

УДК 621.317.7

З.Я. Монастырский, докт. техн. наук, **В.Д. Погребняк**, асп.

Институт электродинамики НАН Украины,

пр. Победы, 56, Киев-57, 03680, Украина

Квазирезонансные измерительные цепи универсальных RLC-метров

Изложены новые результаты исследований, проводимых в отделе электрических и магнитных измерений в течение 2014 г., в направлении создания импедансометрической аппаратуры. Проанализированы измерительные цепи, аналогичные резонансным, в которых вместо реактивных элементов применены их имитаторы на основе операционных усилителей и цифроаналоговых преобразователей. Рассмотрены особенности и преимущества квазирезонансных измерительных цепей и показано, что на их основе могут быть построены универсальные и специализированные измерители иммитанса как уравнивающего, так и комбинированного преобразования. Приведены разработанная авторами упрощенная принципиальная схема универсального RLC-метра и его технические характеристики. Библ. 6, рис. 3, таблица.

Ключевые слова: измерительные цепи, иммитанс, уравнивание, квазирезонанс, условия равновесия, RLC-метр.

Z.Ya. Monastirsky, V.D. Pogrebnyak

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine

Peremohy, 56, Kyiv-57, 03680, Ukraine

Quasi-resonant circuit universal measuring gauges RLC

New article presents the results of research conducted in the department of electrical and magnetic measurements during 2014, towards a impedancemetry equipment. Analyzed measuring range, similar resonance, in which instead of reactive elements used simulators based on operational amplifiers and converters DAC. The features and advantages quasiresonance measuring circuits and show that they can be built based on universal and specialized parameters immitance meter as equilibration, and the combined transformation. These authors developed a simplified circuit universal RLC-meter and its specifications. References 6, figures 3, table.

Key words: measurement circuits, immitance, equilibration, quasiresonance, rules of equilibration, RLC-meter.

Надійшла 20.04.2015

Received 20.04.2015

№ 6. ВІДДІЛ ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНИХ СИСТЕМ

УДК 621.313

МОДЕЛЮВАННЯ І АЛГОРИТМИ КЕРУВАННЯ ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНИХ ПЕРЕТВОРЮВАЧІВ ЕНЕРГІЇ ТА СИСТЕМ НА ЇХ ОСНОВІ

Л.І. Мазуренко, докт. техн. наук, **В.В. Гребеніков**, докт. техн. наук, **О.В. Джура**, канд. техн. наук,

В.І. Романенко, канд. техн. наук, **О.М. Попович**, канд. техн. наук, **І.В. Головань**, канд. техн.

наук, **Ю.В. Шуруб**, канд. техн. наук, **О.В. Бібік**, канд. техн. наук, **М.В. Приймак**, інж. I кат.

Институт электродинамики НАН Украины,

пр. Перемоги, 56, Київ-57, 03680, Україна

e-mail: mlins@ied.org.ua

Описано нові принципи керування ведучим асинхронним генератором вітроелектричної станції, моделі асинхронного електропривода з випадковим навантаженням, електромеханічної системи водопостачання з вентиляльно-індукторним двигуном, розроблені у відділі електромеханічних систем. Визначено характер зміни робочих характеристик генератора з постійними магнітами вітроустановки, компенсованих асинхронних двигунів за різних обмоток та характеристик сталі магнітопроводів електричних машин за частотою 50, 100, 150, 200 Гц. Бібл. 21, рис. 11, таблиця.

Ключові слова: алгоритм керування, моделювання, асинхронний двигун, електрична машина з постійними магнітами, ведучий асинхронний генератор, вітроелектрична станція, вентиляльно-індукторний двигун.

Алгоритм керування ведучим асинхронним генератором вітроелектричної станції (ВЕС) при роботі на мережу постійного струму та результати досліджень. Функціона-

льна схема ВЕС показана на рис. 1. Її математичну модель і алгоритм керування веденим генератором АГ2 представлено в [11]. Для підвищення завадостійкості системи керування АГ1 регулювання заданої складової струму статора i_{q1}^* (для керування моментом [11]) на кожному інтервалі сталості знаку прискорення здійснюється в два етапи (рис. 2).

Перший етап починається, коли фіксується зміна знака величини добутку похідних кутової частоти обертання та аеродинамічної потужності $\dot{\omega}_{M1} \cdot \dot{P}_{T1}$, що означає перехід вітро-турбіни ВТ1 з наростаючої ділянки потужнісної характеристики (рис. 3) до спадної, або навпаки. Для усунення високочастотних завад, викликаних перемиканням напівпровідникових елементів вентильного перетворювача ВП1, сигнал, який формує система керування, має фільтруватись. А отже, зміна знака зазначеного добутку буде фіксуватись з деякою затримкою відносно моменту переходу ВТ1 через вершину потужнісної характеристики. На початку першого етапу струм i_{q1}^* змінюється стрибкоподібно або плавно на величину Δi_{q1}^* і надалі до початку другого етапу протягом часу T_{minr} (задана тривалість першого етапу) не змінюється. Значення Δi_{q1}^* має бути таким, щоб забезпечити зміну напрямку пошукового руху (рис. 3) в точці А або В потужнісної характеристики, і відповідно знака прискорення ВТ1. Зміна знака прискорення досягається, якщо забезпечити приріст електромагнітної потужності ΔP_{T1} протилежний за знаком відносно поточної потужності прискорення ВТ1 і більший від неї за абсолютним значенням, тобто $\Delta P_{T1} = -k_r P_{acs1}$. Оскільки ΔP_{T1} визначається в фіксований момент часу безпосередньо після зміни знака добутку $\dot{\omega}_{M1} \cdot \dot{P}_{T1}$, то справедливим є рівняння

$$\frac{3P}{2} \Delta i_{q1}^* \Psi_{d1} \omega_{M1} \Big|_{t=t_{REV}} = -k_r P_{acs1} \Big|_{t=t_{REV}},$$

з якого отримуємо

$$\Delta i_{q1}^* = \frac{-k_r P_{acs1}}{1.5 P \Psi_{d1} \omega_{M1}} \Big|_{t=t_{REV}}, \tag{1}$$

де $P_{acs1} = J_1 \omega_{M1} \dot{\omega}_{M1}$ – потужність прискорення обертальних мас агрегату № 1; k_r – коефіцієнт форсування зміни напрямку пошукового руху; t_{REV} – момент часу, в який приймається рішення про зміну знака прискорення; P – число пар полюсів; Ψ_{d1} – складова потокозчеплення у системі координат dq , що обертається синхронно з результируючим вектором потокозчеплення статора; ω_{M1} – кутова частота обертання ВТ1.

Чим більша величина k_r , тим швидше відбувається зміна знака прискорення і швидшим є рух за потужнісними характеристиками ВТ1 (рис. 3). Пришвидшення зміни напрямку руху (від А→С→В до В→С→А, чи навпаки) впливає на тривалість періоду пошукового руху

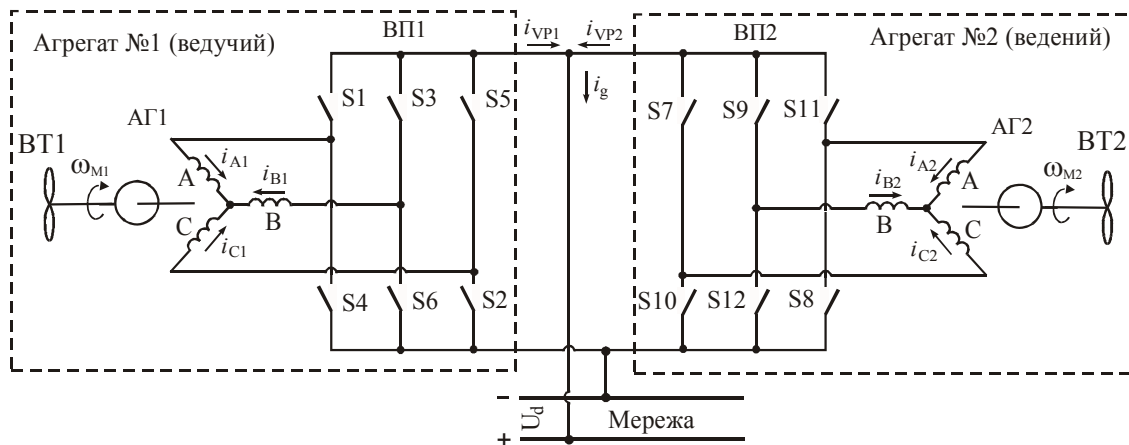


Рис. 1

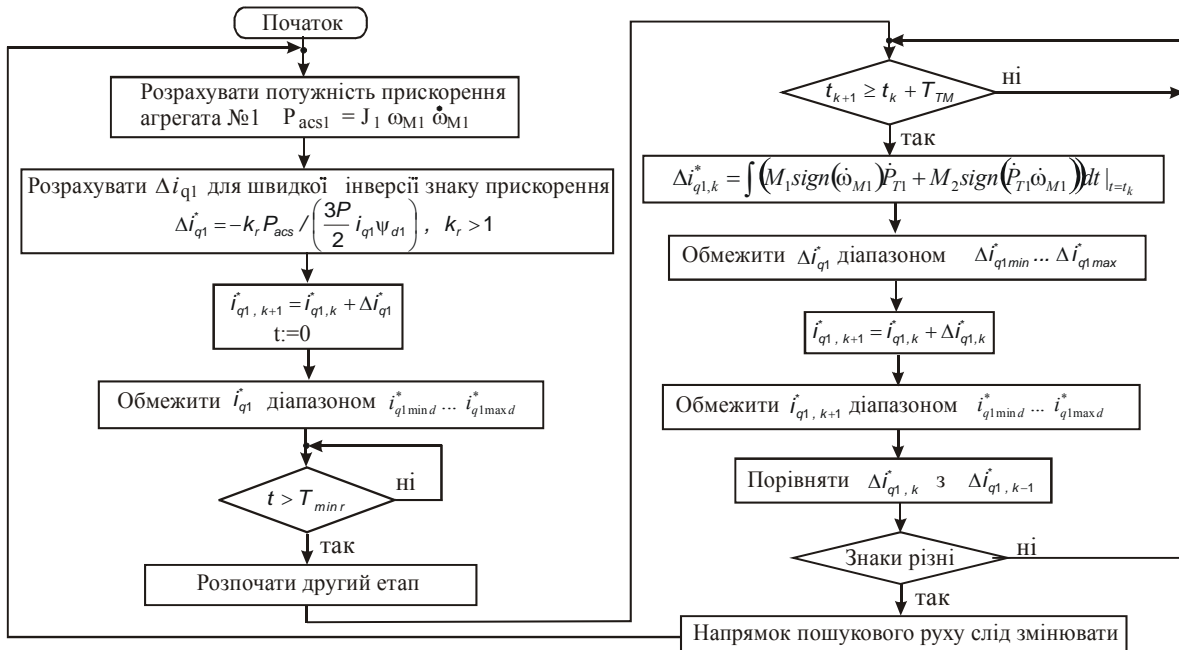


Рис. 2

в бік його зменшення і відповідно сприяє підвищенню середнього на періоді аеродинамічного ККД турбіни, що є позитивним наслідком. Проте, якщо на кінці пошукового періоду прискорення буде залишатись таким же великим, як і на його початку, що ймовірно, то зазначений ефект (збільшення ККД) може бути нівельовано. Крім того, якщо в кожній точці реверсу (А або В) збільшувати модуль прискорення, то через деякий час АГ почне працювати на граничних значеннях (мінімум і максимум) електромагнітного моменту. Такий режим не є бажаним, оскільки збільшаться механічні навантаження на елементи конструкції (редуктор, кріплення, підшипники тощо) та втрати у ВП1. Тому необхідно вводити обмеження на i_{q1}^* , виходячи з поточної потужності ВТ (чи з поточної швидкості вітру). Зокрема, якщо виходити з того, що на першому етапі роботи алгоритму для забезпечення руху в напрямку В→... (рис. 3) електромагнітна потужність АГ1 повинна перевищувати не

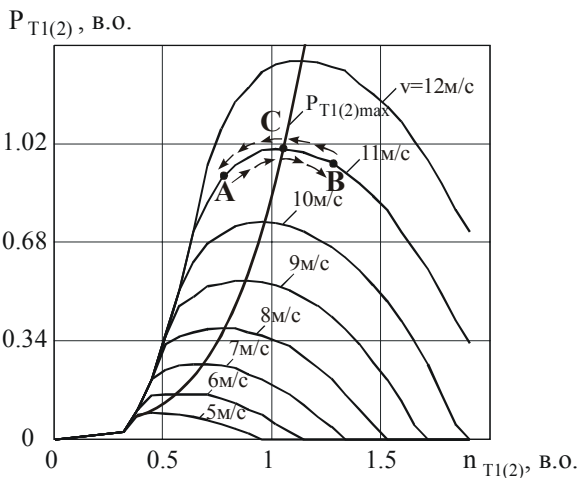


Рис. 3

більш ніж у k_{max} раз, а по траєкторії А→... бути меншою не більш ніж у $1/k_{min}$ раз від аеродинамічної потужності ВТ (за вирахуванням втрат на тертя), то граничні значення i_{q1max}^* та i_{q1mind}^* струму i_{q1}^* (максимум та мінімум) при нехтуванні втратами в машині та врахуванні від'ємного знака струму i_{q1}^* в генераторному режимі роботи АГ можуть бути розраховані з таких рівнянь:

$$\frac{3P}{2} i_{q1max}^* \Psi_{d1} \omega_{M1} = -k_{max} (P_{T1} - P_{Tp1}), \quad \frac{3P}{2} i_{q1mind}^* \Psi_{d1} \omega_{M1} = -k_{min} (P_{T1} - P_{Tp1}),$$

звідки

$$i_{q1max}^* = -\frac{k_{max} (P_{T1} - P_{Tp1})}{\frac{3P}{2} \omega_{M1} \Psi_{d1}}, \quad i_{q1mind}^* = -\frac{k_{min} (P_{T1} - P_{Tp1})}{\frac{3P}{2} \omega_{M1} \Psi_{d1}}, \quad (2)$$

де $k_{\max} > 1$, $k_{\min} < 1$, $P_{T_{pl}}$ – втрати на тертя в АГ1 і ВТ1.

Рівняння (2) дають змогу обчислити граничні значення струму i_{q1}^* , за яких, нехтуючи втратами в машині, потужність прискорення складе $P_{T1} - P_{T_{pl}} - k_{\max}(P_{T1} - P_{T_{pl}}) = (1 - k_{\max})(P_{T1} - P_{T_{pl}})$ при пошуковому русі в напрямку $B \rightarrow \dots$ (частота обертання зменшується) та $P_{T1} - P_{T_{pl}} - k_{\min}(P_{T1} - P_{T_{pl}}) = (1 - k_{\min})(P_{T1} - P_{T_{pl}})$ при пошуковому русі в напрямку $A \rightarrow \dots$ (частота обертання збільшується).

По закінченні часу $T_{\min r}$ розпочинається другий етап регулювання i_{q1}^* з використанням зворотного зв'язку за величиною $\int (M_1 \cdot \text{sign}(\dot{\omega}_{M1(2)}) \cdot \dot{P}_{T1(2)} + M_2 \cdot \text{sign}(\dot{P}_{T1(2)}) \cdot \dot{\omega}_{M1(2)}) dt$ [11], де M_1 , M_2 – коефіцієнти, які залежать від інерційності обертальних мас ВТ і АГ. Величина i_{q1}^* змінюється дискретно з періодом часу T_{TM} , значення дискретного приросту струму i_{q1}^* обмежується діапазоном $\Delta i_{q1 \min}^* \dots \Delta i_{q1 \max}^*$, а значення i_{q1}^* на кроці $(k+1)$ – діапазоном $i_{q1 \min d}^* \dots i_{q1 \max d}^*$. Якщо знаки Δi_{q1}^* на поточному і попередньому кроках співпадають, то це означає, що напрямок руху відповідає наближенню до вершини потужнісної характеристики і необхідно продовжувати регулювання згідно з зазначеним виразом. Якщо ж знак Δi_{q1}^* змінюється, то це є ознакою проходження вершини потужнісної характеристики і алгоритм повертається до першого етапу, на якому відбувається реверс знака прискорення.

З алгоритму регулювання i_{q1}^* (рис. 2) видно, що на роботу АГ1 генератор АГ2 не впливає жодним чином і є залежним в частині алгоритму роботи від змінних АГ1. Саме тому АГ1 названо ведучим, а АГ2 – веденим.

Регулювання магнітного потоку в АГ здійснюють, як правило, подібно до частотного асинхронного приводу. На нижніх частотах обертання намагнічуючий струм (потокочеплення) утримують сталим, на високих – поступово послаблюють. Відповідно залежність заданого струму $i_{d1(2)}^*$ АГ1 (АГ2) [11], який визначає ступінь насичення магнітопроводу від частоти обертання, задано графічно у вигляді кусково-лінійної залежності (рис. 4).

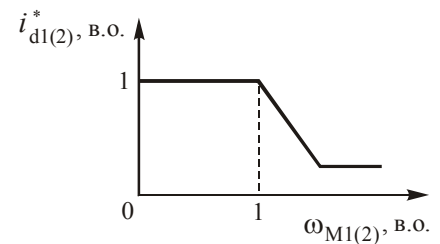


Рис. 4

У векторних системах керування АГ застосовують гістерезисне регулювання струму та векторну широтно-імпульсну модуляцію (ШІМ) [13]. Перевагою останньої є більш низька частота перемикання ключів за умови однакової величини коефіцієнта гармонік струму. Тому цей алгоритм реалізовано в математичній моделі систем керування АГ1 і АГ2.

Взаємодія математичних моделей елементів ВЕС. Перехід від заданих струмів до заданих напруг за векторної ШІМ у моделі системи керування здійснюється по відхиленню заданих струмів від фактичних (рис. 5). Розрахункова складова струму статора АГ1 i_{q1}^* визначається за алгоритмом рис. 2, а складова струму статора АГ2 i_{q2}^* згідно з [11]. Розшифрування величин на рис. 2 також представлено в [11]. Складові i_{d1}^* , i_{d2}^* визначаються залежно від поточних розрахункових значень частот обертання АГ1, АГ2 відповідно.

Похибки відпрацювання $i_{q1(2)}^*$, $i_{d1(2)}^*$ підсилюються РІ-регуляторами, обмежуються, згладжуються аперіодичними ланками та разом з поточним кутом повороту результуючого вектора потокочеплення статора надходять до координатного перетворювача. Отримані величини заданих напруг $U_{q1(2)}^*$, $U_{d1(2)}^*$ перетворюються до трифазної нерухокої системи координат і подаються до блока векторної ШІМ (*SVPWM*), на виході якого формуються ло-

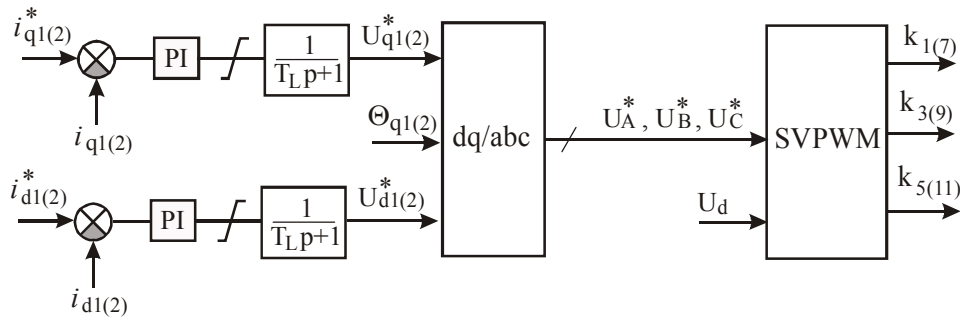


Рис. 5

гічні сигнали $K_{1(7)}$, $K_{3(9)}$, $K_{5(11)}$ керування (комутаційні функції) ключів перетворювачів. Кут $\theta_{q1(2)}$ визначається згідно з [8].

Сигнали $K_{1(7)}$, $K_{3(9)}$, $K_{5(11)}$ та задане значення напруги мережі надходять до моделей ВП1, ВП2 і використовуються при визначенні миттєвих значень фазних напруг АГ1 та АГ2. Розрахункові значення фазних напруг та поточні величини частот обертання АГ використовуються в моделях АГ для визначення миттєвих значень потокозчеплень, фазних струмів і електромагнітного моменту. Через миттєві значення фазних струмів і напруг ідентифікатори частоти обертання визначають оціночні значення частот обертання, які використовуються в моделях систем керування АГ1, АГ2, а розрахункове значення електромагнітного моменту використовується у рівнянні руху при визначенні фактичних частот обертання генераторів. Моменти турбін, що також є вхідними змінними для рівнянь руху, розраховуються моделями ВТ через поточні значення швидкості вітру та фактичні значення частот обертання АГ, взяті з попереднього кроку інтегрування [11].

Математичне моделювання. З метою перевірки ефективності запропонованих принципів керування ВЕС (рис. 1) було проведено математичне моделювання цієї системи за фіксованої швидкості вітру. При розробці комп'ютерної моделі було прийнято наступне:

- вітроустановки ідентичні, швидкість вітру (набігаючого на лопаті вітрового потоку) перед лопатями ВТ1 і ВТ2 однакова;
- генератори чотириполосні ($P=2$) номінальної потужності 75 кВт ($f=50$ Гц, $U_N = 230/400$ В, $I_N = 135,8$ А);
- параметри машин: $r_1 = 0,04$ Ом, $L_1 = 4,5 \cdot 10^{-4}$ Гн, $r_2' = 0,023$ Ом, $L_2' = 5,7 \cdot 10^{-4}$ Гн, характеристика намагнічування наведена в [10];
- потужнісні характеристики ВТ1 і ВТ2 (зведені до валу АГ) відповідають рис. 3, за 1 в.о. моменту прийнято 225 Н·м, за 1 в.о. частот n_{T1} та n_{T2} – 1800 об/хв, 1 в.о. потужності $P_{T1(2)}$ відповідає номінальна потужність 42,4 кВт;
- втрати на тертя в АГ і ВТ прийнято пропорційними квадрату частоти обертання і дорівнюють $P_{Tpl(2)} = 0,06 \cdot \omega_{M1(2)}^2$ (близько 2 % від потужності АГ);
- напруга мережі 950 В;
- зведений момент інерції вітроагрегатів $J_1 = J_2 = 5$ Н·м;
- основні параметри систем керування АГ1 і АГ2:
 $k_{\omega 12} = 1,025$ [11]; $k_{\max} = 1,6$; $M_1 = 0,2$; $M_2 = 5,0$; $k_A = 1,04$ [11]; $k_{\min} = 0,2$; $k_r = 3$;
 $T_{\min r} = 1,2$ с; $T_{TM} = 0,0375$ с; $k_{E2/E1} = 0,99$ [11]; $\Delta i_{q1\min}^* = -0,45$ А; $\Delta i_{q1\max}^* = 0,45$ А;

– Δi_{q1}^* наприкінці інтервалів сталості знака похідної $\dot{\omega}_{M1}$ для переходу від прискорення до гальмування ротора АГ1 (точка В на рис. 3) змінюється стрибкоподібно (швидкий накид навантаження на АГ1), а для переходу від гальмування до прискорення (точка А на рис. 3) – плавно (плавне скидання навантаження з АГ, швидкість скидання струму обмежена аперіодичною ланкою з постійною часу 0,4 с).

Осцилограми наближених до усталеного режиму електромеханічних процесів були отримані за швидкості вітру $v=7$ м/с (рис. 6). Всі величини на осцилограмах наведені у відносних одиницях: струми машин (рис. 6 а-в) зведені до номінального статорного струму, електромагнітні моменти (рис. 6 д) – до номінального моменту АГ 484,3 Н·м, аеродинамічна потужність ВТ та зведений момент ВТ (рис. 6 е,є) – до номінальної потужності й зведеного номінального моменту ВТ, вихідні струми АГ1, АГ2 та вихідний струм ВЕС (рис. 6 з) – до струму 44,6 А, за якого вихідна потужність ВП дорівнює номінальній потужності ВТ, частоти обертання АГ1, АГ2 (рис. 6 ж) – до частоти обертання 1800 об/хв. Наведені осцилограми засвідчують, що в усталеному режимі роботи за сталої швидкості вітру обидві ВТ працюють практично з максимально можливим для них аеродинамічним ККД (більш 99,4–99,5 % від максимуму за рис. 3). Достатньо великі пульсації перетворених статорних струмів АГ $i_{q1(2)}$, $i_{d1(2)}$ та діючого значення фазних струмів $i_{\phi1(2)}$ обумовлені достатньо низькою частотою ШІМ (4,5 кГц) та великою величиною максимального кроку інтегрування (7 мкс), результатом чого є відповідна затримка (похибка в часі) у визначенні стану напівпровідникових елементів ВП. З рис. 6 добре видно, що електромеханічні процеси в агрегатах подібні, проте інверсні один до одного. Струм $i_{q1(2)}$ (рис. 6 а) змінюється в часі за квазіпрямокутним законом, що відповідає застосованому алгоритму керування. Відповідно до $i_{q1(2)}$ відбувається зміна усереднених (відфільтрованих аперіодичною ланкою з постійною часу 0,005 с) величин електромагнітного моменту АГ1(2) $M_{Г1(2)У}$ (рис. 6 д) та середніх (за час 0,02 с) вихідних струмів АГ (рис. 6 з). З рис. 6 з видно, що середнє значення мережевого струму I_g не має низькочастотних провалів, а отже, його фільтрація не потребуватиме великих апаратних затрат на стороні мережевого інвертора для підключення до мережі змінного струму.

На відміну від кривих електромагнітного моменту і струму $i_{q1(2)}$, аеродинамічний момент ВТ (рис. 6 е) змінюється практично лінійно і не має крутих фронтів, оскільки залежить лише від поточної швидкості вітру і частоти обертання, яка в свою чергу є досить високоінерційною змінною. Зі співставлення рис. 3 та 6 ж видно, що пошуковий рух відбувається навколо оптимальної за критерієм максимуму аеродинамічної потужності частоти обертання, з періодичністю близько 3,5-4 с.

Таким чином, запропоновано алгоритм регулювання моментоутворюючою складовою струмів ведучого АГ, який дає змогу утримувати приводну турбіну АГ в околі максимуму їх аеродинамічного ККД без застосування датчика швидкості вітру. Алгоритм засновується на градієнтному методі з суміщенням пробного і робочого кроків.

Результати моделювання усталених режимів узгоджуються з теоретичними основами ВЕС і засвідчують прийнятність зроблених припущень.

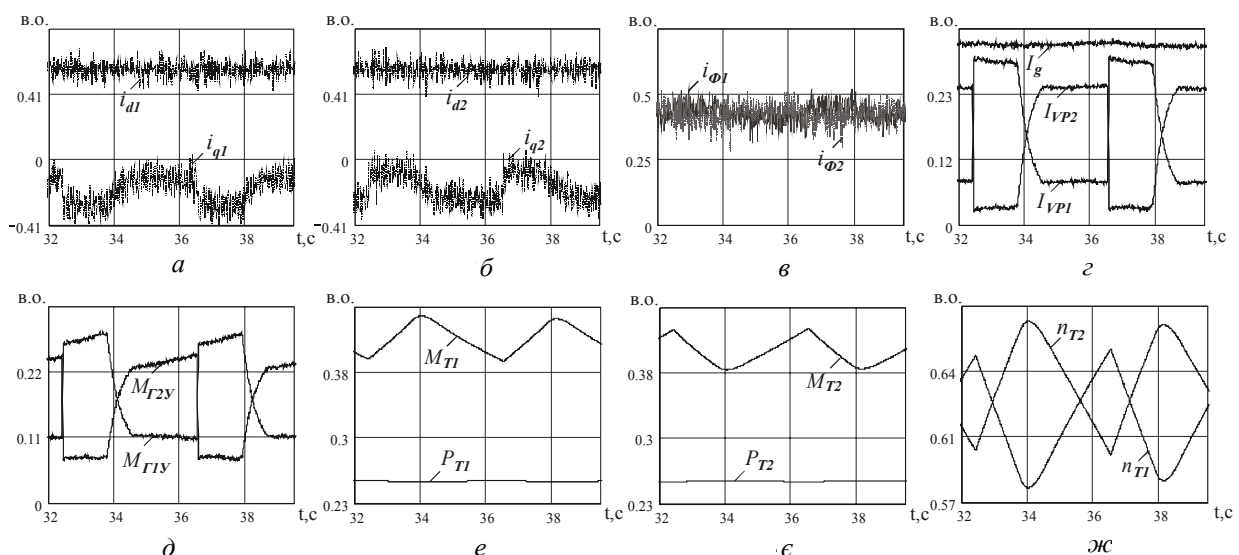


Рис. 6

У подальшому розроблені алгоритми керування асинхронними генераторами мають бути доопрацьовані з урахуванням результатів, представлених у роботах [8, 10, 12].

Моделювання електричних машин з постійними магнітами. Для вітроустановок малої потужності найчастіше використовуються синхронні електрогенератори на основі рідкоземельних постійних магнітів. При цьому існує велика різноманітність конструктивних типів електрогенераторів з постійними магнітами, у тому числі дискових [3, 6, 9, 20, 21], з явнополюсним або зубцево-пазовим статором [7]. Для зменшення вартості електрогенератора можна використовувати статор від серійного асинхронного електродвигуна [3]. Частота обертання вітроротора з вертикальною віссю обертання становить $n = 100 \dots 150$ об/хв. Для зменшення габаритних розмірів електрогенератора доцільно використовувати підвищувальний редуктор, наприклад, клиноремінну передачу з коефіцієнтом редукції $j = 3$, тоді частота обертання ротора генератора підвищиться до рівня $n = 300 \dots 450$ об/хв. Попередні розрахунки показали, що для електрогенератора потужністю $P=1$ кВт і частотою обертання $n = 300 \dots 450$ об/хв може бути використаний статор асинхронного восьмиполюсного електродвигуна типу АІР90L8.

На рис. 7 а показано сектор електрогенератора, статор якого має зовнішній діаметр $D_a = 178$ мм, число пазів $Z = 48$, внутрішній діаметр $D_i = 106$ мм, аксіальна довжина пакета статора $l_{Fe} = 100$ мм. Ротор виконано у вигляді восьмиполюсної магнітної системи з постійними магнітами, намагніченими в напрямку, перпендикулярному до площини постійних магнітів. Розміри магнітів: $10 \times 25 \times 100$ мм, зазор між статором і ротором $\delta = 1$ мм. Магніти приймають до торців феромагнітних концентраторів, виконаних з конструкційної сталі СТ20.

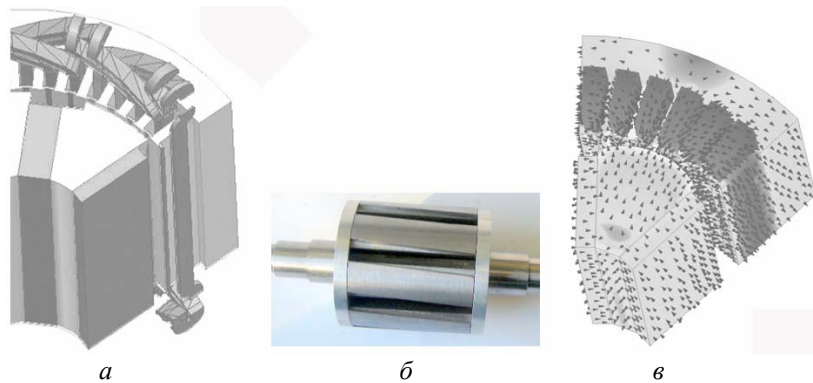


Рис. 7

Для зменшення пульсацій електромагнітного моменту необхідно виконувати або профілювання феромагнітних концентраторів [4, 5], або скіс полюсів [5]. У цьому випадку виконано скіс полюсів на роторі на величину одного зубцевого поділу. На рис. 7 б показано зовнішній вигляд ротора в зборі без постійних магнітів.

Моделювання магнітостатики здійснювалося в ліцензійному програмному пакеті *Infolytica Magnet*. У всіх розрахунках залишкова індукція магнітів прийнята рівною $B_r = 1,2$ Тл, а їх магнітна проникність – $\mu_{пм} = 1,03$, магнітопровід статора – сталь СТ2211 (з урахуванням нелінійної кривої намагнічування), феромагнітні концентратори – конструкційна сталь СТ 20 (з урахуванням нелінійності). Розрахунки магнітостатики виконувалися для моменту часу, коли струм у фазі А максимальний і умовно позитивний, у фазі В – мінімальний і умовно негативний, а у фазі С – нульовий. З урахуванням коефіцієнта заповнення паза, рівного $K_Q = 0,5$, щільність струму в фазі А задавалася рівною $J_A = 5$ А/мм², а в фазах В і С відповідно $J_B = -2,5$ А/мм², $J_C = 0$.

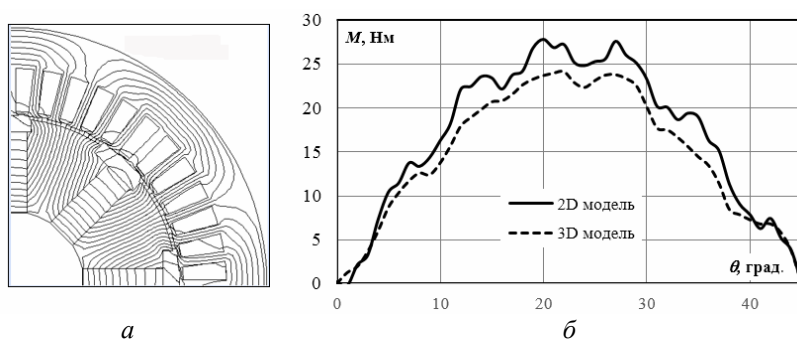


Рис. 8

Розрахунок проводився в тривимірній (3D) і двовимірній постановці (2D). На рис. 7 в представлена картина поля для тривимірної задачі, а на рис. 8 а – для двовимірної в середньому перерізі. Слід зазначити, що у тривимірній постановці час розрахунку на

порядок більший, ніж у двовимірній. При розрахунку в двовимірній постановці, щоб врахувати скіс полюсів на роторі, розраховуються три двовимірні моделі: перша в перетині на відстані $1/3$ від переднього краю активної частини; друга – на відстані $1/2$ від переднього краю активної частини; третя – на відстані $2/3$ від переднього краю активної частини. Сумарний електромагнітний момент для кожної точки визначається як середнє арифметичне для трьох моделей. На рис. 8 а наведено картини магнітного поля для перетину на відстані $1/2$ від переднього краю ротора, на рис. 8 б – залежності електромагнітного моменту від кута повороту ротора для три- та двовимірної моделей.

Характеристики генератора розраховувались в пакеті *Infolytica Magnet*. Для перевірки результатів розрахунку було виготовлено експериментальну модель електрогенератора і проведено її випробування. Як у розрахунковій, так і в експериментальній моделях фази генератора з'єднані в «зірку», виводи фаз підключені до випрямляча (схема Ларіонова). В якості навантаження використовувався реостат зі змінним опором. В експерименті визначалася залежність напруги на навантаженні при різних значеннях частоти обертання. Як приводний двигун в експерименті використовувався двигун постійного струму. На рис. 9 а наведені розрахункові та експериментальні залежності напруги на навантаженні від частоти обертання ротора генератора при значенні активного опору навантаження, рівного $R_n = 93$ Ом.

Слід зазначити, що для всіх величин навантаження розбіжність між експериментальними і розрахунковими значеннями не перевищувала 10%. На рис. 9 б наведені характеристики генератора для декількох значень частоти обертання ротора: $n = 200$ об/хв; $n = 300$ об/хв; $n = 400$ об/хв; $n = 500$ об/хв, а також залежність електромагнітного моменту генератора від струму навантаження для частоти обертання ротора генератора $n = 300$ об/хв. При номінальному струмі, рівному $I_n = 2,2$ А, і частоті обертання $n = 500$ об/хв електромагнітний момент генератора становить $M = 21$ Нм, що відповідає потужності $P = 1,1$ кВт.

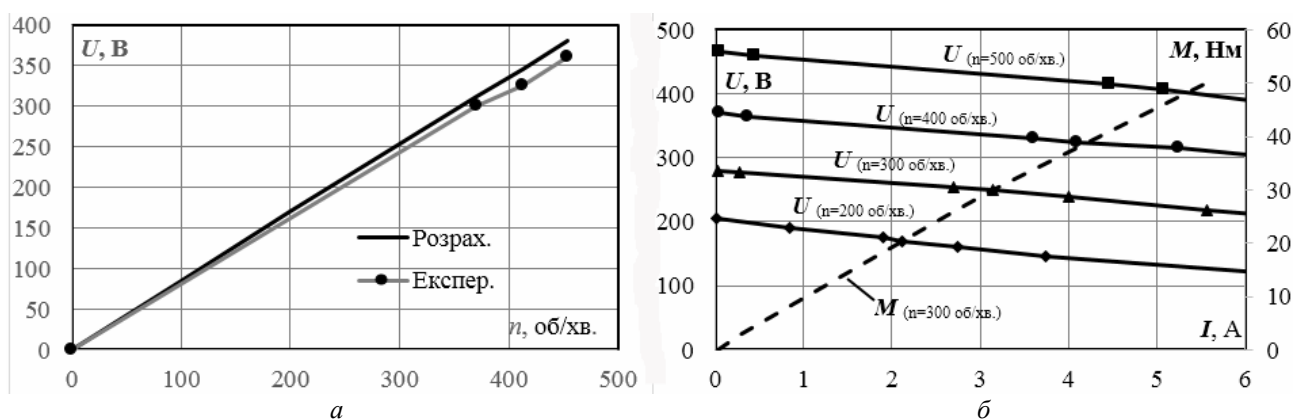


Рис. 9

Таким чином, достовірність математичної моделі електрогенератора з постійними магнітами підтверджується результатами експериментальних досліджень на фізичній моделі. Розбіжність результатів теоретичних і експериментальних досліджень знаходиться в межах, допустимих для інженерних розрахунків (не більше 10%).

Моделювання асинхронних двигунів і синтез регуляторів асинхронних електроприводів

Уточнення математичних моделей і програмних засобів для розрахунку кривих намагнічування пакета сталі магнітопроводів асинхронних двигунів. Особливістю роботи асинхронних двигунів (АД) у системах частотного регулювання є широкий діапазон зміни частоти перемагнічування магнітопроводів статора зі зміною частоти живлення і ротора зі зміною ковзання і частоти. Зміна частоти впливає на інтенсивність розмагнічуючої дії струмів у сталі магнітопроводів і на характеристику намагнічування. Для уточненого чисельного експерименту розроблено математичні моделі та програмні засоби розрахунку кривих намагнічування пакета сталі магнітопроводів за умов варіювання частоти. При заданій часовій залежності зміни величини напруженості магнітного поля на поверхні магнітопроводу або потоку в ньому треба ви-

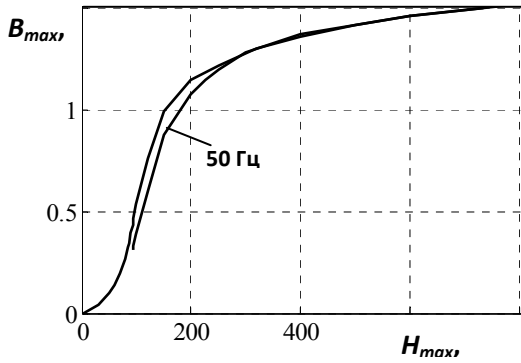


Рис. 10

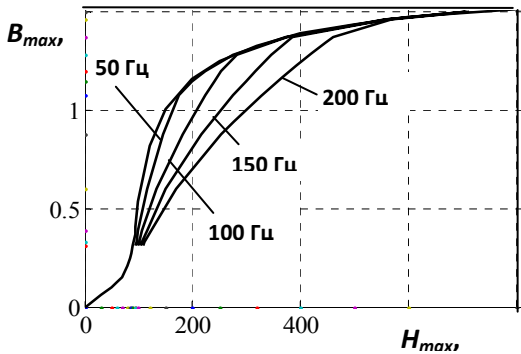


Рис. 11

значити розподіл напруженості магнітного поля в магнітопроводі та відповідні втрати активної потужності. Просторово-часовий розподіл магнітного поля в масиві листів магнітопроводу, відповідно до заданої системи припущень, визначено при розв'язанні одновимірної польової задачі дослідження часових залежностей перехідного процесу проникнення електромагнітної хвилі до листа магнітопроводу чисельним методом. Спираючись на основну криву намагнічування сталі Ст 2013 $B = f(H)$, виконано розрахунок залежності $B_m = f(H_m)$ для 50 Гц і порівняно результат із каталоговими даними. На рис. 10 наведено каталогові характеристики сталі, а на рис. 11 – розраховані за допомогою розроблених засобів характеристики для частот 50, 100, 150, 200 Гц.

Аналіз свідчить про збіжність результатів розрахунку з даними каталогу для частоти 50 Гц. При цьому наявність вихрових струмів змінює криву намагнічування у напрямку збільшення напруженості на величину близько 15%. Неврахування такого відхилення при математичному моделюванні режимів

роботи АД не призводить до надто значних похибок. Із збільшенням частоти зміна кривої намагнічування стає дуже значною (як видно з рис. 11, напруженість може зростати більше ніж на 100%). Тобто дослідження режимів роботи АД в умовах збільшеної частоти перемагнічування магнітопроводу потребує визначення параметрів заступної схеми [15] із обов'язковим урахуванням зміни характеристики намагнічування.

Математичні моделі для комплексного дослідження асинхронних двигунів із внутрішньою компенсацією реактивної потужності розроблено при застосуванні універсальної моделі асинхронних двигунів електромеханотронних систем для імітаційного та структурного моделювання [17] з врахуванням [14, 16].

Чисельний експеримент засвідчив, що застосування АД із внутрішньою компенсацією реактивної потужності крім підвищення коефіцієнта потужності забезпечує підвищення ККД АД і покращення складу просторових гармонік. Схеми з ізольованою багатовитковою компенсаційною обмоткою забезпечують багаторазове зменшення величини потрібної ємності конденсатора, доцільні при індивідуальній компенсації реактивної потужності. Схеми з паралельним або послідовним підключенням компенсаційної і робочої обмоток до мережі без зміни співвідношення кількості витків не забезпечують переходу до дванадцятифазної системи струмів (реалізується лише шестифазна система) і покращення гармонічного складу магніто-рушійної сили (МРС). Максимальний енергозберігаючий ефект застосування компенсованих АД відповідає переходу до дванадцятифазної системи АД.

Результати математичного моделювання двигуна 4A200L6 зведено до таблиці. Перший рядок відповідає серійному АД. Дослідження робочого режиму всіх варіантів виконано при номінальному ковзанні. Зі збільшенням кроку обмотки враховувалось збільшення активного опору, а зі зменшенням кількості витків – збільшення діаметру проводу і зменшення опору. В усіх варіантах дослідження зміною параметрів (кількість витків, ємність конденсатора) досягнуто однаковості величини сумарної МРС машини: $F_p = 515,2$ А при забезпеченні максимуму ККД. Витки робочої обмотки (РО) визначаються (відносно витків серійного АД – w_0) як $w_p = w_0 \cdot \kappa_w \cdot \kappa_{dw}$. Витки компенсаційної обмотки (КО): $w_k = w_0 \cdot \kappa_w / \kappa_{dw}$. Коефіцієнт κ_w здійснює однакову зміну витків обмоток, а коефіцієнт κ_{dw} збільшує витки у РО і зменшує у КО. До таблиці внесені значення: ККД (абсолютні та відносні до серійного номінального); коефіцієнта потужності АД; потужності при номінальному ковзанні; струму статора; співвідношення струмів компенсаційної і робочої обмоток; коефіцієнтів зміни витків; фазового зсуву струмів РО і КО; обмоткового коефіцієнта; ємності конденсатора.

Обмотка статора	η_n / η_n'	$\cos \varphi_n$	P_{2n} , Вт	I_{1n} , А	I_k / I_p , А	k_w / k_{dw}	φ_{4-1} , град	$K_{об}$	C , мкФ
Трифазна двошарова, у=10	$\frac{0,9129}{1}$	0,8917	30040	55,94	-	$\frac{1}{-}$	-	0,9243	-
Трифазна двошарова, у=11	$\frac{0,9133}{1,0004}$	0,8919	30040	55,89	-	$\frac{0,975}{-}$	-	0,9487	-
12-ти фазна двошарова, у=11	$\frac{0,9158}{1,0032}$	0,8920	30030	27,85	-	$\frac{2*0,9448}{-}$	-	0,9822	-
Компенсований АД, паралельне вкл., у=11, шестифазні струми	$\frac{0,914}{1,0012}$	0,9795	30020	50,81		$\frac{2*0,9437}{1}$	-54,8	0,9822	759,2
Компенсований АД, паралельне вкл., у=11, 12-ти фазні струми	$\frac{0,9154}{1,0027}$	0,9748	30020	51	$\frac{243}{273}$	$\frac{2*1,002}{0,9392}$	-30	0,9822	620
Компенсований АД, послідовне вкл., у=11, 12-ти фазні струми	$\frac{0,9155}{1,0028}$	0,975	30020	51	$\frac{49,8}{56,1}$	$\frac{0,9765}{0,94}$	-30,3	0,9822	840

Багатокритеріальний синтез оптимальних регуляторів асинхронних електроприводів із стохастичними навантаженнями. Розроблено методику статистично оптимального синтезу асинхронних електроприводів [18], яка полягає у визначенні передаточної функції регулятора $W_{reg}(s)$, що забезпечує мінімум середньоквадратичної похибки ε_{rms} при виконанні обмежень на перевантажувальну здатність та пусковий момент. Для стаціонарного випадкового процесу $M(t)$ середньоквадратична похибка дорівнюватиме кореню з дисперсії випадкової похибки системи

$$\varepsilon_{rms} = \sqrt{D_\varepsilon}. \quad (3)$$

Максимальний M_{max} та пусковий M_n моменти при цьому забезпечуються системою дискретного багатокритеріального оптимального керування електроприводом. На основі методів варіаційного числення розроблено методику синтезу багатокритеріальних оптимальних законів регулювання асинхронних електроприводів із стохастичними навантаженнями, яка полягає у визначенні діапазонів дій кожного з критеріїв оптимізації ($D_\varepsilon \rightarrow \min, M_{max} \rightarrow \max, M_n \rightarrow \max$).

Визначені оптимальні структури регуляторів замкнених електроприводів такого класу залежно від виду випадкових збурень. Моделювання роботи електроприводу прямої частоти дробарки зерна при застосуванні статистично оптимального регулятора показало збільшення циклових показників енергоефективності електроприводу порівняно із електроприводами без регулятора, таких як цикловий ККД (на 8...12 %) та коефіцієнт потужності (на 10...14 %) та зменшення дисперсії вихідних параметрів електроприводу – електромагнітного моменту, струму, швидкості (на 60...70 %), що свідчить про суттєву фільтрацію оптимальним регулятором високочастотних складових збурення.

Розроблена сумісна ймовірнісна модель асинхронного електроприводу та випадкового навантаження дає змогу уточнити методи попереднього вибору елементів приводу, зокрема метод еквівалентного струму, коли при випадковому навантаженні еквівалентний струм I_e визначається як корінь з математичного сподівання квадрату струму, що є такою ж оцінкою умов нагрівання, як і середньоквадратичне значення струму при детермінованих навантаженнях. Тоді умова вибору двигуна та елементів електроприводу

$$I_n \geq I_e = \sqrt{m_I^2 + D_I}, \quad (4)$$

де m_I та D_I – математичне сподівання та дисперсія струму.

Такий підхід дає можливість у ряді випадків більш точно вибрати елементи електро-

приводу, зокрема, фазозсуваючі елементи дискретно регульованих трифазно-однофазних електроприводів [19], отримати в однофазному режимі ККД АД, близький до ККД того ж АД при симетричному живленні при роботі в динамічному режимі зміни навантаження за випадковими законами.

Моделювання електромеханічних систем з вентиляльно-індукторними двигунами.

Актуальним є питання оптимального проектування системи водопостачання для комунального господарства за критерієм максимуму її коефіцієнта корисної дії або мінімального енергоспоживання системи при зміні частоти обертання двигуна із забезпеченням мінімально необхідного тиску системи.

Розроблено комплексну математичну модель електромеханічної системи холодного водопостачання багатоповерхового будинку, яка враховує взаємний вплив її складових та властивості адаптації гідравлічної мережі із зміною напору і подачі, що дає змогу завдяки цьому визначити шляхи й засоби підвищення енергоефективності системи при регулюванні її продуктивності аналогічно [2]. Вона містить наступні блоки: гідравліки (вихідними даними є конкретна характеристика магістралі та $Q-H$ характеристика насоса, яка враховує залежність ККД насоса від частоти обертання двигуна), модель вентиляльно-індукторного двигуна [1] і пристрій регулювання.

Розроблена модель дає можливість досліджувати електромеханічні процеси системи холодного водопостачання багатоповерхового будинку у реальному часі, визначити параметри системи електродвигун – насос – навантаження, які впливають на її ефективність та техніко-економічні показники, для подальшої оптимізації режимів роботи. Математична модель реалізована засобами імітаційного та структурного моделювання в системі *Matlab-Simulink*.

За допомогою моделі досліджено робочі режими електромеханічної системи холодного водопостачання семиповерхового будинку з відцентровим насосом на основі вентиляльно-індукторного двигуна потужністю 3 кВт.

1. Бібік О.В., Гребеніков В.В., Приймак М.В. Проектування вентиляльно-реактивного двигуна з метою зменшення пульсацій електромагнітного моменту // Техн. електродинаміка. – 2014. – № 4. – С. 117–119.
2. Головань І.В., Поліщук В.О. Підвищення енергоефективності електромеханічних систем водовідливу кар'єру за результатами комплексного математичного моделювання // Вісн. Нац. техн. ун-ту «Київський політехнічний інститут». Серія «Гірництво»: Зб. наук. праць. – К.: НТУУ «КПІ», 2014. – Вип. 25. – 176 с.
3. Гребеніков В.В., Конторович Л.Н. Привод РПН на основе электродвигателя с цифровым управлением // Гідроенергетика України. – 2014. – № 1. – С. 7–12.
4. Гребеніков В.В., Приймак М.В. Способы уменьшения пульсаций электромагнитного момента в электрических машинах с постоянными магнитами радиальной намагниченности // Гідроенергетика України. – 2014. – № 1–3. – С. 62–67.
5. Гребеніков В.В., Приймак М.В. Способы уменьшения пульсаций электромагнитного момента в электрических машинах с постоянными магнитами тангенциальной намагниченности // Вісн. Нац. техн. ун-ту «Харківський політехнічний інститут»: Зб. наук. пр. Серія: Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії. – Х.: НТУ «ХПІ», 2014. – Вип. 38. – С. 69–78.
6. Гребеніков В.В., Приймак М.В., Шарабан Ю.В. Дисковый электродвигатель с постоянными магнитами для комбинированного привода механизации крыла самолета // Техн. електродинаміка. – 2015. – № 1. – С. 59–65.
7. Гребеніков В.В., Попков В.С., Богаенко В.Н., Барабаш В.А., Гамалея Р.Р., Приймак М.В. Влияние конфигурации магнитной системы ротора на характеристики электрической машины с постоянными магнитами // Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України: Зб. наук. пр. – К.: ІЕД НАНУ, 2014. – Вип. 37. – С. 53–57.
8. Джюра А.В. Модифицированный векторный алгоритм управления автономным асинхронным генератором // Вісн. Кременчуцького нац. ун-ту ім. М. Остроградського. – Кременчук: КрНУ. – 2014. – Вип. 4/2014(87). – С. 15–19.
9. Мазуренко Л.І., Гребеніков В.В., Джюра О.В., Попович О.М., Бібік О.В., Головань І.В., Шуруб Ю.В., Романенко В.І. Розвиток теорії, вдосконалення математичних моделей, дослідження електричних машин і електромеханічних систем // Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України: Зб. наук. пр. – К.: ІЕД НАН України, 2014. – Вип. 38. – С.73-80.
10. Мазуренко Л.І., Джюра О.В., Романенко В.І. Моделирование автономной энергосистемы постоянного тока с асинхронными генераторами // Вісн. Нац. техн. ун-ту "Харківський політехнічний інститут": Зб. наук. пр. Серія: Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії. – Х.: НТУ "ХПІ". – 2014. – Вип. 38 (1081). – С. 106–115.

11. Мазуренко Л.І., Джура О.В., Романенко В.І. Математична модель вітроелектричної станції та алгоритм керування веденим асинхронним генератором в режимі роботи на мережу постійного струму // Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України: Зб. наук. пр. – К.: ІЕД НАНУ. – 2015. – Вип. 40. – С. 76 – 85.
12. Мазуренко Л.І., Попович О.М., Шевчук С.П., Поліщук В.О. Підвищення енергоефективності систем утилізації енергії вітру при інтеграції вітроенергетичних установок і гідроелектростанцій // Енергетика: економіка, технології, екологія, 2014. – № 1(35). – С. 21–26.
13. Мазуренко Л.І., Романенко В.І. Моделювання автономних асинхронних генераторів з вентильним збудженням при різних алгоритмах перемикання силових ключів // Електромеханічні і енергозберігаючі системи: Щоквартальний науково-виробничий журнал. – Кременчук: КрНУ, 2011. – Вип. 3/2011 (15). – С. 115–118.
14. Попович О.М. Визначення та дослідження коефіцієнта потужності електромеханотронних систем з асинхронними двигунами // Техн. електродинаміка. – 2014. – № 4. – С. 111–113.
15. Попович О.М., Головань І.В. Уточнення аналізу режимів роботи асинхронних двигунів у складі електромеханічних систем еквівалентування їх польових моделей коловими // Техн. електродинаміка. – 2014. – № 5. – С. 113–115.
16. Попович О.М., Головань І.В. Визначення параметрів заступної схеми асинхронного двигуна та їх нелінійних залежностей за результатами польового аналізу // Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України: Зб. наук. праць. – К.: ІЕД НАНУ, 2012. – Вип. 31. – С. 38–48.
17. Попович О.М., Смаглюк М.О. Дослідження та проектування асинхронних двигунів із внутрішньою компенсацією із застосуванням імітаційного та структурного моделювання // Вісн. Нац. техн. ун-ту «Київський політехнічний інститут». Серія «Гірництво»: Зб. наук. праць. – К.: НТУУ «КПІ», 2014. – Вип. 25. – С. 138–144.
18. Шуруб Ю.В. Статистична оптимізація регульованих за напругою асинхронних електроприводів // Техн. електродинаміка. – 2014. – № 5. – С. 116–118.
19. Шуруб Ю.В. Дослідження роботи трифазно-однофазних асинхронних електроприводів при стохастичних навантаженнях // Електротехніка і електромеханіка. – 2014. – № 2. – С. 64–65.
20. Пат. України на корисну модель 94119. Синхронна електрична машина торцевого типу / М.В. Богаєнко, Р.Р. Гамалєв, В.В. Гребеніков, В.С. Попков, М.В. Приймак, Ю.В. Шарабан // 2013. – Бюл. № 20.
21. Grebenikov Viktor, Szymczak Piotr, Gamaleja Rostislav, Pryjmak Maksim // Dyskowe generatory elektryczne z magnesamitrawalnymiferrytowymi i neodymowymidlamalejenergetyki // Wiadomosci elektrotechniczne. – 2014. – № 02. – С. 35–40.

УДК 621.313

Л.І. Мазуренко, докт. техн. наук, **В.В. Гребеніков**, докт. техн. наук, **А.В. Джура**, канд. техн. наук, **В.І. Романенко**, канд. техн. наук, **А.М. Попович**, канд. техн. наук, **І.В. Головань**, канд. техн. наук, **Ю.В. Шуруб**, канд. техн. наук, **Е.В. Бибік**, канд. техн. наук, **М.В. Приймак**, инж. I кат.

Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ-57, 03680, Україна

Моделирование и алгоритмы управления электромеханических преобразователей энергии и систем на их основе

Описаны новые принципы управления ведущим асинхронным генератором ветроэлектрической станции, модели асинхронного электропривода со случайной нагрузкой, электромеханической системы водоснабжения с вентильно-индукторным двигателем, разработанные в отделе электромеханических систем. Определены характер изменения рабочих характеристик генератора с постоянными магнитами ветроустановки, компенсированных асинхронных двигателей с различными обмотками и характеристик стали магнитопроводов электрических машин при частотах 50, 100, 150, 200 Гц. Библиография 21, рис. 11, таблица.

Ключевые слова: алгоритм управления, моделирование, асинхронный двигатель, электрическая машина с постоянными магнитами, ведущий асинхронный генератор, ветроэлектрическая станция, вентильно-индукторный двигатель.

L.I. Mazurenko, V.V. Grebenikov, O.V. Dzhura, V.I. Romanenko, O.M. Popovych, I.V. Holovan, Yu.V. Shurub, O.V. Bibik, M.V. Pryjmak

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,
Peremohy, 56, Kyiv-57, 03680, Ukraine

Simulation and control algorithms of electromechanical energy converters and systems on their basis

The principles for master induction generator of wind power electric station novel control, the models of induction drive with random load and an electromechanical water pumping system with switched reluctance motor are described. The tendency of steady-state performance characteristics of a wind power unit permanent magnet generator and compensated induction motors with different windings and with electric machine 50, 100, 1500, 200 Hertz core steel magnetic field frequencies are determined. References 21, figures 11, table.

Key words: control algorithm, simulation, induction motor, electric machines with permanent magnets, main induction generator, wind power plant, switched reluctance motor.

Надійшла 22.04.2015

Received 22.04.2015