

## МАКРОМОДЕЛЮВАННЯ ТА АНАЛІЗ УСТАЛЕНИХ ПРОЦЕСІВ НА ЕНЕРГЕТИЧНІЙ ОСНОВІ

© Щур І.З., 2009

**Подано основи способу енергетичного моделювання стаціонарних процесів будь-якої фізичної природи за допомогою двох уніфікованих безрозмірних параметрів. На прикладі частотно керованого асинхронного електродвигуна показана дієвість запропонованого способу.**

**The bases of method of power modeling of stationary processes of any physical nature are given by two compatible dimensionless characteristics. On an example frequency controlled induction motor is shown effectiveness of the offered method.**

**Постановка проблеми.** Енергія є рушійною силою будь-якого процесу, а закономірності її перетворення визначають ефективність процесів. Нині, коли актуальною є проблема економії енергії, доцільним і перспективним є розроблення теоретичних основ нового наукового напрямку – енерготехнології, в межах якого були б запропоновані як загальні принципи ощадного використання енергії в техніці, так і шляхи підвищення енергетичної ефективності конкретних технологічних процесів у різних галузях, особливо в комплексних системах, де поєднуються явища різної фізичної природи.

**Аналіз останніх досягнень та публікацій.** Енергетичні методи аналізу процесів беруть свій початок з класичної термодинаміки [1], яка чітко визначила межі ефективності усіх процесів незалежно від їх природи. Подальший розвиток у ХХ ст. термодинаміки необоротних процесів (ТДНП) дав змогу математично описати різноманітні явища природи, особливо складні взаємопов’язані ефекти [2]. Закладений ТДНП загальноенергетичний підхід проявився в останні 10–15 років у розробленні теоретичних основ та програмних засобів для комп’ютерного моделювання динамічних процесів у системах, складених із механічних, електричних та гідравлічних елементів, – так зване графо-з’язкове моделювання (bond-graph modeling) [3, 4]. Ці засоби особливо ефективні для моделювання електромеханотронних систем. Енергетичні закономірності також покладені в основу ще одного сучасного методу математичного моделювання динамічних процесів – поведінкового моделювання (behavioral modeling) [5].

Пропонуємо універсальний спосіб математичного опису поки-що усталених процесів у системах різної, без обмеження, природи, який базується на основних положеннях ТДНП і дає змогу просто формулювати критерії, оперативно оцінювати енергетичну ефективність та вибирати оптимальні режими роботи [6–9].

**Задача досліджень.** Розвинути теоретичні основи запропонованого способу енергетичного макромоделювання процесів та проаналізувати за допомогою нього енергетичну ефективність системи частотно регульованого асинхронного електропривода.

**Виклад основного матеріалу.** Наш спосіб математичного моделювання усталених процесів полягає у декомпозиції системи на окремі підсистеми, які можна подати як елементарні чотириполіусники з парами сила–потік (відповідно  $X$  та  $J$ ) на вході ( $i$  – input) та виході ( $o$  – output):

$$\begin{cases} J_i = L_{ii}X_i + L_{io}X_o \\ J_o = L_{oi}X_i + L_{oo}X_o \end{cases}, \quad (1)$$

де кінетичні коефіцієнти (провідності) знаходяться з виразів

$$L_{jk} = \left( \frac{\partial J_j}{\partial X_k} \right)_{X_j = \text{const}}, \quad (2)$$

а згідно з принципом взаємності Онзагера  $L_{io} = L_{oi}$ .

Для основного напрямку передачі енергії (зі входу на вихід) вихідний потік  $J_o$  потрібно розглядати зі знаком мінус. Чотириполюсники розглядаються як перетворювачі потужності (ПП) без внутрішніх джерел енергії, тому взаємні кінетичні коефіцієнти від'ємні. В лінійній ТДНП рівняння в системі необмеженого порядку типу (1) – лінійні, а кінетичні коефіцієнти – незмінні. Проте подальша практика показала справедливість лінійних залежностей типу (1) і для будь-яких точок у нелінійних системах [1, 7]. Звичайно, що потоки і сили в системі рівнянь (1) тоді необхідно розглядати у приростах, а кінетичні коефіцієнти, які визначаються за виразом (2), матимуть різні значення у різних робочих точках системи.

Для лінійної системи значення кінетичних коефіцієнтів найпростіше знайти за дослідами неробочого ходу та короткого замикання, як у пасивних чотириполюсниках (ПЧ) у теоретичній електротехніці. Проте, на відміну від ПЧ, ПП описуються уніфіковано мінімальною кількістю параметрів у відносних одиницях. За нашим підходом, запозиченим із біоенергетики [7], кількість параметрів зменшується до двох: основного – коефіцієнта спряженості  $q$  вхідного і вихідного процесів ( $q = 0 \dots -1$ ) та допоміжного – коефіцієнта  $Z$ , який слугує для приведення потоків і сил до безрозмірних одиниць:

$$q = \frac{L_{io}}{\sqrt{L_{ii}L_{oo}}}; \quad Z = \sqrt{\frac{L_{oo}}{L_{ii}}}. \quad (3)$$

Для аналізу енергетичних показників роботи ПП у конкретній точці, на відміну від ПЧ, достатньо тільки одного параметра – відношення сил:

$$\chi = X_o / X_i. \quad (4)$$

У роботах [7, 9] наведені універсальні характеристики ПП, а також низка критеріїв, що характеризують ефективність їх роботи. Зокрема, найбільш корисним для оцінки технічних систем є, звичайно, ККД, який виражається через введені параметри так:

$$\eta = -\frac{J_o X_o}{J_i X_i} = -(Z\chi) \frac{q + (Z\chi)}{1 + q \cdot (Z\chi)}. \quad (5)$$

Також важливими показниками роботи ПП є нормоване відношення потоків  $j$  та нормована вихідна потужність  $p$ :

$$j = -\frac{J_o}{ZJ_i} = -\frac{q + (Z\chi)}{1 + q \cdot (Z\chi)}; \quad p = -\frac{J_o X_o}{L_{ii} X_i^2} = -(Z\chi)[q + (Z\chi)]. \quad (6)$$

Як видно з (5) і (6) та їх графічного представлення (рис. 1), показники роботи ПП визначаються практично лише двома параметрами: параметром топології ПП  $q$  та нормованим відношенням сил  $(Z\chi)$  – параметром, що характеризує робочу точку. З графічних залежностей (5) видно, що для кожного  $q$  є оптимальне значення робочої точки, за якої досягається максимальний ККД:

$$(Z\chi)_{\text{opt-}} = -\frac{q}{1 + \sqrt{1 - q^2}}, \quad (7)$$

а саме значення максимуму дорівнює

$$\eta_{\text{max}} = (Z\chi)_{\text{opt-}}^2. \quad (8)$$

Отже, запропонований енергетичний спосіб моделювання дає змогу за допомогою лише двох параметрів оперативно оцінювати енергетичні показники системи чи вибирати оптимальні щодо сформованого критерію роботи параметри.

Для переходу від відносних величин до абсолютних, крім двох введених параметрів ПП  $q$  та  $(Z\chi)$ , необхідний ще третій, яким може бути якийсь із кінетичних коефіцієнтів  $L_{jk}$  з системи (1). За допомогою уже трьох параметрів можна знайти такі важливі параметри ПП, як вхідні та вихідні опори (провідності):

- вхідна провідність

$$Y_i = \frac{J_i}{X_i} = [1 + q \cdot (Z\chi)] L_{ii}; \quad (9)$$

- вихідна провідність

- $Y_o = \frac{J_o}{X_o} = \left[ 1 + \frac{q}{(Z\chi)} \right] L_{oo};$

- прохідні провідності

$$Y_{oi} = \frac{J_o}{X_i} = \left[ 1 + \frac{(Z\chi)}{q} \right] L_{oi}; \quad Y_{io} = \frac{J_i}{X_o} = \left[ 1 + \frac{1}{q \cdot (Z\chi)} \right] L_{io}.$$

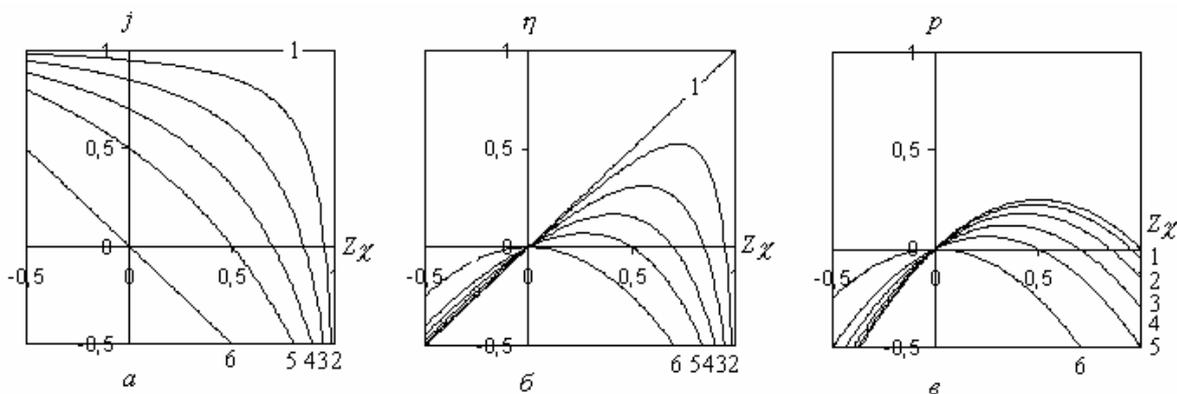


Рис. 1. Залежності нормованого відношення потоків (а), термодинамічної ефективності (б) і нормованої вихідної потужності (в) від нормованого відношення сил при різних ступенях спряженості  $q$ : 1 –  $q = -1, 0$ ; 2 –  $q = -0,95$ ; 3 –  $q = -0,85$ ; 4 –  $q = -0,7$ ; 5 –  $q = -0,5$ ; 6 –  $q = 0$

Система рівнянь (1) відповідає формі Y-запису рівнянь ПЧ. Через систему A-параметрів ПЧ параметри (3) ПП виражаються так:

$$q = -\frac{1}{\sqrt{AD}}; \quad Z = \sqrt{\frac{A}{D}}.$$

Для еквівалентних П- та Т-подібних схем заміщення ПЧ (рис. 2) параметри ПП відповідно дорівнюють

$$q = -\frac{Y_3}{\sqrt{(Y_1 + Y_3)(Y_2 + Y_3)}}; \quad Z = \sqrt{\frac{Y_2 + Y_3}{Y_1 + Y_3}};$$

$$q = -\frac{Z_3}{\sqrt{(Z_1 + Z_3)(Z_2 + Z_3)}};$$

$$Z = \sqrt{\frac{Z_1 + Z_3}{Z_2 + Z_3}}. \quad (10)$$

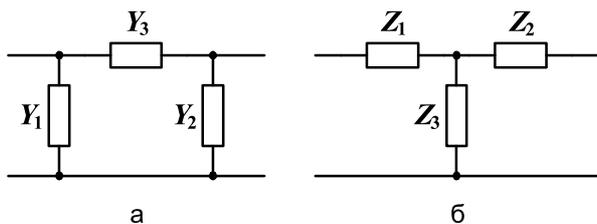


Рис. 2. Еквівалентні П (а) та Т (б) схеми заміщення ПЧ

Через параметри елементів вказаних заступних схем ПЧ кінетичні коефіцієнти  $L_{jk}$  виражаються так:

– для П-подібної схеми  
 $L_{ii} = Y_1 + Y_3; \quad L_{oo} = Y_2 + Y_3; \quad L_{io} = -Y_3;$

– для Т-подібної схеми

$$L_{ii} = (Z_1 + Z_2 \parallel Z_3)^{-1} = (Z_2 + Z_3)/a_z; \quad L_{oo} = (Z_2 + Z_1 \parallel Z_3)^{-1} = (Z_1 + Z_3)/a_z; \quad L_{io} = -Z_3/a_z, \quad (11)$$

де  $a_z = Z_1 Z_2 + Z_2 Z_3 + Z_1 Z_3$ .

Якщо ж враховувати відомі кінетичні коефіцієнти, то параметри елементів вказаних заступних схем дорівнюватимуть

$$Y_1 = L_{ii} + L_{io}; \quad Y_2 = L_{oo} + L_{io}; \quad Y_3 = -L_{io};$$

$$Z_1 = Y_2/a_y; \quad Z_2 = Y_1/a_y; \quad Z_3 = Y_3/a_y,$$

де  $a_y = Y_1 Y_2 + Y_2 Y_3 + Y_1 Y_3$ .

Цікавими є енергетичні закономірності у ПП, що описується системою лінійних рівнянь (1) [10]. Якщо за базове значення прийняти вхідну потужність за короткого замикання на виході ( $X_o = 0$ )  $P_i = L_{ii} X_i^2$ , то отримаємо нормовані значення потужностей (рис. 3):

- споживаної  $p_1 = 1 + q \cdot (Z\chi)$ ;
- вихідної  $p_2 = -(Z\chi)[q + (Z\chi)]$ ;
- втрат потужності від нерівноважності процесу  $\Delta p = [1 + q \cdot (Z\chi)]^2$ ;
- втрат потужності від неповної спряженості  $\Delta p_q = (Z\chi)^2 (1 - q^2)$ ;
- сумарних втрат потужності  $\Delta p_\Sigma = \Delta p + \Delta p_q = 1 + (Z\chi)[(Z\chi) + 2q]$ ;
- відносних втрат потужності через неповну спряженість  $\delta p_q = \Delta p_q / \Delta p_\Sigma$ .

У режимах роботи в діапазоні  $0 < (Z\chi) < |q|$  ПП передає потужність зі входу на вихід (режим “двигуна”) з ККД  $\eta_{12}$ . У режимах за  $|q| < (Z\chi) < |q|^{-1}$  потік потужності, що надходить з виходу, разом із вхідною потужністю втрачається в ПП через його неповну спряженість (режим “протivismкання”). У діапазоні  $|q|^{-1} < (Z\chi) < \infty$  ПП передає потужність зі входу на вихід (режим “генератора”) з ККД  $\eta_{21}$ . Максимальне значення ККД передачі потужності в обох напрямках (“двигуна” і “генератора”) рівні між собою і визначаються виразом (8), проте характер залежностей ККД для різних напрямків передачі потужності різний. У режимі “двигуна” основні втрати потужності становлять втрати від нерівноважності процесу, тоді як в режимі “генератора” – втрати від неповної спряженості.

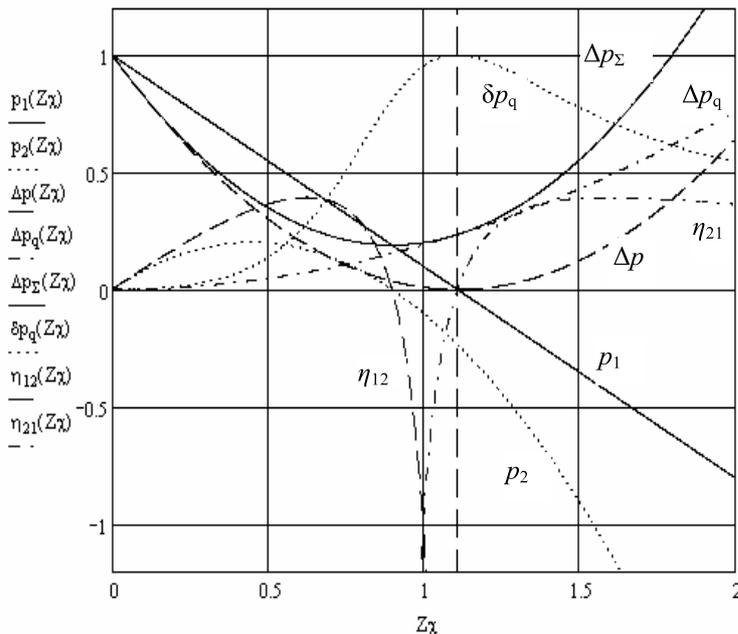


Рис. 3. Енергетичні закономірності лінійного ПП ( $q = -0,9$ )

Для оцінки впливу неповної спряженості на втрати потужності в режимі “двигуна” для одного і того самого значення  $(Z\chi) = (Z\chi)_{opt}$  (7) для кожного ступеня спряженості  $q$  визначимо відношення  $\delta p = \Delta p / \Delta p_{q=1}$ ;  $\delta p_q = \Delta p_q / \Delta p_{q=1}$ ;  $\delta p_\Sigma = \Delta p_\Sigma / \Delta p_{q=1}$ , де  $\Delta p_{q=1} = [1 - (Z\chi)]^2$  – нормовані втрати потужності за того ж значення  $(Z\chi)$ , але для  $q = 1$ . Результати розрахунків, наведені на рис. 4, показують, що, незважаючи на складність виразу отриманої залежності  $\delta p_\Sigma(q)$ , з дуже високим

ступенем точності можна записати  $\delta p_{\Sigma}(q) = 1 + q$ . Максимальне зростання втрат (у два рази) спостерігається вже за мінімальних відхилень від повної спряженості, причому тільки за рахунок складової  $\Delta p_q$ . Це спостерігаємо, наприклад, для електро механічних перетворювачів, які мають значення  $q$ , близькі до -1. Для них  $\delta p$  відповідає змінним втратам (в міді),  $\Delta p_q$  – постійним втратам (в сталі, на збудження, механічним). Отож, з рис. 4 видно, що за оптимального проектування машини ( $\eta_{\max}$ ) в номінальному режимі змінні втрати повинні дорівнювати постійним. Подальше зниження  $q$  приводить до зростання внеску  $\delta p$  у  $\delta p_{\Sigma}$  і зменшення складової

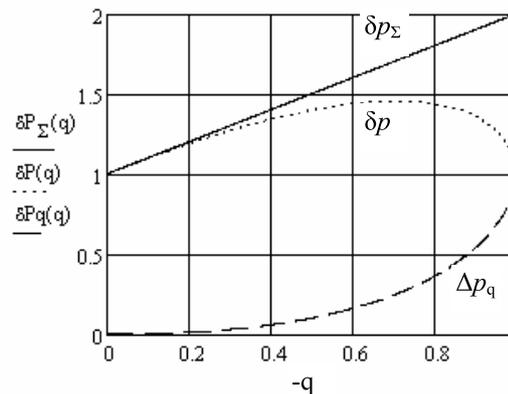


Рис. 4. Вплив неповної спряженості ПП на відносні втрати потужності

$\delta p_q$ . За  $q = -\sqrt{2}/2$   $\delta p_q = 1/4$ , а  $\delta p = \delta p_{\max} = 1,457$ , тобто навіть за максимального для даного значення  $q$  ККД втрати потужності від неповної спряженості вхідного і вихідного процесів зростають на 70,7 %, причому через додатково підвищену нерівноважність на 45,7 %, а через безпосередньо “проковзування” потужності на 25 %.

У наших роботах [11,12] вже описані та проаналізовані на основі запропонованого способу електроприводи на базі двигуна постійного струму, що живиться від джерел напруги та струму. Отримано прості вирази, що дають змогу визначати оптимальні з енергетичної точки зору усталені режими роботи цих електроприводів.

Цікавим об’єктом аналізу є асинхронний двигун (АД), який вже за принципом своєї роботи належить до ПП з неповною спряженістю між входом та виходом. Сучасні частотно керовані асинхронні електроприводи мають змогу забезпечувати енергоощадні режими роботи за зміни в широких межах частоти обертання та моменту статичного навантаження на валу. Проте визначення оптимальних параметрів для цих режимів навіть за скалярного способу частотного керування є непростою задачею [13]. Ще академіком М.П.Костенко запропонував так зване економічне частотне керування з простим алгоритмом: в усіх режимах роботи абсолютне ковзання (у відносних одиницях)  $\beta = s/f^*$  ( $s$  – ковзання,  $f^* = f/f_H$  – відносна частота напруги живлення) дорівнює номінальному значенню  $\beta_H = \Delta\omega_H/\omega_{0H}$ , де  $\omega_{0H}$  та  $\Delta\omega_H$  – відповідно кутова швидкість ідеального неробочого ходу та перепад кутової швидкості за номінальних параметрів АД. За цієї умови напруга статора при зміні частоти обертання та моменту статичного навантаження регулюється так, що забезпечується наближення до мінімуму електромагнітних втрат у машині (сумарних втрат енергії в міді та сталі). Точні енергетичні дослідження закономірностей керування частотно регульованою асинхронною машиною, проведені в [13], показали, що оптимальне за мінімумом основних електромагнітних втрат керування характеризується інваріантністю оптимального для кожної частоти обертання абсолютного ковзання  $\beta_0$  від електромагнітного моменту. На відміну від економічного частотного керування М.П.Костенка, особливо для машин середньої та великої потужності,  $\beta_0$  істотно відрізняється від  $\beta_H$  та знижується зі зменшенням частоти обертання. Враховуючи це, цікаво дослідити закономірності частотного керування АД за критерієм максимальної економічної ефективності (8).

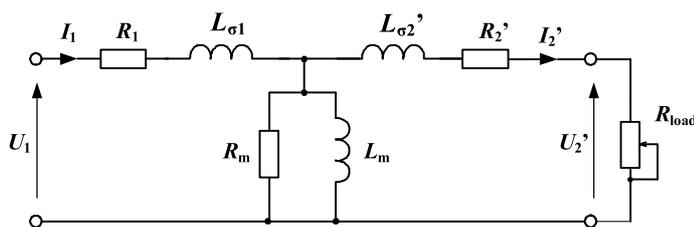


Рис. 5. Т-подібна заступна схема АД

Для дослідження скористаємося традиційною Т-подібною заступною схемою для однієї фази АД (рис. 5), де  $R_1$  і  $L_1$  – активний опір та індуктивність розсіяння обмотки статора;  $R_2'$  і  $L_2'$  – ті самі параметри обмотки ротора,

приведеної до статора;  $L_m$  – індуктивність контуру намагнічування;  $R_m$  – активний опір, що моделює втрати в сталі. Силами тут виступають напруги статора  $U_1$  та приведена до обмотки статора напруга ротора  $U_2'$ , а потоками – відповідні струми  $I_1$  та  $I_2'$ . Такий самий вигляд має і схема заміщення трансформатора напруги.

Параметри елементів Т-подібної заступної схеми АД як ПП визначаються виразами

$$Z_1 = R_1 + jX_1; \quad X_1 = 2\pi f L_1; \quad Z_2 = R_2' + jX_2'; \quad X_2' = 2\pi f L_2';$$

$$Z_3 = R_m \left[ 1 + \left( \frac{R_m}{X_m} \right)^2 \right]^{-1} + jX_m \left[ 1 + \left( \frac{X_m}{R_m} \right)^2 \right]^{-1}; \quad X_m = 2\pi f L_m.$$

Отримані за (10) основні параметри досліджуваного ПП  $q$  і  $Z$  описуються комплексними числами, проте з дуже незначною уявною частиною. Точно ті самі значення параметрів  $q$  і  $Z$  отримуються з модулів кінетичних коефіцієнтів  $|L_{ii}|$ ,  $|L_{oo}|$ ,  $|L_{io}|$ , визначених за (11). Проте система рівнянь (1) адекватно описує ПП, якщо всі параметри є комплексними. Аналіз показав, що енергетичні показники роботи ПП (5) і (6) теж будуть правильними, якщо будуть прийняті як модулі комплексних чисел результатів обчислень. Робоча точка АД з максимальним ККД  $(Z\chi)_{opt}$  вже не відповідатиме виразам (7) і (8), а мусить бути знайдена в результаті дослідження (5) на екстремум. Для дійсних значень напруг та струмів АД отримане як модуль (5) значення ККД відповідатиме відношенню повних потужностей на виході і вході.

Для АД навантаженням ПП, що моделює механічну вихідну потужність, слугує активний опір  $R_{load} = R_2'(1-s)/s$ . Отож, за умови суто активної вихідної потужності отримане значення ККД дорівнюватиме  $\eta = \eta_p \cos \phi$ , де  $\eta_p$  – ККД за активною потужністю;  $\cos \phi$  – косинус кута зсуву між напругою та струмом на вході ПП. Отже, сформований критерій максимальної енергетичної ефективності АД є компромісом між  $\eta_p$  і  $\cos \phi$ .

Підставляючи у друге рівняння системи (1)  $U_2' = I_2 R_2'(1-s)/s$ , отримуємо

$$\chi = \frac{U_2'}{U_1} = -\frac{L_{io}}{L_{load} + L_{oo}}, \quad (12)$$

де  $L_{load} = \frac{s}{1-s} \frac{1}{R_2'}$  – провідність навантаження.

З рівняння (12) після перетворень можна виразити ковзання АД як функцію параметрів ПП та його робочої точки  $(Z\chi)$ :

$$s = 1 - \left[ 1 - R_2' L_{oo} \left( 1 + \frac{q}{(Z\chi)} \right) \right]^{-1} = \left( 1 + \frac{1}{R_2' Y_o} \right)^{-1}. \quad (13)$$

Аналіз (13) показує, що оптимальне ковзання АД  $s_{opt}$  залежить тільки від параметрів АД ( $R_2'$ ,  $L_{oo}$ ,  $q$ ) та оптимальної робочої точки  $(Z\chi)_{opt}$ , за якої його  $\eta = \eta_p \cos \phi$  матиме максимальне значення незалежно від моменту статичного навантаження  $M_c$ . Значення  $\cos \phi$  можна легко знайти, використавши вхідну провідність (9), оскільки  $\phi = -\text{Arg } Y_i$ .

Для конкретного значення  $M_c$  фазна напруга статора легко визначається з рівняння балансу електричної та механічної потужностей на виході АД (використовується модуль  $\chi_{opt}$ ):

$$U_1 = \frac{U_2'}{\chi_{opt}} = \frac{1-s_{opt}}{\chi_{opt}} \sqrt{\frac{2\pi f R_2'}{3p_p s_{opt}}} M_c,$$

де  $p_p$  – кількість пар полюсів АД.

Для порівняння результативності запропонованого способу математичного моделювання з описаними вище візьмемо той самий АД, що й у [13], – А-114-6М – з такими параметрами:  $P_H = 320$  кВт;  $U_{1H} = 380$  В;  $f_H = 50$  Гц;  $p_p = 3$ ;  $R_1 = 0,0207$  Ом;  $R_2' = 0,017$  Ом;  $L_1 = 0,551 \cdot 10^{-3}$  Гн;  $L_2' = 0,392 \cdot 10^{-3}$  Гн;  $L_m = 0,0145$  Гн;  $R_m = 40$  Ом;  $\beta_H = 0,015$ . Параметри такого ПП, визначені за (10) і (11) як функції відносної частоти напруги статора  $f^*$ , показані на рис. 6, а. На рис. 6, б наведена залежність  $\beta_{k,opt}(f^*) = s_{opt}(f^*)/f^*$ , розрахована за (13) для отриманих оптимальних робочих точок АД  $(Z\chi)_{opt-}$  для кожного значення частоти  $f$ . Порівняння з показаними на цьому самому рисунку прямою  $\beta_H$ , що відповідає економічному частотному керуванню М.П.Костенка, та кривою  $\beta_{opt}(f^*)$ , знайденою в [13] в результаті мінімізації основних електромагнітних втрат, показує, що отримана залежність  $\beta_{k,opt}(f^*)$  займає проміжне положення між двома вищевказаними і може розглядатися як квазіоптимальна. Універсальний простий підхід до визначення останньої підтверджує ефективність запропонованого способу макромоделювання усталених процесів. Залежність  $\chi_{opt-}(f^*)$  разом з обчисленими оптимальними енергетичними показниками  $\eta_p(f^*)$  та  $\cos\phi(f^*)$  показані на рис. 6,в. Ці результати добре узгоджуються з наведеними в [13].

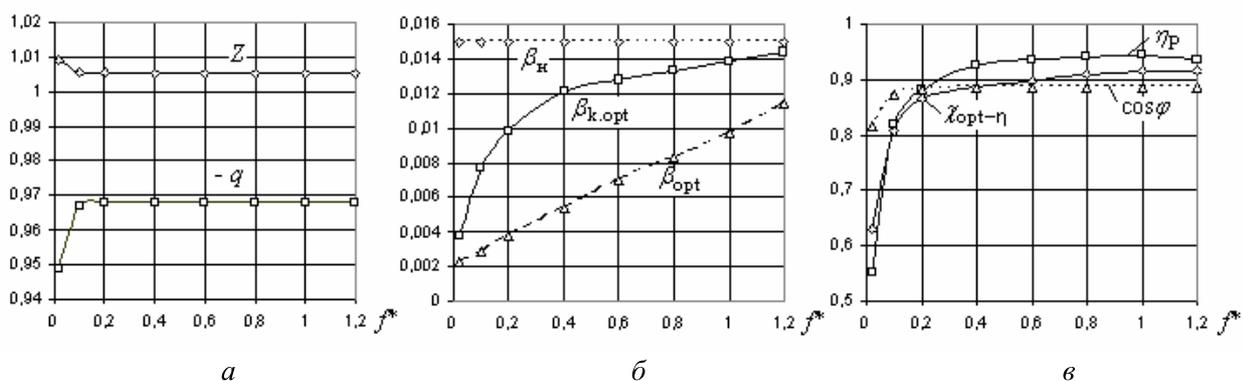


Рис. 6. Результати математичного моделювання частотно регульованого АД

**Висновки.** 1. Запропонований спосіб макромоделювання усталених процесів відзначається універсальністю, простотою та наочністю.

2. Завдяки використанню системи відносних одиниць розглянутий спосіб дає змогу оперувати всього двома універсальними параметрами ( $q$  та  $Z\chi$ ), визначати їхні оптимальні значення за сформованими критеріями та аналізувати загальні енергетичні закономірності систем (рис. 3, 4).

3. Застосування цього способу до аналізу енергетичних закономірностей частотно керованого АД дало змогу визначити дуже близькі до оптимальних за мінімумом основних електромагнітних втрат параметри роботи без проведення розрахунків складових цих втрат (рис. 6). У проведеному дослідженні не враховано насичення магнітопроводу АД, хоча таку задачу теж можна розв'язати, використавши нелінійний ПП.

1. Пригожін І., Кондепуди Д. Современная термодинамика. От тепловых двигателей до диссипативных структур: Пер. с англ. – М.: Мир, 2002. – 461 с. 2. Вейник А. Термодинамическая пара. – Минск: Наука и техника, 1973. – 384 с. 3. Gawthrop P.J., Bevan G.P. Bond-Graph Modeling // IEEE Control Systems Magazine. – 2007. – Vol. 27, No. 2. – P. 24–45. 4. Karnopp D., Margolis D.L., Rosenberg R.C. System Dynamics: Modeling and Simulation of Mechatronic Systems. – New York: Horizon, 2000. – 306 p. 5. Willems J.C. The Behavioral Approach to Open and Interconnected Systems // IEEE Control Systems Magazine. – 2007. – Vol. 27, No. 6. – P. 46–99. 6. Щур І.З. Термодинамічний аналіз нерівноважних процесів енергоперетворення – новий напрям у підвищенні енергоощадності // Вісн. Тернопільськ. держ. техн. ун-ту. – 2005. – № 4. – С. 123–131. 7. Вестерхоф Х., ван Дам К.

*Термодинамика и регуляция превращений свободной энергии в биосистемах: Пер. с англ. – М., 1992. – 686 с. 8. Эткин В.А. Термодинамика неравновесных процессов переноса и преобразования энергии. Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1991. – 168 с. 9. Карпов В.Н., Щур И.З. Термодинамика оптических электротехнологий АПК: Основные теоретические положения и рекомендации по применению в научных исследованиях и учебном процессе. – СПб., 1996. – 89 с. 10. Козут А., Щур І.З. Опис динамічних процесів у двигуні постійного струму з точки зору термодинаміки нерівноважних процесів // Електроенергетичні та електромеханічні системи // Вісн. Націон. ун-ту “Львівська політехніка”. – 2004. – № 551. – С. 40–45. 11. Щур І.З. Моделирование электроприводов постоянного тока методами линейной термодинамики неравновесных процессов // Проблемы автоматизированного электропривода. Теория и практика. – Харьков: НГУ “ХПИ”, 2002. – № 12, т. 2. – С. 413–416. 12. Щур І.З., Костинюк Л.Д., Козут А.Р. Электропривод за системою “джерело струму – двигун постійного струму” як термодинамічний перетворювач енергії // Вісн. Нац. ун-ту “Львівська політехніка”. – 2003. – №479: Електроенергетичні та електромеханічні системи. – С. 207–212. 13. Пивняк Г.Г., Волков А.В. Современные частотно-регулируемые асинхронные электроприводы с широтно-импульсной модуляцией. – Днепропетровск: НГУ, 2005. – 470 с.*

УДК 621.311.24:621.548

І.З. Щур, О.Р. Турленко

Національний університет “Львівська політехніка”,  
кафедра ЕАП

## **ЕНЕРГЕТИЧНА ЕФЕКТИВНІСТЬ РІЗНИХ СПОСОБІВ ВІДБОРУ ПОТУЖНОСТІ ВІД СИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА З ПОСТІЙНИМИ МАГНІТАМИ У ВІТРОЕНЕРГОУСТАНОВЦІ**

© Щур І.З., Турленко О.Р., 2009

**Використовуючи комп’ютерні моделі, отримано і проаналізовано результати порівняльних досліджень енергетичної ефективності різних способів відбору потужності від електричного генератора вітроенергоустановки. Обґрунтовано раціональні способи для вітроенергоустановок різної складності і вартості.**

**Using computer models, data of comparative investigations of power efficiency of different methods of power takeoff from the electric generator of wind turbine are got and analysed. Grounded rational methods for wind turbines of different complexity and cost.**

**Постановка проблеми.** Останнім часом у світі спостерігається тенденція зростання використання вітроенергоустановок (ВЕУ) малої потужності, зокрема, з вертикальною віссю обертання, які мають низку істотних переваг над традиційними (з горизонтальною віссю обертання) для роботи за малих швидкостей вітру [1]. Виникають нові завдання дослідження аеродинамічної, електромеханічної, електротехнічної та загалом енергетичної ефективності ВЕУ. У системі генерування електроенергії ВЕУ малої потужності як електричний генератор найбільш доцільно використовувати синхронну машину з постійними магнітами (СМ з ПМ) з різноманітними напівпровідниковими перетворювачами електричної енергії. Останні можуть бути як пасивні, так і активні, що виконують функції автоматичного регулювання: максимального відбору потужності вітру, обслуговування акумуляторних батарей (АБ) керування споживанням електроенергії. Враховуючи це, а також бажання отримання електроенергії за невисоких швидкостей вітру, виникає питання енергетичної ефективності різних способів відбору потужності від СМ з ПМ.