

УДК 621.316

М. Й. Бурбело, д. т. н., проф.; А. В. Гадай; О. М. Кравець; М. В. Никитенко
ДИНАМІЧНА КОМПЕНСАЦІЯ РЕАКТИВНОЇ ПОТУЖНОСТІ В
ПЕРЕХІДНИХ РЕЖИМАХ ЕЛЕКТРОПРИВОДІВ

Запропоновано структурні схеми та сформульовано закон керування системою динамічної компенсації реактивної потужності за збуренням, яка призначена для компенсації реактивної потужності під час пуску потужних асинхронних двигунів.

Ключові слова: компенсація реактивної потужності, пуск двигунів, керування за збуренням.

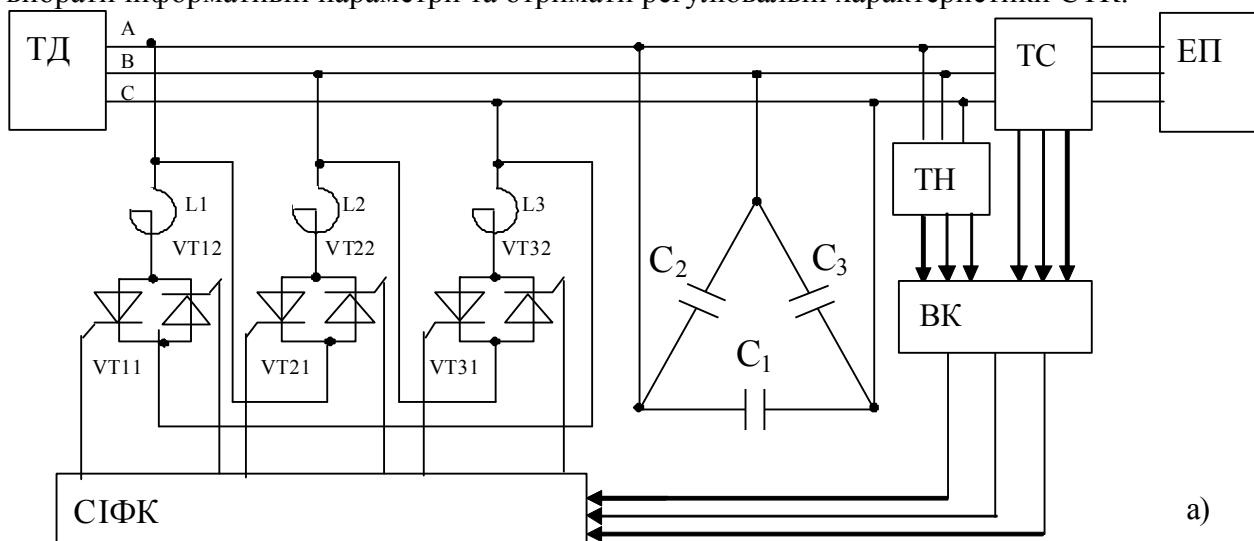
Розгляд проблеми

Робота електроприводів під час їх пуску та в різко змінних режимах характеризується значним споживанням реактивної потужності, яке в деяких випадках перевищує споживання активної потужності. Пускові струми потужних асинхронних двигунів (АД) зумовлюють зниження напруги у вузлі мережі. Це, в свою чергу, призводить до зниження запасу стійкості вузла навантаження. Одним із ефективних способів підвищення рівня напруги під час перехідних режимів є швидкодіюча (динамічна) компенсація реактивної потужності.

Обґрунтування результатів

Розглянемо два варіанти реалізації систем динамічної компенсації реактивної потужності електроприводів з використанням статичного тиристорного компенсатора (СТК) (рис. 1), де позначені: трифазне джерело (ТД), електропривод (ЕП), блок тиристорно-регульованих реакторів, що складається з реакторів L_1, L_2, L_3 та увімкнених зустрічно-паралельно тиристорів $VT_{11}, VT_{12}, VT_{21}, VT_{22}, VT_{31}, VT_{32}$, батарея конденсаторів C_1, C_2, C_3 . Керування СТК здійснюється за допомогою системи імпульсно-фазового керування (СІФК). Інформація про навантаження на її входи надходить з виходів вимірювального каналу (ВК), який, в свою чергу, приєднаний через вимірювальні трансформатори струму (ТС) та напруги (ТН) до лінії живлення ЕП.

Система динамічної компенсації реактивної потужності (рис. 1а) забезпечує керування за збуренням, а система (рис. 1б) – за відхиленням. Система з керуванням за збуренням (рис. 1а) характеризується більш високою швидкодією, однак для її побудови необхідно вибрати інформативні параметри та отримати регульовальні характеристики СТК.



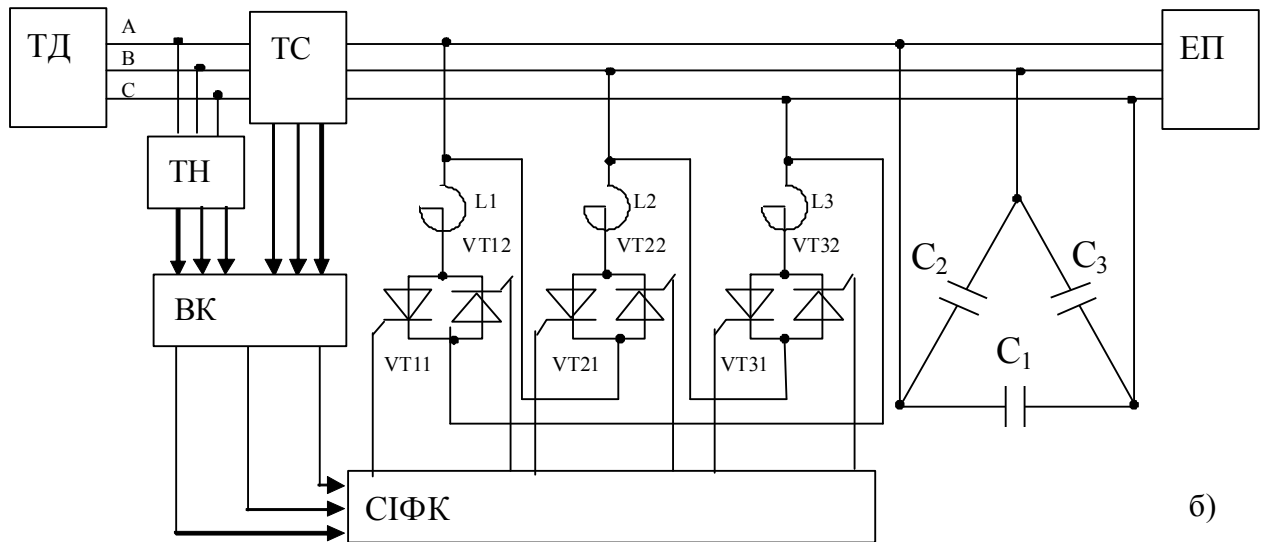


Рис. 1. Схеми динамічної компенсації реактивної потужності електроприводів за допомогою СТК

Розглянемо питання вибору інформативних параметрів для керування СТК за збуренням. В [1 – 3] з метою аналізу енергетичних процесів під час перехідних процесів електроприводів введено поняття поточних значень активної та реактивної складових спектрального опору та провідності

$$R_C(t) = \frac{P(t)}{I^2(t)}; \quad X_C(t) = \frac{Q(t)}{I^2(t)}; \quad g_C(t) = \frac{P(t)}{U^2(t)}; \quad b_C(t) = \frac{Q(t)}{U^2(t)}, \quad (1)$$

а також спектральної провідності, для визначення якої використано умови еквівалентності між складовими спектральних опору та провідності:

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

У разі керування 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 в умовах несинусоїдності напруги живлення чи нелінійності кола намагнічування АД $S^2(t) \geq P^2(t) + Q^2(t)$, то динамічна компенсація реактивної потужності за критерієм $b_K(t) = 0$ забезпечує більш високий ступінь компенсації, порівняно з керуванням за критерієм $b_C(t) = 0$: $Q_K(t) \geq Q(t)$. Електромагнітний момент АД за умов несинусоїдності падає, а тому застосування цього критерію призводить до підвищення стійкості вузла навантаження. Водночас, в умовах, коли несинусоїдність напруги живлення чи нелінійність АД незначні, обидва критерії забезпечують однаковий рівень компенсації.

Перейдемо до розгляду регулювальних характеристик СТК. У СТК зі схемою з'єднання тиристорно-регульованих реакторів (ТРР) у „трикутник” струм через бітиристорний ключ у кожній фазі не залежить від струму інших фаз. Тому властивості та енергетичні характеристики СТК можна отримати, розглядаючи однофазний ТРР [4, 5].

Кожна фаза компенсатора містить реактор, індуктивність якого становить L_p , а активний опір – R_p , і бітиристорний ключ, опір якого дорівнює нулю. Вираз для миттєвого струму ТРР

можна отримати як розв'язок диференціального рівняння

$$U_m \cdot \cos(\omega t + \gamma) = i \cdot R_p + \omega L_p \frac{di}{d\omega t}, \quad (3)$$

де U_m – амплітудне значення лінійної напруги мережі; γ – кут відкриття тиристорів, яке справедливе для струму через тиристор в інтервалі $\gamma \leq \omega t \leq \gamma_e$, γ_e – кут закриття тиристорів, що відповідає нульовому значенню струму.

Розв'язуючи диференціальне рівняння (3) з врахуванням початкових умов $\omega t = \gamma$, $i = 0$, отримаємо вираз для миттєвого струму через ТРР, який справедливий для струму через тиристор в інтервалі $\gamma \leq \omega t \leq \gamma_e$:

$$i(\omega t) = I_m \cdot \left[\cos(\omega t - \varphi) - \cos(\gamma - \varphi) \cdot e^{-\frac{\omega t - \gamma}{\omega \tau_p}} \right], \quad (4)$$

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

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

$\tau_p = \frac{L_p}{R_p}$ – постійна часу реактора.

Оскільки ТРР загалом є переважно індуктивним навантаженням ($\varphi \approx 90^\circ$), то форма струму в ТРР при збільшенні кута ввімкнення γ , який відраховується від максимального значення лінійної напруги, зменшує свою амплітуду, практично не змінюючи фазовий зсув (рис. 2). Після ввімкнення тиристора струм через ТРР протікає протягом інтервалу часу, який не перевищує половини періоду. Кут закриття тиристорів γ_e може бути визначений із рівняння

$$\cos(\gamma_e - \varphi) - \cos(\gamma - \varphi) \cdot e^{-\frac{\gamma_e - \gamma}{\omega \tau_p}} = 0,$$

яке отримане з виразу (4) за умови $i = 0$ при $\omega t = \gamma_e$.

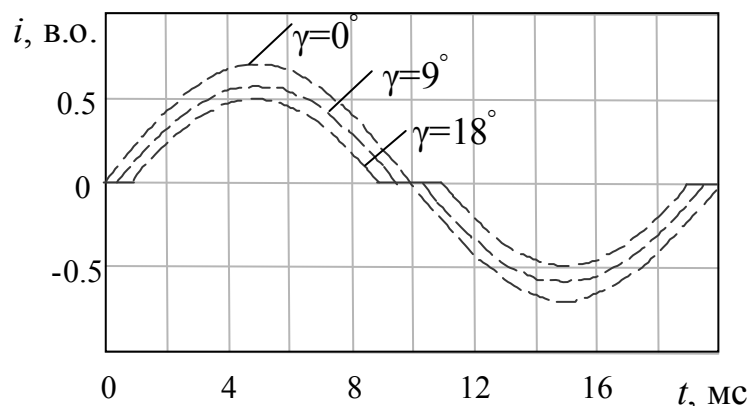


Рис. 2. Залежності струму ТРР від кута γ

Для отримання регульовальної характеристики $Q_{\text{СТК}}(\gamma)$ розглянемо аналітичні залежності для струму ТРР, який має реактивний характер. Залежність амплітудного значення струму

ТРР від кута γ можна отримати з виразу (4), підставивши $\omega t = \varphi$:

$$I_m(\gamma) = I_m(0) \cdot \left[1 - \cos(\gamma - \varphi) \cdot e^{-\frac{\varphi - \gamma}{\omega \tau p}} \right]. \quad (5)$$

Залежність $I_m(\gamma)$ зображено на рис. 3 (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 наявністю вищих гармонік.

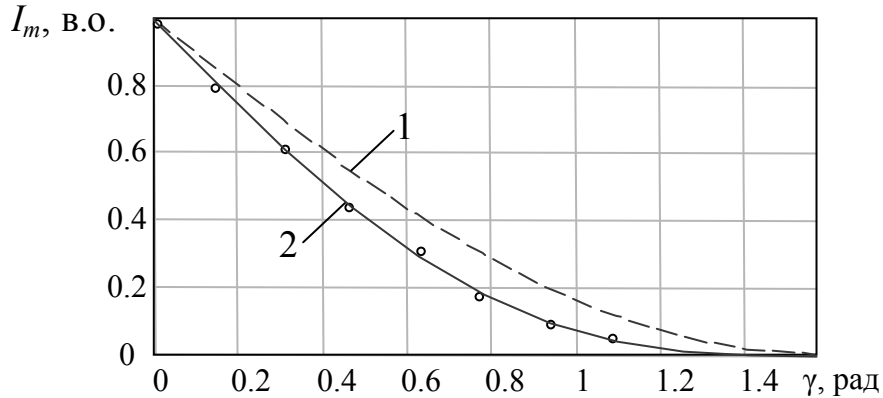


Рис. 3. Залежності амплітудних значень несинусоїдного струму (крива 1) та його першої гармоніки (крива 2) через ТРР

У таблиці наведено експериментальні дані амплітудних значень струму РДД $\tilde{I}_m(\gamma)$, які мало відрізняються від теоретичних $I_m(\gamma)$. Тут також наведено дані амплітудних значень першої гармоніки струму РДД $\tilde{I}_{1m}(\gamma)$, а також вищих гармонік $\tilde{I}_{vm}(\gamma)$, які мають реактивний характер.

Таблиця

Дані амплітудних значень струму через ТРР

γ	0°	9°	18°	27°	36°	45°	54°	63°
$I_m(\gamma)$	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
$\tilde{I}_{3m}(\gamma)$	0	-0,065	-0,113	-0,136	-0,131	-0,105	-0,069	-0,035
$\tilde{I}_{5m}(\gamma)$	0	-0,036	-0,051	-0,037	-0,006	0,021	-0,031	-0,024
$\tilde{I}_{7m}(\gamma)$	0	-0,024	-0,021	0,002	0,020	0,015	-0,002	-0,012
$\tilde{I}_{9m}(\gamma)$	0	-0,016	-0,005	0,013	0,008	-0,007	-0,009	0,002
$\tilde{I}_{11m}(\gamma)$	0	-0,011	0,003	0,009	-0,005	-0,006	0,005	0,003
$\tilde{I}_{13m}(\gamma)$	0	-0,001	0,006	0,001	-0,006	0,004	0,002	-0,004

Аналіз цих даних показує, що зі збільшенням кута γ реактивний струм основної гармоніки ТРР зменшується. Водночас зі збільшенням кута γ з'являються реактивні складові струму на вищих гармоніках. 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, вплив вищих гармонічних складових буде менш істотним, оскільки амплітуда п'ятої гармоніки складає 5,1 % від основної гармоніки при куті 18° , а амплітуда сьомої гармоніки не перевищує 2,4 %.

Оскільки вищі гармоніки напруги живлення дорівнюють нулю, то на вищих гармоніках реактивна потужність не споживається. Тому реактивна потужність буде визначатись реактивною складовою основної гармоніки струму

$$Q = U \cdot I_1 \cdot \sin \varphi_1 = U \cdot I_{1p}.$$

Аналітичну залежність амплітудних значень першої гармоніки струму $I_{1m}(\gamma)$, яка має реактивний характер, можна отримати з виразу для струму (4), розклавши його в ряд Фур'є [6]:

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

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

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

Отже, закон керування СТК для системи динамічної компенсації реактивної потужності за збуренням (рис. 1а) можна подати в такому вигляді:

$$\begin{aligned} Q_{СТК}(t) &= b_C(t)U^2(t); \\ \gamma(t) &= F^{-1}(Q_{СТК}(t)). \end{aligned} \quad (6)$$

Для реалізації оберненої нелінійної залежності F^{-1} необхідно використати функціональний перетворювач.

Висновки

Запропоновано структурні схеми систем динамічної компенсації реактивної потужності за збуренням та за відхиленням. Сформульовано закон керування системою динамічної компенсації реактивної потужності за збуренням.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Бурбело М.Й. Підвищення ефективності електроспоживання асинхронних двигунів у перехідних режимах / М.Й. Бурбело, А.В. Гадай // Енергетика та електрифікація. – 2008. – № 3. – С. 57 – 58.
 2. 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.
 3. 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.
 4. 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.
 5. 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.
- Наукові праці ВНТУ, 2008, № 3

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

Бурбело Михайло Йосипович – завідувач кафедри електротехнічних систем електроспоживання та енергетичного менеджменту.

Вінницький національний технічний університет.

Гадай Андрій Валентинович – асистент кафедри електропостачання.

Луцький національний технічний університет.

Кравець Олександр Миколайович – асистент кафедри електротехнічних систем електроспоживання та енергетичного менеджменту.

Никитенко Максим Васильович – студент інституту електроенергетики та електромеханіки.

Вінницький національний технічний університет.