

## МОДЕЛЮВАННЯ АСИНХРОННИХ ГЕНЕРАТОРІВ З ДВОМА ОБМОТКАМИ СТАТОРА ПРИ РОБОТІ НА ВИПРЯМЛЯЧ З *RC*-НАВАНТАЖЕННЯМ

*Запропоновано математичну модель триобмоткового автономного асинхронного генератора, що живить випрямляч з *RC*-навантаженням при відсутності та наявності електричного зв'язку між обмотками. Наведено результати експериментальних і розрахункових досліджень.*

Вдосконалення елементної бази електротехнічних пристроїв (транзисторів, тиристорів, діодів, конденсаторів, інтегральних схем і т. д.) призвело до появи нових сфер застосування асинхронних машин (АМ), в яких вони можуть успішно конкурувати з іншими типами електричних машин. Зокрема, ведуться розробки асинхронних стартер-генераторів з вентильним збудженням для автомобільних та авіаційних систем електроживлення [1, 7–9]. Асинхронні генератори (АГ) з системами параметричного збудження (на основі конденсаторів) встановлюються в автономних дизельних і бензинових агрегатах однофазної напруги [6], використовуються як зварювальні генератори [10]. Часто таке застосування потребує наявності двох і більше каналів відбору потужності з різними рівнями напруги або гальванічного розділення ланцюгів збудження і навантаження. Внаслідок цього виникає необхідність в розробці і застосуванні багатообмоткових АГ.

Одним з режимів роботи автономних генераторів, що часто зустрічається, є режим роботи на випрямляч з *RC*-навантаженням. Він практично аналогічний режиму роботи АГ з випрямлячем на високочастотний (ВЧ) інвертор або широтно-імпульсний регулятор (ШПР). Тому актуальною є задача створення адекватних і одночасно простих у використанні математичних моделей багатообмоткових АГ, що живлять через випрямляч споживачів постійного струму.

**Метою статті** є розробка математичної моделі триобмоткового АГ для різних варіантів з'єднання обмоток статора та проведення експериментальних і розрахункових досліджень такого генератора для перевірки адекватності моделі.

**Математична модель.** Запропонована модель АГ базується на моделі електричної машини в неперетвореній системі координат з урахуванням насичення по 1-й гармоніці поля по робочому потоку взаємодукації [3]. Всі параметри ротора і робочої обмотки (РО) зведені до обмотки збудження (ОЗ). Крім цього, не враховуються гістерезис, зміна температури обмоток і явище витіснення струму в обмотці ротора. Індуктивні опори розсіювання обмоток статора і ротора мають сталі значення. За допомогою ідеальних трансформаторів зведені струми і напруги робочої обмотки перетворені до реальних. Рівняння, з яких складається модель, умовно можна розділити на рівняння ланцюгів ОЗ, РО, ротора, рівняння обліку насичення і рівняння випрямного навантаження.

**Обмотка збудження.** Потокозчеплення фаз А, В, С визначаються залежно від схеми включення таким чином:

а) електричний зв'язок між ОЗ і РО відсутній (рис. 1 а, з та б, з):

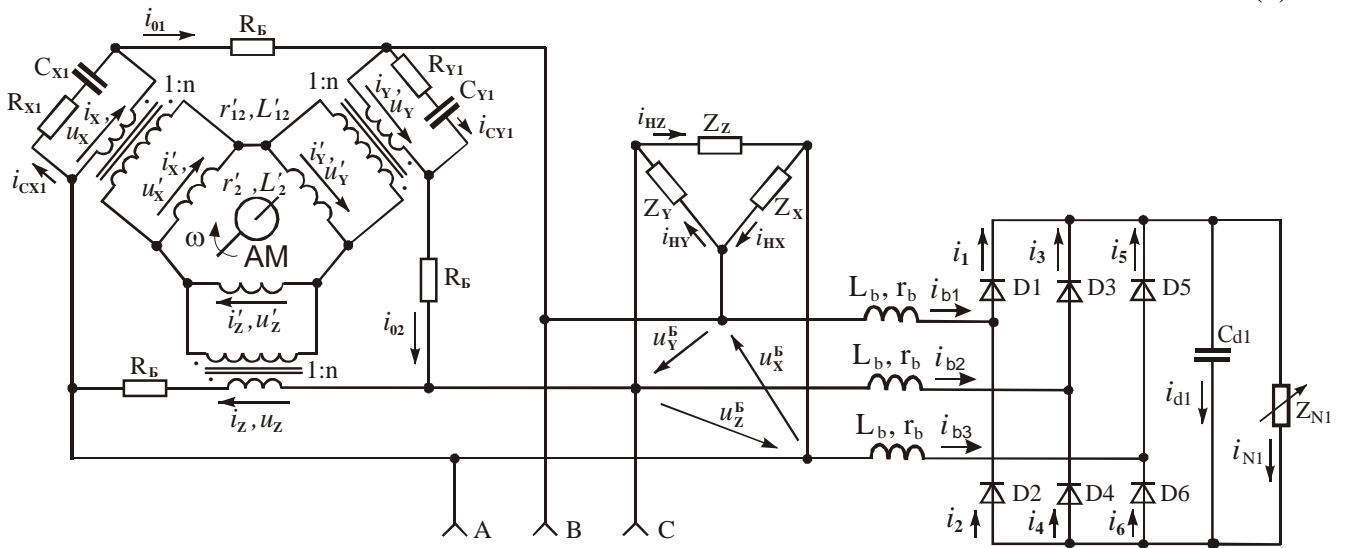
$$\frac{d\Psi_A}{dt} = u_{AB} + u_{BC} + u_C - i_A r_{11}; \quad \frac{d\Psi_B}{dt} = u_C + u_{BC} - i_B r_{11}; \quad \frac{d\Psi_C}{dt} = u_C - i_C r_{11}, \quad (1)$$

б) з електричним зв'язком, ОЗ – "Y", РО – "Δ" (рис. 1 а, в):

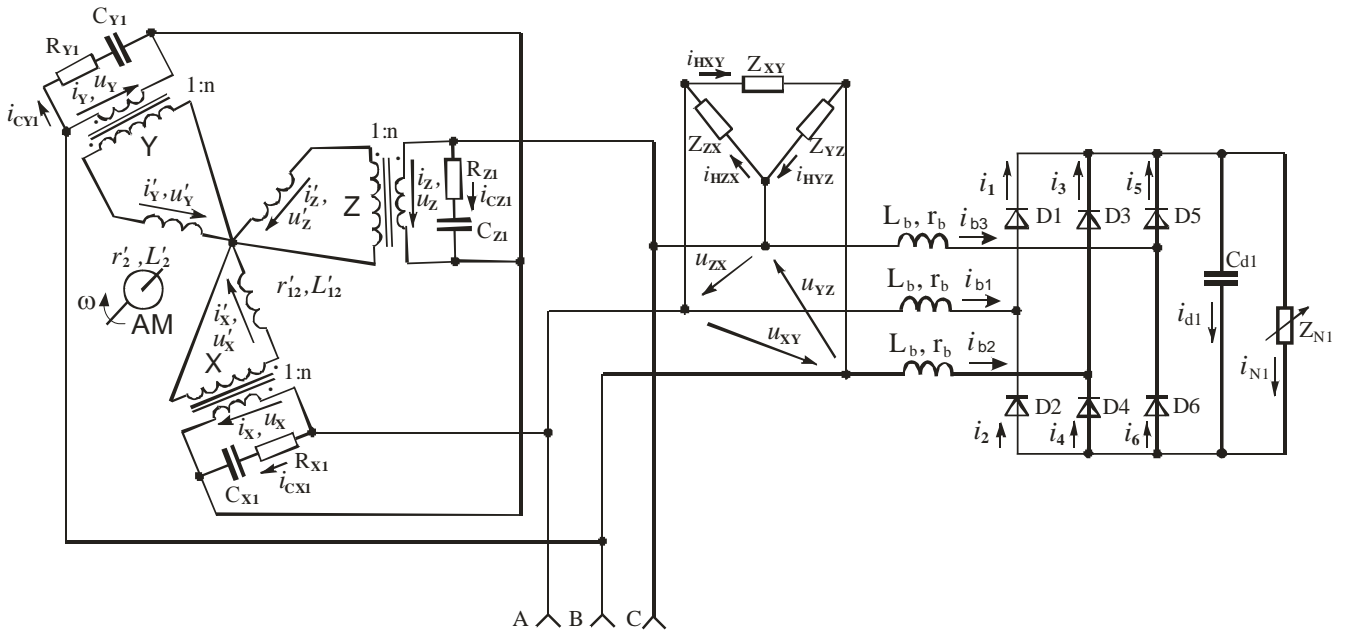
$$\frac{d\Psi_A}{dt} = u_{AB} + u_{BC} + u_C + u_Z^B - i_A r_{11}; \quad \frac{d\Psi_B}{dt} = u_C + u_{BC} - u_Y^B - i_B r_{11}; \quad \frac{d\Psi_C}{dt} = u_C - i_C r_{11}, \quad (2)$$

в) з електричним зв'язком, ОЗ – "Y", РО – "Y" (рис. 1 б, в):

$$\frac{d\Psi_A}{dt} = u_{AB} + u_{BC} + u_C + u_Z - u_X - i_A r_{11}; \quad \frac{d\Psi_B}{dt} = u_C + u_{BC} + u_Z - u_Y - i_B r_{11}; \quad \frac{d\Psi_C}{dt} = u_C - i_C r_{11}. \quad (3)$$



a



b

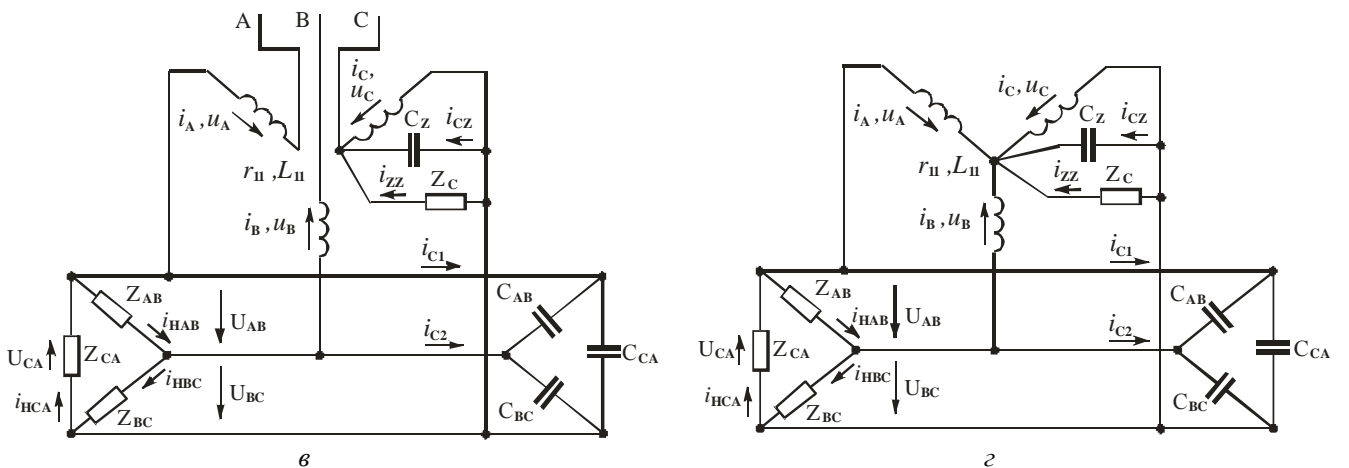


Рис. 1

Струми фаз А, В, С визначаються з виразів

$$i_A = \frac{\Psi_A - \Psi_{mA}}{L_{11}}; \quad i_B = \frac{\Psi_B - \Psi_{mB}}{L_{11}}; \quad i_C = \frac{\Psi_C - \Psi_{mC}}{L_{11}}, \quad (4)$$

де

$$\begin{aligned} \Psi_{mA} &= \left( \frac{\Psi_X}{L'_{12}} + \frac{\Psi_a}{L'_2} + \frac{\Psi_A}{L_{11}} \right) / \left( \frac{1}{L'_{12}} + \frac{1}{L'_2} + \frac{1}{L_m} + \frac{1}{L_{11}} \right); \\ \Psi_{mB} &= \left( \frac{\Psi_Y}{L'_{12}} + \frac{\Psi_b}{L'_2} + \frac{\Psi_B}{L_{11}} \right) / \left( \frac{1}{L'_{12}} + \frac{1}{L'_2} + \frac{1}{L_m} + \frac{1}{L_{11}} \right); \\ \Psi_{mC} &= \left( \frac{\Psi_Z}{L'_{12}} + \frac{\Psi_c}{L'_2} + \frac{\Psi_C}{L_{11}} \right) / \left( \frac{1}{L'_{12}} + \frac{1}{L'_2} + \frac{1}{L_m} + \frac{1}{L_{11}} \right). \end{aligned} \quad (5)$$

Рівняння напруг на конденсаторах системи збудження мають вигляд [4]

$$\frac{du_{AB}}{dt} = \frac{C_{BC} i_{C1} - C_{CA} i_{C2}}{C_{AB} C_{CA} + C_{AB} C_{BC} + C_{BC} C_{CA}}; \quad \frac{du_{BC}}{dt} = \frac{C_{AB} i_{C1} + (C_{AB} + C_{CA}) i_{C2}}{C_{AB} C_{CA} + C_{AB} C_{BC} + C_{BC} C_{CA}}. \quad (6)$$

Приймаючи  $C_{AB} = C_{BC} = C_{CA} = C_{ABC}$  (симетричне збудження) і враховуючи, що  $i_{C1} = i_{HCA} - i_{HAB} - i_A$ ,  $i_{C2} = i_{HAB} - i_{HBC} - i_B$ , одержуємо

$$\frac{du_{AB}}{dt} = \frac{-i_A + i_B - 2i_{HAB} + i_{HCA} + i_{HBC}}{3C_{ABC}}; \quad \frac{du_{BC}}{dt} = \frac{-i_A - 2i_B + i_{HAB} + i_{HCA} - 2i_{HBC}}{3C_{ABC}}. \quad (7)$$

Рівняння, що описує закон зміни напруги на конденсаторі  $C_Z$ , ємність якого прийнято при розрахунках близько 0,5 % від ємності конденсаторів збудження (практично не впливає на електромагнітні процеси АГ), використовується для знаходження напруги фази С:

$$\frac{du_C}{dt} = \frac{i_{CZ}}{C_Z} = -\frac{i_A + i_B + i_C + i_{ZZ}}{C_Z}. \quad (8)$$

Рівняння струмів навантаження  $Z_{AB}, Z_{BC}, Z_{CA}, Z_C$  ( $Z_{AB} = Z_{BC} = Z_{CA} = Z_C \rightarrow \infty$ ) необхідні для розрахунку напруг ОЗ:

$$\begin{aligned} \frac{di_{HAB}}{dt} &= \frac{u_{AB} - R_{ABC} i_{HAB}}{L_{ABC}}; & \frac{di_{HBC}}{dt} &= \frac{u_{BC} - R_{ABC} i_{HBC}}{L_{ABC}}; \\ \frac{di_{HCA}}{dt} &= \frac{-u_{AB} - u_{BC} - R_{ABC} i_{HCA}}{L_{ABC}}; & \frac{di_{ZZ}}{dt} &= \frac{u_Z - R_Z i_{ZZ}}{L_Z}, \end{aligned} \quad (9)$$

де  $R_{ABC} = R_{HAB} = R_{HBC} = R_{HCA}$ ,  $L_{ABC} = L_{HAB} = L_{HBC} = L_{HCA}$ .

**Робоча обмотка.** Рівняння потокозчеплення фаз:

$$\frac{d\Psi_X}{dt} = \frac{u_X}{n} - i'_X r'_{12}; \quad \frac{d\Psi_Y}{dt} = \frac{u_Y}{n} - i'_Y r'_{12}; \quad \frac{d\Psi_Z}{dt} = \frac{u_Z}{n} - i'_Z r'_{12}, \quad (10)$$

де  $n$  – відношення числа витків РО до числа витків ОЗ.

Зведені струми

$$i'_X = \frac{\Psi_X - \Psi_{mA}}{L'_{12}}; \quad i'_Y = \frac{\Psi_Y - \Psi_{mB}}{L'_{12}}; \quad i'_Z = \frac{\Psi_Z - \Psi_{mC}}{L'_{12}} \quad (11)$$

і незведені

$$i_X = \frac{i'_X}{n}; \quad i_Y = \frac{i'_Y}{n}; \quad i_Z = \frac{i'_Z}{n}. \quad (12)$$

Вхідні напруги випрямляча:

а) ОЗ – "Y", РО – "Δ":

$$u_X^B = u_X + R_B (i_X + i_{CX1}); \quad u_Y^B = u_Y + R_B (i_Y + i_{CY1}); \quad u_Z^B = -u_X^B - u_Y^B, \quad (13)$$

де за відсутності електричного зв'язку обмоток

$$i_{CX1} = -i_X + i_Z + i_{b1} + i_{b2} - i_{HX} + i_{HZ}; \quad i_{CY1} = i_Z - i_Y + i_{HZ} - i_{HY} + i_{b2}, \quad (14)$$

а при його наявності

$$i_{CX1} = -i_X + i_Z + i_{b1} + i_{b2} - i_{HX} + i_{HZ} + i_A; \quad i_{CY1} = i_Z - i_Y + i_{HZ} - i_{HY} + i_{b2} + i_A + i_B. \quad (15)$$

Фазні напруги і напруги на конденсаторах  $C_{X1}$ ,  $C_{Y1}$  при цьому визначаються з таких рівнянь:

$$u_X = u_{X1} + i_{CX1} R_{X1}; \quad u_Y = u_{Y1} + i_{CY1} R_{Y1}; \quad \frac{du_{X1}}{dt} = \frac{i_{CX1}}{C_{X1}}; \quad \frac{du_{Y1}}{dt} = \frac{i_{CY1}}{C_{Y1}}. \quad (16)$$

Опори  $R_B \rightarrow 0$  необхідні для недопущення виникнення контура, в якому струм не обмежений пасивними елементами. Відсутність цих опорів робить неможливим чисельний розрахунок. Вітки з елементами  $R_{X1}$ ,  $C_{X1}$ ;  $R_{Y1}$ ,  $C_{Y1}$  споживають потужність, якою можна знехтувати.

б) ОЗ – "Y", РО – "Y":

Вхідними напругами для випрямляча тут є лінійні напруги обмотки XYZ

$$u_{XY} = u_X - u_Y; \quad u_{YZ} = u_Y - u_Z; \quad u_{ZX} = u_Z - u_X,$$

де фазні напруги і напруги на конденсаторах  $C_{X1}$ ,  $C_{Y1}$ ,  $C_{Z1}$  дорівнюють

$$u_X = u_{X1} + i_{CX1} R_{X1}; \quad u_Y = u_{Y1} + i_{CY1} R_{Y1}; \quad u_Z = u_{Z1} + i_{CZ1} R_{Z1}, \quad (17)$$

$$\frac{du_{X1}}{dt} = \frac{i_{CX1}}{C_{X1}}; \quad \frac{du_{Y1}}{dt} = \frac{i_{CY1}}{C_{Y1}}; \quad \frac{du_{Z1}}{dt} = \frac{i_{CZ1}}{C_{Z1}}. \quad (18)$$

За відсутності електричного зв'язку між ОЗ і РО (рис. 1 б, з)

$$i_{CX1} = -i_X - i_{b1} - i_{HXY} + i_{HZX}; \quad i_{CY1} = -i_Y - i_{b2} - i_{HYZ} + i_{HXY}; \quad (19)$$

$$i_{CZ1} = -i_Z + i_{b1} + i_{b2} - i_{HZX} + i_{HYZ},$$

а при його наявності (рис. 1 б, в)

$$i_{CX1} = i_A - i_X - i_{b1} - i_{HXY} + i_{HZX}; \quad i_{CY1} = i_B - i_Y - i_{b2} - i_{HYZ} + i_{HXY}; \quad (20)$$

$$i_{CZ1} = i_C - i_Z + i_{b1} + i_{b2} - i_{HZX} + i_{HYZ}.$$

Рівняння для допоміжного навантаження в ланцюгах робочої обмотки, що полегшує знаходження фазних напруг:

а) ОЗ – "Y", РО – "Δ":

$$\frac{di_{HX}}{dt} = \frac{u_X^B - R_{HX} i_{HX}}{L_{HX}}; \quad \frac{di_{HY}}{dt} = \frac{u_Y^B - R_{HY} i_{HY}}{L_{HY}}; \quad \frac{di_{HZ}}{dt} = \frac{-u_X^B - u_Y^B - R_{HZ} i_{HZ}}{L_{HZ}}; \quad (21)$$

б) ОЗ – "Y", РО – "Y":

$$\frac{di_{HXY}}{dt} = \frac{u_X - u_Y - R_{HXY} i_{HXY}}{L_{HXY}}; \quad \frac{di_{HYZ}}{dt} = \frac{u_Y - u_Z - R_{HYZ} i_{HYZ}}{L_{HYZ}}; \quad \frac{di_{HZX}}{dt} = \frac{u_Z - u_X - R_{HZX} i_{HZX}}{L_{HZX}}. \quad (22)$$

Рівняння потокозчеплення ротора:

$$\frac{d\Psi_a}{dt} = -\frac{r'_2(\Psi_a - \Psi_{mA})}{L'_2} - \frac{\omega(\Psi_b - \Psi_c)}{\sqrt{3}}; \quad \frac{d\Psi_b}{dt} = -\frac{r'_2(\Psi_b - \Psi_{mB})}{L'_2} - \frac{\omega(\Psi_c - \Psi_a)}{\sqrt{3}};$$

$$\frac{d\Psi_c}{dt} = -\frac{r'_2(\Psi_c - \Psi_{mC})}{L'_2} - \frac{\omega(\Psi_a - \Psi_b)}{\sqrt{3}}. \quad (23)$$

**Рівняння обліку насичення машини.** Облік насичення в моделі проводиться по залежності  $L_m(Y_m)$ , визначеній на підставі досліду холостого ходу і наступного виразу [3]:

$$Y_m = \sqrt{2} I_m \left[ L_m \left( \frac{1}{L_{11}} + \frac{1}{L'_{12}} + \frac{1}{L'_2} \right) + 1 \right]. \quad (24)$$

На кожному кроці інтегрування  $Y_m$  обчислюється з виразу

$$\begin{aligned} Y_m = & \frac{2}{3} \left( \left[ \frac{\Psi_X}{L'_{12}} + \frac{\Psi_A}{L_{11}} + \frac{\Psi_a}{L'_2} \right] \left( \frac{\Psi_X}{L'_{12}} + \frac{\Psi_A}{L_{11}} + \frac{\Psi_a}{L'_2} - \frac{\Psi_Y}{L'_{12}} - \frac{\Psi_B}{L_{11}} - \frac{\Psi_b}{L'_2} \right) + \right. \\ & + \left[ \frac{\Psi_Y}{L'_{12}} + \frac{\Psi_B}{L_{11}} + \frac{\Psi_b}{L'_2} \right] \left( \frac{\Psi_Y}{L'_{12}} + \frac{\Psi_B}{L_{11}} + \frac{\Psi_b}{L'_2} - \frac{\Psi_Z}{L'_{12}} - \frac{\Psi_C}{L_{11}} - \frac{\Psi_c}{L'_2} \right) + \\ & \left. + \left[ \frac{\Psi_Z}{L'_{12}} + \frac{\Psi_C}{L_{11}} + \frac{\Psi_c}{L'_2} \right] \left( \frac{\Psi_Z}{L'_{12}} + \frac{\Psi_C}{L_{11}} + \frac{\Psi_c}{L'_2} - \frac{\Psi_X}{L'_{12}} - \frac{\Psi_A}{L_{11}} - \frac{\Psi_a}{L'_2} \right) \right)^{1/2}. \end{aligned} \quad (25)$$

У рівняннях використовуються загальноприйняті позначення величин [3], а їх зміст зрозумілий з рис. 1.

Математична модель випрямляча з RC-навантаженням наведена в [4].

**Розрахункові і експериментальні дослідження статичних характеристик.** Адекватність математичної моделі АГ була перевірена шляхом порівняння результатів чисельного і фізичного експерименту. Основні дані, що характеризують фізичну модель, наступні: номінальні фазні напруга і струм ОЗ – 108 В, 24 А; номінальні фазні напруга і струм РО – 228 В, 13 А;  $r_{11} = 0,168$  Ом;  $L_{11} = 8,75 \cdot 10^{-4}$  Гн;  $r'_{12} = 0,091$  Ом;  $L'_{12} = 4,68 \cdot 10^{-4}$  Гн;  $r'_2 = 0,15$  Ом;  $L'_2 = 8,75 \cdot 10^{-4}$  Гн;  $C_{ABC} = 2,34 \cdot 10^{-4}$  Ф;  $L_m(Y_m) = 0,02 - 8,8 \cdot 10^{-8} Y_m + 1,462 \cdot 10^{-8} Y_m^2 - 1,293 \cdot 10^{-11} Y_m^3 + 2,5 \cdot 10^{-15} Y_m^4$ ;  $L_g = 1 \cdot 10^{-3}$  Гн;  $r_g = 0,4$  Ом;  $\cos \varphi_H = 1$ . У ході експерименту підтримувалася швидкість обертання валу АГ 1515 об/хв за допомогою електромашинного привода (машина постійного струму з незалежним збудженням). Досліджувалися схеми Y(ABC)/Δ(XYZ) і Y(ABC)/Y(XYZ) без електричного зв'язку між обмотками статора. Конденсаторна батарея збудження була вибрана з умови роботи АГ з номінальними тепловими втратами в обмотці ABC у режимі холостого ходу.

На рис. 2 і 3 відповідно для схем Y/Δ і Y/Y представлено експериментальні і розрахункові залежності фазних струмів обмоток ( $I_A$ ,  $I_{Ap}$  – експериментальні і розрахункові значення струму ОЗ;  $I_X$ ,  $I_{Xp}$  – експериментальні і розрахункові значення струму РО), фазних напруг обмоток ( $U_A$ ,  $U_{Ap}$  – експериментальні і розрахункові значення напруги ОЗ;  $U_X$ ,  $U_{Xp}$  – експериментальні і розрахункові значення напруги РО), випрямленої напруги ( $U_d$ ,  $U_{dp}$  – експериментальні і розрахункові значення) у функції провідності навантаження. За базові величини прийняті номінальні значення напруги РО і струму ОЗ.

В АГ за схемою Y/Δ спостерігається відмінне від нульового значення струму (рис. 2 б) РО фізичної моделі. Це пояснюється деякою несиметрією фазних ЕРС, що пов'язано з технологічними причинами. Якщо не приймати до уваги струм РО при малих навантаженнях, то максимальне розузгодження експериментальних і розрахункових значень струмів і напруг для даної схеми складає близько 15 %.

Максимальне розузгодження між результатами експерименту і розрахунку при з'єднанні обмоток Y/Y близько 23 % (рис. 3).

Зменшення точності розрахунку найбільш виявляється в області великих навантажень АГ. Водночас, як свідчать отримані результати, для малих навантажень параметри моделі забезпечують прийнятну точність розрахунків.

Чисельними дослідженнями встановлено значний вплив величин індуктивних опорів розсіювання обмоток машини на точність розрахунків. Так, наприклад, зменшення індуктивності розсіювання обмотки збудження на 30 % (з'єднання обмоток Y/Y) призвело до покращення збіжності розрахункових і експериментальних напруг за максимального наван-

таження до 9,5 % (раніше 18 %), а струмів – 16,5 % (раніше 23 %). Збільшення параметрів розсіювання, навпаки, призводить до зменшення точності розрахунку. Для отримання розходження між експериментальними і розрахунковими даними до 10 % слід відмовитись у математичній моделі від припущення про сталість індуктивностей розсіювання, що значно ускладнює модель.

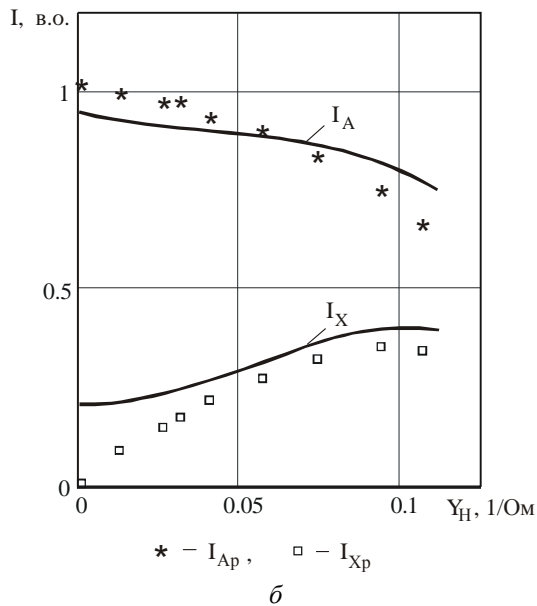
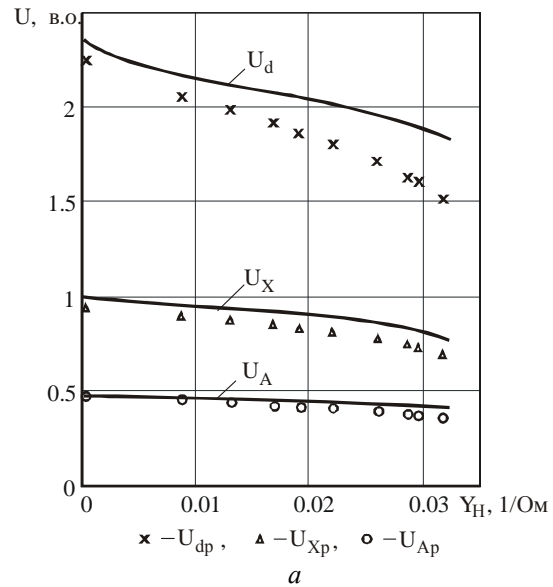
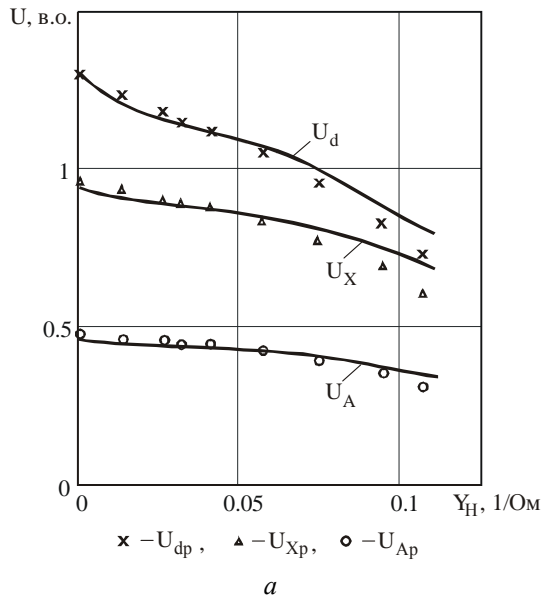


Рис. 2

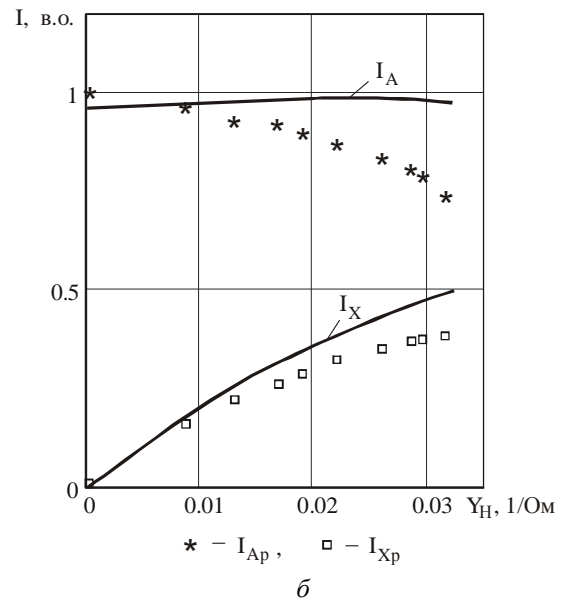


Рис. 3

Порівняння експериментальних характеристик АГ, виконаних за схемами  $Y/\Delta$  і  $Y/Y$ , показує, що використання схеми  $Y/Y$  забезпечує не тільки більшу стабільність вихідної напруги, але і більшу (на 34 %) вихідну потужність АГ (потужність, що споживається навантаженням  $R_{dl}$ ) у режимі роботи на випрямляч з  $RC$ -навантаженням. Також слід зазначити, що згідно з чисельними і експериментальними даними величина ємності конденсаторів на затискачах постійного струму випрямляча практично не впливає на жорсткість його зовнішньої характеристики.

З використанням наведеної вище математичної моделі АГ чисельні дослідження також були проведені для АГ з двома статорними обмотками (триобмотковий АГ), виконаного на основі асинхронного двигуна 4А160М4У3 (схема  $Y/Y$  без електричного зв'язку). Для ви-

значення параметрів такого АГ з паспортних даних цього двохобмоткового двигуна (по одній обмотці на статорі і роторі) [2] було використано спрощену методику розрахунку, суть якої полягає в наступному.

Приймається площа поперечного перерізу паза статора двохобмоткової АМ рівною одиниці і вважається, що в триобмотковому варіанті виконання машини коефіцієнт заповнення паза залишиться аналогічним. Тоді

$$S_{11} + S_{12} = 1, \quad (26)$$

де  $S_{11}$  – відносна площа паза відведена для провідників ОЗ;  $S_{12}$  – відносна площа паза, відведена для провідників РО. Якщо число витків ОЗ дорівнює числу витків базового двохобмоткового варіанта електричної машини, то активний опір цієї обмотки дорівнює

$$r_{11} = \frac{r_1}{S_{11}}, \quad (27)$$

де  $r_1$  – активний опір обмотки статора базового варіанта.

Якщо нехтувати зміною геометрії обмоток, то індуктивність розсіювання ОЗ має значення

$$L_{11} = L_1. \quad (28)$$

Номинальний струм ОЗ визначається як

$$I_{11N} = I_{1НОМ.Ф} S_{11}, \quad (29)$$

де  $I_{1НОМ.Ф}$  – номінальний струм обмотки статора базового варіанта машини.

Число витків РО  $w_{12}$  приймається відмінним від числа витків ОЗ  $w_{11}$  і задається їх відношення  $n = w_{12}/w_{11}$ . Тоді незведений і зведений опори обмотки XYZ визначаються з виразів

$$r_{12} = \frac{r_1 n^2}{S_{12}}; \quad r'_{12} = \frac{r_1}{S_{12}}. \quad (30)$$

Індуктивність розсіювання РО до і після зведення, її номінальний струм, враховуючи зроблені допущення, відповідно дорівнює

$$L_{12} = L_1 n^2; \quad L'_{12} = L_1; \quad (31)$$

$$I_{12N} = S_{12} \cdot I_{1НОМ.Ф} / n. \quad (32)$$

Параметри обмотки ротора, зведеної до ОЗ, аналогічні параметрам базового варіанту внаслідок рівності числа витків ОЗ і обмотки статора базового варіанту. Залежність  $L_m(Y_m)$  визначається з досліду холостого ходу АМ базового варіанту [5].

Параметри обмоток машини 4А160М4У3 перераховувались по (26)–(32). Основні дані, використані при моделюванні, наступні: номінальні (повні) потужності ОЗ і РО – 12 і 11,1 кВА відповідно;  $\omega = 317,3$  рад/с;  $C_{ABC} = 7 \cdot 10^{-5}$  Ф;  $L_g = 5 \cdot 10^{-5}$  Гн;  $r_g = 5 \cdot 10^{-3}$  Ом, опір діода у відкритому стані  $5 \cdot 10^{-3}$  Ом;  $C_{d1} = 1 \cdot 10^{-2}$  Ф;  $\cos \varphi_H = 1$ .

Отримані результати розрахунку режимів АГ на основі асинхронної машини 4А160М4У3 виявили істотну залежність максимальної потужності робочої обмотки від величини  $n$  (рис. 4). Ця потужність визначилася як сума потужності навантаження, потужності втрат в ключах випрямляча і дроселях. Найвірогіднішим поясненням цьому факту є зміна гармонійного складу вхідних струмів випрямляча  $i_{\alpha 1}$ ,  $i_{\alpha 2}$ ,  $i_{\alpha 3}$ , і як наслідок, коефіцієнта потужності навантаження РО.

Необхідно підкреслити, що при зміні  $n$  площі паза, відведені для ОЗ і РО, не змінюються ( $S_{11} = 0,52$ ,  $S_{12} = 0,48$ ).

Схеми включення робочої обмотки  $\Delta$  і  $Y$ , виходячи з критерію максимуму її потужності, рівнозначні, якщо забезпечують рівні вхідні напруги для випрямляча. Тобто величину максимальної потужності РО в режимі роботи на випрямляч з РС-навантаженням визначає величина напруги на вході випрямляча, а не схема включення РО.

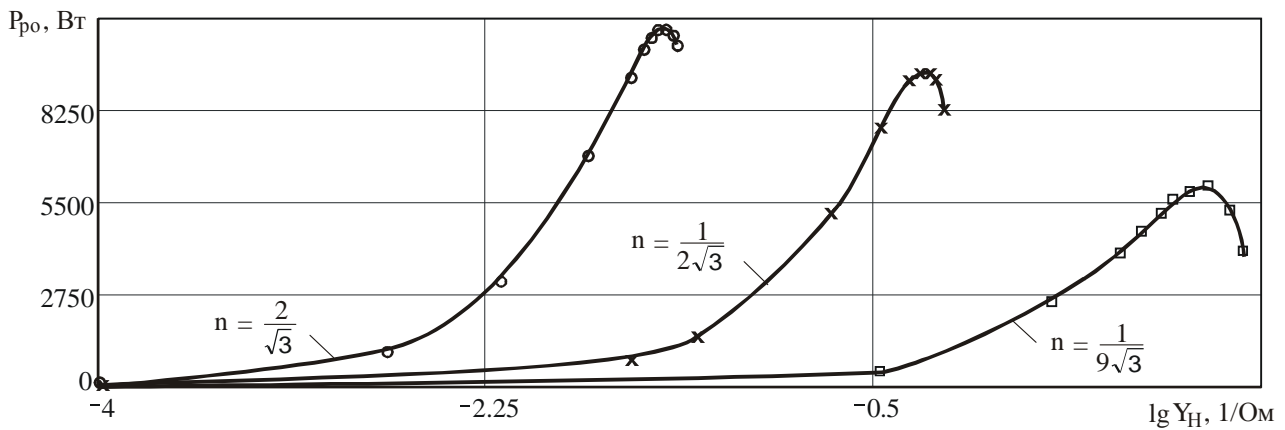


Рис. 4

**Висновки.** Розроблена модель дає змогу досліджувати динамічні та квазісталі режими триобмоткового (дві обмотки на статорі і одна на роторі) АГ із ємнісним збудженням та з  $RC$ -навантаженням випрямляча. Проведені дослідження показали адекватність розрахункових і експериментальних результатів.

Встановлено, що жорсткість зовнішньої характеристики АГ і максимальна потужність РО залежать від її вихідної напруги і не залежать від схеми включення ( $\Delta$  або  $Y$ ).

Величина ємності конденсаторів у ланцюзі постійного струму випрямляча не впливає на жорсткість зовнішньої характеристики.

*Предложена математическая модель трехобмоточного автономного асинхронного генератора, который питает выпрямитель с RC-нагрузкой при отсутствии и наличии электрической связи между обмотками. Приведены результаты экспериментальных и расчетных исследований.*

*The mathematical model of three-winding autonomous asynchronous generator which feeds a rectifier with RC-loading with and without electric connection between windings is offered. The results of experimental and mathematical researches are presented.*

1. Ежова Е.В. Электромеханический преобразователь комбинированной энергетической установки гибридного автомобиля: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Самара, 2006. – 20 с.
2. Кравчик А.Э., Шлаф М.М., Афонин М.М., Соболенская Е.Н. Асинхронные двигатели серии 4А: Справочник. – М.: Энергоиздат, 1982. – 504 с.
3. Лиценко А.И., Мазуренко Л.И. Уравнения трехобмоточного асинхронного генератора с емкостным возбуждением в фазных координатах // Техн. електродинаміка. – 1995. – №5. – С. 40–45.
4. Мазуренко Л.И., Джура А.В., Дынник Л.Н., Соловьев В.В. Однопостовой автономный сварочный комплекс. Ч. 1. Математическая модель силовой части // Вісн. Кременчуцького держ. політехн. ун-ту ім. Михайла Остроградського: Мат. міжнар. наук.-техн. конф. “Електромеханічні системи, методи моделювання та оптимізації”. – Кременчук: КДПУ, 2009. – Вип. 3/2009 (56). Ч. 2. – С. 145–149.
5. Мазуренко Л.И., Джура А.В., Дынник Л.Н., Соловьев В.В. Однопостовой автономный сварочный комплекс. Ч. 2. Алгоритм управления, результаты моделирования // Вісн. Кременчуцького держ. політехн. ун-ту ім. Михайла Остроградського: Мат. міжнар. наук.-техн. конф. “Електромеханічні системи, методи моделювання та оптимізації”. – Кременчук: КДПУ, 2009. – Вип. 4/2009 (57). Ч. 2. – С. 128–132.
6. Мазуренко Л.И., Лісник В.Я., Джура О.В., Диннік Л.М. Однофазний асинхронний генератор з регульованою перевантажувальною здатністю і автостабілізацією напруги // Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України: Зб. наук. пр. – К.: ІЕД НАНУ. – №1 (22). – С. 38–43.
7. Alan I. Starter / Generator Employing Resonant - Converter-fed Induction Machine Part I: Analysis / I. Alan, T.A. Lipo // IEEE Trans. on Aerospace and Electronic Systems. – October 2000. – Vol. 36, №4. – P. 1309–1318.
8. Alan I. Starter / Generator Employing Resonant - Converter-fed Induction Machine Part II: Hardware Prototype / I. Alan, T.A. Lipo // IEEE Trans. on Aerospace and Electronic Systems. – October 2000. – Vol. 36, №4. – P. 1319–1329.
9. Naidu M. A 4-kW 42 V induction-machine-based automotive power generation system with a diode bridge rectifier and a PWM inverter / M. Naidu, J. Walters // IEEE Transactions on Industry Applications. – Sept. / Oct. 2003. – Vol. 39, №5. – P. 1287–1293.
10. www.esabindia.com.

Надійшла 22.12.2010