

DOI 10.5862/JEST.243.8

УДК 621.313.333.2

*В.Н. Забоин, Г.А. Чесноков*

## **ОЦЕНКА ТОЧНОСТИ АНАЛИТИЧЕСКИХ МЕТОДОВ РАСЧЕТА СОСТАВЛЯЮЩИХ ПОТЕРЬ ХОЛОСТОГО ХОДА В АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЯХ**

*V.N. Zaboyn, G.A. Chesnokov*

### **ASSESSING THE ACCURACY OF ANALYTICAL METHODS FOR CALCULATING THE NO-LOAD LOSS COMPONENTS IN INDUCTION MOTORS**

В статье рассматриваются пути снижения потерь холостого хода в мощных асинхронных двигателях с целью повышения их энергоэффективности для соответствия требованиям современных стандартов и потребителей. Для асинхронных двигателей проведен сопоставительный анализ опытных потерь холостого хода с результатами расчетного разделение их на потери в обмотке статора, в стали и добавочные по двум различным аналитическим методикам. К потерям в стали отнесены как основные потери в стали, так и добавочные пульсационные. Отдельно рассмотрены добавочные потери в клетке ротора от токов зубцовой частоты статора, вызванных зубчатым строением сердечника статора. Показано, что существующие расчетные методики определения составляющих потерь холостого хода не обладают приемлемой точностью, необходимой для принятия обоснованных инженерных решений по их уменьшению.

**АСИНХРОННЫЙ ДВИГАТЕЛЬ; ПОТЕРИ ХОЛОСТОГО ХОДА; ПОТЕРИ В СТАЛИ; ДОБАВОЧНЫЕ ПОТЕРИ; ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТЬ.**

This article discusses the methods for reducing the idling losses in high-power induction motors as an opportunity for increasing their efficiency to meet the requirements of modern standards and customers. We have performed a comparative analysis of the tested no-load losses of three induction motors with the calculation results separated into stator copper losses, steel losses and stray losses by two different analytical approaches. Steel losses are supposed to consist of main steel losses and stray pulsation steel losses. Stray losses in a copper rotor cage, caused by stator's slot frequency currents due to the slotted structure of the stator, are examined separately. The existing approaches to calculating no-load loss components have been proved to be insufficiently accurate for making reasonable engineering decisions aimed at decreasing no-load losses.

**INDUCTION MOTOR; NO LOAD LOSS; STEEL LOSS; STRAY LOSS; EFFICIENCY.**

#### **Введение**

Повышение энергоэффективности вновь создаваемых электродвигателей — характерная тенденция в развитии современного электромашиностроения. Класс энергоэффективности IE (International Energy-efficiency Class) определяется путем сопоставления номинального значения КПД двигателя  $\eta_N$  с нормированным значением  $\eta_n$  для соответствующего класса [1].

В период 2015–2017 годов все двигатели, выпускаемые в странах Евросоюза, обязаны согласно директиве ЕС 2005/32/ЕЕС и регламенту 640/2009/ЕС иметь класс энергоэффективности IE3 (Премиум), что позволит увеличить потенциал электросбережения в среднем на 15–20 % за счет увеличения  $\eta_N$  двигателей, а также совершенствования и оптимизации систем их управления и регулирования [1]. В Российской

Федерации с целью стимулирования повышения энергоэффективности с 18 ноября 2009 года действует Федеральный закон №261–ФЗ «Об энергосбережении и о повышении энергетической эффективности...» [2].

Повышение  $\eta$  при требуемой нагрузке двигателя возможно уменьшением суммы  $\Delta P$  отдельных потерь энергии в нем или их перераспределением. При  $\eta_N \geq 92-94\%$  для перевода асинхронного двигателя в другой класс IE необходимо уменьшить его суммарные потери на 12–16% [1]. В асинхронных двигателях (АД) малой мощности, как правило, преобладают электрические потери в обмотках статора и ротора  $P_M$  (80–85% от  $\Delta P$ ), однако в двигателях средней и большой мощности суммарные потери холостого хода  $P_0$  соизмеримы с переменными потерями  $P_M$  и равны приблизительно 3–4%. Поэтому перевод АД в другой класс IE представляется возможным лишь за счет уменьшения составляющих  $P_0$ . Вот почему в настоящее время, наряду с совершенствованием методов расчета и измерения основных потерь в стали асинхронных машин [3–7], уточняются существующие и разрабатываются новые методы расчета добавочных потерь холостого хода в АД [8–11].

Сопоставлению методов расчетного и опытного определения составляющих  $P_0$  с целью оценки их практической значимости и необходимости учета на стадии проектирования АД и посвящена настоящая статья.

#### Опытное исследование потерь холостого хода

Существующие стандарты [12, 13] требуют подразделять потери холостого хода  $P_0$  на потери в обмотке статора  $P_{M10}$ , потери в стали  $P_{ст}$  и механические потери  $P_{мех}$ . Причем в ГОСТ Р МЭК 60034-2-1-2009 [13] под  $P_{ст}$  предписывается понимать (п.3.4.2.2) лишь «потери в активных частях стали и дополнительные потери холостого хода в других металлических деталях». Действовавший до 01.01.2011 аналогичный ГОСТ 25941-83 [14] в п.2.2 давал более глубокую формулировку этих потерь, раскрывая по сути их структуру и физический смысл: «потери на гистерезис и вихревые токи при перемагничивании сердечника якоря, а также на вихревые токи на поверхностях

сердечников от разного рода пульсаций магнитного поля при отсутствии нагрузки машины и на вихревые токи во всех прочих частях машины, активных и конструктивных, от потоков рассеяния при холостом ходе». Таким образом,  $P_{ст}$  равны сумме основных потерь в стали якоря  $P_c$  на частоте  $f_1$  и добавочных потерь  $P_{до}$ , к которым следует относить пульсационные поверхностные потери в стали зубцового слоя статора и ротора, электрические потери в клетке ротора от зубцовых гармонических тока в нем и потери на вихревые токи в элементах конструкции двигателя от магнитных потоков рассеяния.

Определение  $P_{до}$  представляет значительные трудности, а поэтому часто в практике проектирования АД их наличие учитывается увеличением технологического коэффициента  $C_{Fc}$  в формулах для расчета  $P_c$ , как правило до 2,7–3. Однако еще К.И. Шенфер показал, что пульсационные поверхностные потери в стали не только соизмеримы, но могут и превосходить  $P_c$  [15], а поэтому даже в редком случае совпадения опытных и расчетных значений  $P_{ст}$  нельзя судить о преобладающем значении или отсутствии  $P_c$  и  $P_{до}$ . Более того, при наличии разности между опытным значением  $P_{ст}$  и расчетной величиной  $P_c$  можно лишь утверждать, что  $P_{до}$  существуют, но для принятия обоснованных инженерных решений по их уменьшению нужно, конечно, знать количественную структуру этих потерь.

О возможности и необходимости количественной оценки отдельных составляющих  $P_{до}$  и их суммы можно судить путем сопоставления опытных значений  $P_{ст}$  с результатами расчетов  $P_c$  и  $P_{до}$  по существующим аналитическим методикам, выполненных для трех асинхронных двигателей производства ОАО «Силовые машины» завода «Электросила»:

АД1 – асинхронного двигателя мощностью  $P_H = 1200$  кВт с  $n_H = 750$  мин<sup>-1</sup>,  $U_H = 550$  В и  $\eta_N = 92,3\%$ ;

АД2 – асинхронного двигателя мощностью  $P_H = 700$  кВт с  $n_H = 510$  мин<sup>-1</sup>,  $U_H = 700$  В и  $\eta_N = 95,0\%$ ;

АД3 – асинхронного двигателя мощностью  $P_H = 275$  кВт с  $n_H = 786$  мин<sup>-1</sup>,  $U_H = 500$  В и  $\eta_N = 91,36\%$ .

В соответствии с требованиями ГОСТ Р 53472-2009 на испытательном стенде завода

«Электросила» были получены, а затем обработаны результаты опыта холостого хода каждого из этих двигателей (табл. 1). В частности, из опытных значений  $P_0$  вычитались потери в меди статора  $P_{M10}$ , строилась зависимость  $(P_0 - P_{M10})$  от  $U^2$  и определялись механические потери  $P_{мех}$

«путем экстраполяции нижней прямолинейной части этой зависимости на нулевое значение приложенного напряжения» [12]. Полученная в результате величина  $P_{ст} = P_0 - P_{M10} - P_{мех}$  использовалась в дальнейшем для сопоставления с расчетными значениями  $P_c$  и  $P_{д0}$ . Она же по-

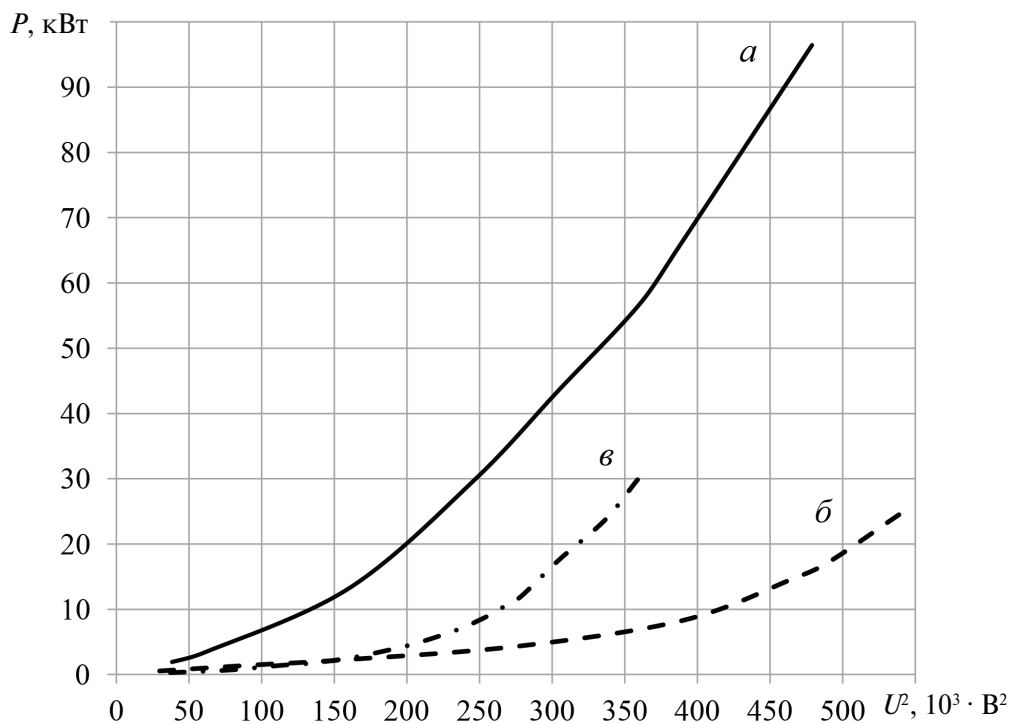


Рис. 1. Зависимости опытных значений потерь в стали  $P_{ст} = f(U^2)$ : а – АД-1, б – АД-2, в – АД-3

Таблица 1

Потери холостого хода

АД-1, ( $P_n = 1200$ кВт, $U_n = 550$ В)			АД-2 ( $P_n = 700$ кВт, $U_n = 700$ В)			АД-3 ( $P_n = 275$ кВт, $U_n = 500$ В)		
$U$ , В	$P_0$ , кВт	$P_{ст}$ , кВт	$U$ , В	$P_0$ , кВт	$P_{ст}$ , кВт	$U$ , В	$P_0$ , кВт	$P_{ст}$ , кВт
692	134,4	96,4	734	31,0	24,5	599	36,5	29,9
624	81,6	66,3	<b>700</b>	<b>22,0</b>	<b>17,2</b>	580	29,0	23,7
600	67,2	56,7	682	18,8	14,6	552	21,5	17,6
<b>552</b>	<b>49,9</b>	<b>43,6</b>	625	11,0	8,3	528	15,0	12,0
496	33,6	29,7	526	6,0	4,4	520	13,6	10,9
400	15,4	13,2	394	3,1	2,2	507	11,6	9,1
248	4,8	3,4	310	2,2	1,5	<b>500</b>	<b>10,7</b>	<b>8,4</b>
196	3,1	1,9	159	0,8	0,5	486	9,0	7,0

строена на рис. 1 в функции от  $U^2$  для наглядной иллюстрации наличия, а также величины добавочных потерь холостого хода  $P_{д0}$ .

Из анализа опытных данных, представленных в табл. 1 и на рис. 1, следует, что потери в стали  $P_{ст}$  в исследованных двигателях мощностью от 275 до 1200 кВт действительно составляют 3–4 % (при  $U_{н}$ ) и, главное, существенно непропорциональны  $U^2$  (за исключением АД-2), что однозначно свидетельствует о наличии значительных добавочных потерь  $P_{д0}$  в режиме холостого хода двигателей АД-1 и АД-3.

**Расчетное исследование  $P_c$  и составляющих добавочных потерь  $P_{д0}$**

Для оценки возможности суммарного учета потерь  $P_{д0}$  в выражениях для определения  $P_c$  они были рассчитаны по принятой в инженерной практике методике:

$$P_c = C_{Fe} q_{1,50} (G_z B_z^2 + G_a B_a^2) \left( \frac{f_1}{50} \right)^{1,3}, \quad (1)$$

где  $q_{1,50}$  – удельные потери в стали при индукции 1 Тл и частоте 50 Гц, Вт/кг;  $G_z$  – масса зубцов статора, кг;  $G_a$  – масса ярама статора, кг;  $B_z$  – индукция в зубце на расстоянии половины высоты зубца от его основания Тл;  $B_a$  – индукция в спинке статора, Тл;  $f_1$  – частота питания машины, Гц;  $C_{Fe}$  – технологический коэффициент, учитывающий увеличение потерь в стали, вызванное технологией изготовления статора и пульсационными потерями в стали его зубцов (для машин с прямоугольными пазами рекомендуется принимать  $C_{Fe} = 2,7-3$ ).

Таблица 2

**Потери в стали**

АД-1			АД-2			АД-3		
$U, В$	$P_{ст}$ (опыт)	$P_c$ (расчет)	$U, В$	$P_{ст}$ (опыт)	$P_c$ (расчет)	$U, В$	$P_{ст}$ (опыт)	$P_c$ (расчет)
692	96,4	15,3	734	24,5	6,07	599	29,9	4,3
624	66,3	12,4	<b>700</b>	<b>17,2</b>	<b>5,52</b>	580	23,7	4,0
600	56,7	11,5	682	14,6	5,24	552	17,6	3,6
<b>552</b>	<b>43,6</b>	<b>9,7</b>	625	8,3	4,4	528	12,0	3,3
496	29,7	7,9	526	4,4	3,12	520	10,9	3,2
400	13,2	5,1	394	2,2	1,75	507	9,1	3,0
248	3,4	2,0	310	1,5	1,08	<b>500</b>	<b>8,4</b>	<b>3,0</b>
196	1,9	1,2	159	0,5	0,28	486	7,0	2,8

Из рассмотрения представленных в табл. 2 данных следует, что опытные значения  $P_{ст}$  в 3–4 раза превосходят расчетные, а следовательно, на долю добавочных потерь  $P_{д0}$  приходится порядка 70–80 % от суммарных потерь  $P_{ст} = P_c + P_{д0}$ , и корректный, физически обоснованный учет составляющих  $P_{д0}$  простым увеличением  $C_{Fe}$  в (1) просто невозможен. Тем не менее, полагая, что пульсационные поверхностные потери в стали в какой-то мере уже учтены в  $C_{Fe}$ , в инженерной практике обычно рассчитывают вторую составляющую  $P_{д0}$  – электрические потери в клетке ротора  $P_{дм2}$ , обусловленные пульсацией индукции магнитного потока в воздушном зазоре, которая вызвана зубчатостью статора.

Для машин без скоса пазов, к которым относятся рассматриваемые двигатели,  $P_{дм2}$  в инженерной практике определяют по формуле, полученной на основе решения задачи расчета магнитного поля в зубцовой зоне ротора методом конформных отображений:

$$P_{дм2} = \frac{9Z_2 l_b \rho_b}{q_b} \left( t_1 \beta_0 K_\delta \frac{B_\delta}{0,2} \right)^2 \times \left[ K_{f1} \left( \frac{\alpha_1 (1 - \cos(\alpha))}{\lambda_\delta + 2\lambda_{n1 f_{z1}} (1 - \cos \alpha)} \right)^2 + K_{f2} \left( \frac{\alpha_2 (1 - \cos(2\alpha))}{\lambda_\delta + 2\lambda_{n2 f_{z1}} (1 - \cos(2\alpha))} \right)^2 \right], \quad (2)$$

где  $Z_2$  – число пазов ротора;  $l_b$  – длина стержня ротора между короткозамыкающими кольцами, м;  $\rho_b$  – удельное электрическое сопротивление, Ом·мм<sup>2</sup>/м;  $q_b$  – сечение стержня ротора, см<sup>2</sup>;  $t_1$  – зубцовое деление статора, мм;  $K_\delta$  – коэффициент воздушного зазора;  $B_\delta$  – индукция в воздушном зазоре, Тл;  $K_{f1}$  и  $K_{f2}$  – коэффициенты Фильда для стержней ротора соответственно при  $f_{z1} = Z_2 f_1 / p$  и  $f_{z2} = 2f_{z1}$ ;  $f_1$  – частота питания машины, Гц;  $\alpha = 2\pi Z_1 / Z_2$  – фазовый угол между соседними стержнями;  $\alpha_1$  и  $\alpha_2$  – относительные значения амплитуд первой и второй зубцовых гармонических индукции магнитного поля в предположении о трапецидальном характере ее распределения в зазоре под пазом статора;  $\beta_0$  – коэффициент, равный отношению минимальной индукции в воздушном зазоре под пазом статора к максимальной индукции в зазоре, определяемый как

$$\beta_0 = \frac{1+u^2-2u}{2(1+u^2)}; \quad u = \frac{b_{\pi}}{2\delta} + \sqrt{1 + \left(\frac{b_{\pi}}{2\delta}\right)^2}.$$

Входящие в (2) коэффициенты магнитных проводимостей для воздушного зазора  $\lambda_{\delta}$  и для полей рассеяния  $\lambda_{\pi 1 f z 1}$  и  $\lambda_{\pi 2 f z 1}$  рассчитываются по формулам

$$\lambda_{\delta} = \frac{t_2 - b_{s2}}{\delta K_{\delta} K_M};$$

$$\lambda_{\pi 1 f z 1} = \frac{h_{z2}}{3b_{\pi 2} K_{\pi 1}} + \frac{h_{s2}}{b_{s2}} + 0,2;$$

$$\lambda_{\pi 2 f z 1} = \frac{h_{z2}}{3b_{\pi 2} K_{\pi 2}} + \frac{h_{s2}}{b_{s2}} + 0,2,$$

где  $t_2$  – зубцовое деление ротора, мм;  $b_{s2}$  – ширина шлица ротора, мм;  $h_{s2}$  – высота шлица ротора, мм;  $\delta$  – воздушный зазор, мм;  $b_{\pi 2}$  – ширина паза ротора, мм;  $h_{z2}$  – высота паза ротора, мм;  $K_{\delta}$  – коэффициент воздушного зазора;  $K_M$  – коэффициент насыщения магнитной системы машины.

Расчет  $P_{\text{дм2}}$  по (2) показал, что эти потери соизмеримы с  $P_c$  лишь при  $U > U_n$ , а при  $U < U_n$  их совместный с  $P_c$  вклад в  $P_{\text{ст}}$  мал. Так, в частности, в АД-1 при  $U = U_n$  будет  $P_{\text{дм2}} = 3,1$  кВт,  $P_c = 9,7$  кВт, а их сумма  $P_s = 12,8$  кВт составляет всего 29,4 % от опытного значения  $P_{\text{ст}} = 43,6$  кВт. Аналогичные расчеты для АД-2 показали, что в них  $P_{\text{дм2}} = 3,78$  кВт,  $P_c = 5,52$  кВт, и  $P_s = 9,3$  кВт – 54,1 % от  $P_{\text{ст}} = 17,2$  кВт, а в АД-3  $P_{\text{дм2}} = 1,1$  кВт,  $P_c = 3,0$  кВт, соответственно  $P_s = 4,1$  кВт – 48,8 % от  $P_{\text{ст}} = 8,4$  кВт.

Обобщая приведенные данные, можно утверждать, что существующая инженерная методика определения  $P_c$  и  $P_{\text{дм2}}$  имеет весьма значительную погрешность: суммарная величина

$P_s = P_c + P_{\text{дм2}}$  составляет всего 30–50 % от опытного значения  $P_{\text{ст}}$ . Причем эта погрешность обусловлена, конечно, погрешностью расчета  $P_{\text{дм2}}$ , иначе следовало бы увеличить  $P_{\text{Fe}}$  в (1) до 6–7 или признать в структуре  $P_{\text{ст}}$  существенным значение потерь в конструктивных элементах от полей рассеяния.

Как видно из (2), ошибка в определении  $P_{\text{дм2}}$  может быть вызвана: погрешностью расчета проводимостей  $\lambda_{\delta}$ ,  $\lambda_{\pi 1 f z 1}$  и  $\lambda_{\pi 2 f z 1}$ , которые зависят от геометрии и степени насыщения путей рассеяния магнитного потока; погрешностью расчета  $\beta_0$  и  $K_{\delta}$ ; допущением о бесконечной магнитной проницаемости стали ( $\mu = \infty$ ); погрешностью определения коэффициентов Филда  $K_{fz1}$  и  $K_{fz2}$ ; а также погрешностью расчета коэффициентов  $\alpha_1$  и  $\alpha_2$ , которые в методике определены с большими допущениями. Одним из наиболее существенных факторов, конечно, является погрешность расчета магнитных проводимостей без учета степени насыщения соответствующих ферромагнитных участков.

Учет насыщения при расчете  $P_{\text{дм2}}$  по (2) выполнен лишь через коэффициент насыщения магнитной характеристики машины  $K_{\mu}$  и только при определении  $\lambda_{\delta}$ . Однако в монографии [16] убедительно показано, что насыщение по путям основного рабочего потока практически не влияет на проводимости потоков дифференциального рассеяния, а учет локального насыщения (дифференциальной магнитной проницаемости), например зубцов ротора, может привести к увеличению  $P_{\text{дм2}}$  до 70 % [16, с. 258]. Именно поэтому было принято решение рассчитать  $P_{\text{дм2}}$  по предложенным в [16] выражениям и сравнить их с данными, полученными по существующей методике. Для наглядной иллюстрации характе-

Таблица 3

Составляющие опытных потерь в стали

Двигатель	Опыт	Расчет (существующая методика)				Расчет (методика [16])		
	$P_{\text{ст}}$ , кВт	$P_c$ , кВт	$P_{\text{дм2}}$ , кВт	$P_s$ , кВт	$P_s/P_{\text{ст}}$ , %	$P_{\text{дм2}}$ , кВт	$P_s$ , кВт	$P_s/P_{\text{ст}}$ , %
АД-1	43,6	9,7	3,10	12,8	29,4	21,8	31,5	72,2
АД-2	17,2	5,5	3,78	9,3	54,1	12,6	18,1	105,2
АД-3	8,4	3,0	1,10	4,1	48,8	4,3	7,3	86,9

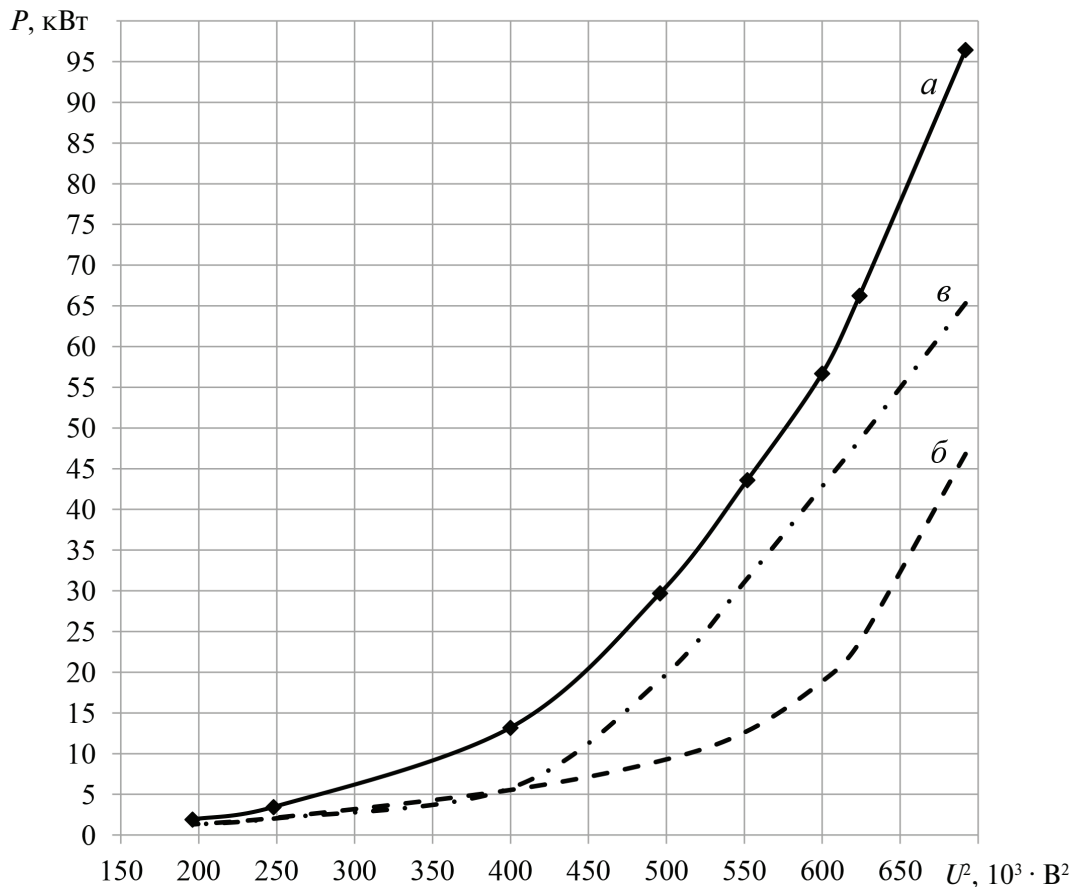


Рис. 2. Зависимости опытных и расчетных значений потерь в стали  $P_{ст} = f(U)$  для АД-1: а – опыт; б – расчет по существующей методике; в – расчет по методике [16]

ра изменения потерь на рис. 2 представлены опытная зависимость  $P_{ст} = f(U)$  и рассчитанные по двум методикам зависимости  $P_S = (P_c + P_{дм2}) = f(U)$  для АД-1, а в таблицу 3 сведены все опытные и расчетные значения потерь  $P_{ст}$ ,  $P_c$  и  $P_{дм2}$  для трех двигателей при  $U_n$ .

Из анализа данных, представленных на рис. 2 и в табл. 3, следует, что определение  $P_{дм2}$  по методике [16] позволяет не только качественно, но и количественно приблизить результаты аналитических расчетов к опытным данным: в АД-1 погрешность определения  $\Delta P_{ст}$  в диапазоне изменения  $U$  от 400 до 600 В составляет 25–30 % (см. рис.1), а для  $U_n$  потери  $\Delta P_{ст}$  во всех трех двигателях соответственно равны 27,8, 5,2 и 13,1 % (см. табл. 3). При  $U > U_n$  расхождение опытных и расчетных значений начинается существенно

увеличиваться, что указывает на недостаточный учет в [16] уменьшения проводимостей для потоков дифференциального рассеяния и соответствующих индуктивных сопротивлений при возрастании насыщения зубцов ротора и статора.

### Выводы

1. Повышение класса энергоэффективности IE мощных асинхронных двигателей возможно за счет уменьшения основных потерь в стали  $P_c$  и добавочных потерь холостого хода  $P_{д0}$ , поскольку их общая сумма составляет 3–4 % от номинальной мощности  $P_n$ .

2. Существующие расчетные методики определения основных потерь в стали  $P_c$  на частоте  $f_1$  и отдельных составляющих добавочных потерь холостого хода  $P_{д0}$  не обладают точностью, не-



обходимой для принятия обоснованных инженерных решений по их уменьшению.

3. Корректный учет локального насыщения и реальной геометрии элементов зубцового слоя при расчете  $P_c$  и  $P_{до}$  может быть сделан лишь с помощью численного моделирования методом

конечных элементов электромагнитного поля в двигателях, что позволит не только уточнить методику расчета  $P_{дм2}$ , но и оценить уровень третьей составляющей  $P_{до}$  – потерь на вихревые токи в элементах конструкции двигателя от магнитных потоков рассеяния в его торцевой зоне.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. ГОСТ Р 54413-2011. Машины электрические вращающиеся. Часть 30. Классы энергоэффективности односкоростных трехфазных асинхронных двигателей с короткозамкнутым ротором (код IE). М.: Стандартинформ, 2012. 14 с.
2. Российская федерация. Федеральный закон №261-ФЗ. Об энергосбережении и о повышении энергетической эффективности и о внесении изменений в отдельные законодательные акты Российской Федерации / Принят Гос. Думой 11 ноября 2009 г. : одобрен Советом Федерации 18 ноября 2009 г.
3. Gyselinck J., Dupré L., Vandeveld L., Melkebeek J. Calculation of no-load induction motor core losses using the rate-dependent Preisach model // IEEE. Transactions on magnetics. 1998. Vol. 34(6). P. 3876–3881.
4. Gyselinck J., Vandeveld L., Makaveev D., Melkebeek J. Calculation of no load losses in an induction motor using an inverse vector Preisach model and an eddy current loss model. Part 1 // IEEE. Transactions on magnetics. 2000. Vol. 36(4). P. 856–860.
5. Komeza K., Dems M. Finite-Element and Analytical Calculations of No-Load Core Losses in Energy-Saving Induction Motor // IEEE. Transactions on Industrial Electronics. 2012. Vol. 59(7). P. 2934–2946.
6. Hsu J.S., Liou H.P., Lin B.T., Weldon W.F. Losses Influenced by Third-Harmonic Flux in Induction Motors // IEEE. Transactions on Energy Conversion. 1991. Vol. 6(3). P. 461–468.
7. Hai-Rong Wang, Jian-Hua Wu. Calculation of Iron Losses in Inverter-fed Induction Motors Based on Time-stepping FEM // Journal of International Conference on Electrical Machines and Systems. 2013. Vol. 2. № 3. P. 283–287.
8. Nakahara A., Kikuchi S., Nishihama K., Miyoshi T., Kaihatsu K. High-Frequency Interbar Current Losses in Cage Induction Motors Under No-Load Condition // IEEE. Transactions on Energy Conversion. 2014. Vol. 29(3). P. 698–705.
9. Engelbretson S.C. Induction Machine Stray Loss from Inter-bar Currents Engelbretson: PhD Thesis / MIT. 2009. 178 p.
10. Carlson R., C.A. da Silva, Sadowski N., Lajoie-Mazenc M. An Analysis of Inter-bar Currents on a Polyphase Cage Induction Motor // Revista Controle & Automacao. 2004. Vol. 15, № 4. P. 476–484.
11. Kral C., Haumer A., Kubicek B., Winter Q. Model of a Squirrel Cage Induction Machine with Interbar Conductances // Proceedings 7th Modelica Conference. Como, Italy. Sep. 20-22, 2009. P. 861–867.
12. ГОСТ Р 53472-2009. Машины электрические вращающиеся. Двигатели асинхронные. Методы испытаний. М.: Стандартинформ, 2011. 42 с.
13. ГОСТ Р МЭК 60034-2-1-2009. Стандартные методы определения потерь и коэффициента полезного действия вращающихся электрических машин (за исключением машин для подвижного состава). М.: Стандартинформ, 2011. 53 с.
14. ГОСТ 25941-83 (МЭК 34-2-72, МЭК 34-2A-74). Машины электрические вращающиеся. Методы определения потерь и коэффициента полезного действия. М.: ИПК Издательство стандартов, 1984. 30 с.
15. Шенфер К.И. Асинхронные машины. М. – Л.: Государственное объединенное научно-техническое издательство, 1938. 412 с., ил.
16. Геллер Б., Гамата В. Высшие гармоники в асинхронных машинах / Пер. с англ. под ред. З.Г. Каганова. М.: Энергия, 1981. 352 с., ил.

## REFERENCES

1. GOST R 54413-2011. Mashiny elektricheskije vrashchayushchiesya. Chast 30. Klassy energoeffektivnosti odnoskorostnykh trekhfaznykh asinkhronnykh dvigateley s korotkozamknutym rotorom (kod IE). [State standart specification. Rotating electrical machines. Part 30. Efficiency classes of single-speed, three-phase, cage-induction motors (IE-code).] Moscow: Standartinform, 2012. 14 p. (rus)
2. Rossiyskaya federatsiya. Federatsii Federalnyy zakon №261-FZ Ob energosberezhenii i o povyshenii energeticheskoy effektivnosti i o vnesenii izmeneniy v otdelnyye zakonodatelnyye akty Rossiyskoy : prinyat Gos. Dumoy 11 noyabrya 2009: odobren Sovetom Federatsii 18 noyabrya 2009. [Russian Federation. Laws. About energysaving and increasing energyefficiency. Federal Law №261-FZ. (rus)
3. Gyselinck J., Dupré L., Vandeveld L., Melkebeek J. Calculation of no-load induction motor core losses using the rate-dependent Preisach model. *IEEE*.

*Transactions on magnetics*. 1998. Vol. 34(6). P. 3876–3881.

4. **Gyselinck J., Vandeveld L., Makaveev D., Melkebeek J.** Calculation of no load losses in an induction motor using an inverse vector Preisach model and an eddy current loss model. Part 1. *IEEE Transactions on magnetics*. 2000. Vol. 36(4). P. 856–860.

5. **Komez A., Deme M.** Finite-Element and Analytical Calculations of No-Load Core Losses in Energy-Saving Induction Motor. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. 2012. Vol. 59(7). P. 2934–2946.

6. **Hsu J.S., Liou H.P., Lin B.T., Weldon W.F.** Losses Influenced by Third-Harmonic Flux in Induction Motors. *IEEE Transactions on Energy Conversion*. 1991. Vol. 6(3). P. 461–468.

7. **Hai-Rong Wang, Jian-Hua Wu.** Calculation of Iron Losses in Inverter-fed Induction Motors Based on Time-stepping FEM. *Journal of International Conference on Electrical Machines and Systems*. 2013. Vol. 2. № 3. P. 283–287.

8. **Nakahara A., Kikuchi S., Nishihama K., Miyoshi T., Kaihatsu K.** High-Frequency Interbar Current Losses in Cage Induction Motors Under No-Load Condition. *IEEE Transactions on Energy Conversion*. 2014. Vol. 29(3). P. 698–705.

9. **Engelbretson S.C.** Induction Machine Stray Loss from Inter-bar Currents Engelbretson: PhD Thesis / MIT, 2009. 178 p.

10. **Carlson R., C.A. da Silva, Sadowski N., Lajoie-Mazenc M.** An Analysis of Inter-bar Currents on a Polyphase Cage Induction Motor. *Revista Controle & Automacao*. 2004. Vol. 15, № 4. P. 476–484.

11. **Kral C., Haumer A., Kubicek B., Winter Q.** Model of a Squirrel Cage Induction Machine with Interbar Conductances. *Proceedings 7th Modelica Conference*. Como, Italy. Sep. 20–22, 2009, P. 861–867.

12. **GOST R 53472-2009.** Mashiny elektricheskoye vrashchayushchiyey. Dvigateli asinkhronnyye. Metody ispytaniy. [State standart specification. Rotating electrical machines. Asynchronous motors. Test methods.] Moscow: Standartinform, 2011. 42 p. (rus)

13. **GOST R IEC 60034-2-1-2009.** Standartnyye metody opredeleniya poter i koeffitsiyenta poleznogo deystviya vrashchayushchikh elektricheskikh mashin (za isklyucheniyem mashin dlya podvizhnogo sostava). [State standart specification. Rotating electrical machines. Part 2-1. Standart methods for determining losses and efficiency from tests (excluding machines for traction vehicles).] Moscow: Standartinform, 2011. 53 p. (rus)

14. **GOST 25941-83 (IEC 34-2-72, IEC 34-2A-74).** Mashiny elektricheskoye vrashchayushchiyey. Metody opredeleniya poter i koeffitsiyenta poleznogo deystviya. [State standart specification. Rotating electrical machines. Methods for determining losses and efficiency.] Moscow: IPK Izdatelstvo standartov, 1984. 30 p. (rus)

15. **Shenfer K.I.** Asinkhronnyye mashiny. [Induction machines]. Moscow – Leningrad: Gosudarstvennoye obyedinennoye nauchno-tekhnikeskoye izdatelstvo, 1938. 412 p., il. (rus)

16. **Heller B., Hamata V.** Vysshiey garmoniki v asinkhronnykh mashinakh / Per. s angl. pod red. Z.G. Kaganova. Moscow: Energiya, 1981. 352 p., il. [Harmonic Field Effects in Induction Machines. Amsterdam: Elsevier Scientific Pub. Co. 1977.]

#### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ/AUTHORS

**ЗАБОИН Валерий Николаевич** – доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.  
195251, Россия, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29.  
E-mail: zabv@rambler.ru

**ZABOIN Valerii N.** – Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.  
29 Politechnicheskaya St., St. Petersburg, 195251, Russia.  
E-mail: zabv@rambler.ru

**ЧЕШОКОВ Григорий Алексеевич** – руководитель группы ОАО «Силловые машины».  
195009, Санкт-Петербург, ул. Ватутина, 3А..  
E-mail: G.A.Chesnokov@gmail.com

**CHESNOKOV Grigori A.** – OJSC “Power Machines”.  
3A, Vatutina str., St. Petersburg, Russia, 195009..  
E-mail: G.A.Chesnokov@gmail.com