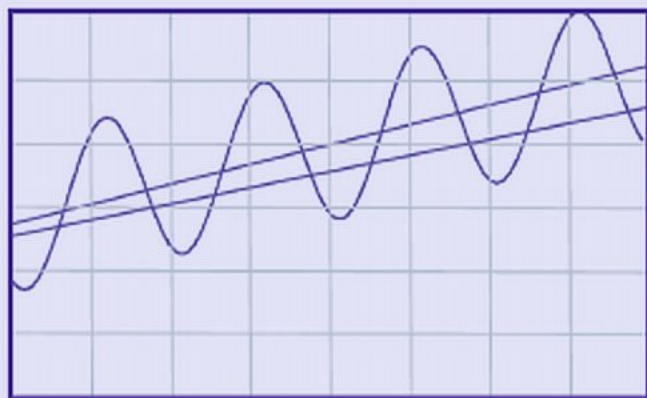


М. Й. Бурбело, А. В. Гадай

**ДИНАМІЧНА КОМПЕНСАЦІЯ  
РЕАКТИВНОЇ ПОТУЖНОСТІ  
В ПУСКОВИХ РЕЖИМАХ ЕЛЕКТРОПРИВОДІВ**



**Міністерство освіти і науки України  
Вінницький національний технічний університет**

**М. Й. Бурбело, А. В. Гадай**

**ДИНАМІЧНА КОМПЕНСАЦІЯ  
РЕАКТИВНОЇ ПОТУЖНОСТІ  
В ПУСКОВИХ РЕЖИМАХ ЕЛЕКТРОПРИВОДІВ**

**Монографія**

**Вінниця  
ВНТУ  
2010**

**УДК 621.316.71**

**ББК 31.279**

**Б 91**

Рекомендовано до видання Вченою радою Вінницького національного технічного університету Міністерства освіти і науки України (протокол №7 від 25.02.2010 р.)

Рецензенти:

**Ю. О. Варецький**, доктор технічних наук, професор

**В. М. Кутін**, доктор технічних наук, професор

**Бурбело, М. Й.**

Б 91 Динамічна компенсація реактивної потужності в пускових режимах електроприводів : монографія / М. Й. Бурбело, А. В. Гадай. – Вінниця : ВНТУ, 2010. – 104 с.

ISBN 978-966-641-368-3

В монографії обґрунтовано можливість підвищення точності процесу динамічної компенсації реактивної потужності під час пуску потужних асинхронних та синхронних електроприводів в електропостачальних системах обмеженої потужності.

Монографія розрахована на широке коло інженерно-технічних працівників та аспірантів, які досліджують проблему покращення якості електроенергії.

**УДК 621.316.71**

**ББК 31.279**

**ISBN 978-966-641-368-3**

© М. Бурбело, А. Гадай, 2010

## ЗМІСТ

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ СКОРОЧЕНЬ.....	5
ВСТУП .....	6
РОЗДІЛ 1. АНАЛІЗ ЕФЕКТИВНОСТІ КОМПЕНСАЦІЇ РЕАКТИВНОЇ ПОТУЖНОСТІ В ПУСКОВИХ РЕЖИМАХ ЕЛЕКТРОПРИВОДІВ.....	8
1.1 Аналіз впливу пуску двигунів на відхилення напруги у вузлі навантаження.....	8
1.2 Аналіз критеріїв ефективності та методів дослідження пуско- вих режимів електроприводів.....	14
1.3 Пристрої динамічної компенсації реактивної потужності .....	17
Висновки до розділу 1 .....	28
РОЗДІЛ 2. КРИТЕРІЇ ТА МАТЕМАТИЧНІ МОДЕЛІ КОМПЕНСАЦІЇ РЕАКТИВНОЇ ПОТУЖНОСТІ В ПУСКОВИХ РЕЖИМАХ АСИНХРОННИХ ЕЛЕКТРОПРИВОДІВ.....	30
2.1 Характеристика процесу компенсації реактивної потужності в пускових режимах роботи АД з використанням спектральних провідностей.....	30
2.2 Математичні моделі асинхронних двигунів в пускових режимах.....	37
2.3 Аналіз динамічної компенсації реактивної потужності в пус- кових режимах асинхронних двигунів .....	43
2.4 Аналіз знижень напруги під час пуску асинхронних двигунів за динамічної компенсації реактивної потужності.....	49
Висновки до розділу 2 .....	56

РОЗДІЛ 3. МОДЕЛЮВАННЯ ПУСКОВИХ ТА КОМПЕНСУВАЛЬНИХ РЕЖИМІВ СИНХРОННИХ ЕЛЕКТРОПРИВОДІВ .....	57
3.1 Моделювання пускових процесів синхронних двигунів .....	57
3.2 Моделювання процесу динамічної компенсації реактивної потужності з використанням синхронних двигунів .....	67
Висновки до розділу 3 .....	71
РОЗДІЛ 4. РОЗРОБКА СИСТЕМ ДИНАМІЧНОЇ КОМПЕНСАЦІЇ РЕАКТИВНОЇ ПОТУЖНОСТІ В ПУСКОВИХ РЕЖИМАХ ЕЛЕКТРОПРИВОДІВ.....	72
4.1 Системи динамічної компенсації реактивної потужності в перехідних режимах електроприводів на основі СТК .....	72
4.2 Розробка вимірювальних каналів для систем динамічної компенсації реактивної потужності.....	81
Висновки до розділу 4 .....	91
ВИСНОВКИ.....	92
ЛІТЕРАТУРА .....	93

## ПЕРЕЛІК УМОВНИХ СКОРОЧЕНЬ

АД – асинхронний двигун  
АД ФР – асинхронний двигун з фазним ротором  
АРЗ СД – автоматичне регулювання збудження СД  
БК – блок керування  
БТРР – блок тиристорно-регульованих реакторів  
ВДТ – вольтододатковий трансформатор  
Д – джерело живлення  
ДН – дільник напруги  
ЕПС – електропостачальна система  
ЗЗК – задавач зони керування  
К – ключ силовий  
КБ – конденсаторна батарея  
КЛ – кабельна лінія електропередачі  
КП – квазізрівноважений вимірювальний перетворювач  
КУ – конденсаторна компенсаційна установка  
МК – однокристальний мікроконтролер  
Н – навантаження  
ОВ – одновібратор  
ОП – операційний підсилювач  
ПВ – пристрій віднімання  
ПЕ – пороговий елемент  
ПК – пристрій коректування  
ПЛ – повітряна лінія електропередачі  
ПН – вимірювальний перетворювач напруг  
ПП – вимірювальний перетворювач реактивної потужності  
ПС – вимірювальний перетворювач струмів  
ПФС – вимірювальний перетворювач фазового зсуву  
Р – регулятор  
СД – синхронний двигун  
СІФК – система імпульсно-фазового керування  
СКЗ – сенсор короткого замикання  
СТК – статичний тиристорний компенсатор реактивної потужності  
СФ – силовий фільтр  
Т – трансформатор силовий  
ТН – трансформатор напруги вимірювальний  
ТПП – тиристорно-перемикальний пристрій  
ТРК – тиристорно-реакторне коло  
ТРР – тиристорно-регульований реактор  
ТС – трансформатор струму вимірювальний  
ФІ – формувач імпульсів  
ФП – фазочутливий інтегрувальний перетворювач

## ВСТУП

Пускові струми потужних синхронних (СД) та асинхронних (АД) двигунів зумовлюють різке зниження напруги у вузлі мережі. Це спричинює ряд негативних наслідків, до яких можна віднести збільшення тривалості пуску двигунів, зменшення запасу статичної та динамічної стійкості вузлів електричних мереж, зокрема, в електропостачальних системах (ЕПС) обмеженої потужності.

Одним із ефективних заходів підвищення рівня напруги під час пуску двигунів є динамічна компенсація реактивної потужності. Водночас для регулювання силових елементів пристроїв динамічної компенсації реактивної потужності в перехідних режимах необхідним є визначення їх оптимальних параметрів та оцінка ефективності процесу пуску.

Задача вибору оптимальних параметрів в перехідних режимах ускладнюється, оскільки реактивна потужність АД та СД є складною функцією моменту навантаження, напруги у вузлі мережі, яка, в свою чергу, залежить від напруги на шинах підстанції, опорів мережі та двигуна, струму збудження синхронних машин, а також залежить від нелінійності кривої намагнічування магнітопроводу АД. У зв'язку з цим відсутні еквівалентні пасивні параметри, які можна було б однозначно використовувати як розрахункові в пускових режимах електроприводів, забезпечивши при цьому мінімальний вплив статичних характеристик вузлів навантажень.

В сучасних умовах експлуатації електричних мереж номінальною напругою 6, 10 кВ для забезпечення компенсування реактивної потужності і для мінімізації відхилень напруги при добових змінах навантаження застосовують нерегульовані конденсаторні установки (КУ) та СД. Пристрої для динамічної компенсації реактивної потужності в пускових режимах електроприводів практично не використовують.

Тому науково-прикладна задача, яка полягає у підвищенні точності процесу динамічної компенсації реактивної потужності під час пуску потужних асинхронних та синхронних електроприводів в ЕПС обмеженої потужності, є актуальною.

У першому розділі монографії проведено аналіз та огляд особливостей роботи електричних мереж за наявності потужних асинхронних та синхронних двигунів. Особлива увага приділена визначен-

ню втраг напруги в пускових режимах і взаємовпливу напруги у вузлі мережі та реактивної потужності навантаження. Розглянуто критерії ефективності та методи аналізу пускових режимів. Проведено аналіз існуючих пристроїв для динамічної компенсації реактивної потужності. Обґрунтовано необхідність пошуку нових рішень в області інформативних параметрів систем керування пристроями динамічної компенсації реактивної потужності.

У другому розділі запропоновано новий метод аналізу АД в пускових режимах, в основу якого покладено використання спектральних параметрів. Запропоновано критерії якості пускових процесів асинхронних та синхронних електроприводів, які основані на використанні спектральних провідностей, що дає можливість оцінювання точності компенсації реактивної потужності під час пуску електроприводів. Розроблено математичні моделі аналізу пускових режимів асинхронних електроприводів, які базуються на використанні нелінійних диференціальних рівнянь в ортогональних координатах, що дозволяє проаналізувати швидкодіюче компенсування реактивної потужності в пускових режимах асинхронних електроприводів. Отримано умови повної компенсації реактивної потужності під час пуску двигуна, які є наслідком адекватності зміни струму та напруги двохелементної паралельної схеми заміщення зі змінними активною та реактивною спектральними провідностями змінам струму та напруги статора двигуна.

В третьому розділі розроблено математичні моделі та програми розрахунку перехідних процесів під час пуску синхронних двигунів та розрахунку їх пускових характеристик. Показано, що форсування струму збудження може різко впливати на зміни реактивної потужності. Але при цьому виникають коливання активної потужності, що вимагає використання системи автоматичного демпфування коливань. Динамічна компенсація реактивної потужності забезпечує виключення провалу напруги у вузлі навантаження у разі форсування струму збудження СД.

В четвертому розділі розглянуто системи динамічної компенсації реактивної потужності на базі статичних тиристорних компенсаторів (СТК) з керуванням за відхиленням та збуренням. Розроблено вимірювальні канали для систем динамічного компенсування реактивної потужності в пускових режимах електроприводів, швидкодія яких не перевищує половини періоду напруги живлення.



# РОЗДІЛ 1

## АНАЛІЗ ЕФЕКТИВНОСТІ КОМПЕНСАЦІЇ РЕАКТИВНОЇ ПОТУЖНОСТІ В ПУСКОВИХ РЕЖИМАХ ЕЛЕКТРОПРИВОДІВ

### 1.1. Аналіз впливу пуску двигунів на відхилення напруги у вузлі навантаження

Схеми електропостачання за наявності потужних асинхронних та синхронних електроприводів залежать від частки їх потужності у загальному навантаженні. Як правило схеми електропостачання – ра-

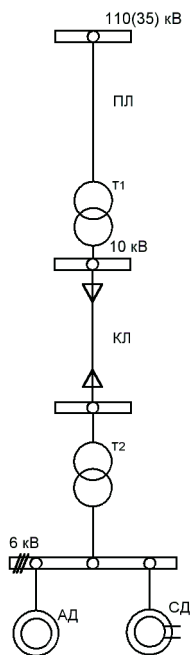


Рис. 1.1. Схема електропостачання за наявності потужних електродвигунів

діальні з двома трансформаціями напруги і містять декілька відхідних приєднань, від кожного з яких може живитись декілька одночасно працюючих технологічних установок, а також інших приймачів електроенергії. В деяких мережах для живлення потужних синхронних електроприводів використовується глибокий ввід. У загальному випадку схема електропостачання (рис. 1.1) складається з повітряної лінії електропередач (ПЛ) напругою 110 або 35 кВ, трансформатора 110(35)/10 кВ Т1, кабельної лінії електропередач (КЛ), трансформатора 10/6 кВ Т2, синхронних (СД) і асинхронних (АД) двигунів. Трансформаторні підстанції 10/6 кВ для живлення потужних АД та СД живляться від трансформаторних підстанцій 110(35)/10 кВ в основному КЛ довжиною до одного кілометра.

Встановлена потужність силових трансформаторів напругою 110(35)/10 складає 6300...25000 кВА, а 10/6 кВ – 630...6300 кВА за встановленої потужності споживачів 250...3000 кВА. Співмірність цих потужностей і наявність ліній електропередач значної довжини призводить до погіршення показників якості напруги на затискачах електроприймачів. При ро-

боті АД та СД в мережах обмеженої потужності в першу чергу погіршуються такі показники якості електроенергії як відхилення і коливання напруги [1, 2].

Якість напруги у вузлах навантажень електричних мереж регламентується ГОСТ 13109–97 [3] і контролюється за допомогою реєструючих приладів і статистичних аналізаторів якості напруги [1, 4]. Для визначення інтегральних показників якості електроенергії розроблені статистичні методи дослідження [4–7].

Але самих лише заходів, які контролюють показники якості електроенергії, недостатньо. Необхідна розробка і впровадження спеціальних пристроїв автоматичного регулювання реактивної потужності, які забезпечують поліпшення цих показників у вузлі навантаження електричної мережі.

Задача оптимізації показників якості електроенергії у вузлі навантаження пов'язана, в основному, з відхиленнями і коливаннями напруги, що зумовлені технологічними особливостями виробництва, параметрами ліній електропередачі, наявністю пристроїв регулювання реактивної потужності. За недопустимих значень інших показників якості електроенергії – несинусоїдності та несиметрії напруги – оптимізують вибір відповідних технічних засобів, виходячи з мінімуму витрат на їх впровадження.

Задача покращення показників якості електроенергії стає особливо актуальною в теперішній час економії електроенергії та контролю за раціональним її використанням. Проведені дослідження [2, 8, 9] показали, що значення збитків від відхилення показників якості електроенергії є важливою техніко-економічною характеристикою технологічного об'єкта і може бути критерієм оптимізації регулювання, спрямованого на покращення показників якості електроенергії [1, 7].

Однією з можливих областей застосування систем динамічної компенсації реактивної потужності під час пуску потужних двигунів є підприємства гірничовидобувної галузі. Підприємства гірничовидобувної галузі, до яких належать установки буріння на нафту і газ, нерудні кар'єри та інші, характеризуються: по-перше, великими одиничними потужностями агрегатів; по-друге, значною неритмічністю виконання технологічних операцій. Так, бурові установки, наприклад, Уралмаш – 3000 ЗУК–1, що призначені для буріння нафтових, газових свердловин глибиною до 3000 м, оснащені груповим приводом лебід-

ки і ротора зі ступінчастим механічним регулюванням швидкості, виконаним від асинхронного двигуна потужністю 500 кВт. Індивідуальний привод двох насосів виконаний від синхронних двигунів потужністю 630 кВт. Максимальна потужність, що споживається буровою установкою дорівнює 1600 кВт – в режимі буріння при роботі двох насосів; 1000 кВт – в режимі виконання спуско-підйомних операцій (з урахуванням потужності механізмів приготування та очищення бурового розчину – відповідно 1900 і 1300 кВт, напруга живлення 6 кВ). На рис. 1.2 наведено схему електропостачання бурової установки.

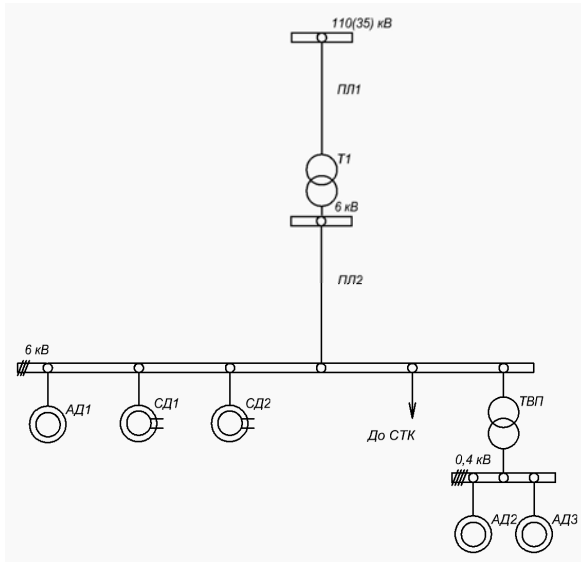


Рис. 1.2. Схема електропостачання бурової установки

Для визначення показників якості електроенергії необхідні досить точні методики розрахунку реактивної потужності електричних двигунів, рівня напруги мережі з врахуванням параметрів елементів ЕПС та електропривода і їх взаємного впливу. Для визначення зниження напруги на затискачах групи електродвигунів, що живляться по лініях електропередачі Л1 та Л2 через трансформатор Т1, розглянемо схему заміщення вузла навантаження (рис. 1.3).

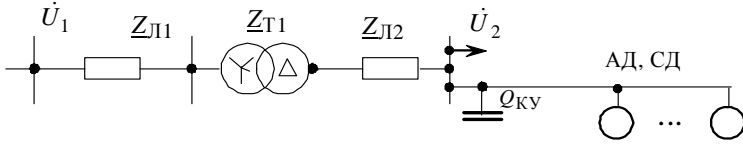


Рис. 1.3. Розрахункова схема вузла навантаження

При відомих значеннях коефіцієнтів завантаження двигунів за активною та реактивною потужностями втрати напруги складуть

$$\Delta U = \frac{R \sum \beta_i P_{\text{НОМ.}i} + X \sum (\alpha_i Q_{\text{НОМ.}i} - Q_{\text{КУ}})}{U_1}, \quad (1.1)$$

де  $R, X$  – активний і реактивний опори ліній електропередач та трансформатора;  $P_{\text{НОМ.}i}, Q_{\text{НОМ.}i}$  – номінальні значення активної та реактивної

потужностей двигунів;  $\beta_i = \frac{\Delta P_i}{P_{\text{НОМ.}i}}$ ;  $\alpha_i = \frac{\Delta Q_i}{Q_{\text{НОМ.}i}}$  – коефіцієнти заван-

таження двигунів за активною та реактивною потужностями;  $U_1$  – значення напруги зі сторони живлячої мережі. Підсумовування проводиться за кількістю одночасно увімкнених електроприводів.

Значення напруги на затискачах установки

$$U_2 = U_1 - \Delta U.$$

Отже, характер зміни напруги на ввіді установки залежить не тільки від опору ліній електропередач та трансформатора, але й від режиму роботи споживачів установки. Для визначення відхилення напруги на затискачах установки необхідні імовірнісні характеристики величини навантаження двигунів в залежності від технологічних режимів роботи.

Коефіцієнт завантаження під час пуску двигунів за активною потужністю  $\beta_i$  може змінюватись в інтервалі до  $\beta_{\text{max}}=2,2\dots2,5$ . Водночас, коефіцієнт завантаження двигуна за реактивною потужністю  $\alpha_i$  змінюється в порівняно ширших межах до  $\alpha_{\text{max}} = 3\dots5$ .

Під час пуску АД та СД характерним є істотне збільшення споживання активної та реактивної потужностей, а також струму. Харак-

тер споживання активної та реактивної потужностей асинхронних і синхронних електроприводів визначається моментом навантаження. Значення активної та реактивної потужностей і струму АД можна визначити за спрощеними формулами

$$P = \frac{U^2 \frac{R_r}{s}}{\left(\frac{R_r}{s}\right)^2 + X^2} = M\omega_0 / p_0; Q = \frac{U^2 X}{\left(\frac{R_r}{s}\right)^2 + X^2}; I = \frac{U/\sqrt{3}}{\sqrt{\left(\frac{R_r}{s}\right)^2 + X^2}}, \quad (1.2)$$

де  $U$  – напруга у вузлі електричної мережі;  $R_r$  – активний опір ротора;  $X = X_s + X_r$  – сумарний реактивний опір статора і ротора двигуна;  $s$  – ковзання ротора;  $M$  – механічний момент навантаження на валу машини;  $\omega_0$  – колова частота напруги живлення;  $p_0$  – число пар полюсів.

Для явнopolюсного СД згідно з [10, с. 622] активна потужність

$$P = -\frac{3U}{\omega_0 L_d} \left( E \sin \theta + \frac{U}{2} \sin 2\theta \left( \frac{L_d}{L_q} - 1 \right) \right) = M\omega_0 / p_0, \quad (1.3)$$

де  $E$  – ЕРС, що наводиться струмом збудження в обмотці якоря;  $\theta$  – кут навантаження СД;  $L_d, L_q$  – індуктивності статорної обмотки відповідно по повздовжній і поперечній осях.

Реактивна потужність явнopolюсного СД згідно з [10, с. 622]

$$Q = -\frac{3U}{\omega_0 L_d} \left( E \cos \theta - U \left( 1 + \sin^2 \theta \left( \frac{L_d}{L_q} - 1 \right) \right) \right). \quad (1.4)$$

ЕРС, що наводиться струмом збудження в обмотці якоря, визначається за формулою

$$E = p_0 \omega M_{sf} I_f, \quad (1.5)$$

де  $\omega$  – частота обертання ротора;  $M_{sf}$  – взаємодуктивність між обмотками статора та ротора;  $I_f$  – струм обмотки збудження.

Приріст генерованої реактивної потужності СД в результаті зміни навантаження на валу машини можна визначити за формулою

$$\Delta Q = P_{\text{ном}} \left( \sqrt{(k_{\text{н}} \cdot \varepsilon_1)^2 - \beta_1} - \sqrt{(k_{\text{н}} \cdot \varepsilon_2)^2 - \beta_2} \right),$$

де  $\varepsilon_1, \beta_1$  та  $\varepsilon_2, \beta_2$  – відносні значення струму збудження та навантаження на валу СД в двох режимах.

Існує ряд аналітичних методів точного визначення реактивної потужності СД [11, 12], які враховують зміну напруги мережі і активного опору статора двигуна; насичення синхронної машини по поздовжній осі; врахування насичення синхронної машини при зміні напруги мережі і лінеаризованих нелінійних електромагнітних зв'язків в машині. Але практичного використання вони не знайшли через складність отримання динамічних індуктивностей реакції якоря насиченого СД.

Розрахункові дані показують, що реактивна потужність СД є складною нелінійною функцією навантаження і напруги мережі та струму збудження. В діапазоні зміни навантажень, що не перевищують номінальні значення для СД з відношенням короткого замикання  $\text{ВКЗ} = 0,84$ , при зменшенні рівня напруги реактивна потужність СД зменшується. При збільшенні кратності навантаження двигуна понад 1,5 і номінальному струмі збудження реактивна потужність синхронного двигуна стає споживаною (індуктивною) незалежно від рівня напруги мережі.

Споживана СД реактивна потужність при відхиленнях напруги мережі від 0,9 до 1,15 змінюється в залежності від навантаження в межах 20...60 %. Враховуючи, що ці межі відхилення напруги насправді існують при експлуатації двигунів, то робота СД з нерегульованим (часто номінальним) струмом збудження є доцільною. Однак це призводить до порушення балансу реактивної потужності, що за наявності лінії електропередачі великої довжини викликає непотрібні перетоки реактивної потужності, а отже, збільшуються втрати енергії і відхилення напруги, що погіршує техніко-економічні показники ЕПС.

Збільшення напруги на затискачах СД призводить до значного погіршення його компенсаційної здатності (більше ніж вдвічі при неробочому ході двигуна і змін напруги від 1 до 1,15).

Враховуючи взаємозв'язок реактивних потужностей і напруг, розрахунок необхідно виконувати методом послідовних наближень.

## 1.2. Аналіз критеріїв ефективності та методів дослідження пускових режимів електроприводів

Задача підтримання оптимальної напруги у вузлі навантаження є складною оптимізаційною задачею. Критеріями оптимальності при вирішенні задачі поліпшення показників якості електроенергії можуть бути: мінімум дисперсії напруги, мінімум споживаної реактивної потужності вузла навантаження; мінімум втрат активної потужності в елементах ЕПС тощо [5, 13, 14].

Проведені теоретичні дослідження і дані експлуатації АД та СД в електричних мережах обмеженої потужності [15–17] показують, що їх показники якості режимів роботи низькі і вимагають істотного покращення. Значно покращити, або частково оптимізувати їх можна за допомогою автоматичного регулювання струму збудження СД, а також пристроїв індивідуальної та групової компенсації реактивної потужності АД. Встановлені у вузлі навантаження СД можна і потрібно використовувати для поліпшення показників якості електроенергії. В літературі ставиться і вирішується задача визначення оптимального, нерегульованого струму збудження, при якому забезпечується мінімум зведених витрат на виробництво і розподіл реактивної потужності в вузлі навантаження, включаючи і мінімум втрат електроенергії в синхронному двигуні і елементах мережі. Оптимальний струм збудження визначається на основі сумарних втрат, які впливають на тепловий режим роботи синхронного двигуна.

В [18] пропонується узагальнений техніко-економічний критерій, який ґрунтується на мінімумі розрахункових витрат при порівнянні різних законів автоматичного регулювання збудження (АРЗ) СД. При визначенні розрахункових витрат повинні враховуватись вартість регульовальних і компенсаційних пристроїв, вартість втрат електричної енергії в елементах мережі по шляху передачі реактивної потужності із системи в даний вузол навантаження; вартість електроенергії, спожитої СД тощо.

При використанні СД для регулювання напруги мережі його система АРЗ складається з двох контурів регулювання – внутрішнього і зовнішнього [19–25]. Внутрішній контур використовується для підтримання оптимальних умов роботи самого двигуна, а саме стійкості його роботи і запобігання коливань. Зовнішній контур призначений

для компенсації реактивної потужності. При виборі системи АРЗ пропонуються різні критерії, а саме: мінімізації, квадратично-інтегральний критерій, модуль реактивної потужності, статистичний критерій, збитки від втрат енергії та інших явищ, включаючи технологічний. Різноманіття критеріїв викликає труднощі у використанні СД для регулювання напруги у вузлах навантаження і особливо при синтезі систем АРЗ.

Так як статистичний критерій регулювання безпосередньо не враховує миттєвих змін параметрів СД, зумовлених технологічним процесом, тому його необхідно доповнити іншим, який залежить від характеру навантаження електропривода і умов роботи ЕПС. В якості другого критерію доцільно приймати ті параметри, які забезпечують необхідну перевантажувальну здатність СД: швидке гасіння коливань ротора СД, мінімальні коливання напруги у вузлі навантаження тощо. Таким чином, необхідно використовувати регулювання збудження СД сильної дії. Це регулювання може виконуватись за кутом, активною складовою струму статора, відхиленням напруги і їх похідних – тобто використовуються параметричне АРЗ.

З короткого аналізу випливає, що існуючі оцінки і критерії оптимізації режимів роботи СД не враховують особливості їх роботи в електричних мережах обмеженої потужності. Відсутні також обґрунтування вибору і розробки найдоцільніших способів регулювання реактивної потужності.

Критеріями регулювання струму збудження СД в ЕПС обмеженої потужності можуть бути:

1. В усталених режимах:

1.1 Забезпечення перевантажувальної здатності двигуна;

1.2 Мінімум відхилення напруги від номінального значення з короткочасним її форсуванням;

1.3 Мінімум критеріальної функції, пропорційної навантаженню і квадрату відхилення напруги;

1.4 Мінімум втрат електроенергії.

2. В пускових режимах:

2.1 Обмеження максимального моменту;

2.2 Обмеження максимального пускового струму;

2.3 Мінімум втрат електроенергії;



2.4 Відсутність коливань моменту;

2.5 Тривалість пуску, що визначається середнім значенням моменту.

Аналітичні методи дослідження пускових режимів [26] вимагають виконання великої попередньої роботи конкретно для кожного виду задач і не забезпечують високу точність визначення часу перехідного процесу, миттєвих значень струму і напруги при живленні СД від ЕПС обмеженої потужності.

При вивченні пускових режимів роботи асинхронних та синхронних двигунів достатньо точні результати можна отримати використовуючи чисельні методи [27, 28]. Тут використовуються методи, які ґрунтуються на повних рівняннях Парка-Горсва [29–31]. При дослідженні пускових режимів велика увага приділяється впливу насичення на характеристики машин. Вказані методи мають достатню точність і отримали розповсюдження для розрахунків і конструювання синхронних машин, але вони є трудомісткими і вимагають значного машинного часу при розрахунках.

В літературі велика увага приділяється методам дослідження динамічної стійкості СД за різких змін навантаження, напруги живлячої мережі тощо. Прості методи перевірки динамічної стійкості СД [32] методом площ є наближеними і використовуються для визначення граничнодопустимого збурення, за якого СД зберігає стійкість. Аналітичні методи [33–36] не забезпечують точність розрахунку при дослідженні СД в ЕПС обмеженої потужності. Точнішими є методи [26] з використанням аналітичних залежностей, які ґрунтуються на принципі накладання потужностей [37] і вимагають зняття експериментальних частотних характеристик вузла навантаження електричної мережі. Однак вони є трудомісткими. Трудомістким є також і метод [38], який ґрунтується на побудові функцій Ляпунова, що характеризують загальні залежності і властивості системи.

В більшості випадків в основу математичних моделей електричних машин, які розв'язуються в фазних координатах, покладений метод потокозчеплення. При цьому їх диференціальні рівняння записуються в нормальній формі Коші (відносно потокозчеплень). Вихідна система рівнянь складається з рівнянь самих елементів електричної системи і структурних рівнянь, які відображають спосіб з'єднання елементів. На основі цих рівнянь формується кінцеве рівняння,

зв'язане із спільним груповим вузлом. В результаті розв'язання кінцевого рівняння вихідна система рівнянь розпадається на незалежні підсистеми, які відповідають окремим елементам електричної системи (двигуни, трансформатори тощо), які легко розв'язуються на ЕОМ. Вказаний метод прийнятий як основний при розробці методики розрахунку і дослідження перехідних режимів роботи електроприводів установок.

При розрахунку перехідних процесів за методом потокозчеплення [39], який разом із врахуванням нелінійності (насичення) кола намагнічування машини дозволяє досліджувати кілька одночасно працюючих АД і СД з врахуванням параметрів живлячої мережі, тобто трансформаторів і ліній електропередачі, значно зменшується обсяг обчислень і забезпечується висока точність розрахунку.

При дослідженні режимів роботи групи СД, крім аналітичних методів [40, 41], використовуються чисельні методи. Методи ґрунтуються на рівняннях Парка-Горєва [42–47], і задачі вирішуються, як правило, в фазних координатах [48, 49]. Для оцінки режимів роботи окремих або групи одночасно працюючих двигунів у вузлі навантаження електричної мережі необхідно визначити показники якості перехідних процесів, до яких можна віднести час, вид коливань і статичну стійкість [50, 51]. Для нелінійних систем використовуються інтегральні квадратичні показники якості перехідного процесу [52].

Режими пуску та самозапуску АД і СД досліджено в фундаментальних роботах І. А. Сиромятникова [53]. Однак питання динамічної компенсації реактивної потужності під час пуску не вивчалися.

### **1.3. Пристрої динамічної компенсації реактивної потужності**

Робота пристроїв динамічної компенсації реактивної потужності (КРП) основана на використанні силових комутаційних або тиристорних ключів, тиристорно-регульованих реакторів та нерегульованих або дискретно-регульованих конденсаторних батарей в якості джерел реактивної потужності. Пристрої динамічної КРП відрізняються способом увімкнення конденсаторних батарей та способом керування (рис. 1.4).

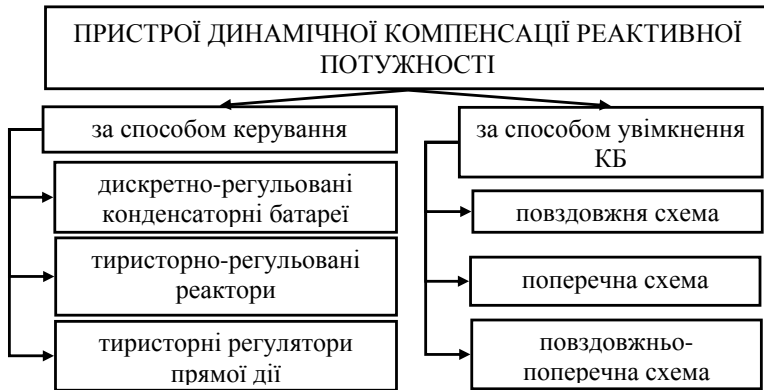


Рис. 1.4. Класифікація пристроїв динамічної компенсації реактивної потужності

Найпростішими є пристрої, в яких використано вимикачі, контактори або тиристорні ключі для перемикання конденсаторів. В [54] описаний пристрій (рис. 1.5) регулювання напруги, який складається з секціонованої конденсаторної батареї КБ з повздовжньою  $C1$  і поперечною  $C2$  секціями конденсаторів, силових ключів  $K1-K3$ , тиристорного ключа  $TK$ , діодів  $VD1, VD2$ , порогового елемента ПЕ, несиметричного дільника напруги ДН, регульованого резистора  $R$ , вимірювальних перетворювачів напруги ПН, струму ПС та потужності ПП, блока керування БК.

Перетворювачі напруги ПН і струму ПС подають сигнали, пропорційні відповідно напрузі мережі і струму навантаження, на перетворювач потужності ПП. При глибокому зменшенні напруги в електричній мережі, зумовленому пусковим струмом асинхронного двигуна, вихідний сигнал перетворювача реактивної потужності ПП в початковий період має ємнісний характер. Тоді блок керування БК замикає ключ  $K2$ , а ключі  $K1$  та  $K3$  розмикає. Таким чином повздовжня секція  $C1$  конденсаторної батареї КБ вмикається в мережу, а поперечна секція  $C2$  – паралельно навантаженню Н. При пуску напруга на секції  $C1$  збільшується пропорційно пусковому струму і її реактивному опорі. Ця напруга збільшується поки падіння напруги на повздовжній секції  $C1$  не стане рівною падінню напруги в усталеному режимі з на-

пругою живлення  $0,92 U_{\text{НОМ}}$ . При вказаному рівні падіння напруги на поздовжній секції  $C1$  спрацює пороговий елемент ПЕ. Тоді ТК відкривається і шунтує повздовжню секцію  $C1$  через регульований резистор  $R$ . Після пуску двигуна, якщо напруга мережі менша  $0,92 U_{\text{НОМ}}$ , то напруга на поздовжній секції  $C1$  буде недостатньою для підтримання ТК у відкритому стані, він закриється і поздовжня секція  $C1$  працюватиме послідовно з навантаженням Н.

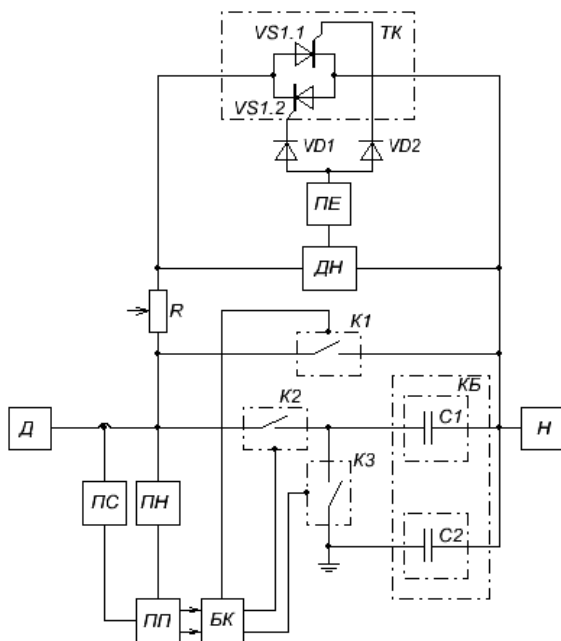


Рис. 1.5. Пристрій для КРП з використанням дискретно-регульованих конденсаторів

В [55] описано пристрій повздовжньо-поперечного регулювання напруги та реактивної потужності в протяжних мережах напругою  $0,4-0,69-12$  кВ, які живлять потужні асинхронні двигуни. Пристрій

(рис. 1.6) складається з послідовного вольтододадового трансформатора ВДТ, конденсаторної батареї КБ, регульованого резистора  $R1$ , первинного  $K1$  і вторинного  $K2$  силових ключів, вимірювального перетворювача напруги ПН, сенсора короткого замикання СКЗ та блока керування БК. Первинна обмотка ВДТ ввімкнена послідовно з лінією живлення навантаження  $H$ . До вторинної обмотки ВДТ приєднана конденсаторна батарея КБ.

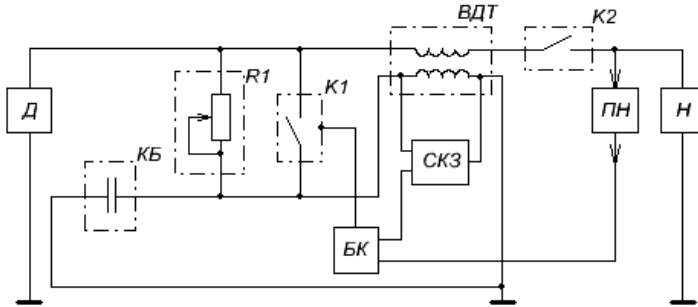


Рис. 1.6. Пристрій для КРП з повздовжньо-поперечним регулюванням

Суть роботи такого пристрою полягає в наступному. ВДТ виконує дві функції залежно від стану керуваного ключа  $K1$ . При пусках і значних відхиленнях напруги на навантаженні, наприклад, при перевантаженні або режимах, близьких до перекидання двигуна, керуванний ключ  $K1$  повинен бути розімкнений, і БК здійснює поздовжню компенсацію втрат напруги через ВДТ. При напрузі на навантаженні  $U > |U_H - \Delta U_H|$  замість застосування поздовжньої ємнісної компенсації здійснюється автоматичне переведення і вторинної обмотки ВДТ на поперечне ввімкнення, при цьому БК здійснює компенсацію реактивної потужності навантаження, а ВДТ виконує роль трансформатора поперечного регулювання, у якого для створення 5...6 %-ї добавки напруги потрібний коефіцієнт трансформації складає  $k_T = 15...20$ .

В [56] описано пристрій для повздовжньо-поперечної компенсації втрат напруги та реактивної потужності в довгих електричних мережах напругою 0,4–0,69–1,2 кВ, які живлять потужні асинхронні

двигуни (рис. 1.7). Пристрій містить трансформатор Т, блок керування БК, конденсаторну батарею КБ, керований силовий ключ К1.

Пристрій працює таким чином. При відсутності напруги в мережі ключ К1 замкнений. При вмиканні навантаження через блок керування БК протікає пусковий струм, достатній для спрацювання виконавчого пристрою нормально замкненого ключа К1. Ключ К1 розмикається і вмикає конденсаторну батарею КБ за схемою поздовжньої компенсації реактивної складової напруги мережі. При цьому трансформатор Т забезпечує номінальну напругу на затискачах конденсаторної батареї КБ. Після закінчення пуску струм навантаження зменшується і стає недостатнім для втримання ключа К1 в розімкненому стані, і він замикається.

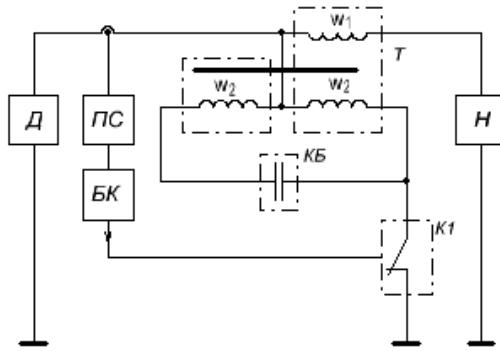


Рис. 1.7. Пристрій для КРП з повздовжньо-поперечним регулюванням

В [57] запропоновано пристрій для збільшення коефіцієнта потужності споживачів з різко змінним характером навантаження, який містить статичний тиристорний компенсатор СТК, що вмикається до джерела Д, від якого живиться навантаження Н, і систему керування, в яку входять вимірювальні перетворювачі напруги ПН та струму ПС і блок керування БК (рис. 1.8). Статичний тиристорний компенсатор СТК складається з конденсаторної батареї КБ, трансформатора Т, тиристорного ключа ТК.

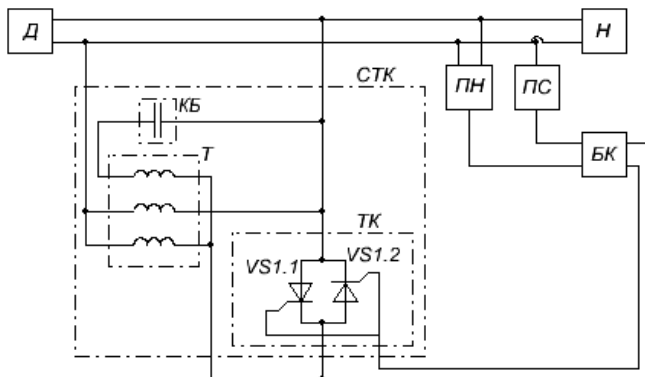


Рис. 1.8. Пристрій для КРП з використанням СТК

Пристрій працює таким чином. Реактивна потужність, яка генерується СТК, в залежності від зміни кута  $\alpha$  відкриття тиристорів VS1 тиристорного ключа ТК в діапазоні від 0 до  $\pi/2$ , змінюється від максимальної величини до нуля. З виходів перетворювачів напруги ПН і струму ПС подаються напруга мережі і струм навантаження, які зміщені на кут  $\varphi$ . При зміні споживання реактивної потужності навантаженням Н від мінімальної величини до максимальної змінюється кут  $\varphi$  від 0 до  $\pi/2$ . При цьому блок керування БК формує імпульси керування в діапазоні від  $\pi/2$  до  $\pi$ , що змінює кут відкриття тиристора VS1 від  $\pi/2$  до 0 і відповідно змінює реактивну потужність, генеровану СТК, від нуля до максимальної величини. В пристрої імпульси керування формуються безпосередньо від кута зсуву  $\varphi$ , тобто від зміни реактивної потужності навантаження Н.

В [58] запропоновано систему живлення швидкозмінного навантаження (рис. 1.9), яка складається з джерела живлення Д, лінії живлення Л, силового трансформатора Т з тиристорно-перемикальним пристроєм ТПП, до вторинної обмотки якого ввімкнений статичний тиристорний компенсатор СТК і навантаження Н.

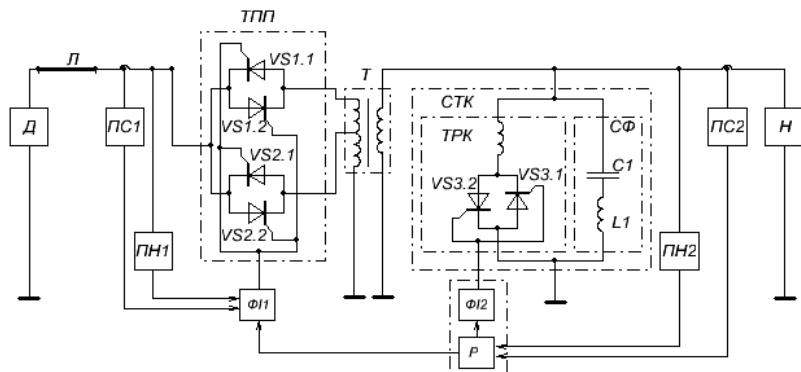


Рис. 1.9. Пристрій для КРП з регулюванням напруги

Тиристорний перемикальний пристрій ТПП складається з зустрічно-паралельно ввімкнених тиристорних ключів  $VS1$ ,  $VS2$ , приєднаних до основної та проміжної відпайок силового трансформатора  $T$ . СТК складається з тиристорно-реакторного кола ТРК, який містить шунтовий реактор і паралельно-зустрічно ввімкненні тиристири  $VS3$ , і силового фільтра СФ з конденсаторної батареї  $C1$  і реактора  $L1$ . Вимірювальні перетворювачі струму ПС1 і напруги ПН1 первинної обмотки силового трансформатора  $T$  і один з виходів регулятора  $P$  ввімкнені на вхід формувача імпульсів ФІ1 тиристорних ключів  $VS1$ ,  $VS2$  ТПП. Вимірювальні перетворювачі струму ПС2 і напруги ПН2 ввімкнені на вхід блока регулювання, який складається з регулятора  $P$  і формувача імпульсів ФІ2 СТК.

Пристрій працює таким чином. При мінімальному навантаженні тиристорний перемикальний пристрій ТПП відкритий, що забезпечує максимальний коефіцієнт трансформації трансформатора  $T$ , і реактор  $L1$  споживає номінальну потужність (кут регулювання тиристорів  $VS3$   $\alpha = 0$ ). При збільшенні навантаження кут регулювання тиристорів  $VS3$  збільшується, струм реактора  $L1$  зменшується. При цьому еквівалентна генерована потужність компенсатора збільшується, і збільшується напруга на вторинній обмотці трансформатора  $T$ , згідно із заданим регулятором  $P$  статизмом. Подальше збільшення навантаження приведе до подання керуючого імпульсу регулятором  $P$



на вхід формувача імпульсів ФІ1 і вмикання ключа  $VS2$  та вимкнення ключа  $VS1$ . Це зменшує коефіцієнт трансформації трансформатора Т. Вимірювальні перетворювачі струму ПС1 і напруги ПН1, подаючи первинний струм і напругу трансформатора Т на формувач імпульсів ФІ1, забезпечують синхронізацію перемикання ключів  $VS1$  та  $VS2$ . Ключі перемикаються без розриву струму в первинній обмотці трансформатора Т. Щоб підтримувати необхідний рівень напруги на вторинній обмотці трансформатора Т при вмиканні ключа  $VS2$  та вимкненні ключа  $VS1$ , кут регулювання  $\alpha$  зменшується до нуля, що зменшує до нуля потужність компенсатора. Подальше збільшення навантаження збільшує кут регулювання  $\alpha$  і потужність компенсатора.

Для забезпечення плавного регулювання напруги на вторинній обмотці трансформатора необхідно, щоб регульована потужність компенсатора перекривала «кидок» напруги при перемиканні ключів  $VS1$  та  $VS2$ . Для районних мереж регульована потужність дорівнює добутку відносного діапазону зміни напруги ключа  $VS1$  на потужність короткого замикання на вторинній обмотці трансформатора Т. Встановлена потужність кожного ключа дорівнює добутку відносного діапазону зміни напруги ключа  $VS1$  на максимальну потужність навантаження Н.

В [59] запропоновано пристрій для компенсації реактивної потужності з використанням СТК (рис. 1.10), який складається з тиристорно-реакторного кола ТРК, трифазного силового фільтра СФ, та регулятора Р. Тиристорно-реакторне коло ТРК складається з кіл, з'єднаних трикутником і утворених послідовно з'єднаними реакторами  $L1...L3$  і зустрічно-паралельно ввімкненими тиристорами  $VS1...VS3$ . Трифазний силовий фільтр СФ виконаний з трьох кіл, які ввімкнені зіркою і утворені з послідовно з'єднаних конденсаторів  $C1...C3$  і фільтрових реакторів  $L4...L6$ .

Пристрій СТК містить контур керування тиристорно-реакторною групою компенсатора за відхиленням. Регулятор Р складається з вимірювального каналу та системи імпульсно-фазового керування. Вимірювальний канал складається з вимірювального перетворювача напруги ПН, що містить три однофазних трансформатори напруги, двох вимірювальних перетворювачів струму ПС1 та ПС2, що містять трансформатори струму відповідно мережі та тиристорно-

реакторного кола, пристрою віднімання ПВ та двох вимірювальних перетворювачів потужності ПП1 і ПП2. Система імпульсно-фазового керування складається з пристрою коректування ПК, задавача зони керування ЗЗК та трифазного формувача імпульсів ФІ.

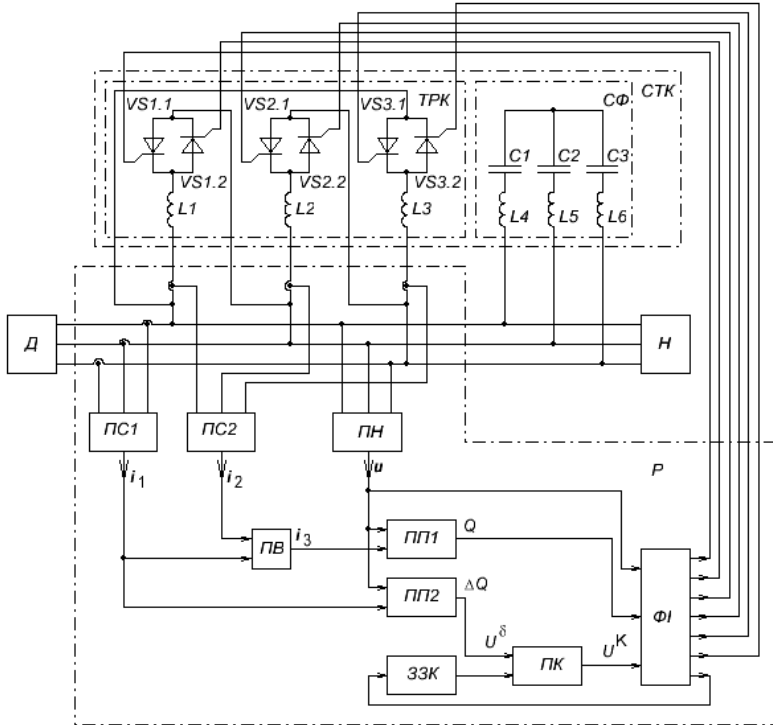


Рис. 1.10. Пристрій для КРП з використанням СТК

Пристрій працює таким чином. Кожний трифазний силовий фільтр СФ компенсатора СТК шунтує струми вищих гармонік зі спектру навантаження Н і тиристорно-реакторного кола ТРК тієї частоти, на яку він налагоджений, причому конденсатори  $C1...C3$  силових фільтрів є джерелами реактивної потужності  $Q_{\phi}$ . В компенсаторі СТК на компенсуючий реактор кожної фази  $L1...L3$  тиристорно-реакторного

кола ТРК подається відповідна лінійна напруга при вмиканні відповідних тиристорів  $VS1...VS3$ . Кути керування  $\gamma$  тиристорів відраховуються від додатного максимуму анодної напруги на тиристорах і змінюються від нуля до  $\pi/2$ . При цьому реактивні потужності зсуву основної гармоніки  $Q$ , які споживаються компенсуючими реакторами  $L1...L3$  фаз АВ, ВС і СА відповідно тиристорно-реакторного кола ТРК, описується виразом

$$Q = \frac{U_{\max}^2}{2\omega L} \left( 1 - \frac{2\alpha}{\pi} - \frac{\sin 2\alpha}{\pi} \right),$$

де  $U_{\max}$  – амплітуда лінійної напруги.

Реактивна потужність компенсатора СТК залежить від кута керування тиристорів  $VS1...VS3$ . Керування фазами тиристорно-реакторного кола ТРК виконується згідно з інтегральними виразами

$$Q_{AB} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{\int_{t_n}^{t_n+T/2} (U_{BC}i_{3A} + U_{CA}i_{3B} - U_{AB}i_{3C}) dt}{T/2};$$

$$Q_{BC} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{\int_{t_n+T/6}^{t_n+2T/3} (U_{CA}i_{3B} + U_{AB}i_{3C} - U_{BC}i_{3A}) dt}{T/2}; \quad (1.16)$$

$$Q_{CA} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{\int_{t_n+T/3}^{t_n+5T/6} (U_{AB}i_{3C} + U_{BC}i_{3A} - U_{CA}i_{3B}) dt}{T/2},$$

де  $t_n$  – момент максимуму півхвиль лінійної напруги  $U_{AB}$ ;  $i_{3A}$ ,  $i_{3B}$ ,  $i_{3C}$  – миттєві струми в спільних шинах живлення.

Відомий пристрій [60], який реалізовано на базі СТК, що забезпечує одночасно компенсацію реактивної потужності та симетрування навантажень за алгоритмом Штейнметца.

Тиристорні регулятори прямої дії є найскладнішими пристроями для регулювання реактивної потужності. Відомий пристрій [61], що використовується для регулювання напруги в цехових мережах і системах електропостачання з низьким коефіцієнтом потужності, а також

для підтримання оптимального вхідного коефіцієнта потужності асинхронних електродвигунів, що працюють зі змінним навантаженням на валу в цехах з індукційними печами (рис. 1.11). В пристрої реалізовані роздільне регулювання активної і реактивної потужності навантаження, а також стабілізація вхідного коефіцієнта потужності регулятора при зміні характеру і величини навантаження.

Регулятор містить зустрічно-паралельно з'єднані тиристри  $VS1...VS3$ , що ввімкненні послідовно з навантаженням, та  $VS4...VS6$ , що ввімкненні паралельно навантаженню  $H$ , конденсатори  $C1...C3$ , які увімкненні послідовно з тиристорами  $VS4...VS6$ , регулятори щільності імпульсів (одновібратори)  $OB1$ ,  $OB2$ , формувачі імпульсів  $\Phi I1$  і  $\Phi I2$  (генератори Ройера) і вимірювальний перетворювач фазового зсуву ПФС між напругою і струмом на вході регулятора.

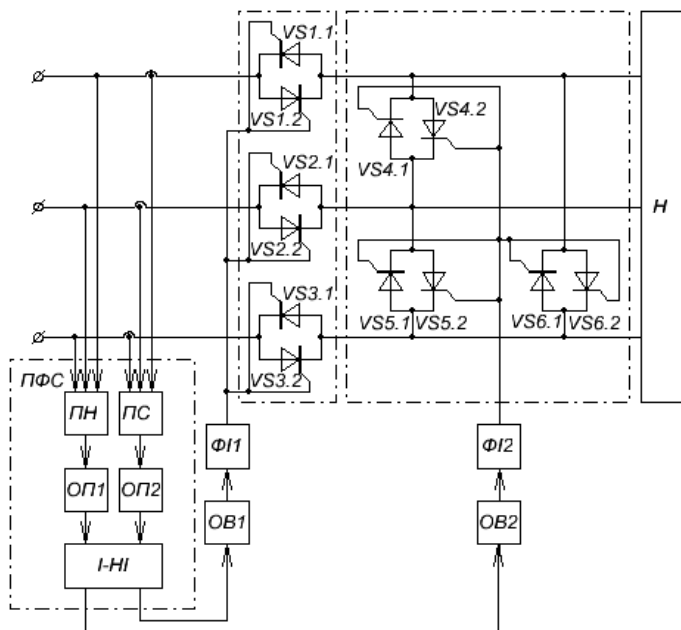


Рис. 1.11. Пристрій для КРП з тиристорним регулюванням прямої дії

До складу ПФС входять вимірювальний перетворювач напруги ПН, виконаний у вигляді трансформатора напруги, та вимірювальний перетворювач струму ПС, що містить трансформатори струму, операційні підсилювачі ОП1, ОП2 і логічний елемент І–НІ порівняння з двома інверсними виходами. Виходи логічного елемента І–НІ приєднані через регулятори щільності ОБ1 і ОБ2 і формувачі імпульсів ФІ1 і ФІ2 до входів керування силових вентилів, причому на вході ОБ1 формується прямокутний сигнал тривалістю знакопостійного інтервалу вхідних напруг і струмів регулятора, а на вході ОБ2 – прямокутний сигнал тривалістю знакозмінного інтервалу вхідних напруг і струмів регулятора. Згідно з логікою їх перемикання при однакових знаках напруги і струму вмикаються тиристори VS1...VS3, а тиристори VS4...VS6 вимкнені, і навпаки, в знакозмінні інтервали тиристори VS1...VS3 вимикаються, а вмикаються тиристори VS4...VS6. В результаті змінюється контур протікання реактивного струму навантаження і реактивної потужності з фази на фазу за допомогою паралельних тиристорів VS4...VS6 для багатофазних реактивних навантажень. Недоліком пристрою є можливість виникнення перенапруг, що викликана комутацією тиристорів VS4...VS6. Для усунення короткочасних піків комутаційних напруг тиристори VS4...VS6 шунтовані зустрічно включеними стабілітронами.

## **Висновки до розділу 1**

Аналіз режимів роботи потужних електроприводів в ЕПС обмеженої потужності і проведений огляд існуючих методів їх дослідження показав, що немає досить простих і точних методик розрахунку їх сумісних режимів роботи, які враховують взаємний вплив двигунів і параметрів мережі. При цьому недостатня увага приділяється питанням визначення та оптимізації показників якості електроенергії в пускових режимах електроприводів.

Для покращення показників якості, зокрема зменшення провалів напруги, доцільно використовувати пристрої динамічної компенсації реактивної потужності та синхронні електроприводи з системою АРЗ, які забезпечують регулювання реактивної потужності та дозволяють поліпшити якість напруги живлення в електричній мережі.

При дослідженні режимів роботи СД в електричних системах важливим є виявлення внутрішніх резервів і пошук шляхів раціонального і ефективного використання встановленого електрообладнання і забезпечення високих техніко-економічних показників його роботи. Для цього доцільно використовувати синхронні електроприводи з пристроями АРЗ, які забезпечують регулювання реактивної потужності та дозволяють поліпшити якість напруги живлення в електричній мережі.

Використання компенсаційних пристроїв і АРЗ СД для компенсації реактивної потужності та поліпшення якості напруги у вузлі навантаження вимагає оцінки такого їх використання і оптимізації сумісного режиму роботи електроприводів в електричній мережі. Найважливішим показником використання компенсаційної здатності СД є мінімум зведених витрат, або найменші збитки від погіршення якості напруги. При цьому збитки пропорційні дисперсії відхилення напруги.

Для аналізу й оцінки режимів роботи електроприводів важливіми є показники, які характеризують роботу електроприводів як в перехідних, так і в усталених режимах роботи. Перехідні режими електроприводів у вузлах навантаження електричних мереж часто визначають динамічну стійкість вузла навантаження, а режими роботи електричної мережі і параметрів її елементів визначають стійку і надійну роботу електроприводів, а отже, продуктивність приводних механізмів. Тому в ЕПС обмеженої потужності необхідно суміщати дослідження усталених та пускових режимів роботи електроприводів у взаємозв'язку з режимами роботи електричних мереж.

Для визначення показників якості режимів роботи АД та СД необхідні досить точні методики розрахунку як перехідних, так і усталених процесів. Вивчення перехідних процесів і їх точний розрахунок аналітичними методами складно здійснити через неможливість отримання досить точних залежностей. Єдино можливим в теперішній час методом комплексних досліджень режимів роботи СД в електричній системі є метод, який ґрунтується на розв'язанні за допомогою ЕОМ нелінійних диференціальних рівнянь.

Аналіз пристроїв динамічної компенсації показав, що найбільш ефективними та довершеними є пристрої, що побудовані на основі статичних тиристорних компенсаторів. Однак їх інформаційне забезпечення в пускових режимах АД та СД вимагає вдосконалення.

## РОЗДІЛ 2

### КРИТЕРІЇ ТА МАТЕМАТИЧНІ МОДЕЛІ КОМПЕНСАЦІЇ РЕАКТИВНОЇ ПОТУЖНОСТІ В ПУСКОВИХ РЕЖИМАХ РОБОТИ АСИНХРОННИХ ЕЛЕКТРОПРИВОДІВ

#### 2.1. Характеристика процесу компенсації реактивної потужності в пускових режимах роботи АД з використанням спектральних провідностей

Пускові струми потужних АД з короткозамкненим ротором зумовлюють різке зниження напруги у вузлі мережі. Це, в свою чергу, призводить до збільшення тривалості пуску АД та зниження запасу стійкості вузлів навантажень. Одним із ефективних заходів підвищення рівня напруги під час пуску АД є динамічна компенсація реактивної потужності. Водночас для вибору силових елементів пристроїв динамічної компенсації реактивної потужності в перехідних режимах необхідним є визначення їх оптимальних параметрів та оцінка ефективності процесу пуску АД [62–64]. Задача вибору оптимальних параметрів та оцінка ефективності роботи АД в перехідних режимах ускладнюється через нелінійність кривої намагнічування магнітопроводу АД та незавершеність теорії потужності в електричних колах з несинусоїдними формами напруги та струму. У зв'язку з цим відсутні еквівалентні пасивні параметри, які можна було б однозначно використовувати як розрахункові в пускових режимах АД, забезпечивши при цьому мінімальний вплив статичних характеристик вузлів навантажень.

В [65] для електричних кіл у разі дії несинусоїдного струму введені поняття активних та реактивних складових спектральних опору та провідності

$$R_C = \frac{P}{I^2}; \quad X_C = \frac{Q}{I^2}; \quad g_C = \frac{P}{U^2}; \quad b_C = \frac{Q}{U^2}, \quad (2.1)$$

де  $P, Q$  – активна та реактивна потужності;  $U, I$  – діючі значення напруги та струму.

В інтегральній формі запису вирази для активних і реактивних складових спектральних опору та провідності мають такий вигляд:

$$R_C = \frac{\frac{1}{T} \int_0^T u(t)i(t)dt}{\frac{1}{T} \int_0^T i^2(t)dt}; \quad X_C = \frac{-\frac{1}{T} \int_0^T u(t)H\{i(t)\}dt}{\frac{1}{T} \int_0^T i^2(t)dt} = \frac{\frac{1}{T} \int_0^T i(t)H\{u(t)\}dt}{\frac{1}{T} \int_0^T i^2(t)dt};$$

$$g_C = \frac{\frac{1}{T} \int_0^T u(t)i(t)dt}{\frac{1}{T} \int_0^T u^2(t)dt}; \quad b_C = \frac{-\frac{1}{T} \int_0^T u(t)H\{i(t)\}dt}{\frac{1}{T} \int_0^T u^2(t)dt} = \frac{\frac{1}{T} \int_0^T i(t)H\{u(t)\}dt}{\frac{1}{T} \int_0^T u^2(t)dt},$$

де  $H\{i(t)\}$ ,  $H\{u(t)\}$  – перетворення Гільберта миттєвих відповідно струму та напруги;  $T$  – період напруги живлення.

В [66] за умови дії несинусоїдних струмів і напруг рекомендовано поняття коефіцієнта потужності

$$\lambda = \frac{P}{UI}. \quad (2.2)$$

З виразів (2.1) та (2.2) випливає, що коефіцієнт потужності  $\lambda$  можна виразити як корінь квадратний добутку активних спектральних опор та провідності

$$\lambda = \sqrt{R_C g_C}. \quad (2.3)$$

Реактивні спектральні провідність та опір, що відповідають розкладу потужностей  $S$ . Фрізе, будуть

$$b_F = y\sqrt{1-\lambda^2}; \quad X_F = Z\sqrt{1-\lambda^2},$$

де  $y$ ,  $Z$  – повні провідність та опір навантаження.

З метою подальшого аналізу енергетичних показників під час перехідних процесів в [67] використані поточні значення активної та реактивної потужності, для визначення яких здійснюється інтегрування на ковзному інтервалі часу протягом половини періоду напруги (струму) живлення АД добутку миттєвих величин:



$$\begin{aligned}
 P(t) &= \frac{2}{T} \int_{t-T/2}^t u(t)i(t)dt = \frac{2}{T} \int_{t-T/2}^t u(t)i_c(t)dt; \\
 Q(t) &= \frac{2}{T} \int_{t-T/2}^t u'(t)i(t)dt = \frac{2}{T} \int_{t-T/2}^t u'(t)i_k(t)dt,
 \end{aligned}
 \tag{2.4}$$

де  $u(t), i(t)$  – миттєві напруга та струм;  $u'(t)$  – перетворення Гільберта миттєвої напруги;  $i_c(t), i_k(t)$  – миттєві синфазна та квадратурна складові струму.

Вирази для реактивної потужності також можна подати у такому вигляді:

$$Q(t) = -\frac{2}{T} \int_{t-T/2}^t u(t)i'(t)dt = -\frac{2}{T} \int_{t-T/2}^t u(t)i_k'(t)dt,$$

де  $i'(t), i_k'(t)$  – перетворення Гільберта струму та його квадратурної складової.

Використані також поточні значення квадратів напруги та струму

$$U^2(t) = \frac{2}{T} \int_{t-T/2}^t u^2(t)dt; \quad I^2(t) = \frac{2}{T} \int_{t-T/2}^t i^2(t)dt.
 \tag{2.5}$$

В [67] поточні значення складових спектрального опору та провідності визначені як відношення поточних значень активної або реактивної потужностей до поточних значень квадрата напруги або квадрата струму

$$R_C(t) = \frac{P(t)}{I^2(t)}; \quad X_C(t) = \frac{Q(t)}{I^2(t)}; \quad g_C(t) = \frac{P(t)}{U^2(t)}; \quad b_C(t) = \frac{Q(t)}{U^2(t)}.
 \tag{2.6}$$

Спектральні опір та провідність за несинусоїдних напруг і струмів є аналогами комплексних опору та провідності за синусоїдних напруг і струмів і можуть бути представлені відповідно послідовною та паралельною схемами заміщення (рис. 2.1). Причому послідовна та паралельна схеми заміщення за несинусоїдних напруг і струмів є нееквівалентними.

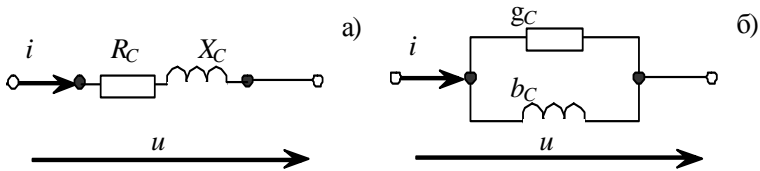


Рис. 2.1. Двохелементні схеми заміщення

Процеси під час пуску АД зручно характеризувати за допомогою колової діаграми  $R_C(t) = f(X_C(t))$ , яку зображено на рис. 2.2 [68–70].

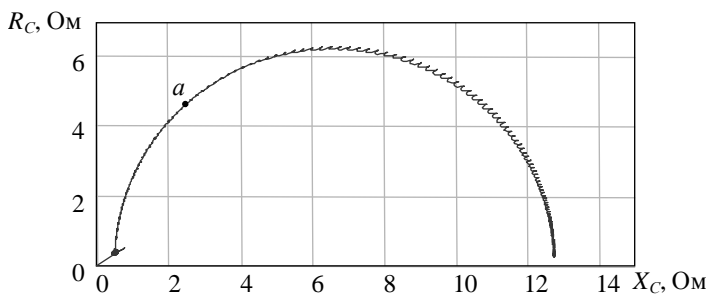


Рис. 2.2. Колова діаграма АД в режимі холостого ходу

Процес пуску АД без навантаження і під навантаженням характеризується істотною відмінністю поточних значень активної (рис. 2.3) та реактивної (рис. 2.4) складових спектрального опору. Таку відмінність можна пояснити тим, що розгін АД під навантаженням триває довше, а усталеному значенню частоти обертання ротора АД відповідає точка *a* на коловій діаграмі (див. рис. 2.2). Максимальне значення  $R_C$  (див. рис. 2.3) досягається за невеликого ковзання (рис. 2.5).

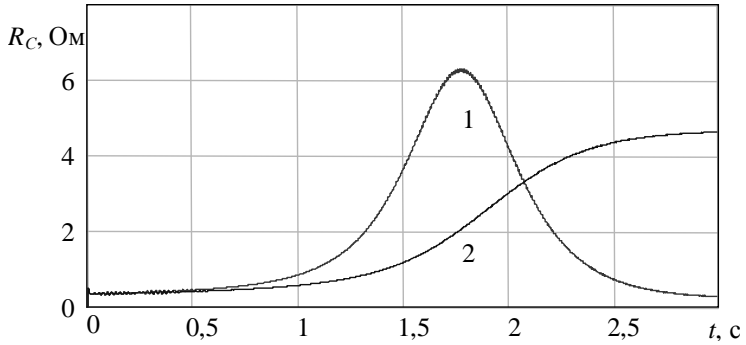


Рис. 2.3. Залежність активної складової спектрального опору під час пуску АД в режимі холостого ходу (1) і під навантаженням (2)

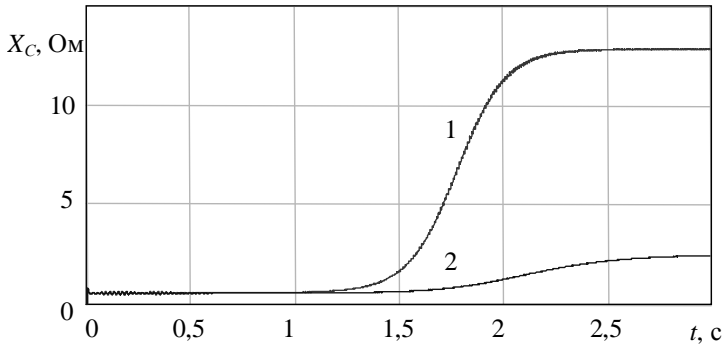


Рис. 2.4. Залежність реактивної складової спектрального опору під час пуску АД в режимі холостого ходу і під навантаженням

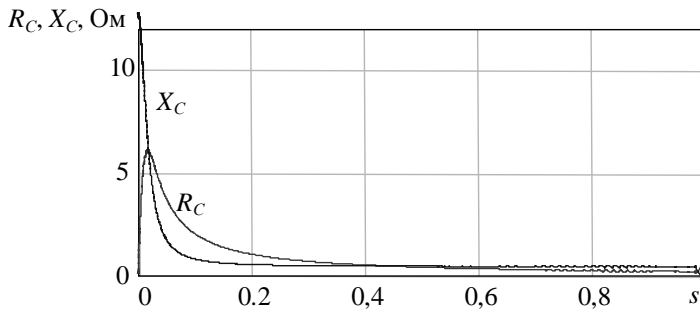


Рис. 2.5. Залежність складових спектрального опору АД від ковзання

В [67] додатково введено спектральні провідності, для визначення яких використано умови еквівалентності між складовими спектральних опорів та провідностей

$$g_K = \frac{R_C}{R_C^2 + X_C^2}; b_K = \frac{X_C}{R_C^2 + X_C^2}, \quad (2.7)$$

їх поточні значення

$$g_K(t) = \frac{R_C(t)}{R_C^2(t) + X_C^2(t)}; b_K(t) = \frac{X_C(t)}{R_C^2(t) + X_C^2(t)}, \quad (2.8)$$

а також – спектральний коефіцієнт потужності

$$\lambda_C = \frac{R_C}{\sqrt{R_C^2 + X_C^2}} = \frac{g_C}{\sqrt{g_C^2 + b_C^2}} = \frac{g_K}{\sqrt{g_K^2 + b_K^2}} \quad (2.9)$$

та поточне значення спектрального коефіцієнта потужності

$$\lambda_C(t) = \frac{R_C(t)}{\sqrt{R_C^2(t) + X_C^2(t)}} = \frac{g_C(t)}{\sqrt{g_C^2(t) + b_C^2(t)}} = \frac{g_K(t)}{\sqrt{g_K^2(t) + b_K^2(t)}}. \quad (2.10)$$

Реактивна потужність, яка генерується у разі керування пристроями динамічної компенсації з дотриманням умови  $b_C(t) = 0$ , становить  $Q(t) = b_C(t)U^2(t)$ . Керування за такою умовою забезпечує менші зниження напруги у вузлі навантажень порівняно з керуванням за реактивною потужністю або реактивним струмом, оскільки зниження напруги у вузлі мережі приводить до збільшення реактивної складової спектральної провідності і, відповідно, генерованої реактивної потужності, а в результаті – до зменшення знижень напруги.

Необхідно також відзначити, що керування за такою умовою забезпечує найбільшу точність компенсації реактивної потужності за квадратичних статичних характеристик реактивної потужності вузлів навантажень. Якщо статичні характеристики вузлів навантажень відрізняються від квадратичних, то компенсація буде не повною.

У разі необхідності забезпечення більшого ступеня компенсації реактивної потужності за умов несинусоїдності в якості інформативного параметра можна використати провідність  $b_K(t)$ . У разі керування пристроями динамічної компенсації з дотриманням умови  $b_K(t) = 0$  генерується реактивна потужність  $Q_K(t) = b_K(t)U^2(t)$ .

Враховуючи, що  $b_K(t) = \frac{Q(t)}{P^2(t) + Q^2(t)} I^2(t)$ , отримаємо

$$Q_K(t) = Q(t) \frac{S^2(t)}{P^2(t) + Q^2(t)}.$$

Оскільки за умов несинусоїдності напруги живлення чи нелінійності АД  $S^2(t) \geq P^2(t) + Q^2(t)$ , то динамічна компенсація реактивної потужності за критерієм  $b_K(t) = 0$  забезпечує вищий ступінь компенсації, ніж за критерієм  $b_C(t) = 0$ :  $Q_K(t) \geq Q(t)$ . Електромагнітний момент АД за умов несинусоїдності падає, а тому застосування критерію  $b_K(t) = 0$  сприятиме підтриманню рівня напруги та підвищенню стійкості вузла навантаження. Водночас, в умовах, коли несинусоїдність напруги живлення чи нелінійність АД впливають незначно, то обидва критерії забезпечують однаковий ступінь компенсації.

У разі необхідності ще вищого ступеня компенсації реактивної потужності можна використати умову  $b_F(t) = 0$ . У разі керування з дотриманням цієї умови генерується реактивна потужність

$$Q_F(t) = b_F(t)U^2(t). \text{ Враховуючи, що } b_F(t) = \frac{\sqrt{S^2(t) - P^2(t)}}{U^2(t)}, \text{ отримаємо}$$

ємо

$$Q_F(t) = \sqrt{S^2(t) - P^2(t)}.$$

Провідності  $b_K(t)$ ,  $b_F(t)$  зв'язані з провідністю  $b_C(t)$  такими виразами:

$$b_K(t) = b_C(t) \frac{S^2(t)}{P^2(t) + Q^2(t)}; \quad b_F(t) = b_C(t) \frac{\sqrt{S^2(t) - P^2(t)}}{Q(t)}. \quad (2.11)$$

Дослідження вузлів навантажень з крановими асинхронними електродвигунами за синусоїдної напруги живлення, показали, що застосування критеріїв  $b_C(t) = 0$  або  $b_K(t) = 0$  забезпечує повну компенсацію реактивної потужності під час перехідних електромеханічних процесів (див. підрозділ 2.3). При цьому значення  $\lambda_C \approx 1$ . Використання реактивної провідності  $b_F$ , визначеної на основі теорії Фрізе, призводить до перекомпенсації реактивної потужності під час пуску АД і до її недокомпенсації в змінному режимі навантаження.

Дослідження вузлів навантажень з частотно-керованими асинхронними електроприводами у разі їх живлення від інверторів напруги, показали, що застосування критерію  $b_K(t) = 0$  забезпечує повну компенсацію реактивної потужності під час перехідних електромеханічних процесів.

## **2.2. Математичні моделі асинхронних двигунів в пускових режимах**

Важливим і часто визначальним для розв'язування задач аналізу перехідних режимів вузлів електричних мереж, що містять потужні асинхронні електроприводи, є вибір математичних моделей електричних двигунів. Найефективнішим при вирішенні таких задач є використання математичних моделей в ортогональних координатах, де в якості вихідних змінних використовуються ортогональні напруги і струми електричних машин. Така координатна система забезпечує простий аналітичний зв'язок між змінними параметрами електричних машин і елементами електричної мережі за допомогою диференціальних рівнянь першого порядку.

Для математичних моделей електричних двигунів під час аналізу перехідних режимів вузлів електричних мереж зазвичай приймають такі спрощення:

- не враховуються насичення магнітопроводу і втрати в сталі;
- магнітне поле умовно поділяються на дві частини – основне поле і поле дисипації (розсіювання);
- основне поле вважається плоскопаралельним;
- зубчасті зони еквівалентовані суцільними анізотропними магнітними шарами;

– враховуються лише перші просторові гармоніки магніторухливих сил;

– обмотки фаз вважаються такими, що зчіплюються лише з потоком першої гармоніки індукції у повітряному проміжку.

В роботі [71] пропонується математична модель АД, в якій враховано насичення магнітопроводу і втрати в сталі, однак, на відміну від [72], в якості змінних стану замість основного потокозчеплення використаний струм ротора.

Розглянемо асинхронну машину з фазним ротором. Вона містить на статорі й на роторі симетричні трифазні обмотки, фази яких зміщені в просторі на  $120^\circ$ . Струми обмоток створюють обертове магнітне поле. Оскільки ротор і статор в просторі взаємно переміщуються, то обертове магнітне поле перетинає їх з різними швидкостями, а отже, й індукує в них відмінні за частотою електрорушійні сили – трансформаторні й руху.

Диференціальні рівняння асинхронної машини в узагальненій ортогональній системі координат з довільною частотою її обертання отримують на основі закону рівноваги напруг та електрорушійних сил, наприклад, у вигляді [72]

$$\frac{d\Psi}{dt} = \mathbf{U} + \mathbf{\Omega}\Psi - \mathbf{R}\mathbf{I}, \quad (2.12)$$

де  $\mathbf{U}$ ,  $\mathbf{I}$ ,  $\Psi$ ,  $\frac{d\Psi}{dt}$  – вектори напруг, струмів, потокозчеплень та похідних потокозчеплень;  $\mathbf{\Omega}$ ,  $\mathbf{R}$  – матриці частот і активних опорів.

Причому вектори характеризують складові величин в системі координат  $\alpha$ ,  $\beta$

$$\mathbf{U} = \begin{bmatrix} u_{s\alpha} \\ u_{s\beta} \\ u_{r\alpha} \\ u_{r\beta} \end{bmatrix}; \mathbf{I} = \begin{bmatrix} i_{s\alpha} \\ i_{s\beta} \\ i_{r\alpha} \\ i_{r\beta} \end{bmatrix}; \Psi = \begin{bmatrix} \Psi_{s\alpha} \\ \Psi_{s\beta} \\ \Psi_{r\alpha} \\ \Psi_{r\beta} \end{bmatrix}; \frac{d\Psi}{dt} = \begin{bmatrix} \frac{d\Psi_{s\alpha}}{dt} \\ \frac{d\Psi_{s\beta}}{dt} \\ \frac{d\Psi_{r\alpha}}{dt} \\ \frac{d\Psi_{r\beta}}{dt} \end{bmatrix},$$

а матриці мають такий вигляд:

$$\mathbf{\Omega} = \begin{bmatrix} 0 & \omega_k & 0 & 0 \\ -\omega_k & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \omega_k - \omega_r \\ 0 & 0 & -(\omega_k - \omega_r) & 0 \end{bmatrix};$$

$$\mathbf{R} = \begin{bmatrix} R_s + R_m & 0 & R_m & 0 \\ 0 & R_s + R_m & 0 & R_m \\ 0 & 0 & R_r & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_r \end{bmatrix},$$

де  $R_s, R_r, R_m$ , – активні опори відповідно статора, ротора та кола на магнічування;  $\omega_k, \omega_r$  – частоти обертання відповідно системи координат та ротора;  $u_{s\alpha}, u_{s\beta}$  – напруги статора відповідно по осях  $\alpha, \beta$ ;  $u_{r\alpha}, u_{r\beta}$  – напруги ротора відповідно по осях  $\alpha, \beta$ ;  $\psi_{s\alpha}, \psi_{s\beta}$  – потокозчеплення статора відповідно по осях  $\alpha, \beta$ ;  $\psi_{r\alpha}, \psi_{r\beta}$  – потокозчеплення ротора відповідно по осях  $\alpha, \beta$ ;  $i_{s\alpha}, i_{s\beta}$  – струми статора відповідно по осях  $\alpha, \beta$ ;  $i_{r\alpha}, i_{r\beta}$  – струми ротора відповідно по осях  $\alpha, \beta$ .

Поставимо задачу перетворити систему рівнянь (2.12) до такого вигляду:

$$\mathbf{L} \frac{d\mathbf{I}}{dt} = \mathbf{U} - \mathbf{Z}\mathbf{I}. \quad (2.13)$$

Для цього вектори повних потокозчеплень статора і ротора виразимо через вектор основного потокозчеплення та вектори потокозчеплень розсіювання відповідно статора і ротора

$$\mathbf{\Psi}_s = \mathbf{\Psi}_\delta + \mathbf{L}_{\sigma s} \mathbf{I}_s; \quad \mathbf{\Psi}_r = \mathbf{\Psi}_\delta + \mathbf{L}_{\sigma r} \mathbf{I}_r,$$

де  $\mathbf{\Psi}_\delta$  – вектор основного потокозчеплення;  $\mathbf{L}_{\sigma s}, \mathbf{L}_{\sigma r}$  – матриці індуктивностей розсіювання відповідно статора і ротора.

Вектор основного потокозчеплення можна виразити через вектор струму намагнічування і вектори струмів статора та ротора

$$\mathbf{\Psi}_\delta = \mathbf{I}_m L = (\mathbf{I}_s + \mathbf{I}_r) L, \quad (2.14)$$



де  $\mathbf{I}_m$  – вектор струму намагнічування;  $L = L_0$  – статична індуктивність намагнічування,  $L = \frac{\Psi_m}{i_m} = L(\Psi_m)$ .

Диференціюючи за часом рівняння основних потокозчеплень (2.14), маємо

$$\frac{d\Psi_\delta}{dt} = (\mathbf{I}_s + \mathbf{I}_r) \frac{dL}{dt} + \frac{d(\mathbf{I}_s + \mathbf{I}_r)}{dt} L. \quad (2.15)$$

Похідну  $\frac{dL}{dt}$  запишемо як повну

$$\frac{dL}{dt} = \frac{dL}{di_m} \left( \frac{\partial i}{\partial i_\alpha} \frac{\partial i_\alpha}{\partial t} + \frac{\partial i}{\partial i_\beta} \frac{\partial i_\beta}{\partial t} \right). \quad (2.16)$$

Диференціюючи статичну індуктивність за струмом, маємо

$$\frac{dL}{di_m} = \frac{L_\partial - L_0}{i_m}, \quad (2.17)$$

де  $L_\partial$  – диференціальна індуктивність, яка визначається за кривою намагнічування  $L_\partial = \frac{d\Psi_m}{di_m} = L_\partial(\Psi_m)$ .

Враховуючи, що компоненти основного потокозчеплення

$$\Psi_{\delta\alpha} = LI_{m\alpha}; \quad \Psi_{\delta\beta} = LI_{m\beta}, \quad (2.18)$$

а модуль основного потокозчеплення

$$\Psi_{\delta m} = \sqrt{\Psi_{\delta\alpha}^2 + \Psi_{\delta\beta}^2}, \quad (2.19)$$

отримаємо розгорнутий вираз (2.18) у вигляді

$$\begin{bmatrix} \frac{d\Psi_{\delta\alpha}}{dt} \\ \frac{d\Psi_{\delta\beta}}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{11} & L_{12} \\ L_{12} & L_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{di_{s\alpha}}{dt} + \frac{di_{r\alpha}}{dt} \\ \frac{di_{s\beta}}{dt} + \frac{di_{r\beta}}{dt} \end{bmatrix}, \quad (2.20)$$

де  $\Psi_{\delta\alpha}, \Psi_{\delta\beta}$  – потокозчеплення в повітряному проміжку АД відповідно по осях  $\alpha, \beta$ ;  $i_{s\alpha}, i_{s\beta}$  – струми обмотки статора відповідно по осях

$$\alpha, \quad \beta; \quad L_{11} = L_0 + (L_\partial - L_0) \left( \frac{i_\alpha}{i_m} \right)^2, \quad L_{12} = (L_\partial - L_0) \left( \frac{i_\alpha i_\beta}{i_m^2} \right),$$

$$L_{22} = L_0 + (L_\partial - L_0) \left( \frac{i_\beta}{i_m} \right)^2 - \text{індуктивності кола намагнічування.}$$

Підставляючи (2.20) у (2.12), одержимо систему диференціальних рівнянь

$$\begin{bmatrix} L_{\sigma s} + L_{11} & L_{12} & L_{11} & L_{12} \\ L_{12} & L_{\sigma s} + L_{22} & L_{12} & L_{22} \\ L_{11} & L_{12} & L_{\sigma r} + L_{11} & L_{12} \\ L_{12} & L_{22} & L_{12} & L_{\sigma r} + L_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{di_{s\alpha}}{dt} \\ \frac{di_{s\beta}}{dt} \\ \frac{di_{r\alpha}}{dt} \\ \frac{di_{r\beta}}{dt} \end{bmatrix} =$$

$$= \begin{bmatrix} u_{s\alpha} \\ u_{s\beta} \\ u_{r\alpha} \\ u_{r\beta} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} R_s + R_m & -X_k & R_m & -\omega_k L_0 \\ X_k & R_s + R_m & \omega_k L_0 & R_m \\ 0 & -X_{kr} & R_r & -X_{k\sigma r} \\ X_{kr} & 0 & X_{k\sigma r} & R_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{s\alpha} \\ i_{s\beta} \\ i_{r\alpha} \\ i_{r\beta} \end{bmatrix}, \quad (2.21)$$

де  $L_{\sigma s}, L_{\sigma r}$  – індуктивності розсіювання відповідно статора і ротора;  $X_k = \omega_k (L_{\sigma s} + L_0)$ ;  $X_{kr} = (\omega_k - \omega_r) L_0$ ;  $X_{k\sigma r} = (\omega_k - \omega_r) (L_{\sigma r} + L_0)$ .

Отже, в (2.13) матриці  $\mathbf{L}, \mathbf{Z}$  будуть

$$\mathbf{L} = \begin{bmatrix} L_{\sigma s} + L_{11} & L_{12} & L_{11} & L_{12} \\ L_{12} & L_{\sigma s} + L_{22} & L_{12} & L_{22} \\ L_{11} & L_{12} & L_{\sigma r} + L_{11} & L_{12} \\ L_{12} & L_{22} & L_{12} & L_{\sigma r} + L_{22} \end{bmatrix};$$

$$\mathbf{Z} = \begin{bmatrix} R_s + R_m & -X_k & R_m & -\omega_k L_0 \\ X_k & R_s + R_m & \omega_k L_0 & R_m \\ 0 & -X_{kr} & R_r & -X_{k\sigma r} \\ X_{kr} & 0 & X_{k\sigma r} & R_r \end{bmatrix}.$$

У разі апроксимації залежності  $\Psi_m = f(i_m)$  поліномом  $\Psi_m = k_1 i_m + k_2 i_m^3$  значення індуктивностей кола намагнічування такі:  $L_0 = k_1 + k_2 i_m^2$ ;  $L_\partial = k_1 + 3k_2 i_m^2$ .

Розглянута математична модель адекватна T-подібній схемі заміщення АД з фазним ротором (ФР) (рис. 2.6).

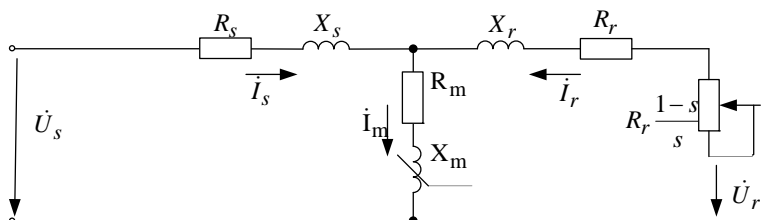


Рис. 2.6. T-подібна схема заміщення АД ФР

Для аналізу диференціальні рівняння (2.21) необхідно доповнити рівнянням механічного руху

$$\frac{d\omega_r}{dt} = \frac{\frac{3}{2} p_0 L_0 [i_{s\beta}(t)i_{r\alpha}(t) - i_{s\alpha}(t)i_{r\beta}(t)] - M(t)}{J}, \quad (2.22)$$

де  $M(t)$  – механічний момент;  $J$  – момент інерції;  $p_0$  – кількість пар полюсів машини.

Диференціальні рівняння (2.21), (2.22) – модель насиченої асинхронної машини в ортогональних координатах, яку можна використати для аналізу пускових режимів.

Порівняння результатів розрахунків різних типів асинхронних двигунів з короткозамкненим ротором, отриманих з використанням моделі (2.21), (2.22), та моделі, отриманої в [72], показує, що вони повністю збігаються.

Перевагою моделі (2.21) порівняно з моделлю, отриманою в [72], є те, що використання струмів статора та ротора дозволить точніше визначати параметри керування під час перехідних процесів частотно-керованих АД з короткозамкненим ротором, а також АД з фазним ротором.

### 2.3. Аналіз динамічної компенсації реактивної потужності в пускових режимах асинхронних двигунів

Поточні значення активної та реактивної потужності, квадратів напруги і струму для АД можна визначити за формулами [26]

$$P(t) = \frac{1,5}{T/2} \int_{t-T/2}^t [u_{\alpha}(t)i_{\alpha}(t) + u_{\beta}(t)i_{\beta}(t)] dt; \quad (2.23)$$

$$Q(t) = \frac{1,5}{T/2} \int_{t-T/2}^t [u_{\alpha}(t)i_{\alpha k}(t) + u_{\beta}(t)i_{\beta k}(t)] dt;$$

$$U^2(t) = \frac{1,5}{T/2} \int_{t-T/2}^t [u_{\alpha}^2(t) + u_{\beta}^2(t)] dt; \quad (2.24)$$

$$I^2(t) = \frac{1,5}{T/2} \int_{t-T/2}^t [i_{\alpha}^2(t) + i_{\beta}^2(t)] dt,$$

де  $u_{\alpha}(t)$ ;  $u_{\beta}(t)$  – миттєві значення складових напруги статора в  $\alpha$ ,  $\beta$ -координатах;  $i_{\alpha}(t)$ ;  $i_{\beta}(t)$  – миттєві значення складових струму статора в  $\alpha$ ,  $\beta$ -координатах;  $i_{\alpha k}(t)$ ;  $i_{\beta k}(t)$  – миттєві значення складових струму статора в  $\alpha$ ,  $\beta$ -координатах, що зсунуті по фазі на кут  $\pi/2$ .

На рис. 2.7 зображено залежності активної  $P(t)$  та реактивної  $Q(t)$  потужностей під час пуску краново-металургійних двигунів типу МТКН512-8 повторно-короткочасного режиму роботи (ПВ = 25%) з номінальною потужністю 45 кВт. Залежності активної  $P(t)$  та реактивної  $Q(t)$  потужностей отримані з використанням розробленої програми в середовищі MathCad.

Значення коефіцієнта потужності (рис. 2.8) зростає в межах від 0,5 (при пуску) до 0,9 (в режимі номінального навантаження).

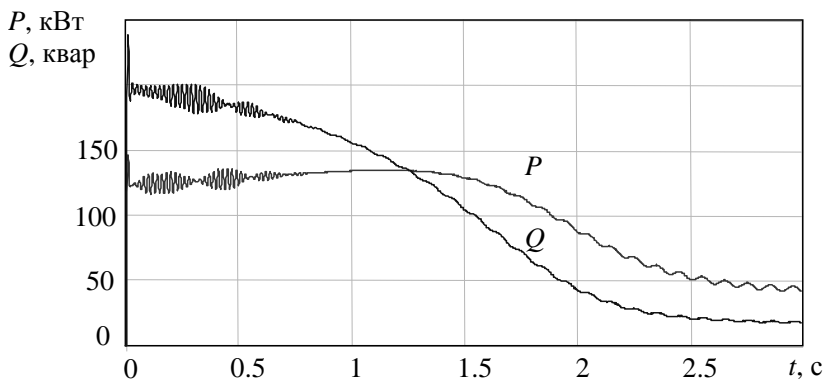


Рис. 2.7. Залежності активної та реактивної потужностей АД

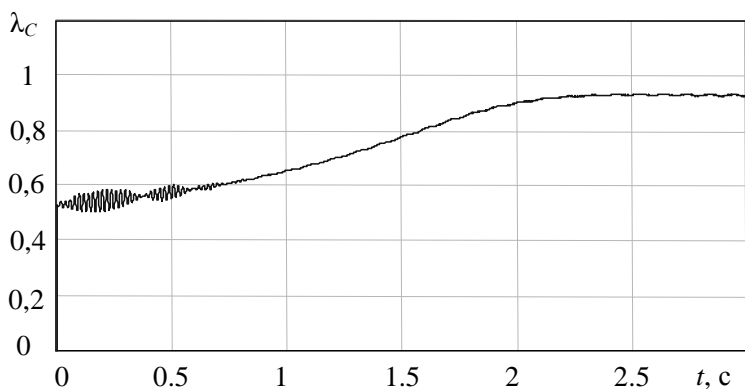


Рис. 2.8. Залежність коефіцієнта потужності під час пуску АД

Одним із ефективних заходів підвищення рівня напруги під час пуску АД є динамічна компенсація реактивної потужності. На рис. 2.9 зображено залежності активної і реактивної потужностей в лінії живлення під час пуску АД при компенсації реактивної потужності за критерієм  $b_C(t) = 0$ .

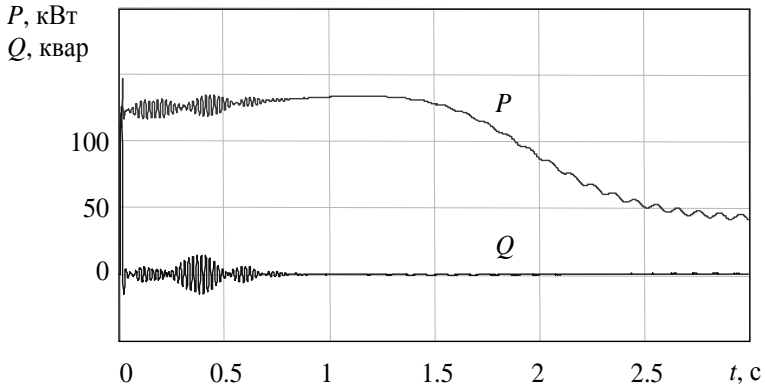


Рис. 2.9. Залежності потужностей в лінії живлення під час пуску АД при компенсації реактивної потужності за критерієм  $b_C(t) = 0$

З порівняння залежностей реактивних потужностей, зображених на рис. 2.9 і на рис. 2.7, випливає, що застосування критерію  $b_C(t) = 0$  забезпечує повну компенсацію реактивної потужності під час перехідних електромеханічних процесів. При цьому значення  $\lambda_C \approx 1$ .

Використання реактивної провідності  $b_K$  приводить до незначної перекомпенсації реактивної потужності при пуску АД за значної несинусоїдності напруги живлення або нелінійності АД. Використання реактивної провідності  $b_F$ , визначеної на основі теорії Фрізе, приводить до ще більшої перекомпенсації реактивної потужності під час пуску АД і в змінному режимі навантаження.

Залежності струму в лінії під час пуску АД (рис. 2.10) наглядно показують, що використання динамічної компенсації реактивної потужності приводить до зменшення струму в лінії (залежність 2) порівняно зі струмом до компенсації (залежність 1) практично вдвічі під час пуску.

На рис. 2.11 наведено графіки залежностей реактивних провідностей  $b_C(t)$  під час пуску та змінного режиму навантаження АД, з яких випливає необхідний характер регулювання реактивної потужності в пусковому режимі.

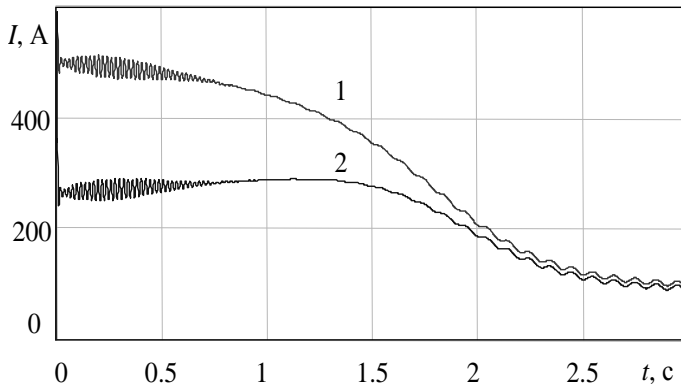


Рис. 2.10. Залежності струму в лінії під час пуску АД

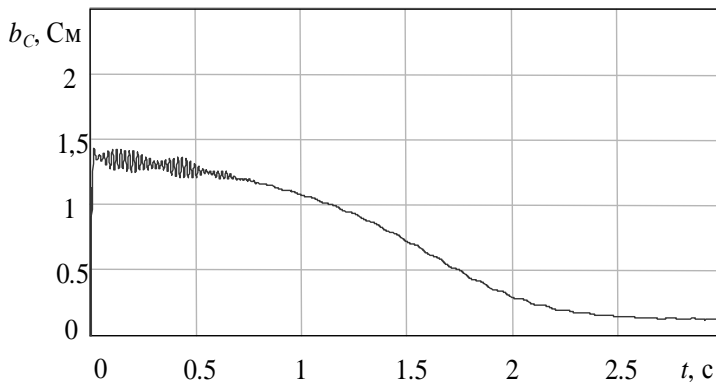


Рис. 2.11. Залежність спектральної провідності  $b_C$  під час пуску АД

Розглянемо особливості динамічної компенсації реактивної потужності при пуску АД ФР з використанням реактивної провідності  $b_C(t)$  на прикладі пуску АД ФР типу АКБ-13-62-8У2 номінальною потужністю 500 кВт. Пуск АД з опором 5 Ом в колі ротора характеризується значним споживанням реактивної потужності (рис. 2.12), яке перевищує споживання активної потужності.

Після введення в коло ротора активного опору 10 Ом реактивна потужність істотно зменшується (рис. 2.13). Збільшення активного опору в коло ротора полегшує пуск асинхронних двигунів з фазним

ротором (АД ФР). При цьому істотно зменшується споживана реактивна потужність. Однак тривалість пуску дещо збільшується.

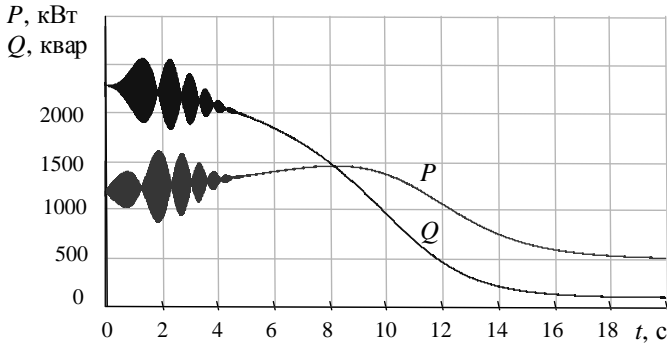


Рис. 2.12. Залежності активної та реактивної потужностей АД ФР із опором 5 Ом в колі ротора

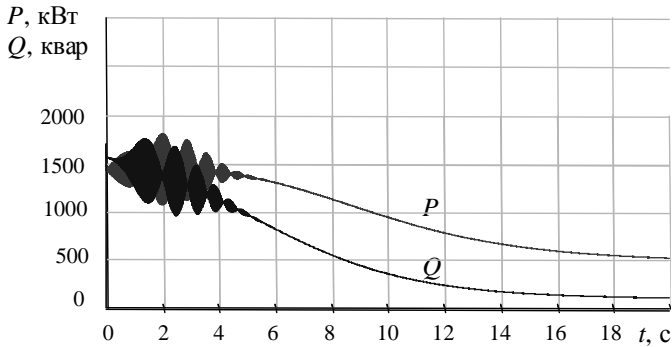


Рис. 2.13. Залежності активної та реактивної потужностей АД ФР із опором 10 Ом в колі ротора

З порівняння залежностей частоти обертання ротора АД ФР з опором в колі ротора (рис. 2.14) випливає, що збільшення опору в колі ротора збільшує частоту обертання на початковій ділянці пуску, що забезпечується більшою активною потужністю, спожитою АД ФР, однак це зростання сповільнюється на завершальній стадії пуску.



На рис. 2.15 наведені залежності  $b_C(t)$ , з яких випливає, що при більшому опорі в колі ротора потужність компенсаційного пристрою повинна бути значно меншою.

Зважаючи на істотне зменшення пускових струмів у разі динамічної компенсації реактивної потужності (рис. 2.16), можна стверджувати, що поєднання введення опору в коло ротора та динамічної компенсації реактивної потужності істотно покращує пускові режими АД ФР.

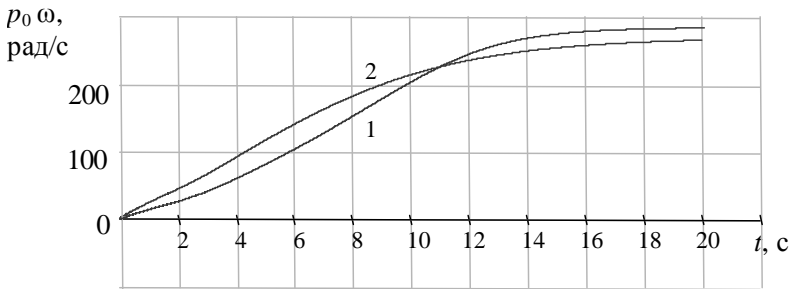


Рис. 2.14. Залежності частоти обертання ротора АД ФР із опором 5 Ом (крива 1) і 10 Ом (крива 2) в колі ротора

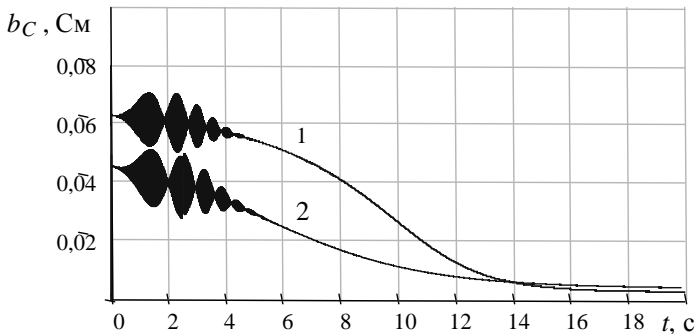


Рис. 2.15. Залежності спектральної реактивної провідності АД у разі введення в коло ротора опору 5 Ом (крива 1) і 10 Ом (крива 2)

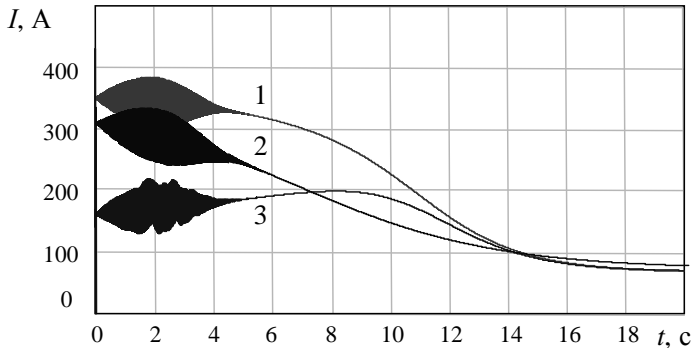


Рис. 2.16. Залежності пускового струму АД ФР з опором 5 Ом (крива 1), 10 Ом (крива 2) і після компенсації реактивної потужності за критерієм  $b_C = 0$  (крива 3)

Таким чином, динамічна компенсація реактивної потужності істотно покращує пускові режими і таких двигунів.

Оскільки під час пуску двигунів змінюється період синусоїдного струму, то в процесі вимірювання активної та реактивної потужностей з використанням поточного інтегрування не вдається повністю усунути коливання. Коливання мають синусоїдну форму, а їх частота дорівнює частоті основної гармоніки. Ці коливання можна усунути шляхом повторного інтегрування на періоді.

#### 2.4. Аналіз знижень напруги під час пуску асинхронних двигунів за динамічної компенсації реактивної потужності

Робота асинхронних двигунів (АД) під час їх пуску характеризується значним споживанням реактивної потужності, яке в деяких випадках перевищує споживання активної потужності. Пускові струми АД з короткозамкненим ротором зумовлюють різке зниження напруги у вузлі мережі. Це, в свою чергу, призводить до зниження запасу стійкості вузлів навантажень. Зменшена напруга призводить додатково до зменшення продуктивності і часто ускладнює нормальну експлуатацію електроприводів, особливо їх пуск.

Розглянемо вплив наявних конденсаторних установок на значення напруг. На рис. 2.17 наведена схема живлення вузла навантаження з вмиканням до виводів АД конденсаторної установки КУ. При пуску двигуна в живлячій лінії протікає струм  $\dot{I}$ , утворений векторною сумою пускового струму  $\dot{I}_{пуск}$  і струму конденсаторної установки  $\dot{I}_{КУ}$ . В лінії виникають втрати напруги, які впливають на процес пуску АД.

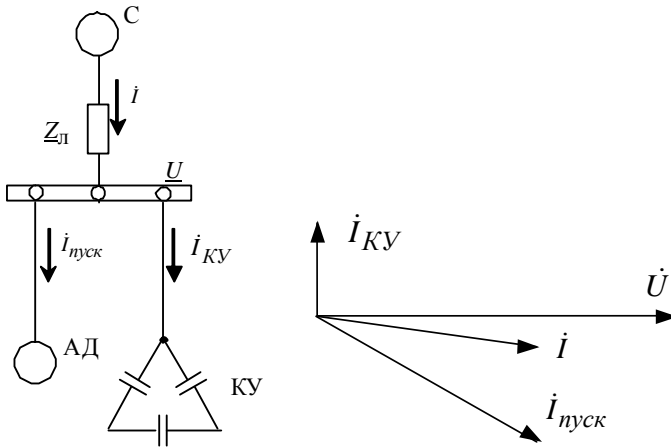


Рис. 2.17. Схема живлення вузла навантаження і векторна діаграма

Для врахування знижень напруги в математичних моделях АД використано ітераційний алгоритм визначення миттєвих напруг і струмів статора, згідно з яким нові значення  $\alpha$ ,  $\beta$  складових миттєвої напруги на статорі  $u_{\alpha S(H)}(t)$ ,  $u_{\beta S(H)}(t)$  визначають за попередніми (початковими) значеннями  $\alpha$ ,  $\beta$  складових миттєвих напруг  $u_{\alpha S}(t)$ ,  $u_{\beta S}(t)$  та струмів  $i_{\alpha}(t)$ ,  $i_{\beta}(t)$

$$u_{\alpha S(H)}(t) = E_m \cos \omega t - R_{\pi} \left[ i_{\alpha}(t) - b_C(t) u_{\beta S}(t) \right] + X_{\pi} \left[ i_{\beta}(t) + b_C(t) u_{\alpha S}(t) \right]; \quad (2.25)$$

$$u_{\beta s(n)}(t) = E_m \sin \omega t - X_{\text{л}}[i_{\alpha}(t) - b_C(t)u_{\beta s}(t)] + \\ + R_{\text{л}}[i_{\beta}(t) + b_C(t)u_{\alpha s}(t)]; \quad (2.26)$$

$$i_{\alpha}(t) = i_{\alpha s}(t) - b_C(t)u_{\beta s}(t); \quad i_{\beta}(t) = i_{\beta s}(t) + b_C(t)u_{\alpha s}(t), \quad (2.27)$$

де  $E_m$  – амплітудне значення напруги живлення джерела;  $R_{\text{л}}$ ,  $X_{\text{л}}$  – активний та реактивний опори лінії електропередавання;  $i_{\alpha}(t)$ ,  $i_{\beta}(t)$  – ортогональні складові струму в лінії електропередавання.

Під час пуску двигунів за синусоїдної напруги пусковий струм має практично синусоїдну форму, тому для визначення втрат напруги використано індуктивний опір.

На рис. 2.18 зображено залежності реактивної складової спектральної провідності під час пуску краново-металургійних двигунів за номінальної напруги живлення (крива 1) та у разі зниження амплітудного значення напруги на 10 В (крива 2) і на 20 В (крива 3). Моделювання виконано шляхом розв'язання системи нелінійних диференціальних рівнянь [73–75] з використанням методу Рунге-Кутта четвертого порядку за номінальної напруги живлення і номінального моменту на валу двигуна.

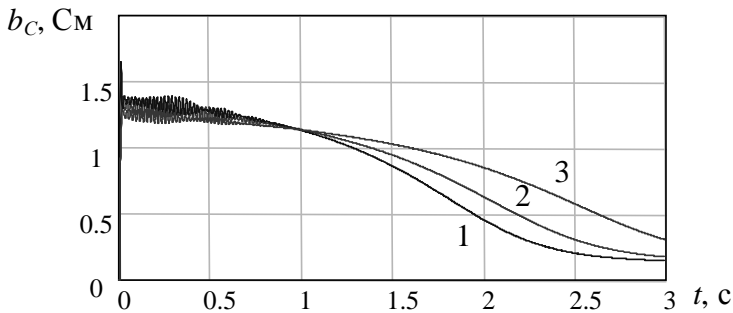


Рис. 2.18. Залежності спектральної реактивної провідності АД за номінальної напруги (крива 1) та у разі зниження напруги (криві 2 і 3)

На рис. 2.19 наведено графіки спектральної реактивної провідності АД у разі зниження напруги з урахуванням опору лінії та трансформатора, сумарний комплексний опір яких становить  $\underline{Z} = 20 + j20$  мОм.

На рис. 2.20 наведено графіки спектральної реактивної провідності АД за номінальної напруги живлення (крива 1) і у разі ввімкнення КУ провідністю 1 См (крива 2).

Близькість кривих 2 та 3 залежностей спектральної провідності під час пуску АД вказує на те, що у разі дискретного регулювання реактивної потужності під час пуску АД увімкнення конденсаторної установки провідністю 1 См, що відповідає номінальній потужності КУ 140 квар, забезпечить пуск за незначного відхилення напруги від її номінального значення.

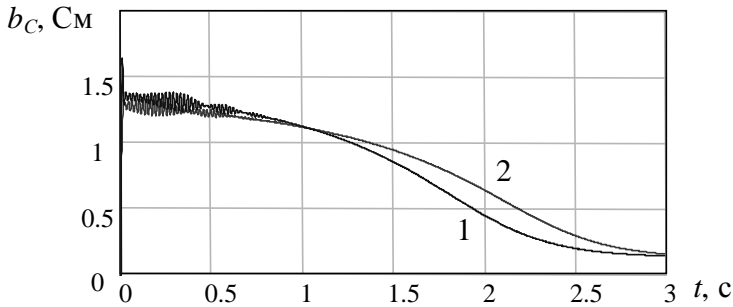


Рис. 2.19. Залежності спектральної реактивної провідності АД за відсутності опору лінії (1) та у разі наявності опору лінії (2)

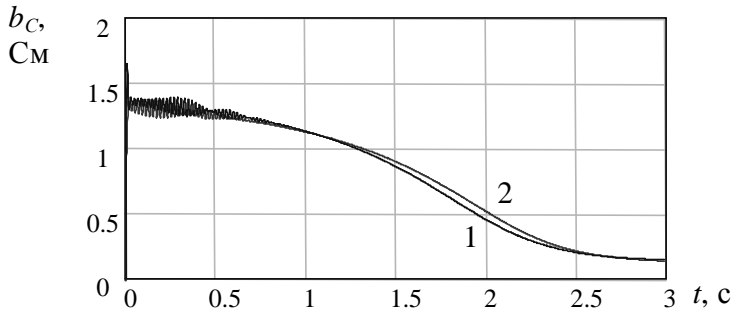


Рис. 2.20. Залежності спектральної реактивної провідності АД за номінальної напруги живлення (1) і у разі ввімкнення КУ (2)

У разі живлення АД від лінії та трансформатора, сумарний комплексний опір яких становить  $\underline{Z} = 50 + j100$  мОм, значення втрат фаз-

ної напруги під час пуску приблизно дорівнює 46 В (за амплітудним значенням) (рис. 2.21) [74].

Надзвичайно важливим є врахування зворотного впливу зміни напруги у вузлі приєднання АД на споживання активної та реактивної потужностей. Для порівняння на рис. 2.22 наведено графіки споживання активної та реактивної потужностей АД у разі зниження напруги з урахуванням опору лінії та трансформатора. Споживання активної та реактивної потужностей під час пуску істотно зменшуються. Пуск відбувається значно повільніше.

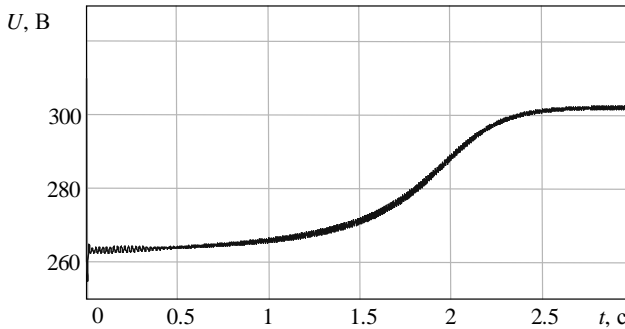


Рис. 2.21. Залежності амплітудного значення фазної напруги під час пуску АД

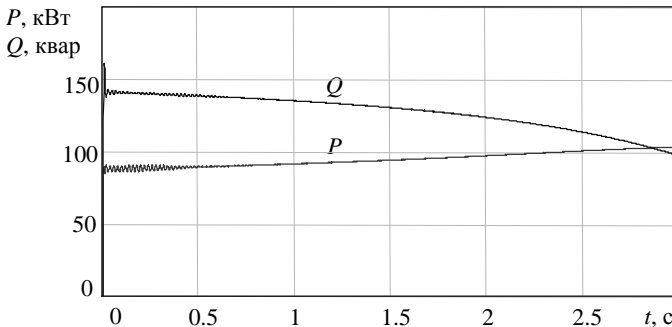


Рис. 2.22. Залежності активної та реактивної потужностей під час пуску АД

У разі дискретного регулювання під час пуску АД достатньо ввімкнути потужність конденсаторної установки становить 70 квар,

що забезпечить зменшення амплітудного значення пускового струму до 340 А (рис. 2.23). Амплітудне значення втрат фазної напруги під час пуску зменшується до 35 В.

Увімкнення КУ приводить до збільшення споживання активної та реактивної потужностей АД. Для порівняння на рис. 2.24 наведено графіки споживання активної та реактивної потужностей одночасно АД та КУ. Споживання активної та реактивної потужностей під час пуску АД істотно збільшилося. Пуск відбувається значно швидше.

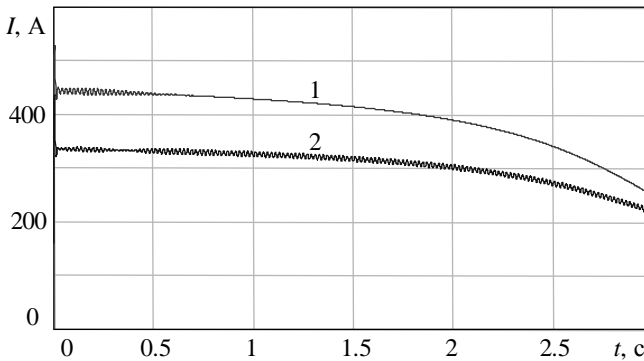


Рис. 2.23. Залежність струму в лінії під час пуску АД до (1) і після (2) компенсації

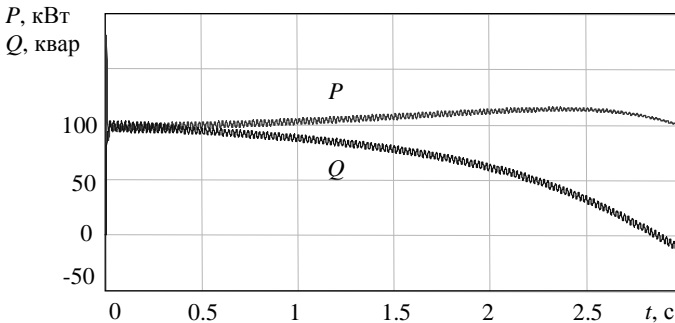


Рис. 2.24. Залежності активної та реактивної потужностей АД та КУ

І хоча застосування критерію  $b_C(t) = 0$  забезпечує повну компенсацію реактивної потужності під час пуску АД і відповідно найменші

втрати напруги (амплітудне значення втрат фазної напруги під час пуску (залежність 1 на рис. 2.25) приблизно дорівнює 10 В), однак реалізація змінного значення  $b_C(t)$  є достатньо складною задачею. Зменшення знижень напруги під час пуску асинхронних двигунів можна досягнути і з використанням конденсаторних установок (КУ) з нерегульованою провідністю (потужністю). Для спрощення реалізації пристроїв динамічної компенсації достатньо використати короткочасне ввімкнення конденсаторної установки такої провідності, щоб забезпечити приблизно однакові втрати напруги, що зумовлені передаванням активної та реактивної потужностей в початковий момент пуску АД.

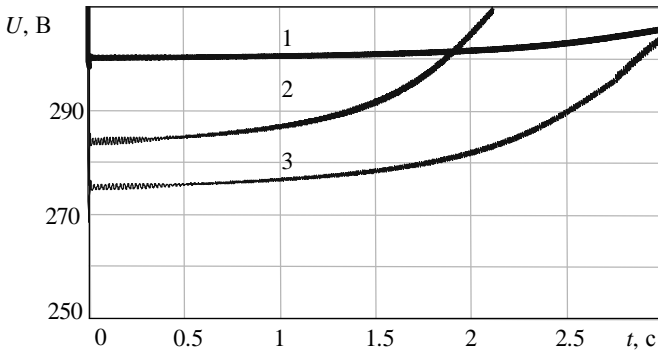


Рис. 2.25. Залежності напруги під час пуску АД з КУ, що відповідають  $b_C(1)$ , 1 См (2) та 0,5 См (3)

У разі короткочасного ввімкнення КУ з розрахунковою провідністю 1,0 См (відповідає номінальній потужності КУ 140 квар) забезпечується зменшення втрат фазної напруги під час пуску до 20 В (залежність 2 на рис. 2.25). У разі ввімкнення КУ з розрахунковою провідністю 0,5 См забезпечується зменшення втрат фазної напруги під час пуску до 35 В (залежність 3 на рис. 2.25). Амплітудне значення струму зменшується з 440 А відповідно до 300 А і 340 А.



## Висновки до розділу 2

1. Проаналізовано процеси динамічної компенсації реактивної потужності в пускових режимах роботи асинхронних електроприводів з короткозамкненим та фазним ротором з використанням спектральних провідностей. Отримано критерії для оптимізації пускових режимів роботи та запропоновано метод контролю якості процесів пуску асинхронних електроприводів, в основу якого покладено спектральні провідності.

2. Розроблено математичну модель асинхронного двигуна, в якій враховано насичення і втрати в сталі, а в якості змінних стану використані струми статора та ротора. Нові математичні моделі електричних машин вигідно відрізняються від традиційних тим, що, незважаючи на ступінь деталізації фізичного процесу, їх застосування дозволить точніше визначати параметри керування під час перехідних процесів АД з короткозамкненим ротором, а також АД з фазним ротором. Спільне інтегрування рівнянь АД та мережі дає змогу детально досліджувати реальні процеси в системі.

3. На основі аналізу пускових режимів АД з короткозамкненим ротором, а також АД з фазним ротором з введенням активного опору в коло ротора показано, що під час пуску АД для керування пристроями динамічної компенсації реактивної потужності можуть бути використані спектральні параметри, які доцільно характеризувати їх поточними значеннями. Запропоновано критерій якості перехідних процесів АД, який на відміну від існуючих методів підвищує точність компенсації реактивної потужності та забезпечує підтримання напруги у вузлі електричної мережі.

4. Проаналізовано вплив динамічної компенсації реактивної потужності під час пуску АД з використанням спектральних провідностей як критеріїв якості пускових режимів на зменшення втрат напруги і зменшення тривалості пуску.

## РОЗДІЛ 3

### МОДЕЛЮВАННЯ ПУСКОВИХ ТА КОМПЕНСАЦІЙНИХ РЕЖИМІВ СИНХРОННИХ ЕЛЕКТРОПРИВОДІВ

#### 3.1. Моделювання пускових процесів синхронних двигунів

Методи дослідження режимів роботи потужних синхронних електроприводів, які працюють в електричних мережах обмеженої потужності, базуються на використанні аналітичних залежностей і математичних моделей для ЕОМ. Загальноприйнятим при вирішенні таких задач є розділення дослідження на аналіз квазіусталених режимів, аналіз перехідних процесів при пуску двигунів та їх динамічної стійкості.

Системи рівнянь можуть бути подані в рухомих або нерухомих системах координат. Головна складність чисельного аналізу з використанням нерухомої системи координат при розрахунку перехідних процесів СД пов'язана з необхідністю обертання на кожному інтервалі матриці коефіцієнтів високого порядку, який визначається кількістю розрахункових контурів. При цьому вимагається великий обсяг обчислень і відповідний йому машинний час.

Одним з основних припущень, прийнятих при побудові фізичних моделей електричних машин, є вимоги до напруги, яка прикладена до обмоток машини. Вона повинна мати постійну величину або синусоїдний характер [76].

Розгляд традиційних методів моделювання СД [77, 78] показує наступне:

- перехідні процеси розраховуються шляхом інтегрування рівнянь стану в часовій області;
- усталені процеси розраховуються у позачасовій області, а тому методи не виправдано громіздкі та позбавлені точності, що зумовлено необхідністю втручання людини в обчислювальний процес;
- розрахунок статичної стійкості ґрунтуються на математичному апараті, цілком відмінному від того, що застосовується при розрахунку перехідних і усталених процесів;
- розрахунок параметричної чутливості виявився поза увагою цих методів;

- математичний апарат, що застосовується на кожному з етапів аналізу, є розрізненим і унеможливорює побудову єдиних алгоритмів, а тому вимагає створення окремих, невиправдано складних програм;
- математичні моделі електромеханічних пристроїв хоч і зорієнтовані на чисельні методи, але незручні для моделювання, вимагають невиправдано великого об'єму обчислень, а відтак, втрачають точність;
- аналітичними методами складно отримати бажану точність розрахунку перехідних процесів через неможливість отримання досить точних залежностей.

Використання загальної теорії диференціальних рівнянь і поєднання методів теорії електричних й електромагнітних кіл, електромагнітного й теплового полів, рівнянь механічного руху у звичайних і частинних похідних дало змогу побудувати математичні моделі складних електромагнітних й електромеханічних пристроїв і цілих систем [39]. В результаті отримано теорію єдиних алгоритмів, яка дає змогу на підставі ідентичного математичного апарата розраховувати у часовій області перехідні й усталені процеси, визначити статичну стійкість, а також параметричну чутливість як взаємопов'язані задачі аналізу.

В явнопольсному СД просторове магнітне поле значно спотворене і його вищі просторові гармоніки починають проявляти помітну дію. В роботі [39] було доведено, що на рівні теорії електромеханічних кіл, вихід за межі першої просторової гармоніки магнітного поля не виправданий, оскільки, це унеможливорює використання методу координатних перетворень.

На промислових підприємствах використовуються різноманітні споживачі електроенергії. Їх робота призводить до погіршення показників якості напруги на затискачах електроприймачів, а саме до появи несиметрії та вищих гармонік струму та напруги. Тому дослідження пускових режимів синхронних двигунів в електричній системі та їх аналіз доцільно виконувати при врахуванні їх впливу.

На практиці застосовується кілька методів теоретичного дослідження роботи машин в несиметричному режимі роботи [79]. Найбільше розповсюдження в даний час одержали три з них. Це – метод

двох реакцій, або метод поздовжнього та поперечного полів, який записується рівняннями Парка-Горева, метод обертових полів і метод симетричних складових. Усі три методи однаково придатні для аналізу роботи машин змінного струму в несиметричному режимі. Кожний з них має свої переваги й недоліки.

Метод двох реакцій особливо добре підходить для аналізу явнополосних машин і машин із нерівномірним повітряним проміжком. За допомогою цього методу зручно розглядати перехідні процеси в електричних машинах, що є великою перевагою порівняно з іншими методами. За допомогою методу двох реакцій зручно аналізувати електричні машини на ЕОМ. Недоліком методу двох реакцій є те, що він не дуже наочний, іноді важкий для фізичного представлення процесів, що протікають у машині. При його використанні ускладнюється врахування впливу вищих гармонік.

Розглянемо СД з демпферною обмоткою, яку еквівалентуємо двома ортогональним демпферними контурами по поздовжній  $d$  і поперечній  $q$  осях. Обмотку збудження розташуємо також по поздовжній осі. Оскільки ротор тепер не є симетричним, то систему координат необхідно жорстко зв'язати з тілом ротора. СД має більший повітряний проміжок, ніж асинхронний, а тому вплив насичення на поведінку значно менший, ніж в асинхронному двигуні. Тому цим ефектом можна нехтувати, що суттєво спрощує математичну модель.

Диференціальними рівняннями статора і ротора СД є

$$\frac{d\Psi_s}{dt} = \mathbf{U}_s - \mathbf{R}_s \mathbf{I}_s ; \quad (3.1)$$

$$\frac{d\Psi_r}{dt} = \mathbf{U}_r - \mathbf{R}_r \mathbf{I}_r, \quad (3.2)$$

де  $\Psi_s$ ,  $\mathbf{U}_s$ ,  $\mathbf{I}_s$  – вектори-стовпці повних потокозчеплень, електричних напруг і струмів обмоток статора

$$\mathbf{h}_s (\mathbf{h} = \Psi, \mathbf{U}, \mathbf{I}) = (h_{sd}, h_{sq})^t; \quad (3.3)$$

$\Psi_r$ ,  $\mathbf{U}_r$ ,  $\mathbf{I}_r$  – вектори-стовпці повних потокозчеплень, електричних напруг і струмів обмотки ротора

$$\mathbf{h}_r (\mathbf{h} = \Psi, \mathbf{I}) = (h_f, h_D, h_Q)^t; \mathbf{U}_r = (u_f, 0, 0)^t; \quad (3.4)$$

$\mathbf{R}_s, \mathbf{R}_r$  – матриці резистивних опорів

$$\mathbf{R}_s = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 4R_{sA} - R_{sC} & R_{sB} - R_{sC} \\ R_{sA} - R_{sC} & 4R_{sB} - R_{sC} \end{bmatrix}; \mathbf{R}_r = \text{diag} (r_f, r_D, r_Q), \quad (3.5)$$

причому індекси  $d$  і  $q$  вказують на належність відповідно до повздовжньої та поперечної осей обмотки статора; а індекси  $f, D, Q$  – на належність величин до обмотки збудження, повздовжнього й поперечного демпферних контурів обмотки ротора;  $R_{sA}; R_{sB}; R_{sC}$  – активні опори фаз обмотки статора.

Рівняння стану магнітопроводу

$$\mathbf{T} \Psi = \mathbf{\Pi} \mathbf{I}_s + \mathbf{B} \mathbf{I}_r, \quad (3.6)$$

де  $\Psi$  – вектор-стовпець потокозчеплень;  $\mathbf{T}$  – матриця питомих статичних магнітних опорів

$$\mathbf{T} = \text{diag} (\tau_d, \tau_q); \quad (3.7)$$

$$\mathbf{\Pi} = \frac{2}{\sqrt{3}} \begin{bmatrix} -\sin(\gamma - 120^\circ) & \sin \gamma \\ \cos(\gamma - 120^\circ) & \cos \gamma \end{bmatrix} - \text{матриця перетворень до ортогональних}$$

осей  $d, q$ ;  $\mathbf{B} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$  – матриця коефіцієнтів.

Запишемо запропоновану математичну модель у розгорнутому вигляді у формі Коші:

$$\begin{aligned} \frac{d\psi_{sA}}{dt} &= u_{sA} - \frac{1}{3} [(4R_{sA} - R_{sC})i_{sA} + (R_{sB} - R_{sC})i_{sB}]; \\ \frac{d\psi_{sB}}{dt} &= u_{sB} - \frac{1}{3} [(4R_{sB} - R_{sC})i_{sB} + (R_{sA} - R_{sC})i_{sA}]; \\ \frac{d\psi_f}{dt} &= u_f - R_f i_f; \quad \frac{d\psi_D}{dt} = -R_D i_D; \quad \frac{d\psi_Q}{dt} = -R_Q i_Q; \\ \frac{d\omega}{dt} &= \frac{p_0^2}{J} \sqrt{3} (\psi_{sA} i_{sB} - \psi_{sB} i_{sA}) - \frac{p_0 M}{J}; \quad \frac{d\gamma}{dt} = \omega, \end{aligned} \quad (3.8)$$

де

$$\begin{aligned}
 i_{sA} &= \alpha_s (\psi_{sA} - \psi_d \cos \gamma + \psi_q \sin \gamma) ; \\
 i_{sB} &= \alpha_s (\psi_{sB} - \psi_d \cos(\gamma - 120^\circ) + \psi_q \sin(\gamma - 120^\circ)) ; \\
 i_f &= \alpha_f (\psi_f - \psi_d) ; i_D = \alpha_D (\psi_D - \psi_d) ; i_Q = \alpha_Q (\psi_Q - \psi_q) ; \\
 \psi_d &= \frac{1}{\alpha_d + \alpha_s + \alpha_f + \alpha_D} \times \\
 &\times \left[ \frac{2}{\sqrt{3}} \alpha_s (\psi_{sB} \sin \gamma - \psi_{sA} \sin(\gamma - 120^\circ)) + \alpha_f \psi_f + \alpha_D \psi_D \right] ; \\
 \psi_q &= \frac{1}{\alpha_q + \alpha_s + \alpha_Q} \times \\
 &\times \left[ \frac{2}{\sqrt{3}} \alpha_s (\psi_{sB} \cos \gamma - \psi_{sA} \cos(\gamma - 120^\circ)) + \alpha_Q \psi_Q \right] .
 \end{aligned}$$

В наведеній математичній моделі параметри СД не залежать від частоти живлячої напруги. Це спрощує дослідження режимів роботи синхронних двигунів в електричній системі та аналіз їх роботи при врахуванні впливу вищих гармонік напруги.

Математична модель з урахуванням КЛ [80]

$$\frac{di_{ЛA}}{dt} = \frac{u_A - u_{sA} - R_{ЛA} i_{ЛA}}{L_{ЛA}} ; \quad \frac{di_{ЛB}}{dt} = \frac{u_B - u_{sB} - R_{ЛB} i_{ЛB}}{L_{ЛB}} ,$$

де  $R_{Л}$  – активний опір ліній електропередач;  $L_{Л}$  – індуктивність лінії.

Для математичної моделі, яка подана у формі Коші, доцільно застосовувати чисельні методи інтегрування типу Рунге-Кута, до яких можна віднести метод Ейлера, метод Рунге-Кута, метод Хойне, Рунге-Кута четвертого порядку [81]. Точність чисельного інтегрування за методом Ейлера-Коші найбільш адекватна запропонованій математичній моделі.

Дослідження виконувались для синхронного двигуна СДЗБ-13-52-8 потужністю 630кВт, 740кВА, номінальною напругою 6кВ, струмом збудження  $I_f = 163A$  при моменті навантаження  $M_H = 0$  і розрядному опорі  $R_r = 3,024$  Ом до вмикання збудження та  $R_r = 0,252$  Ом після вмикання збудження. Переріз кабельної лінії вибраний за

розрахунковим струмом двигуна, а допустима довжина ліній визначалась на основі розрахунків.

На рис. 3.1 – 3.4 наведені часові діаграми пуску, динамічні характеристики та часові діаграми пускового струму за результатами комп'ютерного моделювання за зазначеними вище рівняннями. Залежності отримані з використанням розробленої програми в середовищі Delphi.

При асинхронному пуску СД при розімкненій обмотці збудження (див. рис. 3.1) процес входження двигуна в синхронізм супроводжується значними коливаннями швидкості та електромагнітного моменту [80, 82]. Якщо під час асинхронного пуску СД обмотка збудження замикається на розрядний опір, то вона діє як демпферна і полегшує процес входження в синхронізм (див. рис. 3.2).

При збільшенні механічного моменту на валу СД виникає два цикли биття і збільшується час його входження в синхронізм (див. рис. 3.3); при цьому протікають досить великі струми. При деякому критичному значенні механічного моменту СД втрачає синхронізм (див. рис. 3.4). Відбувається коливання частоти біля частоти приблизно  $290 \text{ с}^{-1}$ , і протікають струми, які набагато перевищують струми нормального режиму.

Проведені дослідження показують, що збільшення опору лінії призводить до значного відхилення напруги, а отже, і до значного зменшення пускових моментів. Максимальний допустимий опір лінії електропередач, при якому можливий запуск синхронного двигуна без навантаження становить  $Z_{\text{д max}} = 5 \text{ Ом}$  ( $l = 2,5 \text{ км}$ ), а час пуску збільшується з  $0,8 \text{ с}$  (при  $l = 0 \text{ км}$ ) до  $1,18 \text{ с}$ . Але при цьому втрати напруги становлять  $24 \%$ , що не допускається для усіх споживачів електроенергії. Крім того, збільшення опору лінії призводить до зменшення критичного моменту та переважувальної здатності синхронного двигуна. При подальшому збільшенні довжини лінії двигун взагалі не втягується в синхронізм.

Дослідження СД в несиметричних режимах напруги живлення при різних моментах навантаження на валу та пониженій напрузі на фазі  $A$  до  $0,9U_{\text{ном}}$  показали, що коливання кутової швидкості двигуна в усталеному режимі становлять  $313,4...314,9 \text{ рад/с}$  при моментах до  $M = 2 \cdot M_{\text{ном}}$ , а при моменті  $M = 2 \cdot M_{\text{ном}}$  СД не втягується в синхронізм і кутова швидкість залегає на  $288,0...298,4 \text{ рад/с}$ . Тривалість розгону двигуна до усталеної швидкості практично не змінюється.

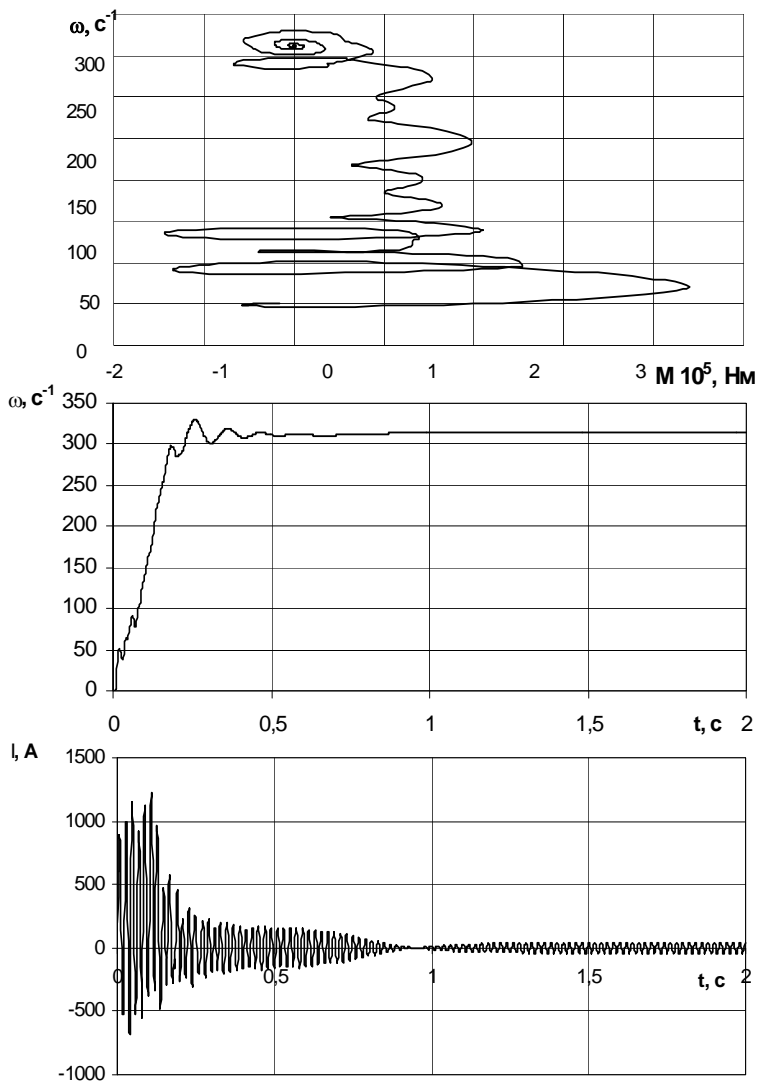


Рис. 3.1. Результати комп'ютерного моделювання пуску СД при розімкненій обмотці збудження



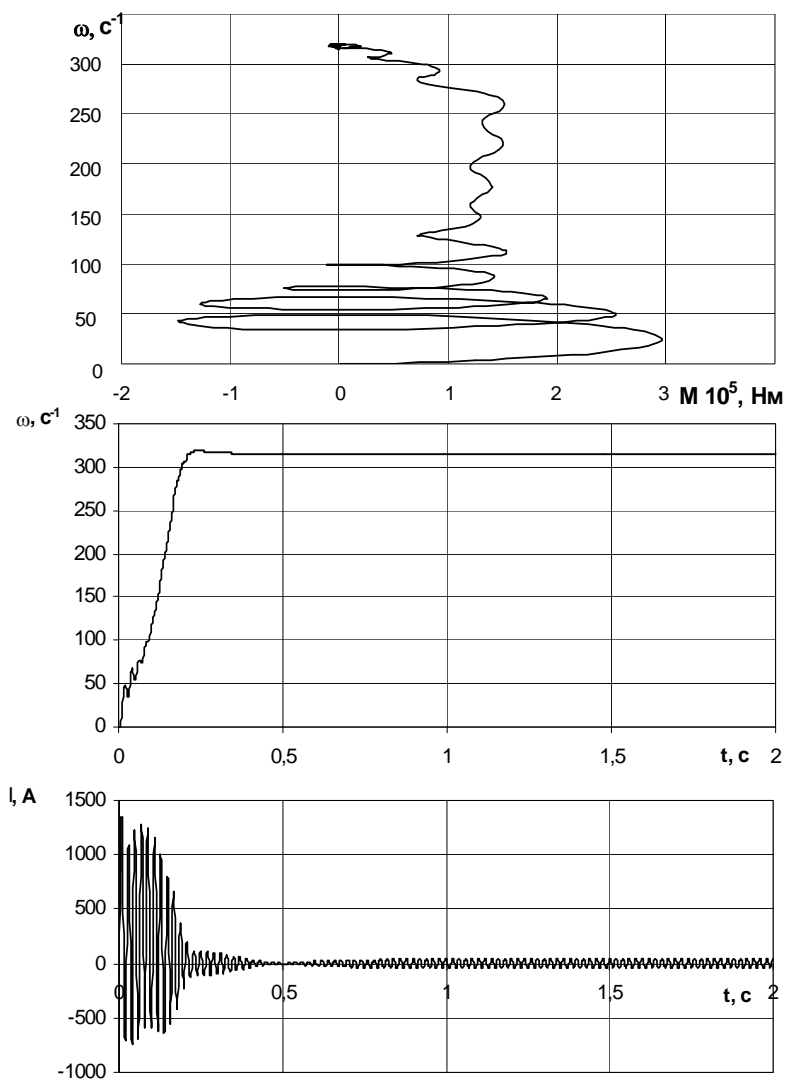


Рис. 3.2. Результати комп'ютерного моделювання пуску СД якщо обмотка збудження замикається на розрядний опір

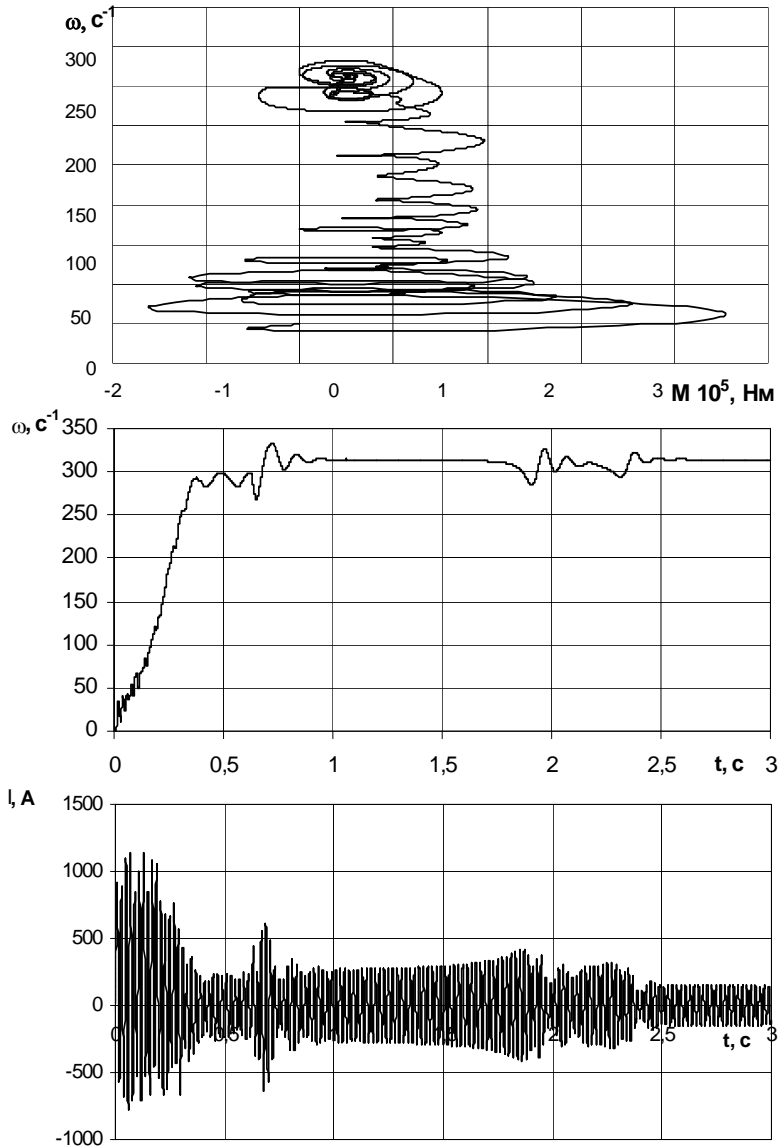


Рис. 3.3. Результати комп'ютерного моделювання пуску СД при збільшенні механічного моменту на валу

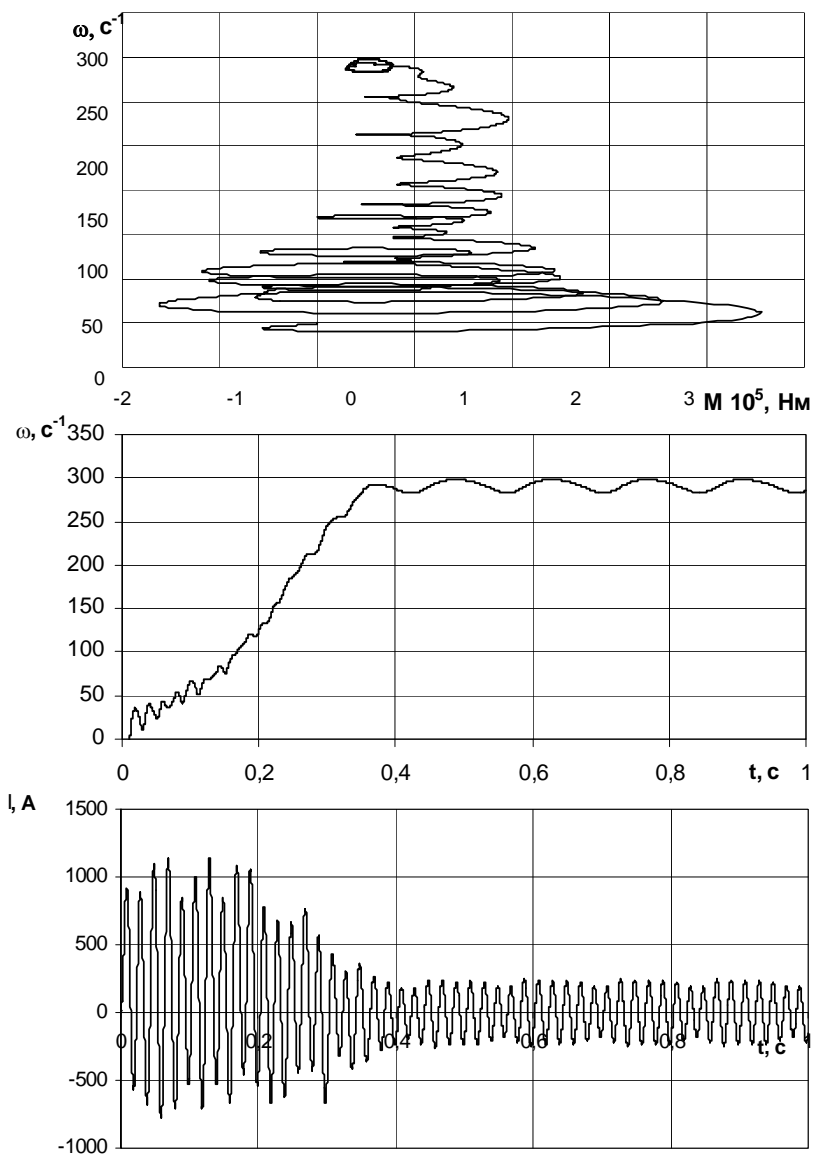


Рис. 3.4. Результати комп'ютерного моделювання пуску СД при втраті синхронізму

В [83, 84] наведені часові діаграми пуску, динамічні характеристики та часові діаграми пускового струму за результатами комп'ютерного моделювання за зазначеними вище рівняннями в не-синусоїдних режимах. Наявність вищих гармонік напруги призводить до виникнення коливання швидкості в усталеному режимі, а отже, і до погіршення ефективності роботи електропривода.

### 3.2. Моделювання процесу динамічної компенсації реактивної потужності з використанням синхронних двигунів

Одним із способів поліпшення показників якості напруги на ввіді електроприймачів є використання пристроїв АРЗ СД. Для цього необхідно оцінити таке використання СД і оптимізувати сумісний режим роботи електроприводів в електричній системі.

При вивченні квазіусталених режимів синхронних двигунів (СД) використовують рівняння Парка-Горєва в  $d, q$ -координатах, що записані через діючі значення величин [31]. Систему рівнянь, що характеризує електромагнітні перехідні процеси СД подамо у матричному вигляді

$$\begin{bmatrix} L_d & 0 & M_{sf} & M_{sD} & 0 \\ 0 & L_q & 0 & 0 & M_{sQ} \\ 1,5M_{sf} & 0 & L_f & M_{fD} & 0 \\ 1,5M_{sD} & 0 & M_{fD} & L_D & 0 \\ 0 & 1,5M_{sQ} & 0 & 0 & L_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{dI_d}{dt} \\ \frac{dI_q}{dt} \\ \frac{dI_f}{dt} \\ \frac{dI_D}{dt} \\ \frac{dI_Q}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -U_d \\ -U_q \\ U_f \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} - \\
 - \begin{bmatrix} R_s & \omega L_q & 0 & 0 & \omega M_{sQ} \\ -\omega L_d & R_s & -\omega M_{sf} & -\omega M_{sD} & 0 \\ 0 & 0 & R_f & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_D & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & R_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_d \\ I_q \\ I_f \\ I_D \\ I_Q \end{bmatrix}, \quad (3.9)$$

де  $R_s, R_f, R_D, R_Q$  – активні опори відповідно обмотки статора, обмотки збудження та демпферних обмоток по осях  $D, Q$ ;  $L_d, L_q$  – індуктивності статорної обмотки відповідно по повздожній і поперечній осях;  $M_{sf}, M_{sD}, M_{sQ}, M_{fd}$  – взаємоіндуктивності між відповідними обмотками СД;  $U_d, U_q, U_f$  – напруги відповідно обмотки статора по осях  $d, q$  та обмотки збудження.

У спрощеному вигляді система рівнянь (3.9) така:

$$\left. \begin{aligned} \frac{dI_d}{dt} &= \alpha_{11}(-U \sin \theta + p\omega_r L_q I_q - R_s I_d) + \alpha_{12}(U_f - R_f I_f); \\ \frac{dI_q}{dt} &= \alpha_q(E - U \cos \theta - p\omega_r L_d I_d - R_s I_q); \\ \frac{dI_f}{dt} &= \alpha_{12}(-U \sin \theta + p\omega_r L_q I_q - R_s I_d) + \alpha_{22}(U_f - R_f I_f), \end{aligned} \right\} (3.10)$$

де  $\alpha_{11} = L_f / (L_f L_d - M_{sf}^2)$ ;  $\alpha_{12} = M_{sf} / (L_f L_d - M_{sf}^2)$ ;  $\alpha_{22} = L_d / (L_f L_d - M_{sf}^2)$  – обернені індуктивності, що характеризують зв'язок між струмами та ЕРС обмотки збудження та обмотки якоря по повздожній осі;  $\alpha_q = 1/L_q$  – обернена індуктивність статора по поперечній осі.

Рівняння (3.9) або (3.10) доповнюються рівняннями, що характеризують електромеханічні процеси

$$\frac{d\omega_r}{dt} = \frac{-\frac{P(t)}{\omega_r} - M_H(t)}{J}; \quad \frac{d\theta}{dt} = \omega_r - \frac{\omega}{p_0}. \quad (3.11)$$

У разі форсування струму збудження (рис. 3.5) СД володіють здатністю різкої зміни реактивної потужності (рис. 3.6). У даному випадку струм збудження форсується з 267 А до 330 А. При цьому реактивна потужність номінально завантаженого СД зменшується з 260 квар до 15 квар.

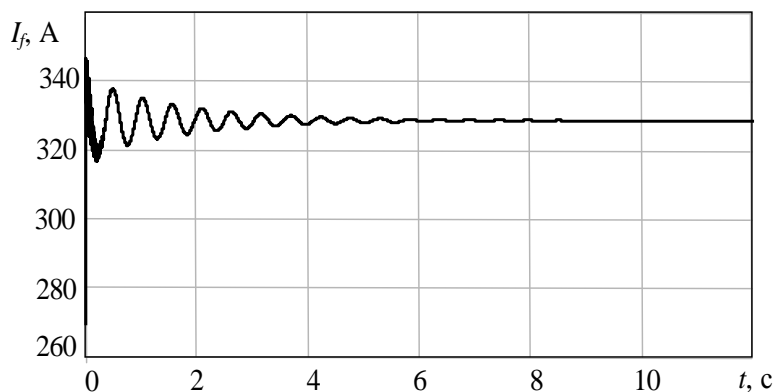


Рис. 3.5. Форсування струму збудження СД

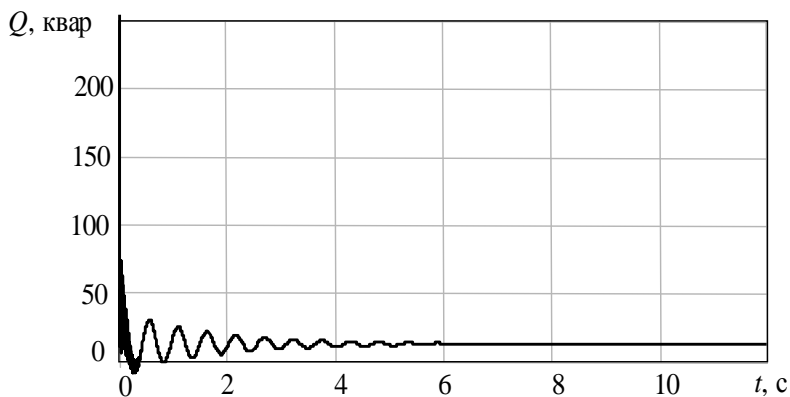


Рис. 3.6. Зменшення споживання реактивної потужності СД у разі форсування збудження

Під час форсування струму збудження різко змінюється активна потужність (рис. 3.7), проте зниження напруг зменшується (рис. 3.8). Залежності амплітуди фазної напруги побудовані для випадку, коли активний та реактивний опори лінії живлення становлять відповідно 2 Ом і 8 Ом.

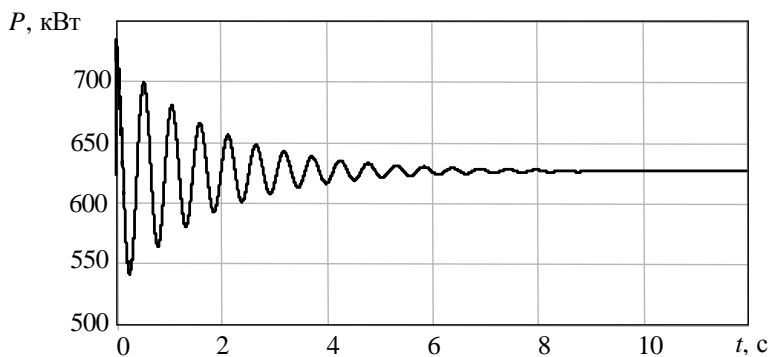


Рис. 3.7. Залежність активної потужності СД у разі форсування збудження

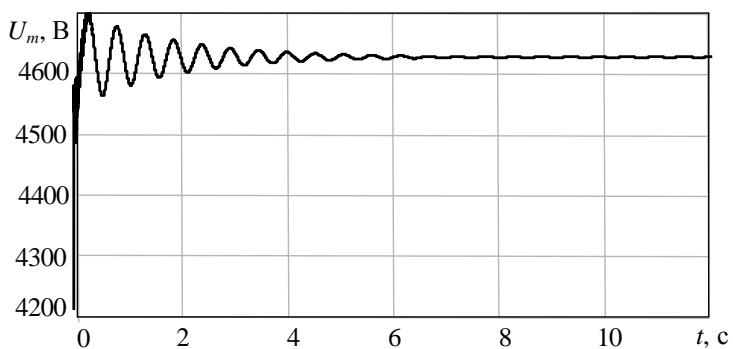


Рис. 3.8. Залежність амплітуди фазної напруги у разі форсування збудження СД

Таким чином, форсування збудження СД забезпечує можливість зменшення знижень напруги за рахунок динамічної компенсації реактивної потужності.

### Висновки до 3 розділу

1. Отримано математичну модель СД в фазних координатах, яка дозволяє досліджувати роботу машини в пускових режимах роботи при різній напрузі живлення. Отримані залежності пускових режимів роботи синхронних двигунів можна використовувати для розробки пристроїв регулювання струму збудження двигуна і поліпшення показників, які характеризують роботу електроприводів змінного струму (час перехідного процесу, максимальне відхилення і коливання навантаження на валу двигуна), напругу мережі, а також для ідентифікаційної оцінки стану синхронного двигуна без вимкнення від роботи.

2. При роботі СД в мережі із задовільною якістю електроенергії збільшення механічного моменту на валу СД призводить до двох циклів биття і збільшує час його входження в синхронізм; при цьому протікають досить великі струми. При деякому критичному значенні механічного моменту СД втрачає синхронізм. Відбувається коливання частоти і протікають струми, які набагато перевищують струми нормального режиму.

3. Максимальний допустимий опір лінії електропередачі, при якому можливий запуск синхронного двигуна СДЗБ-13-52-8 потужністю 630 кВт, 740 кВА, номінальною напругою 6 кВ без навантаження, становить  $Z_{л\ max} = 5$  Ом ( $l = 2,5$  км). При цьому втрати напруги становлять 24 %. Крім того, збільшення опору лінії призводить до зменшення критичного моменту та перевантажувальної здатності синхронного двигуна. При подальшому збільшенні довжини лінії двигун взагалі не втягується в синхронізм.

4. Показано, що форсування збудження СД забезпечує можливість зменшення знижень напруги за рахунок динамічної компенсації реактивної потужності. Однак при цьому виникають коливання активної потужності, що вимагає їх демпфування.



**РОЗДІЛ 4**  
**РОЗРОБКА СИСТЕМ ДИНАМІЧНОЇ КОМПЕНСАЦІЇ**  
**РЕАКТИВНОЇ ПОТУЖНОСТІ В ПУСКОВИХ РЕЖИМАХ**  
**ЕЛЕКТРОПРИВОДІВ**

**4.1. Системи динамічної компенсації реактивної потужності**  
**в перехідних режимах електроприводів на основі СТК**

Наявність пускових та повторно-короткочасних режимів потужних електроприводів приводить до різкого зниження напруги і вимагає швидкого регулювання реактивної потужності. Одним із методів зменшення втрат напруги в мережі живлення під час пуску електроприводів є використання пристроїв динамічної компенсації реактивної потужності, а також автоматичного регулювання збудження синхронних двигунів.

Успіхи в створенні потужних напівпровідникових приладів та складних електронних пристроїв керування зумовили можливість розробки швидкодіючих регульованих статичних тиристорних компенсаторів реактивної потужності (СТК) [85, 86]. Ці пристрої відрізняються високими динамічними характеристиками, зручністю в експлуатації, надійністю та практично необмеженою режимною гнучкістю.

Існують декілька методів генерування і регулювання реактивної потужності за допомогою різних напівпровідникових приладів, котрі застосовуються в якості ключів. В теперішній час практично всі компенсатори створюються на базі високовольтних тиристорних вентилів в комбінації з реакторами та конденсаторами.

Розглянемо варіант реалізації СТК для мереж з ізольованою нейтраллю зі схемою з'єднання „трикутник” (рис. 4.1) [87].

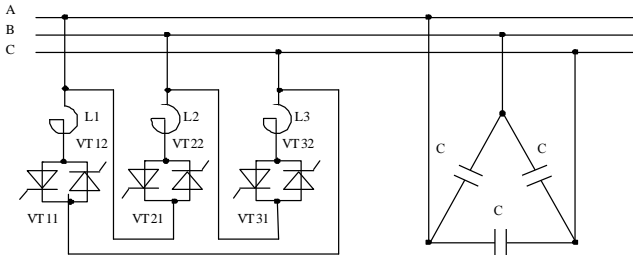


Рис. 4.1. Схема СТК

В СТК зі схемою з'єднання тиристорно-регульованих реакторів (ТРР) в „трикутник” струм через бітиристорний ключ в кожній фазі не залежить від струму інших фаз. Тому властивості та енергетичні характеристики СТК можна виявити, розглядаючи однофазний ТРР [88–91].

Кожна фаза компенсатора містить реактор, індуктивність якого становить  $L_p$ , активний опір  $R_p$ , і бітиристорний ключ, тиристири якого з'єднані зустрічно-паралельно.

Схему заміщення вузла мережі з СТК і навантаженням зображено на рис. 4.2. На схемі позначено активний та реактивний опори системи  $R_c, X_c$ , опір навантаження  $Z_H$  та конденсаторної батареї  $X_{кб}$ .

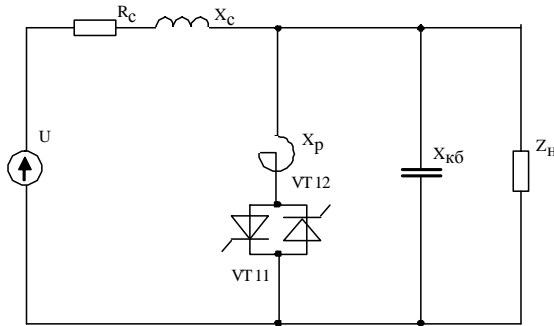


Рис. 4.2. Схема заміщення вузла мережі з СТК і навантаженням

Нехтуючи опорами навантаження  $Z_H$  та конденсаторної батареї  $X_{кб}$ , вираз для миттєвого струму ТРР можна отримати як розв'язок диференціального рівняння

$$U_m \cdot \cos(\omega t + \gamma) = i \cdot (R_p + R_c) + \omega(L_p + L_c) \frac{di}{d\omega t},$$

де  $U_m$  – амплітудне значення лінійної напруги мережі;  $\gamma$  – кут відкриття тиристорів;  $L_c$  – індуктивність системи, яке справедливе для струму через тиристор в інтервалі  $\gamma \leq \omega t \leq \gamma_\theta$ , де  $\gamma_\theta$  – кут закриття тиристорів, що відповідає нульовому значенню струму через реактор.

Розв'язуючи це рівняння з врахуванням початкових умов  $\omega t = \gamma$ ,  $i = 0$ , отримаємо вираз для миттєвого струму через ТРР, яке справедливе для струму через тиристор в інтервалі  $\gamma \leq \omega t \leq \gamma_\theta$ , [85]

$$i(\omega t) = I_m \cdot \left[ \cos(\omega t - \varphi) - \cos(\gamma - \varphi) \cdot e^{-\frac{\omega t - \gamma}{\omega \tau}} \right], \quad (4.1)$$

де  $I_m = \frac{U_m}{\sqrt{[R_p + R_c]^2 + [\omega \cdot (L_p + L_c)]^2}}$  – амплітуда струму через реактор при  $\gamma = 0$ ;

$\varphi = \arctg \frac{\omega(L_p + L_c)}{R_p + R_c}$  – кут зсуву фаз основної гармоніки струму через реактор;

$\tau = \frac{L_p + L_c}{R_p + R_c}$  – постійна часу кола.

Оскільки ТРР в загальному випадку є переважно індуктивним навантаженням ( $\varphi \approx 90^\circ$ ), то форма струму в ТРР при збільшенні кута ввімкнення  $\gamma$ , який відраховується від максимального миттєвого значення міжфазної напруги, зменшує свою амплітуду практично не змінюючи фазовий зсув (рис. 4.3). Після ввімкнення тиристора струм через ТРР протікає протягом інтервалу часу, який не перевищує половини періоду.

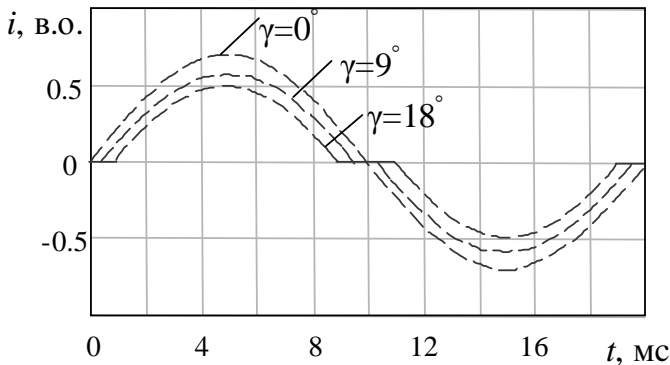


Рис. 4.3. Графік зміни струму через ТРР

Незважаючи на те, що ТРР приєднаний до джерела синусоїдної напруги, через нього протікає несинусоїдний струм.

Розкладаючи в ряд Фур'є співвідношення (4.1), отримаємо активну та реактивну складові гармонік

$$i_{va} = \left[ \frac{2}{\pi} \cdot \frac{\gamma_{\theta}}{\gamma} \cdot \int i(\omega t) \cos v\omega t d\omega t \right]; \quad i_{vp} = \left[ \frac{2}{\pi} \cdot \frac{\gamma_{\theta}}{\gamma} \cdot \int i(\omega t) \sin v\omega t d\omega t \right],$$

де  $\gamma_{\theta}$  — кут закриття тиристорів.

Кут закриття тиристорів може бути визначений із рівняння

$$\cos(\gamma_{\theta} - \varphi) - \cos(\gamma - \varphi) \cdot e^{-\frac{\gamma_{\theta} - \gamma}{\omega\tau}} = 0,$$

яке можна отримати із виразу (4.1) за умови  $i = 0$  при  $\omega t = \gamma_{\theta}$ .

Розрахунок гармонічних складових струму був виконаний на комп'ютері за допомогою програми MathCad 7.0 Pro. Періодично повторювана часова функція  $i(t) = i(t \pm nT)$  подана у вигляді збіжних тригонометричних рядів:

$$i(t) = c_0 + \sum_{v=1}^{v=\infty} c_v \cos(v\omega t + \varphi_v) = c_0 + \sum_{v=1}^{v=\infty} a_v \cos v\omega t + \sum_{v=1}^{v=\infty} b_v \sin v\omega t,$$

$$\text{де } a_v = \frac{2}{T} \int_{-T/2}^{T/2} i(t) \cos v\omega t \cdot dt; \quad b_v = \frac{2}{T} \int_{-T/2}^{T/2} i(t) \sin v\omega t \cdot dt; \quad c_0 = \frac{1}{T} \int_{-T/2}^{T/2} i(t) \cdot dt;$$

$$c_v = \sqrt{a_v^2 + b_v^2}; \quad \varphi_v = \arctg \frac{b_v}{a_v}, \quad T - \text{період функції } i(t).$$

Результати цих розрахунків подано в табл. 4.1.

Таблиця 4.1

Гармонічний спектр струму через ТРР

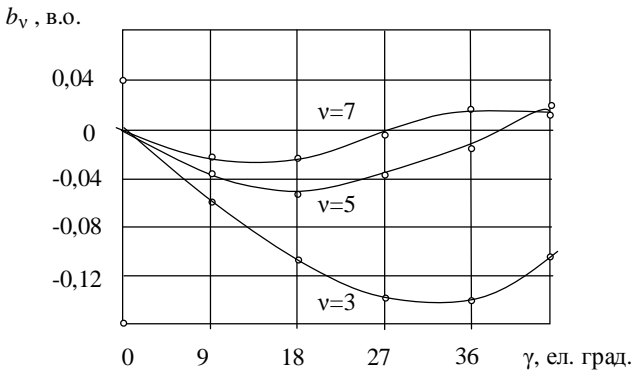
$\gamma$	$v$	1	3	5	7	9	11	13
$0^\circ$	$a_v$	0,004	0	0	0	0	0	0
	$b_v$	0,986	0	0	0	0	0	0
$9^\circ$	$a_v$	0,003	0	0	0	0	0	0
	$b_v$	0,790	-0,065	-0,036	-0,024	-0,016	-0,011	-0,001
$18^\circ$	$a_v$	0,002	0	0	0	0	0	0
	$b_v$	0,604	-0,113	-0,051	-0,021	-0,005	0,003	0,006
$27^\circ$	$a_v$	0,001	0	0	0	0	0	0
	$b_v$	0,436	-0,136	-0,037	0,002	0,013	0,009	0,001

Продовження табл. 4.1

$\gamma$	$\nu$	1	3	5	7	9	11	13
$36^\circ$	$a_\nu$	0,001	0	0	0	0	0	0
	$b_\nu$	0,293	-0,131	-0,006	0,020	0,008	-0,005	-0,006
$45^\circ$	$a_\nu$	0	0	0	0	0	0	0
	$b_\nu$	0,179	-0,105	0,021	0,015	-0,007	-0,006	0,004
$54^\circ$	$a_\nu$	0	0	0	0	0	0	0
	$b_\nu$	0,096	-0,069	0,031	-0,002	-0,009	0,005	0,002
$63^\circ$	$a_\nu$	0	0	0	0	0	0	0
	$b_\nu$	0,042	-0,035	0,024	-0,012	0,002	0,003	-0,004

Аналіз цих даних показує, що зі збільшенням кута  $\gamma$  реактивний струм основної гармоніки ТРР зменшується. Водночас зі збільшенням кута  $\gamma$  з'являються реактивні складові вищих гармонік струму.

На рис. 4.4 наведено залежності спектра струму ТРР від кута  $\gamma$ . Найбільшим є амплітудне значення третьої гармоніки струму, яке досягає свого максимуму при  $\gamma \approx 30^\circ$ . Однак, враховуючи, що третя гармоніка струму замикається в трикутнику ТРР, можна переконатись, що вплив вищих гармонічних складових буде менш помітним, оскільки амплітуда п'ятої гармоніки складає 5,1 % від основної гармоніки при куті  $18^\circ$ , а амплітуда сьомої гармоніки не перевищує 2,4 %.

Рис. 4.4. Залежності спектра струму ТРР від кута  $\gamma$

Однією з проблем компенсації впливу швидкозмінних навантажень на мережу живлення є забезпечення бажаної швидкодії компенсатора. Очевидно, що в реальних умовах завжди існує певний час запізнення компенсації, який зумовлений принципами вимірювання та обробки параметрів регулювання, а також особливостями силової схеми статичного компенсатора.

Для оцінки швидкодії компенсації реактивної потужності змінного навантаження за допомогою СТК в [92] розроблено частотний метод. Показано, що якщо коливання реактивної потужності навантаження відбуваються за гармонічним законом з частотою  $f$  і амплітудою  $\delta Q_f$ , то, маючи запізнення компенсації  $\tau$ , можна визначити амплітуду залишкових відносних коливань реактивної потужності за формулою

$$R_Q = \frac{\delta Q'_f}{\delta Q_f} = \sqrt{1 + 1/\alpha^2 - (2/\alpha)\cos\omega\tau},$$

де  $\alpha$  – ступінь компенсації реактивної потужності;  $\delta Q'_f$  – амплітуда коливань реактивної потужності після компенсації.

Показано, що зі збільшенням частоти коливань реактивної потужності навантаження у разі запізнення компенсації на час  $\tau$  буде зростати величина некомпенсованих коливань реактивної потужності системи. Починаючи з деякої граничної частоти компенсатор буде підсилювати коливання реактивної потужності, і чим більшим є час запізнення компенсації  $\tau$ , тим нижчим є значення граничної частоти. Це погіршує ефект компенсації в цілому.

Підсумовуючи сказане, можна стверджувати, що внаслідок високої швидкодії СТК можуть забезпечити зменшення пускових струмів.

Розглянемо два варіанти реалізації систем динамічної компенсації реактивної потужності електроприводів за допомогою СТК для мереж з ізольованою нейтраллю зі схемою з'єднання „трикутник” (рис. 4.5).

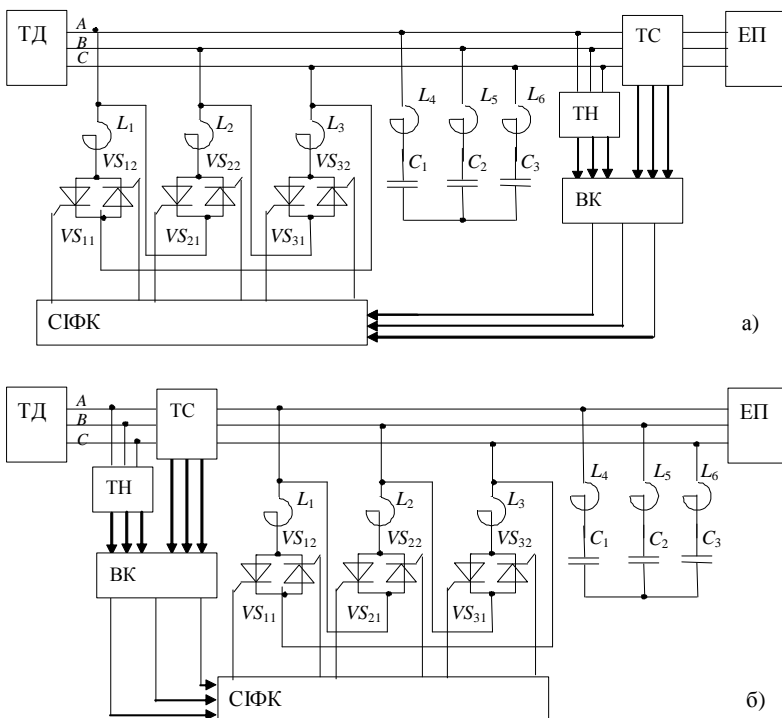


Рис. 4.5. Схеми динамічної компенсації реактивної потужності

На схемах позначено: трифазне джерело (ТД), електроприймач (ЕП), блок тиристорно-регульованих реакторів, що складається з реакторів  $L_1, L_2, L_3$  та увімкнених зустрічно-паралельно тиристорів  $VS_{11}, VS_{12}, VS_{21}, VS_{22}, VS_{31}, VS_{32}$ , блок фільтрів, що складається з конденсаторів  $C_1, C_2, C_3$  та фільтрових реакторів  $L_4, L_5, L_6$ . Керування СТК здійснюється за допомогою системи імпульсно-фазового керування (СІФК), інформація про навантаження ЕП на входи якого поступає з виходів вимірювального каналу (ВК), який, в свою чергу, приєднаний до лінії живлення ЕП через вимірювальні трансформатори струму (ТС) та напруги (ТН).

Система динамічної компенсації реактивної потужності (рис. 4.5а) забезпечує керування за збуренням, а система (рис. 4.5б) – за відхиленням. Система динамічної компенсації реактивної потужності з керуванням за збуренням (рис. 4.5а) характеризується вищою швид-

кодією, однак для її побудови необхідно отримати регульовальні характеристики СТК.

У разі, якщо вищі гармоніки напруги живлення дорівнюють нулю, то на будь-якій із вищих гармонік активна та реактивна потужності відсутні. Тому активна та реактивна потужності будуть визначатись основною гармонікою струму

$$P = U \cdot I_1 \cdot \cos \varphi_1 = U \cdot I_{1a}; \quad Q = U \cdot I_1 \cdot \sin \varphi_1 = U \cdot I_{1p}.$$

На рис. 4.6 наведено залежність реактивної потужності  $Q(\gamma)$  ТРР, яка дозволяє отримати регульовальну характеристику СТК за реактивною потужністю

$$Q_{СТК}(\gamma) \approx Q_{КУ} - Q(\gamma), \quad (4.2)$$

де  $Q_{КУ}$  – потужність конденсаторної установки.

$Q$ , в.о.

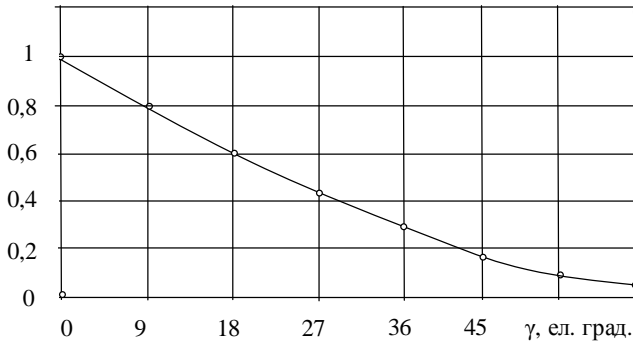


Рис. 4.6. Зміна реактивної потужності  $Q(\gamma)$  ТРР

Для отримання залежностей  $Q_{СТК}(\gamma)$  розглянемо аналітичні залежності для струму ТРР, який має реактивний характер. Залежність амплітудного значення струму ТРР від кута  $\gamma$  можна отримати з виразу (4.1), підставивши  $\omega t = \varphi$ :

$$I_m(\gamma) = I_m(0) \cdot \left[ 1 - \cos(\gamma - \varphi) \cdot e^{-\frac{\varphi - \gamma}{\omega \tau}} \right]. \quad (4.3)$$



Залежність  $I_m(\gamma)$  зображено на рис. 4.7 (крива 1). Для порівняння на цьому ж рисунку зображено експериментально зняту залежність амплітуди першої гармоніки  $\tilde{I}_{1m}(\gamma)$  струму ТРР (крива 2). Залежність амплітуди першої гармоніки  $\tilde{I}_{1m}(\gamma)$  (крива 2) струму ТРР проходить значно нижче від теоретичної залежності амплітудного значення несинусоїдного струму  $I_m(\gamma)$  (крива 1), що можна пояснити вмістом вищих гармонік (див. рис. 4.4).

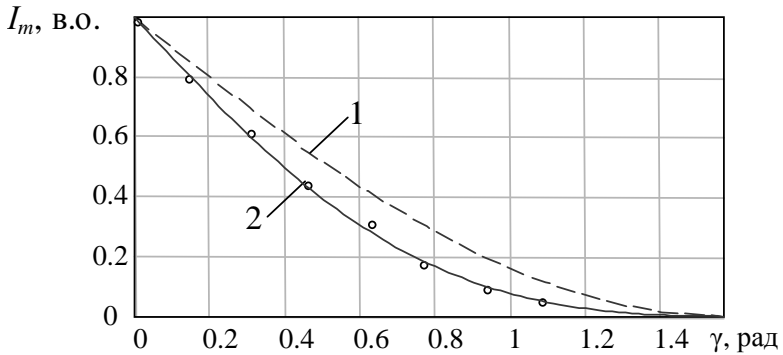


Рис. 4.7. Залежності амплітуд несинусоїдного струму (1) та його першої гармоніки (2) через ТРР

В табл. 4.2 наведено експериментальні дані амплітудних значень струму ТРР  $\tilde{I}_m(\gamma)$ , що були отримані з використанням аналізатора мережі МЕМОВОХ 300-smart, які незначно відрізняються від теоретичних  $I_m(\gamma)$ . Тут також наведено експериментальні дані амплітудних значень першої гармоніки струму ТРР  $\tilde{I}_{1m}(\gamma)$ .

Таблиця 4.2

Дані амплітудних значень струму через ТРР

$\gamma$	$0^\circ$	$9^\circ$	$18^\circ$	$27^\circ$	$36^\circ$	$45^\circ$	$54^\circ$	$63^\circ$
$I_m(\gamma)$	1	0,844	0,692	0,548	0,414	0,295	0,193	0,110
$\tilde{I}_m(\gamma)$	1	0,839	0,693	0,538	0,405	0,293	0,186	0,107
$\tilde{I}_{1m}(\gamma)$	0,986	0,790	0,604	0,436	0,293	0,179	0,096	0,042

Аналітичну залежність амплітудних значень першої гармоніки струму  $\tilde{I}_{1m}(\gamma)$  можна отримати з виразу для струму (4.3), розклавши його в ряд Фур'є [85, 93]

$$I_{1m}(\gamma) \approx \frac{I_m(0)}{\pi} \cdot [(\pi - 2\gamma) - \sin(\pi - 2\gamma)].$$

Отже, регульовальна характеристика реактивної потужності СТК може бути представлена у вигляді

$$Q_{\text{СТК}}(\gamma) = F(\gamma) = Q_{\text{КУ}} - Q(\gamma) = Q_{\text{КУ}} - \frac{Q(\gamma=0)}{\pi} \cdot [(\pi - 2\gamma) - \sin(\pi - 2\gamma)].$$

Таким чином, закон керування СТК для системи динамічної компенсації реактивної потужності за збуренням (рис. 4.5а) можна подати у такому вигляді:

$$\begin{aligned} Q_{\text{СТК}}(t) &= b_C(t)U^2(t); \\ \gamma(t) &= F^{-1}(Q_{\text{СТК}}(t)). \end{aligned} \tag{4.4}$$

Для реалізації оберненої нелінійної залежності  $F^{-1}$  можна використати функціональний перетворювач або ж необхідно виконати її апроксимацію.

Значно складнішою задачею є отримання поточних значень провідності навантаження  $b_C(t)$ . Тому зупинимось детальніше на цьому питанні.

#### **4.2. Розробка вимірювальних каналів для систем динамічної компенсації реактивної потужності**

Структурна схема квазірівноваженого вимірювального каналу для систем динамічної компенсації зображена на рис. 4.8, де позначені: масштабний перетворювач струмів фаз в ортогональну систему напруг (ПС), масштабний перетворювач напруг фаз в ортогональну систему напруг (ПН), два квазірівноважених вимірювальних перетворювачі (КП1 та КП2), однокристальний мікроконтролер (МК), система імпульсно-фазового керування (СІФК) СТК, блок тиристорно-регульованих реакторів (ТРР) СТК.

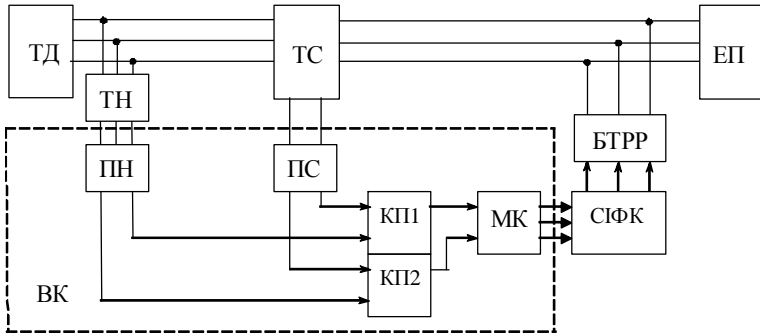


Рис. 4.8. Структурна схема квазірівноваженого вимірювального каналу

Комплексні значення струмів  $\dot{I}_1$  та напруг  $\dot{U}_1$  прямої послідовності можуть бути виражені через комплексні струми  $\dot{I}_\alpha$ ,  $\dot{I}_\beta$ ,  $\dot{U}_\alpha$ ,  $\dot{U}_\beta$  за формулами

$$\dot{I}_1 = 0,5(\dot{I}_\alpha + j\dot{I}_\beta); \quad \dot{U}_1 = 0,5(\dot{U}_\alpha + \dot{U}_\beta).$$

За симетричної системи напруг вектори  $\dot{U}_\alpha$  та  $\dot{U}_\beta$  перпендикулярні.

Звідси випливає, що спрощення вимірювальних перетворень визначення реактивної провідності прямої послідовності навантаження досягається шляхом роздільного вимірювання провідностей, представлених в системі координат  $(\alpha, \beta)$ :

$$b_\alpha = -\text{Im}\left(\frac{\dot{I}_\alpha}{\dot{U}_\alpha}\right); \quad b_\beta = -\text{Im}\left(\frac{\dot{I}_\beta}{\dot{U}_\beta}\right),$$

і знаходження суми отриманих значень

$$b = 0,5(b_\alpha + b_\beta).$$

Опишемо алгоритм роботи пристрою. З першого виходу масштабного перетворювача струмів фаз в ортогональну систему напруг ПС та з першого виходу масштабного перетворювача напруг фаз в ор-

тогональну систему напруг ПН відповідно на перший та другий входи першого квазірівноваженого вимірювального перетворювача КП1 поступають сигнали, які пропорційні відповідно струму фази  $A$  навантаження ЕП та напрузі фази  $A$  трифазного джерела ТД, на виході якого формується величина, що пропорційна реактивній провідності  $b_\alpha$  (як відношення квадратурної складової струму до модуля напруги фази  $A$ ), одночасно з другого виходу масштабного перетворювача струмів фаз в ортогональну систему напруг ПС та з другого виходу масштабного перетворювача напруг фаз в ортогональну систему напруг ПН відповідно на перший та другий входи другого квазірівноваженого вимірювального перетворювача КП2 поступають сигнали, які пропорційні відповідно різниці струмів та різниці напруг фаз  $B, C$ , на виході якого в першому такті формується величина, що пропорційна реактивній провідності  $b_\beta$  (як відношення синфазної складової різниці струмів до модуля різниці напруг фаз  $B, C$ ).

Ці величини заносяться в комірки пам'яті однокристального мікроконтролера МК, після чого відбувається розрахунок реактивної провідності  $b_k$ . Формування кута увімкнення для СІФК СТК здійснюється однокристальним мікроконтролером МК.

Швидкодія вимірювання потужності навантажень вузлів електричних мереж перевищує період напруги живлення, що в багатьох випадках є недостатнім. Для компенсації високочастотних коливань напруги час запізнення системи керування СТК не повинен перевищувати половини періоду напруги живлення [92].

З метою підвищення швидкодії розроблено ВК [94], принцип дії яких оснований на використанні ортогональних миттєвих потужностей. Цей підхід застосовується в приладах фірми Жемон-Шнейдер, згідно з яким в основу вимірювання реактивної потужності покладено алгоритм [95]

$$UI \sin \varphi = U \sin(\omega t) I \sin \left[ \frac{\pi}{2} - (\omega t - \varphi) \right] - U \sin \left[ \frac{\pi}{2} - \omega t \right] I \sin(\omega t - \varphi),$$

де  $U, I$  – діючі значення напруги та струму;  $\varphi$  – кут зсуву фаз між напругою і струмом;  $\omega$  – кругова частота напруги живлення.

Цей спосіб вимірювання, що оснований на використанні ортогональних миттєвих потужностей, забезпечує неперервний відлік реактивної потужності протягом періоду без інтегрування. Аналогічний вираз можна отримати і для активної потужності.

В трифазній електричній системі вирази для отримання поточних значень активної та реактивної потужностей можна подати у вигляді

$$P(t) = 1,5 \cdot (u_{\alpha}(t)i_{\alpha}(t) + u_{\beta}(t)i_{\beta}(t)); \quad (4.5)$$

$$Q(t) = 1,5 \cdot (u_{\beta}(t)i_{\alpha}(t) - u_{\alpha}(t)i_{\beta}(t)),$$

де  $u_{\alpha}$ ,  $u_{\beta}$ ,  $i_{\alpha}$ ,  $i_{\beta}$  – ортогональні складові напруг та струмів трифазної системи.

Недоліком способу є невисока точність за умов несиметрії та несинусоїдності напруг і струмів. На рис. 4.9 зображено залежності активної та реактивної потужностей за несиметрії струму навантаження. Комп'ютерне моделювання виконано за несиметричної системи струмів навантаження  $\dot{I}_1 = 47,5e^{-j30^\circ}$ ,  $\dot{I}_2 = 2,5e^{-j30^\circ}$  А. Система напруг мережі 10 кВ – симетрична. Як видно з рис. 4.9 в результаті вимірювальних перетворень за формулами (4.5) активна та реактивна потужності містять періодичну складову з частотою 100 Гц.

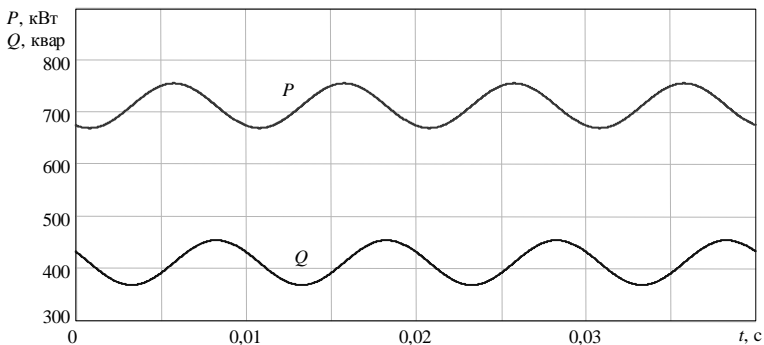


Рис. 4.9. Залежності активної та реактивної потужностей, що визначені з формул (4.5), за умови несиметрії струмів навантаження

На рис. 4.10 наведені результати моделювання цього алгоритму у вигляді залежностей активної та реактивної потужностей за несинусоїдності струму із вмістом п'ятої гармоніки з амплітудою, що становить 10 % від амплітуди основної гармоніки. В результаті вимірювального перетворення за формулою (4.5) активна та реактивна потужності містять періодичну складову з частотою 200 Гц.

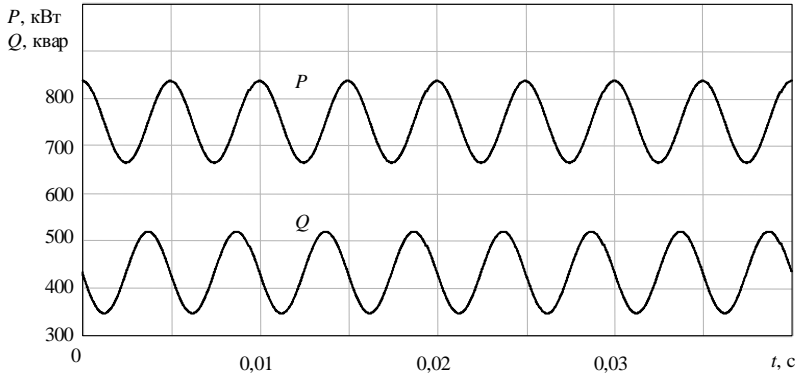


Рис. 4.10. Залежності активної та реактивної потужностей, що визначені з формул (4.5), за умови несинусоїдності кривої струмів

Залежності активної та реактивної потужностей за несиметрії та несинусоїдності струму навантаження (рис. 4.11) побудовано за несиметричної системи струмів навантаження основної гармоніки  $\dot{I}_1 = 47,5e^{-j30^\circ}$ ,  $\dot{I}_2 = 2,5e^{-j30^\circ}$  А та наявності симетричної системи струмів п'ятої гармоніки  $\dot{I}_{(5)} = 5$  А. В результаті вимірювального перетворення за формулами (4.5) активна та реактивна потужності містять періодичні складові з частотами 100 і 200 Гц.

Точність може бути істотно підвищена, якщо для вимірювання активної та реактивної потужності використати поточне інтегрування миттєвих значень величин

$$P(t) = \frac{1,5}{T/2} \int_{t-T/2}^t (u_\alpha i_\alpha + u_\beta i_\beta) dt; \quad Q(t) = \frac{1,5}{T/2} \int_{t-T/2}^t (u_\beta i_\alpha - u_\alpha i_\beta) dt. \quad (4.6)$$

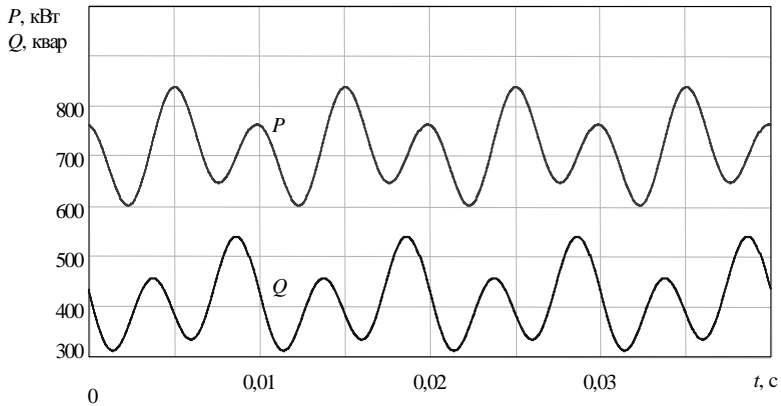


Рис. 4.11. Залежності активної та реактивної потужностей, що визначені з формул (4.5), за наявності несиметрії та несинусоїдності струмів навантаження

Як видно з наведених рисунків, амплітуда коливань активної та реактивної потужностей досить велика, що знижує точність при зміні навантаження а також швидкість отримання інформації. Наприклад, у разі лінійного збільшення навантаження (крива 1 на рис. 4.12) на вхід інтегратора поступає величина, середнє значення якої збільшується зі збереженням коливань відносно цього значення (крива 2). На виході ВК виміряні значення (крива 3) менші від середнього значення вхідної величини, тобто з'являється динамічна похибка, яка досягає половини амплітуди коливань вхідної величини.

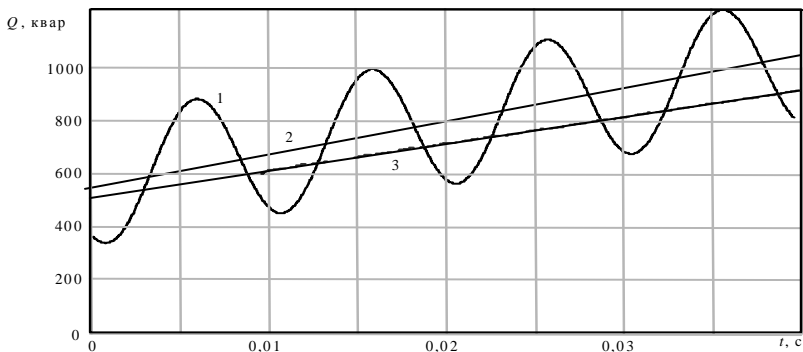


Рис. 4.12. Поточні, середні та виміряні значення реактивної потужності при лінійному збільшенні навантаження

Швидкодію отримання інформації з використанням інтегрування на половині періоду можна оцінити за перехідною характеристикою ідеалізованих неінерційних вимірювальних каналів. Перехідні характеристики неінерційного вимірювального каналу для величин  $P$ ,  $Q$ , в основу реалізації якого покладено формули (4.6), зображено на рис. 4.13. Перехідний процес закінчується за півперіоду напруги живлення, після чого встановлюється усталений режим, в якому результати вимірювань не залежать від часу.

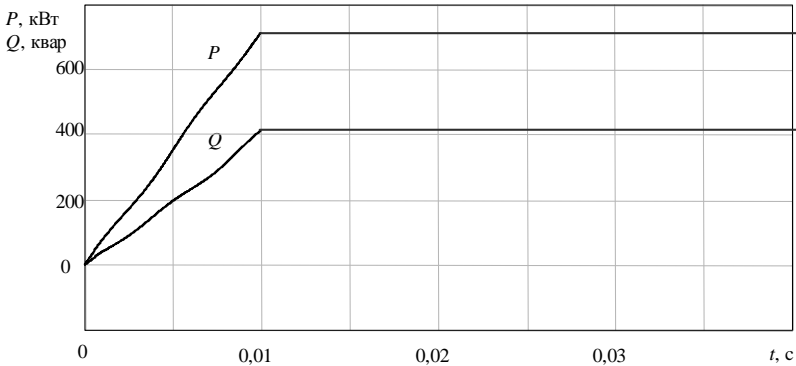


Рис. 4.13. Перехідні характеристики неінерційних вимірювальних каналів активної та реактивної потужностей

Швидкості наростання вихідних величин можна апроксимувати прямими

$$\delta P \approx \frac{P_y}{T/2}; \delta Q \approx \frac{Q_y}{T/2},$$

де  $P_y$ ,  $Q_y$  – значення накидів відповідно активного та реактивного навантаження;  $T$  – період напруги живлення.

Отже, для розроблених вимірювальних каналів визначення реактивних провідностей трифазного навантаження та квадрату струму реальною є швидкодія  $T/2$ .

З метою виключення вимірювального перетворення фазового обертання для отримання квадратурних складових струму, якому притаманні значні похибки, визначення поточних значень активної та реактивної потужності, а також квадрату струму та напруги здійснюється за формулами



$$P(t) = \frac{1,5}{T/2} \int_{t-T/2}^t (u_{\alpha} i_{\alpha} + u_{\beta} i_{\beta}) dt; \quad Q(t) = \frac{1,5}{T/2} \int_{t-T/2}^t (u_{\beta} i_{\alpha} - u_{\alpha} i_{\beta}) dt;$$

$$I^2(t) = \frac{1,5}{T/2} \int_{t-T/2}^t (i_{\alpha}^2 + i_{\beta}^2) dt; \quad U^2(t) = \frac{1,5}{T/2} \int_{t-T/2}^t (u_{\alpha}^2 + u_{\beta}^2) dt,$$

що не дають методичної похибки порівняно з (2.23), (2.24) за симетричної системи напруг.

Для реалізації критерію  $b_C(t) = 0$  використано чотири фазочутливих інтегровальних перетворювачі (ФП1–ФП4) прямого перетворення (рис. 4.14), а для реалізації критерію  $b_K(t) = 0$  необхідно використати шість фазочутливих інтегровальних перетворювачі (ФП1–ФП6) (рис. 4.15).

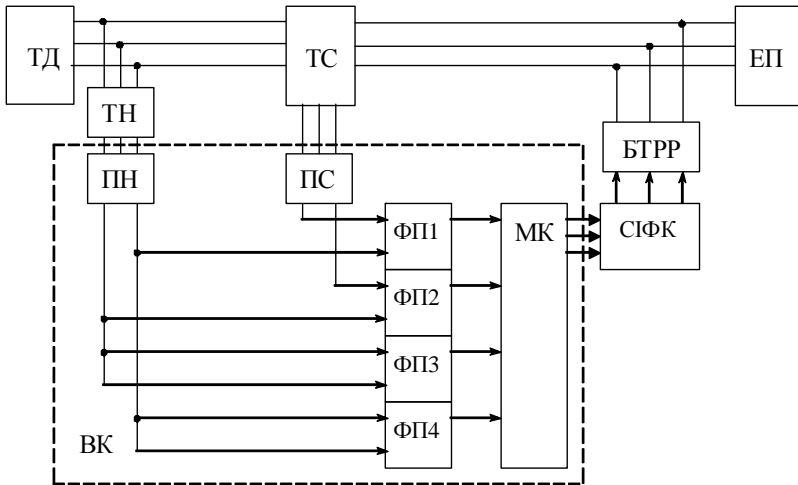


Рис. 4.14. Структурна схема швидкодіючого вимірювального каналу для отримання інформації про спектральну провідність  $b_C(t)$

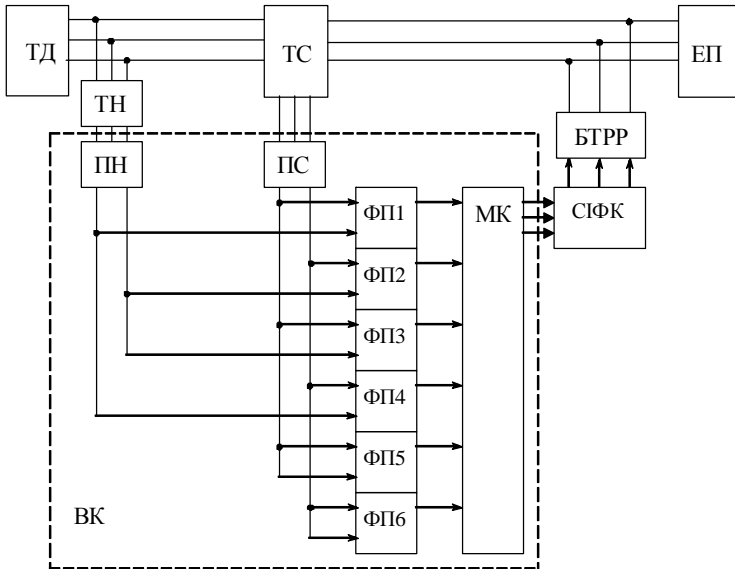


Рис. 4.15. Структурна схема швидкодіючого вимірювального каналу для отримання інформації про спектральну провідність  $b_K(t)$

Мікроконтролер МК визначає поточні значення спектральної реактивної провідності

$$b_C(t) = \frac{Q(t)}{U^2(t)}$$

– в першому випадку (рис. 4.14), або поточні значення спектральних опорів та реактивної спектральної провідності за формулами

$$R_C(t) = \frac{P(t)}{I^2(t)}; \quad X_C(t) = \frac{Q(t)}{I^2(t)}; \quad b_K(t) = \frac{X_C(t)}{R_C^2(t) + X_C^2(t)}$$

– в другому випадку (рис. 4.15), а також формує сигнали керування для системи імпульсно-фазового керування (СІФК) СТК, який забезпечує безпосереднє керування блоком тиристорно-регульованих реакторів (БТРР) СТК.

Вимірювальні канали характеризуються практичною незалежністю результатів від несиметрії струмів та вмісту вищих гармонік, що є однією з їх переваг.

Вимірювальний канал (рис. 4.15) складніший в реалізації, однак алгоритм, який покладено в основу його роботи, забезпечує вищу точність компенсації реактивної потужності за наявності динамічних похибок (рис. 4.16, 4.17). Так у разі зменшення кількості дискретних відліків на половині періоду з десяти до дев'яти помилка за критерієм  $b_K(t)=0$  практично відсутня, тоді як у разі застосування критерію  $b_C(t)=0$  помилка досягає 50 квар.

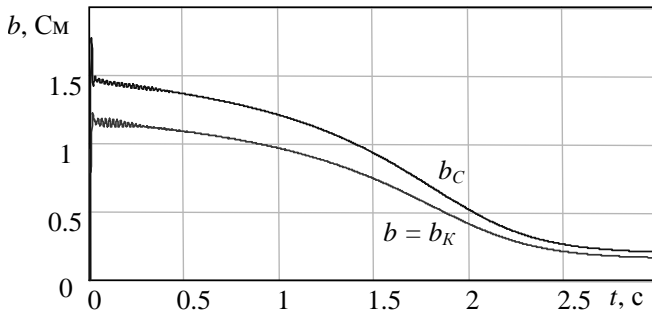


Рис. 4.16. Залежності спектральних провідностей у разі зменшення кількості дискретних відліків

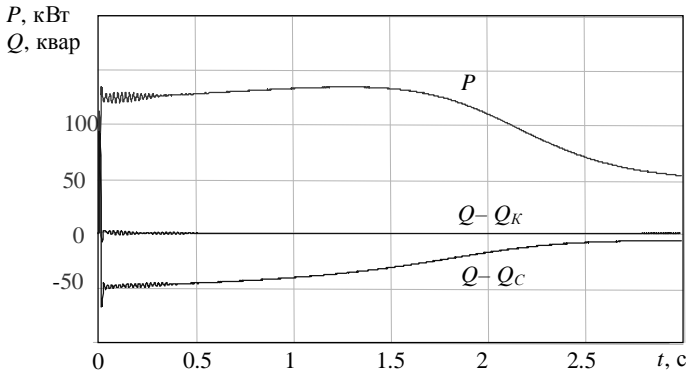


Рис. 4.17. Залежності некомпенсованої реактивної потужності у разі зменшення кількості дискретних відліків

## Висновки до розділу 4

1. Розглянуто структурні схеми систем динамічної компенсації реактивної потужності за збуренням та за відхилення. Отримано аналітичні вирази регулювальних характеристик статичних тиристорних компенсаторів. Для практичної реалізації здійснено апроксимацію регулювальних характеристик простішою аналітичною залежністю. Проаналізовано гармонічний спектр струму через тиристорно-регульований реактор СТК. Сформульовано закон керування системою динамічної компенсації реактивної потужності за збуренням.

2. Розроблено швидкодіючі вимірювальні канали для системи динамічної компенсації за збуренням, що базуються на запропонованому способі вимірювання активної та реактивної потужностей навантаження, який оснований на інтегруванні миттєвих потужностей, які є ортогональними і за відсутності несиметрії або спотворення синусоїдності кривих напруг та струмів не залежать від часу. Застосування способу дає змогу зменшити час вимірювання параметрів навантаження до половини періоду напруги живлення.

## ВИСНОВКИ

У монографії викладено нові підходи щодо підвищення точності динамічної компенсації реактивної потужності під час пуску потужних асинхронних та синхронних електроприводів в ЕПС обмеженої потужності.

Основні теоретичні та експериментальні дослідження можуть бути узагальнені такими висновками:

1. На основі аналізу пускових процесів асинхронних електроприводів обґрунтовано доцільність використання спектральних провідностей в якості інформативних параметрів для систем динамічної компенсації реактивної потужності. На відміну від відомих інформативних параметрів, спектральні провідності забезпечують підвищення точності компенсації реактивної потужності та покращення напруги.

2. Розроблено математичну модель асинхронного двигуна, в якій враховано насичення і втрати в сталі, а в якості змінних стану використані струми статора та ротора. Нові математичні моделі електричних машин відрізняються від традиційних тим, що їх застосування дозволить точніше визначати параметри керування під час перехідних процесів АД з короткозамкненим ротором, а також АД з фазним ротором. Спільне інтегрування рівнянь АД та мережі дає змогу досліджувати реальні процеси в системі.

3. Розроблено математичну модель синхронного двигуна в фазних координатах. Проаналізовано пускові режими СД в нормальних, несиметричних та несинусоїдних режимах напруги живлення. Показано, що форсування збудження СД забезпечує можливість динамічної компенсації реактивної потужності. Однак при цьому виникають коливання активної потужності, що вимагає їх демпфування.

4. Удосконалено системи динамічної компенсації реактивної потужності з керуванням за збуренням, в основу яких покладено швидкодіючі вимірювальні канали з отриманням інформації про активну та реактивну спектральні провідності навантаження, що забезпечує підвищення точності та швидкодії компенсування реактивних навантажень і зменшення провалів напруг (час запізнення під час регулювання не перевищує половини періоду напруги живлення).

5. Створено програми для дослідження пускових режимів та динамічної компенсації реактивної потужності у вузлах електричної мережі, що містять асинхронні та синхронні електроприводи.

## ЛІТЕРАТУРА

1. Жежеленко И. В. Показатели качества электроэнергии и их контроль на промышленных предприятиях / И. В. Жежеленко. – М. : Энергоатомиздат, 1986. – 166 с.
2. Трошин В. А. Об экономической целесообразности использования компенсирующей способности синхронного двигателя для автоматического регулирования напряжения / В. А. Трошин. – В сб.: Регулирование напряжения в электрических сетях. – М. : Энергия, 1968. – С. 315–319.
3. Электрическая энергия. Совместимость технических средств электромагнитная. Нормы качества электрической энергии в системах электроснабжения общего назначения: ГОСТ 13109-97. Межгосударственный стандарт. – [Введ. с 1999-01-01]. – М.: Стандартинформ, 2006. – 35 с.
4. Баркан Я. Д. Использование статистической информации о качестве напряжения в электрических сетях / Я. Д. Баркан, Н. С. Маркушевич. – М. : Энергия, 1972. – 120 с.
5. Аберсон М. Л. Оптимизация регулирования напряжения / М. Л. Аберсон. – М. : Энергия, 1975. – 160 с.
6. Дмитриева Е. Н. Расчет показателей качества напряжения с учетом взаимного влияния электроприемников через сеть / Е. Н. Дмитриева, И. В. Пушная. // Изв. вузов. Электромеханика. – 1981. – № 2. – С. 190–191.
7. Жежеленко И. В. Качество электроэнергии на промышленных предприятиях / И. В. Жежеленко, М. Л. Рабинович, В. М. Божко. – К. : Техніка, 1981. – 160 с.
8. Саяк И. И. О компенсации реактивной энергии в системах электроснабжения ограниченной мощности / И. И. Саяк, Р. А. Селепина // Вестник Львовского политехн. ин-та Энергомеханические и электроэнергетические системы. – Львов: Изд-во Львов. ун-та, 1980. – № 140. – С. 81–83.

9. Трошин В. А. О выборе оптимального режима возбуждения синхронных двигателей / В. А. Трошин // Изв. вузов. Электромеханика. – 1969. – № 5. – С.487–491.
10. Вольдек А. И. Электрические машины / А. И. Вольдек. – Л. : Энергия, 1974. – 840 с.
11. Красник В. В. Автоматические устройства по компенсации реактивных нагрузок в электрических сетях предприятий / В. В. Красник. – М. : Энергия, 1975. – 113 с.
12. Айрапетян Г. А. Расчет на ЭЦВМ режима работы синхронного двигателя при изменении различных параметров режима / Г. А. Айрапетян, Г. А. Налчаджян. – В кн. : Научн. тр. Ереван. политехн. ин-т, 1972. – № 28. – С. 152–159.
13. Баркан Я. Д. Автоматизация режимов по напряжению и реактивной мощности / Я. Д. Баркан. – М. : Энергоатомиздат, 1984. – 160 с.
14. Князевский Б. А. Электроснабжение промышленных предприятий / Б. А. Князевский, Б. Ю. Липкин. – М. : Высшая школа, 1986. – 400 с.
15. Блантер С. Г. Выбор параметра и закона регулирования возбуждения синхронных двигателей подъемных лебедок современных буровых установок / С. Г. Блантер, Л. И. Козлова // Машины и нефтяное оборудование. – М. : ВНИИОЭНГ, 1972. – № 5. – С. 3–5.
16. Зубков В. П. Модернизированный автоматический регулятор возбуждения синхронных двигателей буровых механизмов / В. П. Зубков, В. Г. Кузьмин, Р. А. Селепина // Автомат. и телемех. нефтяной промышленности. – М. : ВНИИОЭНГ. – 1978. – № 12. – С. 7–8.
17. Исследование автоматического регулятора возбуждения приводного синхронного двигателя буровой лебедки / [И. И. Саяк, Р. А. Селепина, Г. С. Корниевич, В. Н. Холин] // Машины и нефтяное оборудование. – М., 1975. – № 8. – С. 30–35.

18. Глебов И. А. Система возбуждения и регулирования синхронных двигателей / И. А. Глебов, С. И. Логинов.– Л. : Энергия, 1972. – 112 с.

19. А. с. 434534 СССР. Способ автоматического регулирования напряжения и реактивной нагрузки нагрузочного узла группой синхронных двигателей: / Я. Д. Баркан. – №4653258/21; заявл. 23.03.73; опубл. 30.03.74, Бюл. № 24. – 4 с.

20. Литкенс И. В. Применение метода синтеза регуляторов возбуждения синхронных двигателей, повышающих качество электроэнергии в узлах резкопеременной нагрузки / И. В. Литкенс, Л. М. Погорелов, В. А. Строев // Моск. энерг.ин-та. М., 1974. – ч. II, вып. 171. – С. 21–22.

21. Петелин Д. П. Автоматическое регулирование возбуждения синхронных двигателей / Д. П. Петелин. – М., Л. : Госэнергоиздат, 1961. – 104 с.

22. Петелин Д. П. Автоматическое управление синхронными электродвигателями / Д. П. Петелин. – М. : Энергия, 1968. – 192 с.

23. Петелин Д. П. Динамика синхронного привода поршневых компрессорных установок / Д. П. Петелин. – М. : Машиностроение, 1976. – 159 с.

24. Системы управления электроприводами и синхронными двигателями с тиристорным возбуждением и автоматическим регулированием возбуждения / [О. Ш. Вайнруб, Б. Р. Гендельман, А. Ш. Вейнгер и др.] // Сб. Автоматизированный электропривод. – М. : Энергия. – 1980. – С. 180–185.

25. Zawirski K. Regulacja wzbudzenia silnika synchronicznego optymalna ze wzgledu na oddzialywanie na siec zasilajace / K. Zawirski // Arch. Elektrotechniki PRL, XXX. – N 1. – S.177–188.

26. Важнов Р. К. Переходные процессы в машинах переменного тока / Р. К. Важнов. – Л. : Энергия, 1980. – 256 с.



27. Аномальные режимы потужных синхронных машин / [Е. Я. Казовский, Я. Б. Данилевич, Э. Г. Каширский, Г. В. Рубисов] – Л. : Наука, 1969. – 429 с.
28. Копылов И. П. Электромеханические переходные режимы при асинхронном пуске синхронного двигателя / И. П. Копылов, Ф. А. Мамедов, Л. Н. Васильев // Электротехника. – 1977. – №1. – С. 6–8.
29. Горев А. А. Переходные процессы синхронной машины / А. А. Горев. – М., Л. : Госэнергоиздат, 1950. – 551 с.
30. Петров Л. П. Управление пуском и торможением асинхронных двигателей / Л. П. Петров. – М. : Энергоиздат, 1981. – 184 с.
31. Костюк О. М. Колебания и устойчивость синхронных машин / О. М. Костюк, М. И. Соломаха. – К. : Наукова думка, 1991. – 200 с.
32. Веников В. А. Переходные электромеханические процессы в электрических системах / В. А. Веников. – М. : Высшая школа, 1985. – 536 с.
33. Блантер С. Г. Исследование колебаний ротора синхронного двигателя буровой лебедки / С. Г. Блантер, Ю. С. Жуков, И. И. Суд // Электричество. – 1966. – № 11. – С. 66–68.
34. Гусейнова Г. Ф. Об одном методе расчета устойчивости и резонансного явления больших колебаний синхронного двигателя узла нагрузки / Г. Ф. Гусейнова // Изв. Вузов. Энергетика. – 1982. – № 2. – С. 90–93.
35. Коноплев К. Г. Включение нагрузки на синхронный двигатель / К. Г. Коноплев // Изв. вузов Энергетика. – 1982. – № 2. – С. 186–190.
36. Расулов М. М. К расчету переходных процессов в синхронном приводе с ЭМС / М. М. Расулов, Л. Ф. Алиев, Е. К. Гусейнов // Изв. вузов Энергетика. – 1975. – № 2. – С. 109–112.
37. Урусов И. Д. Линейная теория колебаний синхронной машины / И. Д. Урусов. – М., Л. : Изд-во АН СССР, 1960. – 416 с.

38. Янко-Триницкий А. А. Новый метод анализа работы синхронных двигателей при резкопеременных нагрузках / А. А. Янко-Триницкий. – М., Л. : Госэнергоиздат, 1958. – 103 с.
39. Чабан В. Й. Математичне моделювання електромеханічних систем / В. Й. Чабан. – Львів : В-во Держ ун-т „Львівська політехніка”, 1997. – 342 с.
40. Литкенс И. В. Определение статически устойчивых узлов нагрузки / И. В. Литкенс, Н. П. Логинов, А. П. Медов // Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт. – 1981. – № 2. – С. 21–22.
41. Pierre Conrad St. System stability consideration in paper mills / Pierre Conrad St. // IEEE Conf. Res. Annu. Pulp. And Pap Ind. Techn. Conf., San Francisco, Calif., 1977, New York. N. Y. – 1977. – P. 111-123.
42. Горушкин В. И. Определение параметров и устойчивости вынужденных колебаний в многомашинной системе конечной мощности при периодических возмущениях / В. И. Горушкин, И. В. Литкенс, И. К. Сулайманов // Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт. – 1974. – № 2. – С. 57–65.
43. Данилочкина Л. А. Анализ переходных процессов в узлах нагрузки систем электроснабжения / Л. А. Данилочкина // Тр. Моск. энерг. ин-та. – 1981. – вып. 521. – С. 135–139.
44. Сивокобыленко В. Ф. Модифицированный метод численного интегрирования уравнений Парка-Горева / В. Ф. Сивокобыленко, Х. А. Нехме // Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт. – 1981. – № 6. – С. 53-60.
45. Страхов С. В. Переходные процессы в электрических цепях, содержащих машины переменного тока / С. В. Страхов. – М., Л. : Госэнергоиздат, 1960. – 247 с.
46. Хачатуров А. А. Условия возникновения электромеханического резонанса в сложных электрических системах / А. А. Хачатуров // Электричество. – 1973. – № 1. – С. 6–10.

47. Ramamoorthy M. Stabilization of asynchronous motors subjected to voltage dips / M. Ramamoorthy, K. R. Padiyar, K. S. Sarma // IEEE Trans. Power Appar. and Syst. – 1979. – № 4. – P.178–186.

48. Галишников Ю. П. О предпочтительной системе относительных единиц для анализа синхронных машин в фазных координатах / Ю. П. Галишников // Изв. вузов. Электромеханика. – 1979. – № 2. – С. 91–92.

49. Совалов С. А. Принципы построения и особенности математических моделей электроэнергетических систем / С. А. Совалов, В. А. Баринов // Электричество. – 1981. – № 4. – С. 1-7.

50. Веников В. А. Переходные электромеханические процессы в электрических системах / В. А. Веников. – М. : Высшая школа, 1978. – 415 с.

51. Юревич Е. И. Теория автоматического управления / Е. И. Юревич. – Л. : Энергия, 1969. – 375 с.

52. Барлин А. И. Оценка качества нелинейных систем регулирования / А.И. Барлин. – М. : Наука, 1982. – 181 с.

53. Сыромятников И. А. Режимы работы асинхронных и синхронных двигателей. – М. : Энергоатомиздат, 1984. – 240 с.

54. А. с. 1474794 СССР, МКИ<sup>5</sup> Н 02 J 3/18. Устройство для регулирования напряжения / В. Я. Чаронов, Б. Н. Абрамович, К. А. Анаьев, Л. В. Макурова, П. М. Каменев и Ш. К. Якупов (СССР). — № 4046013/24–07; заявл. 19.09.86; опубл. 23.04.89, Бюл. № 15.

55. А. с. 1677774 СССР, МКИ<sup>5</sup> Н 02 J 3/18. Устройство продольно-поперечного регулирования напряжения сети / К. А. Ананьев, О. В. Иванов, А. В. Гвоздев, Б. П. Коновалов, М. М. Малюшицкий, И. И. Столяров и С. В. Трухалева (СССР). — № 4729517/07; заявл. 18.08.89; опубл. 15.09.91, Бюл. № 34.

56. А. с. 1686597 СССР, МКИ<sup>5</sup> Н 02 J 3/18. Устройство продольно-поперечного регулирования напряжения / К. А. Ананьев, О. В. Иванов, В.П.Ганский, Б. П. Коновалов, С. В. Трухалева и

Е. М. Проскуряков (СССР). — № 4765093/07; заявл. 02.11.89; опубл. 23.10.91, Бюл. № 39.

57. А. с. 1267532 СССР, МКИ<sup>4</sup> Н 02 J 3/18. Устройство для управления источником реактивной мощности / В. А. Горшечников, Г. М. Васильев, А. В. Манин и М. П. Рябов (СССР). — № 3858461/24-07; заявл. 22.02.85; опубл. 30.10.86, Бюл. № 40.

58. А. с. 1275641 СССР, МКИ<sup>4</sup> Н 02 J 3/18. Система электропитания нагрузки / Ю. Е. Варецкий, М. С. Сегеда и Ю. А. Кенс (СССР). — № 3888536/24-07; заявл. 24.04.85; опубл. 07.12.86, Бюл. № 45.

59. А. с. 1347118 СССР, МКИ<sup>4</sup> Н 02 J 3/18. Устройство для компенсации реактивной мощности / А. Л. Шитов и С. Н. Черевань (СССР). — № 4078485/24-07; заявл. 18.06.86; опубл. 23.10.87, Бюл. № 39.

60. А. с. 1443076 СССР, МКИ<sup>5</sup> Н 02 J 3/18. Регулятор тиристорного компенсатора реактивной мощности / Н. Б. Мещеряков (СССР). — № 3865533/24-07; заявл. 12.03.85; опубл. 07.12.88, Бюл. № 45.

61. А. с. 1372464 СССР, МКИ<sup>4</sup> Н 02 J 3/12 Н 02 М 5/257. Регулятор напряжения / В. Д. Дудышев, В. М. Нестеренко, М. М. Левинсон и О. Н. Катаев (СССР). — № 3908746/24-07; заявл. 11.06.85; опубл. 07.02.88, Бюл. № 5.

62. Войтех А. А. Учет коэффициента мощности при оптимизации электромеханических систем для переходных и квазиустановившихся режимов работы / А. А. Войтех, А. Н. Попович, Е. В. Бибик // Технічна електродинаміка. – 2003. – № 2. – С. 36–42.

63. Войтех А. А. Математическая модель оптимального проектирования асинхронного двигателя с предвключенными конденсаторами для тяжелых условий пуска / А. А. Войтех, А. Н. Попович, Е. В. Бибик // Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету. – 2002. – № 1. – С. 361–363.

64. Попович А. Н. Определение и учет коэффициента мощности при улучшении технико-экономических характеристик асинхронных электроприводов в динамических режимах с учетом несимметрии /

А. Н. Попович, Ю. В. Шуруб, Е. В. Бибик // Технічна електродинаміка. – 2003. – № 6. – С. 42–49.

65. Штамбергер Г. А. Измерения в цепях переменного тока (методы уравнивания) / Г. А. Штамбергер. – Новосибирск: Наука, 1972. – 164 с.

66. Теоретические основы электротехники [учебник для вузов.] / [К.С. Демирчян, Л. Р. Нейман, Н. В. Коровкин, В. Л. Чечурин] – [Том 1: 4-е изд.]. – СПб. : Питер, 2006. – 463 с.

67. Бурбело М. Й. Компенсація реактивної потужності асинхронних двигунів в різкозмінних режимах навантаження / М. Й. Бурбело, А. В. Гадай // Вісник Вінницького політехнічного інституту. – 2008. – № 1. – С. 65–68.

68. Визначення електричних параметрів асинхронних двигунів в перехідних режимах із застосуванням методу квазірівноваження / [М. Й. Бурбело, А. В. Гадай, В. В. Гаврилюк, В. А. Барчук] // Вісник Вінницького політехнічного інституту. – 2008. – № 2. – С. 41–43.

69. Контроль електричних параметрів асинхронних двигунів в перехідних режимах [Електронний ресурс] / [М. Й. Бурбело, В. В. Гаврилюк, О. М. Кравець, А. В. Гадай] // Тези міжнародної науково-технічної конференції „КУСС – 2008”. – Вінниця: ВНТУ. – 2008. – 1 с.: <http://www.vstu.vinnica.ua>.

70. Контроль електричних параметрів асинхронних двигунів в перехідних режимах / [М. Й. Бурбело, В. В. Гаврилюк, О. М. Кравець, А. В. Гадай] // Вісник Вінницького політехнічного інституту. – 2008. – № 6. – С. 66–68.

71. Математичні моделі для аналізу перехідних режимів асинхронних двигунів [Електронний ресурс] / М. Й. Бурбело, А. В. Гадай, І. В. Балзан // Наукові праці ВНТУ. – 2008. – № 4. – 4 с. : [http://www.nbu.gov.ua/e-journals/VNTU/2008-4.fils/uk/08\\_miboam\\_ua.pdf](http://www.nbu.gov.ua/e-journals/VNTU/2008-4.fils/uk/08_miboam_ua.pdf)

72. Беспалов В. Я. Математическая модель асинхронного двигателя в обобщенной ортогональной системе координат / В. Я. Беспалов, Ю. А. Мощинский, А. П. Петров // Электричество. – 2002. – № 8. – С. 33–39.

73. Бурбело М. Й. Підвищення ефективності електроспоживання асинхронних двигунів в перехідних режимах / М. Й. Бурбело, А. В. Гадай // Енергетика та електрифікація. – 2008. – № 3. – С. 57–58.

74. Бурбело М. Й. Аналіз асинхронних двигунів в перехідних режимах з використанням спектральних параметрів / М. Й. Бурбело, А. В. Гадай // Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету. – 2008. – Вип. 4 (51), ч. 1. – С. 150–154.

75. Бурбело М. Й. Зменшення знижень напруги під час пуску асинхронних двигунів з використанням індивідуальної компенсації реактивної / М. Й. Бурбело, А. В. Гадай // Матеріали II-ї міжнародної науково-технічної конференції „Підвищення рівня ефективності енергоспоживання в електротехнічних пристроях і системах”. – Луцьк : Луцький національний техн. університет. – 2008. – С. 37–40.

76. Хрущев В. В. Электрические машины систем автоматики: [учебник для вузов] / В. В. Хрущев. – [2-изд., перераб. и доп.]. – Л. : Энергоатомиздат. Ленингр. отд-ние, 1985. – 368 с.

77. Математичні моделі електроенергетичних систем: [навч. посібник] / В. П. Мельник. – К. : ІСДО, 1993.– 336 с.

78. Бернас С. Математические модели элементов электроэнергетических систем / С. Бернас, З. Цек. – М. : Энергоиздат, 1982. – 312 с.

79. Юферов Ф. М. Электрические машины автоматических устройств: [учеб. для студентов вузов, обучающихся по спец. «Электромеханика»] / Ф. М. Юферов. – [2-е изд., перераб. и доп.]. – М. : Высш. шк., 1988. – 475 с.

80. Петухов М. В. Математична модель вузла навантаження / М. В. Петухов, А. В. Гадай, Ю. В. Грицюк // Збірник праць V міжнародної науково-технічної конференції „Ефективність та якість електропостачання промислових підприємств”. – Маріуполь : Приазовський державний технічний університет. – 2005. – С. 127–130.

81. Бронштейн И. Н. Справочник по математике для инженеров и учащихся втузов / И. Н. Бронштейн, К. А. Семендяев. – М. : Наука, 1986. – 544 с.

82. Петухов М. В. Дослідження математичної моделі синхронного двигуна / М. В. Петухов, А. В. Гадай, Ю. В. Грицюк // Наукові нотатки ЛДТУ. – Луцьк : Луцький державний технічний університет, міжвузівський збірник. – 2003 – Вип. 13. – С. 245–248.

83. Петухов М. В. Дослідження математичної моделі синхронного двигуна при несинусоїдній напрузі живлення / М. В. Петухов, А. В. Гадай. // Матеріали I міжнародної науково-технічної конференції „Підвищення рівня ефективності енергоспоживання в електротехнічних пристроях і системах”. – Луцьк: РВВ ЛДТУ, 2006. – С. 75–78.

84. Гадай А. В. Дослідження математичної моделі синхронного двигуна при несинусоїдній напрузі живлення / А. В. Гадай // Вісник Вінницького політехнічного інституту. – 2007. – № 2. – С. 56–60.

85. Статические компенсаторы для регулирования реактивной мощности / Под ред. Р. М. Матура. – М. : Энергоатомиздат, 1987. – 160 с.

86. Дьюды Л. Силовая электроника в энергосистемах: статические компенсаторы реактивной мощности / Дьюды Л. // ТИИЭР. – 1988. – № 4. – С. 14–21.

87. Динамічна компенсація реактивної потужності в перехідних режимах електроприводів [Електронний ресурс] / [М. Й. Бурбело, А. В. Гадай, О. М. Кравець, М. В. Микитенко] // Наукові праці ВНТУ. – 2008. – № 3. – 6 с.: [http://www.nbuu.gov.ua/e-journals/VNTU/2008-3.files/uk/08mibpio\\_ua.pdf](http://www.nbuu.gov.ua/e-journals/VNTU/2008-3.files/uk/08mibpio_ua.pdf)

88. Петухов М. В. Оптимізація режимів роботи статичних компенсаторів реактивної потужності / М. В. Петухов, Ю. В. Грицюк, А. В. Гадай // Ефективність та якість електропостачання промислових підприємств: IV Міжнародна наукова конференція. Маріуполь, 2000. – С. 293-297.

89. Петухов М. В. Дослідження математичної моделі параметричного статичного компенсатора реактивної потужності / М. В. Петухов, А. В. Гадай, Ю. В. Грицюк // Вісник НУ „Львівська політехніка” Електроенергетичні та електромеханічні системи. – 2001. – № 421. – С. 154–159.

90. Петухов М. В. Статичні компенсатори реактивної потужності в замкнених системах керування / М. В. Петухов, Ю. В. Грицюк, А. В. Гадай // Наукові нотатки ЛДТУ. – Луцьк : Луцький державний технічний університет, міжвузівський збірник. – 2002. – Вип. 11. – Ч. 2. – С. 48–52.

91. Петухов М. В. Інтегральні показники енергетичного процесу тиристорних компенсаторів реактивної потужності при їх живленні від мережі обмеженої потужності / М. В. Петухов, Ю. В. Грицюк, А. В. Гадай // Вісник Приазовського державного технічного університету. – Маріуполь : ПДТУ, 2005. – С. 100–104.

92. Варецький Ю. О. Режимы электрических сетей и систем электропитания с статическими тиристорными компенсаторами (методология анализа): дис. на здобуття наук. ступеня доктора техн. наук / Ю. О. Варецький. – Л., 1999. – 301 с.

93. Жежеленко И. В. Высшие гармоники в системах электроснабжения промпредприятий / И. В. Жежеленко. – М. : Энергоатомиздат, 2000. – 331 с.

94. Вимірвальні канали для установок динамічної компенсації реактивної потужності / [М. Й. Бурбело, О. М. Кравець, М. В. Никитенко, А. В. Гадай] // Енергетика та електрифікація. – 2008. – № 11. – С. 42–45.

95. Солодухо Я. Ю. Тенденции компенсации реактивной мощности. Ч. 2. Методы и средства компенсации реактивной мощности / Я. Ю. Солодухо // Электротехн. пром-сть. Сер. 05. Полупроводниковые силовые приборы и преобразователи на их основе: Обзор. информ. – М. : Информэлектро, 1988. – Вып. 21. – 49 с.



*Наукове видання*

**Михайло Йосипович Бурбело**

**Андрій Валентинович Гадай**

**ДИНАМІЧНА КОМПЕНСАЦІЯ РЕАКТИВНОЇ ПОТУЖНОСТІ  
В ПУСКОВИХ РЕЖИМАХ ЕЛЕКТРОПРИВОДІВ**

**Монографія**

Редактор Н. Мазур

Оригінал-макет підготував А. Гадай

Підписано до друку 6.07.2010 р.  
Формат 29,7×42¼ Папір офсетний.  
Гарнітура Times New Roman.  
Друк різнографічний. Ум. друк. арк. 6,01  
Наклад 100 прим. Зам № 2010-115

Вінницький національний технічний університет,  
КІВЦ ВНТУ,

21021, м. Вінниця, Хмельницьке шосе, 95,  
ВНТУ, ГНК, к. 114.  
Тел. (0432) 59-85-32

Свідоцтво суб'єкта видавничої справи  
серія ДК № 3516 від 01.07.2009 р.

Віддруковано у Вінницькому національному технічному університеті,  
в комп'ютерному інформаційно-видавничому центрі,

21021, м. Вінниця, Хмельницьке шосе, 95,  
ВНТУ, ГНК, к. 114.  
Тел. (0432) 59-81-59

Свідоцтво суб'єкта видавничої справи  
серія ДК № 3516 від 01.07.2009 р.