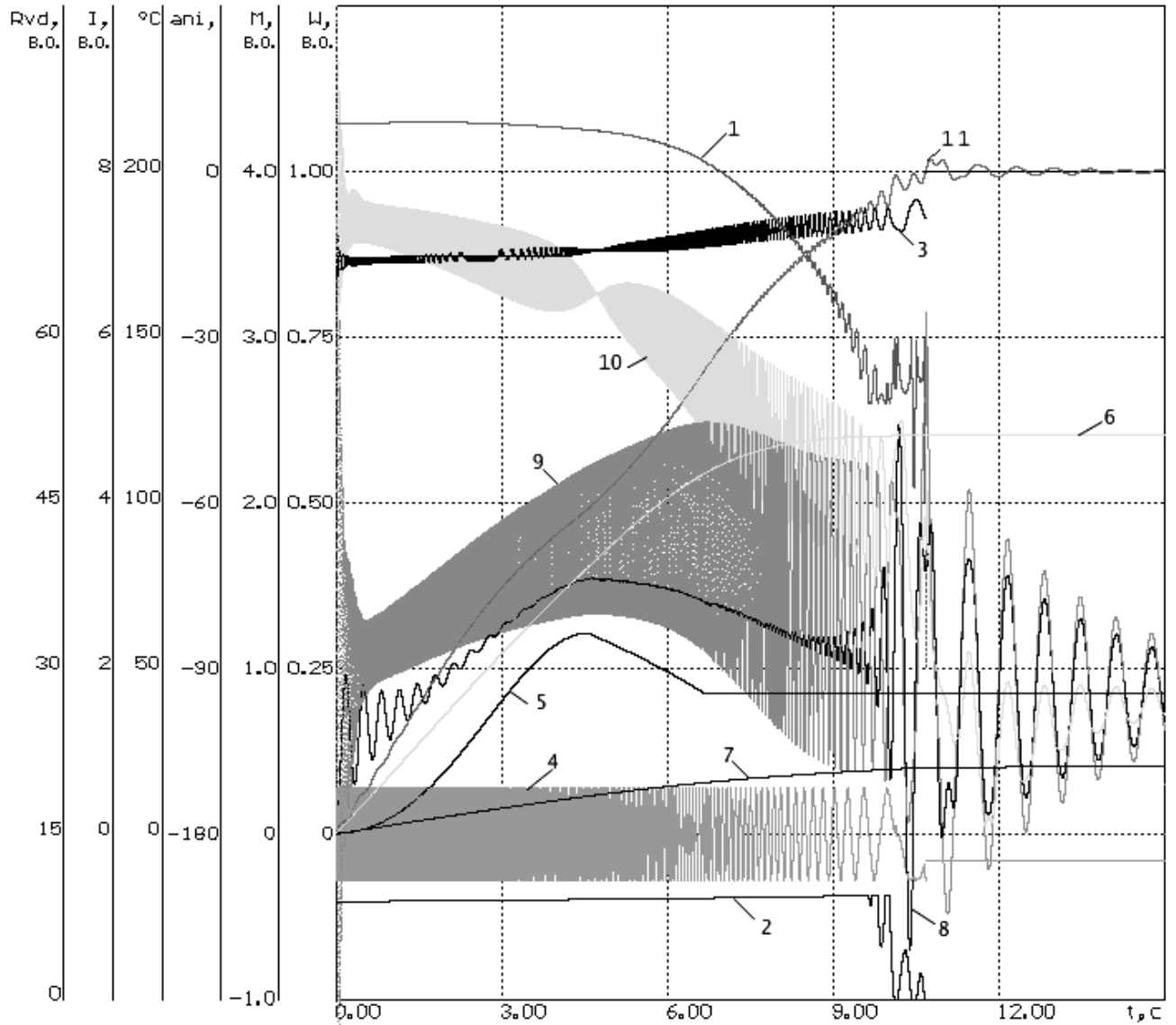


Рисунок 2.24 – Характер зміни початкової фази $\alpha_{ni} + \gamma_i$ в функції ковзання

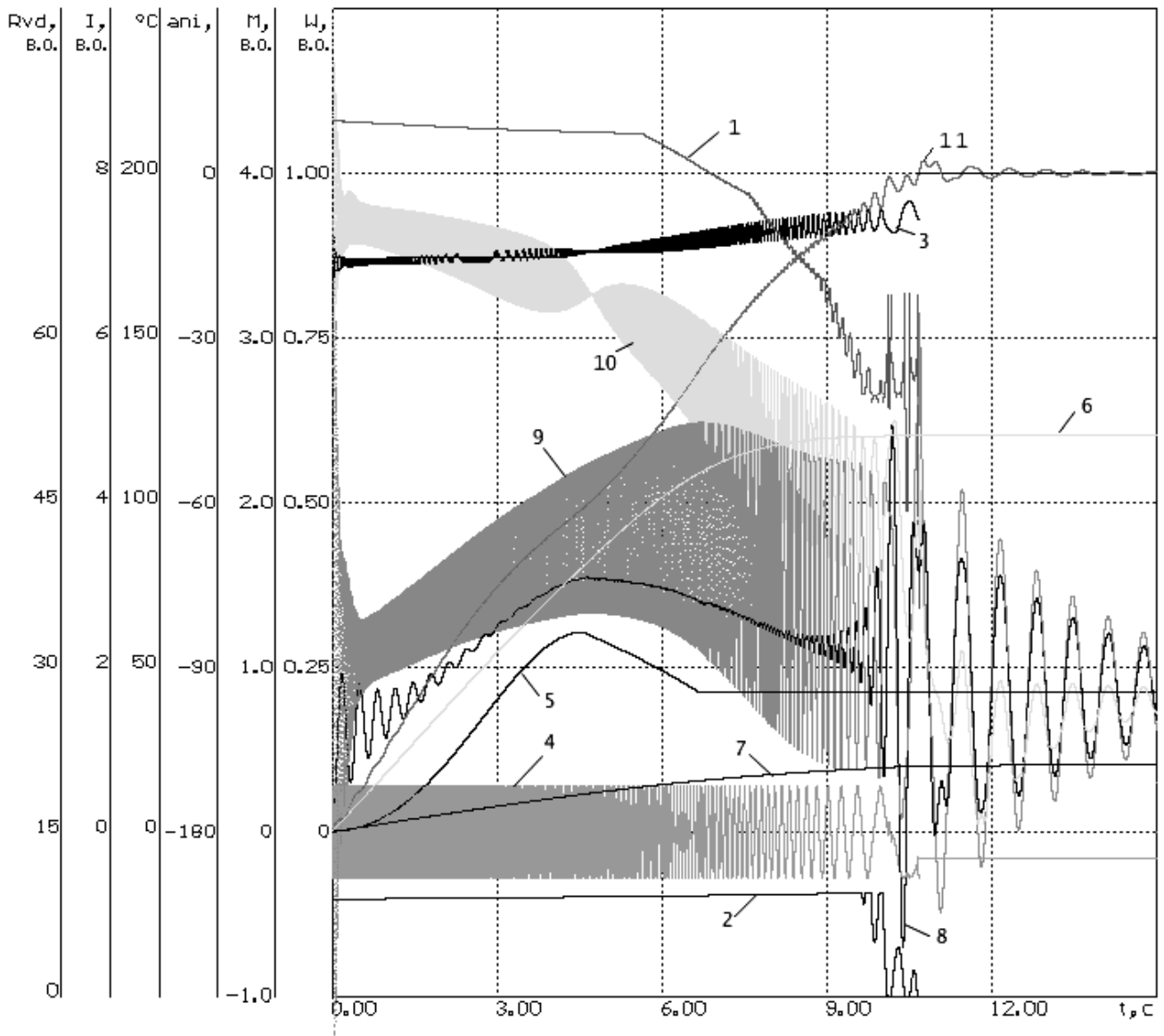
Динаміка процесу реакторного пуску двигуна за номінальної напруги мережі живлення наведена на рис. 2.25, де проілюстровано характер змінювання в процесі пуску основних змінних електромеханічної системи, в тому числі і рекомендованих величини розрядного опору та фази напруги збудника.

З метою підтвердження можливості використання замість розрахункових точних залежностей їх апроксимації виконані дослідження реакторного пуску із спрощеними залежностями розрядного опору та фази напруги збудника від ковзання, які подані у вигляді побудовань на рис. 2.26. Порівняння залежностей на рис. 2.25 і 2.26 підтверджує допустимість виконаної апроксимації практично без втрати точності та ефективності керування приводом. Хоча і позначилося на вигляді кривої початкової фази. Втім, спрощення залежності фази $\alpha_{ni} + \gamma_i$ майже не вплинуло на характеристики перехідного процесу синхронного приводу. Отже можливо зробити достатньо виважений висновок про те, що можливість використання в алгоритмі керування двигуном спрощених моделей розрядного опору і початкової фази напруги збудника цілком виправдане.



- 1 – початкова фаза $\alpha_{ni} + \gamma_i$; 2 – опір регульованого розрядного реостату;
 3 – напруга статора; 4 – напруга збудника; 5 – статичний момент;
 6 – перегрів пускової обмотки; 7 – перегрів статора;
 8 – пружний момент; 9 – електромагнітний момент;
 10 – струм статора; 11 – швидкість двигуна

Рисунок 2.25 – Реакторний пуск за номінальної напруги мережі та регульованого розрядного опору 8,88 Ом у колі збудження



- 1 – початкова фаза $\alpha_{ni} + \gamma_i$; 2 – опір регульованого розрядного реостату;
 3 – напруга статора; 4 – напруга збудника; 5 – статичний момент;
 6 – перегрів пускової обмотки; 7 – перегрів статора;
 8 – пружний момент; 9 – електромагнітний момент; 10 – струм статора;
 11 – швидкість двигуна

Рисунок 2.26 – Реакторний пуск за номінальної напруги мережі з використанням апроксимації початкової фази $\alpha_{ni} + \gamma_i$ та опору регульованого розрядного реостату

Висновки

1. На основі аналізу відомих особливостей вибору параметрів пускової обмотки синхронних двигунів із явновираженими полюсами (СДЯП) встановлено, що на сьогодні основною метою проектування пускової обмотки є забезпечення необхідної кратності пускового моменту у поєднанні із виконанням вимог щодо кратності вхідного моменту та пускового струму, достатніх для забезпечення успішного запуску, синхронізації та самозапуску при короткочасній перерві у живленні. Звичайно розрахунки виконуються за номінального рівня напруги живлення статора і не враховують її можливого зниження, що змушує споживачів для відповідальних потужних механізмів використовувати підвищений запас потужності двигуна. Тому для надійної роботи потужного синхронного приводу в пускових режимах слід удосконалити підходи до проектування пускових обмоток, зокрема поєднати можливості програмного формування механічної характеристики в зоні малих ковзань та зростання пускових моментів за рахунок підвищеного активного опору пускової обмотки.

2. В результаті аналізу складових статичної пускової механічної характеристики синхронного двигуна із звичайною пусковою обмоткою встановлено, що форма пускової механічної характеристики може бути визначена за відомими розрахунковими виразами на основі використання розрахункових та паспортних параметрів двигуна. Врахування можливості живлення обмотки збудження від джерела синусоїдальної напруги дозволяє змінювати форму пускової механічної характеристики. Зроблено висновок, що вибір величини розрядного опору обмотки збудження та опору пускової обмотки – як метод формування нової форми механічної характеристики двигуна із можливо більшим коефіцієнтом заповнення – вимагає оптимізації співвідношення зазначених опорів з метою отримання найбільшого коефіцієнта заповнення характеристики, зменшення запасу встановленої потужності приводу і нагрівання його обмоток у пусковому режимі. Показано, що це дозволяє сформулювати новий підхід до проектування пускових обмоток і вибирати підвищений опір демпферної обмотки згідно прийнятого

допустимого зниження напруги живлення у пусковому режимі. На прикладі двигуна потужністю 4 МВт із номінальною частотою обертання 75 об/хв показані очікувані переваги від розробленого напрямку проектування синхронних двигунів та систем керування ними у пускових режимах.

3. Показано, що відомі положення програмного керування напругою збудника за регульованої напруги на статорі придатні і для регулювання двигуна із підвищеним активним опором пускової обмотки. При визначенні властивостей приводу механізму із вентиляторною формою механічної характеристики за основу прийняті квазістаціонарна модель серійного двигуна потужністю 4 МВт із підсиленою пусковою обмоткою та алгоритми керування напругами збудника і статора. Встановлено, що завдяки використанню алгоритмів одночасного керування напругами живлення вдалося додатково знизити споживаний із мережі струм порівняно із відомими результатами при максимальній компенсації змінної складової електромагнітного моменту і плавному розгоні двигуна до синхронної швидкості з надмірним моментом 30%.

4. Перехідні процеси синхронізації та ресинхронізації можуть бути небезпечними як для двигуна, так і зубчатих елементів приводу. Відомі способи керування не достатньо повно враховують рівень динамічних навантажень приводу. Серед перспективних методів – програмне керування напругою живлення обох обмоток двигуна із використанням гнучких зв'язків за регульованими координатами. Основна перевага – у надійній роботі приводу за істотно зниженої напруги статора. Практичне використання розроблених принципів та алгоритмів керування комплектним електроприводом нового типу потребує розробки програмно керованого реверсивного збудника із мікропроцесорною істемою керування та регульованим у функції ковзання двигуна розрядним опором. Для універсальності використання такого приводу у його складі доцільно використати регулятор напруги статора як додатковий пристрій для зниження втрат в мережі живлення та зниження динамічних навантажень електромеханічної системи в пускових режимах і при синхронізації та ресинхронізації двигуна. У зв'язку із доведеним слабким впливом нагрівання обмоток двигуна на ефективність

запропонованих алгоритмів програмного керування до використання можливо прийняти їх опори для номінального режиму двигуна. При цьому залежності раціонального розрядного опору та фази регульованої напруги збудника допустимо брати як спрощені функції ковзання двигуна.

5. Нові підходи до проектування двигуна та системи керування ним забезпечують успішні запуск, синхронізацію та ресинхронізацію за важких умов і відсутності запасу встановленої потужності приводу, що надає економічні переваги за рахунок зменшення маси і ціни двигуна. Додаткові переваги – за рахунок виключення «виходжування» млина перед плановою зупинкою. Зникають і втрати через неекономічний режим роботи млина в процесі відновлення ним необхідного рівня завантаження барабану при включенні після перерви у роботі і попереднього «виходжування». За цінами 2005 року вартість однієї тонни двигуна близька до 75 тис. грн. Отже, лише за рахунок зниження запасу встановленої потужності на 17% розрахункова маса двигуна орієнтовно може знизитися на $0,17 \cdot 174,1 = 29,6$ т. З урахуванням транспортно-заготівельних витрат економія капітальних затрат близька до $29,6 \cdot 1,3 \cdot 75 = 2886$ тис. грн, а очікуваний економічний ефект – близько 0,3 млн грн. на рік.

3 УДОСКОНАЛЕННЯ КОНСТРУКЦІЇ ТА ЕФЕКТИВНЕ КЕРУВАННЯ СИНХРОННИМИ ДВИГУНАМИ З ПОСТІЙНИМИ МАГНІТАМИ

3.1 Дослідження та удосконалення конструкції СДПМ

3.1.1 Аналіз конструктивних особливостей СДПМ

На сьогоднішній день існує велика кількість різних типів приводів із синхронними двигунами з постійними магнітами. Вони відрізняються способом пуску, конструктивним виконанням ротора з постійними магнітами, способом живлення статора і т.д.

Статор СДПМ складається з магнітопроводу, трифазної обмотки, вивідні кінці якої приєднуються до мережі змінного струму, та станини [61, 65]. Магнітопровід набирається з ізольованих пластин електромеханічної сталі, зазвичай, товщиною порядку 0,5 мм. Пластини штампуються циліндричної форми з пазами на внутрішній стороні та ізолюються з обох сторін лаком.

При класичному виконанні в пазах статора розміщена трифазна розподілена обмотка якоря (рис. 3.1), яка при подачі на неї трифазної симетричної напруги утворює у повітряному зазорі магнітне поле постійної амплітуди, розподілене уздовж цього зазору за синусоїдальним законом, та рухається уздовж його.



Рисунок 3.1 – Виконання трифазної розподіленої обмотки статора

Поряд з традиційною розподіленою обмоткою останнім часом широкого розповсюдження отримала зосереджена обмотка на кожному зубці статора з шагом $y = 1$ (рис. 3.2) [67, 69].



Рисунок 3.2 – Виконання трьохфазної зосередженої обмотки

Дана технологія забезпечує ряд переваг. У порівнянні до розподіленої обмотки зосереджена має більш коротші лобові частини та вищий коефіцієнт заповнення пазу, що зменшує загальний опір обмотки. Окрім цього завдяки щільному приляганню лобових частин до пакету статора покращується тепловіддача. Також можливо відмовитись від міжфазової ізоляції, так як лобові частини та самі котушки в середині пазу не мають прямого контакту між собою.

При виробництві двигунів з зосередженою обмоткою можливо реалізувати досить просту технологію намотування. При сегментованому статорі завчасно, окремо намотані котушки насаджуються на зубці статора, а при монолітному дуже вигідною є технологія намотування голкою. Завдяки цьому при незначних витратах можливо налагодити повністю автоматизований процес виробництва.

Але також необхідно відзначити, що МДС зосередженої обмотки має значно більше вищих гармонік ніж МДС традиційної розподіленої обмотки. Тому застосування даної технології для асинхронних або традиційних синхронних двигунів є нераціональним.

Найкраще переваги зосередженої обмотки проявляються при використанні їх в високомоментних двигунах.

Робочий зазор між статором і ротором у СДПМ, на відміну від звичайних синхронних машин, вибирають мінімальним, виходячи з технологічних можливостей.

Конструкція ротора СДПМ у значній мірі визначається магнітними та технологічними властивостями магнітного матеріалу. На сьогоднішній день існує величезна кількість різних конструктивних виконань ротора.

Одним з найбільш простих типів - це ротор із циліндричним магнітом [63]. Він являє собою монолітний циліндричний магніт кільцеподібного типу (рис. 3.3, а). Магніт 1 виконаний литим (сплави ЮНДК) або пресованим (феррити) та кріпиться на валу за допомогою втулки 2 зі сплаву алюмінію або цинку. Намагнічування магніту відбувається в радіальному напрямку на багатополісній установці.

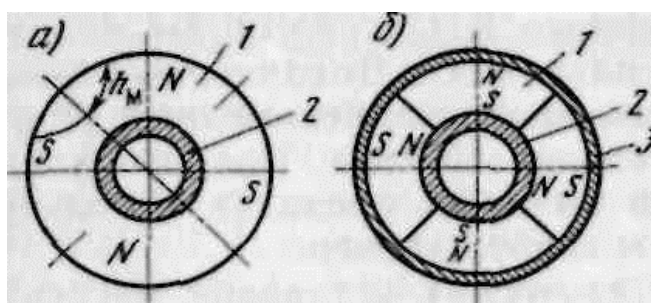


Рисунок 3.3 – Ротор з циліндричним магнітом:
а) монолітний; б) збірний

Оскільки механічна міцність магнітів невелика, то при високих лінійних швидкостях магніт поміщають в оболонку (бандаж) з немагнітного матеріалу.

Різновидом ротора із циліндричним магнітом є збірний ротор з немагнітною оболонкою (рис. 3.3, б). Намагнічені радіально, сегментні магніти 1 покладені на втулку 2 з магнітом'якої сталі та закріплені за допомогою клею. На зібрані магніти натягнутий бандаж 3 з немагнітної сталі.

Перевагами роторів із циліндричним магнітом є простота та технологічність конструкції.

Але найбільшого поширення одержали синхронні двигуни з поверхово встановленими магнітами (Surface Permanent Magnet Synchronuos Motor, (SPMSM) – аббревіатура в англomовній літературі, рис. 3.4) та з внутрішньо встановленими магнітами (Internal Permanent Magnet Synchronuos Motor, (IPMSM), рис. 3.5) [64]. Перші мають магніти, прикріплені до циліндричної поверхні ротора та у розрізі нагадують синхронні машини з явно вираженими полюсами. Другі магніти встановлюються всередині циліндричного ротора (в даній роботі у подальшому використовується назва «вбудовані магніти»).

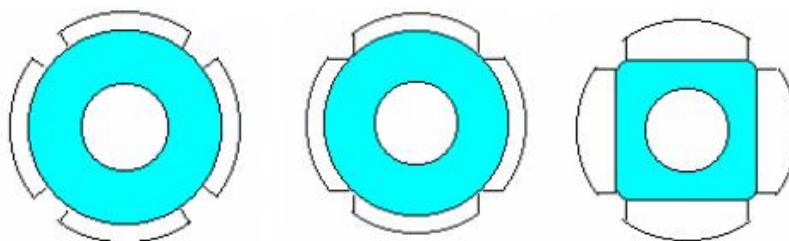


Рисунок 3.4 – Варіанти виконання конструкції роторів з поверхово встановленими магнітами

Завдяки своїй конструктивній особливості SPMSM виділяються простотою конструкції, високими динамічними характеристиками та гарною якістю магнітного поля. Одними з недоліків цих двигунів є приклеювання магнітів та необхідність у бандажі [70, 71].

В IPMSM, унаслідок використання технології внутрішніх (втоплених, схованих) магнітів, з'являється ряд переваг:

- механічно міцний, добре збалансований ротор;
- більш високий захист від корозії;
- краща перевантажувальна здатність у порівнянні з SPMSM;
- більш швидкий та простий монтаж.

Крім цього, завдяки вбудованим магнітам також послаблюється магнітне насичення, що виникає через реакцію якоря.

До недоліків можна віднести більше складні алгоритми керування у зв'язку з відмінністю індуктивностей по осях d і q [63].

IPMSM також виконуються в двох різних варіантах виконання: із традиційним горизонтальним розташуванням магнітів (рис. 3.5 а) та з v-образним розташуванням магнітів (рис. 3.5 б).

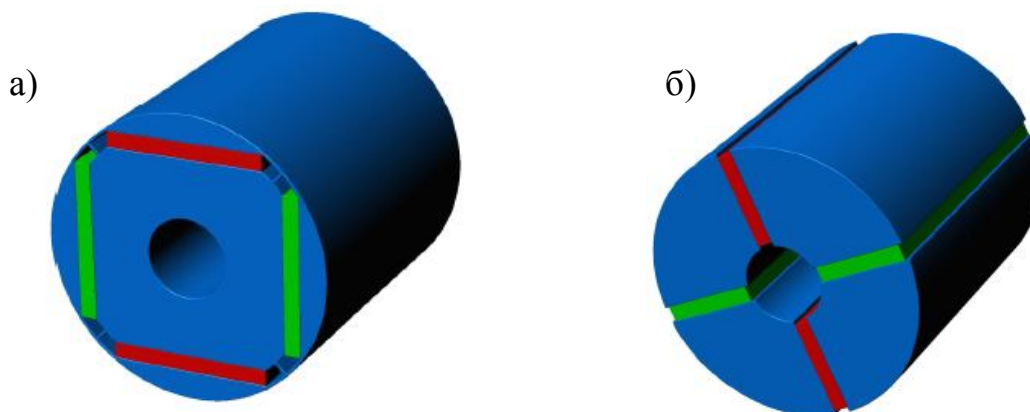


Рисунок 3.5 – Синхронні двигуни з вбудованими постійними магнітами:
 а) з традиційним горизонтальним розташуванням магнітів;
 б) з v-образним розташуванням магнітів

Таким чином, при виборі конструкції СДПМ велику роль відіграє область застосування та вимоги, які пред'являються до електропривода.

3.1.2 Дослідження електромагнітного поля та моментуутворення в СДПМ

Як зазначено в попередніх розділах, магнітні матеріали, з яких виготовляється ротор синхронних двигунів, що розглядаються, є коштовними. Електропривод на основі СДПМ звісно буде мати найкращі технічні показники у порівнянні із традиційним асинхронним електроприводом, але матиме малу конкуренту спроможність через високу вартість.

Тому метою досліджень є вибір конструкції СДПМ, яка забезпечувала б максимальні вихідні параметри при мінімальних витратах на виробництво. Для цього були промодельовані три найпоширеніші варіанти виконання:

- СДПМ із поверхово встановленими магнітами (SPMSM);

- СДПМ із традиційно горизонтально вбудованими магнітами;
- СДПМ із v-образно вбудованими магнітами.

У всіх двигунах статор виконується з однаковою, розподіленою обмоткою.

Для підвищення вірогідності результатів дослідження проводилися для двигунів різної потужності (5,5, 3 та 2,2 кВт) стандартного типорозміру ІЕС112, тобто виконаних в ідентичних габаритних розмірах (довжина, зовнішній діаметр).

Моделювання виконувалися також за допомогою спеціалізованої програми Maxwell SV. У даній програмі всі розрахунки виконуються по методу кінцевих елементів.

Одною з головних переваг СДПМ є більш високий обертовий момент у порівнянні з іншими класами машин змінного струму, виконаних у тих же габаритних розмірах. Тому він обраний головним вихідним параметром двигуна для порівняння різних модифікацій конструкцій СДПМ. З іншого боку частка вартості магнітного матеріалу в собівартості двигуна є однією з найбільших і тому саме вона вибрана як оцінки витрат на виробництво.

Кожен варіант модифікації конструкції СДПМ був промодельований при різних геометричних розмірах магнітів або об'ємі (масі) магнітного матеріалу. Об'єм (маса) магнітів для СДПМ з поверхово встановленими магнітами залежить від обраної товщини h_m та величини полюсного перекриття $\alpha = \tau_p / \tau_c$ (рис. 3.6), а в СДПМ з вбудованими магнітами тільки від обраної товщини h_m . Довжина магнітів у всіх випадках залишалася постійною.

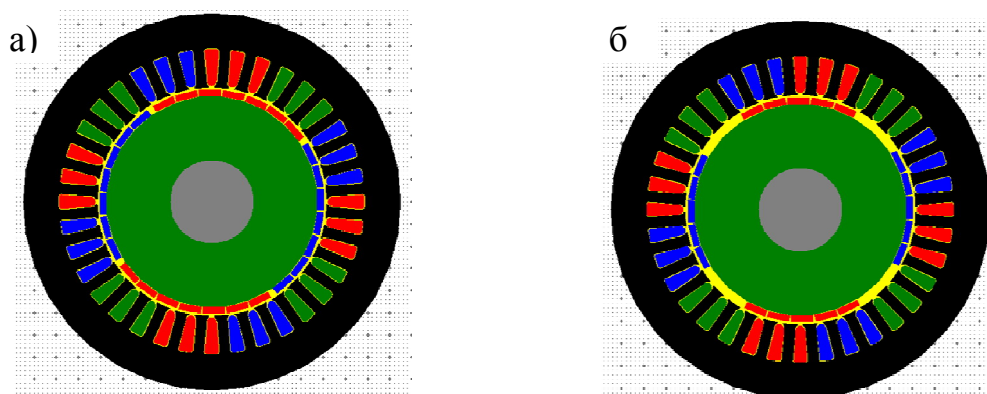


Рисунок 3.6 – Розподіл обмоток SPMSM: а) $\alpha=0,95$; б) $\alpha=0,69$

Найбільш доцільно обирати товщину (висоту) магнітів в межах $h_m = 2 - 5$ мм, а величина полюсного перекриття $\alpha = 0,5 - 0,95$.

За результатами проведених моделювань отримані залежності моменту від маси магнітного матеріалу (рис. 3.7).

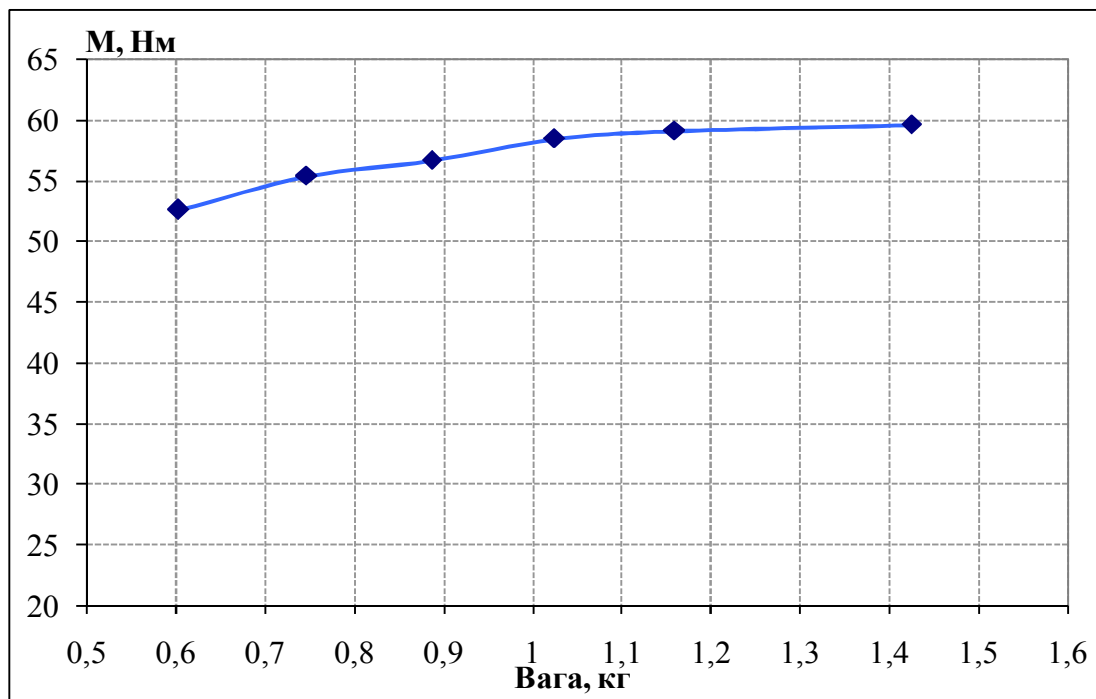


Рисунок 3.7 – Графік залежності моменту від маси магнітного матеріалу для СДПМ з горизонтально вбудованими магнітами, $P_n=5,5$ кВт

Як добре видно з рис. 3.7, існує певний оптимум між моментом та масою магнітного матеріалу. Він перебуває в області 1 кг, тому що при збільшенні на 40 % маси магнітного матеріалу ми одержували збільшення моменту тільки на 1 – 2 Нм, що становить лише 1,7 – 3,3 %. Аналогічна картина спостерігається і для інших модифікацій виконання СДПМ.

Порівняльні графіки залежностей для всіх модифікацій наведені нижче на рис. 3.8 – 3.10, при чому ПМ позначає СДПМ з поверхово встановленими магнітами, ВМ - СДПМ з традиційно горизонтально вбудованими магнітами, а ВМВ - СДПМ з v-образно вбудованими магнітами. Крім цього, для СДПМ з вбудованими магнітами кожна крапка означає нову товщину магніту (2, 2,5, 3, 3,5, 4, 5 мм), а для СДПМ із поверхово встановленими магнітами - кожна крива це нова товщина, а кожна крапка різне значення полюсного перекриття.

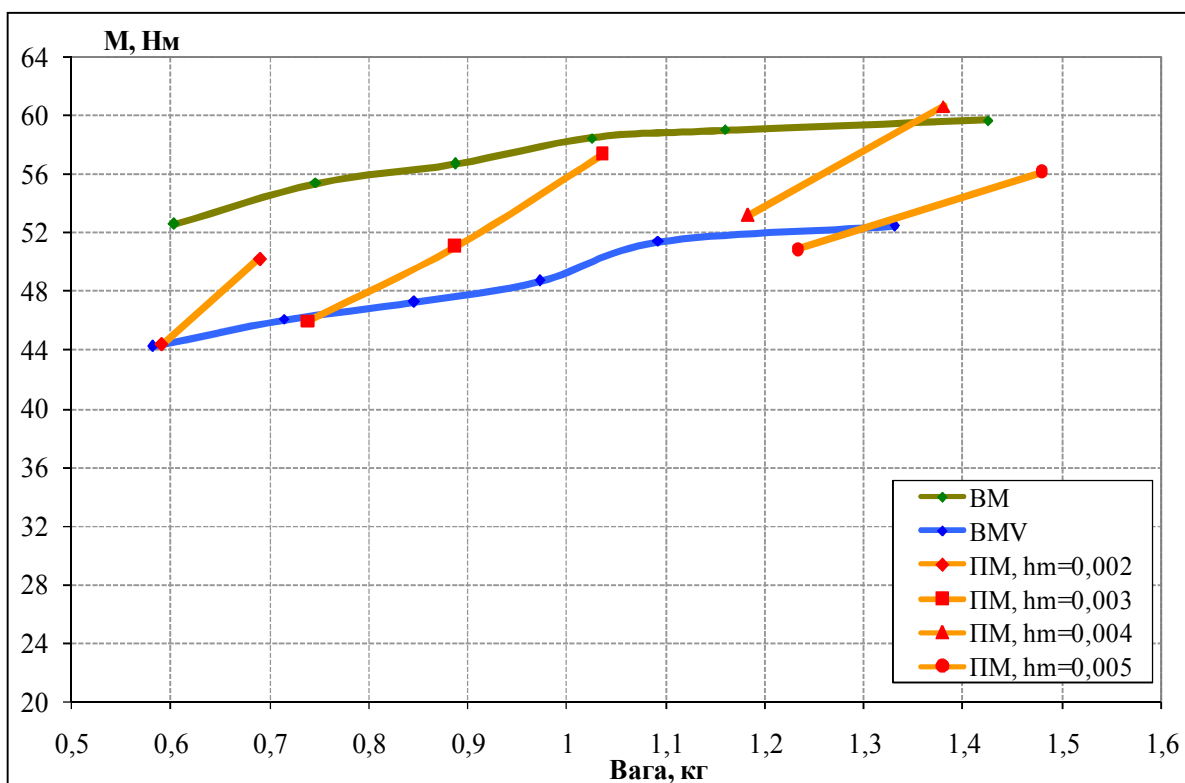


Рисунок 3.8 – Графік залежностей моменту від маси магнітного матеріалу СЛПМ. $R_n=5.5$ кВт

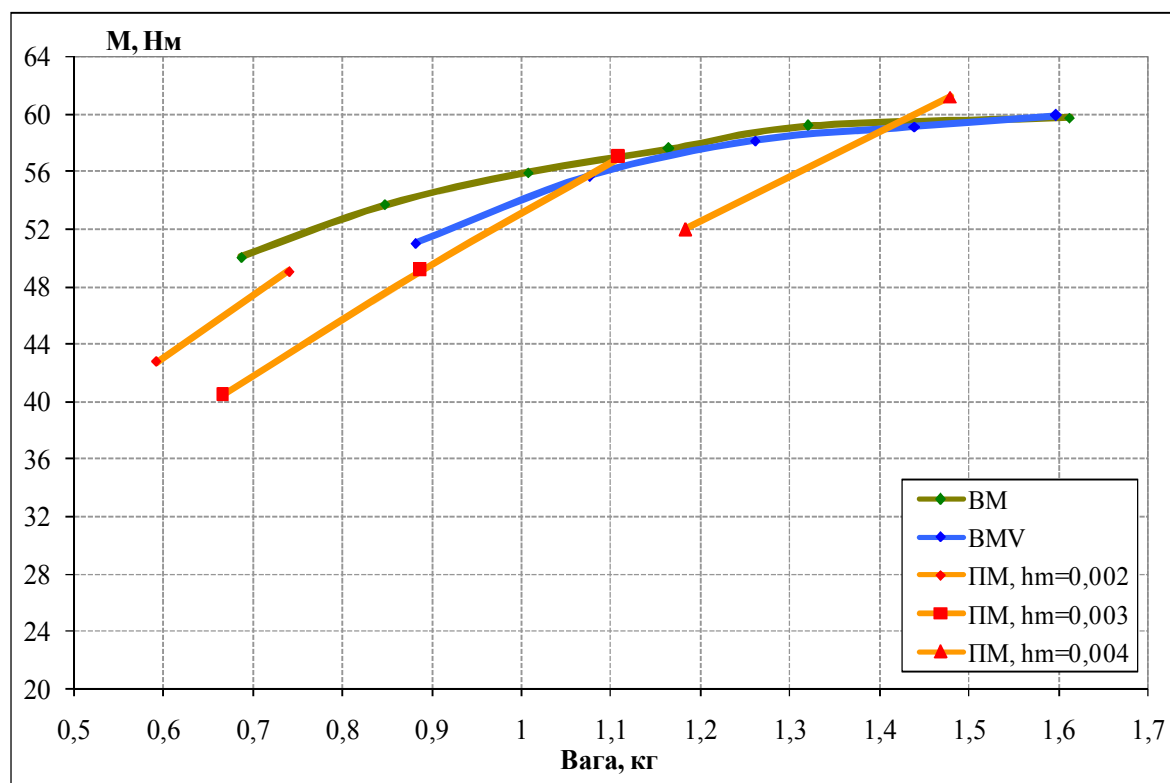


Рисунок 3.9 – Графік залежностей моменту від маси магнітного матеріалу СДПМ, $R_n=3$ кВт

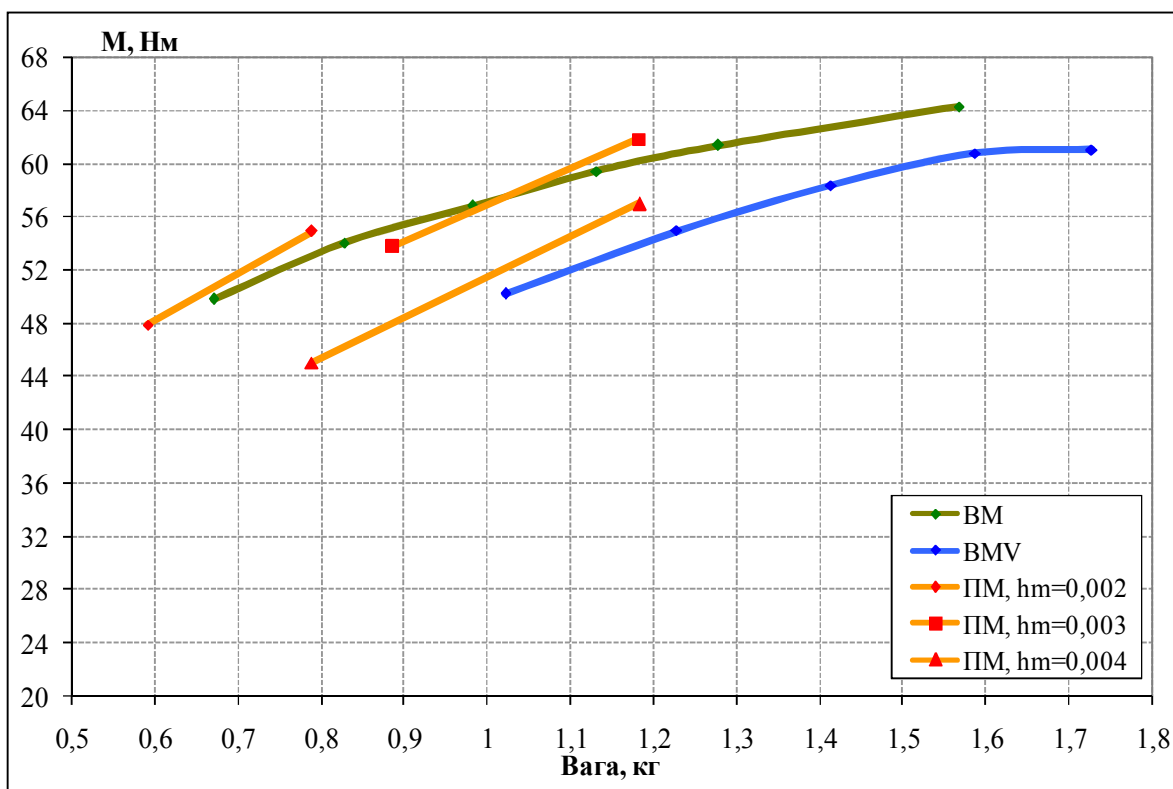


Рисунок 3.10 – Графік залежностей моменту від маси магнітного матеріалу СДПМ, $P_n=2,2$ кВт

Згідно отриманих нами результатів, найкращою модифікацією є СДПМ із традиційно горизонтально вбудованими магнітами, тому що при однаковому об'ємі використання магнітного матеріалу дана модель двигуна розвиває найбільший обертовий момент. Ця тенденція проглядається для всього діапазону потужностей.

3.1.3 Дослідження навантажувальної здатності СДПМ різних типів

До сучасних двигунів пред'являється багато різних вимог. Одним з головних є перевантажувальна здатність (λ). Даний критерій також істотно впливає на вибір модифікації двигуна.

Розглянемо всі варіанти створення СДПМ, виконані з використанням приблизно однакового обсягу магнітного матеріалу та задовольняючі умові оптимуму між моментом двигуна та масою магнітного матеріалу. Цій умові відповідають моделі СДПМ, у яких висота магнітів становить $h_m = 3$ мм.

Значення перевантаження обмежується на практиці величиною реакції якоря, яка у деяких випадках може викликати розмагнічування магнітів. Для застереження цього явища необхідно слідкувати, щоб величина індукції магніту не опустилась нижче певного мінімального значення, яке в свою чергу залежить від якості магнітного матеріалу і температури експлуатації.

В процесі дослідження використовувались магніти S 38/180 фірми ВЕС (Німеччина), виготовлені зі сплаву FeNdВ. Відповідні паспортні дані приведені у таблиці 3.1, а крива розмагнічування на рис. 3.11.

Таблиця 3.1 – Параметри магнітів S 38/180

Властивості	Розмірність	Значення	
		Стандартне	Мінімальне
Залишкова індукція, B_r	Тл	1,26	1,22
Коерцитивна сила H_{cJ} , при 20°C	кА/м	> 2400	
Коерцитивна сила H_{cB} , при 20°C	кА/м	971	915
Енергія магніту, $(BH)_{max}$	кДж/м ³	302	278
Коерцитивна сила H_{cJ} , при 150°C	кА/м	> 764	

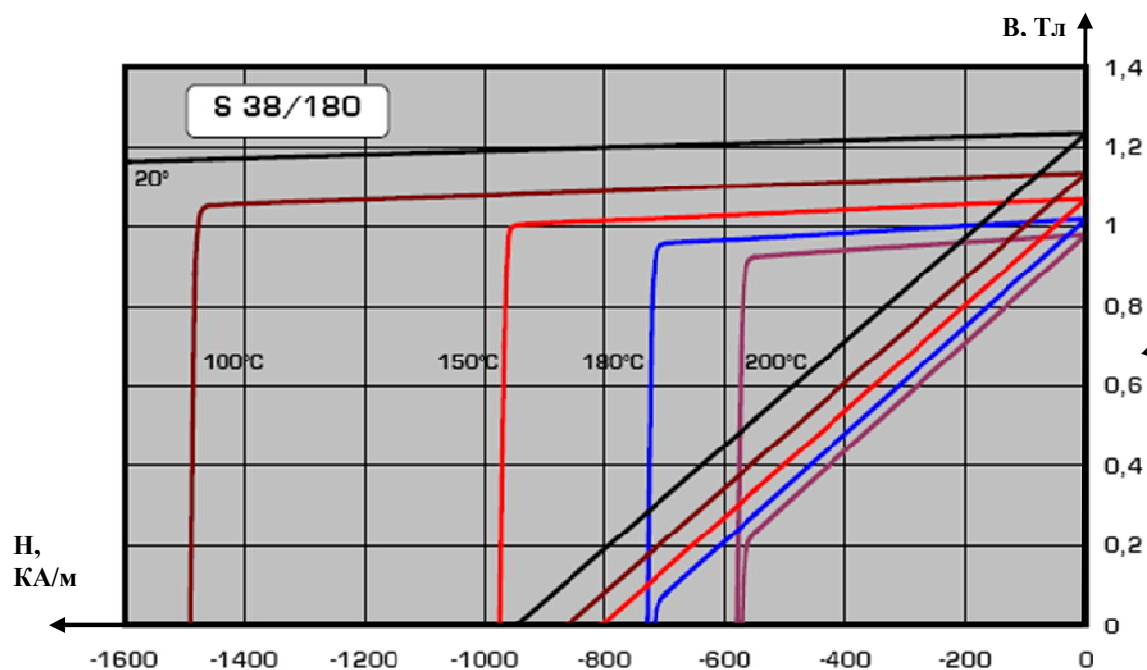


Рисунок 3.11 – Крива розмагнічування $B(H)$ при різних температурах

У ході даного дослідження ми змінювали струм статора від I_n до $4I_n$ і реєстрували розраховане значення магнітної індукції магнітів. Отримані при цьому вектори індукції у відповідному масштабі наведені на рис. 3.12 – 3.13.

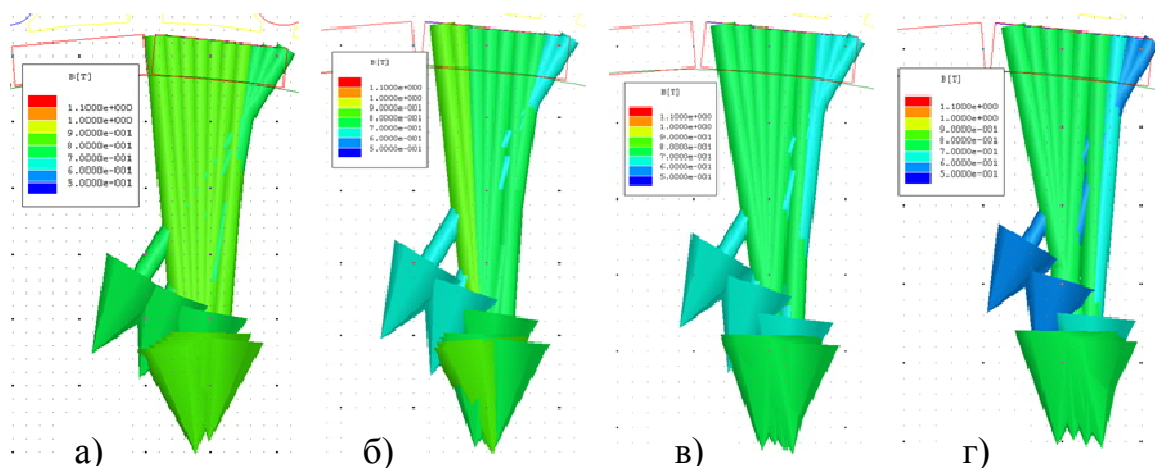


Рисунок 3.12 – Вектори індукції магніту в СДПМ з поверхово встановленими магнітами: а) при I_n ; б) при $2I_n$; в) при $3I_n$; г) при $4I_n$

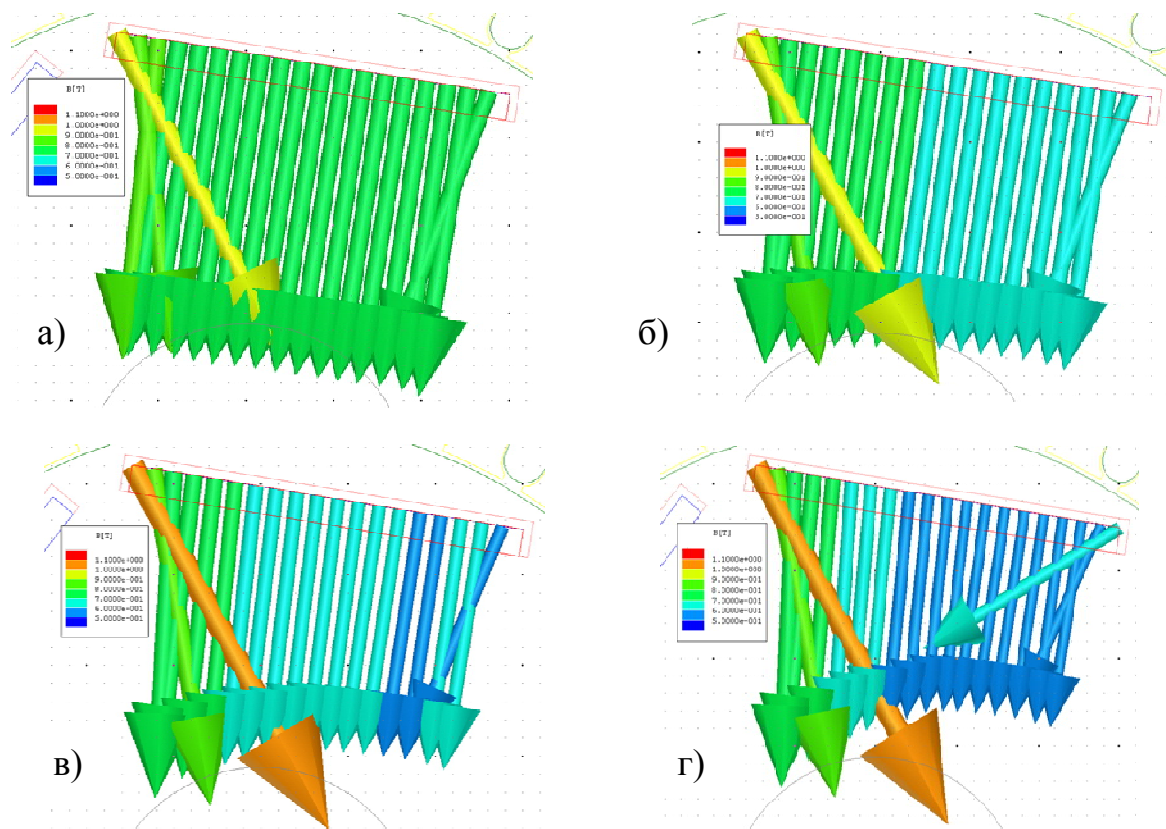


Рисунок 3.13 – Вектори індукції магніту в СДПМ з горизонтально вбудованими магнітами: а) при I_n ; б) при $2I_n$; в) при $3I_n$; г) при $4I_n$

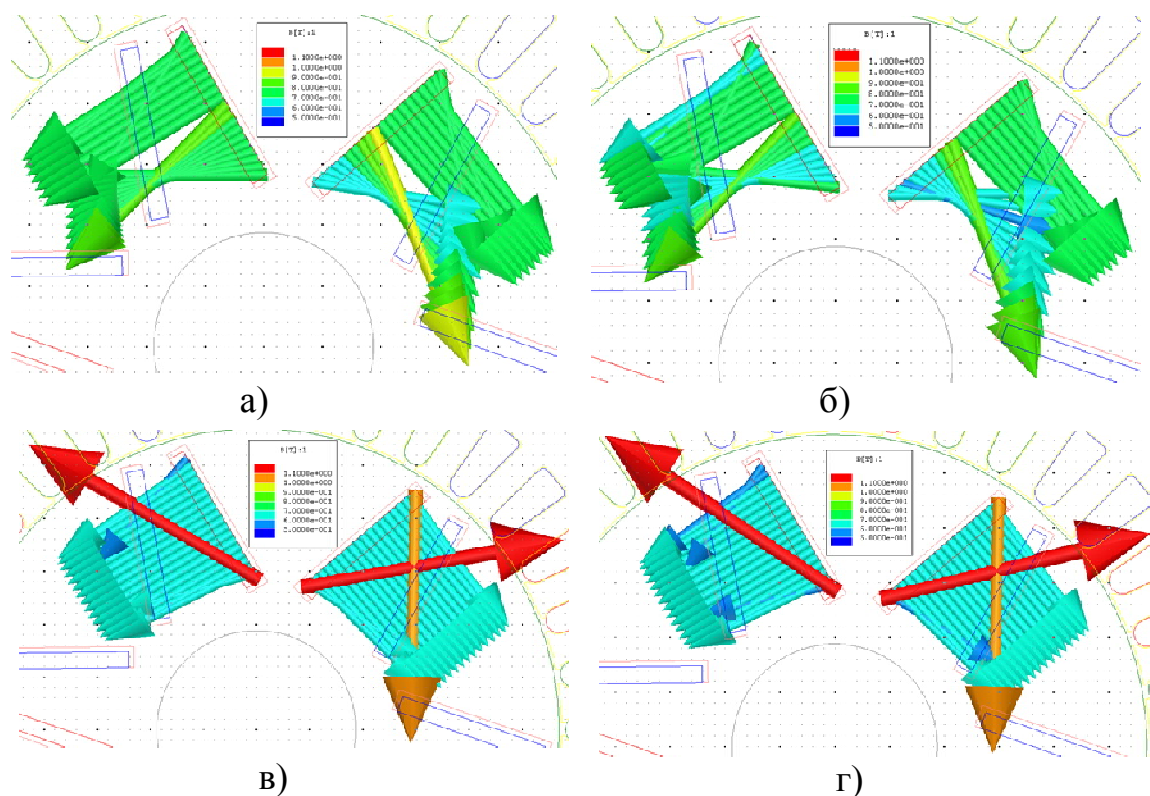


Рисунок 3.14 – Вектори індукції магніту в СДПМ з v-образно вбудованими магнітами: а) при I_n ; б) при $2I_n$; в) при $3I_n$; г) при $4I_n$

Як видно з рис. 3.12 – 3.14 всі модифікації СДПМ досить добре витримують чотирьохкратне перевантаження за струмом і значення індукції не знижується нижче мінімального паспортного значення.

Але все ж таки СДПМ з вбудованими магнітами ліпше витримують перевантаження за струмом, так як вони знаходяться в середині ротору.

Крім того вплив перевантаження за струмом сильно залежить від товщини магніту: чим тонший магніт, тим меншу величину перевантаження може він витримати. Чотирьох кратне перевантаження за струмом забезпечують магніти товщиною $h_m = 3 - 3,5$ мм.

Для забезпечення високого перевантаження за струмом треба також посилювати ізоляцію статорної обмотки, що призводить до додаткових затрат на виробництво.

3.1.4 Вибір оптимальної конструкції СДПМ

За результатами проведеного порівняльного дослідження можливо зробити наступні висновки:

1. Вибір модифікації конструкції СДПМ обумовлюється областю застосування та вимогами, які пред'являються до електропривода.
2. МДС СДПМ з традиційною розподіленою обмоткою містить значно менше вищих гармонік ніж МДС СДПМ з зосередженою обмоткою.
3. Для двигунів потужністю 3 – 5 кВт оптимум між значенням розвиненого обертового моменту СДПМ та використовуваного магнітного матеріалу становить 1 кг. Подальше збільшення маси магнітів, наприклад на 40 %, призводить до незначного збільшення моменту, відповідно на 1,7 – 3,3 %.
4. СДПМ з горизонтально вбудованими магнітами розвивають найбільший обертовий момент серед усіх модифікацій конструкцій. Він складає в середньому на 3 – 6 Нм більше ніж у СДПМ з поверхово встановленими магнітами і на 5 – 9 Нм - ніж у СДПМ v-образно вбудованими магнітами.
5. Усі модифікації двигунів витримують чотирьохкратне перевантаження за струмом. Але СДПМ з вбудованими магнітами краще витримують перевантаження за рахунок розташування в середині ротору.
6. СДПМ з горизонтально вбудованими магнітами та з традиційною розподіленою обмоткою вибрано базовим для електропривода та подальшої розробки відповідної системи керування для нього.

3.2 Розробка ефективних законів керування СДПМ

Поряд з удосконаленням конструкції СДПМ невід'ємним завданням є розробка нових законів керування, які б забезпечували максимальні динамічні показники електропривода на їх базі.

Завдяки своїм властивостям СДПМ набули найбільшого поширення в позиційному електроприводі. Саме тому в даному підрозділі розглянуто проблеми систем керування положенням механізму.

3.2.1 Огляд існуючих принципів керування СДПМ

Сучасний напрямок розвитку принципів керування визначається розвитком апаратної бази електроприводу: параметрами самого СДПМ та його властивостями, наявністю датчиків кута повороту та швидкості, типом перетворювача, обчислювальною потужністю контролера. Реалізація керування СДПМ з урахуванням цих вимог дозволяє судити про ефективність використовуваних алгоритмів.

Представлення рівнянь СДПМ в синхронно обертовій системі координат, дійсна вісь якої спрямована по осі полюса ротора, є основним і найбільш ефективним способом опису його роботи [62]. Дані рівняння забезпечують достатню наочність процесів, що протікають в обмотках двигуна. Дійсний струм та напруга статора в приведеній двофазній обертовій системі координат пов'язані з роторними величинами однозначним перетворенням. Ці перетворення засновані на припущенні про симетричність електричних та магнітних кіл всіх обмоток.

На підставі цих рівнянь був запропонований принцип керування, який отримав назву «векторна орієнтація» або «векторне керування». Даний метод заснований на регулюванні складових вектора струму статора i_{sd}, i_{sq} . Керування струмом i_{sd} дозволяє керувати потоком двигуна незалежно від його моменту та швидкості обертання, а струмом i_{sq} – моментом двигуна. Цей принцип нагадує принцип двозонного керування електроприводом постійного струму, де замість i_{sd} використовується струм збудження двигуна постійного струму, а замість i_{sq} – струм якоря.

Разом з ним, одним з основних методів керування АД та СДПМ є пряме керування моментом (Direct Torque Control, DTC) [64]. Воно може бути здійснене при живленні синхронного двигуна від перетворювача частоти (ПЧ). У даній системі регулювання, діючий стан інвертора напруги вибирається таким, щоб зменшити похибку регульованої величини. При цьому вибір стану залежить тільки від знаку похибки, але не від її абсолютного значення. Для керування використовується дві регульовані величини: потокозчеплення статора Ψ_s , яке тримається на постійному рівні Ψ_{ref} та момент двигуна M_d , який встановлюється

рівним заданому значенню M_{ref} . Похибка регульованої величини визначається як різниця заданого та поточного стану: $\varepsilon_\psi = \Psi_{ref} - \Psi_s$ $\varepsilon_m = M_{ref} - M_d$.

Іншим способом керування є застосування систем із ковзаючими режимами (Sliding Mode Systems). Особливість цих систем, що належать до систем із змінною структурою, полягає в тому, що знак керування змінюється при перетині так званої поверхні ковзання, яка є спеціальним чином складеним рівнянням, у яке в якості змінних входять змінні стану об'єкту. Недоліками такого методу є можлива втрата стійкості на ділянці досягнення поверхні перемикавання, високочастотні перемикавання, які ведуть до швидкого зносу механічних та електричних частин приводу, а також високі вимоги до перетворювача.

Існує ще декілька якісно нових методів керування СДПМ. Одним з них є метод з використанням спостерігача невизначеностей (Uncertainties observer). Цей напрямок отримав розвиток в даній області лише останнім часом. Суть систем, побудованих за таким принципом, полягає в зведенні невизначеностей параметрів та зовнішніх збурень в єдиний вектор невизначеностей, його оцінка та компенсація за допомогою спостерігача, а також завдання ступеню робастності шляхом його налаштування. Привабливість методу полягає в тому, що в якості невизначеностей можуть розглядуватися нелінійності системи, обумовлені насиченням магнітного кола, які прямо не відображені в рівняннях машини, але роблять вплив на динамічні процеси в приводі. Крім того, запропоновані алгоритми відрізняються відносною обчислювальною простотою.

Також була запропонована цікава методика, де процеси в двигуні розбиваються на дві групи: швидкі та повільні. До повільних процесів відносяться електромеханічні, до швидких – електромагнітні. Розділення системи на дві підсистеми та вирішення їх за допомогою ітераційних алгоритмів дозволяє побудувати бездатчиковий алгоритм, вигідніший з погляду обчислювального навантаження.

Окрім описаних підходів, побудованих для якісного відпрацювання програмного завдання, існує ряд методів, побудованих на основі оптимізації енергоспоживання з врахування параметрів двигуна.

3.2.2 Огляд існуючих принципів керування позиційними приводами на базі СДПМ

Серед різних автоматичних систем керування механізму певну нішу займають системи регулювання положення. Даний клас систем має надзвичайно широкий діапазон застосування та використовується у різних промислових пристроях та роботах. Потужність виконавчих двигунів складає від одиниць та десятків ватів до десятків та сотень кіловат.

В таких системах контроль положення виконавчого органу здійснюється за допомогою різного типу датчиків. У слідкуючих системах підвищення точності досягається застосуванням датчиків грубого та точного відліку розузгоджень, що працюють відповідно при їх великих та малих значеннях.

У більшості випадків промислові системи керування положенням будуються на принципах підлеглого регулювання. При цьому побудова та розрахунок внутрішніх контурів струму та швидкості відповідає класичним уявленням про налаштування на той або інший вид оптимуму. Також має місце спільне налаштування контурів струму та швидкості за відсутності жорстких вимог щодо якості перехідних процесів в контурі струму та необхідності високої швидкодії.

Системи керування положенням прийнято розділяти на ті, що працюють в режимах позиціонування та стеження [60]. Позиціонуванням називають такий режим роботи системи керування положенням, при якому завданням на керування електроприводом механізму є переміщення його робочого органу із одного фіксованого положення в інше. При цьому повинні забезпечуватися необхідна швидкодія та обмежуватися або виключатися перерегулювання відпрацьованого переміщення. Позиційні системи знаходять широке розповсюдження в різних галузях техніки, зокрема металургії, верстатобудуванні, підйимально-транспортних механізмах та ін.

Для позиційної системи розрізняють:

– режим малих переміщень, при якому ні регулятор швидкості, ні регулятор положення не входять в режим обмеження та система працює як лінійна;

– режим середніх переміщень, при якому регулятор швидкості входить в режим обмеження, але ділянка переміщення з постійною швидкістю відсутня;

– режим великих переміщень, при відпрацюванні яких впродовж певного часу двигун працює на сталій швидкості внаслідок обмеження регулятора положення.

При цьому регулятор швидкості обмежується при розгоні та гальмуванні.

Завданням системи стеження є забезпечення переміщення виконавчого органу механізму відповідно зі змінної по довільному закону керуючій дії, при похибці, яка не перевищує допустимого значення в усіх режимах в умовах впливу на систему різного типу дій. При цьому жоден з регуляторів не повинен виходити в режим обмеження.

3.2.3 Динамічна модель СДПМ

Математичний опис перехідних процесів машини змінного струму базується на відомих законах електромеханіки [62, 64]. За допомогою методу просторових векторів для ланцюга статора двигуна справедливе рівняння потокозчеплення статора

$$u_s = R_s \cdot i_s + \frac{d\Psi_s}{dt} + \omega_k \cdot J \cdot \Psi_s, \quad (3.1)$$

де ω_k – частота обертання системи координат, в якій розглядається двигун. Для нерухомої системи координат рівняння (3.1) набуває вигляду

$$u_{\alpha\beta} = R_s \cdot i_{s\alpha\alpha} + \frac{d\Psi_{s\alpha\alpha}}{dt}, \quad (3.2)$$

а для обертової з синхронною швидкістю –

$$u_{dq} = R_s \cdot i_{sdq} + \frac{d\Psi_{sdq}}{dt} + \omega_s \cdot J \cdot \Psi_{dq}. \quad (3.3)$$

Розглянемо звичайну синхронну машину. Вектори потокозчеплення статора Ψ_s та ротора Ψ_r відрізняються один від одного із-за наявності розсіяння обмоток статора та ротора, в зв'язку з чим

$$\Psi_s = (L_m + L_{sl}) \cdot i_s + L_m \cdot i_r, \quad (3.4)$$

$$\Psi_r = L_m \cdot i_s + (L_m + L_{rl}) \cdot i_r, \quad (3.5)$$

де L_m – головна індуктивність двигуна; L_{sl}, L_{rl} – індуктивності розсіяння обмоток, причому $L_m + L_{sl} = L_s$, $L_m + L_{rl} = L_r$ – повні індуктивності обмоток статора та ротора.

Розглядаючи СДПМ, приймемо струм ротора i_r рівним деякому еквівалентному струму i_m . Тоді $L_m i_m = \Psi_r$ – потік, створений постійними магнітами. Окрім цього, замість L_s треба використовувати діагональну матрицю $L_s = \text{diag}[L_d, L_q]$. Розглянемо обертову систему та направимо вектор потокозчеплення Ψ_r вздовж осі полюса ротора. Тоді з урахуванням (3.1) отримуємо:

$$u_s = R_s \cdot i_s + L_s \frac{di_s}{dt} + \omega_s \cdot J \cdot (L_s \cdot i_s + |\Psi_s 0|^T) \quad (3.6)$$

або

$$u_{sd} = R_s \cdot i_{sd} + L_d \cdot \frac{di_{sd}}{dt} - \omega_s \cdot L_q \cdot i_{sq}, \quad (3.7)$$

$$u_{sq} = R_s \cdot i_{sq} + L_q \cdot \frac{di_{sq}}{dt} + \omega_s \cdot (L_d \cdot i_{sd} + \Psi_r). \quad (3.8)$$

З урахуванням того, що складові потоку рівні

$$\Psi_{sd} = L_d \cdot i_{sd} + \Psi_r, \quad \Psi_{sq} = L_q \cdot i_{sq}. \quad (3.9)$$

рівняння (3.7) та (3.8) набувають наступного вигляду:

$$u_{sd} = R_s \cdot i_{sd} + L_d \cdot \frac{d i_{sd}}{dt} - \omega_s \cdot \Psi_{sq}, \quad (3.10)$$

$$u_{sq} = R_s \cdot i_{sq} + L_q \cdot \frac{d i_{sq}}{dt} + \omega_s \cdot \Psi_{sd}. \quad (3.11)$$

Момент СДПМ можна визначити

$$M_d = 1,5p \cdot \Psi_s \times i_s, \quad (3.12)$$

де \times - знак векторного добутку.

З урахуванням (3.9) рівняння (3.12) набуває вигляд:

$$M_d = 1,5p \cdot (\Psi_r \cdot i_{sq} + (L_d - L_q) \cdot i_{sq} \cdot i_{sd}). \quad (3.13)$$

Для повного опису перехідних процесів необхідно додати основне рівняння руху:

$$M_d - M_s = J \cdot \frac{d\omega_s}{dt}. \quad (3.14)$$

Більшою мірою рішення поставленої задачі сприяє приведення структурних схем до зручнішої форми за допомогою нормування, тобто переходу до відносних одиниць.

Як базові значення для СДПМ прийемо наступний ряд значень:

$$I_d^{\circ} = I_q^{\circ} = I^{\circ} = \frac{\Psi_r}{L_d} - \text{базовий струм};$$

$$M_d^{\circ} = 1,5 \cdot p \cdot \Psi_r \cdot I^{\circ} = 1,5 \cdot p \cdot \frac{\Psi_r^2}{L_d} - \text{базовий момент};$$

$$\omega^{\circ} = \frac{R_s}{L_d} - \text{базова частота обертання};$$

$$t^{\circ} = \frac{1}{\omega^{\circ}} - \text{базовий час};$$

$$U_{sd}^{\delta} = U_{sq}^{\delta} = U^{\delta} = I^{\delta} \cdot R_s = \frac{\Psi_r \cdot R_s}{L_d} - \text{базова напруга.}$$

Перетворимо рівняння (3.10) та (3.11) до відносних одиниць, розділивши його на базову напругу U^{δ} , а рівняння (3.13) та (3.14), розділивши на базовий момент M_d^{δ} . Провівши ряд математичних операцій вони набудуть наступного вигляду:

$$\begin{cases} U_{sd}^* = I_{sd}^* + \frac{L_d}{R_s} \cdot \frac{d I_{sd}^*}{dt} - \omega_s \cdot (dl + 1) \cdot I_{sq}^* \\ U_{sq}^* = I_{sq}^* + \frac{L_q}{R_s} \cdot \frac{d I_{sq}^*}{dt} + \omega_s \cdot (I_{sd}^* + I) \end{cases} \quad (3.15)$$

$$\begin{cases} M_d^* = I_{sq}^* \cdot (1 - dl \cdot I_{sd}^*) \\ M_d^* - M_s^* = \frac{J \cdot R_s^2}{1,5 \cdot p \cdot \Psi_r^2 \cdot L_d} \cdot \frac{d\omega_s^*}{dt^*} \end{cases} \quad (3.16)$$

Електромагнітні постійні часу СДПМ рівні:

$$T_d = \frac{L_d}{R_s}, \quad T_q = \frac{L_q}{R_s}. \quad (3.17)$$

Електромеханічна постійна часу рівна –

$$T_M = \frac{J \cdot R_s^2}{1,5 \cdot p \cdot \Psi_r^2 \cdot L_d}. \quad (3.18)$$

З урахуванням (3.17) – (3.18) рівняння (3.15) та (3.16) набудуть вигляду:

$$\begin{cases} U_{sd}^* = I_{sd}^* + T_d \cdot \frac{d I_{sd}^*}{dt} - \omega_s \cdot (dl + 1) \cdot I_{sq}^* \\ U_{sq}^* = I_{sq}^* + T_q \cdot \frac{d I_{sq}^*}{dt} + \omega_s \cdot (I_{sd}^* + I) \end{cases} \quad (3.19)$$

значень цих співвідношень за допомогою введення спеціальних корегуючих регуляторів.

Загальний підхід до побудови САР полягає в складанні структурних схем виходячи з виразу передатних функції для окремих ланок та введенні в систему відповідних регуляторів. На практиці побудови САР електроприводів широке застосування знайшли системи підлеглого регулювання параметрів. У цих системах основні інерційності об'єкту керування компенсуються включенням послідовно з ними регуляторів. При цьому, очевидно, кількість послідовно включених регуляторів дорівнює кількості регульованих параметрів, а кожен контур САР структурно містить об'єкт регулювання та регулятор (рис. 3.16). На вхід кожного регулятора з передавальною функцією W_{p_i} подається сигнал завдання з регулятора $W_{p_{i-1}}$ та дійсні значення i -го регульованого параметра з i -го об'єкту регулювання W_{op_i} .

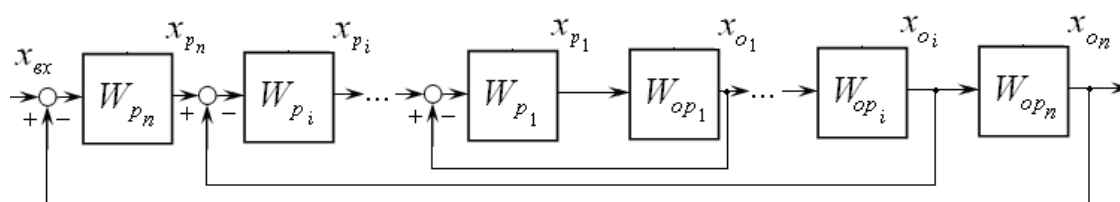


Рисунок 3.16 – Структурна схема багатоконтурної САР з підлеглим керуванням параметрів

Оптимізація i -х контурів полягає у виборі таких передавальних функцій W_{p_i} їх регуляторів, щоб щонайкраще забезпечувалася необхідна якість перехідних процесів в кожному контурі.

Відповідно до представленого загального підходу була розроблена та промодельована система керування положенням механізму (рис. 3.17). В якості початкових даних використовувались структурні схеми синхронного двигуна з постійними магнітами (рис. 3.15), перетворювача частоти та САР (рис. 3.16). Відповідні графіки перехідних процесів системи керування положенням представлені на рис. 3.18.

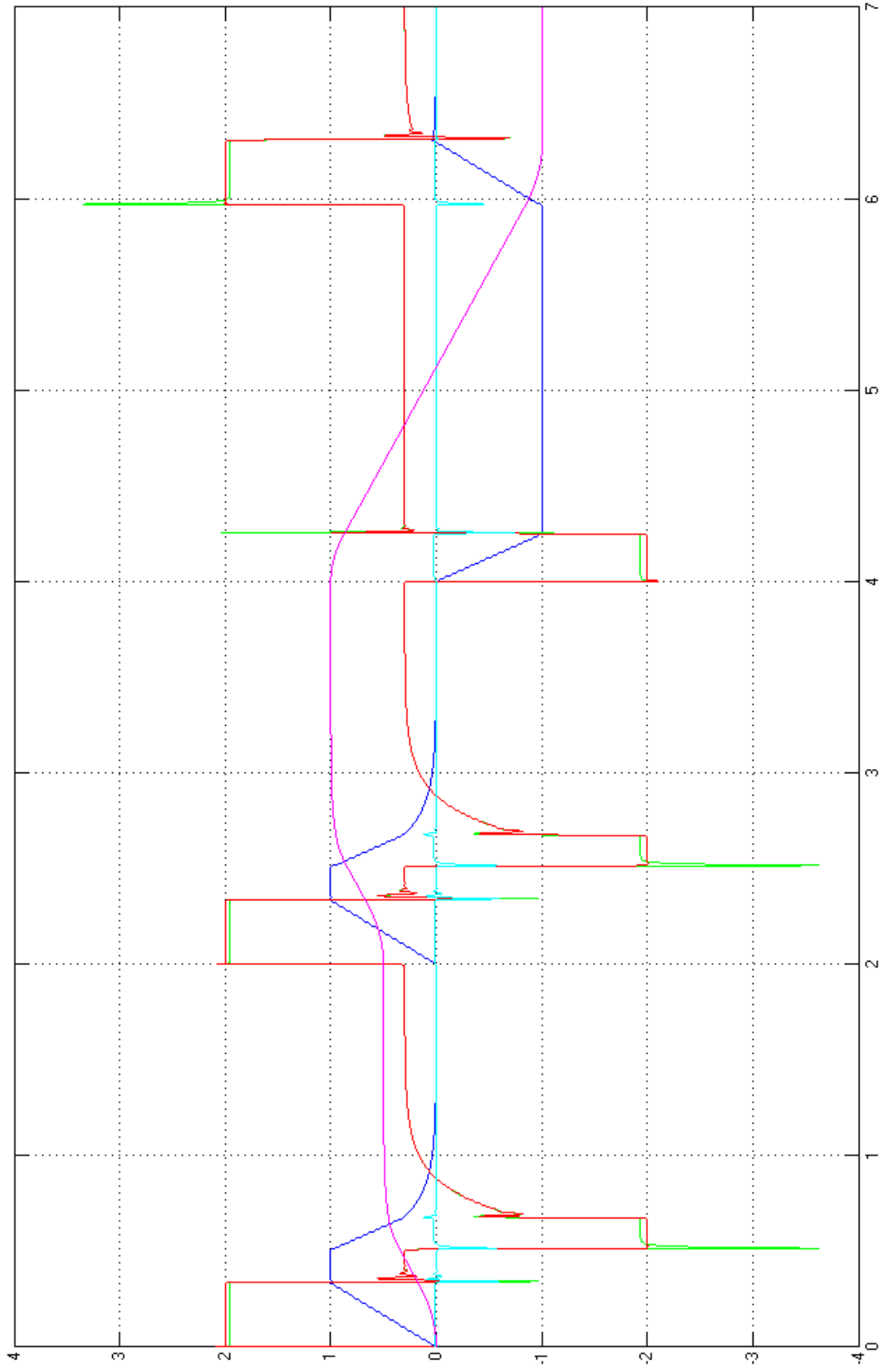


Рисунок 3.18 – Графіки перехідних процесів системи керування положенням механізму

3.2.5 Система керування положенням з урахуванням пружних механічних ланок

При дослідженні динамічних процесів в приводах механізмів зазвичай виявляється допустимим представлення двигуна та механізму у вигляді системи із зосередженими параметрами, коли ротор двигуна та кінцеві елементи механізму, такі, як виконавчий механізм, зубчасті колеса, маховики, вузли, що здійснюють поступальний рух і т. п., представляються у вигляді матеріальних точок із певними масами або моментами інерції, а ідеалізовані безінерційні зв'язки між ними не мають маси та характеризуються тільки пружністю та дисипативними властивостями. Вважається, що зовнішні сили або моменти прикладені лише до зосереджених мас. Математичний опис дисипативних явищ є дуже складним завданням. Теоретичне вирішення її часто дає дуже наближені результати, що спричиняє значні труднощі при створенні достовірної моделі пружної системи з урахуванням сил тертя.

На рис. 3.19 приведена схема електромеханічної системи «двигун – виконавчий механізм» (Д-ВМ) [60]. Прийmemo, що J_1 – момент інерції ротора двигуна та редуктора, J_2 – момент інерції виконавчого механізму. При аналізі даної системи прийmemo вище описані допущення.

Якщо жорсткість виконавчого валу – c'_e , редуктора та муфти – $c'_{ред}$, то зв'язок

характеризуватиметься еквівалентною жорсткістю
$$c' = \frac{c'_e \cdot c'_{ред}}{(c'_e + c'_{ред})}$$
.

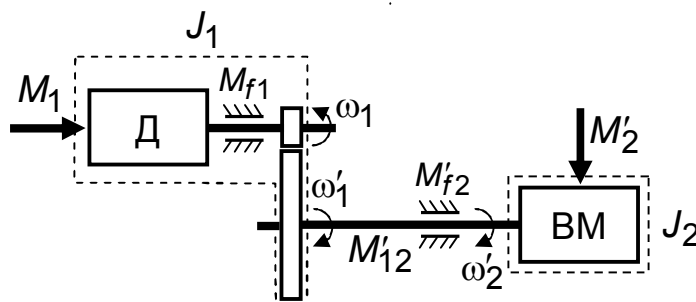


Рисунок 3.19 – Кінематична схема системи Д – ВМ

Вважатимемо, що під дією прикладених до ротора двигуна та механізму зовнішніх моментів M_1 та M'_2 пружний зв'язок скручений під деяким початковим кутом. Після зникнення зовнішніх моментів в системі виникають затухаючі коливання. Якщо двигун вимкнений від мережі живлення, тобто не демпфує коливання, то останні затухатимуть за рахунок сил тертя, на подолання яких використовується енергія, що запасена пружною системою. Для опису таких зусиль найчастіше використовують спрощення відносно теорії лінійності. Демпфування коливань проводиться за рахунок сил внутрішнього тертя в речовині пружного зв'язку, що пропорційно різниці швидкостей першою та другою мас, а також за рахунок сил зовнішнього в'язкого тертя на першій ω_1 та другій ω_2 масах, що в першому наближенні можуть бути прийняті пропорційними швидкостям відповідних мас: $M_{f1}(p) = a_1 \cdot \omega_1(p)$; $M_{f2}(p) = a'_2 \cdot \omega'_2(p)$.

З урахуванням прийнятих спрощень механічну систему (рис. 3.19) в операторній формі можна описати наступними виразами:

$$\begin{cases} M_1(p) - \frac{I}{i} \cdot \{M'_{12}(p) - b' \cdot (\omega'_1(p) - \omega'_2(p)) - a_2 \cdot \omega_1(p)\} = J_1 p \omega_1(p); \\ M'_{12}(p) + M'_2(p) - b' \cdot (\omega'_2(p) - \omega'_1(p)) - a'_2 \cdot \omega'_2(p) = J'_2 p \omega'_2(p); \\ M'_{12}(p) = \frac{c'}{p} \cdot (\omega'_1(p) - \omega'_2(p)). \end{cases} \quad (3.21)$$

де a_1, a'_2 – коефіцієнти в'язкого тертя; b' – коефіцієнт внутрішнього тертя в пружній передачі; i – передатне число редуктора.

Приведення величин, які позначені штрихами:

$$M(p) = \frac{M'(p)}{i}; \quad \omega_2(p) = i \cdot \omega'(p); \quad J_2 = \frac{J'_2}{i^2}; \quad a_2 = \frac{a'_2}{i^2}; \quad c = \frac{c'}{i^2}; \quad b = \frac{b'}{i^2}. \quad (3.22)$$

З урахування приведених значень параметрів та змінних система рівнянь (3.21) набуває вигляду:

$$\begin{cases} M_1(p) - M_{12}(p) - b[\omega_1(p) - \omega_2(p)] - a_1\omega_1(p) = J_1 p \omega_1(p); \\ M_{12}(p) + M_2(p) + b[\omega_1(p) - \omega_2(p)] - a_2\omega_2(p) = J_2 p \omega_2(p); \\ M_{12}(p) = \frac{c}{p} [\omega_1(p) - \omega_2(p)]. \end{cases} \quad (3.23)$$

Відповідно до системи рівнянь (3.23) на рис. 3.20 побудована структурна схема двохмасової пружної системи, кінематична схема якої представлена на рис. 3.19.

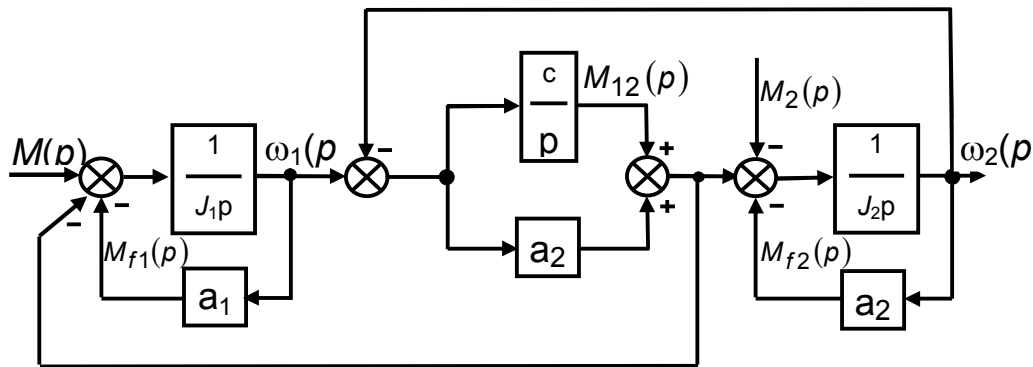


Рисунок 3.20 – Структурна схема механічної частини електропривода (Д – ВМ)

На практиці рідко виникає необхідність одночасно враховувати в моделі всі чинники та нелінійності, які показані на рис. 3.20. За допомогою попереднього аналізу співвідношення параметрів конкретної механічної системи часто вдається спростити її математичний опис, що сприяє полегшенню подальших досліджень. Нижче представлені рівняння механічної системи при урахуванні тільки пружності механічної передачі

$$\begin{cases} M_d - M_y = J_1 \cdot \frac{d\omega_1}{dt}; \\ M_y - M_c = J_2 \cdot \frac{d\omega_2}{dt}; \\ M_y = c \cdot \frac{d(\omega_1 - \omega_2)}{dt}. \end{cases} \quad (3.24)$$

Перетворимо рівняння (3.24) до в. о., розділивши його на базовий момент M_d^0 .

$$\begin{cases} M_d^* - M_y^* = T_M \cdot \frac{d\omega_1}{dt}; \\ M_y^* - M_c^* = T_{M2} \cdot \frac{d\omega_2}{dt}; \\ M_y^* = C \cdot \frac{d(\omega_1 - \omega_2)}{dt}. \end{cases} \quad (3.25)$$

де $T_{M2} = \frac{J_2 \cdot R_s^2}{1,5 \cdot p \cdot \Psi_r^2 \cdot L_d}$ – електромеханічна постійна часу механізму; $C = \frac{c \cdot R_s^2}{1,5 \cdot p \cdot \Psi_r^2 \cdot L_d}$

- приведена еквівалентна жорсткість.

Відповідно до рівняння (3.25) структурна схема механічної системи з урахуванням пружності представлена на рис. 3.21.

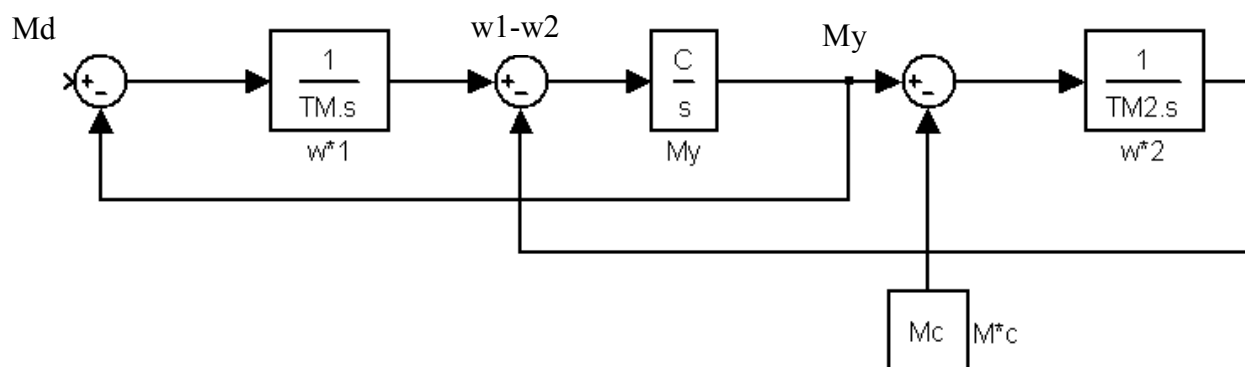


Рисунок 3.21 – Спрощена структурна схема механічної частини електропривода (Д – ВМ) у в. о.

Як було сказано вище, існують випадки коли нехтувати явищем пружності неможливо. Для врахування даного явища необхідно в структурній схемі керування положенням (рис. 3.17) після контуру швидкості додати пружні механічні ланки (рис. 3.21). Отримана відповідна структурна схема приведена на рис. 3.22.

Для подальшого спрощення структурної схеми (рис. 3.22) необхідно ввести нові позначення. Співвідношення моментів інерції двигуна та ВМ:

$$\gamma = \frac{J_1 + J_2}{J_1} = \frac{T_{M1} + T_{M2}}{T_{M1}} = \frac{T_{M\Sigma}}{T_{M1}}, \quad (3.26)$$

де $T_{M\Sigma}$ – сумарна електромеханічна постійна часу.

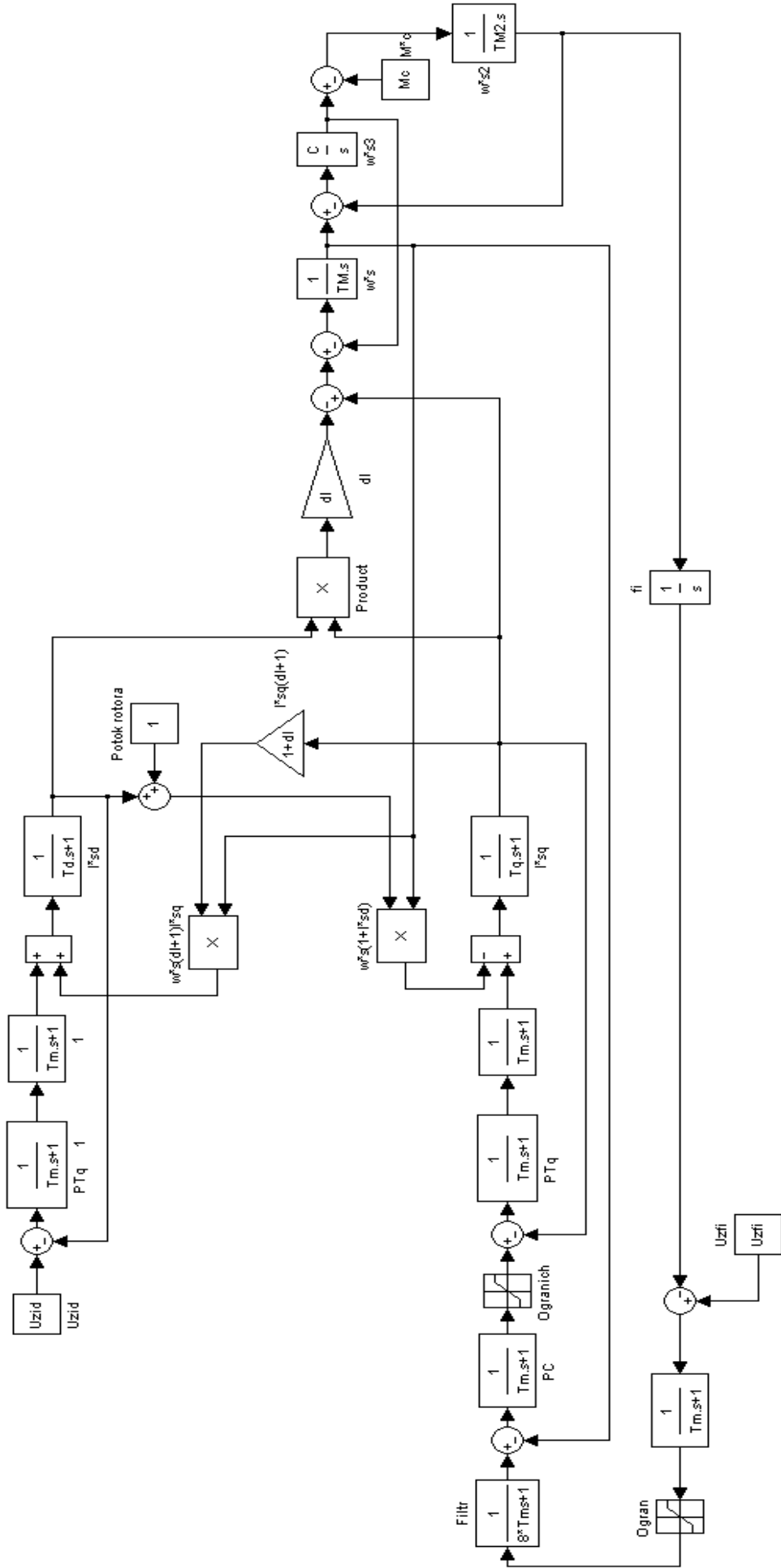


Рисунок 3.22 – Структурна схема системи керування положенням механізму 3
врахуванням пружних механічних ланок

Постійна часу пружних коливань двохмасової системи за умови, що перша маса системи нерухома

$$T_n = \sqrt{\frac{J_1 \cdot J_2}{c \cdot (J_1 + J_2)}} = \sqrt{\frac{T_{M1} \cdot T_{M2}}{C \cdot (T_{M1} + T_{M2})}}, \quad (3.27)$$

Також введемо додаткове позначення

$$\begin{cases} W1(p) = T_n^2 \cdot p + 1; \\ W2(p) = \gamma \cdot T_n^2 \cdot p + 1. \end{cases} \quad (3.28)$$

З урахуванням нових позначень та деяких структурних перетворень система керування положенням з урахуванням пружності набуде вигляду на рис. 3.23, а відповідні графіки перехідних процесів на рис. 3.24.

Як видно з рис. 3.24 врахування пружності призводить до сильних коливань положення, що небажано для системи керування. Тому необхідно провести корегування налаштувань регулятора контуру швидкості (РШ).

У даній системі характеристики внутрішнього контуру швидкості залежать від того, як проведено налаштування РШ при даному співвідношенні мас γ . При співвідношенні близькому до 1 можливо залишити стандартне налаштування. У інших випадках необхідно зменшувати коефіцієнти регулятора, що призводить до необґрунтованої втрати швидкодії, тобто неможливо досягти плавного та достатньо швидкого руху робочого орган. Тоді використовують різні додаткові корегуючі зворотні зв'язки:

- зворотний зв'язок по похідній швидкості;
- зворотний зв'язок по різниці швидкостей двигуна та робочого органу;
- зворотний зв'язок по похідній швидкості двигуна;
- зворотний зв'язок по похідній струму двигуна.

Визначення швидкості виконавчого механізму часто неможливе, а додаткові датчики збільшують вартість системи електроприводу. Тому в даній роботі ми

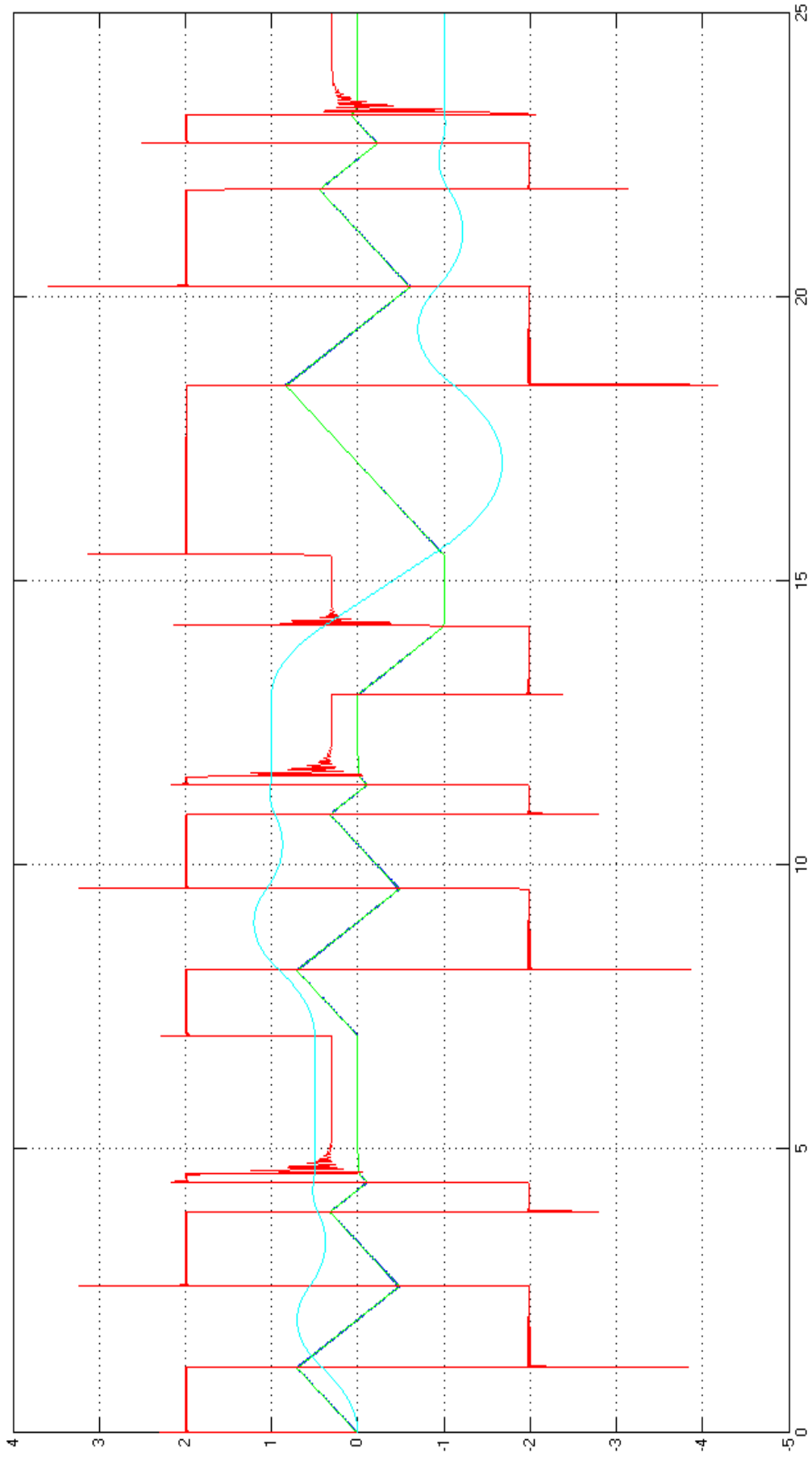


Рисунок 3.24 – Графіки перехідних процесів системи керування положенням механізму з врахуванням пружних механічних ланок

розглянемо можливість введення що тільки корегуючого зворотного зв'язку за похідною швидкості двигуна.

Часто сталі часу контуру швидкості набагато менші сталої пружних коливань $T_{\mu\text{ш}} \ll T_n$ і вони при правильному налаштуванні регуляторів майже не впливають на перехідні процеси. Тому розглянемо випадок, коли швидкодія контуру швидкості відносно велика (передатна функція замкненого контуру струму в в. о. рівна 1), а постійна часу тахогенератора невелика порівняно з постійною часу пружних коливань.

Структурна схема внутрішнього контуру швидкості на основі зроблених вище припущень приведена на рис. 3.25.

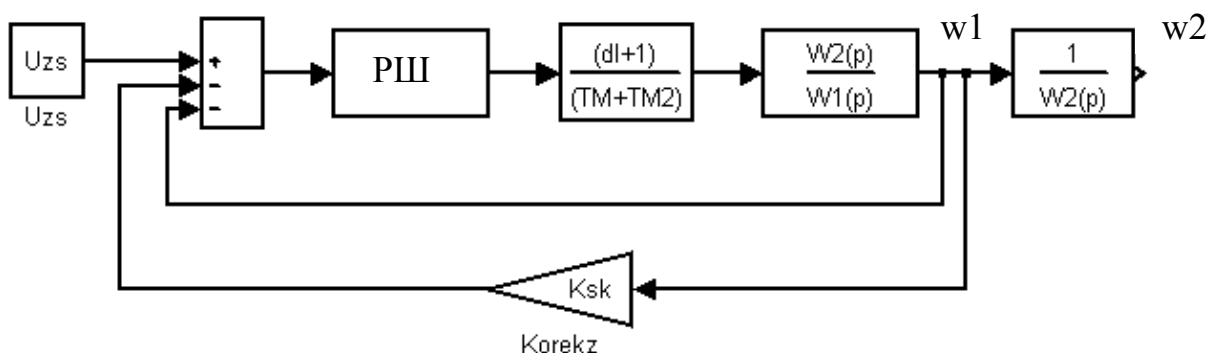


Рисунок 3.25 – Структурна схема внутрішнього контуру швидкості з пружним зв'язком при відсутності малих постійних часу

Передавальна функція, яка характеризує зміну швидкості виконавчого механізму при заданій керуючій дії згідно рис. 3.25 має вигляд:

$$\frac{\omega_2(z)}{U_{zs}(p)} = \frac{1}{k_{\text{ку}} \cdot \gamma \cdot T_n^2 \cdot p^3 + T_n^2 \cdot \left(\frac{T_{M\Sigma}}{W_{pu}} \cdot (dl+1) + \gamma \right) \cdot p^2 + k_{\text{ку}} \cdot p + \left(1 + \frac{T_{M\Sigma}}{W_{pu}} \cdot (dl+1) \right)} \quad (3.29)$$

Прирівнюючи знаменник нулю передатна функції (3.29) отримаємо характеристичне рівняння системи:

$$k_{\text{ку}} \cdot \gamma \cdot T_n^2 \cdot p^3 + T_n^2 \cdot \left(\frac{T_{M\Sigma}}{W_{pu}} \cdot (dl+1) + \gamma \right) \cdot p^2 + k_{\text{ку}} \cdot p + \left(1 + \frac{T_{M\Sigma}}{W_{pu}} \cdot (dl+1) \right) = 0 \quad (3.30)$$

Рівняння (3.30) пронормуємо за критерієм Вишнеградського.

Критерій Вишнеградського є одним з найбільш відомих алгебраїчних критеріїв стійкості системи. Метод передбачає зведення характеристичного рівняння, яке має чотири коефіцієнти типу (3.30) або для спрощення, наприклад $a_0 p^3 + a_1 p^2 + a_2 p + a_3 = 0$, до рівняння з двома коефіцієнтами А та В, які потім отримали назву параметрів Вишнеградського. За такої умови початкове характеристичне рівняння спочатку було зведене до вигляду:

$$p^3 + C_1 p^2 + C_2 p + C_3 = 0, \quad (3.31)$$

де $C_1 = \frac{a_1}{a_0}$; $C_2 = \frac{a_2}{a_0}$; $C_3 = \frac{a_3}{a_0}$, і для нього знайдемо умову стійкості:

$$C_1 \cdot C_2 - C_3 > 0. \quad (3.32)$$

Параметри А та В було запропоновано у вигляді:

$$A = \frac{C_1}{\sqrt[3]{C_3}} \quad B = \frac{C_2}{\sqrt[3]{C_3^2}}. \quad (3.33)$$

З рівняння (3.33) можна отримати:

$$C_1 = A \cdot \sqrt[3]{C_3} \quad C_2 = B \cdot \sqrt[3]{C_3^2}. \quad (3.34)$$

Після підстановки значень C_1 та C_2 у вираз (3.32) отримаємо:

$$A \cdot \sqrt[3]{C_3} \cdot B \cdot \sqrt[3]{C_3^2} - C_3 > 0 \quad \text{або} \quad A \cdot B - 1 > 0, \quad \text{або} \quad A \cdot B > 1. \quad (3.35)$$

Останній вираз (3.35) і є умовою стійкості (критерієм) Вишнеградського. Рівняння межі стійкості в площині параметрів А та В має вид гіперболи (рис. 3.26). Праворуч від кривої лежить зона стійкості, а ліворуч – зона нестійких режимів.

Тоді згідно (3.31) коефіцієнти рівняння (3.30) наберуть наступного вигляду:

$$C_1 = \frac{T_{M\Sigma} + \gamma \cdot W_{пу} \cdot (dl + l)}{W_{пу} \cdot (dl + l) \cdot \gamma \cdot k_{ку}}; \quad C_2 = \frac{l}{\gamma \cdot T_n^2}; \quad C_3 = \frac{T_{M\Sigma} + W_{пу} \cdot (dl + l)}{\gamma \cdot k_{ку} \cdot T_n^2}. \quad (3.36)$$

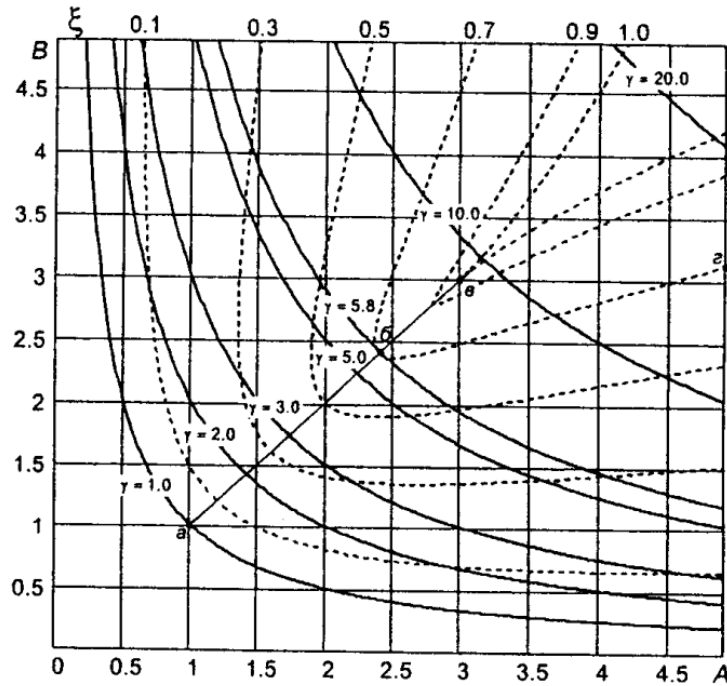


Рисунок 3.26 – Діаграма Вишнеградського

З урахуванням (3.33) та (3.36) коефіцієнти Вишнеградського визначаються:

$$A = \sqrt[3]{\left(\frac{T_{M\Sigma} + \gamma \cdot W_{пу} \cdot (dl + l)}{W_{пу} \cdot (dl + l) \cdot \gamma \cdot k_{ку}}\right)^3 \cdot \frac{\gamma \cdot k_{ку} \cdot T_n^2}{T_{M\Sigma} + W_{пу} \cdot (dl + l)}}; \quad (3.37)$$

$$B = \sqrt[3]{\left(\frac{l}{\gamma \cdot T_n^2}\right)^3 \cdot \left(\frac{\gamma \cdot k_{ку} \cdot T_n^2}{T_{M\Sigma} + W_{пу} \cdot (dl + l)}\right)^2}. \quad (3.38)$$

Очевидно, що звідси

$$A \cdot B = \frac{l}{W_{пу} \cdot (dl + l) \cdot \gamma} \cdot \frac{T_{M\Sigma} + \gamma \cdot W_{пу} \cdot (dl + l)}{T_{M\Sigma} + W_{пу} \cdot (dl + l)}. \quad (3.39)$$

Так як $A \cdot B = \gamma_0$ отримуємо

$$\frac{1}{W_{pui} \cdot (dl + 1) \cdot \gamma} \cdot \frac{T_{M\Sigma} + \gamma \cdot W_{pui} \cdot (dl + 1)}{T_{M\Sigma} + W_{pui} \cdot (dl + 1)} = \gamma_0 \quad (3.40)$$

Провівши ряд математичних перетворень рівняння (3.40) набуде наступного вигляду:

$$W_{pui}^2 + \frac{\gamma_0 \cdot T_{M\Sigma} - 1}{\gamma_0 \cdot (dl + 1)} \cdot W_{pui} - \frac{T_{M\Sigma}}{\gamma \cdot \gamma_0 \cdot (dl + 1)^2} = 0 \quad (3.41)$$

Для зручності введемо додаткові позначення

$$K_1 = \frac{\gamma_0 \cdot T_{M\Sigma} - 1}{\gamma_0 \cdot (dl + 1)} \quad \text{та} \quad K_2 = \frac{T_{M\Sigma}}{\gamma \cdot \gamma_0 \cdot (dl + 1)^2} \quad (3.42)$$

Згідно (3.42) рівняння (3.41) набуде наступного вигляду:

$$W_{pui}^2 + K_1 \cdot W_{pui} - K_2 = 0. \quad (3.43)$$

Вирішивши рівняння (3.43) отримаємо нові значення коефіцієнтів регуляторів швидкості

$$W_{pui} = \frac{K_1 \pm \sqrt{K_1^2 - 4 \cdot K_2}}{2}. \quad (3.44)$$

Згідно виразу (3.44) ми отримаємо позитивні та негативні коріння. Для застосування при налаштування використовуються тільки позитивні коріння.

Згідно всьому вище сказаному структурна схема системи керування положенням з урахуванням пружних зв'язків набере вигляду на рис 3.27, а графіки відповідних перехідних процесів на рис 3.28.

Як видно з рис. 3.28 корекція регулятора швидкості РШ значно збільшує якість перехідних процесів.

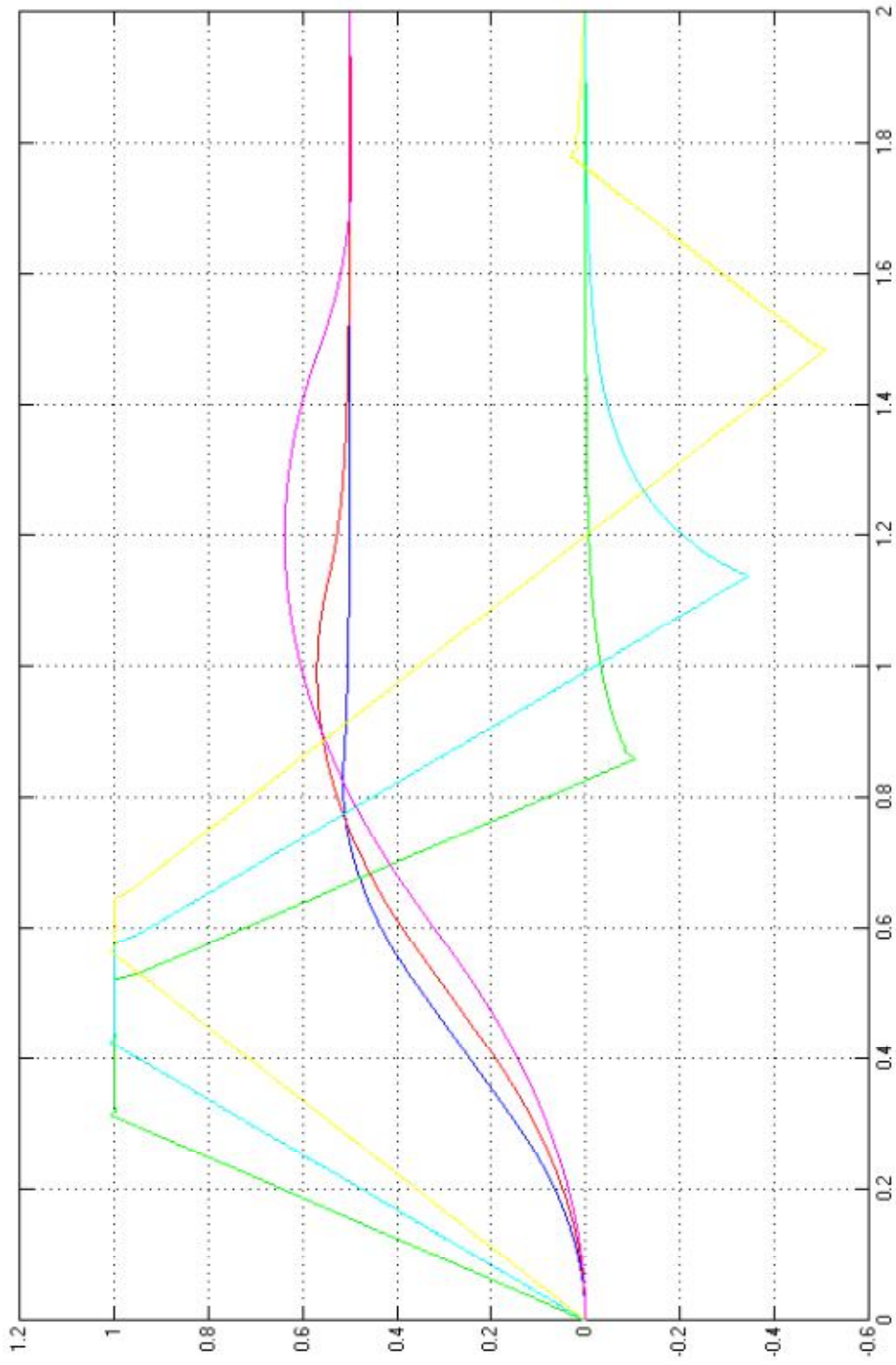


Рисунок 3.28 – Графіки перехідних процесів системи положенням механізму з врахуванням пружних механічних ланок з скорегованим РШ при різних γ

Висновки

1. Модель СДПМ повинна враховувати сталість магнітного потоку ротора, несиметрії параметрів машини по повздовжній та поперечній осях.
2. Стандартні налаштування регуляторів позиційного електроприводу за наявності пружних зв'язків в механічній передачі не забезпечують необхідну якість перехідних процесів.
3. Для розрахунку коефіцієнтів системи автоматичного керування положенням з урахуванням пружності необхідно скористатися критерієм Вишнеградського.
4. Отримані залежності координат електроприводу в ході відпрацювання заданого переміщення при різних співвідношеннях моментів інерції. Дослідження динаміки свідчить, що якнайкраща якість забезпечується при використанні корегуючого зворотного зв'язку за похідною швидкості електродвигуна та скорегованого регулятора швидкості.

4 ЕЛЕКТРОХІМІЧНИЙ ЗАХИСТ ВІД КОРОЗІЇ ПІДЗЕМНОГО МЕТАЛОФОНДУ

4.1 Корозійні процеси

Почва є зовнішнім шаром порід, що природно формується в наслідок процесів вивітрювання гірських порід і ґрунтоутворення, обумовленого діяльністю мікроорганізмів і рослин. Потужність ґрунтового шару невелика і складає приблизно 2 м, в окремих випадках - 5 ... 7 м.

Ґрунт - це гірські породи, розташовані нижче за зону життєдіяльності більшості мікроорганізмів і рослин й не піддаються вивітрюванню. Між ґрунтом і ґрунтом немає чіткої межі. Оскільки вологий почва і ґрунт, є гетерогенною капілярно-пористою, а часто і колоїдною системою, їх можна вважати провідниками другого роду, тобто електролітами, то процес корозії металу в ґрунті і почві можна розглядати з позицій електрохімічної теорії. Ґрунт і почва - іонні провідники електричного струму навіть при мінімальній вологості, тобто за наявності в почві тільки зв'язаної води (хімічно або фізико-хімічний) [72,73].

Підземна електрохімічна корозія - це руйнування металу у наслідок його взаємодії з корозійним середовищем (розчином ґрунтового електроліту), при якій іонізація атомів металу і відновлення окислювальної компоненти корозійного середовища протікають не в одному акті і їх швидкості залежать від електродного потенціалу. Електрохімічна корозія супроводжується протіканням електричного струму.

Для підземних споруд, прокладених безпосередньо в ґрунті або почві, характерні наступні види електрохімічної корозії:

- Підземна корозія - корозія в ґрунтах і почвах що викликається електрохімічними микро- і макропарами, які виникають на металі в місцях його контакту з корозійним середовищем, що грає роль електроліту. Корозійні пари виникають при неоднорідності металу споруди, неоднорідності структури ґрунту або складу електроліту, відмінності температури, вологості і повітропроникності

грунту по трасі споруди.

- Підземна біокорозія викликається життєдіяльністю мікроорганізмів, що впливають на метал. Звичайно процес завершується електрохімічною корозією.

- Електрокорозія - корозія металевої підземної споруди, викликана проникненням на споруду струмів витоку з рейок електрифікованого транспорту або інших промислових електроустановок і споруд і, відповідно, має два різновиди:

○ корозія блукаючим струмом - електрохімічна корозія металу під впливом блукаючого струму;

○ корозія зовнішнім струмом відбувається при протіканні через метал і електроліт електричного струму від стороннього джерела.

Залежно від інших умов і виду корозійного руйнування розрізняють суцільну і місцеву корозію, рівномірну, нерівномірну і контактну.

Взаємодію ґрунтового електроліту з металом при будь-якому виді електрохімічної корозії можна розділити на два процеси: анодний і катодний [73].

Анодний процес полягає в переході металу анода в електроліт у вигляді катіонів із залишенням еквівалентної кількості електронів в металі. При цьому електрони, що звільнилися, переміщуються по металу від анодної ділянки до катодної, де беруть участь в реакції відновлення.

Катодний процес супроводжується асиміляцією (поглинанням) надмірних електронів деполяризаторами електроліту (атомами, молекулами або іонами, які можуть відновлюватися на катоді).

У основному при підземній корозії деполяризація відбувається за рахунок розряду іонів водню (воднева деполяризація) і іонізації атомів кисню (киснева деполяризація).

Оскільки більшість ґрунтів і ґрунтів має нейтральну реакцію, то процес корозії підземних металевих споруд найбільш часто протікає з кисневою деполяризацією.

Між анодними і катодними ділянками протікає електричний струм корозії, обумовлений в металі рухом електронів від анода до катода, а в електроліті - рухом іонів.

Анодні і катодні процеси в більшості практичних випадків відбуваються на різних ділянках, тобто поверхня корозуючого металу складається з деякого числа мікро- і макрокорозійних пар і швидкість корозії залежить від числа таких пар і інтенсивності їх роботи. Такий механізм корозії називають гетерогенно-електрохімічним.

При гомогенно-електрохімічному механізмі корозії анодні і катодні процеси протікають на одній і тій же ділянці, чергуючи за часом.

Важливо відзначити, що матеріальний ефект при будь-якому механізмі корозії виявляється тільки на анодах; на катодних ділянках, де відбувається процес деполаризації, втрат металу не спостерігається.

По гомогенному механізму корозують, як правило чисті метали. Наявність домішок і мікроструктурна неоднорідність сталі, мікроструктурна неоднорідність прилеглого ґрунту або почви, неоднорідність окисних шарів на сталі приводять до виникнення мікрокорозійних елементів. Різний склад електроліту і різні умови аерації біля окремих ділянок поверхні металу, контакт різнорідних металів створюють умови для виникнення макрокорозійних елементів. Явно виражені анодні і катодні зони спостерігаються за наявності блукаючих струмів. Тому підземну корозію доцільно оцінювати по гетерогенно-електрохімічному механізму.

Загальна швидкість зв'язаного корозійного процесу, що відбувається при одночасному протіканні анодної і катодної реакцій, визначається швидкістю тієї реакції, яка протікає з якнайменшою інтенсивністю. Процес, кінетика якого визначає швидкість корозії, називається контролюючим.

Катодний контроль спостерігається при корозії металу в більшості щільних і зволжених ґрунтів, коли з меншою швидкістю протікає процес деполаризації на катоді.

Анодний контроль характерний для сухих, рихлих і добре аеруємих ґрунтів, коли утруднено відведення позитивних іонів металу від анодної ділянки поверхні споруди.

Змішаний катодно-омічний і омічний контроль спостерігається в умовах роботи макроелементів при нерівномірній аерації, причому при омічному контролі процес

корозії загальмовується в основному опором пересуванню іонів в ґрунтовому електроліті протяжної макрокорозійної пари.

При рівності швидкостей іонізації і відновлення настає рівновага системи. Потенціал металу щодо електроліту, при якому настає рівновага і розчинення металу припиняється, називається рівноважним потенціалом.

Рівноважні потенціали різних металевих електродів, занурених в нормальний розчин власної солі, в якому концентрація іонів даного металу рівна одиниці (1 міль/л), виміряні щодо нормального водневого електроду, потенціал якого умовно прийнятий рівним нулю називаються нормальними потенціалами. Вони утворюють так званий електрохімічний ряд напруг, по якому можна передбачити, який метал з вибраної пари руйнуватиметься, тобто служитиме анодом, а також ступінь небезпеки корозійного процесу. Чим далі один від одного у ряді напруг розташовані метали, тим більше різниця потенціалів і більший струм при замиканні зовнішнього ланцюга електродів.

4.2 Існуючі системи катодного захисту підземних споруд

У умовах підземної корозії метали звичайно знаходяться не в розчинах їх солей, а в розчинах інших електролітів, тому в процесах на межі метал - електроліт можуть приймати участь також іони інших металів або іони водню. При цьому на величину потенціалу впливає не стільки концентрація власних іонів, скільки концентрація іонів водню (водневий показник рН), а також різні спільно протікаючі процеси (виділення водню, утворення іонів ВН^+ , реакції, що призводять до появи плівок). В таких випадках сталий рівноважний потенціал відрізнятиметься від нормального. Його називають стаціонарним.

Стаціонарний (або природний) потенціал - це рівноважний потенціал металу в даному конкретному електроліті за відсутності зовнішнього струму. При цьому потенціалі струм, що йде на розчинення металу на анодних ділянках, повністю компенсується струмом, що йде на відновлення кисню на катодних ділянках. Найбільш часто стаціонарні потенціали вимірюють щодо мідносульфатного електроду

порівняння, який практично не змінює свого потенціалу при проходженні через нього струму і має певний рівноважний потенціал, що не поляризується (+0,3 В відносно нормального водневого електроду).

Значення стаціонарного потенціалу вуглецевих і низьколегованих сталей в ґрунті по відношенню до мідносульфатного електроду порівняння приблизно однаково і у багатьох випадках близько до -0,55 В. Залежно від стану ізоляційних покриттів, складу і вологості ґрунтів ця величина може коливатися на $\pm 0,2$ В.

Зсув потенціалу в негативну сторону відбувається при збільшенні неоднорідності покриття і вологості, зниженні питомого електричного опору і повітрепровідності ґрунту. Так, у вологому і глинистому ґрунті стаціонарний потенціал має більш негативне значення, ніж в піщаному. В першому випадку його значення може досягати - (0,7 ... 0,8) В, в другому випадку - (0,3 ... 0,4) В по відношенню до мідносульфатного електроду порівняння. Відкладення продуктів корозії на поверхні металу сприяє зсуву потенціалу у позитивну сторону. [74]

Практика свідчить, що чим негативніший потенціал металевої споруди в землі, тим сильніше схильний він піддаватися корозії. Проте величина стаціонарного потенціалу сталі в ґрунті за відсутності блукаючих струмів або струмів катодного захисту не однозначний показник корозійної небезпеки для підземної споруди.

Потенціал будь-якого електроду, поміщеного в електроліт, більшою чи меншою мірою змінюється, коли через нього пропускається електричний струм, і сягає значення, званого поляризаційним потенціалом або потенціалом під струмом, на відміну від рівноважного електродного потенціалу, тобто за відсутності струму. Відбувається поляризація електроду.

Поляризація - це будь-яка зміна на поверхні металу, що знаходиться в електроліті, виникаюче в результаті дії вхідного або вихідного струму і пов'язане із зміною потенціалу метал-електроліт.

Причина виникнення поляризації - сповільненість якої-небудь стадії корозійного процесу. Найбільш поширена концентраційна поляризація, пов'язана із зміною концентрації іонів металу, водню або вільного кисню в навколоелектродному середовищі. При анодній поляризації відбувається зсув потенціалу анода в позитивну

сторону, а при катодній поляризації - зсув потенціалу катода в негативну сторону. Поляризація має місце при електрохімічній корозії будь-якого вигляду і затримує руйнування металу, зменшуючи швидкості електрохімічних процесів. Електродні процеси, що зменшують поляризацію, — це процеси деполяризації. Деполяризація зменшує зсув потенціалів в електродів і збільшує швидкість корозії. Поєднаний графік поляризаційних кривих, що виражають залежність швидкості катодної і анодної реакцій корозійного процесу від потенціалу, називається поляризаційною корозійною діаграмою (рис. 4.1).

Графік залежності поляризаційних кривих (рис 4.1), що безпосередньо впливають на швидкість катодної та анодної реакцій корозійного процесу, від потенціалу відображає лінійну залежність [72,73].

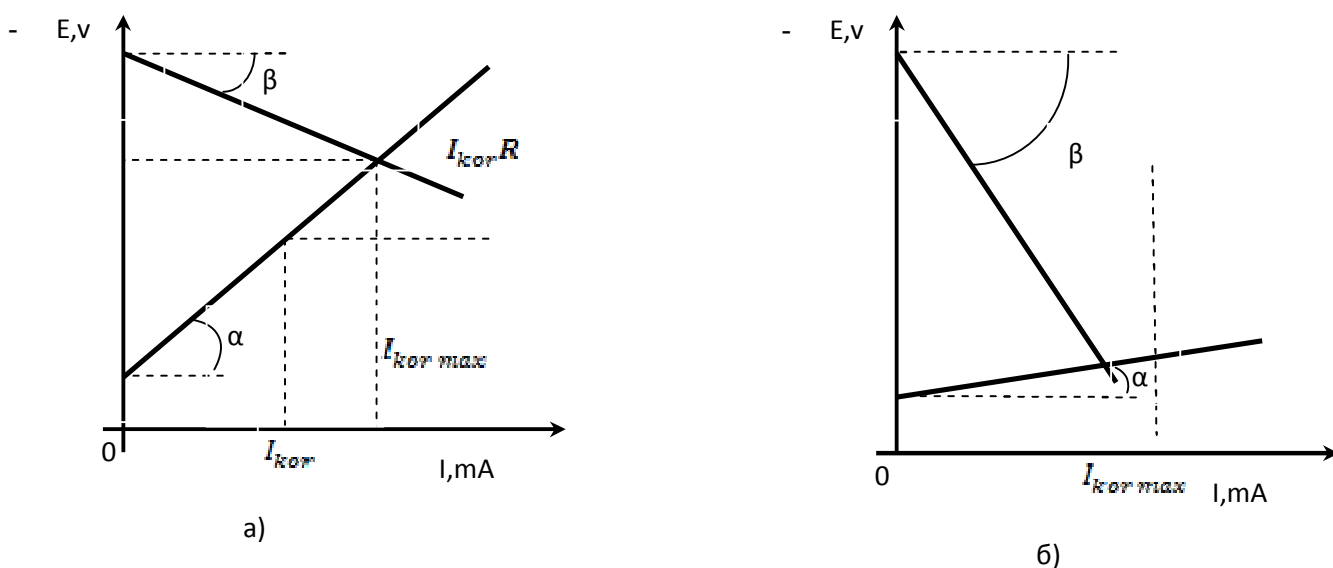


Рисунок 4.1 – Корозійні діаграми

а) катодний контроль; б) анодний контроль

Загальні втрати металу від корозії в індустріально розвинених країнах порівняні з вкладом металу у розвиток найбільш металоємних галузей промисловості. Однак сюди не враховується втрати ресурсів, зниження продуктивності та якості продукції внаслідок техногенних аварій та завдання шкоди навколишньому середовищу. Тобто, враховуючі напрямі витрати корозія забирає у

розвинених країн світу понад десятої частини національного доходу. В Україні проблема захисту підземного металофонду від корозії постає найбільш гостро на фоні інноваційного розвитку економіки країни з урахуванням значного здороження енергетичних ресурсів.

Швидкість процесів корозії характеризує кут нахилу: чим менший кут нахилу – тим вища швидкість корозійних процесів через зменшення опору електрода протіканню на ньому реакції. Поляризаційні опори катода та анода, що є визначальними для швидкості корозії визначаються як $tg \alpha$, $tg \beta$ відповідно (рис. 4.1).

4.3 Фактори, що впливають на режими роботи СКЗ

Відомо, що корозійний процес відбувається на межі двох фаз: метал – середовище. За видами самодовільного руйнування металу корозійні процеси класифікують на:

- ґрунтову корозію;
- корозію блукаючими струмами;
- стрес-корозію;
- атмосферну корозію;
- біокорозію.

В ґрунтах, яким властива середня інтенсивність корозійних процесів призводить до наявності каверн глибиною до 1 мм. на рік. Слід зауважити, що основну небезпеку руйнування систем підземних газопроводів формують корозійна активність ґрунтів, яку можливо класифікувати за наступними чинниками впливу:

- структура;
- пористість;
- вологість;
- повітрепроникливість;
- хімічний склад;
- значення електропровідності;

- значення рН.

До того ж, корозійні процеси руйнації підсилюють мікробіологічні організми, температурні та вологісні чинники.

Блукаючі струми за походженням (чинниками, що їх викликають) та характером зміни в залежності від часу розділяються на дві групи:

- статичні;
- динамічні.

Статичні струми як правило, характеризуються незмінною в часі амплітудою і, що є головним, незмінним шляхом протікання в середовищі. Однак найбільш розповсюджені динамічні струми, які характеризуються зміною амплітудою й контур протікання.

Електрифікований залізничний транспорт постійного струму викликає блукаючі струми, що від'єднуються з колії у ґрунт. При необхідності дослідження впливу рельсового електротранспорту на підземні металеві комунікації слід визначити чинники, що складають параметри рельсового полотна, підземних металевих комунікацій та ґрунту (рис. 4.2).

Основними джерелами блукаючих струмів в ґрунті для підземних металевих споруд є електрифіковані залізниці магістральні і приміські, метрополітени, трамваї, промисловий, кар'єрний і рудниковий транспорт. Тягова підстанція залізничного транспорту одержує трифазний струм від енергосистеми і здійснює його перетворення в постійний струм. Від підстанції через живлячу лінію тяговий струм поступає в контактний дріт, з якого через струмоприймач до мотор-вагону, і далі до електродвигунів. Пройшовши тягові двигуни, струм повертається через колеса електровоза, рейки і зворотну лінію на підстанцію. Оскільки рейковий шлях не ізолюваний від землі, то він являється провідником що шунтує, по якому протікає частина тягового струму. Ці струми, що відгалужуються з рейок в землю, дістали назву блукаючих. Розтікаючись в землі і зустрічаючи на своєму шляху металеві трубопроводи, питомий опір яких набагато менше питомого опору землі, блукаючі струми натікають на них (катодна зона). Блукаючі струми, що потрапили в трубопровід, стікають з нього в зоні, прилеглій до зворотного пункту (анодна зона),

в ґрунт і через нього знов поступають до колії в місті приєднання зворотної лінії до залізничних рейок і далі - на підстанцію [72,73,75].

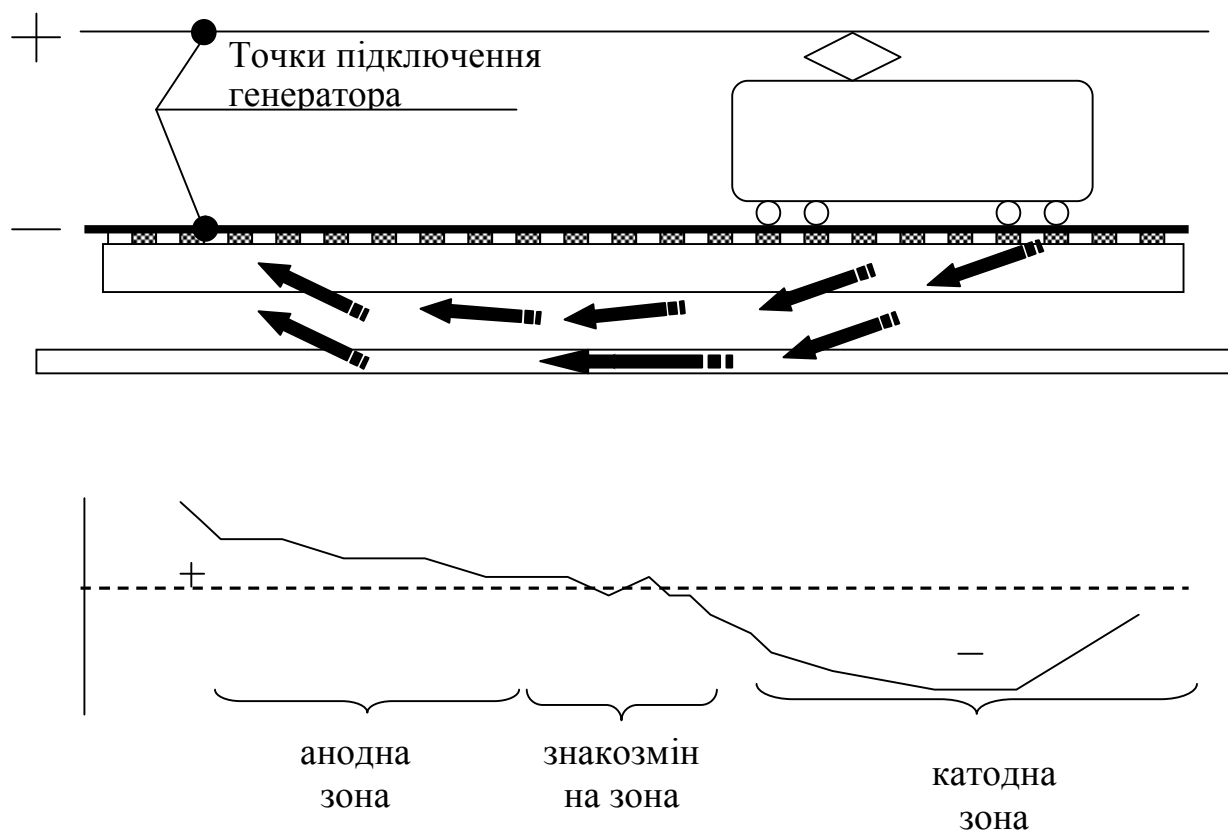


Рисунок 4.2 – Шлях протікання струмів, що блукають

При переміщенні мотор-вагону по ділянці потенційна діаграма розподілу потенціалів як в рейках, так і в землі й в підземній споруді, змінюється. В загальному випадку на трубопроводах, розташованих в зоні впливу струмів витoku електрифікованих на постійному струмі залізниць, можна виділити три характерні зони: анодну, катодну і знакозмінну. В анодній і катодній зонах різниця потенціалів між трубопроводом і землею змінюється в часі по величині, але залишається стабільною по знаку. В знакозмінній зоні різниця потенціалів між трубопроводом і землею змінюється в часі як по величині, так і по знаку.

Як правило, до електричних параметрів залізничної колії відносяться [73]:

Z_p - повний опір рельсового полотна; Z_t - повний опір підземного трубопроводу; R_p^r - перехідний опір рельсового шляху; R_p^t - перехідний опір трубопроводу; Z_{kp} - коефіцієнт, що враховує вплив контактного дроту на колію; R_z - перехідний опір між трубопроводом й ґрунтом поблизу нього; $\alpha_r = \sqrt{\frac{Z_p}{R_p^r}}$ - стала розповсюдження рейки; $\alpha_t = \sqrt{\frac{Z_t}{R_p^t}}$ - стала розповсюдження трубопроводу.

Розподілення потенціалу в ґрунті від залізничного транспорту постійного струму формується під впливом струму, що стікає з рейок. Також на розподілення потенціалу за довжиною трубопроводу

Розрахунок катодного захисту полягає у визначенні достатньої для формування захисного потенціалу, кількості та параметрів катодних систем захисту (струм, напруга, потужність) на основі заданих параметрів трубопроводу та навколишнього ґрунту. Під захисним потенціалом мається на увазі мінімальний від'ємний потенціал, достатній для припинення процесів корозії. Під час вирішення цієї задачі починають, як найчастіше, з розрахунку розподіленого потенціал по довжині трубопроводу, струмів в самому трубопроводі та струмів стікання з його поверхні при наявності катодного захисту.

Суттєвим чинником надійності та ефективної роботи системи підземних комунікацій (газопроводів, водопроводів та ін.) є ефективність роботи системи електрохімічного захисту та моніторинг корозійного стану підземного металофонду. Під моніторингом корозійного стану слід вважати систему спостережень, вимірювань параметрів, що характеризують роботу системи електрохімічного захисту й, на основі отриманих результатів, діагностування корозійного стану підземного металофонду. Одним з важливих параметрів, що є суттєвою характеристикою стану системи електрохімічного захисту є рівень захисного потенціалу, достовірна інформація про який є обов'язковою для оцінки ефективності роботи протикорозійної захисної системи. Розробка пристроїв, що

забезпечують зручне вимірювання амплітудного значення захисного потенціалу є необхідним етапом при розробці системи автоматичного контролю стану захисних елементів протикорозійного захисту підземного металофонду.

В поточних умовах діагностика корозійного стану газопроводів не тільки повинна бути базою для забезпечення їх надійного функціонування, але й повинна надавати змогу прогнозування й попередження техногенних аварій. Що в умовах зростання дефіциту енергоресурсів є одною з стратегічних основ, що забезпечують енергетичну незалежність країни.

Визначення корозійного стану (діагностування) металевих споруд є важливим для забезпечення їх надійної експлуатації та своєчасного попередження аварійної ситуації. В кожний поточний момент часу корозійний стан металевої споруди можливо визначається корозійним ефектом. Корозійний ефект – сукупність показників, що характеризують корозійні процеси та інтенсивність їхнього протікання. Для отримання інформації про показники корозійного процесу використовують та впроваджують систему автоматичного вимірювання, до якої висуваються вимоги:

- висока достовірність інформації;
- враховуваність факторів, що впливають на відтворюваність результатів вимірювань;
- мінімальний вплив вимірювальної техніки на хід корозійних процесів;
- автоматичний збір та обробка інформації.

Одним з важливих параметрів, що є суттєвою характеристикою стану системи електрохімічного захисту є рівень захисного потенціалу (захищаема металева підземна споруда - ґрунт), достовірною інформацією про який є обов'язковою для оцінки ефективності роботи протикорозійної захисної системи. Розробка пристроїв, що забезпечують зручне вимірювання амплітудного значення захисного потенціалу є необхідним етапом при розробці системи автоматичного контролю стану захисних елементів протикорозійного захисту підземного металофонду. слід зауважити, що одна частка підземного трубопроводу може бути анодом по відношенню до іншої, викликаючи тим самим струм вирівнювання, який в свою чергу є чинником, що

прискорює електрохімічну корозію. Виникнення таких струмів можливе при наявності просідання рівня захисного потенціалу нижче за мінімальне припустиме значення, що може статися за умови наявності сумісної роботи декількох станцій катодного захисту на захист підземних металевих трубопроводів .

Забезпечення надійного захисту від струмів, що блукають підземних комунікацій які знаходяться в зоні формування або їх інтенсивного впливу здійснюється за умови втілення заходів:

1. обмежують струми, що блукають безпосередньо на джерелах цих струмів обмежуючі їх амплітудне значення;
2. впровадження заходів, що ускладнюють проникання струмі, що блукають до захищеної споруди;
3. електричні засоби захисту, що забезпечують створення штучного режиму роботи споруди, при якому корозійні процеси неможливі або значно зменшуються.

Обмеження струмів за їх значенням здійснюється на етапах проектування споруди або під час її експлуатації. Дотримання під час проектування вимог чинного ДБН погіршують умови для протікання струмів, що блукають.

Обмеження проникнення струмів, що блукають до споруди, яка захищається здійснюється шляхом залучення спеціальних покриттів, які сповільнюють корозійні процеси та підвищують корозійну стійкість споруди. Однак слід враховувати, що до протикорозійних покриттів висуваються значні вимоги на формування яких впливають як корозійна активність оточуючого середовища, так й техногенні фактори. До того ж антикорозійне покриття повинно бути достатньо міцним й протистояти механічним навантаженням, що виникають під час експлуатації споруди. До нього висуваються вимоги, яким в певні мірі власне протиріччя: вони повинні бути досить діелектрично стійкими, протистояти механічним навантаженням, не змінювати фізико-хімічні параметри в поточному часі, бути високого ступеня інваріантними до зміни погодних умов. До того ж не містити компонентів, що викликають корозійні процеси в металі, бути адгезійно активним й не містити складну технологію нанесення на металеву споруду, яка захищається.

Досить широке розповсюдження отримали покриття на основі бітумної мастики з резиновими або полімерними наповнювачами у сполучення з різними армовуючими компонентами (бризол, гідроізол, та ін.). Також активно використовуються полімерні покриття у вигляді стрічок та поліетиленових порошоків, що наносяться на метал шляхом напилення.

Засипка інертним ґрунтом також зменшує провідність навколишнього середовища що підвищує корозійну стійкість системи, що захищається. Фактори, що впливають на швидкість протікання корозійних процесів й пов'язані з складом, структурою станом поверхні металу відносять до внутрішніх факторів корозії. Ті фактори, що пов'язані з складом корозійного середовища, а саме: температура, вологість відносять до зовнішніх факторів.

Як зазвичай, корозійні процеси класифікують згідно механізму умов протікання процесу й характеру руйнувань. Найбільш поширеною є атмосферна корозія, що характеризує процеси у повітряному середовищі. Підземна корозія – руйнування металу у ґрунтах, до неї відносяться також процеси, що протікають під час електрохімічної корозії. Електрохімічна корозія виникає через наявність струмів, що блукають, основним чинником виникнення яких є системи передачі електричної енергії. Підводна корозія – руйнування металевих конструкцій, що розташовані під водою. Виділяють наступні типи підводної корозії (за умовами експлуатації споруд): корозія при повному зануренні, неповному та частковому зануренні. Хімічна корозія – руйнування металів в середовищі, що є окислювальним й ці процеси як правило протікають при високих температурах. Окремо слід виділити корозійні процеси що протікають під час впливу механічних навантажень та напружень (так звана механічна корозія). Механічна корозія розподіляється на корозію під напругою, наслідком дії якої є руйнування металу під впливом одночасно механічних навантажень та корозійного середовища.

4.4 Методи захисту

Захист підземних споруд від підземної корозії можна умовно розділити на пасивний захист — ізоляції споруди від контакту з навколишнім ґрунтом і обмеження впливу блукаючих струмів і активну (електрохімічну) — створення захисного потенціалу споруди по відношенню до довкілля. Ізоляція споруди від контакту з навколишнім середовищем здійснюється: вибором відповідної конструкції захисного покриття, що найбільшою мірою відповідає умовам експлуатації; раціональним вибором трас прокладки підземних металевих споруд; використанням спеціальних способів прокладки (канали, блоки, тунелі, колектори і т. д.). Прокладка підземних металевих споруд повинна вироблятися по трасах з найменшою мірою корозійної небезпеки, слід уникати ділянок з сильно агресивними ґрунтами, звалищ сміття і промислових відходів, а також районів стоку вод промислових і відходів, а також районів стоку вод промислових і комунальних підприємств.

Обмежити вплив блукаючих струмів можна шляхом такої дії на параметри системи електрифікованого транспорту, при якому струм витoku з рейкового ланцюга був би мінімальним. Водночас, необхідно на захищеній споруді створити такі умови, щоб сила струму, що натікає на нього, була мінімальна. Тому вплив блукаючих струмів обмежують за допомогою заходів щодо зниження сили блукаючих струмів безпосередньо на їх джерелах і на підземних металевих спорудах, схильних до дії цих блукаючих струмів.

З цією метою: слід відносити трасу споруди на відстань понад 500 м від смуги відведення залізниці, електрифікованої на змінному струмі; на відстань понад 100 м від рейкової дороги постійного струму. При виборі трас підземних споруд необхідно скорочувати до можливого мінімуму число пересічення з рейками електрифікованого транспорту. Оптимальний кут пересічення 90° . Небажано використовувати кут перетину менший, ніж 75° .

Покриття для захисту від корозії підземних металевих споруд повинні задовольняти наступним вимогам: високі діелектричні властивості, хімічно стійкі;

бути сплошними і мати хорошу адгезію до металу споруди; бути еластичними і стійкими до механічних пошкоджень; протистояти осмосу і електроосмосу.

Застосовують полімерні, бітумно-гумові, бітумнополімерні і інші захисні покриття, які залежно від захисної здатності ділять на двох типів: нормальні і посилені. Захисні покриття підземних кабелів в загальному випадку складаються з наступних конструктивних елементів: подушки, броні і зовнішнього покриття. Подушка — частина захисного покриття кабелю, що покладена на екран, оболонку або зміцнюючий покрив з метою оберігання від корозії і пошкодження. Броня — частина захисного покриття кабелю, що складається з металевих стрічок і призначена для захисту від зовнішніх механічних дій. У кабелях зв'язку броня може також виконувати роль електромагнітного екрану. Зовнішнє покриття — частина захисного покриття кабелю, призначене для захисту броні від корозії і механічних пошкоджень. Захисні покриття на кабелі наносять в умовах виробництва за допомогою спеціального устаткування.

4.5 Принцип дії катодного захисту

Корозія металів – процес, що містить дві складові – безпосередньо сам метал й корозійну середу, що містить декілька компонентів. Зміні в будь-якій частині корозійної системи, що відкликана корозією носить назву корозійний ефект. До втрат металу від корозії відносять втрати металу від корозії за одиниці часу. Підземна корозія – руйнування металу в наслідок його взаємодії з корозійним середовищем. Під час електрохімічної корозії протікає електричний струм, який зумовлений наявністю електрохімічних мікропар, що виникають в місті контакту металу з корозійною середою. Причиною виникнення корозійних пар є неоднорідність металу й структури ґрунту. Також є відомий процес електрокорозії – корозії металевої підземної споруди під впливом струмів, що блукають, які в свою чергу викликають дві типи корозійних процесів: електрохімічну корозію; корозію зовнішнім струмом, що протікає через метал й електроліт від зовнішнього джерела. Основною метою будь-якої системи захисту від корозії – продовжити термін

експлуатації металоконструкції [72]. Корозійний стан металевих споруд оцінюється за допомогою: візуального контролю (спостереження), металографічних методів, хімічних, електрохімічних методів, механічних випробувань за наступними критеріями:

- очаговий показник корозії – кількість корозійних зон на одиницю поверхні металу за наперед визначений термін часу;
- глибинний показник корозії – є характеристикою середньої або максимальної глибини корозійних ділянок;
- схильність металу до корозії - термін експлуатації до початку корозії (за умови, що корозійна зона сягає більш 1% від загальної площини поверхні металевої споруди);
- зміна маси металу – за рахунок втрат від корозійних процесів;
- струмовий показник корозії – сила струму на одиницю площини поверхні металевої споруди.

Для захисту від корозії використовують декілька методів, які можливо розділити на:

- методи, що впливають на середу та умови експлуатації;
- методи що впливають на метал;
- комбіновані методи.

Найбільше поширення отримали методи впливу на метал: нанесення покриття постійного впливу на метал, до недоліків яких відносяться недовготривалість покриття, необхідність контролю їхнього стану (що є досить складним в реалізації за умови наявності розподілених металевих мереж), схильність до механічного пошкодження. Альтернативою для захисту від корозії розгалуженої системи підземних трубопроводів є методи, які впливають на середу експлуатації. Розгалуженість системи підземних трубопроводів є однією з основних відмінностей, що викликає додаткові складнощі в процес захисту від корозійних процесів, які можливо розкладати з позиції електрохімічної теорії. Корозійна взаємодія металу з ґрунтовим електролітом розділяється на анодний і катодний процеси. Анодний процес – процес переходу металу анода до електроліту у вигляді катіонів за умови

залишання відповідної кількості електронів в металі. Катодний процес – асиміляція надлишкових електронів деполяризаторами електроліту на катодних ділянках, в яких відбувається процес деполяризації, втрат метала не відбувається. Слід зазначити, що чітко виражені анодні й катодні зони спостерігаються під час наявності блукаючих струмів. Потенціал металу відносно електроліту, при якому спостерігається урівноважений стан системи дістав назву урівноваженого. Відомо, що чим більш від’ємний потенціал металу тим з більшою інтенсивністю протікають корозійні процеси. Потенціал електроду в електроліті змінюється під впливом електричного струму, й сягає значення поляризованого потенціалу - так звана поляризація електроду.

Анодна поляризація викликає зсув потенціалу анода в позитивну сторону, катодна – в негативну. Під час протікання електрохімічної корозії спостерігається явище поляризації, що спричиняє уповільнення процесу корозії металевої споруди. Зворотній процес – процес деполяризації – зменшує значення зміщення потенціалів, що призводить до прискорення корозійних процесів. Катодний захист може бути реалізований як за допомогою джерел постійного струму які є зовнішніми по відношенню до споруди, яка захищається увід електрохімічної корозії, так й за допомогою гальванічних електродів (анодів) які представляють собою електрохімічне джерело постійного струму. Обидва методи не містять в собі фундаментальних відмін, однак мають різні галузі використання й методології застосування.

Катодний захист зовнішнім струмом, як більш потужній використовують під час необхідності корозійного захисту в умовах з напруженою анодною ситуацією яка є розповсюджена на великих ділянках. Вказаний тип захисту є пригідним для боротьби з електрохімічною корозією яка є викликана струмами що блукають. Захист анодними заземлювачами яким властиві значно менші показники потужності використовують для боротьби з ґрунтовою корозією на ділянках з невеликими анодними зонами.

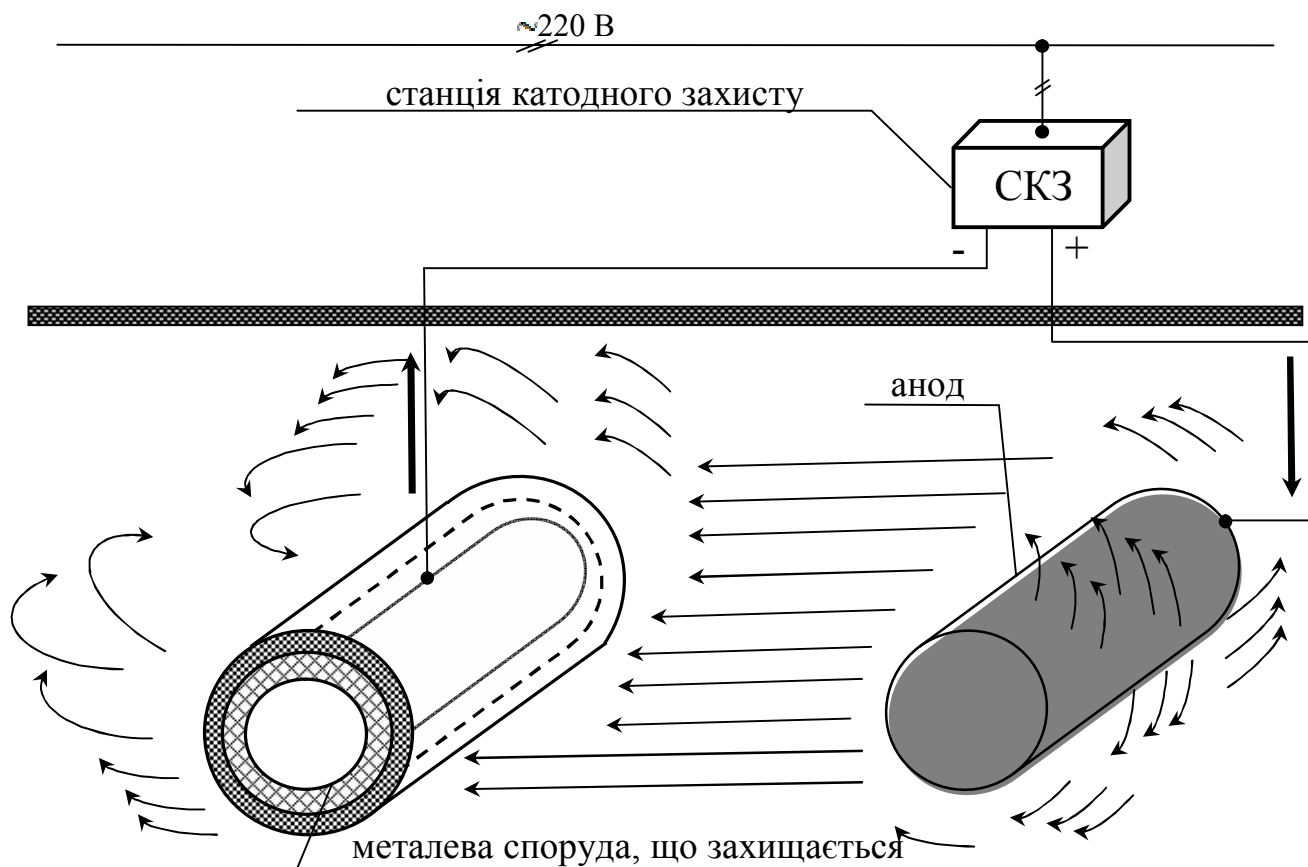


Рисунок 4.3 – Катодна установка

Катодний захист металевих споруд реалізовується за допомогою пристроїв:

- станція катодного захисту (джерело постійного струму, вимірювальні пристрої, електричні апарати);
- анодний заземлювач (анод);
- з'єднувальні лінії (між лінією електропередач, випрямлячем та анодним заземлювачем й металевою спорудою).

Струм, що стікає з анодного заземлювача прямує до металевої споруди (до зон з пошкодженою ізоляцією) Потім по дренажному кабелю спрямовується до джерела постійного струму. При цьому відбуваються процеси руйнування анодного заземлювача й захист металевої споруди.

Відомо [72], що для однієї катодної установки й прямолінійної підземної металевої споруди можна записати наступну систему рівнянь:

$$\begin{aligned} -\frac{du}{dx} &= ri \\ -\frac{di}{dx} &= gu \end{aligned} \quad (4.1)$$

де r - продольний опір підземної споруди; g - провідність ізоляції зовнішнього покриття підземної споруди; u та i - потенціал відносно до віддаленої точки землі та струм споруди.

Рішення цієї системи має вигляд

$$\begin{aligned} u(x) &= u_0 e^{-\gamma x} \\ i(x) &= i_0 e^{-\gamma x}, \end{aligned} \quad (4.2)$$

де $\gamma = \sqrt{rg}$ - потенціал по відношенню до віддаленої точки й струм в підземній споруді в місці підключення катодної установки;

$$u_0 = i_0 \sqrt{\frac{r}{g}}. \quad (4.3)$$

Струм в місці підключення катодної установки й потенціал відносно до віддаленої точки (i_0, u_0) . За умови наявності однієї станції катодного захисту значення захисного потенціалу змінюється за довжиною підземного трубопроводу, що захищається (рис. 4.4)

Під час розрахунку систем катодного захисту слід враховувати мінімальне значення захисного потенціалу $E_m = u_0 e^{-\gamma l_1}$, (l_1 = довжина ланки, що захищається в одну сторону від точки підключення станції катодного захисту, тобто вся довжина ланки, що захищається - $L = 2l_1$, $u_0 = E_m e^{\gamma l_1}$).

Струм захисту i_0 визначається як:

$$i_0 = \frac{E_m}{\sqrt{\frac{r}{g}}} e^{\gamma l_1} = \frac{\gamma}{r} E_m e^{\gamma l_1} . \quad (4.4)$$

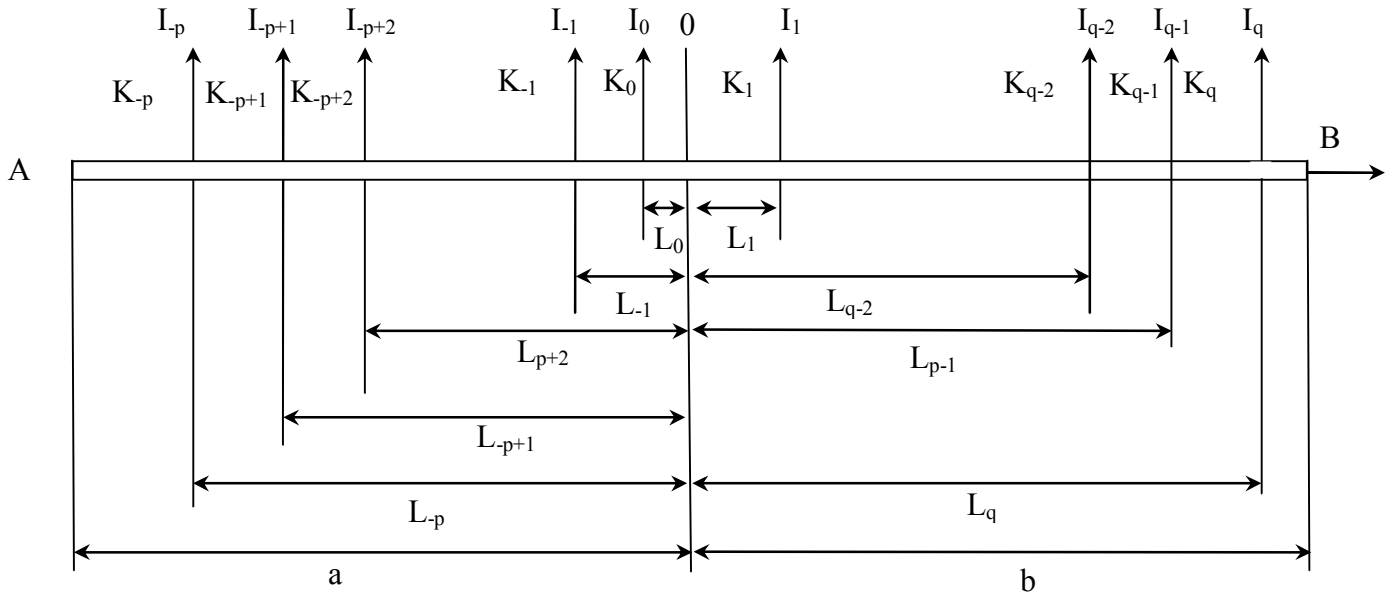


Рисунок 4.4 – Геометричне розподілення захищаних зон металевго об’єкту, що захищений декількома катодними станціями

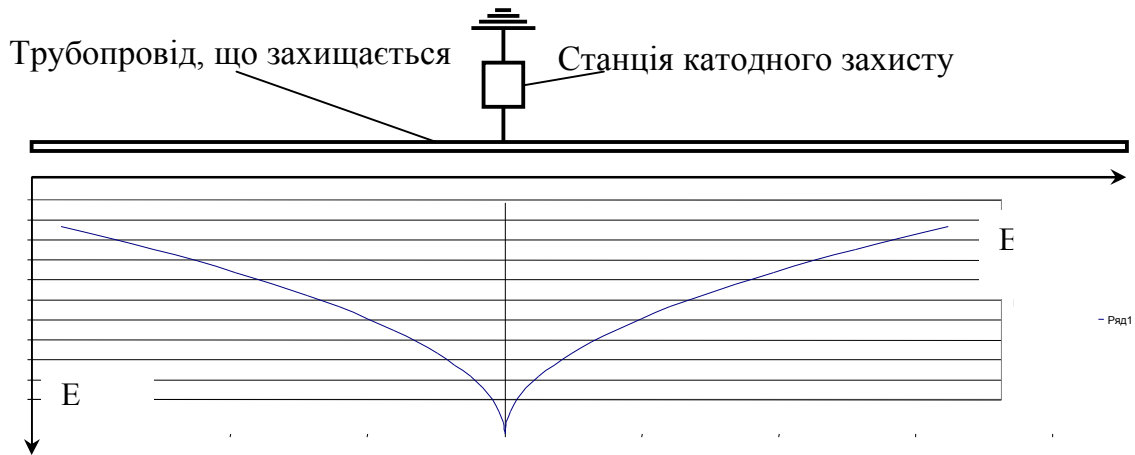


Рисунок 4.5 – Зміна захисного потенціалу вздовж лінійного металевго об’єкту, що захищається

Однак, випадки, в яких для захисту підземної металевго споруди (особливо підземних трубопроводів) використовують тільки одну станцію катодного захисту –

є досить унікальним. Зазвичай, через значну довжину підземних комунікацій використовують декілька станцій катодного захисту (рис. 4.6). Захисні величини в даному випадку розраховують як:

$$i = i_0 \frac{sh[\gamma(l_2 - x)]}{sh\gamma l_2}, \quad u = u_0 \frac{ch[\gamma(l_2 - x)]}{ch\gamma l_2}. \quad (4.5)$$

$$\text{Стала розповсюдження: } \gamma = 0.0116 \sqrt{\frac{g_1}{T}}$$

де g_1 - провідність покриття; T - товщина стінки труби.

У загальному випадку (рис. 4.6), при довільній кількості станцій катодного захисту зміна за довжиною підземної споруди захисного потенціалу, що сформований станціями, носить більш складний характер, що повинно враховуватись під час розрахунку системи захисних заходів.

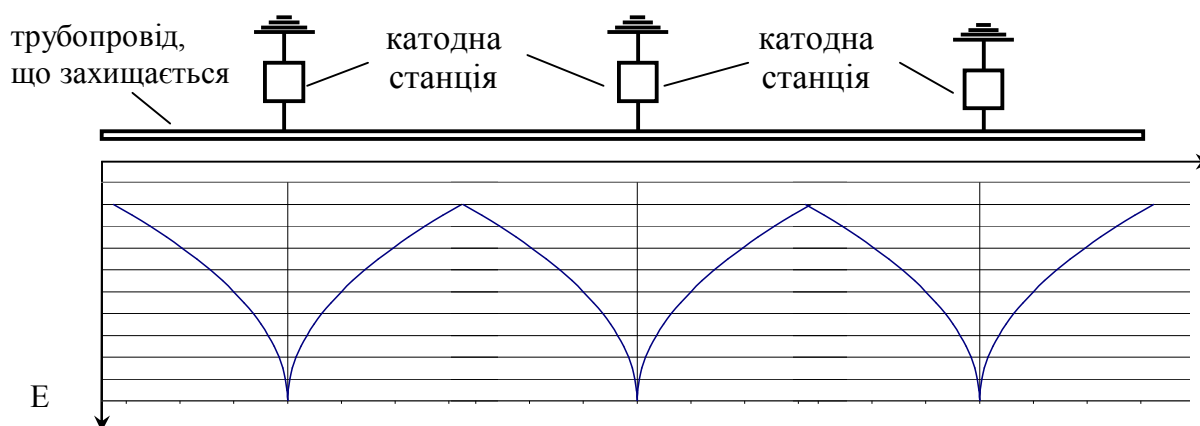


Рисунок 4.6 – Зміна захисного потенціалу вздовж лінійного металевго об'єкту, що захищається при наявності декількох станцій катодного захисту

Потенціал будь-якої точки за координатою x визначається як [72,73]:

$$u = \frac{r}{\gamma sh[\gamma(a+b)]} \left(ch\gamma(b-x) \sum_{k=-p}^{k=s} I_k ch\gamma(a+l_k) + ch\gamma(a+x) \sum_{k=s+1}^q I_k ch\gamma(b+l_k) \right) B, \quad (4.6)$$

$$t = \frac{1}{sh \gamma (a+b)} (sh \gamma (b-x) \sum_{k=-p}^s I_k ch \gamma (a+l_k) - sh \gamma (a+x) \sum_{k=s+1}^q I_k ch \gamma (b-l_k)) A. \quad (4.7)$$

Слід відмітити, що за умови наявності роботи декількох станцій катодного захисту, місце їхнього розташування слід обирати з урахуванням виконання умови відсутності просадки захисного потенціалу (за абсолютним значенням) нижче мінімально припустимого значення (рис. 4.4-4.6).

4.6 Обґрунтування методологічного підходу до побудови інваріантних до зміни параметрів навколишнього середовища систем катодного захисту підземних споруд

При електрифікації залізниць з передачею енергії по дротах відомі наступні системи струмів:

- система постійного струму;
- система однофазного струму 50 гц.;
- система однофазного струму зниженої частоти (25,162, 15 гц);
- система трифазного струму.

Система постійного струму. При цій системі живлення ділянок залізниць в переважній більшості випадків здійснюється від енергосистем або районних електричних станцій трифазного струму промислової частоти, який перетвориться на тяговій підстанції у постійний струм такої напруги яка може бути використана для живлення тягових двигунів безпосередньо від контактної мережі.

На електрифікованих залізницях постійного струму залежно від призначення застосовують різну напругу:

- на магістральних залізницях —3000—3400 В.,
- на метрополітені — 800 В.,
- на трамваї - 600 В.

До переваг системи постійного струму слід віднести високу експлуатаційну надійність, високий їх К. К. Д., відносно малу вартість тягових двигунів, широкий

діапазон регулювання швидкості, легкість реалізації режиму рекуперації, відсутність явища самоіндукції у дротах контактної мережі великий коефіцієнт потужності лінії передач.

Істотними недоліками системи постійного струму є:

- невисока величина напруги, вживаної в контактній мережі;
- велика витрата кольорових металів на дроти тягової мережі;
- необхідність пристрою великого числа дорогих тягових підстанцій.

Специфічною особливістю і одним з найістотніших недоліків системи постійного струму є те, що вона є потужним джерелом блукаючих струмів, що зумовлює велику потенційну небезпеку електрокорозії підземних металевих комунікацій різного призначення. Електрокоррозія є одним з найбільш руйнівних видів корозії для підземних металевих комунікацій (підземного металофонду).

Система однофазного струму 50 Гц. В цій системі трифазний струм промислової частоти перетвориться на тягових підстанціях за допомогою трансформаторів, що знижують напругу до необхідного рівня і живлять контактну мережу однофазним струмом. На рухомому складі здійснюється зниження напруги до величини, що є доцільною для живлення перетворювачів, що перетворюють однофазний струм в постійний. Системі однофазного струму промислової частоти притаманні істотні техніко-економічні переваги за рахунок можливості підвищення напруги контактної мережі до 25 кВ. замість 3 кВ. у системі постійного струму. Це дозволяє збільшити відстань між тяговими підстанціями, зменшити перетин контактної мережі, а отже, на 25—30% скоротити витрати міді, знизити трудомісткість робіт по електрифікації і приблизно в два рази скоротити первинні витрати на електрифікацію залізничної мережі [72,73,76].

Істотним недоліком електричної тяги однофазного струму є шкідливий електромагнітний вплив цієї системи на повітряні і підземні металеві споруди, що мають розподілену траєкторію закладень (підземні трубопроводи тощо). Змінні робочі струми в контактній мережі створюють неврівноважені магнітні поля які обумовлюють виникнення електричної напруги по відношенню до землі і струми,

що протікають як у протяжних металевих спорудах і електричних мережах, розташованих над землею, так і по підземних кабелях і трубопроводах.

Блукаючі струми в землі від електротяги змінного струму можуть створювати небезпечну, для обслуговуючого персоналу, напругу на підземних спорудах і, за певних умов, викликати інтенсивні корозійні руйнування металевих підземних споруд. Ця напруга і струми можуть бути небезпечними для людей в наслідок можливості отримання електричного удару, а при транспортуванні по трубопроводах легко займистих рідин або газоподібних вибухонебезпечних продуктів — через можливість вибухів і пожеж від іскріння в місцях витoku продуктів, що транспортуються, за наявності електричної напруги на трубопроводах.

У зв'язку з великими масштабами будівництва підземних металевих трубопроводів по трасах, близько співпадаючих з електрифікованими залізницями і прокладкою розгалуженої мережі трубопроводів, в містах потенційна небезпека шкідливих впливів на ці комунікації є істотною. Основними елементами устаткування електричної залізниці є тягові підстанції, тягова мережа, електричний пересувний склад. З точки зору електромагнітних впливів найбільший інтерес представляє тягова мережа, яка включає контактну і рейкову мережі, а також живлячі дроти. Контактна мережа складається з [73]:

- дротів, що є підвішеними над полотном залізниці, по яких електрична енергія передається від тягової підстанції до електровозів;
- з контактного дроту,
- несучого троса, що підсилює дроти,
- підтримуючих конструкцій (опори, консолі, відтяжки)
- різних допоміжних пристроїв.

Досить часто при ланцюговій підвісці несучий трос підвішується через ізолятори до кронштейнів, укріплених до опор, що стоять на прямих ділянках шляху на відстані 60—150 м. один від одного. Контактний дріт підвішується до несучого троса за допомогою струн в декількох крапках по довжині прольоту. Існують, поряд з одиночною ланцюговою підвіскою і подвійні ланцюгові підвіски, при яких

контактний дріт підвішується до допоміжного дроту, а останній — до несучого троса. Як одиночні так і подвійні підвіски підрозділяються на ряд різновидів залежно від способу натягнення дротів і розташування їх в плані:

- некомпенсована,
- навілкомпенсована,
- компенсована.

Середня висота підвіски контактної мережі на багатьох ділянках приймається рівною 6500 мм. Контактні дроти відповідно до сортаменту, мають три значення майдану поперечного перетину: 68, 85, 100 мм². Для цього сортаменту опір мідних твердотянутих контактних дротів у відношенні до 1 км., відповідно дорівнюють:

- 0,29, Ом/км
- 0,221 Ом/км
- 0,188 Ом/км.

Інколи контактні дроти виконуються з бронзи. Дроти олов'янистої бронзи мають провідність 40—65%, а кадмієвої бронзи —55—85% провідність міді.

Живлячі дроти. Приєднання контактної мережі до шин тягової підстанції здійснюється за допомогою кабелів і повітряних ліній. Кабельні лінії зазвичай застосовуються там, де пристрій повітряних ліній за якими причинами неможливе. Для повітряних ліній застосовують зазвичай алюмінієві дроти.

Рейкова мережа на всіх електрифікованих залізницях України використовується як другий дріт для живлення електричних локомотивів. Оскільки рейковий шлях не ізолюваний від землі, то його можна розглядувати як провідник, що шунтується землею. Опір рейковому ланцюгу складається з опору рейок і опорів рейкових стиків. Величина опору стиків може змінюватися в досить широких межах залежно від ряду чинників (ступінь затягування стику, стан робочих поверхонь накладок і дотичних з ними поверхонь рейки, стан погоди, вологість і т. д.), які складно піддаються точному обліку. Тому для зменшення опору в місцях розташування рейкових стиків встановлюються додаткові електропровідні з'єднання або використовується спеціальне графітне мастило. Відповідно до діючих норм опір

стиків не повинен збільшувати більш ніж на 20% опір рейкового шляху магістральної залізниці, розрахованого для суцільної рейки.

У процесі експлуатації електрифікованих шляхів опір рейок і стиків постійному струму міняється залежно від зміни температурного режиму. При цьому сезонні коливання опору рейок можуть бути істотними і досягати 30—40%. У міру механічного зносу рейки перетин його зменшується і відповідно збільшується електричний опір. При максимально допустимому механічному зносі рейки його електричний опір може бути на 10% більше, ніж у новій рейки.

Мінімальний опір баласту рекомендується визначати по емпіричній формулі:

$$R_{із} = \frac{2400}{n} k_{\sigma} k_{ш} k_{з} k_{п} \text{ Ом км}, \quad (4.8)$$

$R_{із}$ - мінімальний опір баласту за найгірших умов погоди в Ом км.;

n — кількість шпал на 1 км.шляху (змінюється від 1600 до 2400)

k_{σ} - коефіцієнт, залежний від типу баласту і дорівнює для щебеню 2, гравію 1,6, піску 1, піску з домішкою глини 0,8;

$k_{ш}$ - коефіцієнт, зависящий от состояния деревянных шпал;

$k_{з}$ - коефіцієнт, залежний від забруднення поверхневого шару шпал і баласту і дорівнює: для чистої поверхні—1; для поверхні, забрудненої ґрунтом — 0,8—1, вугіллям і шлаком — 0,7—1, рудою — до 0,3, соляними розчинами і сіллю — до 0,2;

$k_{п}$ - коефіцієнт, залежний від погоди і сезону року і дорівнює при мокрому баласті 1, сухому — 2,5—5, баласті, що промерз — 10—100.

Рейкові і «відсмоктуючі» ланцюги електрифікованого транспорту, в якості складових елементів спільної тягової мережі, знаходяться у специфічних умовах роботи. Безперервна зміна місця розташування тягових навантажень і їх величини обумовлює відповідний мінливий характер струмів, що протікають елементами тягової мережі, а отже, і падіння напруги, що викликаються цими струмами. Все це надзвичайно ускладнює проведення електричних розрахунків тягових мереж і робить їх набагато складнішими за розрахунок звичайних електричних мереж. У

даний час для розрахунку величин, що характеризують інтенсивність поля блукаючих струмів в землі, переважно вживання отримали методи рівномірно розподіленого і зосередженого навантажень [77].

Суть методу рівномірно розподіленого навантаження полягає в тому, що існуючі рухомі і змінні за величиною навантаження умовно замінюються рівномірно розподіленим навантаженням, що має постійну величину уздовж всієї лінії.

Метод зосередженого рухомого навантаження виходить з іншої концепції, що передбачає концентрацію всього навантаження ділянки в одній точці.

Способи завдання навантажень, покладені в основу обох методів, аналогічні використовуваним способам у теорії розрахунку тягових мереж. Перевага вказаних методів полягає у тому, що з їх допомогою тягова мережа зі складною конфігурацією і безперервно змінними навантаженнями приводиться до досить простих розрахункових схем, відомих з теорії стаціонарних ланцюгів.

Залізниці, що є електрифікованими за системою постійного струму впливають на підземні металеві споруди лише струмами, які відгалужуються з рейок у землю. Вказані струми можуть піддавати дії електрокорозії підземні металеві споруди і викликати займання легкозаймистих рідин, що транспортуються, і газів. Електрифіковані залізниці змінного струму впливають на підземні металеві споруди через електричний і магнітний вплив.

Електричний вплив обумовлюється наявністю в контактній мережі змінної електричної напруги. До електричного впливу схильні всі металеві споруди, ізолювані від землі. До них відносяться підвішені на опорах дроти, дротяні обгороджування, поручні незаземлених пішохідних мостів шляхопроводів і мостів через річки, металеві дахи з водостічними трубами і різні інші металеві споруди.

Магнітний вплив обумовлюється протіканням по контактній мережі, рейкам і землі змінного електричного струму. До дії магнітного впливу схильні всі металеві споруди як наземні, так і підземні, такі, що знаходяться в електромагнітному полі цього чинника. У результаті цих впливів на металевих конструкціях може виникнути напруга, небезпечна для обслуговуючого персоналу і створюються умови для процесу електрокорозії [78].

Унаслідок недосконалості ізоляції рейок по відношенню до землі струм, що протікає по рейках, відгалужується у землю. Розтікаючись землею і зустрічаючи на своєму шляху металеві споруди, питомий опір яких значно нижчий за питомий опір землі, що оточує їх, струм натікає на них. Зону підземної металевої споруди, у якій блукаючі струми натікають на нього, називають катодною зоною, зону підземної металевої споруди, в якій струм стікає з нього в навколишнє середовище, називають анодною зоною. Для всіх підземних металевих споруд небезпечними відносно корозійних руйнувань є анодні зони. Електрокоррозія є наслідком процесу електролізу, тобто процесу розкладання речовини в електролітичній середі під дією струму, що поступає від зовнішнього джерела. Роль електролітичної середі при електрокорозії відіграє навколишній ґрунт — ґрунтовий електроліт. Гетерогенна мікропориста система ґрунту і характер зміни потенційного достатку поверхні металу визначають своєрідність електрохімічних процесів корозії в підземних умовах. Ґрунт, що оточує підземну металеву споруду, є капілярно-пористим. Вода може заповнювати пори ґрунту або бути у вигляді плівок на стінках пір або у колоїдних утвореннях ґрунту і адсорбційних плівках, нарешті може утворювати гидратіровані хімічні сполуки. Але навіть при мінімальній вологості ґрунт завжди є іонним провідником електричного струму. Електрохімічні властивості ґрунтового електроліту можуть змінюватися в дуже широких межах залежно від структури ґрунту, ступеня його ущільнення і вологості, повітропроникності, сольового складу, величини рН, температури і так далі. Ці особливості ґрунту як корозійної середі, впливають на характер процесів електрохімічної корозії:

– В анодних зонах, де струм стікає з металу, по якому протікають анодні реакції окислення, метал піддається руйнуванню. При цьому вагові втрати металу підкоряються закону Фарадея (пропорційні кількості електрики, що стікає з одиниці поверхні металу).

– У катодних зонах де струм натікає на метал, на нім протікають катодні реакції відновлення, тобто метал на цих ділянках захищений від окислення (руйнування).

– У знакозмінних зонах втрати металу за рахунок електрокорозії, як правило, менше, ніж в анодних зонах і залежать від І частоти і форми блукаючих струмів.

При визначенні небезпеки електрокорозії підземних металевих споруд і здійсненні вибору засобів їх захисту насамперед слід дослідити характер розподілу анодних, катодних і знакозмінних зон. Характер їх розподілу визначається потенційним достатком рейкових мереж — джерел блукаючих струмів. Отже, проблема визначення небезпеки електрокорозії зводиться насамперед до дослідження питань, пов'язаних з розподілом потенціалів і струмів системою рейки —земля— підземна споруда.

4.7 Розробка законів керування станціями катодного захисту підземних споруд, що забезпечують їх інваріантність до зміни параметрів навколишнього середовища

Зі всіх електричних величин, що характеризують блукаючі струми, що виникають в підземній споруді (а саме, характеристики електричного поля блукаючих струмів, потенціал підземної споруди по відношенню до землі, падіння напруги уздовж споруди, струм, що протікає в підземній споруді, струм що стікає з нього), лише величина струму, що стікає з підземної споруди, безпосередньо характеризує небезпеку електрокорозії відносно кількості зруйнованого металу. У результаті недосконалості технології нанесення ізоляційного покриття на трубопроводи, старіння використовуваних ізоляційних матеріалів, механічних пошкоджень, дії навколишнього середовища і ряду інших причин цілісність ізоляційного покриття у тому або іншому ступені буває порушена. Дефекти покриття можуть бути різними і мати самі різні розміри: від мікрощілин і пір до великих поверхонь оголення металу. Крізь ці шляхи порушення цілісності покриття відбувається контакт металу з ґрунтовим електролітом.

Дослідженню залежності захисних потенціалів і щільності струму, необхідної для катодного захисту металу в ґрунтах, присвячено багато робіт. Роботами [75,76,77], і інших встановлені значення мінімальної захисної щільності струму для сталі в різній корозійній середі. Для сталевих трубопроводів зі зруйнованою ізоляцією у висококорозійному ґрунті ($\rho = 20$ ом-м) захисна щільність струму [76]

дорівнює $400—40$ мА/м², при поганому стані ізоляції $40—4$ мА/м², при задовільному — $4—0,4$ мА/м²—відповідає гарному стану ізоляції.

Можна вважати, що необхідна для захисту щільність струму, що поляризує, на оголеній поверхні вуглецевої сталі не залежить від того, чи покритий метал частково ізоляцією або не ізолюваний. Отже, різні значення мінімальної захисної щільності струму, які приведені вище, зумовлені різною величиною оголення поверхні металу в місцях пошкоджень.

З викладеного виходить, що величина різниці потенціалів між спорудою і землею є найбільш зручним і контрольованим параметром, який дозволяє розрахунковим шляхом приблизно оцінити величину щільності струму витoku, що визначає небезпеку електрокорозії підземного металевого трубопроводу.

На підземних сталевих трубопроводах, що знаходяться в знакозмінних зонах впливу залізниць, електрифікованих на постійному струмі, корозійні руйнування значно менші, ніж в стійких анодних зонах. У практичних умовах спостерігається зниження величини корозійних втрат у міру збільшення частоти зміни полярності накладеного струму. При тривалій дії знакозмінних блукаючих струмів корозійні втрати стали в ґрунті в основному визначаються частотою і несиметричною форми накладеного струму і мало залежать від характеру навколишнього середовища. Для оцінки ступеня несиметричної блукаючих струмів у натурних умовах вводять спеціальний коефіцієнт:

$$\gamma = \frac{Q_+}{Q_+ + Q_-}, \quad (4.9)$$

Q_+ - кількість електрики в анодних імпульсах за час виміру в А ч;

Q_- - кількість електрики в катодних імпульсах за час виміру в А ч.

При введенні коефіцієнта γ враховується, що несиметрична блукаючих струмів як за тривалістю, так і за амплітудою імпульсів викликає ідентичну зміну коррозійних втрат сталі в ґрунтових умовах. Оскільки безпосередній вимір величини

Q у практичних умовах важко здійснити коефіцієнт γ може бути розрахований за даними вимірів різниці потенціалів системи «трубопровід — земля».

Можливість такого розрахунку ґрунтується на припущенні незмінності перехідного опору ділянки трубопроводу по відношенню до землі за час виміру. У цьому випадку в може бути виражена наступним чином [72,73]:

$$\gamma = \frac{I_+ \tau_+}{I_+ \tau_+ + I_- \tau_-} = \frac{V_+ \tau_+}{V_+ \tau_+ + V_- \tau_-}, \quad (4.10)$$

I_+ I_- - середні величини струму в анодних і катодних імпульсах;

V_+ V_- - середні величини потенціалів трубопроводу по відношенню до землі за час анодних і катодних імпульсів;

τ_+ τ_- - спільна тривалість анодних і катодних імпульсів за час виміру.

Множина $V_+ \tau_+$ має розмірність $B\tau$ і легко визначається за даними автоматичної реєстрації або візуальних вимірів потенціалів трубопроводу по відношенню до землі.

Будь-який ступінь несиметричної блукаючих струмів характеризується зміною коефіцієнта γ від 0 до 1. Для симетричного струму $\gamma = 0,5$.

Граничному значенню $\gamma = 0$ відповідає стійка катодна полярність підземної металевої споруди. При $\gamma = 1$ вона матиме стійку анодну полярність.

Тривалі випробування дозволили виявити залежність між коефіцієнтом агресивності знакозмінних блукаючих струмів K_a (відношення вагових втрат до втрат, розрахованих за законом Фарадея) і γ для найменшої частоти блукаючих струмів 0,005 Гц. і щільності струму 10—100 мА/дц².

На підземних металевих спорудах, що знаходяться в зонах впливу залізниць, електрифікованих на змінному струмі, електрокорозія протікає лише при поєднанні певних параметрів струму і властивостей ґрунту. Електрокоррозія металів в ґрунтах під дією змінного струму промислової частоти є надзвичайно складним комплексним процесом.

4.8 Розробка математичних моделей інваріантних систем катодного захисту підземних споруд

Блукаючі струми електрифікованих на постійному струмі залізниць можуть викликати іскроутворення у місцях зливу, наливання, транспортування і зберігання легкозаймистих рідин і газів. Електрифіковані залізниці змінного струму роблять магнітний і електричний вплив на металеві споруди і на них може виникати напруга, небезпечна для обслуговуючого персоналу, і створюватись умови для іскроутворення.

Розрив металевих конструкцій або випадкових металевих зв'язків між спорудами приводить до розриву ланцюга, по якому протікає електричний струм. У момент розриву або замикання ланцюга може утворитися іскра і викликати вибух або пожежу легкозаймистих рідин і газів в місцях зберігання або транспортування. Підводячи підсумок вищевикладеному, можна прийти до висновку, що для визначення безпеки електрокорозії розрахунку небезпечних впливів і виявлення безпеки іскроутворення на підземних металевих спорудах необхідно знати розподіл струмів у системі залізничні рейки — земля — підземна споруда. Таким чином це завдання можна в загальному вигляді сформулювати таким чином: знаючи взаємне розташування електрифікованої залізниці і підземного металевої споруди, що характеризує їх основні параметри і питомий опір ґрунту, необхідно визначити різницю потенціалів між спорудою і довколишніми шарами землі, струм, що протікає по спорудою.

Для загального розв'язання проблеми, що задовольняє всім вище поставленим цілям, необхідно розглянути вплив електрифікованої на змінному струмі залізниці на підземну металеву споруду. При цьому визначенні безпека корозійного руйнування підземної споруди від блукаючих струмів електрифікованих залізниць па постійному струмі можна отримати як окремий випадок загального рішення [72,73].

До первинних параметрів рейок та трубопроводів відносять геометричні розміри рейок і трубопроводу, параметри їх взаємного розташування, питома

провідність і магнітна проникність матеріалу рейок і трубопроводу, а також частота електромагнітного поля.

Для рейок величина питомого опору може бути прийнята рівною $\rho = 0,21$ Ом мм²/м, для сталевих трубопроводів — $\rho = 0,14$ Ом мм²/м, для чавунних трубопроводів — $\rho = 0,23 - 0,25$ Ом мм²/м. Ширина колії дорівнює $l_k = 1524$ мм, а відстані між осями суміжних шляхів для двоколіїної дороги: $l_0 = 4100$ мм, між осями другого і третього шляху $l_0 = 5000$ мм; на станції відстань між головним і суміжними шляхами $l_0 = 5300$ мм.

При розрахунку перехідного опору рейкового шляху необхідно знати його ефективний радіус, який дорівнює [72,73]:

для одноколіїної:

$$r_{\text{еф}}^p = \sqrt{r_{\text{ек}}^p l_k}, \quad (4.11)$$

для двоколіїної залізниці

$$r_{\text{еф}}^p = \sqrt{l_0 \sqrt{l_k r_{\text{ек}}^p}}. \quad (4.12)$$

До первинних параметрів входить також відносна магнітна провідність, яка залежить від структури металу і зазвичай вагається для рейкових сталевих трубопроводів в межах 100—300. У розрахунках $\mu = 200$. Також до первинних параметрів трубопроводу входять геометричні розміри трубопроводу і його розташування відносно лінії залізниці, тобто:

r_T — зовнішній радіус трубопроводу,

h_T — товщина стінок трубопроводу,

H — глибина залягання трубопроводу,

y — відстань між трубопроводом і рейковим шляхом.

Крім того, важливим параметром є опір ізоляції трубопроводу. Розрахунок опору ізоляції за виразом:

$$R_1^T = \frac{h_1}{2\pi r_1 \sigma_1^T}, \quad (4.13)$$

h_1 - товщина ізоляції труби;

σ_1^T - провідність ізоляції,

можливо, лише у разі, коли ізоляційне покриття рівномірне по товщині і не має порушень.

Вторинними параметрами трубопроводу є:

- повний імпеданс трубопроводу Z_T ,
- перехідний опір, перехідний опір між трубопроводом і точкою землі поблизу трубопроводу $R_T^{\text{пер}}$,
- постійна поширення α_T .

Розподіл струму в рейках:

$$I_p = \frac{x}{|x|} \frac{I_{\text{к}}}{2} \left(\eta e^{-\alpha_p |x|} + [1 - \eta] \right). \quad (4.14)$$

Розподіл струму стікання з рейок до ґрунту:

$$j_p = \frac{I_{\text{к}} \eta}{2} \alpha_p e^{-\alpha_p |x|}. \quad (4.15)$$

Розподіл повного струму контактної-рейкової мережі:

$$I_0 = I_p + I_{\text{к}} = -\frac{I_{\text{к}} \eta}{2} \frac{x}{|x|} \left(1 - e^{-\alpha_p |x|} \right), \quad (4.16)$$

$I_{\text{к}}$ - амплітуда струму навантаження;

η - коефіцієнт екранування;

$\alpha_p = (1 + i)\beta_p$ - стала поширення рейок. (Навантаження знаходиться на початку координат: $\mathbf{x} = \mathbf{0}$).

4.9 Обґрунтування критеріїв та показників для оцінки ефективності роботи інваріантних систем катодного захисту підземних споруд

Стала амплітуда струму в рейках і повного струму контактної-рельсової мережі на великих відстанях від навантаження пояснюється індуктивним впливом контактної дроти на рейку. Поблизу навантаження ми матимемо змінну амплітуду струму в рейках і повного струму контактної-рельсової мережі і відмінний від нуля струм витоку з рейок. Одним з перших питань у зв'язку з цим є визначення ефективної відстані впливу навантаження на розподіл струму в рейках повного струму контактної-рельсової мережі і струму витоку з рейок.

Розподілення величин, що досліджуються за часом описується виразом [72,73]:

$$I_p(t) = |I_p| \cos(\omega t + \varphi_p); \quad (4.17)$$

$$Ij_p(t) = |j_p| \cos(\omega t + \varphi_1); \quad (4.18)$$

$$I_0(t) = |I_0| \cos(\omega t + \varphi_0). \quad (4.19)$$

Із співвідношень (4.17 – 4.19) видно, що розподіл досліджуваних нами величин уздовж рейкової мережі визначається зміною уздовж рейкового шляху величини амплітуди (модуля) і фази і, тому, природно, вони різні в часі. Модуль і фазу струму витоку і повного струму визначається у вигляді:

$$|j_p| = \frac{I_{\kappa\eta}\beta_p}{\sqrt{2}} e^{-\beta_p|x|}; \quad (4.20)$$

$$\varphi_1 = \frac{\pi}{4} - \beta_p|x|; \quad (4.21)$$

$$|I_0| = \frac{I_{\text{к}}\eta}{2} \sqrt{1 - 2e^{-\beta_p|x|} \cos(\beta_p x + e^{-2\beta_p|x|})}; \quad (4.22)$$

$$\varphi_0 = \begin{cases} \arctg \frac{e^{-\beta_p x} \sin \beta_p x}{1 - e^{-\beta_p x} \cos \beta_p x} & \text{якщо } x \geq 0 \\ -\pi + \arctg \frac{e^{-\beta_p x} \sin \beta_p x}{1 - e^{-\beta_p x} \cos \beta_p x} & \text{якщо } x < 0 \end{cases} \quad (4.23)$$

Під впливом безперервної зміни тягових навантажень рухливого складу рейки електрифікованих на постійному струмі залізниць також безперервно міняють свій потенціал по відношенню до землі. Певні ділянки рейкової мережі мають постійну позитивну або негативну полярність по відношенню до землі і характеризуються лише зміною амплітуди потенціалів. На інших ділянках міняється в часі як величина потенціалу, так і полярність, тобто рейки поперемінно стають позитивними або негативними по відношенню до землі.

Ділянки постійної полярності рейок зазвичай спостерігаються поблизу підстанцій і відсмоктуючих пунктів (негативна полярність) і в значному видаленні від них (позитивна полярність). На проміжних ділянках має місце знакозмінна полярність рейок. Протяжність знакозмінних ділянок може досягати половини спільної довжини рейкової мережі [72,73, 77].

Підземні металеві споруди при зближенні з електрифікованими залізницями постійного струму, мають, як правило, зворотну полярність по відношенню до землі. Тому поблизу ділянок рейок з негативною полярністю по відношенню до землі підземні металеві споруди мають позитивну полярність (анодні зони), а поблизу ділянок рейок з позитивною полярністю — негативну полярність (катодні зони). При знакозмінній полярності рейок по відношенню до землі близькорозташовані підземні споруди також мають знакозмінну полярність.

Величина блукаючих струмів, що протікають по підземній металевій споруді, залежить від інтенсивності витоку тягових струмів з рейок електротранспорту, питомого опору ґрунту, подовжній провідності металеві споруди і від якості її ізоляційного покриття.

Для забезпечення надійного протикорозійного захисту підземних комунікацій у зонах дії блукаючих струмів експлуатованих ділянок електрифікованого на постійному струмі транспорту необхідне проведення:

1) заходів по обмеженню блукаючих струмів вживаних на джерелах блукаючих струмів і маючих за мету обмежити в економічно раціональних межах величину струму витоку;

2) заходів по обмеженню проникнення блукаючих струмів із землі в підземні споруди. Ці заходи і переслідують мету можливо ефективніше гальмувати процеси корозії;

3) заходів електричного захисту вживаних на підземних спорудах і маючих за мету створення штучного електричного режиму роботи споруди, при якій корозія металу повністю виключається або знижується до безпечних меж.

Заходи по обмеженню блукаючих струмів на джерелах блукаючих струмів підрозділяються на проектно-розрахункові, будівельні і експлуатаційні. Проектно-розрахункові заходи проводяться з метою забезпечення відповідності прийнятих технічних рішень діючим вимогам (величини витоку тягового струму з рейок електрифікованих на постійному струмі доріг). Вони зводяться до вибору на стадії проектування оптимального варіанту розміщення тягових підстанцій на магістральних ділянках залізниць з врахуванням економічних показників електричного захисту від корозії підземних металевих споруд.

Будівельні заходи проводяться для обмеження величини струмів витоку, забезпечуючи максимальну подовжню провідність рейкових ланцюгів і мінімальну провідність між рейками і землею. Перше досягається зваркою рейкових ланок в суцільні батоги (тобто зменшенням кількості збірних стиків в дорозі) установкою на всіх збірних стиках і спеціальних частинах шляху стикових і обхідних електричних з'єднувачів і вживанням між нитками одного шляху, а також між шляхами спеціальних поперечних електричних з'єднувачів.

Для збільшення перехідного опору між рейками і підставою рельсових шляхів застосовують залізобетонні шпали та спеціальні заходи, для того, щоб ізолюючі властивості рейкових шляхів були не нижчі, ніж при вживанні дерев'яних шпал.

Використовують баласт з щебеню або рівноцінний йому по ізоляційних властивостях. Крім того, у всіх випадках, де це припустимо за умовами техніки безпеки, металеві ферми мостів, шляхопроводів, металеві і залізобетонні опори контактної мережі (що мають опір розтіканню не менше 20 ом) з'єднуються з рейками або з середніми точками дроселів через іскрові проміжки. Необхідно надійно ізолювати струмопровідні жили відсмоктуючих ліній і негативну шину підстанції (за відсутності дренажів) від землі а також не електрифіковані рейкові шляхи від рейкових шляхів електрифікованого транспорту.

Заходи по обмеженню проникнення блукаючих струмів із землі до споруди включають насамперед, здійснення спеціальних ізолюючих покриттів на споруді. При виборі типу конструкції і матеріалу протикорозійного покриття слід враховувати не лише корозійну активність середи але призначення і специфічні умови експлуатації споруди (температурний режим, механічні навантаження і т. д.).

До протикорозійних покриттів висувається цілий перелік жорстких, а деколи і вельми суперечливих вимог. Вони повинні бути діелектричними з великою механічною міцністю, що забезпечує їх збереження в процесі будівництва і при експлуатації. Покриття має бути хімічно стійким і водонепроникним, не піддаватися руйнуванню від біологічних впливів, а також не містити компонентів, що надають корозійну дію на метал, що захищається. Покриття повинне мати адгезією до металу, що захищається, бути безперервним, суцільним, залишатися монолітним при дії на нього низьких температур при будівельних роботах і в умовах експлуатації; конструкція і матеріал покриття повинні забезпечувати порівняно просту технологію процесу нанесення і можливість механізації.

Під час реалізації катодної поляризації підземних споруд мають бути, як правило, витримані середні за період виміру значення мінімальних захисних потенціалів: для сталі — 0,87 В. по мідносульфатному електроду порівняння, що неполярізується — 0,3 В., по сталевому для свинцю в кислій середі — 0,52 В., а у лужних — 0,74 В.

Величина середніх максимальних захисних потенціалів обирається залежно від якості ізоляційних покриттів. По відношенню до мідносульфатного електроду порівняння, що неполяризується, ці значення дорівнюють [73,78]:

- для сталевих споруд з новим протикорозійним покриттям— 1,22 В.,
- з частково пошкодженим покриттям — 152 В.,
- при сильно зруйнованому покритті не лімітовані;
- для свинцевих кабелів з протикорозійним покриттям в кислій середі — 0,92 В.,
- лужних — 1,22 В.,
- для голих свинцевих кабелів в кислих середах— 1,12 В., а у лужних—1,32 В.
- для алюмінію середня величина максимально захисного потенціалу рівна — 1,4 В.

При електрифікації рейкового транспорту або будівництві нових ліній постачання рідини та газів, а також через інші причини дуже часто виникає завдання проектування захисту від електрокорозії для вже існуючих підземних комунікацій.

При проектуванні захисту існуючих підземних металевих комунікацій насамперед необхідно виявити небезпечні зони на підземних комунікаціях. Це завдання вирішується порівняно просто електричними вимірами, що безпосередньо проводяться на підземних комунікаціях. Збираються дані що характеризують джерело блукаючих струмів відносно режиму роботи тягових підстанцій, їх навантажень, розподілу потенціалів в рейкових мережах, розташування відсмоктуючих пунктів і путніх дроселів, а також інтервал і місце установки протекторів, перетин дренажних кабелів, зона дії захисту, її вплив на суміжні споруди, можливість і необхідність здійснення спільного захисту і т. д.).

Виявлення небезпечних корозійних зон на підземних спорудах, а також встановлення протяжності зони дії захисту проводять на підставі електричних вимірів. Найбільш поширеним видом вимірів є визначення різниці потенціалів між підземною металевою спорудою і землею яке проводиться контактним методом із застосуванням вольтметрів з великим внутрішнім опором.

Підключення живлячого дроту від позитивного затиску вольтметра до підземної металевої споруди проводиться в пунктах споруди, доступних з поверхні, спеціально обладнаних, контрольних пунктах або пристроях, що існують на

мережах, а також в колодязях і траншеях (при розтинах). Підключення негативного затиску вольтметра, у випадку якщо амплітуда коливань вимірюваної напруги не перевищує 1 В., проводять до мідносльфатного електроду, що неполяризується, а при великих коливаннях потенціалів використовуються сталеві електроди. Середнє значення струму, що протікає по підземній споруді, визначають по величині середнього значення падіння напруги на ділянці підземної споруди, діленою на опір підземної споруди між точками виміру.

Вимір щільності струму витoku з оболонки кабелю проводиться за методом допоміжного електроду. Як допоміжний електрод, що розташовується в безпосередній близькості від кабелю, застосовується броньова оболонка з кабелю. Площа робочої поверхні електроду має бути не менше 1 дм².

Щільність струму витoku визначається як відношення середньої величини струму, вимірюваної міліамперметром, включеним між електродом і спорудою, до майдану поверхні вимірювального електроду. На основі потенційних діаграм і даних інших видів електричних вимірів встановлюються небезпечні зони на підземній споруді і вибираються найбільш ефективні в даних умовах засоби електричного захисту.

За певних умов небезпечні зони можуть бути ліквідовані включенням електродренажу або катодних установок, а за інших умов при слабоінтенсивному полі блукаючих струмів небезпечні зони можуть бути ліквідовані установкою протекторів. В деяких випадках може бути використана будь-яка комбінація вказаних методів електричного захисту.

Електродренажний захист. Електродренажний захист є основним засобом електричного захисту підземних споруд від електрокорозії [72,73,75].

Під електродренажним захистом розуміють спосіб захисту підземних металевих споруд від корозії блукаючими струмами що полягає у відведенні блукаючих струмів із споруди, що захищається, до джерела цих струмів.

Електричний дренаж в основному здійснюється з використанням:

- простих,
- поляризованих,

– посилених дренажних пристроїв.

Простий електричний дренаж — це дренажний пристрій, що має двосторонню провідність.

Прямий електричний дренаж слід застосовувати лише в тих випадках, коли унеможливлено стікання струмів з рейок (або з негативної шини підстанції) у підземну споруду, що захищається. У останніх випадках застосовують поляризований електричний дренаж — пристрій, що має однобічну провідність.

Установки поляризованих електричних дренажів приєднуються до тягової рейки при одиночних сигнальних ланцюгах до середньої точки путнього дроселя, але не частіше, ніж через два путні дроселі, або до відсмоктуючого пункту, або до збірки відсмоктуючих ліній тягової підстанції. Точка дренажу на підземній споруді вибирається на такій ділянці анодної зони підземної споруди, який розташований щонайближче до пункту відсмоктування рейкової мережі електрифікованого транспорту і де позитивний потенціал (середнє значення за час виміру по відношенню до землі) на даній ділянці анодної зони максимальний.

Посилений електричний дренаж — дренажний пристрій, в ланцюг якого для збільшення ефективності його роботи включено додаткове джерело постійного струму. Посилений електричний дренаж слід застосовувати в тих випадках, коли на підземній споруді є небезпечна зона обумовлена дією декількох джерел блукаючих струмів, або коли це економічно вигідніше, ніж збільшення перетину дренажного кабелю.

Електричний дренаж повинен здійснюватися при мінімальному середньому значенні дренажного струму, що забезпечує захист споруди. Середньодобове значення струму у ланцюзі всіх дренажних установок включених до збірки відсмоктуючих ліній тягових підстанцій і до рейкового шляху залізниці в районі живлення даної підстанції, як правило, не повинно перевищувати 27% спільного навантаження тягової підстанції, при цьому струм у дренажних установках на трубопроводах не повинен перевищувати 20% а в дренажних установках на кабелях 7% спільного струму навантаження тягової підстанції. Для забезпечення захисту підземної споруди необхідно, щоб дренажний струм по величині дорівнював:

$$I_{\text{д}} = \frac{I_{\text{со}} - \frac{U_{\text{взх}}}{R_{\text{в}}^{\text{д}}}}{\frac{\alpha_0}{2} e^{\alpha_0(\xi - \xi_2)} - \frac{\alpha_0}{R_{\text{п}}^{\text{с}}} M_{\text{с}}(\xi, \xi_1)} \quad (4.24)$$

При виборі місця установки станції катодного захисту враховується можливість її підключення до існуючих електричних мереж. У випадку, якщо підземні металеві споруди прокладені в місцях, де відсутні електромережі у цих районах доводиться використовувати спеціальні катодні станції з повітроелектрогенераторами або катодними станціями з двигунами внутрішнього згорання або дизель-електричними агрегатами. В деяких випадках кінетичну енергію продукту, що транспортується трубопроводом, перетворюють в електричну шляхом використання спеціальних турбін. Останніми роками з'явилася можливість використовувати термоелектричні генератори, тобто пристрої що перетворюють теплову енергію в електричну за допомогою термоелектричних елементів.

При проектуванні захисту для існуючих підземних металевих споруд вибір параметрів захисту і визначення ефективності її роботи найчастіше здійснюються на підставі попереднього пробного включення катодної установки. При пробному включенні катодними захисту застосовують дослідну катодну установку, що складається з джерела постійного струму (випрямляча), тимчасового анодного заземлення і сполучних кабелів.

Як тимчасові анодні заземлення при пробному включенні захисту застосовують у ряді випадків існуючі конструкції що не мають контактів з підземними спорудами. Перед вживанням таких заземлювачів перевіряють їх опір розтіканню. За відсутності таких конструкцій встановлюють тимчасове анодне заземлення. При катодній поляризації сталевих трубопроводу показником захищеності від електрокорозії, викликаною змінним струмом, є досягнення стабільного негативного потенціалу — 0,95 В. по відношенню до мідносульфатного електроду порівняння.

У зонах інтенсивного впливу змінного струму коли значення середньої поверхневої щільності струму витоку сягає критичної величини (100—200 мА/дц²), споруда підлягає захисту від електрокорозії незалежно від питомого опору ґрунту. Виняток становлять ділянки підземних сталевих споруд, прокладених у

вологонасичених ґрунтах болотах і на перетині водних перешкод. У більшості випадків застосовуються автоматичні катодні установки, в яких здійснюється регулювання напруги на виході випрямляча.

Висновки

1. Сформульовано науково обґрунтований методологічний підхід до побудови інваріантних до зміни параметрів навколишнього середовища систем катодного захисту підземних споруд.

2. Запропоновано в якості первинного вимірюючого пристрою використовувати мідно-сульфатний електрод порівняння, на основі якого вимірювати величину захисного потенціалу, що дозволяє значно зменшити вплив параметричної складової системи електрохімічного захисту від корозії на величину захисного потенціалу.

3. Встановлено, що найбільш впливовим на стабільність та незмінність показників, що характеризують якість електрохімічного захисту, є незмінність опору розтікання заземлюючих пристроїв. У випадку забезпечення останнього незмінним, з'являється можливість реалізувати систему автоматичного керування амплітудою захисного потенціалу за розімкненим принципом.

4. Встановлена залежність між сезонними змінами вологості та температури ґрунтів (їх фізико-хімічними властивостями) й параметрами роботи станції катодного захисту, що дозволило сформулювати закони керування станціями катодного захисту підземних споруд, що забезпечують вираховування впливу зміни параметрів навколишнього середовища.

5. Встановлено, що розташування мідно-сульфатного електроду в якості вимірюючого пристрою захисного потенціалу у безпосередній близькості від станції катодного захисту (на відстані, що менша за 1 відсоток від довжини ділянки металеві підземної споруди, що підлягає захисту) на забезпечує рівномірного розподілення захисного потенціалу за довжиною трубопроводу.

ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ

1. Рудничные пневматические установки. Д.Л. Гарбуз. – М. Госгортехиздат – 1961. – 359 с.
2. Автоматизация поршневых компрессоров. Основы проектирования и расчёт. А.Д.Крючков. – Л. Машиностроение – 1971. – 232 с.
3. Экономия электроэнергии при производстве и использовании сжатого воздуха. У.П.Назаренко. – М. Энергия – 1976. – 103 с.
4. Копылов И.П. Электрические машины. Учебник для вузов. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 360 с.
5. Сжатый воздух. А.И.Карабин.- М. Машиностроение – 1964. – 342 с.
6. Автоматизация воздушных поршневых компрессорных установок. Г.Р.Грейнер, В.П.Ильяшенко, Н.Н.Первушин, В.А.Чумаевский.- Л. Судпрогиз – 1963. – 147 с.
7. Экономия электроэнергии при эксплуатации воздушных компрессорных установок. А.И.Рыбин, Д.Г.Закиров.- М. Энергоатомиздат – 1988. –71 с.
8. Нормирование топливно-энергетических ресурсов и регулирование режимов электропотребления: Сборник инструкций/ Под общ. ред. В.В.Дегтярева. – М.: Недра,1983. – 223 с.
9. Шехтер Ю.Л., Директор Л.Б., Пругер В.И. Упрощенная методика определения фактических характеристик поршневых компрессоров и пневмосети на предприятиях // Промышленная энергетика. – 2003. – № 8. – С.18–19.
10. Бобров А.В. Повышение энергоэффективности поршневых компрессоров // Техническая электродинамика. – 2004. – № 3. – С.18–19.
11. Бобров А.В. Определение максимального уровня давления энергоэффективной системы управления поршневых компрессорных установок при ограничении количества пусков. Електромеханічні системи, методи моделювання та оптимізації: Збірник матеріалів конференції.Кремечуг. – 2007. – 171 с.
12. Выпанасенко С.И. Кириченко В.В. Бобров А.В.Определение оптимального верхнего уровня давления в системе двухпозиционного управления поршневых

компрессоров при ограничении количества пусков и учете пусковых потерь // Гірничя електромеханіка та автоматика: Наук.-техн.зб. – 2005. Вип 74. – С. 71–75.

13. Архипцев Ю.Ф., Гуревич М.А. и Крючков А.Д. Бесконтактная блочная система автоматического регулирования давления компрессоров общего назначения. М. – Компрессорное и холодильное машиностроение, № 1, ЦИНТИ химнефтемаш, 1967.

14. Захаренко С.Е., Анисимов С.А., Дмитриевский В.А. и др. Поршневые компрессоры. М. – Л., Машгиз, 1961.

15. Кампе–Немм А.А. Автоматическое двухпозиционное регулирование. М., изд-во «Наука», 1967.

16. Крючков А.Д. Новое в автоматизации поршневых компрессоров. М., ЦИНТИ-химнефтемаш, 1965.

17. Крючков А.Д. Пути повышения экономичности работы поршневых компрессоров с помощью средств автоматизации, ЛДНТП, 1967.

18. Мелькумов Л.Г., Богопольский Б.Х., Берловский В.М. и др. Автоматизация шахтных компрессорных станций. М., Госгортехиздат, 1963.

19. Штерн Л.Я., Бейзеров С.М., Плавник В.Г. Регулирование и автоматизация воздуходушных компрессорных станций. М., Госметаллургиздат, 1963.

20. Френкель М.И. Поршневые компрессоры. Л., изд-во «Машиностроение», 1969.

21. Дьяконов В.П., Абраменкова И.В. Mathcad 7.0 в математике, физике и Internet. – М.: «Нолидж», 1999. – 352 с.

22. Детали машин. Атлас конструкций под ред. Решетова, 1979.

23. Креузов И.П. Усовершенствования в технологии сборки подшипниковых узлов. М.: Машгиз, 1962, С. 4.

24. Анурьев В.И. Справочник конструктора-машиностроителя: в 3-х т.: Т.2. – 8-е изд., перераб. и доп. Под ред. И.Н. Жестковой. – М.: Машиностроение, 2001. – 912с.

25. Мягков В.Д. Допуски и посадки. М.: Машиностроение, 1966. С. 174-175, С.428-429.

26. Таблицы физических величин. Справочник. Под ред. акад. И.К. Кикоина, М.: Атомиздат. 1976, 1008с.
27. Кокуев Индукционные нагревательные установки
28. Рабинер Е.Г. Монтаж и эксплуатация подшипниковых узлов. М.: Машгиз, 1960. – С. 92, С. 169-174.
29. Берникер Е.И. Посадки с натягом в машиностроении. М.-Л., Машиностроение, 1966. – С. 132-136.
30. Благоннадеждин В.Е. Допуски и посадки в горнотопливном машиностроении. М. - №. Стандартгиз, 1941. – С. 6.
31. Rudnev V., Systematic Analysis of Induction Coil Failures, Part 11c: Frequency Selection// Heat Treating Progress. – 2008. – January/February. – P.27-29.
32. Родигин Н.И. Нагрев стальных изделий. Metallurgizdat, 1950. – С. 6.
33. Самарский А.А. Теория разностных схем.– М.:Наука,1977. – 656 с.
34. Установки индукционного нагрева: Учебное пособие для вузов/ А.Е. Слухоцкий, В.С. Немков, Н.А. Павлов, А.В. Бамуэр; Под ред. А.Е. Слухоцкого. - Л.: Энергоатомиздат. Ленингр. отд-ние, 1981. – 328 с.
35. Кувалдин А.Б. Индукционный нагрев ферромагнитной стали. - М.: Энергоатомиздат, 1988. – 200 с.
36. Боли Б., Уэйнер Д. Теория температурного напряжения.
37. Немков В.С., Демидович В.Б. Теория и расчет устройств индукционного нагрева - Л.: Энергоатомиздат. Ленингр.отд-ние, 1988. – 280 с.
38. Павлов Н.А. Инженерные тепловые расчеты индукционных нагревателей. – М.: Энергия, 1978. – 120 с.
39. Немков В.С., Полеводов Б.С. Математическое моделирование на ЭВМ устройств высокочастотного нагрева. Л: Машиностроение. Ленинград. отделение, 1980. – 64 с.
40. Пивняк Г.Г., Кириченко В.И., Школа Н.И., Кириченко В.В. О программном формировании пусковых характеристик синхронных двигателей. Сборник научных трудов НГА Украины № 11, Том 1. – Днепропетровск: РИК НГА Украины, 2001. – С. 82-86.

41. Пивняк Г.Г., Школа Н.И., Кириченко В.В. Роль программного управления в обеспечении надежности многомассовых систем с синхронными электроприводами // *Металлургическая и горно-обогатительная промышленность*. – 2002. – №3. – С. 81-87.

42. Кириченко В.В. Обґрунтування режимів керування та енергетичних параметрів комплексу низькочастотний млин - синхронний електропривід. Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.09.03 / Національний гірничий універ-т. – Дніпропетровськ – 2003. – 19 с.

43. Анализ режимов ресинхронизации привода горных машин и разработка научных положений и алгоритмов снижения динамических нагрузок: Отчет о НИР (заключит.) / Национальн. горн. университет. – № ГР 0104U000774. – Днепропетровск, 2005. – 195 с.

44. Лютер Р.А. Расчет синхронных машин. –Л.: Энергия, 1979. – 272 с.

45. Постников И.М. Проектирование электрических машин. – Киев: Гос. изд. техн. литературы УССР. –1960. – 910 с.

46. Павлюк К., Беднарек С. Пуск и асинхронные режимы синхронных двигателей. – М.: Энергия, 1971. – 270 с.

47. Пивняк Г.Г., Кириченко В.В. Статические свойства синхронного привода мельницы с муфтой и программно управляемым возбудителем // *Сб. науч. тр. НГА Украины*. – 2003. – №17. – С.157-162.

48. Розробка теорії програмного керування електромеханічними системами з потужними синхронними двигунами: Звіт про НДР (заключн.) / Національн. гірн. університет. – № ДР 0106U001376. – Дніпропетровск, 2007. – 165 с.

49. Голоднов Ю.М., Хоренян А.Х. Самозапуск электродвигателей. – Москва.: Энергия, 1974. – 176 с.

50. Пивняк Г.Г., Кириченко В.И., Боровик Р.А., Кириченко В.В., Савенко В.А. Влияние начальных условий на динамику самозапуска и ресинхронизации привода мельниц с упругой связью // *Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету: Наукові праці КДПУ*. – Кременчук: КДПУ, 2006. – Вип. 4/2006(39). Частина 1. – С. 8-11.

51. Соколов Н.И., Сумцов И.А., Кременчуцкий А.М. Ресинхронизация синхронных двигателей многократной форсировкой возбуждения // Электричество. – 1975. – № 5. – С. 43-48.
52. Линдорф Л.С. Особенности пуска и самозапуска синхронных двигателей. // Синхронные двигатели. - М.: Госэнергоиздат, 1959. – 201 с.
53. Сыромятников И.А. Режимы работы асинхронных и синхронных двигателей. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 241 с.
54. Крюков Д.К. Усовершенствование размольного оборудования горно-обогатительных предприятий. – М.: Недра, 1966. – 173 с.
55. Виноградов Б.В. Динаміка барабанних млинів. Монографія. – Дніпропетровськ: УДХТУ, 2004. – 127 с.
56. Електромеханічні системи енергонапружених барабанних млинів / Г.Г.Півняк, В.І. Кириченко, Монографія. – Дніпропетровськ: НГА України, 2000. – 166 с.
57. Чиликин М.Г., Сандлер А.С. Общий курс электропривода: Учебник для вузов. – 6-е изд., доп. и перераб. – М.: Энергоиздат, 1981. – 578 с.
58. Постников И.М. Метод теплового расчета крупных синхронных машин, Труды ЛПИ, 1946, №1
59. Вешеневский С.Н. Характеристики двигателей в электроприводе, М. «Энергия», – 1967 г.
60. Башарин А.В., Новиков В.А., Соколовский Г.Г. Управление электроприводами: Учеб. пособие для вузов / – Л.: Энергоиздат. Ленингр. отделение, 1982.– 392 с.
61. Важнов А.И. Электрические машины. - Л.: Энергия, 1968. – 768 с.
62. Колб А.А., Колб А.А. Теорія електроприводу: Навчальний посібник. – Д., НГУ, 2006. – 511 с.
63. Осин И.Л., Шакарян Ю.Г. Электрические машины: Синхронные машины: Учебное пособие для вузов по спец. «Электромеханика» / Под ред. И.П. Копылова. - М.: Высш. шк., 1990. - 304 с.

64. Прямое управление моментом и током двигателей переменного тока / В.М.Перельмутер – Х.: Основа, 2004 – 210 с.
65. Сергеев П.С., Виноградов Н.В., Горяинов Ф.А. Проектирование электрических машин. Изд. 3-е, переработ. и доп. – М.: Энергия, 1969 – 632 с.
66. Теорія електропривода: Підручник / М.Г. Попович, М.Г. Борисик, В.А.Гаврилюк та ін.. – К.: Вищ. шк., 1993. – 94 с.
67. Systematischer Entwurf von dreistätiger Zahnspulenwicklungen bürstenloser Motoren / Raimund Gottkehas Kamp // Antriebstechnik. – 2007. – № 10. – S. 30-35.
68. Direktantriebe oder doch besser Getriebemotor / Martin Doppelbauer // Antriebstechnik. – 2008. - № 4. – S. 66-73.
69. Die Qual der Wahl / Klaus Greubel //Antriebstechnik. – 2005. - №11. – S.48-50.
70. Технология встроенных магнитов в бесщеточных серводвигателях / Фрэнк Бартош // Control Engineering Россия. – 2006. – № 2. – С. 23-26.
71. Высокомоментные бесколлекторные двигатели с постоянными магнитами / Фрэнк Бартош // Control Engineering Россия. – 2007. – № 7. – С. 15-18.
72. Защита от коррозии, старения и биоповреждений машин, оборудования и сооружений: Справочник: В 2 т. Т.1. Под ред. А.А. Герасименко. – М.: Машиностроение, 1987. – С. 688
73. И.В. Стрижевский, В.И. Дмитриев теория и расчёт. Влияние электрифицированной железной дороги на подземные металлические сооружения. М.: Машиностроение, 1967 - С. 227
74. Расчёт катодной защиты. Л.Я. Цикерман, К.К. Никольский, Л.Д. Разумов, Под ред. д.т.н., проф. М.И. Михайлова. государственное издательство литературы по строительству, архитектуре и строительным материалам. М.: Машиностроение, 1958. - С. 140.
75. Діагностика трубопроводів / Р. М. Джала. – Фізико-хімічна механіка матеріалів. – 2001. – Т.37, №5. – С. 123.
76. Бойко Г.Ю. Нафтогазовий комплекс Прикарпаття // ГалАвто. Бюл. № 3/99. Нафтогазопромисел. – Львів: Престиж Інформ. 1999. – С. 1.

77. Электрохимическая защита трубопроводов от коррозии / Остапенко В.Н., Ягупольская Л.Н., Лукович В.В., Кохановский И.Н., Егоров Е.В., Кузьменко Ю.А., Калькутин Ю.Г. – Київ: Наукова думка, 1988. – 192 с.

78. Методы контроля и измерений при защите подземных сооружений от коррозии. / Глазов Н.П., Стрижевский И. В., Калашникова А.М. и др. – М.: Недра, 1978. – 215 с.

НАЦІОНАЛЬНИЙ ГІРНИЧИЙ УНІВЕРСИТЕТ

ЗАТВЕРДЖУЮ

Проректор з наукової роботи

_____ О.С. Бешта

" 31 " березня 2008р.

ЗВІТ

про патентні дослідження

_____ № _____
(дата)«Обґрунтування енергоресурсо-зберігаючих режимів і принципів керування електроенергетичних комплексів гірничо-металургійних підприємств»шифр теми ГП-408

(найменування, шифр теми)

Етап: «Дослідження та удосконалення конструкції синхронних двигунів з постійними магнітами (СДПМ)»

Начальник НДЧ

О.Є. Хоменко

Керівник
підрозділу-виконавця

С.І. Випанасенко

Зав. ПЛВ

О.О. Філонова

Нормоконтролер

Л.О. Савостенко

ЗАТВЕРДЖУЮ**Проректор з наукової роботи НГУ****О.С. Бешта****" 15 " січня 2008 р.****Завдання****на проведення патентних досліджень**

по темі: «Обґрунтування енергоресурсо-зберігаючих режимів і принципів керування електроенергетичних комплексів гірничо-металургійних підприємств»
шифр теми ГП-408

Етап: «Дослідження та удосконалення конструкції синхронних двигунів з постійними магнітами (СДПМ)»

Мета патентних досліджень: визначення патентної ситуації відносно ОГД

Таблиця А.1 Види робіт при проведенні патентних досліджень та виконавці:

Види робіт	Підрозділи -виконавці	Відповідальні виконавці (П.І.Б.)	Строки виконання робіт	Звітний документ
1	2	3	4	5
1. Визначення патентоздатності ОГД	Кафедра електропривода, НГУ	Бешта О.С. Худолій С.С. Рибалкін М.В.	3-4 квартал 2008 р.	Довідка про пошук
2. Техніко-економічні показники в ОГД та об'єктів аналогічного призначення		Бешта О.С. Худолій С.С. Рибалкін М.В.	3-4 квартал 2009 р.	Форма Г.1.4.
3. Аналіз новизни, винахідного рівня, промислового використання		Бешта О.С. Худолій С.С. Рибалкін М.В.	3-4 квартал 2009 р.	Форма Г.1.5.
4. Аналіз можливості використання в ОГД відомих об'єктів промислової власності		Бешта О.С. Худолій С.С. Рибалкін М.В.	3-4 квартал 2009 р.	Форма Г.2.4., Звіт про патентні дослідження

Керівник підрозділу-виконавця робіт,
відповідальний виконавець теми ГП-408,
д.т.н., професор

С.І. Випанасенко

Зав. ПЛВ

О.О. Філонова

СПИСОК АВТОРІВ

Бешта О.С.	головний науковий співробітник
Балахонцев О.В.	старший науковий співробітник
Худолій С.С.	старший науковий співробітник
Худий Є.Г.	старший науковий співробітник
Михайленко О.В.	науковий співробітник
Рибалкін М.В.	інженер 1 категорії

ЗАГАЛЬНІ ДАНІ ПРО ОБ'ЄКТ ДОСЛІДЖЕННЯ

За останні 10-15 років електроприводи змінного струму все більш інтенсивно впроваджуються в такі області, в яких раніше безроздільно панували електроприводи постійного струму.

Особливе місце серед машин змінного струму займають синхронні двигуни з постійними магнітами на роторі (СДПМ). Кількість і область застосування електроприводів на їх базі постійно зростає. Синхронні машини з постійними магнітами знаходять широке застосування в верстатобудуванні, авіації, залізничному та автомобільному транспорті, та інших галузях. Це стало можливим завдяки досягненням у галузі виробництва високоенергетичних магнітів. Основною перевагою цих машин є простота конструкції, відсутністю контактів і втрат на збудження, високі енергетичні показники і ККД. Тому СДПМ є найбільш перспективною машиною в діапазоні малих і середніх потужностей.

В представленому документі наведені дані про патентний пошук конструктивних рішень синхронних двигунів з постійними магнітами.

ЗМІСТ

1. Завдання на проведення патентних досліджень.
2. Довідка про пошук.
3. Регламент пошуку.
4. Форма Г.1.1. Патентна документація, відібрана для подальшого аналізу.
5. Форма Г.1.4. Техніко-економічні показники ОГД та об'єктів аналогічного призначення.
6. Форма Г.1.5. Аналіз новизни, винахідницького рівня та промислової придатності ОГД.
7. Форма Г.2.4. Аналіз можливості застосування в ОГД відомих об'єктів промислової власності.
8. Довідка про оцінку науково-технічного рівня результатів НДР ГП-386.

ДОВІДКА ПРО ПОШУК № 1

Завдання на проведення патентних досліджень _____ № 1,15.01.2008

Етап _____ перший

Номер, дата регламенту пошуку _____ №1,

Початок пошуку _____ 06.2008 Закінчення пошуку _____ 12.2008

Таблиця В.1 Джерела інформації, використані під час проведення пошуку

Предмет пошуку (ОГД)	Держава пошуку	Класифікаційні індекси	Інформаційна база, використана під час пошуку	Бібліографічні дані першого та останнього за хронологією джерела інформації	
				Патентна інформація	Інша науко-технічна інформація
1	2	3	4	5	6
Конструкція синхронних двигунів з постійними магнітами	Україна	МПК: H02K21/00 H02K21/14 H02K05/16 H02K 29/06 H02K55/02	Бюлетень “Промислова власність”	Державний департамент інтелектуальної власності, Бюлетень “Промислова власність” 2002-2008	Вісник НТУ «ХП», Технічна електродинаміка, Науковий вісник НГУ
	Росія		База данных «Патенты России»	Бюллетень «Перспективные технологии и новые разработки», 2002 – 2008	www.sibpatent.ru
	Німеччина		Європейське патентне відомство (ЄПВ)	Software for Intellectual Property. 2002 – 2008.	patentfamily.de ; www.patent-de.com
	США		Журнал «Изобретение стран мира»	Журнал «Изобретение стран мира», 2002-2008	www.ieee.org ; www.uspto.gov
	Японія		Журнал «Изобретение стран мира»	Журнал «Изобретение стран мира», 2002-2008	www.ieee.org ; www.jpo.go.jp

В.2 Висновки про виконання регламенту пошуку

Пошук виконаний за джерелами науково-технічної літератури та патентної документації відповідно регламенту в обсязі фонду технічної бібліотеки, патентного відділу НГУ та міжнародних патентних організацій, що є достатнім для даного етапу патентного дослідження.

Керівник підрозділу-виконавця робіт,
відповідальний виконавець теми ГП-408,
д.т.н., професор

С.І. Випанасенко

Керівник ПЛВ

О.О. Філонова

РЕГЛАМЕНТ ПОШУКУ № 1

Найменування теми « Обґрунтування енергоресурсо-зберігаючих режимів і принципів керування електроенергетичних комплексів гірничо-металургійних підприємств» шифр теми ГП-408

Етап перший

Номер, дата завдання на проведення патентних досліджень № 1, від 15.01.2008р.

Обґрунтування регламенту пошуку дослідження патентної ситуації відносно ОГД.

Початок пошуку 06.2008 Закінчення пошуку 12.2008

Таблиця Б.1

Предмет пошуку (ОГД)	Мета пошуку інформації	Держава пошуку	Класифікаційні індекси: МПК, НПК, МКПЗ, МКТП, УДК	Ретроспективність пошуку	Джерела інформації
1	2	3	4	5	6
Конструктивне рішення синхронних двигунів з постійними магнітами	Визначення патентоспроможності	Україна, Росія, Німеччина, США, Японія	H02K21/00 21/14 05/16 29/06 1/12 19/10	2002-2008	Бюлетень "Промислова власність", База даних «Патенты России», Європейське патентне відомство (ЄПВ), Журнал «Винаходи країн світу»

Керівник підрозділу-виконавця робіт

(Дата)

Керівник ПЛВ

О.О. Філонова

(Дата)

Форма Г.1.1 Патентна документація, відібрана для подальшого аналізу

ОГД, його складові частини	Документи на об'єкти промислової власності	
	Бібліографічні дані	Відомості щодо його діяльності
1	2	3
Конструктивне рішення синхронних двигунів з постійними магнітами	(11) 64031 (51) H02K 21/00 H02K 29/06 (24) 16.02.2004 (21) 2001129106 (22) 27.12.01 (72) Майстренко Павло Володимирович (UA); Петров Вячеслав Васильович (UA); Хирний Петро Володимирович (UA) (73) ІНСТИТУТ ПРОБЛЕМ РЕЄСТРАЦІЇ ІНФОРМАЦІЇ НАЦІОНАЛЬНОЇ АКАДЕМІЇ НАУК УКРАЇНИ ; (54) МАГНІТНИЙ ДВИГУН	Діє
Конструктивне рішення синхронних двигунів з постійними магнітами	<i>Номер патент</i> 2074477 <i>Клас патента</i> H02K1/27, H02K21/14 <i>Номер заявки:</i> 93057070/07 <i>Дата подачі заявки:</i> 22.12.1993 <i>Дата публікації:</i> 27.02.1997 <i>Заявитель(и):</i> Московский энергетический институт (технический университет) <i>Автор(ы):</i> Иванов М.Н.; Курбатов П.А.; Сугробов А.М.; Тыричев П.А. <i>Патенто-обладатель(и):</i> Московский энергетический институт (технический университет)	Інформація відсутня
Конструктивне рішення синхронних двигунів з постійними магнітами	<i>Номер патента:</i> 2180983 <i>Клас(ы) патента:</i> H02K5/16, H02K5/167 <i>Номер заявки:</i> 97116940/09 <i>Дата подачі заявки:</i> 08.10.1997 <i>Дата публікації:</i> 27.03.2002 <i>Заявитель(и):</i> ГАО Рижский завод	Інформація відсутня

	<p>"Автоэлектроприбор" (LV)</p> <p><i>Автор(ы):</i> ЛУФТ Генах (LV)</p> <p><i>Патенто- обладатель(и):</i> ГАО Рижский завод "Автоэлектроприбор" (LV)</p>	
<p>Конструктивне рішення синхронних двигунів з постійними магнітами</p>	<p>(51) 8H 02K 1/12 (10) 0055.17.107.2008 (40) 11.09.2007 (11) US 7268450 B2 (22)26.09.2005 (21)234210 (54) ЭЛЕКТРОГЕНЕРАТОР С ПОСТОЯННЫМИ МАГНИТАМИ (72) Takeuchi Norikazu (73) Denso Trim Co., Ltd. (52)310-52 (30) JP 2004 2004284276 29.09.2004; JP 2005 2005184572 24.06.2005</p>	Інформація відсутня
<p>Конструктивне рішення синхронних двигунів з постійними магнітами</p>	<p>(51) 8H 02K1/27 (10)0234.13.107.2008 (40)05.07.2007 (11) WO 2007074036 A1 (22)08.12.2006 (54) ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЬ (72) Ekin, Cihad (73) Arcelik Anonim Sirketi; Ekin, Cihad</p>	Інформація відсутня

**Форма Г.1.4 Техніко-економічні показники ОГД та об'єктів аналогічного
призначення**

Найменування та одиниці виміру	Техніко-економічні показники			
	об'єкта за стандартом або технічними умовами	об'єкта-аналога (держава, фірма, організація, модель, рік освоєння) США, Denso Trim Co.,Ltd., US7268450.	ОГД	перспективно го зразка
1	2	3	4	5
Питомий момент, $\frac{H \cdot m}{кг}$	-	2,6	3	3
Питома потужність, $\frac{Вт}{кг}$	-	300	350	350
ККД, %	-	87	93	93

Форма Г.1.5 Аналіз новизни, винахідницького рівня та промислової придатності ОГД

ОГД, його складові частини	Прототип		Очікуваний результат	Можливості використання у промисловості або іншій сфері діяльності	Номер поданої заявки, дата подачі заявки	
	Сукупність ознак	Бібліографічні дані				Сукупність ознак
1	2	3	4	5	6	
Конструктивне рішення синхронного двигуна з постійними магнітами	Постійні магніти ротора виконані у вигляді плоских прямокутників так, що полюс утворюється з багатьох невеликих прямокутників, що клеяться на роторі один впритул до іншого	(11) 64031 (51) H02K 21/00 H02K 29/06 (24) 16.02.2004 (21) 2001129106 (72) Майстренко Павло Володимирович (UA); Петров Вячеслав Васильович (UA); Хирний Петро Володимирович (UA) (73) Інститут проблем реєстрації інформації національної академії наук України (54) Магнітний двигун	Постійні магніти ротора виконані у вигляді плоских півкільць так, що утворюється замкнуте магнітне коло на роторі.	Підвищення питомого моменту, питомої потужності, ККД	Можливе використання у таких галузях промисловості, як верстатобудування, авіаційна промисловість, легка промисловість, робототехніка	7

**Форма Г.2.4 Аналіз можливості застосування в ОГД відомих об'єктів
промислової власності**

ОГД, його складові частини	Документи на об'єкти промислової власності (бібліографічні дані)	Суть об'єкта промислової власності	Очікуваний результат від застосування
1	2	3	4
Конструкція ротора	8Н 02К 1/12 (10) 0055.17.107.2008 (40) 11.09.2007 (11) US 7268450 B2 (22)26.09.2005 (21)234210 (54) ЭЛЕКТРОГЕНЕРАТОР С ПОСТОЯННЫМИ МАГНИТАМИ (72) Takeuchi Norikazu (73) Denso Trim Co., Ltd. (52)310-52 (30) JP 2004 2004284276 29.09.2004; JP 2005 2005184572 24.06.2005	Ротор має 4п постійних магнітних полюсів, розташованих з проміжками по окружності ротора, де n є ціле позитивне число.	Підвищення питомого моменту, питомої потужності, ККД в процесі часткового застосування з новим створеним розробниками технічним рішенням

ЗАТВЕРДЖУЮ

Проректор з наукової роботи

_____ О.С.Бешта

" ___ " _____ 2008 р.

ДОВІДКА**про оцінку науково-технічного рівня результатів НДР ГП-408****«Обґрунтування енергоресурсо-зберігаючих режимів і принципів керування електроенергетичних комплексів гірничо-металургійних підприємств»**

(шифр та назва теми)

ТЕХНІКО-ЕКОНОМІЧНІ ПОКАЗНИКИ

Найменування та одиниця виміру	Значення техніко-економічних показників	
	кращого аналога	розробленого об'єкту
Питомий момент	2,6	3
Питома потужність, $\frac{Вт}{кг}$	300	350
ККД, %	87	93

Перелік патентів (заявок) (назва, номер, дата, автори)

Відомості НОУ-ХАУ особливості конструкції синхронного двигуна з постійними магнітами**ЗАГАЛЬНА ОЦІНКА НАУКОВО-ТЕХНІЧНОГО РІВНЯ НДР**перевищує сучасний рівень науки і техніки

(відповідає сучасному рівню науки і техніки, перевищує, не відповідає)

Керівник ПЛВ

Керівник НДР

_____ Філонова О.О.

_____ проф. Випанасенко С.І.

" ___ " _____ 200__ р.

Висновки

Був виконаний патентний пошук за джерелами науково-технічної літератури та патентної документації відповідно регламенту в обсязі фонду технічної бібліотеки, патентного відділу НГУ та міжнародних патентних організацій. В процесі часткового застосування результатів патентного пошуку з новим створеним розробниками конструктивним рішенням синхронних двигунів з постійними магнітами, отримані найкращі показники питомої потужності, питомого моменту та ККД.



**Steinbeis-Transferzentrum
Internationale Wissensverwertung
und Technologiemanagement**



STZ ♦ Internationale Wissensverwertung und Technologiemanagement ♦
Bierawweg 13/4, 73760 Ostfildern, Germany

Leiter:
Prof. h.c. Dr. Nikolaus Neuberger
Telefon: 0173- 984 06 07
07161- 679 12 71
Telefax: 07161- 679 22 71
Email: stz827@stw.de

Ostfildern, 25.11.2009

Довідка

**про впровадження результатів теми ГП – 408
«Обґрунтування енерго- ресурсозберігаючих режимів і принципів керування
електроенергетичних комплексів гірничо-металургійних підприємств»**

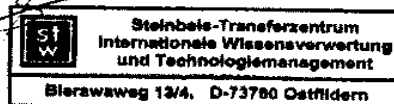
Сфера діяльності трансферцентра «Internationale Wissensverwertung und Technologiemanagement» включає міжнародну наукову кооперацію, послуги посередництва для науковців, прикладні тематичні дослідження та розробки.

В рамках взаємного співробітництва трансферцентра та вчених НГУ виконано дослідження електромагнітних процесів в синхронних двигунах з постійними магнітами. За допомогою сучасних пакетів САПр виконано порівняльний аналіз електромагнітних, енергетичних та динамічних властивостей двигунів різних конструкцій, обґрунтовані оптимальні рішення для застосування в позиційному електроприводі.

Отримані результати підтвердженні відповідними експериментальними дослідженнями.

Директор трансфер центра
Проф., доктор-інженер

Nikolaus Neuberger



Протокол №5

засідання науково-технічної ради ВАТ «Електроважхімпроект»
тема: «Обґрунтування енерго- і ресурсозберігаючих режимів і принципів
керування системами електроенергетичних комплексів ГМК»

від 5.12.2009г.

- Були присутні: - від ВАТ «Електроважхімпроект» члени науково-технічної ради:
1. Саванчук М.І. - – замісник голови науково-технічної ради, головний інженер інституту.
 2. Орешко В.М. – секретар науково-технічної ради, начальник відділу науково-технічної інформації.
 3. Пряничников М.П. – замісник директора інституту.
 4. Грикін О.Л. – головний фахівець відділу електрообладнання металургійних заводів №1.
 5. Літовченко А.Д. – головний інженер проекту відділу електрообладнання металургійних заводів №2.
 6. Певзнер В.З. – начальник відділу електропостачання.
 7. Козлова В.М. – головний інженер проекту відділу електропостачання.
 8. Курлов Г.К. – завідуючий групою автоматизації проектування.
 9. Плетнев П.М. – завідуючий сектором світлотехнічних установок, розробки проектів виробництва робіт і кошторисів.
 10. Яров А.Н. – завідуючий сектором відділу електрообладнання металургійних заводів №1.
 11. Паранько Н.С. – завідуюча сектором відділу електрообладнання металургійних заводів №1.
 12. Носкова Л.С. - завідуюча сектором відділу електрообладнання металургійних заводів №1.
 13. Мірошник Л.І. - завідуюча сектором відділу електрообладнання металургійних заводів №1.
 14. Годес М.Ю. - завідуючий сектором відділу електрообладнання металургійних заводів №2.
 15. Самолов І.М. – провідний інженер відділу електрообладнання металургійних заводів №2.
 16. Позднякова Г.В. - завідуюча сектором відділу електрообладнання металургійних заводів №2.
 17. Павленко В.М. - завідуюча сектором відділу електропостачання.
 18. Белова Т.І. – провідний інженер відділу науково-технічної інформації.

У засіданні НТР приймали участь також провідні фахівці виробничих підрозділів інституту.

- від Національного гірничого університету:
д-р техн. наук, професор кафедри електроприводу Кириченко В.І.

Порядок денний: Розгляд пропозиції НГУ щодо використання синхронного двигуна з підсиленою пусковою обмоткою в електромеханічних системах із важкими умовами пуску.

Кириченко В.І. Представив результати досліджень НГУ щодо підвищення пускового моменту синхронних двигунів шляхом підсилення пускової обмотки й програмному формуванні напруги збудника в асинхронних режимах.

В обговоренні пропозицій взяли участь:

Саванчук М.І., Орешко В.М., Певзнер В.З., Літовченко А.Д., Грикін О.Л.

Після обговорення представлених пропозицій були одностайно

Ухвалені рішення:

1. Вважати розробку НГУ перспективною.
2. Прийняти результати виконаних досліджень до використання при розробці нових електроприводів потужного подрібнювального устаткування.
3. Розглянути перспективи використання результатів НГУ для модернізації серійних тиристорних збудників.

Заступник голови науково-технічної ради,
Головний інженер
ВАТ «Електроважхімпроект»



М.І. Саванчук

Секретар



В.М. Орешко

Витяг з протоколу №11 засідання кафедри
систем електропостачання від 24 листопада 2009р.

ПРИСУТНІ: академік НАН України, проф. Півняк Г.Г., професори: Випанасенко С.І., Разумний Ю.Т, Трифонов В.Д., Заїка В.Т., Кігель Г.А., Білий М.М., доценти: Бажін Г.М., Зражевський Ю.М., Корольов А.М., Рухлов А.В., Олішевський Г.С., Хованська О.І., Ворохов Л.П., ст. викладач Ковальов О.Р., асистенти: Рухлова Н.Ю., Папаїка Ю.А., Румянцев А.С., Хацкевич Ю.В., Дибрін С.В., асистенти: Прокуда В.М., Луценко І.В.

СЛУХАЛИ: інформацію докт. техн. наук, професора Випанасенка С.І., відповідального виконавця теми ГП-408 „Обґрунтування енергоресурсозберігаючих режимів і принципів керування електроенергетичних комплексів гірничо-металургійних підприємств", про заключний звіт.

ПОСТАНОВИЛИ: 1. Науково-дослідна робота виконана у відповідності з технічним завданням та календарним планом у повному обсязі.
2. Результати НДР відповідають сучасному рівню науки та техніки.
3. Заключний звіт по темі ГП-408 схвалити та рекомендувати до затвердження.

Заст. зав. кафедрою СЕП,
д-р. техн. наук, професор

С.І. Випанасенко

Вчений секретар кафедри

Ю.В. Хацкевич

ВИТЯГ З ПРОТОКОЛУ № 2

засідання секції науково-технічної Ради за науковим напрямом
«Проблеми гірничої та металургійної електроенергетики, енергозбереження»

м. Дніпропетровськ

11 грудня 2009 г.

ПРИСУТНІ:

голова ради, професор Іванов О.Б., професори: Шкрабець Ф.П., Казачковський М.М.,
Випанасенко С.І., Корсун В.І., доц. Рухлов А.В.

СЛУХАЛИ: вед. наук. співробітника Випанасенко С.І., відповідального виконавця теми
ГП-408 „Обґрунтування енергоресурсо-зберігаючих режимів і принципів керування
електроенергетичних комплексів гірничо-металургійних підприємств”, про
заключний звіт науково-дослідної роботи за 2009 рік. Викладені отримані результати,
основні із них є:

- розроблено спосіб управління електроприводом компресора;
- методика експериментальних досліджень процесу індукційного нагріву та
розраховані аналітичні залежності;
- рекомендації щодо алгоритму керування комбінованим джерелом живлення двигуна
з поліпшеною пусковою обмоткою з урахуванням нестабільності параметрів;
- конструкторська документація та динамічна модель СДПМ з системою керування;
- дослідження статичних та динамічних характеристик системи «станція катодного
захисту - підземна споруда» в основних режимах її роботи.

За результатами роботи було опубліковано 3 статті. По звітній НДР дисертацій
захищено не було.

ВИСТУПИЛИ: професор Шкрабець Ф.П., який дав задовільну оцінку результатів
виконаної роботи. Він відмітив, що зміст виконаних досліджень відповідають етапам
календарного плану, а наукові і практичні результати – меті НДР. Рекомендовано
заключний звіт по НДР затвердити.

ПОСТАНОВИЛИ: 1. Науково-дослідна робота виконана відповідно технічному завдання
та календарному плану робіт у повному обсязі.

2. Науково-технічний рівень розробки відповідає сучасному рівню науки і техніки.
Робота містить наукові і практичні результати, які є основою для обґрунтування
енергоресурсо-зберігаючих режимів і принципів керування електроенергетичних
комплексів гірничо-металургійних підприємств.

3. Матеріали, що викладені в звіті, не містять відомості, які можуть бути віднесені до
державної таємниці.

4. Заключний звіт схвалити і рекомендувати до затвердження.

Голова ради,
професор

О.Б. Іванов

Вчений секретар,
доцент

А.В. Рухлов

РЕЦЕНЗІЯ

на звіт по науково-дослідній роботі ГП-408

« Обґрунтування енергоресурсо-зберігаючих режимів і принципів керування електроенергетичних комплексів гірничо-металургійних підприємств »

Робота, що рецензується, проведена в 2008-2009 роках, та спрямована на визначення конструктивних рішень, режимів роботи електроприводів, процесу індукційного нагріву і режими роботи станцій катодного захисту.

Розроблено спосіб управління приводом поршневого компресору, виконані експериментальні дослідження характеристик діючої на підприємстві системи стисненого повітря та розроблено спосіб управління.

Визначена методика експериментальних досліджень процесу індукційного нагріву та розраховані аналітичні залежності.

Відпрацьовані нові принципи вибору параметрів пускової обмотки синхронного двигуна із явновираженими полюсами для важких умов запуску, алгоритми сумісного програмного формування амплітуди і фази напруг комбінованого джерела живлення обмоток синхронних двигунів для поліпшення їх властивостей в важких асинхронних режимах.

Удосконалена методика проектування електричних машин, розроблені наукові підходи щодо розрахунку електромагнітного поля в електродвигунах, створена динамічна модель синхронних двигунів с постійними магнітами, розроблені підходи щодо синтезу систем автоматичного регулювання ними та закони керування. Отримані залежності координат електроприводу в ході відпрацювання заданого переміщення при різних співвідношеннях моментів інерції.

Обґрунтовано застосування теорії систем керування зі змінною для створення інваріантних до зміни параметрів навколишнього середовища систем катодного захисту підземних споруд.

Рецензент
канд. техн. наук
професор

М.В. Рогоза