

УДК 621.313.33

**ХАРАКТЕРИСТИКИ АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ  
С УЧЕТОМ ИЗМЕНЕНИЯ СВОЙСТВ МАГНИТНОЙ СИСТЕМЫ****М. В. Загирняк, В. А. Огарь, В. В. Ченчевой, В. П. Ляшенко**Кременчугский национальный университет имени Михаила Остроградского  
ул. Первомайская, 20, г. Кременчуг, 39600, Украина. E-mail: Vita.Ogar@gmail.com**Атеф С. Аль-Машакбех**Департамент электротехники, Технический университет Тафила  
P.O. Box 179, 66110, Тафила, Иордания.

Предложены схемы замещения, а также уточненные математические модели асинхронного двигателя с учетом нелинейности кривой намагничивания, явления гистерезиса и вихревых токов. Исследованы статические, энергетические и динамические характеристики асинхронного двигателя с учетом указанных явлений. Проведен гармонический анализ токов асинхронного двигателя в режиме холостого хода. Показано, что учет нелинейности кривой намагничивания в математической модели приводит к совпадению характеристик, полученных на математической модели с экспериментальными кривыми. Показано влияние увеличения потерь от вихревых токов на характеристики асинхронного двигателя. Адекватность представленной математической модели подтверждена экспериментальными исследованиями.

**Ключевые слова:** асинхронный двигатель, математическая модель, потери в стали, нелинейность кривой намагничивания, гистерезис, вихревые токи.

**ХАРАКТЕРИСТИКИ АСИНХРОННИХ ДВИГУНІВ  
З УРАХУВАННЯМ ЗМІНИ ВЛАСТИВОСТЕЙ МАГНІТНОЇ СИСТЕМИ****М. В. Загирняк, В. О. Огарь, В. В. Ченчевой, В. П. Ляшенко**Кременчуцький національний університет імені Михайла Остроградського  
вул. Першотравнева, 20, м. Кременчук, 39600, Україна. E-mail: Vita.Ogar@gmail.com**Атеф С. Аль-Машакбех**Департамент електротехніки, Технічний університет Тафіли  
P.O. Box 179, 66110, Тафіла, Іорданія.

Запропоновано схеми заміщення, а також уточнені математичні моделі асинхронного двигуна з урахуванням нелінійності кривої намагнічування, явища гістерезису й вихрових струмів. Досліджено статичні, енергетичні та динамічні характеристики асинхронного двигуна з урахуванням зазначених явищ. Проведено гармонійний аналіз струмів асинхронного двигуна в режимі неробочого ходу. Показано, що врахування нелінійності кривої намагнічування в математичній моделі призводить до збігу характеристик, отриманих на математичній моделі з експериментальними кривими. Показано вплив збільшення втрат від вихрових струмів на характеристики асинхронного двигуна. Адекватність представленної математичної моделі підтверджено експериментальними дослідженнями.

**Ключові слова:** асинхронний двигун, математична модель, втрати в сталі, нелінійність кривої намагнічування, гістерезис, вихрові струми.

**АКТУАЛЬНОСТЬ РАБОТЫ.** Наиболее распространенным электромеханическим преобразователем энергии является асинхронный двигатель (АД), который по совокупности технико-экономических показателей превосходит иные типы преобразователей. АД потребляют приблизительно 60 % произведенной электроэнергии [1]. Эффективность их работы в номинальных режимах достигается оптимальным проектированием с использованием математических моделей, адекватность которых подтверждена экспериментальными исследованиями.

Необходимость повышения степени использования активных материалов, а также широкое применение форсированных режимов АД расширяет область его работы в ненормальных режимах при насыщении магнитной системы. Ухудшение свойств электротехнической стали, вследствие ее старения и изменений в процессе ремонта, приводит к работе АД со значительными степенями насыщения. Это сопровождается искажением формы тока и увеличением потерь мощности в стали от высших гармоник [2]. Такое отклонение параметров рабочих режимов

от номинальных обуславливает необходимость разработки уточненных математических моделей для проектирования АД и формирования эффективных режимов их работы.

Вопросам создания математических моделей АД, учитывающих свойства магнитной системы, уделено достаточно внимания [3–13]. В работе [3] предложена математическая модель АД в трехфазной системе координат с учетом потерь мощности в стали и произведен расчет влияния увеличения нагрузки на характеристики АД. Исследование переходных процессов в АД и построение математической модели с учетом насыщения магнитопровода выполнено в [4]. Учет влияния высших гармонических тока, проявляющихся при насыщении АД, на характеристики электрической машины рассмотрен в [5]. Анализ [11–13] показал, что в большинстве случаев для оценки характеристик АД при изменении свойств магнитной системы используют метод конечно-разностных элементов. В [9, 10] разработаны модели с учетом нелинейности кривой намагничивания и ширины петли гистерезиса для применения

при векторном управлении АД. Однако учет насыщения при моделировании АД производится косвенными методами, базирующимися на математическом описании кривой намагничивания стали, которая закладывается заводом-изготовителем. Для АД, прошедшего ремонтные операции, это описание требует корректировки, т.к. свойства электротехнической стали изменяются, уменьшается угол наклона кривой намагничивания в начальной области и, соответственно, значение индукции насыщения, что необходимо учитывать при аналитическом описании кривой намагничивания.

Кроме явления насыщения, на значение потерь в стали влияют явления гистерезиса и вихревых токов [14]. Заметим, что потери на гистерезис рассеиваются во всем теле зубца электротехнической стали АД, а потери от вихревых токов сосредоточены в основном на его поверхности. Несмотря на то, что потери от вихревых токов локализуются на небольшой площади зубца, его расположение вблизи обмотки приводит к ее перегреву при их увеличении, и, как следствие, к нарушению теплового режима АД.

Вопросам анализа роста потерь мощности в стали АД от гистерезиса и вихревых токов посвящены работы [13–16], где авторы для уточненного описания этих явлений предлагают достаточно сложные математические зависимости с введением дополнительных коэффициентов, характеризующих состояние электротехнической стали, которые не всегда являются известными.

В соответствии с изложенным, целью работы является усовершенствование математических моделей АД для исследования характеристик электрического двигателя с учетом нелинейности кривой намагничивания, явления гистерезиса и вихревых токов.

**МАТЕРИАЛ И РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ.**

*А. Модель АД с учетом нелинейности кривой намагничивания.*

Основной характеристикой электротехнической стали является ее кривая намагничивания, нелинейность которой приводит к появлению в схеме замещения АД нелинейного индуктивного сопротивления [17]. В большинстве случаев исследователи пренебрегают его нелинейностью и тогда анализ электрической цепи сводится к решению линейных алгебраических уравнений. Однако при таком подходе теряется важная информация, а в некоторых случаях – и физический смысл анализируемых явлений.

В практике эксплуатации АД существует целый ряд задач, требующих точного знания параметров и характеристик двигателей с учетом нелинейности кривой намагничивания стали машины, а именно:

определение параметров АД после ремонта с учетом ухудшения свойств стали при отжиге магнитопровода;

учет изменения потерь мощности в стали при увеличении напряжения питающей сети;

формирование пусковых характеристик электропривода (системы SoftStart), которое основано на управлении потоком в переходном режиме;

настройка регуляторов системы управления при реализации векторного способа частотного управления;

реализация энергетических систем асинхронных генераторов на базе АД с короткозамкнутым или фазным ротором.

Для анализа характеристик АД с учетом нелинейности кривой намагничивания предложена схема замещения (рис. 1), где  $r_1$ ,  $x_1$  – соответственно, активное и индуктивное сопротивления статора;  $r'_2$ ,  $x'_2$  – соответственно, приведенные активное и индуктивное сопротивления ротора;  $r_\mu$  – активное сопротивление контура намагничивания;  $x_\mu$  – индуктивное сопротивление контура намагничивания, зависящее от тока намагничивания,  $x_\mu(I_\mu)$ ;  $s$  – скольжение АД.

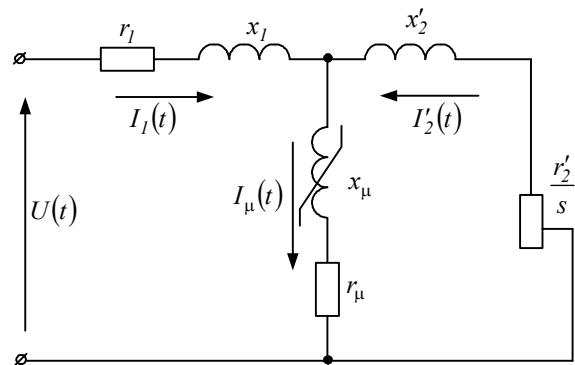


Рисунок 1 – Т-образная схема замещения АД с учетом нелинейности контура намагничивания

Общее сопротивление такой схемы имеет вид:

$$Z(s) = \sqrt{(r_1^2 + x_1^2)(r_\mu^2 + (x_\mu(I_\mu))^2)} + \sqrt{(r_1^2 + x_1^2)\left(\frac{r_2'^2}{s^2} + x_2'^2\right)} + \sqrt{(r_\mu^2 + (x_\mu(I_\mu))^2)\left(\frac{r_2'^2}{s^2} + x_2'^2\right)}. \quad (1)$$

Тогда ток статора АД:

$$I_1(s) = \frac{U_n \left( \sqrt{r_\mu^2 + (x_\mu(I_\mu))^2} + \sqrt{\frac{r_2'^2}{s^2} + x_2'^2} \right)}{Z(s)}, \quad (2)$$

где  $U_n$  – номинальное напряжение.

Приведенный ток ротора:

$$I_2'(s) = \frac{U_n \sqrt{r_\mu^2 + (x_\mu(I_\mu))^2}}{Z(s)}. \quad (3)$$

Ток намагничивания:

$$I_\mu(s) = \frac{U_n \sqrt{\frac{r_2'^2}{s^2} + x_2'^2}}{Z(s)}. \quad (4)$$

Момент АД:

$$M(s) = \frac{3U_n^2 \frac{r_2'}{s} (r_\mu^2 + (x_\mu(I_\mu))^2)}{\omega_0 Z(s)}, \quad (5)$$

где  $\omega_0$  – скорость идеального холостого хода.

Ниже приведены выражения для расчета энергетических характеристик АД с учетом нелинейности кривой намагничивания:

общие потери

$$\Delta P(s) = 3(I_1^2(s)r_1 + I_2'^2(s)r_2' + I_\mu^2(s)r_\mu) + \Delta P_{mech},$$

где  $\Delta P_{mech}$  – механическая мощность, равная  $\Delta P_{mech} = (0,01...0,05)P_n$  [18]. Здесь  $P_n$  – номинальная мощность АД;

потери в стали

$$\Delta P_{st}(s) = I_\mu^2(s)r_\mu. \quad (6)$$

Для исследования динамических характеристик АД разработана математическая модель (рис. 2) в трехфазной системе координат с учетом нелинейности кривой намагничивания.

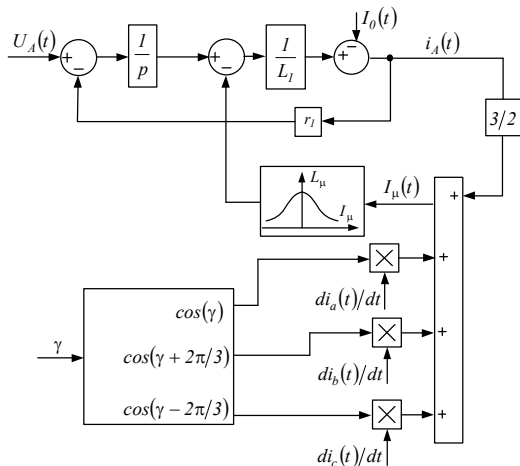


Рисунок 2 – Структурная схема фазы А статора АД с учетом нелинейности кривой намагничивания

На рис. 2 приняты следующие обозначения:

$U_A(t)$  – напряжение фазы А статора АД;  
 $I_A(t)$  – ток фазы А статора АД;  
 $\frac{di_a(t)}{dt}, \frac{di_b(t)}{dt}, \frac{di_c(t)}{dt}$  – производные токов фаз ротора, соответственно;  $\gamma$  – угол поворота ротора;  
 $\frac{1}{p}$  – оператор Лапласа;  $I_0(t)$  – ток нулевой последовательности.

*В. Модель АД с учетом гистерезиса и вихревых токов.*

Исследование характеристик АД с учетом явления гистерезиса и вихревых токов выполнено на основе схемы замещения, представленной на рис. 3.

В ней контур намагничивания разделен на две ветви: ветвь, которая учитывает вихревые токи, и ветвь, описывающая явление гистерезиса.

Остальные фазы АД моделируются аналогично. Структурные схемы для моделирования контуров

ротора могут быть получены на основании законов Кирхгофа.

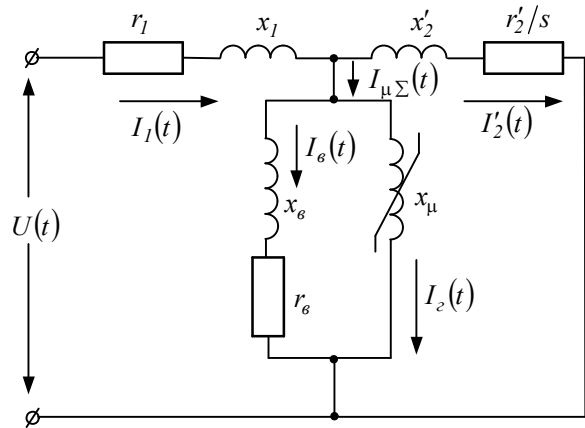


Рисунок 3 – Схема замещения АД с учетом разделения контура намагничивания на составляющие

На рис. 4 приведена структурная схема одной фазы статора двигателя, где учитываются оба явления.

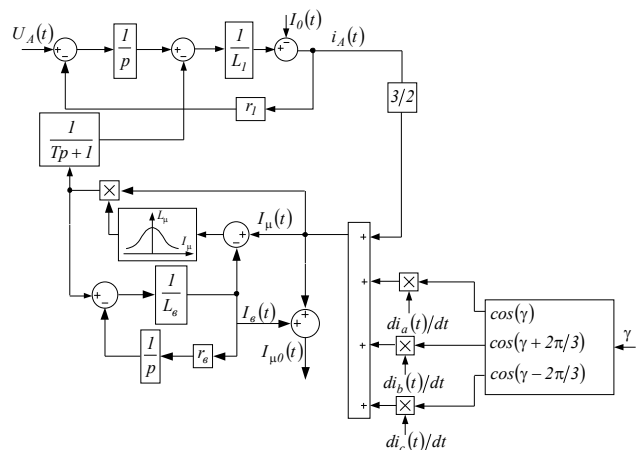


Рисунок 4 – Структурная схема фазы статора АД с учетом разделения потерь АД на составляющие

На рис. 3, 4 приняты следующие обозначения:  
 $r_g, x_g$  – активное и индуктивное сопротивления вихревым токам, соответственно;  
 $I_{\mu\Sigma}(t) = I_g(t) + I_2(t)$  – суммарный ток контура намагничивания, где  $I_g(t), I_2(t)$  – вихревой ток и ток, обусловленный явлением гистерезиса, соответственно.

Учет влияния гистерезиса выполнен с использованием аperiодического звена  $W(s) = \frac{1}{Ts + 1}$ , постоянная  $T$  времени которого позволяет варьировать ширину петли гистерезиса и отображает инерционность процесса намагничивания, проявляющуюся во временном и фазовом запаздывании намагниченности по отношению к напряженности магнитного поля.

*С. Результаты моделирования.*

Для АД с паспортными данными:  $P_n = 4 \text{ кВт}$  ;  
 $I_n = 8,7 \text{ А}$  ;  $n_n = 1420 \text{ об/мин}$  ;  $\cos \phi_n = 0,81$  ;

$\eta_n = 81\%$  и параметрами схемы замещения  $r_1' = 1,35 \text{ Ом}$ ;  $r_2' = 1,39 \text{ Ом}$ ;  $x_1 = 2,13 \text{ Ом}$ ;  $x_2' = 2,3 \text{ Ом}$ ;  $x_\mu = 86 \text{ Ом}$  на основании опыта затухания токов экспериментально получены кривая намагничивания (рис. 5) и зависимость индуктивности контура намагничивания от тока намагничивания (рис. 6).

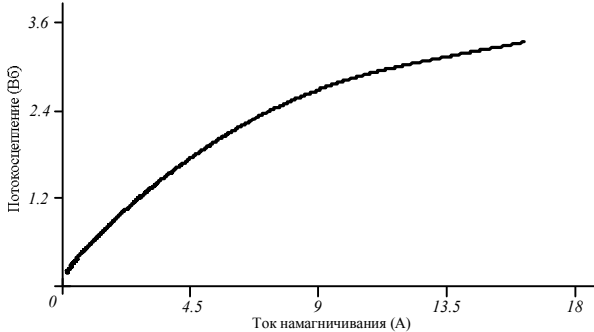


Рисунок 5 – Кривая намагничивания АД

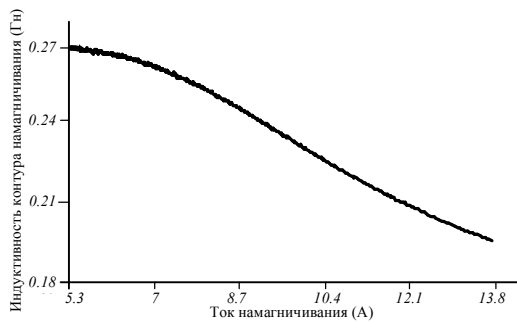


Рисунок 6 – Кривая изменения индуктивности контура намагничивания

Для математического описания кривой изменения индуктивности контура намагничивания использован метод аналитической аппроксимации нелинейной характеристики.

Полученная зависимость  $L_\mu(I_\mu)$  описана выражением вида:

$$L_\mu(I_\mu) = a_0 + a_1 I_\mu^2 + a_2 I_\mu^4 + a_3 I_\mu^6 + a_4 I_\mu^8 + a_5 I_\mu^{10},$$

где  $a_0, a_1 \dots a_5$  – коэффициенты аппроксимации, равные  $a_0 = 0,0874$ ;  $a_1 = -9,5 \cdot 10^{-4}$ ;  $a_2 = 1,4 \cdot 10^{-5}$ ;  $a_3 = 6,6 \cdot 10^{-7}$ ;  $a_4 = -7,1 \cdot 10^{-9}$ ;  $a_5 = 2,5 \cdot 10^{-11}$ .

Коэффициент  $R^2$  детерминации для указанного аппроксимационного полинома составляет 99 %, что подтверждает достаточную степень точности предложенной нелинейной зависимости индуктивности контура намагничивания от тока.

Расчитанные на основании выражений (1)–(5) статические характеристики АД приведены на рис. 7–10, где 1 – кривая без учета нелинейности кривой намагничивания, 2 – с учетом нелинейности кривой намагничивания.

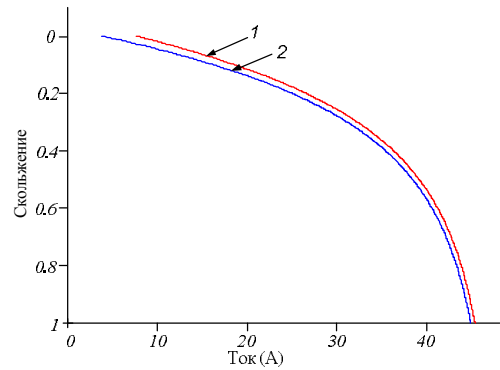


Рисунок 7 – Зависимость тока статора от скольжения

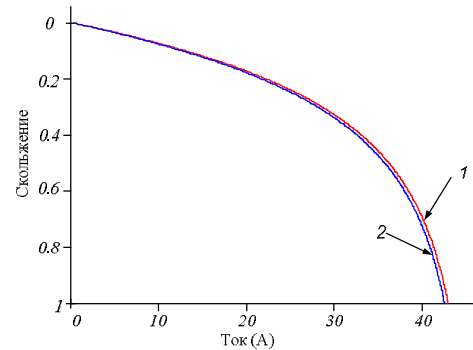


Рисунок 8 – Зависимости тока ротора от скольжения

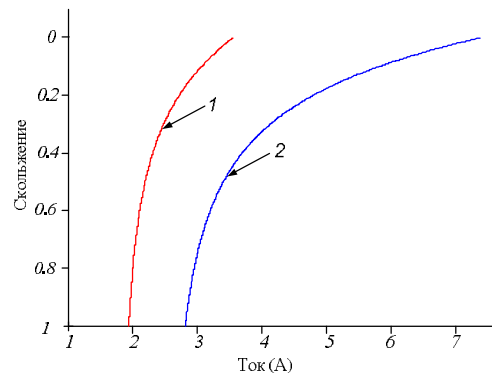


Рисунок 9 – Зависимость тока намагничивания от скольжения

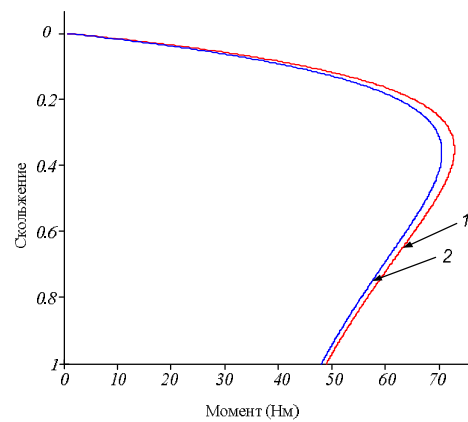


Рисунок 10 – Механическая характеристика АД

По результатам расчета статических и энергетических характеристик выполнена оценка относительного отклонения расчетных параметров АД с учетом нелинейности кривой намагничивания от расчетных параметров без учета кривой намагничивания. В табл. 1 приведены результаты сравнения параметров АД на рабочих участках характеристик, где меньшая величина соответствует номинальному режиму, а большая – режиму холостого хода. Знак «+» указывает на увеличение параметра при учете кривой намагничивания, знак «-» – на его уменьшение.

Таблица 1 – Результаты изменения параметров АД при учете нелинейности контура намагничивания

Параметр	Изменение параметров при различных уровнях напряжения питания, %		
	$U_n$	$1,1U_n$	$1,2U_n$
$I_\mu$	+(20...25)	+(27...34)	+(34...45)
$I_1$	+(5...25)	+(7...32)	+(9...41)
$I_2'$	-0,8	-(1...1,5)	-(1,2...1,6)
$M$	-1,5	-(2...2,5)	-(2,3...3,5)
$\cos\varphi$	-0,1	-0,2	-0,22
$\eta$	-2	-(3...5)	-(4...7)
$\Delta P$	+(15...25)	+(19...36)	+(26...44)
$\Delta P_{st}$	+(45...52)	+(60...68)	+(80...90)

Анализ показал, что учет нелинейности кривой намагничивания существенно влияет на изменение тока статора, тока намагничивания, потерь мощности в стали АД, суммарных потерь мощности.

На рис. 11–13 приведены динамические характеристики АД, где 1, 2 – кривые, полученные, соответственно, с учетом и без учета нелинейности кривой намагничивания.

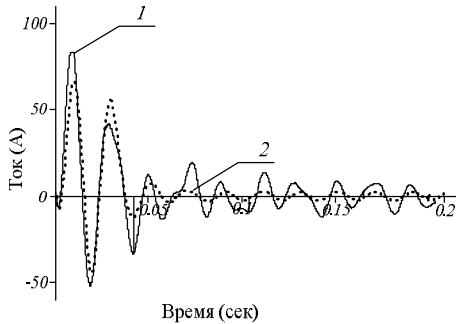


Рисунок 11 – Зависимость тока статора АД

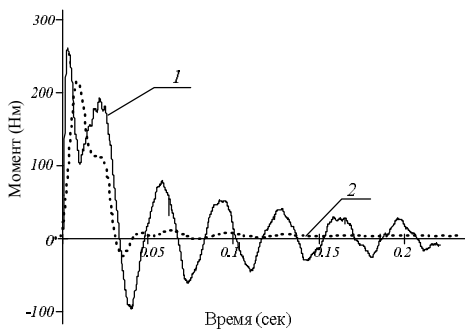


Рисунок 12 – Зависимость момента АД

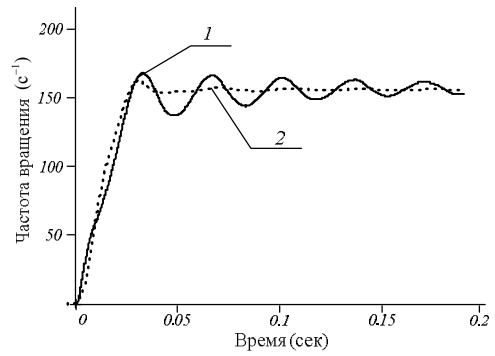


Рисунок 13 – Зависимость частоты вращения АД

Анализ влияния нелинейности кривой намагничивания на гармонический состав токов выполнен путем разложения в ряд Фурье полученных зависимостей на периоде повторяемости сигнала, равном 0,02 с. Результаты гармонического анализа кривых токов при разных уровнях напряжения приведены в табл. 2, 3, где в скобках указана доля (в %) гармоники тока по отношению к первой гармонике тока статора для номинального напряжения.

Таблица 2 – Гармонический состав токов в режиме холостого хода

$U, В$	$f, Гц$	$I_1, А; (\%)$	$I_\mu, А; (\%)$	$I_2, А; (\%)$
380	50	3,12 (100)	3,057 (97,98)	0,059 (1,89)
	100	0,024 (0,77)	0,022 (0,71)	0,069 (2,21)
	150	0,052 (1,67)	0,086 (2,76)	0,014 (0,45)
	200	0,01 (0,32)	–	–
	250	0,376 (12,05)	–	0,015 (0,48)
	300	0,01 (0,32)	–	0,373 (11,96)
	350	–	–	–
420	50	3,676 (117,82)	3,452 (110,64)	0,135 (3,33)
	100	0,258 (8,27)	0,024 (0,77)	0,091 (2,92)
	150	0,11 (3,53)	0,138 (3,42)	0,019 (0,61)
	200	0,033 (1,06)	–	0,02 (0,64)
	250	0,685 (21,96)	–	0,027 (0,87)
	300	–	–	0,662 (21,22)
	350	0,01 (0,32)	–	0,022 (0,71)
460	50	3,575 (146,63)	3,897 (123,9)	0,423 (13,56)
	100	0,905 (29,01)	0,033 (1,06)	0,119 (3,81)
	150	0,224 (7,18)	0,217 (6,96)	0,013 (0,42)
	200	0,111 (3,56)	–	0,021 (0,67)
	250	1,195 (38,3)	0,013(0,42)	0,069 (2,21)
	300	0,029 (0,93)	–	1,107 (35,48)
	350	0,056 (1,79)	–	0,049 (1,57)

Таблица 3 – Гармонический состав токов под нагрузкой

$U, В$	$f, Гц$	$I_1, А; (\%)$	$I_\mu, А; (\%)$	$I_2, А; (\%)$
380	0,85	–	–	3,742 (82,84)
	50	5,724 (100)	2,979 (52)	–
	100	0,051 (0,89)	0,042 (0,73)	0,125 (2,18)
	150	0,05 (0,87)	0,091 (1,59)	–
	200	–	0,013 (0,23)	–
	250	0,324 (5,66)	–	–
	300	0,029 (0,5)	–	0,328 (5,75)
	350	0,018 (0,31)	–	–

Продолжение таблицы 3

U, В	f, Гц	I <sub>1</sub> , А; (%)	I <sub>μ</sub> , А; (%)	I <sub>2</sub> , А; (%)
420	0,7	–	–	3,31 (75,3)
	50	5,491 (95,92)	3,371 (58,9)	–
	100	0,053 (0,92)	0,048 (0,84)	0,128 (2,24)
	150	0,163 (2,84)	0,139 (2,43)	–
	200	0,011 (0,19)	0,014 (0,25)	–
	250	0,588 (10,27)	–	–
	300	0,046 (0,8)	0,011 (0,19)	0,592 (10,34)
	350	0,027 (0,47)	–	–
460	0,55	–	–	3,939 (68,82)
	50	5,547 (96,9)	3,809 (66,54)	–
	100	0,052 (0,9)	0,056 (0,98)	0,131 (2,29)
	150	0,148 (2,58)	0,216 (3,77)	–
	200	0,03 (0,52)	0,013 (0,22)	0,012 (0,21)
	250	1,019 (17,8)	–	–
	300	0,07 (1,22)	0,012 (0,2)	1,018 (17,78)
	350	0,037 (0,64)	0,01 (0,17)	–

Как видно из табл. 2, 3, при увеличении напряжения питания, а также при работе на холостом ходу происходит рост гармонических составляющих тока. Кроме этого, нелинейность кривой намагничивания приводит к появлению высокочастотных составляющих в кривой электромагнитного момента АД.

На рис. 14 приведены зависимости потокосцепления  $\Psi_{\mu}$  от тока  $I_{\mu}$  с учетом различной ширины петли гистерезиса. Их использование в математической модели АД позволяет оценить влияние увеличения потерь мощности в стали электрической машины. На рис. 15, 16 представлены динамические характеристики АД с учетом вихревых токов и гистерезиса.

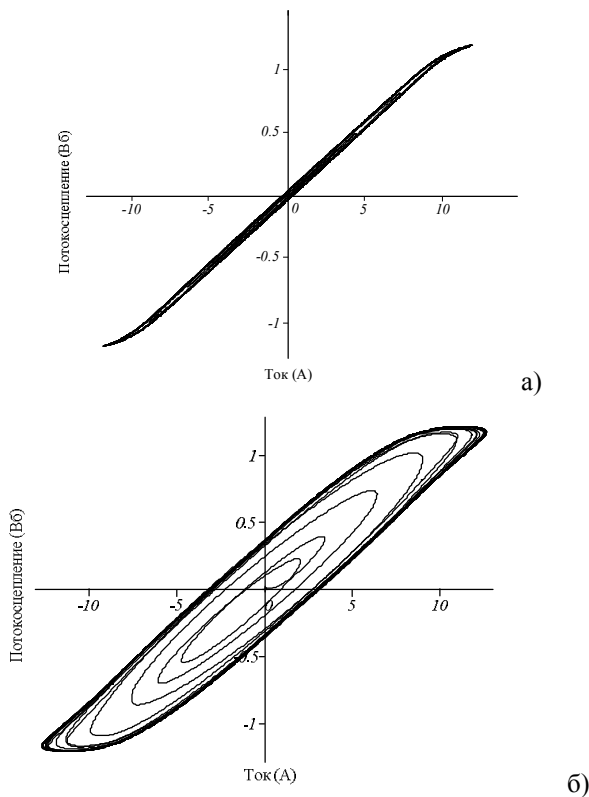


Рисунок 14 – Зависимость потокосцепления  $\Psi_{\mu}$  от тока  $I_{\mu}$ : а)  $T = 0,0001$ ; б)  $T = 0,001$

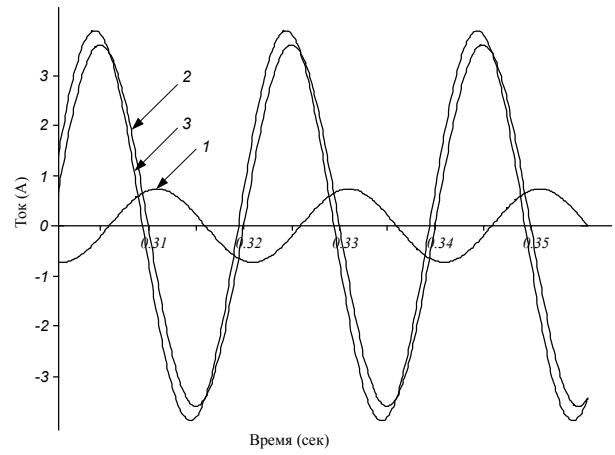


Рисунок 15 – Зависимость токов контура намагничивания в установившемся режиме: 1 – значения вихревого тока; 2 – ток, протекающий по цепи, моделирующей явление гистерезиса; 3 – общий ток ветви намагничивания

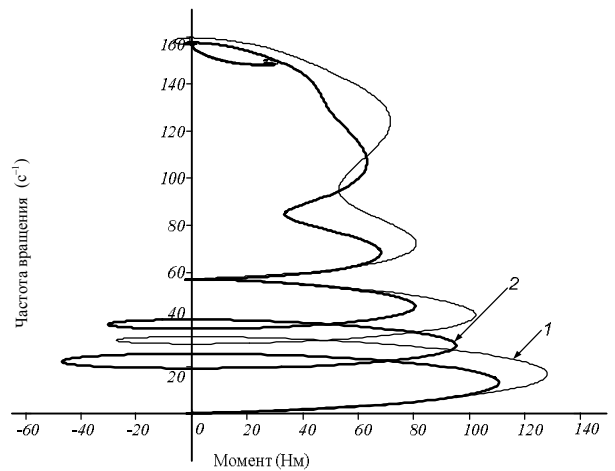


Рисунок 16 – Динамические характеристики АД: 1 – без учета вихревых токов; 2 – с учетом вихревых токов

Анализ показал, что для рассматриваемого АД при учете вихревых токов пусковой момент снижается со 138 Нм до 116 Нм, что составляет 18 % (рис. 16, характеристика 2).

Таким образом, схема замещения, приведенная на рис. 3, позволяет разделить потери мощности в стали АД на составляющие. Оценку влияния явлений вихревых токов и гистерезиса на общие потери в стали можно провести с использованием динамических характеристик АД, полученных на основе разработанной математической модели (рис. 4).

*Д. Экспериментальные исследования.*

Для подтверждения результатов, полученных с использованием математического моделирования, проведены экспериментальные исследования.

Функциональная схема экспериментальной установки представлена на рис. 17.

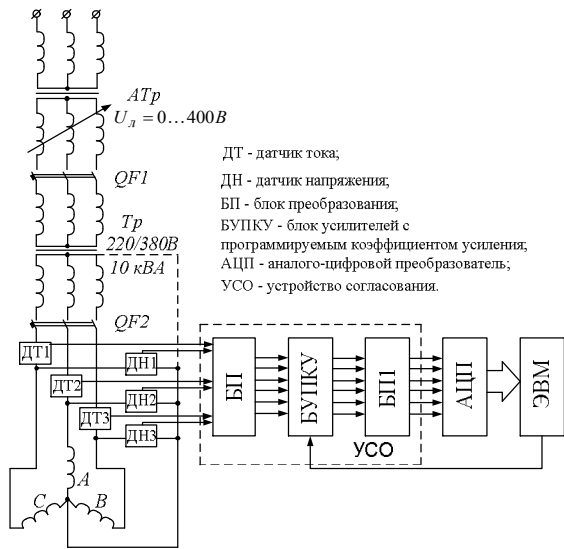


Рисунок 17 – Функциональная схема экспериментальной установки

В ее состав входят: повышающий автотрансформатор АТр, позволяющий регулировать линейное напряжение в пределах до 400 В; трансформатор Тр, увеличивающий пределы изменения напряжения до 700 В для получения режима насыщения двигателя; датчики ДТ тока типа LA25NP, работающие на эффекте Холла; датчики ДН напряжения типа LV25P; аналого-цифровой преобразователь (АЦП) типа L780 с разрядностью 14 бит и максимальной частотой преобразования 400 кГц.

Усилители с программируемым коэффициентом усиления и устройства, преобразующие сигнал с общей землей в дифференциальный сигнал для улучшения помехозащищенности передачи данных, входят в состав устройства согласования (УСО). Сигналы с датчиков электрических величин через УСО и аналого-цифровой преобразователь поступают на ЭВМ, где с помощью специального программного обеспечения производится их дальнейшая обработка.

В ходе эксперимента фиксируются мгновенные значения токов и напряжений по трем фазам АД, на основании которых в дискретном виде рассчитываются мгновенные значения:

мощности, потребляемой из сети

$$P_{li} = \sum_{j=A,B,C} I_{ji} U_{ji},$$

где  $j$  – фазы АД;  $I_{ji}$  – ток статора в  $i$ -й точке;  $U_{ji}$  – напряжение, подаваемое на фазу АД в  $i$ -й точке;

потерь мощности на активных сопротивлениях обмоток статора

$$P_{1mi} = \sum_{j=A,B,C} I_{ji}^2 r_j,$$

где  $r_j$  – активные сопротивления фаз обмоток статора;

электромагнитной мощности

$$P_{\omega i} = \sum_{j=A,B,C} (U_{ji} - I_{ji} r_j) I_{ji};$$

электромеханического момента

$$T_{Li} = \frac{1}{\omega_0} (P_{li} + P_{\omega i} - P_{1ii});$$

угловой скорости

$$\omega_i = \frac{1}{J} \sum (T_{Ei} - T_L),$$

где  $J$  – момент инерции АД;  $T_L$  – момент сопротивления АД.

В дальнейшем кривые электромагнитного момента и угловой скорости уточняются итерационным способом путем подстановки  $\omega_i$  в выражение для электромагнитного момента вместо скорости идеального холостого хода  $\omega_0$ .

Результаты экспериментальных исследований, совмещенные с кривыми, полученными при моделировании, приведены на рис. 18–20, где 1 – кривая, с учетом нелинейности кривой намагничивания, полученная путем математического моделирования; 2 – экспериментальная кривая.

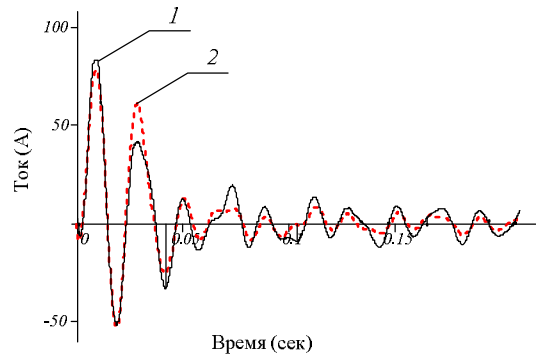


Рисунок 18 – Зависимость тока статора АД

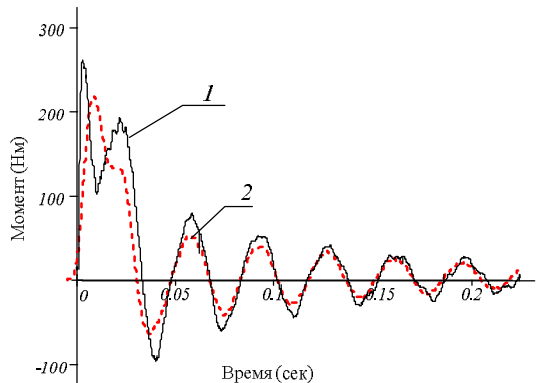


Рисунок 19 – Зависимость момента АД

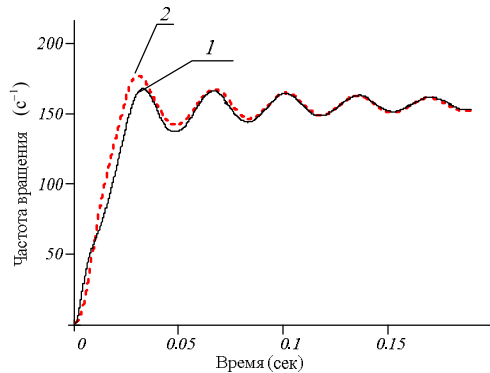


Рисунок 20 – Зависимость угловой скорости АД  
Адекватность представленной математической модели проверена путем сравнения эксперимен-

тальных результатов с кривыми, полученными на математической модели. Коэффициент  $R^2$  детерминации по результатам исследований составляет 96,3 %. Это обусловлено учетом в математической модели нелинейности кривой намагничивания.

Имеющее место несовпадение кривых (рис. 18–20) объясняется:

отличием реальных параметров схемы замещения АД (активных и индуктивных сопротивлений) от параметров, заложенных в математическую модель;

отличием реального напряжения питания от идеального;

изменением статического момента в начальный момент пуска по сложной зависимости, не поддающейся учету;

неучетом в математической модели ряда сложных физических явлений, связанных с эффектом вытеснения тока в роторе, наличием высших зубцовых гармоник поля в зазоре и т.д.;

неучетом мелких дефектов реальной электрической машины;

неточностями определения и аппроксимации кривой намагничивания.

Оценка влияния вихревых токов на характеристики АД осуществлялась путем имитации закорачивания листов стали зубцов статора с использованием фольги. При этом в первом случае 22 зубца статора закрывались фольгой (в дальнейшем кривые, полученные для этого опыта, обозначим F1), а в другом – 44 (в дальнейшем кривые, полученные для него, обозначим F2). Кривые, полученные для опыта без фольги, обозначим F3. Для каждого случая получены массивы данных тока и напряжения по фазам АД, рассчитаны потребляемая двигателем мощность, потери мощности на активном сопротивлении, потери мощности в стали АД. На рис. 21–24 приведены зависимости потерь мощности в двигателе от приложенного напряжения.

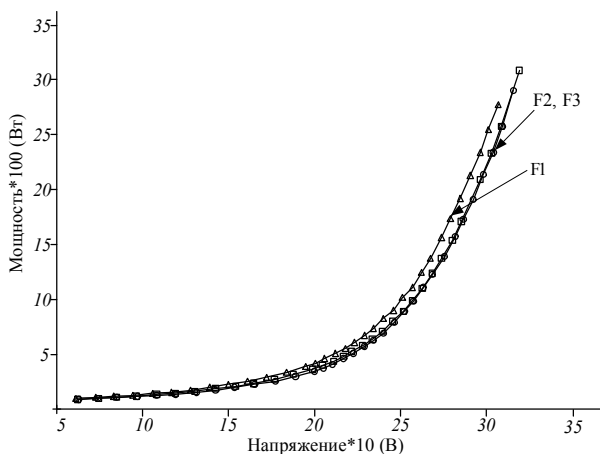


Рисунок 21 – Зависимость потребляемой мощности от напряжения

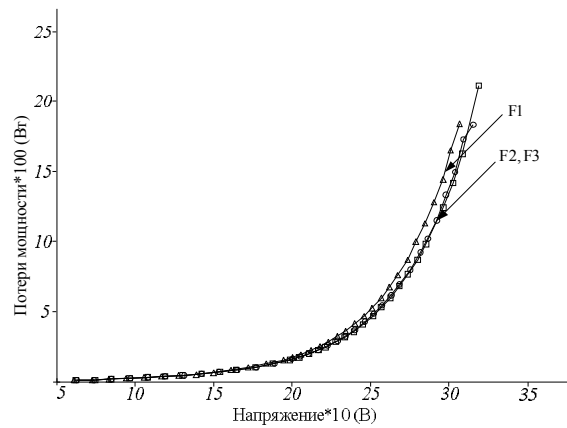


Рисунок 22 – Зависимость потерь мощности на активном сопротивлении от напряжения

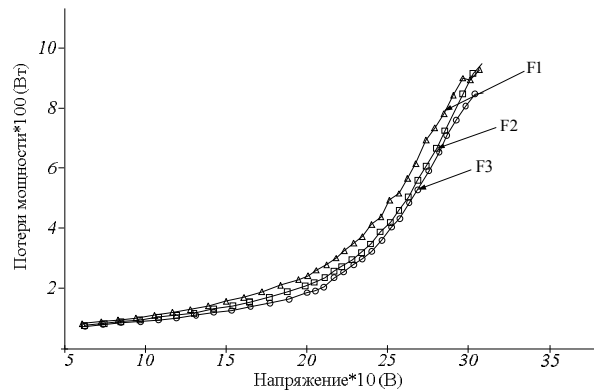


Рисунок 23 – Зависимость потерь в стали и механических от прикладываемого напряжения

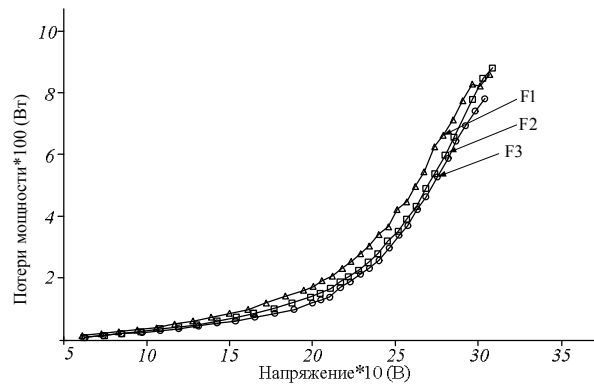


Рисунок 24 – Зависимость потерь в стали асинхронного двигателя в функции прикладываемого напряжения

Для выбранных значений напряжения выполнен анализ роста потерь мощности в стали АД под влиянием вихревых токов, результаты которого сведены в табл. 4.

Результаты экспериментальных исследований подтвердили рост потерь мощности от вихревых токов при увеличении области закорачивания листов стали статора. Кроме этого, проведенные исследования показали, что при увеличении напряжения питания АД удельный вес потерь мощности от вихревых токов относительно общих потерь в стали уменьшается.



Таблица 4 – Анализ экспериментальных данных для опытов с фольгой

U, В	U = 200В	U = 217В	U = 268В	U = 298В
F1	$P_c \uparrow$ на 16,1 %	$P_c \uparrow$ на 10,6 %	$P_c \uparrow$ на 6 %	$P_c \uparrow$ на 5,1 %
F2	$P_c \uparrow$ на 44,1 %	$P_c \uparrow$ на 27,6 %	$P_c \uparrow$ на 17,7 %	$P_c \uparrow$ на 11,9 %

**ВЫВОДЫ.** Предложены схемы замещения АД и разработаны математические модели, учитывающие нелинейность контура намагничивания, влияние вихревых токов, ширину петли гистерезиса, что позволило получить характеристики АД при изменении параметров магнитной системы.

Установлено, что предложенная математическая модель АД, учитывающая нелинейность кривой намагничивания, улучшает совпадение кривых, полученных на математической модели, с экспериментальными кривыми.

Показано, что рост вихревых токов приводит к изменению характеристик АД. При этом снижается его пусковой момент, уменьшается нагрузочная способность, что необходимо учитывать при дальнейшей эксплуатации электрической машины.

Разработанная математическая модель АД с разделением потерь мощности в стали на составляющие позволяет выполнить оценку влияния явлений вихревых токов и гистерезиса на общие потери в стали.

Предложенные в работе математические модели АД с учетом нелинейности кривой намагничивания, а также явлений гистерезиса и вихревых токов являются важными при построении систем управления энергоэффективными режимами работы электропривода.

ЛИТЕРАТУРА

1. John S. Hsu, John D. Kueck, Mitchell Olszewski, Don A. Casada, Pedro J. Otaduy, Leon M. Tolbert. Comparison of Induction Motor Efficiency Evaluation Methods // *IEEE Trans. Ind. Appl.* – 1998. – Iss. 34. – № 1. – PP. 117–125.
2. Nandi S.A. Detailed Model of Induction Machines with Saturation Extendable for Fault Analysis // *IEEE Trans. Ind. Appl.* – 2004. – Iss. 40. – № 5. – PP. 1302–1309.
3. Yin Jun, Lu Xiaoli, Wei Yunbing, Cui Guangzhao. Simulation and Research of Induction Motor Considering Iron Loss in Stationary Reference Frame // *Computing, Control and Industrial Engineering (CCIE). International Conference*, 5–6 June 2010. – Iss. 1. – PP. 446–449.
4. Sandhu K.S., Pahwa Vivek. A Novel Approach to Incorporate the Main Flux Saturation Effect in a Three Phase Induction Machine during Motoring and Plugging // *International Journal of computer and electrical engineering*. – 2011. – Iss. 3. – № 3. – PP. 443–448.
5. Damkhi S., Nait-Said M.S., Nait-Said N. Saturated Induction Machine Modelling Based on High Frequency Signal Injection // *International Conference on Renewable Energies and Power Quality (ICREPQ'12) Santiago de Compostela (Spain)*, 28<sup>th</sup> to 30<sup>th</sup> March, 2012.
6. Charles R. Sullivan, Seth R. Sanders. Models for Induction Machines with Magnetic Saturation of the

Main Flux Path // *IEEE Trans. Ind. Appl.* – 1995. – Iss. 31. – № 4. – PP. 907–917.

7. Ganji S. Naghdi, Darabi A., Yazdani-Asranmi M. A Three-step Procedure for Parameter Estimation of Induction Mashines Considering Saturation Effect // *World Applied Sciences Journal*. – 2010. – Iss. 11. – № 5. – PP. 526–535.
8. Boglietti A., Cavagnino A., Ionel D.M., Popescu M., Staton D.A., Vaschetto S. A General Model to Predict the Iron losses in Inverter Fed Induction Motors // *IEEE Trans. Ind. Appl.* – 2010. – Iss. 46. – № 5. PP. 1882–1890.
9. Gangi A., Guillaume P., Pintelon R., Lataire P. Induction motor dynamic and static inductance identification using a broadband excitation technique // *IEEE Transaction on En. Conv.* – 1998. – Iss. 13. – № 1. – PP. 15–20.
10. H. Ouadi, F. Giri, L. Dugard, A. Elfadili, Ph-Dorléans, J.F.Massieu. High Gain Observer for Induction Motor in Presence of Magnetic Hysteresis. // *18th IFAC World Congress*. – 2011. – Iss. 18. – № 1. – PP. 5261–5266.
11. Kunihiro Naoki, Takashi Todaka, Masato Enokizono. Loss Evaluation of an Induction Motor Model Core by Vector Magnetic Characteristic Analysis. // *IEEE Transactions on Magnetics*. – 2011. – Iss. 47. – № 5. – PP. 1098–1101.
12. Enokizono M., Okamoto K. Designing a Low-Loss Induction Motor Considering the Vector Magnetic Properties. // *IEEE Transactions on Magnetics*. – 2002. – Iss. 38. – № 2. – PP. 877–880.
13. Hafedh Trabelsi, Ali Mansouri, Mohamed Hedi Gmiden. On The No-Load Iron Losses Calculations of a SMPM Using VPM and Transient Finite Element Analysis. // *International Journal of Sciences and Technigues of Avtomatic control & computer engineering IJ-STA*. – 2008. – Iss. 2. – № 1. – PP. 470–483.
14. Machado V.M., Ribeiro A.L. Eddy Current Hysteresis Losses in Ferromagnetic Media // *IEEE Trans. Magn.* – 1998. – Iss. 34. – PP. 1267–1269.
15. N. Oztürk A., E. Celik. Application of Genetic Algorithms to Core Loss Coefficient Extraction // *Progress In Electromagnetics Research*. – M, 2011. – Iss. 19. – PP. 133–146.
16. Chen Y., Pillay P. An improved formula for lamination core loss calculations in machines operating with high frequency and high flux density excitation // *37th IAS Annual Meeting Industry Applications Conference*. – 2002. – Iss. 2. – PP. 759–766.
17. C. Thanga Raj, Srivastava S.P. Pramod. Agarwal Energy Efficient Control of Three-Phase Induction Motor – A Review // *International Journal of Computer and Electrical Engineering*. – 2009. – Iss. 1. – № 1. – PP. 61–70.
18. Ivanov-Smolenskij I. Electrical mashines / English translation. – M.: Izdatelstvo "Mir", 1983. – Iss. 3. – 280 p.

## INDUCTION MOTORS CHARACTERISTICS WHEN CHANGING MAGNETIC SYSTEM

**M. Zagirnyak, V. Ogar, V. Chenchvoj, V. Lyashenko**

Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi National University

vul. Pervomayskaya, 20, Kremenchug, 39600, Ukraine. E-mail: Vita.Ogar@gmail.com

**Atef S. Al-Mashakbeh**

Electrical Engineering Department, Tafila Technical University

P.O. Box 179, 66110, Tafila, Jordan.

Equivalent circuits and induction motor improved mathematical models taking into account the magnetizing curve nonlinearity, hysteresis and eddy currents phenomena have been proposed. Static, power and dynamic characteristics of induction motor have been researched taking mentioned phenomena into consideration. Harmonic analysis of IM currents in the idle mode has been carried out. It has been demonstrated that taking into account the magnetizing curve nonlinearity in the mathematical model with experimental curves. Eddy currents losses influence on IM characteristics has been shown. The adequacy of the proposed mathematical model has been confirmed by experimental research.

**Key words:** induction motor, mathematical model, steel losses, magnetizing curve nonlinearity, hysteresis, eddy currents.

## REFERENCES

- Hsu, John S., Kueck, John D., Olszewski, Mitchell, Casada, Don A., Otaduy, Pedro J. and Tolbert, Leon M. (1998), "Comparison of Induction Motor Efficiency Evaluation Methods," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 34, no. 1, pp. 117–125.
- Nandi, S. (2004), "A Detailed Model of Induction Machines with Saturation Extendable for Fault Analysis," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 40, no. 5, pp. 1302–1309.
- Jun, Yin, Xiaoli, Lu, Yunbing, Wei and Guangzhao, Cui (2010), "Simulation and Research of Induction Motor Considering Iron Loss in Stationary Reference Frame," *Computing, Control and Industrial Engineering (CCIE). International Conference*, vol. 1, pp. 446–449.
- Sandhu, K.S. and Pahwa, Vivek (2011), "A Novel Approach to Incorporate the Main Flux Saturation Effect in a Three Phase Induction Machine during Motoring and Plugging," *International Journal of computer and electrical engineering*, vol. 3, no. 3, pp. 443–448.
- Damkhi, S., Naït-Saïd, M.S. and Naït-Saïd, N. (2012), "Saturated Induction Machine Modelling Based on High Frequency Signal Injection," *International Conference on Renewable Energies and Power Quality (ICREPO'12) Santiago de Compostela (Spain)*.
- Sullivan, Charles R. and Sanders, Seth R. (1995), "Models for Induction Machines with Magnetic Saturation of the Main Flux Path," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 31, no. 4, pp. 907–917.
- Naghdi Ganji, S., Darabi, A. and Yazdani-Asranmi, M. (2010), "A Three-step Procedure for Parameter Estimation of Induction Machines Considering Saturation Effect," *World Applied Sciences Journal*, vol. 11, no. 5, pp. 526–535.
- Boglietti, A., Cavagnino, A., Ionel, D.M., Popescu, M., Staton, D.A. and Vaschetto, S. (2010), "A General Model to Predict the Iron losses in Inverter Fed Induction Motors," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 46, no. 5, pp. 1882–1890.
- Gangi, A., Guillaume, P., Pintelon, R. and Lataire, P. (1998), "Induction motor dynamic and static inductance identification using a broadband excitation technique," *IEEE Transaction on En. Conv.*, vol. 13, no. 1, pp. 15–20.
- Ouadi, H., Giri, F., Dugard, L., Elfadili, A. and Ph-Dorléans, Massieu, J.F. (2011), "High Gain Observer for Induction Motor in Presence of Magnetic Hysteresis," *18th IFAC World Congress*, vol. 18, no. 1, pp. 5261–5266.
- Kunihiro, Naoki, Todaka, Takashi and Enokizono, Masato (2011), "Loss Evaluation of an Induction Motor Model Core by Vector Magnetic Characteristic Analysis," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 47, no. 5, pp. 1098–1101.
- Enokizono, M. and Okamoto, K. (2002), "Designing a Low-Loss Induction Motor Considering the Vector Magnetic Properties," *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 38, no. 2, pp. 877–880.
- Trabelsi, Hafedh, Mansouri, Ali and Hedi Gmiden, Mohamed (2008), "On The No-Load Iron Losses Calculations of a SMPM Using VPM and Transient Finite Element Analysis," *International Journal of Sciences and Techniques of Automatic control & computer engineering IJ-STA*, vol. 2, no 1, pp. 470–483.
- Machado, V.M. and Ribeiro, A.L. (1998), "Eddy Current Hysteresis Losses in Ferromagnetic Media," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 34, pp. 1267–1269.
- Oztürk, N. A. and Celik, E. (2011), "Application of Genetic Algorithms to Core Loss Coefficient Extraction," *Progress In Electromagnetics Research M*, vol. 19, pp. 133–146.
- Chen, Y. and Pillay, P. (2002), "An improved formula for lamination core loss calculations in machines operating with high frequency and high flux density excitation," *37th IAS Annual Meeting Industry Applications Conference*, vol. 2, pp. 759–766.
- Thanga, Raj C., Srivastava, S.P. and Pramod (2009), "Agarwal Energy Efficient Control of Three-Phase Induction Motor – A Review," *International Journal of Computer and Electrical Engineering*, vol. 1, no. 1, pp. 61–70.
- Ivanov-Smolenskij, A. (1983), *Electrical machines*, English translation, vol. 3, Mir, Moscow, Russia.

Стаття надійшла 2.03.2013.