

УДК 621.313

СОСТОЯНИЕ ИССЛЕДОВАНИЙ АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ СЛОЖНЫХ КОНСТРУКЦИЙ

Н. А. Руденко

Кременчугский национальный университет имени Михаила Остроградского
ул. Первомайская, 20, г. Кременчуг, 39600, Украина. E-mail: nikita_rudenko@mail.ru

Рассмотрен эффект вытеснения тока в роторе асинхронных двигателей с двойной беличьей клеткой и глубокопазных асинхронных двигателей. Проанализированы способы определения электромагнитных параметров ротора в асинхронных двигателях сложных конструкций с учетом эффекта вытеснения тока. Рассмотрены особенности схем замещения асинхронных двигателей сложных конструкций с учетом эффекта вытеснения на данных схемах. Определены недостатки каждого из рассмотренных способов, на основе чего был выбран наиболее целесообразный способ определения электромагнитных параметров ротора с учетом эффекта вытеснения тока для асинхронных двигателей сложных конструкций.

Ключевые слова: эффект вытеснения тока, двухклеточные асинхронные двигатели, схемы замещения, глубина проникновения тока, скин-слой.

СТАН ДОСЛІДЖЕНЬ АСИНХРОННИХ ДВИГУНІВ СКЛАДНИХ КОНСТРУКЦІЙ

М. А. Руденко

Кременчуцький національний університет імені Михайла Остроградського
вул. Першотравнева, 20, м. Кременчук, 39600, Україна. E-mail: nikita_rudenko@mail.ru

Розглянуто ефект витиснення струму в роторі асинхронних двигунів із подвійною білячою кліткою і широкопазних асинхронних двигунів. Проаналізовано способи визначення електромагнітних параметрів ротора в асинхронних двигунах складних конструкцій з урахуванням ефекту витиснення струму. Розглянуто особливості схем заміщення асинхронних двигунів складних конструкцій з урахуванням ефекту витиснення на даних схемах. Визначено недоліки кожного з розглянутих способів, на основі чого був обраний найбільш доцільний спосіб визначення електромагнітних параметрів ротора з урахуванням ефекту витиснення струму для асинхронних двигунів складних конструкцій.

Ключові слова: ефект витиснення струму, двокліткові асинхронні двигуни, схеми заміщення, глибина проникнення струму, скин-шар.

АКТУАЛЬНОСТЬ РАБОТЫ. Асинхронные двигатели (АД) сегодня составляют большую часть парка электрических машин. В основном АД применяются в качестве электродвигателей и являются основными преобразователями электрической энергии в механическую. АД нашли широкое применение в различных отраслях промышленности и сельского хозяйства. Их используют в электроприводах металлорежущих станков, подъёмно-транспортных машин, транспортёров, насосов, вентиляторов. Широкое применение асинхронных двигателей объясняется их достоинствами по сравнению с другими двигателями: высокая надёжность, возможность работы непосредственно от сети переменного тока, простота обслуживания. Однако, несмотря на достаточно высокие эксплуатационные показатели, периодически АД выходят из строя и подвергаются ремонту. Таким образом, в результате проведения ремонтных операций, а также при длительной эксплуатации АД, особенно в тяжелых или ненормальных режимах работы, электромагнитные параметры (ЭМП) двигателей могут отличаться от тех, которые заложены заводом-изготовителем. Поэтому актуальной задачей является разработка метода идентификации ЭМП АД.

При идентификации ЭМП двухклеточного АД с применением энергетического метода необходимо учитывать особенности схемы замещения и влияние эффекта вытеснения тока

(скин-ефекта) в роторе. Целью данной работы является проведение анализа способов определения электромагнитных параметров ротора в асинхронных двигателях сложных конструкций для выбора наиболее эффективной и подходящей схемы замещения для применения в задачах идентификации с использованием энергетического метода.

МАТЕРИАЛ И РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ. Особенностью двухклеточных двигателей является то, что они имеют на роторе две короткозамкнутые беличьи клетки, одна из которых представляет собой так называемую пусковую обмотку, а вторая – рабочую [1]. Рабочая обмотка выполняется из медных стержней и размещается в нижних частях пазов, а пусковая обмотка изготавливается из латунных или бронзовых стержней и располагается в верхних частях пазов, ближе к воздушному зазору. В двухклеточных двигателях активное сопротивление пусковой обмотки обычно в 2–4 раза больше активного сопротивления рабочей обмотки. И наоборот, индуктивное сопротивление рассеяния пусковой обмотки в несколько раз меньше, чем рабочей обмотки, поскольку последняя утоплена глубоко в стали сердечника ротора.

В начальный момент пуска ток проходит, главным образом, по наружной клетке, которая создает значительный вращающий момент [2]. По мере увеличения частоты вращения ток переходит во внутреннюю клетку, и по окончании процесса пуска машина работает как обычный короткозамкнутый двигатель с одной (внутренней) клеткой. Вытеснение тока в наружную клетку в начальный момент пуска объясняется действием ЭДС самоиндукции, индуцируемой в проводниках ротора. Чем ниже расположен в пазу проводник, тем большим магнитным потоком рассеяния он охватывается и тем большая ЭДС самоиндукции в нем индуцируется, следовательно, тем большее он будет иметь индуктивное сопротивление.

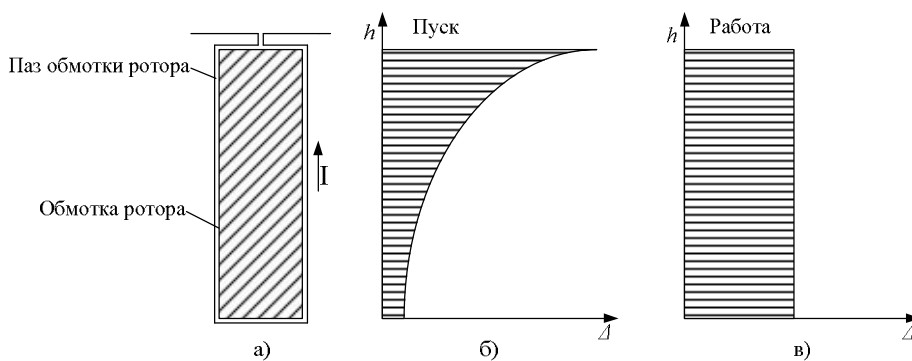


Рисунок 1 – Разрез паза (а) ротора глубокопазного двигателя и распределение плотности тока Δ по высоте h в клетках при пуске (б) и работе (в) двигателя

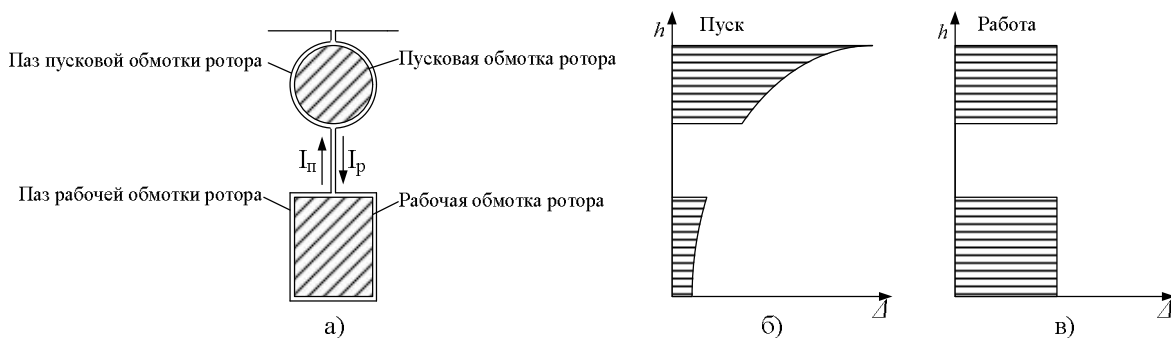


Рисунок 2 – Разрез паза (а) ротора двигателя с двойной беличьей клеткой и распределение плотности тока Δ по высоте h в клетках при пуске (б) и работе (в) двигателя

Таким образом, в двухклеточном двигателе при пуске происходит вытеснение тока ротора по направлению к воздушному зазору, как и в глубокопазном двигателе.

В связи со сказанным выше, когда в пазу лежит несколько изолированных друг от друга стержней, важное значение имеет относительная высота каждого отдельного проводника (рис. 1, 2) [3]. Поверхностный эффект в каждом отдельном стержне зависит не только от размеров самого проводника, но и от распределения общего тока в обоих стержнях паза. Поэтому на практике оценку влияния поверхностного эффекта на параметры стержня сложной конфигурации проводят при помощи аппроксимации или решают задачу численными методами.

Скин-эффект вызывает скопление тока на поверхности проводника, что приводит к увеличению активного сопротивления и уменьшению индуктивности рассеяния [4]. На обмотке статора влияние скин-эффекта является незначительным, поэтому им можно пренебречь, но в пазах ротора его действие является преобладающим. Индуктивность намагничивания подвергается насыщению с более высоким током намагничивания. Скин-эффект в обмотке ротора и эффект насыщения железного сердечника приводит к осложнениям в процессе идентификации параметров электродвигателя с короткозамкнутым ротором, поэтому косвенные методы измерения и расчеты должны быть использованы для определения параметров из данных, приведенных по экспериментально измеренным механическим характеристикам.

Скин-эффект может быть охарактеризован одномерной моделью, когда высота стержня больше по сравнению с его шириной (при отношении высоты к ширине больше трех) [5]. В этом случае предположение, что поле рассеяния в стержне является тангенциальным, а плотность тока зависит только от радиальной координаты, является действительным. Однако общие уравнения для активных и реактивных сопротивлений для сложных форм стержней при квазиустойчивом состоянии отсутствуют в литературе, а численные методы занимают много времени при обчете в случае оптимального синтеза асинхронных двигателей.

Под скин-эффектом понимают неравномерное распределение тока в проводнике. Общее распределение плотности тока в проводнике определяется его динамическим импедансом, который зависит от операционной системы частот, формы проводника и электромагнитных свойств используемых материалов.

Скин-эффект базируется на генерации токов в проводниках под действием переменного магнитного поля. Под действием магнитного поля, созданного вблизи проводника, на его поверхности возникают токи, генерирующие магнитное поле, противоположное первоначальному, которое "вытесняет" ток из внутренней области проводника. Если проводник не имеет сопротивления (например, сверхпроводник), токи, протекающие по поверхности, не вызывают нагрева и, следовательно, магнитное поле исключено из проводника.

Если же потери в поверхностном слое при асинхронном пуске будут велики [6], то может иметь место значительный нагрев поверхностного слоя. Кроме того, по торцам бочки ротора могут возникнуть местные нагревы.

Относительно поверхностного слоя можно принять, что магнитный поток остается постоянным на всей глубине его проникновения в бочку ротора, а токи, наводимые в поверхностном слое, соответствующем глубине проникновения магнитного потока, линейно уменьшаются от максимального значения на поверхности ротора до нуля.

Уравнения для скин-эффекта могут быть получены из уравнений Максвелла. Если предположить, что замкнутые кольца обтекает поток Φ , который имеет только нормальную составляющую к поперечному сечению проводника и плотность тока J имеет только тангенциальную компоненту к проводнику, скин-эффект может быть выведен из закона Ампера [7]:

$$\int_s \underline{E} ds = \frac{L}{\gamma} \underline{J}_1 - \frac{L}{\gamma} \underline{J}_2 = -j\omega \Delta \underline{\Phi}, \quad (1)$$

где J – секционная плотность тока; γ – электропроводность; L – тангенциальная длина проводника; $\Delta \Phi$ – поток рассеяния проводника. Поток рассеяния проводника может быть выражен следующим образом:

$$\Delta \underline{\Phi} = \mu_0 \frac{L h_t}{b_p} \sum_{\mu=1}^p i_{\mu}, \quad (2)$$

где μ_0 – магнитная проницаемость; h_t – высота проводника; b_p – ширина поперечного сечения проводника; i – ток секции.

Чтобы максимизировать скин-эффект, радиальная глубина замкнутого кольца должна быть как можно больше и замкнутое кольцо должно быть изготовлено из меди, чья электропроводность выше, чем у алюминия [8]. Осевая длина замкнутого кольца должна быть как можно меньше, поскольку она увеличивает магнитный поток, проходящий через проводник. Задачей дополнительных ферромагнитных колец вокруг замкнутого алюминиевого кольца является снижение противодействия на пути потока рассеяния и таким образом увеличение конечного значения потока рассеяния. Для снижения потерь в железе ферромагнитные кольца следует выполнять из изолированных листов.

Глубина скин-слоя (глубина проникновения тока) может быть определена путем решения уравнения магнитной диффузии, которое описывает диффузию магнитного поля и тока в проводнике для квази-магнитно-статического поля или для тока на низких частотах. Магнитное уравнение диффузии может быть получено из законов Фарадея, Ампера и Гаусса [9]:

$$\nabla \times \underline{E} = -\frac{\partial \underline{B}}{\partial t}, \quad \nabla \times \underline{H} = \underline{J}_f, \quad \nabla \cdot \underline{B} = 0. \quad (3)$$

Для материалов с постоянной проницаемостью μ и постоянной омической проводимости γ , движущихся со скоростью \underline{V} , уравнение имеет следующий вид:

$$\underline{B} = \mu \underline{H}, \quad \underline{J}_f = \gamma (\underline{E} + \underline{V} \times \mu \underline{H}). \quad (4)$$

Приведенные выше уравнения могут сводиться к одному, путем расчета второго уравнения (3) и путем применения первого и второго уравнения (4):

$$\nabla \times (\nabla \times \underline{H}) = \nabla \times \underline{J}_f = \gamma [\nabla \times \underline{E} + \mu \nabla \times (\underline{V} \times \underline{H})] = \mu \gamma \left[-\frac{\partial \underline{H}}{\partial t} + \nabla \times (\underline{V} \times \underline{H}) \right]. \quad (5)$$

Произведение $\nabla \times (\nabla \times \underline{H})$ может быть упрощено с использованием вектора идентичности $\nabla \times (\nabla \times \underline{H}) = \nabla (\nabla \cdot \underline{H}) - \nabla^2 \underline{H}$, следовательно, $\frac{1}{\mu \gamma} \nabla^2 \underline{H} = \frac{\partial \underline{H}}{\partial t} - \nabla \times (\underline{V} \times \underline{H})$, где \underline{H} не имеет расходимости, исходя из третьего выражения (3).

При допущении, что каждый паз ротора без скоса стержня проводит ток вдоль оси ротора вала – Y (одномерный случай), а магнитное поле развернуто вдоль окружности ротора в направлении Z и зависит только от координаты оси x (вдоль высоты паза), окаймляющие линии не учитываются, система координат связана с ротором. Принимая во внимание вышеуказанные допущения, выражение может быть записано как

$$\frac{\partial^2 H_z}{\partial x^2} - \mu \gamma \frac{\partial H_z}{\partial t} = 0. \quad (6)$$

Внутри проводника существует синусоидально переменное магнитное поле, если синусоидально переменный ток течет через проводник:

$$H_z(x, t) = \text{Re}[H_z(x)e^{j\omega t}]. \quad (7)$$

С учетом приведенного выше, зависимость данного уравнения может быть получена как $\frac{\partial^2 H_z}{\partial x^2} - j\omega\mu\gamma H_z = 0$ с решением $H_z(x) = A_1 e^{(1+j)x/\delta} + A_2 e^{-(1+j)x/\delta}$, где δ – глубина скин-слоя.

Глубина проникновения составляет расстояние, при котором ток уменьшается в e раз от своего первоначального значения [9]:

$$\delta = \sqrt{\frac{2\rho}{\omega\mu_0}}, \quad (8)$$

где δ – глубина проникновения скин-слоя; ρ – удельное электрическое сопротивление; μ_0 – магнитная проницаемость вакуума. В табл. 1 приведена глубина проникновения вихревых токов для некоторых материалов при 20 °С на частотах 50 Гц, 10 кГц, 1 МГц [10].

Таблица 1 – Глубина проникновения вихревых токов для некоторых материалов

Металл	Удельная электрическая проводимость при 20 °С, МСм/м	Глубина проникновения вихревых токов, мм, на частотах		
		50 Гц	10 кГц	1 МГц
Медь	57	9,4	0,66	0,066
Алюминий	36	12,4	0,84	0,084
Цинк	16,7	17,7	1,24	0,124
Латунь	13,5	19,5	1,37	0,137
Олово	8,35	25	1,75	0,175
Свинец	4,75	33	2,3	0,230
Железо	25	3,3	0,24	0,024
Сталь	5,4	1,3	0,093	0,0093

Для упрощения обозначений целесообразно воспользоваться такой переменной, как относительная высота проводника, которая задается как отношение высоты проводника к глубине скин-слоя [11]:

$$\xi = \frac{h}{\delta}, \quad (9)$$

где ξ – относительная высота проводника; h – высота проводника.

В таком случае можно вывести частотную зависимость сопротивления стержня паза по следующему выражению:

$$\varphi_R(\xi) = \frac{R_{AC}}{R_{DC}} = \xi \frac{\sinh(2\xi) + \sin(2\xi)}{\cosh(2\xi) - \cos(2\xi)}, \quad (10)$$

где R_{DC} – сопротивление постоянному току; R_{AC} – сопротивление, если учитывается скин-эффект при переменном токе.

Аналогичным образом можно определить частотную зависимость индуктивности стержня паза:

$$\varphi_L(\xi) = \frac{L_{AC}}{L_{DC}} = \frac{3}{2\xi} \frac{\sinh(2\xi) - \sin(2\xi)}{\cosh(2\xi) - \cos(2\xi)}, \quad (11)$$

где L_{DC} – индуктивность при постоянном токе; L_{AC} – индуктивность при переменном токе и с учетом скин-эффекта.

Исходя из представленных выше выражений, можно увидеть, что сопротивление ротора увеличивается, а индуктивность рассеяния уменьшается, когда увеличивается высота проводника h .

Глубина скин-слоя δ определяет активную площадь поперечного сечения стержня в пазе, через которую проходит ток при заданной частоте f , следовательно, сопротивление ротора зависит от δ [9]:

$$R_r = R_{rn} \frac{S_p}{\delta b_{r1}} \approx R_{rn} \frac{h_r}{\delta} = k_r R_{rn}, \quad (12)$$

где R_{rn} – сопротивление ротора, которое преобразуется в сторону статора с пренебрежением скин-эффекта; S_p – площадь поперечного сечения паза; b_{r1} – ширина стержня в пазе ротора, равная примерно ширине паза. Переменная k_r является функцией корня квадратного от частоты тока, что может быть выражено следующим образом:

$$k_r = \sqrt{\frac{f}{f_{gr}}}, \quad (13)$$

где f_{gr} – частота тока ротора, для которого глубина проникновения скин-слоя равна высоте паза ротора.

На рис. 3 ломаная линия является предложенной аппроксимацией в работе [9], в то время как гладкая линия является аппроксимацией известной из литературных источников [1–5, 7, 12]. Преимуществом аппроксимации, известной из литературных источников [1–5, 7, 12], по сравнению с предложенной аппроксимацией в работе [9], является более высокая точность, тогда как недостатком – сложность и наличие разрыва функции, описывающей эту аппроксимацию при частоте тока, равной нулю.

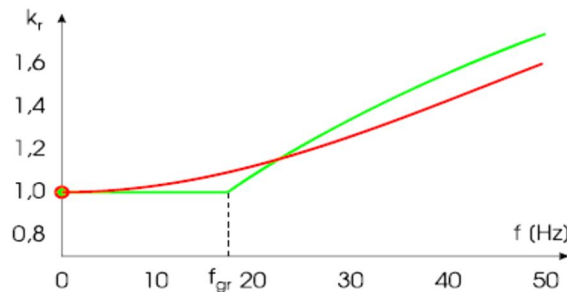


Рисунок 3 – Изменения сопротивления ротора вследствие скин-эффекта

Один из способов для учёта влияния эффекта вытеснения тока на активное и индуктивное сопротивления обмотки короткозамкнутого ротора представлен в работе [13] и заключается в том, что активное и индуктивное сопротивления обмотки ротора представляются в виде функциональных зависимостей от скольжения, в которых вытеснение тока учитывается с помощью коэффициентов вытеснения $Kr(s)$ и $Kx(s)$:

$$R_r(s) = Kr(s)R_{r0}; \quad Kr(s) = 1 + (a_1s + a_2s^2) / R_{r0}; \quad (14)$$

$$X_{\sigma r}(s) = Kx(s)X_{\sigma r0}; \quad Kx(s) = 1 + (b_1s + b_2s^2) / X_{\sigma r0}, \quad (15)$$

где $R_{r0}, X_{\sigma r0}$ – активное и индуктивное сопротивления обмотки короткозамкнутого ротора при скольжении $s \approx 0$; a_1, a_2, b_1, b_2 – коэффициенты аппроксимирующего квадратного полинома, значения которых могут быть найдены по результатам расчётов коэффициентов вытеснения по методике, приведенной в литературе [1]. Недостатком данного метода

является также наличие разрыва функции при частоте тока, равной нулю, и то, что не учитываются геометрические особенности паза.

На представленной схеме замещения (рис. 4) индексы i , o и er обозначают внутреннюю клетку, внешнюю клетку и замкнутое кольцо ротора [14].

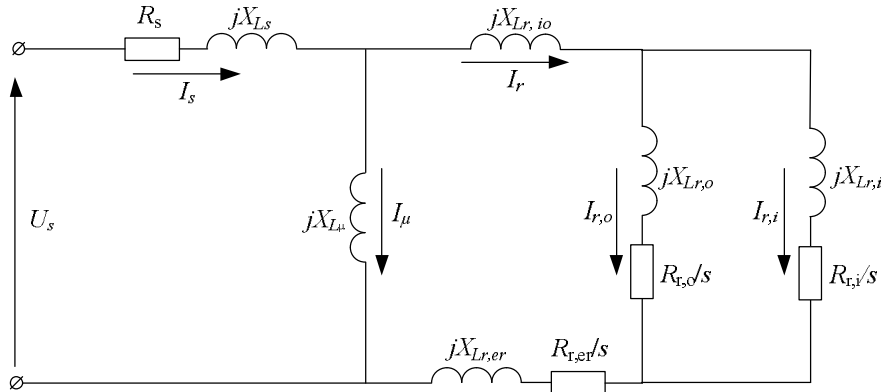


Рисунок 4 – Электрическая схема замещения асинхронного двигателя с двойной беличьей клеткой и замкнутым кольцом

На рис. 4 $X_{L_{r,io}}$ является взаимной индукцией потерь между внутренней и внешней клетками. $X_{L_{r,i}}$, $X_{L_{r,o}}$ представляют собой индуктивные потери внутренней и внешней клетки минус взаимная индукция потерь $X_{L_{r,io}}$. Значение $X_{L_{r,o}}$ очень мало и обычно предполагается равным нулю, поскольку большинство потерь внешнего паза связывают линии потока с низким магнитным сопротивлением внутреннего паза, и способствует возникновению $X_{L_{r,io}}$. Потери во внутренней клетке $X_{L_{r,i}}$ также являются весьма незначительными, которыми во многих случаях можно пренебречь, особенно это касается роторов, изготовленных за счет физического разделения между замкнутым кольцом и сердечником ротора. Для отделения замкнутого кольца его импеданс был учтен как часть соответствующего внутреннего и внешнего импеданса клетки.

Геометрические размеры отдельно взятого паза двухклеточного АД влияют на вытесняемый ток, поэтому одним из вариантов вычисления электрических параметров стержня ротора является аппроксимация, предполагая, что паз ротора разделен на n элементов, каждый из которых является прямоугольником и обладает своим активным и индуктивным сопротивлением [15]. В первом элементе протекает суммарный ток $i_{2(0)}$, а в каждом последующем (каждом k -ом элементе) – ток, который представляет собой часть $(n-k)/n$ от общего тока (рис. 5).

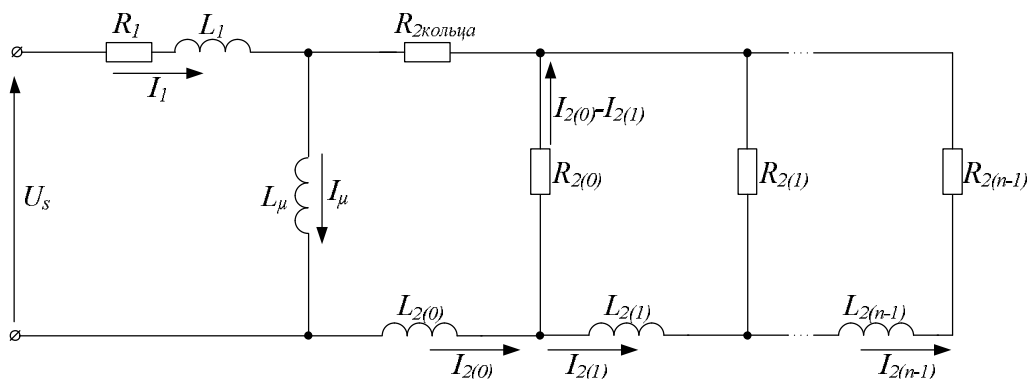


Рисунок 5 – Эквивалентная Т-образная схема замещения двухклеточного асинхронного двигателя

В случае известной геометрии паза ротора (особенно формы поперечного сечения стержня) аппроксимация реальной геометрии возможна и более точным способом. Параметры прямоугольных элементов аппроксимации могут быть вычислены, исходя из геометрии паза и стержня:

$$R_{2(k)} = \frac{l}{k \Delta x b_k}; \quad (16)$$

$$L_{2(k)} = \frac{l \mu_0 \Delta x}{b_k}, \quad (17)$$

где k – электрическая проводимость; μ_0 – магнитная проницаемость; Δx – высота каждого элемента; b_k – ширина каждого элемента; l – длина паза ротора. Однако при расчете данным способом не учитывается эффект вытеснения тока как таковой. Поскольку плотность тока убывает в глубь паза, то, соответственно, уменьшается и эффективная площадь сечения стержня, что не было учтено в формулах, приведенных выше.

Для учета скин-эффекта в глубокопазном АД, а также в АД с двойной беличьей клеткой короткозамкнутый ротор представляют в виде двух резистивно-индуктивных параллельно соединенных цепей. Поэтому численная модель в матричной форме записывается следующим образом [16]:

$$L \frac{dI}{dt} = U - RI - \Omega LI, \quad (18)$$

где

$$L = \begin{bmatrix} L_\alpha & 0 \\ 0 & L_\beta \end{bmatrix}; \quad (19)$$

$$L_\alpha = L_\beta = \begin{bmatrix} L_s & L_\mu & L_\mu \\ L_\mu & L_R^{(1)} & L_\mu \\ L_\mu & L_\mu & L_R^{(2)} \end{bmatrix}; \quad (20)$$

$$L_s = L_{\sigma s} + L_\mu; \quad (21)$$

$$L_R^{(1)} = L_{\sigma R}^{(1)} + L_\mu; \quad (22)$$

$$L_R^{(2)} = L_{\sigma R}^{(2)} + L_\mu; \quad (23)$$

$$R = \text{diag}[R_s, R_R^{(1)}, R_R^{(2)}, R_s, R_R^{(1)}, R_R^{(2)}]; \quad (24)$$

$$\Omega = \begin{bmatrix} 0 & -\Omega_R \\ \Omega_R & 0 \end{bmatrix}; \quad (25)$$

$$\Omega_R = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\omega & 0 \\ 0 & 0 & -\omega \end{bmatrix}; \quad (26)$$

$$I = [I_{s\alpha}, I_{R\alpha}^{(1)}, I_{R\alpha}^{(2)}, I_{s\beta}, I_{R\beta}^{(1)}, I_{R\beta}^{(2)}]^T; \quad (27)$$

$$U = [U_{s\alpha}, 0, 0, U_{s\beta}, 0, 0]^T, \quad (28)$$

(28)

где $I_{s\alpha}, I_{R\alpha}^{(1)}, I_{R\alpha}^{(2)}, I_{s\beta}, I_{R\beta}^{(1)}, I_{R\beta}^{(2)}$ – токи статора и ротора эквивалентной схемы замещения в α, β прямоугольных координатах; $U_{s\alpha}, U_{s\beta}$ – напряжения, подаваемые на клеммы двигателя в α, β координатах; $R_s, R_R^{(1)}, R_R^{(2)}$ – сопротивления статора и ротора эквивалентной схемы замещения; $L_{\sigma s}, L_{\sigma s}^{(1)}, L_{\sigma s}^{(2)}, L_\mu$ – индуктивности рассеяния статора, ротора и индуктивность ветви намагничивания схемы замещения; ω – угловая скорость двигателя, которую можно найти путем решения следующего уравнения:

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{J}(\tau - \tau_m), \quad (29)$$

где J, τ, τ_m – момент инерции, электромагнитный момент и механический момент.

Электромагнитный момент может быть найден путем решения следующего уравнения [16]:

$$\tau = \frac{1}{L_{\sigma s}} [\psi_{s\beta} \sum_{i=1}^2 a_r^{(i)} \psi_{R\alpha}^{(i)} - \psi_{s\alpha} \sum_{i=1}^2 a_r^{(i)} \psi_{R\beta}^{(i)}], \quad (30)$$

где

$$\psi_{s\alpha} = L_{\sigma s} I_{s\alpha} + L_\mu (I_{s\alpha} + \sum_{i=1}^2 I_{R\alpha}^{(i)}); \quad (31)$$

$$\psi_{s\beta} = L_{\sigma s} I_{s\beta} + L_\mu (I_{s\beta} + \sum_{i=1}^2 I_{R\beta}^{(i)}); \quad (32)$$

$$\psi_{R\alpha}^{(i)} = L_{\sigma R}^{(i)} I_{R\alpha}^{(i)} + L_\mu (I_{s\alpha} + \sum_{i=1}^2 I_{R\alpha}^{(i)}); \quad (33)$$

$$\psi_{R\beta}^{(i)} = L_{\sigma R}^{(i)} I_{R\beta}^{(i)} + L_\mu (I_{s\beta} + \sum_{i=1}^2 I_{R\beta}^{(i)}); \quad (34)$$

$$a_r^{(i)} = \frac{1}{L_{\sigma R}^{(i)}} \left[\frac{1}{L_{\sigma s}} + \frac{1}{L_\mu} + \sum_{k=1}^2 \frac{1}{L_{\sigma R}^{(k)}} \right]^{-1}. \quad (35)$$

Механический момент нагрузки можно считать постоянным либо как функцию угловой скорости. Напряжения, прикладываемые к клеммам асинхронного двигателя, могут быть записаны следующим образом [16]:

$$U_{s\alpha} = U_m \cos(\omega t); \quad (36)$$

$$U_{s\beta} = U_m \sin(\omega t). \quad (37)$$

Начальные значения переменных (токи и угловая скорость) равны нулю на первом шаге расчета. Но данный метод является наиболее сложным при расчетах, а также занимает много времени для обсчета результатов.

Для учета эффекта вытеснения тока также можно воспользоваться коэффициентом γ , который равен отношению плотности тока в верхнем крае проводника, к плотности тока в нижнем крае [17]:

$$\gamma = \frac{i_{s\max}}{i_{s\min}}. \quad (38)$$

Данный коэффициент характеризует интенсивность вытеснения тока. Недостатком данного расчетного выражения является то, что оно в основном применяется для проверки опытных данных, а не для построения и расчета математических моделей.

Для идентификации параметров ротора асинхронных двигателей сложных конструкций в нестационарном режиме при значительном скольжении эффект вытеснения тока в стержнях ротора должен быть принят во внимание для того, чтобы получить действительные результаты для крутящего момента и тока статора в процессе разгона. Поэтому, согласно методике, приведенной в источнике [12], эффект вытеснения тока может быть учтен при использовании выражения для глубины проникновения, которая имеет следующий вид:

$$h = \frac{1}{\sqrt{f}} \left(\frac{A}{100} \right)^{0,55}; \quad (39)$$

$$A = \frac{I_{\text{рот}} N}{\pi D_{\text{рот}}}, \quad (40)$$

где A – линейная нагрузка; f – частота; $I_{\text{рот}}$ – ток ротора; N – число эффективных проводников в пазу; $D_{\text{рот}}$ – диаметр ротора. Однако стоит учитывать тот факт, что при изменении частоты будет изменяться и значение тока ротора:

$$I_{\text{рот}} = \frac{E}{\sqrt{R_2^2 + v^2 X_2^2}}, \quad (41)$$

где E – ЭДС ротора; v – относительная частота; R_2 – активное сопротивление ротора; X_2 – индуктивное сопротивление ротора. Таким образом, значение линейной нагрузки также будет изменяться в зависимости от частоты, что в свою очередь будет влиять на глубину проникновения.

Зная глубину проникновения, можно рассчитать активные сопротивления стержней в рассматриваемом контуре ротора:

$$r = \frac{3,55 F_A k_{Fe} l}{f \Phi q_{Fe} z_{Fe}}, \quad (42)$$

где

$$F_A = \frac{1,06 I_{\Phi} \omega_{f2}}{p}; \quad (43)$$

$$q_{Fe} = t_2 h; \quad (44)$$

$$t_2 = \frac{\pi D_{\text{рот.}}}{2 z_{Fe}}, \quad (45)$$

здесь k_{Fe} – отношение удельного сопротивления стали массива к удельному сопротивлению материала стержней; Φ – магнитный поток, проходящий через ротор; l – длина стержней; F_A – намагничивающая сила обмотки ротора на полюс; I_{Φ} – ток в фазе ротора; ω_{f2} – эффективное число витков фазы ротора; p – число полюсов; q_{Fe} – сечение стального стержня; h – глубина проникновения; t_2 – зубцовое деление ротора; z_{Fe} – число стальных стержней на полюс, равное числу зубцовых делений ротора на полюс.

Индуктивное сопротивление, в свою очередь, с достаточным приближением для практических расчетов можно выразить следующим выражением:

$$x = 0,6r. \quad (46)$$

Учет влияния вытеснения в роторных контурах приводит к зависимости кажущегося сопротивления Z в массивной части ротора от скольжения:

$$Z = \sqrt{\left(\frac{r}{s}\right)^2 + (jx)^2}, \quad (47)$$

где s – скольжение ротора.

Двухклеточный двигатель имеет две вторичные обмотки, и поэтому его схема замещения содержит, подобно трехобмоточному трансформатору, две параллельно включенные вторичные цепи (рис. 6).

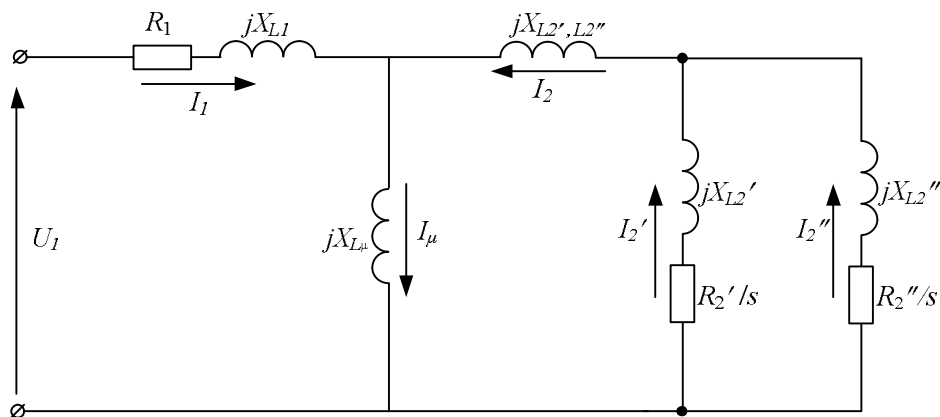


Рисунок 6 –Т-образная схема замещения двухклеточного АД

Каждая из вторичных цепей имеет собственные активные сопротивления (R_2' , R_2'') и индуктивные сопротивления рассеяния (X_{L2}' , X_{L2}''). Кроме того, реальные значения активных сопротивлений вторичных цепей зависят от скольжения. Следует отметить, что для реального значения активного сопротивления рабочей обмотки ротора необходимо учитывать влияние эффекта вытеснения тока, которое, как показано в работах [18–20], может быть представлено следующей зависимостью:

$$R_2(v, \beta) / s_v = R_2''(1 + \beta v^2) / s_v, \quad (48)$$

где R_2'' – активное сопротивление рабочей обмотки ротора постоянному току при частоте, равной нулю; β – коэффициент, определяющий влияние эффекта вытеснения тока; v – относительная частота; $s_v = 1 \mp (1 - s_1) / v$ – скольжение двигателя, зависящее от относительной частоты; s_1 – скольжение двигателя на первой гармонике. Коэффициент β может быть найден из следующего выражения [3]:

$$\beta = \frac{h_c}{\sqrt{\frac{b_r}{b_n} \frac{2}{2\pi f \mu_0 \gamma}}}, \quad (49)$$

где h_c – высота стержня; b_n – ширина паза; b_c – ширина стержня; f – частота; μ_0 – магнитная постоянная; γ – удельная проводимость стержня.

Из всех представленных выше способов определения активного и индуктивного сопротивления в роторной части двухклеточного АД следует, что каждый из них обладает своими определенными недостатками, такими, как:

- разрыв функции при частоте тока, равной нулю;

- сложность реализации;
- более низкая точность результатов по сравнению с другими известными из литературных источников способами;
- не учитываются геометрические особенности паза и стержней;
- не учитывается изменение эффективной площади стержня;
- необходимость проведения эксперимента.

Из вышеизложенного следует, что наименьшим количеством из перечисленных недостатков среди рассмотренных способов обладают те, которые представлены в источниках [12, 19, 20]. Данные способы учитывают геометрические особенности паза и изменение эффективной площади стержня, глубину проникновения тока; не привязаны к необходимости проведения эксперимента, что позволяет составлять математические модели; имеют простоту расчетов и малую трудоёмкость вычислений.

ВЫВОДЫ. В результате проведенного анализа способов определения электромагнитных параметров ротора в асинхронных двигателях сложных конструкций было установлено:

- повышенный интерес к двухклеточным асинхронным двигателям объясняется их широким применением в промышленности, а также сложностью физических процессов, протекающих в роторе;
- в зарубежных источниках нет сведений о схемах замещения асинхронных двигателей с двойной беличьей клеткой, которые позволяли бы адекватно и в полной мере выполнять расчет электромагнитных параметров двухклеточных асинхронных двигателей с учетом эффекта вытеснения тока;
- в силу своих недостатков известные схемы замещения некоторых отечественных авторов, которые учитывают влияние эффекта вытеснения, не подходят для их применения в задачах идентификации с использованием энергетического метода;
- определение расчетных параметров асинхронных двигателей с использованием энергетического метода целесообразно осуществлять по предложенным в [18–20] вариантам схемы замещения как наиболее ранним и полным по информационным возможностям.

ЛИТЕРАТУРА

1. Вольдек А.И. Электрические машины. Учебник для студентов высш. техн. учебн. заведений. – Л.: Энергия, 1985. – 840 с.
2. Копылов И.П. Электрические машины: Учеб. для вузов. – М.: Высш. шк., 2006. – 607 с.
3. Сипайлов Г.А., Кононенко Е.В., Хорьков К.А. Электрические машины (специальный курс). – М.: Высшая школа, 1987. – 287 с.
4. Ghule C.V., Suhasini S.D., Jewel S. An off-line technique for prediction of performance characteristics of three phase induction motor, International Journal of Engineering Research & Technology (IJERT). – Vol. 2. – Iss. 1/2013. – PP. 1–6.
5. Mihai V.C., Aurel C., Elek D. Optimized design of the induction motor squirrel cage considering the dynamic torque requirements, Conference : IMACS, 6, Lisboa, PRT. – Iss. 3/1999 (7). – PP. 207–210.
6. Черный А.П., Гладырь А.И., Осадчук Ю.Г. и др. Пусковые режимы нерегулируемых электроприводов: Монография. – Кременчуг: ЧП Щербатых А.В., 2006. – 280 с.
7. Vogt K. Elektrische Maschinen, Berechnung rotierender elektrischer Maschinen. Dritte bearbeitete Auflage, Berlin, Veb Verlag Technik. – 1983. – 500 p.
8. Levi E. Polyphase Motors; A Direct Approach to Their Design. New York/USA: John Wiley & Sons. – 1984. – 438 p.

9. Popenda A. Model-simulation investigations of induction motor with the consideration of skin effect in rotor bars. *Przeegląd elektrotechniczny*. – ISSN 0033–2097. – R. 88 NR 12b/2012. – PP. 29–31.
10. Дорофеев А.Л. Вихревые токи. – М.: Энергия, 1977. – 72 с.
11. Vařta J., Chládek J., Mayer I. *Teorie elektrických strojů*. – Praha: SNTL, 1968. – 582 p.
12. Лютер Р.А. Расчет синхронных машин. – Л.: Энергия. 1979 – 272 с.
13. Совершенствование микропроцессорной тепловой защиты короткозамкнутых асинхронных электродвигателей / В.Ф. Сивокобыленко, С.Н. Ткаченко // Збірник наукових праць ДВНЗ «Донецький національний технічний університет». Серія «Електротехніка і енергетика». – Донецьк, 2011. – Вип. 11/2011 (186). – С. 353–359.
14. Jongbin Park, Byunghwan Kim, Jinkyu Yang, Sang Bin Lee, E.J. Wiedenbrug, M. Teska, Seungoh Han, Evaluation of the detectability of broken rotor bars for double squirrel cage rotor induction motors. In proceeding of: Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE). – 10/2010. – PP. 2493–2500.
15. Benecke M., Doebbelin R., Griepentrog G., Lindemann A. Skin effect in squirrel cage rotor bars and its consideration in simulation of non-steady-state operation of induction machines. *Piers online*. – Iss. 7/2011 (5). – PP. 421–425.
16. Saleh Al-Jufout, Computational modeling of the squirrel-cage induction motor starting process. Conference Paper in Proceedings: 40th Conference on Simulation and Modeling. – 1999. – PP. 1–5.
17. Шенфер К.И. Асинхронные машины: Учебник для энергетических вузов. – М.–Л.: Государственное объединенное научно-техническое издательство. Редакция энергетической литературы. – 1938. – 412 с.
18. Родькин Д.И., Здор И.Е., Черный А.П., Сисюк Г.Ю. О некорректности некоторых представлений схем замещения АД. Сборник научных трудов Кременчугского государственного политехнического института «Проблемы создания новых машин и технологий». – Кременчуг: КГПИ, 1998. – Вып. 2. – С. 135–138.
19. Родькин Д.И., Здор И.Е., Прус В.В. Определение послеремонтной паспортной мощности асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором. Сборник научных трудов КГПИ «Проблемы создания новых машин и технологий». – Кременчуг: КГПИ, 2000. – Вып. 1/2000 (8). – С. 162–165.
20. Родькин Д.И., Калинов А.П., Ромашихин Ю.В. Оценка эффективности методов диагностики двигателей переменного тока // Вісник КДПУ. – Кременчук: КДПУ, – Вип. 3/2006 (38). – С. 77–82.

STATE OF RESEARCHES OF INDUCTION MOTORS OF COMPLEX CONSTRUCTIONS

N. Rudenko

Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi National University

ul. Pervomayskaya, 20, Kremenchug, 39600, Ukraine. E-mail: nikita_rudenko@mail.ru

The effect of the displacement current in the rotor induction motors with double squirrel cage and powerful generators is considered. Were analyzed methods of determining electromagnetic parameters of the rotor of induction motors with complex structures, taking into account the effect of the current displacement. The features of the equivalent circuit of induction motors with intricate designs and that is how in these schemes is taken into account the effect of crowding are considered. Identified weaknesses of each of the considered methods, based on which was selected the most expedient way to determine the electromagnetic parameters of the rotor in view of effect of the current displacement for the induction motors with complex structures.

Key words: effect of current displacement, induction motors with double squirrel cage, equivalent circuits, the current penetration depth, the skin depth.

REFERENCES

1. Voldek A.I. *Electric car*: Textbook for university students. tehn. training. institutions. – Leningrad: Energiya, 1985. – 840 p. [in Russian]
2. Kopylov I.P. *Electric cars*: Textbook for high schools. – Moscow: Vysshaya shkola, 2006. – 607 p. [in Russian]
3. Sipailov G.A., Kononenko E.V., Horkov K.A. *Electric cars (special course)*. – Moscow: Vysshaya shkola, 1987. – 287 p. [in Russian]
4. Ghule C.V., Suhasini S.D., Jewel S. An off-line technique for prediction of performance characteristics of three phase induction motor, *International Journal of Engineering Research & Technology (IJERT)*. – Vol. 2. – Iss. 1/2013. – PP. 1–6.
5. Mihai V.C., Aurel C., Elek D. Optimized design of the induction motor squirrel cage considering the dynamic torque requirements, *Conference: IMACS*, 6, Lisboa, PRT. – Iss. 3/1999 (7). – PP. 207–210.
6. Cherny A.P., Gladyr A.I., Osadchuk Y.G. and others. *Starting modes of non-regulated electric drives*: Monograph. – Kremenchug: PE Scherbatykh A.V. 2006. – 280 p. [in Russian]
7. Vogt K. *Elektrische Maschinen, Berechnung rotierender elektrischer Maschinen*. Dritte bearbeitete Auflage, Berlin, Veb Verlag Technik. – 1983. – 500 p.
8. Levi E. *Polyphase Motors; A Direct Approach to Their Design*. New York/USA: John Wiley & Sons. – 1984. – 438 p.
9. Popenda A. Model-simulation investigations of induction motor with the consideration of skin effect in rotor bars. *Przegląd elektrotechniczny*. – ISSN 0033–2097. – R. 88 NR 12b/2012. – PP. 29–31.
10. Dorofeyev A.L. *Eddy currents*. – M.: Energiya, 1977. – 72 p. [in Russian]
11. Bašta J., Chládek J., Mayer I. *Teorie elektrických strojů*. – Praha: SNTL, 1968. – 582 p.
12. Luther R.A. *Calculation of synchronous machines*. – Leningrad: Energiya, 1979. – 272 p. [in Russian]
13. Sivokobylenko V.F., Tkachenko S.N. Improving the microprocessor thermal protection squirrel cage motors // *Proceedings DVNZ “Donetsk National Technical University”. A series of “Electrical Engineering and Energy”*. – Iss. 11/2011 (186). – Donetsk, 2011. – PP. 353–359. [in Russian]
14. Jongbin Park, Byunghwan Kim, Jinkyu Yang, Sang Bin Lee, E.J. Wiedenbrug, M. Teska, Seungoh Han, Evaluation of the detectability of broken rotor bars for double squirrel cage rotor induction motors. In proceeding of: *Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*. – 10/2010. – PP. 2493–2500.
15. Benecke M., Doebbelin R., Griepentrog G., Lindemann A. Skin effect in squirrel cage rotor bars and its consideration in simulation of non-steady-state operation of induction machines. *Piers online*. – Iss. 7/2011 (5). – PP. 421–425.
16. Saleh Al-Jufout, Computational modeling of the squirrel-cage induction motor starting process. *Conference Paper in Proceedings: 40th Conference on Simulation and Modeling*. – 1999. – PP. 1–5.
17. Shenfer K.I. *Induction machines. Tutorial for energy universities*. – Moscow–Leningrad: State Joint Scientific and Technical Publishing House. Edition of energy literature. – 1938. – 412 p. [in Russian]
18. Rodkin D.I., Zdor I.E., Cherny A.P., Sisyuk G.Y. About the tactlessness of some representations of equivalent circuits of IM // *Collection of scientific works of Kremenchuk State*

Polytechnic Institute "Problems of creating new machines and technologies". – Iss. 2. – Kremenchug: KSPI, 1998. – PP. 135–138. [in Russian]

19. Rodkin D.I., Zdor I.E., Prus V.V. Determination of post-repair nameplate capacity of induction motor with squirrel-cage rotor // *Collection of scientific works of Kremenchug State Polytechnic Institute "Problems of creating new machines and technologies."* – Iss. 2. – Kremenchug: KSPI, 1998. – PP. 162–165. [in Russian]

20. Rodkin D.I., Kalinov A.P., Romashihin Yu.V. Evaluating the effectiveness of methods for diagnosis of AC motors // *Bulletin KSPU. Proceedings of Kremenchuk Mykhailo Ostrohradskyi State Polytechnic University.* – Kremenchug: KSPU, 2006. – Iss. 3/2006 (38). – PP. 77–82. [in Russian]



Руденко Никита Андреевич,
аспирант кафедри «Системы автоматического управления и электропривод» КрНУ,
ул. Первомайская, 20, г. Кременчуг, 39600, Украина.
Тел. (067)5302814.
E-mail: nikita_rudenko@mail.ru

Стаття надійшла 20.06.2013
Рекомендовано до друку
д.техн.н., проф. Родькін Д.Й.