

УДК 621.313.332

Л.И.Мазуренко, докт.техн.наук, В.А.Лесник, докт.техн.наук, Л.Н.Дышник, А.В.Джура (Ин-т электродинамики НАН Украины, Киев)

**Расчетно-экспериментальная оптимизация параметров емкостных систем возбуждения и анализ характеристик однофазных асинхронных генераторов**

*Предложена методика оптимизации параметров и характеристик однофазных асинхронных генераторов (ОАГ) при переменной частоте вращения. Рассмотрена возможность повышения схожести расчетных и экспериментальных статических характеристик при учете несимметрии поля в уравнении энергобаланса структуры ОАГ — нагрузка.*

*Запропоновано методикку оптимізації параметрів і характеристик однофазних асинхронних генераторів (ОАГ) зі змінною частотою обертання. Розглянуто можливість підвищення збіжності розрахункових та експериментальних статичних характеристик при врахуванні несиметрії поля в рівнянні енергобалансу структури ОАГ — навантаження.*

Автономным однофазным энергосистемам (АОЭ) малой мощности часто отдается предпочтение перед трехфазным. Это объясняется тем, что АОЭ дешевле, просты в обслуживании и в них используется простая коммутационная аппаратура. Однофазные генераторы для таких систем при мощностях более 3 кВт предпочтительнее выполнять на основе серийных трехфазных асинхронных машин (АМ) [5]. Поскольку работа генератора с симметричной системой возбуждения на однофазную нагрузку сопровождается искажением симметрии поля в АМ, неравномерной загрузкой фаз статора по току, повышенными потерями и пульсациями электромагнитного момента, то система возбуждения (СВ) генератора должна быть оптимизирована так, чтобы в однофазном режиме работы без значительного усложнения схемного решения добиться минимальной несимметрии поля и хорошего использования габарита машины.

Методика, предназначенная для определения оптимальных параметров регулируемых и нерегулируемых СВ однофазных асинхронных генераторов (ОАГ), выполненных на базе трехфазных АМ, была предложена в [3]. Она базируется на уравнении энергобаланса, составленного для основной гармоники, методе замены нескольких параллельно включенных ветвей одной эквивалентной и методе секущих для решения нелинейных уравнений. С целью упрощения методики в нелинейном уравнении энергобаланса структуры ОАГ — нагрузка сопротивления машины для обратной и нулевой

составляющих поля не учитываются. Оптимизация параметров и расчет рабочих характеристик в [3] ведется при постоянной частоте вращения ротора.

Для учета влияния переменной частоты вращения приводного двигателя на расчетные характеристики ОАГ предлагается его схема замещения для прямой и обратной последовательности поля, показанная на рис. 1 (сопротивление в цепи ротора для прямой последовательности равно  $r_2 \omega_{SOE} / (\omega_{SOE} - \omega_{POE})$ , для обратной —  $r_2 \omega_{SOE} / (3\omega_{SOE} - \omega_{POE})$ ). Она отличается от приведенной в [3] схемы наличием отличного от единицы коэффициента  $\alpha$  в показателе степени относительно частоты статорного напряжения  $\omega_{SOE}$ , чем учитывается переменная частота вращения генератора. Уточненная схема замещения позволяет совместно с уже разработанным в [3] алгоритмом оптимизации характеристик ОАГ с постоянной ско-

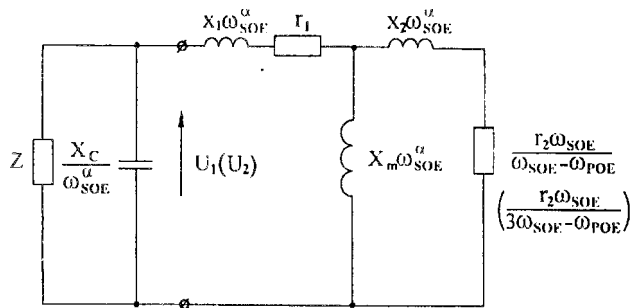


Рис. 1

ростью вращения ротора ( $\omega_{POE}=1$ ) учитывать влияние переменной частоты вращения привода на характер изменения характеристик генератора. На схеме использованы общепринятые обозначения ее элементов:  $r_1, r_2$  — активные сопротивления фаз ротора и статора,  $x_1, x_2$  — индуктивные сопротивления рассеяния фаз ротора и статора на базовой частоте (50 Гц),  $Z$  — сопротивление нагрузки на фазу,  $X_C, X_m$  — сопротивления конденсаторов возбуждения на фазу и цепи намагничивания на базовой частоте. Для проверки адекватности расчетных и экспериментальных исследований создан экспериментальный стенд ОАГ. Генератор выполнен на базе АМ типа 4А100S2У3 номинальной мощностью 4 кВт. Привод генератора осуществляется от соизмеримого по мощности асинхронного двигателя, изменение скольжения которого определяет изменение частоты вращения ОАГ. Исходя из экспериментальных данных  $\alpha$  принят равным 1,5. Ниже приведены результаты сопоставительного анализа расчетных и экспериментальных характеристик ОАГ с регулируемой и нерегулируемой СВ при переменной частоте вращения привода.

Рассмотрим вначале ОАГ выполненный по

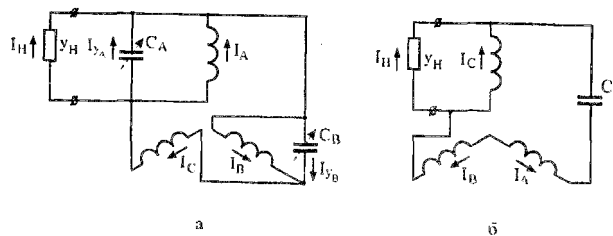
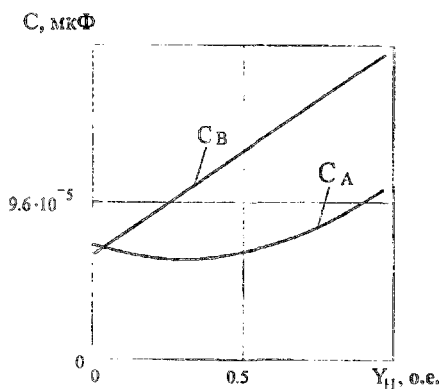


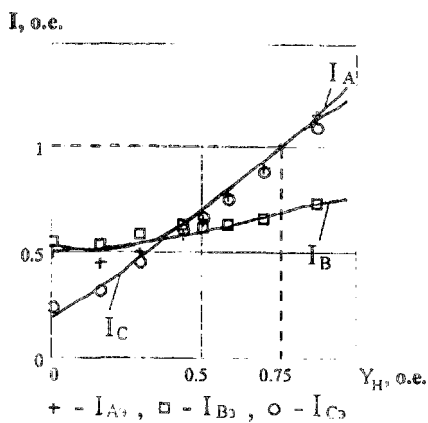
Рис. 2

схеме Штейнметца (рис. 2, а), который отличается наилучшим использованием габарита среди ОАГ с переменной емкостью возбуждения и двукратным либо однократным шунтированием фаз статора. Для данного ОАГ с регулируемой СВ, оптимизированной по критерию минимума тока в наиболее загруженной фазе  $I_{\Phi, \min}$ , на рис. 3 показаны экспериментальные и рассчитанные с помощью предлагаемой методики следующие зависимости в функции проводимости активной нагрузки:

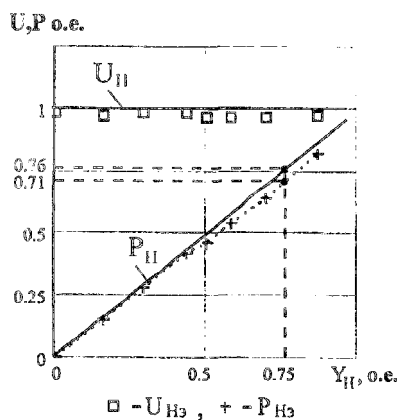
— расчетные зависимости емкостей конденсаторов  $C_A, C_B$ , полученные из условий стабилизации напряжения ОАГ на номинальном уровне



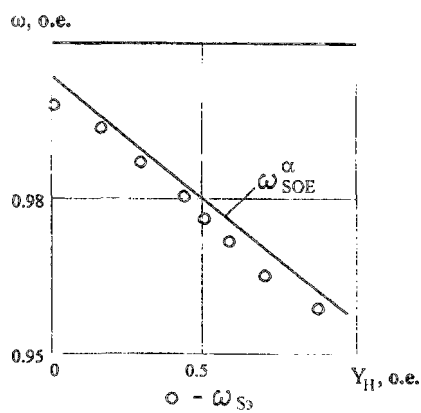
а



б



в



г

Рис. 3

$U_{H\text{н}}$  и выполнения критерия  $I_{\Phi, \text{min}}$  (рис. 3, а);

— расчетные  $I_A, I_B, I_C$  и экспериментальные  $I_{A\text{э}}, I_{B\text{э}}, I_{C\text{э}}$  зависимости изменения статорных токов (рис. 3, б);

— расчетные  $U_{H\text{н}}, P_{H\text{н}}$  и экспериментальные  $U_{H\text{э}}, P_{H\text{э}}$  зависимости изменения выходного напряжения и мощности нагрузки (рис. 3, в);

— расчетная  $\omega_{\text{SOE}}^{\text{с}}$  и экспериментальная  $\omega_{\text{SOE}}^{\text{э}}$  зависимости изменения частоты выходного напряжения ОАГ (рис. 3, г).

Все величины, кроме емкостей конденсаторов возбуждения, приведены в о.е. За относительную единицу напряжения принято номинальное фазное напряжение, токов — номинальный фазный ток, мощности — номинальная мощность АМ, частоты — угловая частота вращения поля, соответствующая электрической частоте 50 Гц, проводимости — проводимость активной нагрузки, мощность которой при номинальном напряжении генератора равна номинальной мощности АМ в двигательном режиме.

Расчетное значение коэффициента использования габарита  $k_{\text{иг}}$  (равного отношению номинальной мощности нагрузки генератора к номинальной мощности машины в двигательном режиме) для этого ОАГ, определенное при номинале  $I, \text{о.е.}$

токов фаз А и С (рис. 3, б), равно 0,76, а экспериментальное — 0,71 (рис. 3, в). Отклонение экспериментальной внешней характеристики от расчетной в пределах рабочего диапазона нагрузок не превышает 3,6% (8 В). Как видно из рис. 3, б, г, расчетные значения фазных токов и частоты статорного напряжения также имеют хорошую сходимость с экспериментом. Учет переменной частоты вращения позволил улучшить точность расчета характеристик по сравнению с результатами расчета, выполненного [3] при допущении о постоянстве скорости вращения привода ( $\alpha=1$ ) на 1-2,5%.

Для ОАГ с нерегулируемыми СВ, отличающихся "мягкими" внешними характеристиками, расхождение расчетных и экспериментальных характеристик несколько больше. По результатам оптимизационных расчетов, проведенных по критерию  $I_{\Phi, \text{min}}$ , для ОАГ по схеме Штейнметца с нерегулируемой СВ определены емкости конденсаторов  $C_A=54$  мкФ,  $C_B=132,5$  мкФ. Расчетное значение емкости конденсаторов  $C_1$  для схемы Смита (рис. 2, б) с нерегулируемой СВ — 42 мкФ. При экспериментальных исследованиях использовались конденсаторы с этими значениями емкостей.

На рис. 4 показаны расчетные и экспериментальные зависимости изменения статорных токов (рис. 4, а), а также выходного напряжения и мощности.

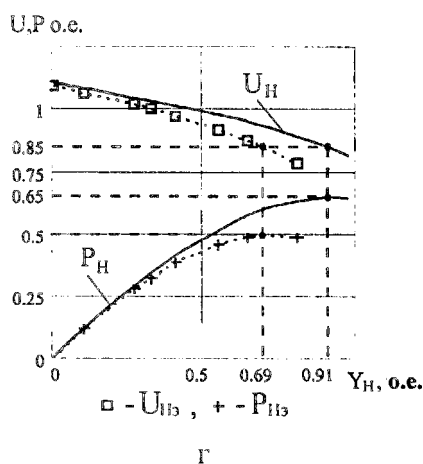
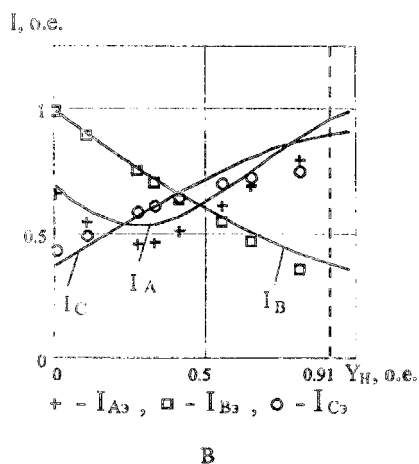
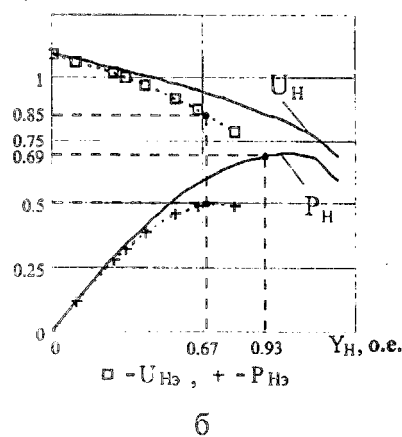
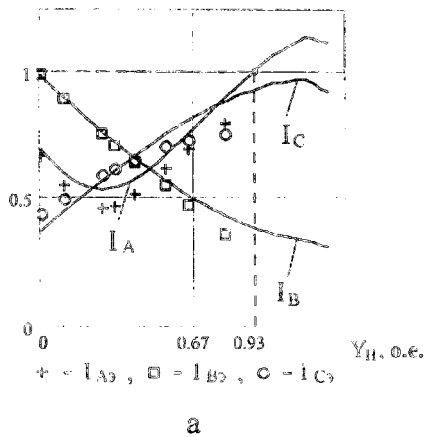


Рис. 4

ности (рис. 4, б) для ОАГ по схеме Штейнметца при указанных значениях емкостей конденсаторов. Из приведенных зависимостей видно, что расхождение между расчетными и экспериментальными данными растет с увеличением нагрузки. Экспериментальная величина  $k_{\text{шт}}$ , определенная как относительная мощность нагрузки при напряжении ОАГ 0,85 о.е., равна 0,5, а расчетная величина  $k_{\text{шт}}$ , определенная при номинальном значении тока в фазе А статора, — 0,69.

На рис. 5, а, б показаны аналогичные характеристики для ОАГ по схеме Смита с расчетным значением емкости конденсатора  $C_1$ . Коэффициент использования габарита как расчетный (0,53), так и экспериментальный (0,41) определен как относительная мощность нагрузки, при которой напряжение ОАГ снижается до 0,85 о.е. Учет переменной частоты вращения позволил улучшить сходимость расчетных и экспериментальных данных на 1–4% по сравнению с [3].

Одной из возможных причин расхождения между представленными расчетным и экспериментальными данными может являться неучет проводимостей АМ для нулевой и обратной составляющих поля  $\dot{y}_2$  и  $\dot{y}_0$  в уравнении энергобаланса системы ОАГ — нагрузка. Воспользовавшись известным методом симметричных составляющих [1,

2, 5–7] и предложенной схемой замещения ОАГ (рис. 1), определим влияние этих проводимостей на точность расчетных характеристик ОАГ.

Уравнения ОАГ, выполненного по схеме Штейнметца, могут быть записаны в виде

$$\begin{aligned} \dot{I}_C - \dot{I}_A - \dot{y}_A \dot{U}_H - \dot{I}_H &= 0, \\ \dot{I}_B + \dot{y}_B \dot{U}_B - \dot{I}_C &= 0, \\ \dot{U}_H = \dot{U}_A, \quad \dot{U}_A + \dot{U}_B + \dot{U}_C &= 0, \end{aligned}$$

где  $\dot{y}_A, \dot{y}_B$  — проводимости конденсаторов  $C_A$  и  $C_B$ .

Подставляя в данную систему уравнения симметричных составляющих и решая ее поочередно относительно переменных  $U_1, U_2, I_H$  и  $U_2, U_H, I_H$ , получаем выражения, определяющие ток и напряжение нагрузки  $I_H, U_H$ , напряжение обратной последовательности  $U_2$  и внутреннюю проводимость генератора со стороны зажимов нагрузки  $\dot{y}_{BH}$

$$\dot{I}_H = \dot{U}_H \frac{-3\dot{y}_1 \dot{y}_2 - (\dot{y}_1 + \dot{y}_2) (\dot{y}_A + \dot{y}_B) - \dot{y}_A \dot{y}_B}{\dot{y}_1 + \dot{y}_2 + \dot{y}_B},$$

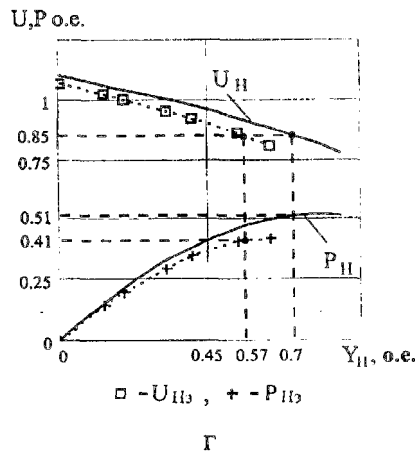
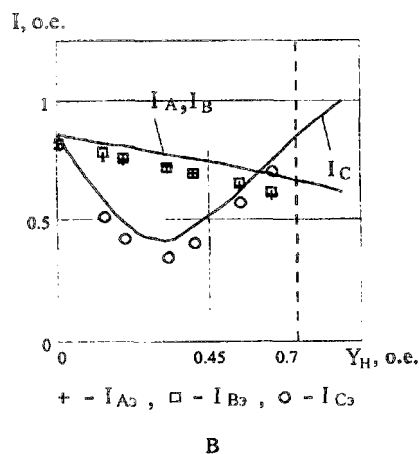
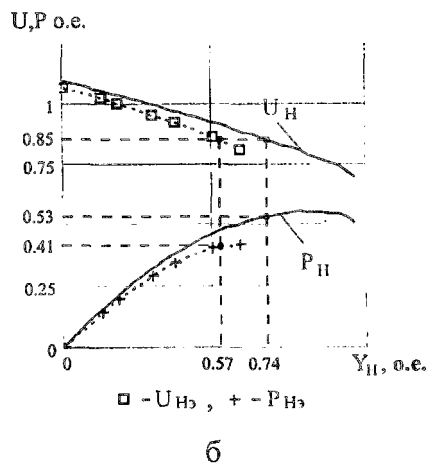
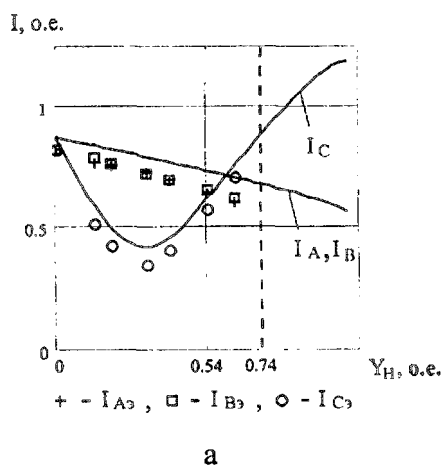


Рис. 5

$$\dot{U}_H = \dot{U}_1 \frac{(a-1)(\dot{y}_1 + \dot{y}_2 + \dot{y}_B) - \dot{y}_A \dot{y}_B}{\dot{y}_2(a-1) - \dot{y}_B},$$

$$\dot{U}_2 = \dot{U}_1 \frac{\dot{y}_1(a-1) + a\dot{y}_B}{\dot{y}_2(a-1) - \dot{y}_B}, \quad \dot{y}_{BH} = -\frac{\dot{I}_H}{U_H},$$

где  $\dot{y}_1$  — проводимость АМ для прямой составляющей поля,  $a = e^{j2\pi/3}$ .

Уравнения ОАГ, выполненного по схеме Смита, имеют следующий вид:

$$\dot{I}_B - \dot{I}_C - \dot{I}_H = 0, \quad \dot{I}_C + \dot{I}_H + \dot{I}_A = 0,$$

$$\dot{U}_C - \dot{U}_{C1} - \dot{U}_A + \dot{U}_B = 0, \quad \dot{U}_H = \dot{U}_C.$$

где  $\dot{U}_{C1} = \dot{I}_A / \dot{y}_{C1}$  — напряжение на конденсаторе  $C_1$  (рис. 2, б);  $\dot{y}_{C1}$  — его проводимость.

После подстановки уравнений симметричных составляющих в исходные уравнения и решения системы получаем

$$\dot{I}_H = -\dot{U}_H \frac{(a-1) \left[ \dot{y}_1 \dot{y}_2 (\dot{y}_{C1} - \dot{y}_0 + 4) + 4\dot{y}_{C1} (\dot{y}_1 + \dot{y}_2) \right]}{b_1 + b_2 + b_3},$$

$$\dot{U}_H = -\dot{U}_1 a \frac{b_1 + b_2 + b_3}{\dot{y}_2 \left[ 2 - a^2 (\dot{y}_{C1} - \dot{y}_0) \right] + 4\dot{y}_{C1}},$$

$$\dot{U}_2 = -\dot{U}_1 \frac{\dot{y}_1 \left[ 2 - a (\dot{y}_{C1} - \dot{y}_0) \right] + 4\dot{y}_{C1}}{\dot{y}_2 \left[ 2 - a^2 (\dot{y}_{C1} - \dot{y}_0) \right] + 4\dot{y}_{C1}},$$

$$\dot{U}_0 = -\dot{U}_1 a \frac{\dot{y}_1 \left[ -2\dot{y}_{C1} - \dot{y}_2 (1-a) \right]}{\dot{y}_2 \left[ 2 - a^2 (\dot{y}_{C1} - \dot{y}_0) \right] + 4\dot{y}_{C1}},$$

где  $b_1 = \dot{y}_1 \left[ \dot{y}_2 (a-1) + a(2 + a\dot{y}_0) - \dot{y}_{C1} (2 + a^2) \right]$ ,

$$b_2 = \dot{y}_2 \left[ \dot{y}_{C1} a (a+2) - \dot{y}_0 a^2 - 2 \right], \quad b_3 = 4\dot{y}_{C1} (a-1).$$

Внутренняя проводимость генератора  $\dot{y}_{BH}$  для обеих схем ОАГ является сложной комплексной функцией двух переменных  $X_m, \omega_{SOE}$ , которые получить аналитически крайне затруднительно. Задачи подобного рода сводят к задаче нахождения экстремума (минимума). Учитывая что

$$\dot{y}_{BH} + \dot{y}_H = 0,$$

приходим к функции  $Fm$ , подлежащей минимизации

$$Fm = \left[ \left( \operatorname{Re}(\dot{y}_{BH} + \dot{y}_H) \right)^2 + \left( \operatorname{Im}(\dot{y}_{BH} + \dot{y}_H) \right)^2 \right]^{0,5} = 0.$$

При заданных значениях емкостей конденсаторов

и проводимости нагрузки  $\dot{y}_H$  значения  $X_m, \omega_{SOE}$  вычисляются одним из методов нахождения экстремума функции нескольких переменных.

Результаты расчета характеристик ОАГ по схеме Штейнметца ( $C_A = 54$  мкФ,  $C_B = 132,5$  мкФ) с учетом обратной и нулевой симметричной составляющих показаны на рис. 4, в, з. Экспериментальная и расчетная номинальные мощности, равные 0,5 о.е. и 0,65 о.е., определены как мощности нагрузки, при которых напряжение ОАГ равно 0,85 о.е. На холостом ходу (XX) расчетное и экспериментальное напряжение генератора равно 1,1 о.е.

Аналогичные характеристики ОАГ по схеме Смита ( $C_1 = 42$  мкФ) показаны на рис. 5, в, з. Номинальные экспериментальная и расчетная мощности ОАГ (0,41 о.е. и 0,51 о.е.) здесь также определены как мощности, при которых напряжение ОАГ равно 0,85 о.е. Определенная экспериментальным путем оптимальная емкость конденсатора, при которой  $k_{\text{нп}}$  максимален (при заданных ограничениях), в данном ОАГ отличается от расчетного значения и должна быть 46 мкФ. При такой емкости напряжение XX составит 1,1 о.е., а  $k_{\text{нп}} = 0,5$ .

Необходимо отметить, что номинальная выходная мощность трехфазных и однофазных автономных асинхронных генераторов с емкостной СВ, которые выполняются на основе серийных трехфазных машин, при скоростях вращения близких к номинальной, увеличивается практически пропорционально частоте вращения их привода [2, 4]. Ее прирост составляет до 3% от номинальной мощности АМ в двигательном режиме на 1% изменения скорости вращения. Поэтому, в рассмотренных ОАГ (рис. 2), работающих на активную нагрузку, значение  $k_{\text{нп}}$  при  $\omega_{POE} = 1$  и ограничении  $U_H = U_{HN} \left|_{-1,5\%}^{+1,0\%}$  на параметры внешней характеристики не превышает 0,54—0,55.

Как видно из рис. 4 и 5, для обеих схем наилучшая сходимость расчетных и экспериментальных данных как при учете, так и без учета  $\dot{y}_2$  и  $\dot{y}_0$  в уравнениях энергобаланса достигается в режимах работы ОАГ, приближенных к XX. С ростом нагрузки точность расчета снижается.

Анализ полученных результатов показывает, что учет симметричных составляющих в уравнении энергетического баланса структуры ОАГ — нагрузка позволяет в зависимости от величины нагрузки на 1—4% улучшить сходимость расчетных характеристик с экспериментальными. Для большей точности расчета требуется использование методов, которые учитывают нелинейность магнитной цепи машины, зависимость сопротивления ротора от скольжения и др.

Таким образом можно констатировать, что разработанная ранее [3] и рассмотренная в данной работе методики обеспечивают практически одинаковую точность расчета статических характеристик ОАГ. Это позволяет рекомендовать для опти-

мизации параметров ОАГ с емкостным возбуждением, как более простую, методику, не учитывающую при составлении уравнений энергобаланса в ОАГ обратную и нулевую составляющие поля.

1. *Адаменко А.И.* Однофазные конденсаторные двигатели. Изд-во АН УССР. — Киев, 1960.

2. *Мазуренко Л.И., Лесник В.А., Джюра А.В. и др.* Анализ статических характеристик однофазных асинхронных генераторов с приводом от регулируемых и нерегулируемых турбин / Вісник Кременчуцького держ. політехн. ун-ту. — 2004. — Вип. 3(26). — С. 70—74.

3. *Провести исследование* электромагнитных процессов и разработать принципы моделирования автономных источников питания сварочной дуги на основе асинхронных генераторов с вентиляемыми преобразователями в цепях статора. Отчет

о НИР (закл) / Ін-т електродинаміки НАН України: № ГР 0102U007350. — К., 2006. — 270 с.

4. *Chan T.F.* Self-Excited Induction Generators Driven by Regulated and Unregulated Turbines / IEEE Trans. on Energy Conversion. — 1996. — Vol. 11. — № 2. — P. 338—343.

5. *Chan T.F., Lai L.L.* A novel excitation scheme for a stand-alone three-phase induction generator supplying single-phase loads / IEEE Trans. Energy Conversion. March. 2004. — Vol. 19. — № 1. — P. 137—143.

6. *Chan T.F., Lai L.L.* A novel single-phase self-regulated self-excited induction generator using a three-phase machine / IEEE Energy Conversion. June. 2001. — Vol. 16. — № 2. — P. 204—208.

7. *Fukami T., Kaburaki Y., Kawahara S. and Miyamoto T.* Performance analysis of a Self-Regulated Self-Excited Single-Phase Induction Generator Using a Three-Phase Machine / IEEE Trans. Energy Conversion. Sept. 1999. — Vol. 14. — № 3. — P. 622—627.

Надійшла 12.01.2007

УДК 621.313

А.Н.Карлов, И.П.Кондратенко, докт.техн.наук, А.П.Ращепкин, докт.техн.наук (Ин-т электродинамики НАН Украины, Киев)

## Линейная индукционная машина с массивнозубчатым ротором и короткозамкнутой обмоткой

*Проведен анализ электромагнитных процессов и разработана методика расчета энергетических характеристик электрической машины с массивнозубчатым ротором и короткозамкнутой обмоткой с учетом нелинейной зависимости магнитной проницаемости от напряженности магнитного поля. Получено удовлетворительное совпадение расчетных и экспериментальных результатов во всем диапазоне скольжений.*

*Проведено аналіз електромагнітних процесів і розроблено методику розрахунку енергетичних характеристик електричної машини з массивнозубчастим ротором та короткозамкнутою обмоткою з урахуванням нелінійної залежності магнітної проникності від напруженості магнітного поля. Отримано задовільний збіг розрахункових та експериментальних результатів у всьому діапазоні ковзання.*

Использование в линейных машинах в качестве ротора массивной ферромагнитной полосы, обладающей необходимой механической прочностью, зачастую не обеспечивает требуемые для электрической машины энергетические показатели. Поэтому обычно применяется двухслойный ротор — ферромагнитная полоса покрывается слоем электропроводящего материала (медь, алюминий). Однако с ростом мощности электрической машины толщина покрытия возрастает, что приводит к увеличению немагнитного зазора и, следовательно, к снижению коэффициента полезного

действия (КПД), коэффициента мощности и механических характеристик машины.

Повышение энергетических показателей машины в этом случае представляется возможным путем применения короткозамкнутой обмотки, размещенной в фрезерованных в ферромагнитной полосе пазах, как это предложено К.И.Шенфером [12] для обычных асинхронных машин.

Общая теория и методы расчета электрических машин такого исполнения еще недостаточно разработаны. Существующие методы расчета машин с массивнозубчатым ротором базируются на

© Карлов А.Н., Кондратенко И.П., Ращепкин А.П., 2007