

УДК 621.313.333

А.А. Ставинский, О.О. Пальчиков

СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ПОТЕРЬ АКТИВНОЙ МОЩНОСТИ АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ С ЦИЛИНДРИЧЕСКИМ И АКСИАЛЬНЫМ РАБОЧИМ ЗАЗОРОМ

На основе методу показників технічного рівня з відносними керованими змінними отримані аналітичні залежності визначення оптимальних геометричних співвідношень активної частини торцевого асинхронного двигуна з короткозамкнутим ротором за критерієм мінімуму втрат та виконано порівняльний аналіз показників втрат активної потужності електромагнітно-еквівалентних двигунів класичного циліндричного і аксіального виконань. Бібл. 14, табл. 2, рис. 3.

Ключові слова: показники втрат, оптимальні геометричні розміри, двигуни класичного циліндричного і аксіального виконань.

На основе метода показателей технического уровня с относительными управляемыми переменными получены аналитические зависимости определения оптимальных геометрических соотношений активной части торцевого асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором по критерию минимума потерь и выполнен сравнительный анализ показателей потерь активной мощности электромагнитно-эквивалентных двигателей классического цилиндрического и аксиального исполнений. Библ. 14, табл. 2, рис. 3.

Ключевые слова: показатели потерь, оптимальные геометрические размеры, двигатели классического цилиндрического и аксиального исполнений.

Введение. Постановка проблемы. В [1] в дополнение к известным «традиционным» возможностям усовершенствования и конструктивно-технологическим решениям определены способы повышения технического уровня электромеханических устройств и комплексов «системным подходом», разработкой «нетрадиционной» активной и конструктивной части, а также специальных исполнений электрических ма-

шин, в частности асинхронных двигателей (АД). Одно из направлений реализации таких способов заключается в обеспечении функционального соответствия элементов активной части и узлов приводимых в движение механизмов на основе конструктивно-структурных отличий вариантов (рис. 1, а – в) аксиальной электромагнитной системы (ЭМС) [2, 3] от АД «классического» (АДК) исполнения.

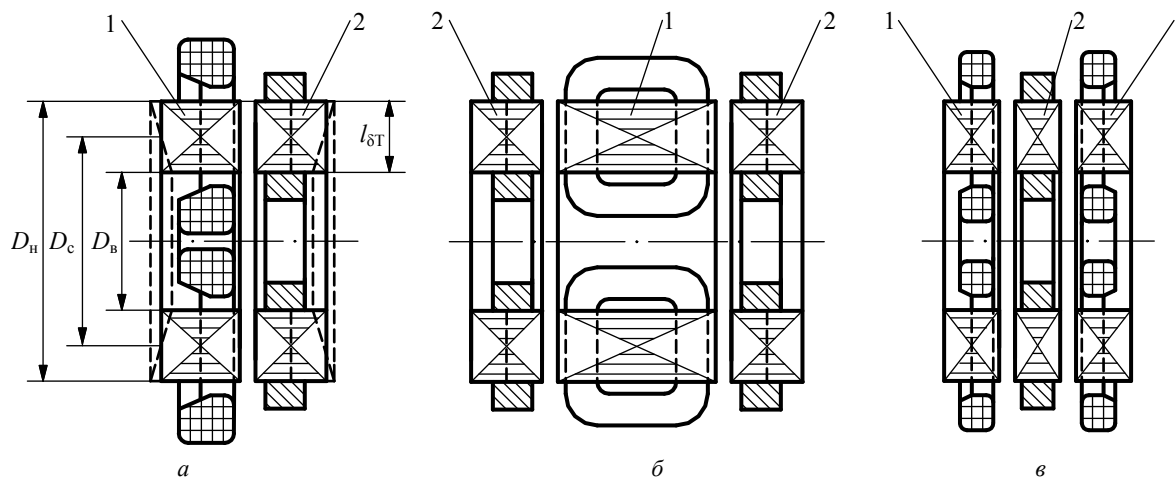


Рис. 1. Конструктивные схемы вариантов аксиальной электромагнитной системы с одним (а) и двумя (б) роторами, а также с двухсекционным статором и дисковым ротором (в): 1 – статор; 2 – ротор

Возможные примеры интеграции механической и нетрадиционной электромеханической компонент с однороторной (рис. 1,а) и двухроторной (рис. 1,б) ЭМС торцевого АД (ТАД) представлены в [3], а также на схемах поршневого компрессора (рис. 2,а) и двухступенчатого центрального вентилятора (рис. 2,б) [4, 5]. Из [6] известна система электромеханического дифференциала, который содержит ЭМС схемы (рис. 1,б) с двумя роторами, установленными на отдельных валах трансмиссии ведущих колес электромобиля. Согласно [7, 8] встраиванием и упомянутой интеграцией элементов ТАД и механизмов достигается оптимизация соотношения вращающего момента и массы, повышение энергетических показателей и техниче-

ского уровня электромеханизмов в целом. На основе использования аксиальных ЭМС (рис. 1,а,в) в диапазоне мощности 37...250 кВт выпускаются высокооборотные (5000...6500 об/мин) центробежные компрессоры и насосы с частотным регулированием и встроенными электромеханическими, преобразовательными и микропроцессорными компонентами [9].

Представленные выше факты и возможности разработки и применения вариантов аксиальных ЭМС (рис. 1,а – в) обуславливают целесообразность дополнения известных, например из [10], оптимизационных методик расчета АДК работами по определению рациональной геометрии и оптимизации активной части

© А.А. Ставинский, О.О. Пальчиков

ТАД. Также представляет, согласно [2, 3], теоретический и практический интерес сравнительный аналитический анализ ТАД и АДК.

Целью работы, представляющей продолжение [11], является решение двух задач. Первая задача – определение оптимизационной целевой функции (ЦФ) потерь активной мощности ТАД (рис. 1,а). Вторую задачу представляет обобщенный (вне зависимости от номинальной мощности и проектных ограничений) оптимизационный сравнительный анализ показателей потерь активной мощности ТАД (рис. 1,а) и АДК с короткозамкнутым ротором.

Изложение полученных результатов. Аналогично ЦФ [12, 13] и на основе метода [12, 14] потери в ЭМС ТАД определяются уравнением вида

$$F_{\text{ПТ}} = \left(\sqrt[4]{\Pi_{\text{ИД}}} \right)^3 K_{\text{П}} \Pi_{\text{ПТ}}^* \quad (1)$$

где $\Pi_{\text{ИД}}$ – показатель исходных данных и электромагнитных нагрузок (ЭМН), являющийся идентичным для сравниваемых вариантов АД с цилиндрическим и аксиальным рабочим зазором; $K_{\text{П}}$ – коэффициент удельных характеристик электротехнических материалов; $\Pi_{\text{ПТ}}^*$ – безразмерный и не зависящий от мощности показатель в виде коэффициента потерь ЭМС ТАД, являющийся функцией соотношения ЭМН,

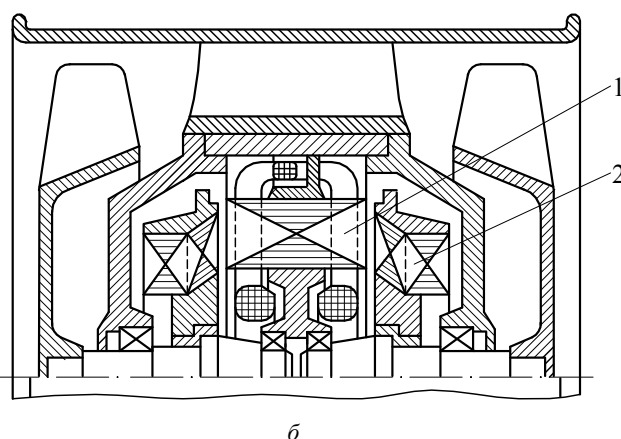
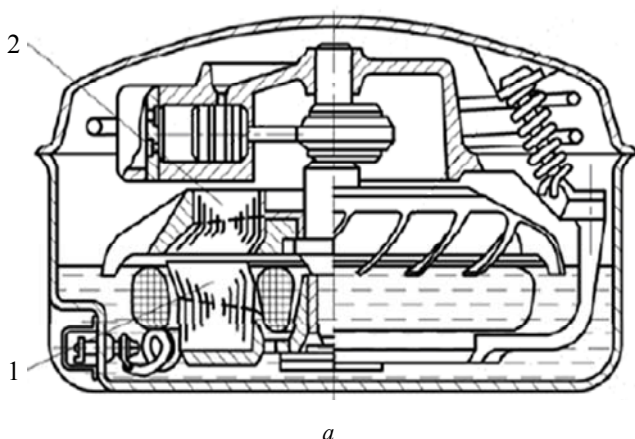


Рис. 2. Примеры конструктивных схем механизмов герметичного компрессора и осевого вентилятора со встроенным однороторным (а) и двухроторным встречного вращения (б) торцевыми асинхронными двигателями: 1 – статор; 2 – ротор

Для определения геометрических соотношений и потерь в обмотках статора и ротора используются известные рекомендации выбора и выражения расчета [12] зубцов статора z_1 , чисел витков фазы w_1 , активных сопротивлений обмоток r_{1T} , r_{2T} , типа и длины лобовых частей обмотки статора $l_{л1}$, а также коэффициента приведения тока кольца к току стержня $K_{\text{пр}}$:

$$z_1 = 2pm_1q_1; \quad (2)$$

$$w_1 = U_{\text{пр}}pq_1/a_1; \quad (3)$$

$$r_{1T} = 2w_1(l_{\delta T} + l_{л1})/(\sigma_{\text{м20}}a_1S_{\text{эф}}); \quad (4)$$

$$r_{2T} = l_{\delta T}/(\sigma_{\text{а20}}S_{\text{ст}}) + \pi(D_{\text{н}} + l_3 + D_{\text{в}} - l_3) \div (\sigma_{\text{а20}}m_2S_{\text{кл}}K_{\text{пр}}^2); \quad (5)$$

$$l_{л1} = K_{\text{л}}\beta\pi(D_{\text{н}} + l_{\text{В1}} + D_{\text{в}} - l_{\text{В1}})/(2p); \quad (6)$$

$$K_{\text{пр}} = 2 \sin(\pi p / m_2), \quad (7)$$

где $U_{\text{пр}}$ – число эффективных проводников паза статора; a_1 – число параллельных ветвей; q_1 – число пазов

а также управляемых переменных (УП) – параметра $a_{\text{МТ}}$ [12] и параметра-соотношения ξ_T [11] наружного $D_{\text{н}}$ и внутреннего $D_{\text{в}}$ диаметров активной поверхности статора (рис. 1,а), ξ_T является преобразованным, применительно к ТАД, параметром относительной длины статора $\lambda_{\text{БК}}$ АДК [11, 12].

Значения $\Pi_{\text{ИД}}$ на основе усреднения расчетно-экспериментальных зависимостей радиального распределения индукции в рабочем зазоре ТАД представляются выражением [11]

$\Pi_{\text{ИД}} = K_{\text{Е}}pP_{\text{н}}/(2,22K_{\text{р}}K_{\text{у}}f_1J_1B_{\delta\text{н}}(1 - K_{\text{в}})\eta\cos\varphi)$, где $K_{\text{Е}}$ – соотношение ЭДС фазы статора и напряжения U_1 ; p – число пар полюсов; $P_{\text{н}}$ – номинальная мощность; $K_{\text{р}}$, $K_{\text{у}}$ – коэффициенты распределения и укорочения обмотки; f_1 и J_1 – частота и плотность тока статора; $B_{\delta\text{н}}$ – значение индукции в рабочем зазоре на наружном диаметре $D_{\text{н}}$ при пренебрежении краевым эффектом; $K_{\text{в}}$ – усредненный коэффициент распределения индукции в рабочем зазоре [11], который для ЭМС ТАД с эффективным использованием активного объема (с трапецидальными ярмами) определяется

$$K_{\text{в}} = (0,167/(\xi_T - 1)) \int_1^{\xi_T} (\xi_T - 1)^{1,36} \xi_T^{0,15} d\xi_T.$$

на полюс и фазу; $m_{1(2)}$ – число фаз статора (ротора); $\sigma_{\text{м20}}$ и $\sigma_{\text{а20}}$ – удельные электрические проводимости меди и алюминия при 20° С; $S_{\text{эф}}$, $S_{\text{ст}}$ и $S_{\text{кл}}$ – соответственно площади сечений эффективного проводника обмотки статора, стержня и клетки обмотки ротора; $K_{\text{л}}$ – коэффициент пропорциональности между $l_{л1}$ и полюсным делением на $D_{\text{н(в)}}$; $l_{\delta T}$ – активная длина ЭМС ТАД [11]; β – относительное укорочение шага обмотки статора; $l_{3(\text{В1})}$ – вылет лобовых частей обмотки ротора (статора).

При составлении ЦФ потерь активной мощности ТАД также учитывались соотношения геометрических параметров зубцово-пазовых структур [11]:

$$S_{1\Sigma} = \Pi_{\text{ИД}} / (K_{\text{зп}} D_{\text{с}}^2 2(1 - 1/\xi_T) / (1 + 1/\xi_T)) = \sqrt{\Pi_{\text{ИД}}} / (K_{\text{зп}} \sqrt{a_{\text{МТ}}} 2(1 - 1/\xi_T) / (1 + 1/\xi_T)); \quad (8)$$

$$S_{2\Sigma} = \frac{\sqrt{\Pi_{\text{ИД}}} \gamma_1 (1 + 1/\xi_T)}{\sqrt{a_{\text{МТ}}} 2(1 - 1/\xi_T)}; \quad (9)$$

$$h_{z1} = \frac{S_{1\Sigma}}{(1 - K_{рш1})b_{п\Sigma1}} = \frac{\sqrt[4]{\Pi_{ИД}}}{\sqrt[4]{a_{МТ}^3 (1 - K_{рш1})K_{зп} 4\pi \frac{(1 - 1/\xi_T)(1 - \alpha_{н1})}{(1 + 1/\xi_T)^2}}}, \quad (10)$$

$$h_{z2} = \frac{S_{2\Sigma}}{(1 - K_{рш2})b_{п\Sigma2}} = \frac{\sqrt[4]{\Pi_{ИД}}\gamma_1}{\sqrt[4]{a_{МТ}^3 (1 - K_{рш2})4\pi \frac{(1 - 1/\xi_T)(1 - \alpha_{н2})}{(1 + 1/\xi_T)^2}}}, \quad (11)$$

$$b_{п\Sigma1(2)} = 2\pi D_c(1 - \alpha_{н1(2)})/(1 + 1/\xi_T), \quad (12)$$

где $S_{1\Sigma}$ и $S_{2\Sigma}$ – суммарные площади пазов в каждом из поперечных сечений сердечников статора и ротора; $K_{зп}$ – полный коэффициент заполнения паза статора; D_c – средний диаметр ЭМС ТАД (рис. 1,а); $K_{рш1(2)}$ – расчетный коэффициент соотношения высоты шлица и клина статора (ротора) к высоте зубца статора (ротора) $h_{z1(2)}$; γ_1 – расчетный коэффициент трансформации статора относительно ротора [11 – 13]; $b_{п\Sigma1(2)}$ – суммарная ширина паза статора (ротора); $\alpha_{н1(2)}$ – расчетный коэффициент зубцов статора (ротора), зависящий от отношения $K_{Вн\Sigma1(2)}$ [11] амплитуд индукции в зубце $B_{zn\Sigma1(2)}$ на D_n и индукции в рабочем зазоре $B_{\delta n}$, а также коэффициента заполнения пакета магнитопровода электротехнической сталью (ЭТС) $K_{зс}$,

$$\alpha_{н1(2)} = 1/(K_{зс}K_{Вн\Sigma1(2)}).$$

Потери в обмотке статора определяются, согласно [12], с использованием (2 – 4), (6), (8) и (12)

$$P_{эл1Т} = m_1 I_1^2 r_1 = \left(\sqrt[4]{\Pi_{ИД}}\right) (J_1^2 / \sigma_{m20}) \Pi_{w1Т}^*, \quad (13)$$

где I_1 – ток обмотки статора; $\Pi_{w1Т}^*$ – безразмерный показатель основных потерь обмотки статора ТАД

$$\Pi_{w1Т}^* = \frac{1 + 1/\xi_T}{\sqrt[4]{a_{МТ}^3} 2(1 - 1/\xi_T)} \left[\frac{1 - 1/\xi_T}{1 + 1/\xi_T} + \frac{K_{л}\beta\pi}{2p} \right]. \quad (14)$$

Основные потери в обмотке ротора ТАД находятся на основе (5), (7), (9), (11) и (12)

$$P_{эл2Т} = m_2 I_2^2 r_2 = \left(\sqrt[4]{\Pi_{ИД}}\right)^3 (J_2^2 / \sigma_{a20}) \Pi_{w2Т}^*, \quad (15)$$

где I_2 и J_2 – ток и плотность тока обмотки ротора; $\Pi_{w2Т}^*$ – безразмерный показатель основных потерь обмотки ротора, которые определяются при использовании коэффициента γ_2 , учитывающего уменьшение плотности тока короткозамыкающего кольца J_3 относительно плотности J_2

$$\Pi_{w2Т}^* = \frac{\gamma_1}{\sqrt[4]{a_{МТ}^3} 2} \left[1 + \frac{\gamma_2(1 + 1/\xi_T)}{(1 - 1/\xi_T)p} \right]. \quad (16)$$

Потери в ЭТС зубцов $P_{мz1Т}$ и ярма $P_{ma1Т}$ магнитопровода статора ТАД определяются из (10), (12) и с учетом известных коэффициентов увеличения потерь зубцов $K_{дз}$ и ярма $K_{да}$ [10], значений плотности ЭТС ρ_c , удельных потерь ЭТС P_c при частоте сети 50 Гц и индукции 1 Тл, а также выражений коэффициента $\alpha_{з1}$ и массы ярма $m_{a1Т}$ [11]

$$P_{мz1Т} = P_c K_{дз} B_{\delta n}^2 \rho_c K_{зс} h_{z1} f_{ПzТ} D_c^2 = P_c B_{\delta n}^2 \rho_c K_{дз} \left(\sqrt[4]{\Pi_{ИД}}\right)^3 \Pi_{z1Т}^*; \quad (17)$$

$$P_{Ma1Т} = P_c K_{да} K_{та} B_{a1}^2 m_{a1Т} = P_c B_{\delta n}^2 \rho_c K_{да} K_{Ba}^2 K_{та} \left(\sqrt[4]{\Pi_{ИД}}\right)^3 \Pi_{a1Т}^*, \quad (18)$$

где $f_{ПzТ}$ – коэффициент, учитывающий неравномерность распределения индукции зубцов статора вдоль $l_{\delta T}$; $K_{та}$ – коэффициент повышения массы ярма трапецидального сечения относительно эквивалентного по площади ярма прямоугольного сечения (трапецидальность обеспечивает равномерное распределение индукции B_{a1} в ярме вдоль $l_{\delta T}$); $\Pi_{z1Т}$ и $\Pi_{a1Т}^*$ – относительные показатели потерь зубцов и потерь ярма статора ТАД:

$$f_{ПzТ} = \int_0^{2\pi} \int_{\xi_T}^1 \left(\frac{1}{4\xi_T} - \frac{(1 - \alpha_{н1})}{4} \right) \times \left(\frac{1 - 0,167(\xi_T - 1)^{1,36} \xi_T^{0,15}}{K_{зс}(1 - \xi_T)(1 - 1/(K_{Вн\Sigma1} K_{зс}))} \right)^2 d(1/\xi_T) d\varphi;$$

$$\Pi_{z1Т}^* = K_{зс} f_{ПzТ} \div \sqrt[4]{a_{МТ}^3 (1 - K_{рш1})K_{зп} 4\pi \frac{(1 - 1/\xi_T)(1 - \alpha_{н1})}{(1 + 1/\xi_T)^2}}; \quad (19)$$

$$K_{та} = \frac{1 + \frac{1 - 0,167(\xi_T - 1)^{1,36} \xi_T^{0,15}}{\xi_T}}{(1 + 1/\xi_T)(1 - K_{в})};$$

$$\Pi_{a1Т}^* = \sqrt[4]{a_{МТ}^3} K_{зс} K_{та} (\pi/p) \alpha_{з1} \frac{1 - 1/\xi_T}{1 + 1/\xi_T}, \quad (20)$$

где $\alpha_{з1}$ – известный из [11] расчетный коэффициент ярма.

Потери в ЭМС ТАД определяются на основе [13] и с использованием (14), (16), (19), (20) уравнением вида (1)

$$P_{ПТ} = K_{дМТ} (P_{эл1Т} + P_{эл2Т} + P_{Mz1Т} + P_{Ma1Т}) = \left(\sqrt[4]{\Pi_{ИД}}\right)^3 K_{дМТ} (J_2^2 / \sigma_{a20}) \Pi_{ПТ}^*, \quad (21)$$

где $K_{дМТ}$ – коэффициент приближенного учета повышения основных потерь ЭМС ТАД до суммарных потерь; $\Pi_{ПТ}^*$ – показатель потерь, позволяющий определять оптимальные геометрические соотношения ЭМС ТАД по критерию максимума КПД с использованием значений геометрических относительных УП $a_{МТЭ}$ и $\xi_{МТЭ}$, соответствующих минимуму потерь,

$$\Pi_{ПТ}^* = \frac{P_c B_{\delta n}^2 \rho_c \sigma_{a20}}{J_2^2} (K_{дз} K_{Вн\Sigma1}^2 \Pi_{z1Т}^* + K_{да} K_{Ba}^2 \Pi_{a1Т}^*) + \frac{J_1^2 \sigma_{a20}}{J_2^2 \sigma_{m20}} \Pi_{w1Т}^* + \Pi_{w2Т}^*.$$

Коэффициент $K_{дМТ}$ представляется на основе [13] выражением

$$K_{дМТ} = K_{дхТ} K_{МТ} K_{днТ},$$

где $K_{дхТ}$ – коэффициент поверхности холостого хода; $K_{МТ}$ – коэффициент механических потерь; $K_{днТ}$ – коэффициент добавочных нагрузочных потерь ТАД.

Учитываемое $K_{дхТ}$ и $K_{МТ}$ повышение потерь в ЭТС поверхностными $P_{пов1(2)}$ и пульсационными $P_{пул1(2)}$ составляющими, а также механическими и вентиляционными потерями $P_{мехТ}$ определяются интегральными зависимостями с использованием [10]

Таблица 2

Экстремумы показателей потерь классических асинхронных короткозамкнутых двигателей

γ_1 , о.е.	$\lambda_{жэ}$	$a_{МКЭ}$, о.е.	$\Pi^*_{ПКЭ}$, о.е.	$\lambda_{жэ}$	$a_{МКЭ}$, о.е.	$\Pi^*_{ПКЭ}$, о.е.
	ЭТС 2013			ЭТС 2412		
	$p=1$					
1,338	2,20	2,50	5,825	2,40	5,10	4,544
1,903	2,35	4,09	8,108	2,60	6,50	6,422
2,785	2,75	4,50	12,01	2,95	8,00	9,664
	$p=2$					
1,338	1,15	13,50	3,998	1,30	20,75	3,123
1,903	1,30	16,25	5,575	1,45	25,75	4,432
2,785	1,50	19,50	8,295	1,60	32,50	6,699
	$p=3$					
1,338	0,80	40,33	3,036	0,95	56,83	2,379
1,903	0,95	45,17	4,243	1,05	70,00	3,386
2,785	1,05	56,67	6,333	1,15	90,50	5,134
	$p=4$					
1,338	0,65	67,25	2,647	0,75	98,625	2,076
1,903	0,75	77,50	3,703	0,85	117,63	2,958
2,785	0,85	94,25	5,534	0,95	147,25	4,491

$$P_{\text{мехТ}} = K_{\text{ТТ}}(f_1/p)^2 \frac{D_n^3}{8} \int_{\xi_T}^1 1/\xi_T^2 d(1/\xi_T) =$$

$$= (K_{\text{ТТ}}/24)(f_1/p)^2 D_n^3 (1 - 1/\xi_T^3);$$

$$P_{\text{пов1(2)}} = 0,25K_{\text{О1(2)}}(z_{2(1)}60f/p)^{1,5}(\pi/z_{2(1)})^2 B_{\delta n}^2 z_{1(2)} D_n^4 \times$$

$$\times \int_{\xi_T}^1 \frac{\beta_{\text{О1(2)}}^2}{\xi_T^2} (1 + K_{bш1(2)}) / \left(\frac{\pi \xi_T}{z_{2(1)}} - K_{bш1(2)} + \frac{5K_D \pi \xi_T^2}{z_{1(2)} K_{bш1(2)}} \right)^2 \times$$

$$\times (1 - 0,167(\xi_T - 1)^{1,36} \xi_T^{0,15})^2 \left(\frac{\pi}{z_{1(2)} \xi_T} - K_{bш1(2)} \right) d(1/\xi_T);$$

$$P_{\text{пул1(2)}} = 1,1 \times 10^{-7} (z_{2(1)}60f_1/p)^2 \rho_c K_{зс} B_{\delta n}^2 h_{z1(2)} z_{1(2)}^2 D_n^2 \times$$

$$\times \int_{\xi_T}^1 K_{bш1(2)}^4 / (5K_D \xi_T^2 + K'_{bш1(2)} \xi_T)^2 \times$$

$$\times (1 - 0,167(\xi_T - 1)^{1,36} \xi_T^{0,15}) / (K_{зс}(1 - \xi_T)(1 - 1/(K_{ВнЭ1(2)} K_{зс})))^2 \times$$

$$\times (1/(16\pi \xi_T) - (1 - \alpha_{н1(2)})/(16\pi^2)) d(1/\xi_T),$$

где $K_{\text{ТТ}}$ – эмпирический коэффициент трения; $K_{\text{О1(2)}}$ – коэффициент обработки активных поверхностей статора (ротора); $\beta_{\text{О1(2)}}$ – коэффициент, зависящий от отношения ширины шлица пазов ротора (статора) $b_{ш2(1)}$ к рабочему зазору δ ; $K_{bш1(2)}$ и K_D – коэффициенты отношения $b_{ш1(2)}$ и δ к D_n соответственно; $K'_{bш1(2)}$ – относительный коэффициент раскрытия паза.

Примеры расчетов показателя (22), соответствующих средним значениям расчетных коэффициентов для γ_1 восьми полюсных ЭМС ТАД и АДК представлены на рис. 3. При сравнении ЭМС ТАД и АДК принимается допущение $K_{\text{дМТ}} \approx K_{\text{дМК}}$ ввиду идентичности геометрических соотношений зубцов и шлицевых зон ЭМС электромагнитно-эквивалентных ТАД и АДК. Результаты расчетов экстремумов $\Pi^*_{\text{ПТЭ}}$ по уравнению (22) для ЭМС ТАД, полученных при $K_{\text{зп}} = 0,3$; $K_{\text{зс}} = 0,97$, $K_{\text{Ба}} = 2$ при $p \leq 2$ и $K_{\text{Ба}} = 1,5$ при $p > 2$, $\gamma_2 = 0,85$, $K_{\text{рш}} = 0,12$, а также трех (минимальном 1,338, среднем 1,903 и максимальном 2,785) значениях γ_1 , выполненных для марок ЭТС 2013 и 2412, представлены в табл. 1. Экстремальные показатели потерь $\Pi^*_{\text{ПКЭ}}$ для электромагнитно-эквивалентных АДК [13] представлены в табл. 2.

Таблица 1

Экстремумы показателей потерь торцевых асинхронных короткозамкнутых двигателей

γ_1 , о.е.	$\xi_{ТЭ}$	$\lambda_{ТЭ}$	$a_{\text{МТЭ}}$, о.е.	$\Pi^*_{\text{ПТЭ}}$, о.е.	$\xi_{ТЭ}$	$\lambda_{ТЭ}$	$a_{\text{МТЭ}}$, о.е.	$\Pi^*_{\text{ПТЭ}}$, о.е.
	ЭТС 2013				ЭТС 2412			
	$p=1$							
1,338	2,60	0,444	10,020	4,872	2,65	0,452	18,409	4,035
1,903	2,65	0,452	14,328	7,087	2,65	0,452	27,053	5,915
2,785	2,65	0,452	21,322	10,98	2,70	0,459	40,471	9,215
	$p=2$							
1,338	2,35	0,403	16,293	2,929	2,40	0,412	27,703	2,396
1,903	2,40	0,412	21,646	4,211	2,40	0,412	38,812	3,483
2,785	2,40	0,412	30,879	6,456	2,45	0,420	59,202	5,385
	$p=3$							
1,338	2,15	0,365	29,940	2,091	2,20	0,375	50,114	1,781
1,903	2,20	0,375	41,783	2,985	2,25	0,385	73,952	2,455
2,785	2,25	0,385	58,539	4,547	2,25	0,385	105,78	3,778
	$p=4$							
1,338	2,00	0,333	40,021	1,756	2,05	0,344	66,176	1,418
1,903	2,05	0,344	55,495	2,495	2,10	0,355	93,732	2,044
2,785	2,10	0,355	74,219	3,785	2,10	0,355	138,01	3,136

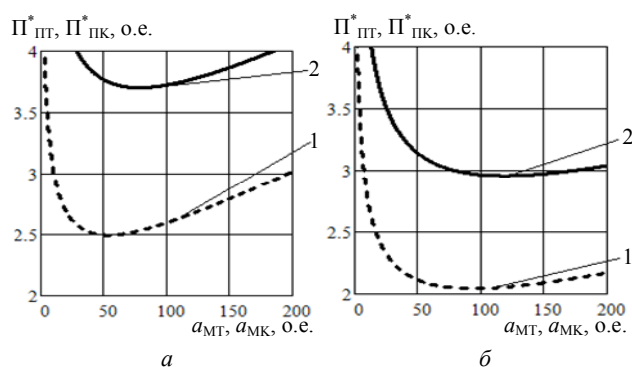


Рис. 3. Зависимости показателей потерь восьми полюсных вариантов электромагнитных систем асинхронных двигателей: торцевого (1) и классического (2) исполнения при использовании электротехнических сталей 2013 (а) и 2412 (б)

Выводы.

1. Функциональные зависимости потерь активной части ТАД являются унимодальными функциями с соответствующими экстремумами потерь значениями $a_{\text{МТЭ}}$ и $\xi_{\text{ТЭ}}$, которые возрастают при использовании ЭТС с меньшими удельными потерями

2. Установлено, что ЭМС ТАД с трапецевидными сечениями ярем отличаются от электромагнитно-эквивалентных ЭМС АДК при $p=1$, $p=2$, $p=3$ и $p=4$ улучшенными (сниженными) показателями потерь активной мощности соответственно на 8...12 %, 21...24 %, 28...30 % и 31 %, что обусловлено меньшими объемами ЭТС ярем статоров ТАД.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ставинский А.А. Проблема и направления дальнейшей эволюции устройств электромеханики // Электротехника и электромеханика. – 2004. – №1. – С. 57-61.
2. Казанский В.М., Зонов В.Н., Британчук В.М. К вопросу о сравнении асинхронных электродвигателей торцевого и цилиндрического исполнения малой мощности // Материалы межвузовской научно-технической конференции «Асинхронные микромашины». – Каунас: КПИ. – 1969. – С. 216-219.
3. Игнатов В.Я., Вильданов К.Я. Торцевые асинхронные электродвигатели интегрального изготовления. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 304 с.
4. А.с. 920258 СССР, МКИ2 F04B39/06, F25B31/02. Герметичный холодильный компрессор / А.А. Ставинский,

В.И. Гидулян. – № 2758809/26 – 06; Заявл. 19.04.79; Опубл. 15.04.82, Бюл. №14.

5. Ставинский А.А. Совершенствование судовых электро-механических систем встречного вращения на основе специальных асинхронных двигателей // Судостроение. – 2011. – №6. – С. 35-38.

6. Caricchi F. Axial flux electromagnetic differential induction motor. 17th Int. Conf. on Electrical Machines and Drives. Institution of Engineering and Technology (IET), 11-13 Sept. 1995, pp. 1-5.

7. Igelspacher J., Herzog H.-G. Analytical description of a single-stator axial-flux induction machine with squirrel cage. XIX Int. Conf. on Electrical Machines (ICEM 2010). Institute of Electrical & Electronics Engineers (IEEE), 6-8 Sept. 2010, pp. 1-6.

8. Profumo F., Zheng Zhang, Tenconi A. Axial flux machines drives: a new viable solution for electric cars. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 1997, vol.44, no.1, pp. 39-45.

9. http://www.axcomotors.com/axial-flux_technology.html.

10. Домбровский В.В., Зайчик В.М. Асинхронные машины: теория, расчет, элементы проектирования. – Л.: Энергоатомиздат. Ленингр. отд-ние, 1990. – 368 с.

11. Ставинский А.А., Пальчиков О.О. Сравнительный анализ массо-стоимостных показателей асинхронных двигателей с цилиндрическим и аксиальным рабочим зазором // Электротехника і електромеханіка. – 2015. – №3. – С. 20-26.

12. Ставинский А.А., Пальчиков О.О. Использование метода относительных коэффициентов показателей технического уровня в решении задач оптимизации асинхронных двигателей // Электротехніка і електромеханіка. – 2014. – №5. – С. 37-44.

13. Ставинский А.А., Пальчиков О.О. Целевые функции сравнительного анализа энергетической эффективности электромагнитных систем асинхронных двигателей с внутренними и внешними роторами // Электротехніка і електромеханіка. – 2015. – №1. – С. 41-45.

14. Ставинский А.А., Ставинский Р.А., Авдеева Е.А. Оптимизационный сравнительный анализ структур статических электромагнитных систем. Ч.1. Варианты и метод оценки преобразований // Электричество. – 2014. – №9. – С. 34-43.

REFERENCES

1. Stavinskii A.A. Problem and directions of further evolution of electromechanical devices. *Elektrotekhnik i elektromekhanika – Electrical engineering & electromechanics*, 2004, no.1, pp. 57-61. (Rus).

2. Kazanskii V.M., Zonov V.N., Britanchuk V.M. To the question about the comparison of axial and cylindrical low-power versions of induction motors. *Materialy mezhvuzovskoi nauchno-tekhnicheskoi konferentsii «Asinkhronnye mikro-mashiny»*. [Abstracts of Int. Sci.-Pract. Conf. «Induction micro-machines»]. Kaunas, 1969, pp. 216-219. (Rus).

3. Ignatov V.Ya., Vil'danov K.Ya. *Tortsevye asinkhronnye elektrodvigateli integral'nogo izgotovleniia* [Axial field induction integrated manufacturing motors]. Moscow, Energoatomizdat Publ., 1988. 304 p. (Rus).

4. Stavinskii A.A., Gidulian V.I. *Germetichnyi kholodil'nyi kompressor* [Hermetic refrigeration compressor]. Inventor's certificate USSR, no.2758809, 1979. (Rus).

5. Stavinskii A.A. Improving marine counter rotating electromechanical systems based on specific induction motors. *Sudostroenie – Shipbuilding*, 2011, no.6, pp. 35-38. (Rus).

6. Caricchi F. Axial flux electromagnetic differential induction motor. 17th Int. Conf. on Electrical Machines and Drives. Institution of Engineering and Technology (IET), 11-13 Sept. 1995, pp. 1-5. doi: 10.1049/cp:19950824.

7. Igelspacher J., Herzog H.-G. Analytical description of a single-stator axial-flux induction machine with squirrel cage. XIX Int. Conf. on Electrical Machines (ICEM 2010). Institute of Electrical & Electronics Engineers (IEEE), 6-8 Sept. 2010, pp. 1-6. doi: 10.1109/icelmach.2010.5608227.

8. Profumo F., Zheng Zhang, Tenconi A. Axial flux machines drives: a new viable solution for electric cars. *IEEE Transactions*

on Industrial Electronics, 1997, vol.44, no.1, pp. 39-45. doi: 10.1109/41.557497.

9. Available at: http://www.axcomotors.com/axial-flux_technology.html (accessed 11 May 2014).

10. Dombrovskii V.V., Zaichik V.M. *Asinkhronnye mashiny: teoriia, raschet, elementy proektirovaniia* [Asynchronous machines: theory, calculation, design elements]. Leningrad, Energoatomizdat. Publ., 1990. 368 p. (Rus).

11. Stavinskii A.A., Palchykov O.O. Comparative analysis of weight and cost indications of induction motors with cylindrical and axial air gaps. *Elektrotekhnik i elektromekhanika – Electrical engineering & electromechanics*, 2015, no.3, pp. 20-26. (Rus).

12. Stavinskii A.A., Palchykov O.O. Application of a relative technical level index method to induction motor optimization problems. *Elektrotekhnik i elektromekhanika – Electrical engineering & electromechanics*, 2014, no.5, pp. 37-44. (Rus).

13. Stavinskii A.A., Palchykov O.O. Objective functions of the comparative analysis of the energy efficiency of electromagnetic systems of induction motors with inner and outer rotors. *Elektrotekhnik i elektromekhanika – Electrical engineering & electromechanics*, 2015, no.1, pp. 41-45. (Rus).

14. Stavinskii A.A., Stavinskii R.A., Avdeeva E.A. Optimization comparative analysis of static electromagnetic systems structures. Part. 1. Options and method of assessment of change. *Elektrichestvo – Electricity*, 2014, no.9, pp. 34-43. (Rus).

Postynula (received) 24.02.2015

Ставинский Андрей Андреевич¹, д.т.н., проф.,
Пальчиков Олег Олегович¹, аспирант,

¹Национальный университет кораблестроения имени адмирала Макарова,
54025, Николаев, пр. Героев Сталинграда, 9,
тел/phone +38 0512 399453, e-mail: ole2013hulk@yandex.ua

A.A. Stavinskii¹, O.O. Palchykov¹

¹Admiral Makarov National University of Shipbuilding,
9, Geroyev Stalingrada Ave., Mykolaiv, 54025, Ukraine.

Comparative analysis of active power losses of induction motors with cylindrical and axial air gaps.

Purpose. To find the analytical expressions of determining the optimum geometric dimensions by criteria of the losses minimum of axial field squirrel-cage induction motors and to compare traditional and axial field motors. **Methodology.** We have applied the method of the relative indications of the technical level with relative controlled variables. We have used the approximation of the experimental dependence of the distribution of the induction in the air gap and the integral averaging of the magnetic flux. **Results.** We have developed the mathematical model for determining the optimum geometric dimensions by criteria of the losses minimum of the active part of axial field squirrel-cage induction motors taking into account the radial distribution of the induction in the air gap and teeth. We have considered the comparative analysis of the indications of active power losses of traditional and axial designs of electromagnetic equivalent motors. **Originality.** For the first time we have created the mathematical model of the active power losses of the active part of axial field squirrel-cage induction motors with the uneven distribution of the magnetic flux in the core and investigated the effect of the geometric relationships on the energy efficiency of axial field motors. **Practical value.** Based on the superior parametric compatibility and the high energy efficiency of axial motors the expediency of replacing traditional induction motors to axial field induction motors has been proved in the special drives, which operates in continuous duty. Also obtained by simulation optimal geometric relationships of the magnetic circuit can be used in the manufacture and design of axial motors by criteria of the losses minimum. References 14, tables 2, figures 3.

Key words: losses indication, optimum geometric dimensions, traditional and axial field motors.