

К расчету высокодинамичных электродвигателей

МОДЕСТОВ К.А., КОВАН Ю.И., ЕГОШКИНА Л.А., РУСАНОВ Д.В., ГОЛОВАНОВ Д.В.

Применение электропривода в промышленных и специализированных установках, а также на транспорте, в частности на летательных аппаратах, предъявляет к формированию переходных процессов электропривода ряд требований, направленных на достижение требуемых показателей либо по максимальному быстродействию, либо минимальному уровню потерь, либо ограничению динамических нагрузок, возникающих в элементах кинематических цепей, связывающих электропривод с исполнительным механизмом, либо по совокупности ряда из них. При этом часто повышенный интерес предъявляется к высокодинамичным двигателям, обладающим максимальным быстродействием. Как известно, быстродействие электродвигателя характеризуется его электро-механической постоянной, которая зависит от момента инерции ротора двигателя, определяемого его габаритами. На основании анализа уравнения движения двигателя определено соотношение между моментом инерции исполнительного механизма и моментом инерции ротора высокодинамичного приводного двигателя, при котором обеспечивается максимальное быстродействие. Анализ проведен с учетом резонансных явлений, ограничивающих длину ротора. Определены соотношения между основными размерами высокодинамичного двигателя, обеспечивающие максимальное ускорение при заданных параметрах нагрузки. Даны рекомендации по выбору электромагнитных нагрузок такого двигателя. В частности, рассмотрены пути повышения линейной нагрузки, способствующей росту электромагнитного момента двигателя. Это возможность криогенного охлаждения, позволяющего использовать сверхпроводниковые обмотки якоря и возбуждения, а также корректировка геометрии активной зоны, в частности удлинения высоты зубца. Последнее подтверждено численным расчетом электромагнитного момента четырехполюсной реактивной машины при разных значениях глубины трапецидального паза. Приведены также зависимости, характеризующие уменьшение активного сопротивления обмотки фазы при захолаживании жидким азотом, что способствует повышению линейной нагрузки. Таким образом, предлагаемые рекомендации по проектированию даны с учетом возможности разработки двигателя с использованием сверхпроводниковых обмоток.

К л ю ч е в ы е с л о в а: высокодинамичный электродвигатель, максимальное быстродействие, момент инерции, оптимальные параметры, электромагнитные нагрузки, сверхпроводниковые обмотки

К электроприводу, применяемому в промышленных и специализированных установках, а также на транспорте, в частности на летательных аппаратах, предъявляется ряд требований к формированию переходных процессов с целью достижения либо максимального быстродействия, либо минимального уровня потерь, либо ограничения динамических нагрузок, возникающих в элементах кинематических цепей, связывающих электропривод с исполнительным механизмом и пр. Возможно также предъявление требования по обеспечению оптимальных показателей целого ряда параметров.

Довольно часто повышенный интерес предъявляется к высокодинамичным двигателям. Такая электрическая машина разработана с использованием высокотемпературных сверхпроводниковых обмоток [8]. Однако при этом решалась задача создания высокодинамичного двигателя с высокими

массоэнергетическими показателями и не ставился вопрос оптимизации параметров двигателя, работающего на заданную нагрузку при требуемом быстродействии. Максимальное быстродействие электропривода может быть обеспечено для конкретной машины соответствующим управлением переходными процессами электропривода [1]. Однако требуемый уровень быстродействия при заданной нагрузке может быть достигнут уже на стадии проектирования привода.

Быстродействие электродвигателя характеризуется его электро-механической постоянной

$$T_M = J_M \omega_0 / M_P,$$

где J_M – момент инерции ротора двигателя; ω_0 – угловая частота вращения холостого хода; M_P – пусковой момент [1]. В свою очередь, момент инерции сплошного ротора прямо пропорционален

квадрату его диаметра: $DJ_M = GD^2/8g$, где G – сила тяжести ротора [2, 3]. Таким образом, уменьшение диаметра ротора существенно влияет на значение электромеханической постоянной, а следовательно, на быстродействие двигателя. Однако уменьшение диаметра ограничивается, с одной стороны, конструктивными соображениями, в частности прочностью ротора, с другой стороны, соотношением моментов инерции ротора и нагрузки, так как момент инерции нагрузки остается неизменным. Таким образом, очевидно существование оптимальных значений диаметра ротора двигателя и соответствующего ему момента инерции, обеспечивающих максимальное быстродействие.

При определении оптимального значения момента инерции ротора двигателя полагаем, что приведенный к валу двигателя момент инерции исполнительного механизма J_E , являющегося нагрузкой двигателя, известен.

Запишем уравнение движения [1]:

$$J_{\Sigma} = \frac{d\Omega}{dt} = M_{\Theta} - M_H, \quad (1)$$

где $J_{\Sigma} = J_M + J_E$; M_H – тормозной момент нагрузки; M_{Θ} – электромагнитный момент, развиваемый двигателем.

Момент инерции ротора (см. рис. 1) равен моменту инерции двух цилиндров, соответствующих активной зоне ротора и зоне вала:

$$J_M = \frac{\pi\gamma D^4 l}{32} + \frac{\pi\gamma d^4 l(K_l - 1)}{32} = \frac{\pi\gamma D^4 l(1 + K_B^4(K_l - 1))}{32}, \quad (2)$$

где γ – среднее значение плотности ротора; $K_B = d/D$ – отношение диаметра вала к диаметру ротора; $K_l = L/l$ – отношение расстояния между подшипниками L к активной длине ротора l .

С учетом того, что электромагнитный момент $M_{\Theta} = K_{\Theta} D^2 l$ [2], где K_{Θ} – коэффициент пропорциональности между объемом ротора и электромагнитным моментом, совместное решение (1) и (2) позволяет получить выражение для углового ускорения в виде:

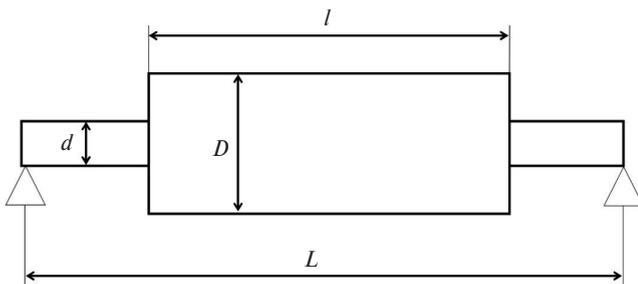


Рис. 1. Расчетная схема ротора

$$\varepsilon = \frac{d\Omega}{dt} = \frac{(1 - K_m)M_{\Theta}}{J_{\Theta} + J_E} = \frac{(1 - K_m)K_{\Theta}D^2 l}{\pi\gamma D^4 l(1 + K_B^4(K_l - 1))/32 + J_E}, \quad (3)$$

где $K_m = M_H / M_{\Theta}$.

Исследуем (3) на экстремум как функцию переменной D , приравняв нулю производную $d\varepsilon/dD=0$, и получаем оптимальное соотношение

$$D_{\text{опт}} = \sqrt{\frac{32J_E}{l\pi\gamma(1 + K_B^4(K_l - 1))}}. \quad (4)$$

Решая совместно (4) и (3), получаем зависимость максимального углового ускорения от длины ротора:

$$\frac{d\Omega}{dt} = (1 - K_m)K_{\Theta} \sqrt{\frac{8l}{J_E \pi\gamma(1 + K_B^4(K_l - 1))}}. \quad (5)$$

Совместное решение (2) и (4) позволяет получить искомое выражение для оптимального диаметра ротора:

$$D_{\text{опт}} = \sqrt{\frac{32J_E}{l\pi\gamma(1 + K_B^4(K_l - 1))}} = D \sqrt{\frac{J_E}{J_M}}, \quad (6)$$

т.е. условием оптимального диаметра ротора двигателя с точки зрения его быстродействия является равенство момента инерции ротора J_M приведенному моменту инерции исполнительного механизма J_E :

$$J_M = J_E$$

или

$$K_J = 1, \quad (7)$$

где $K_J = J_E / J_M$ – отношение моментов инерции исполнительного механизма и ротора двигателя.

Соотношение (7) также справедливо, если ротор состоит из любого числа соосных цилиндров (в том числе и полых) при условии, что значения их диаметров и длин пропорциональны диаметру и длине активной зоны D и l . Если присутствуют элементы конструкции ротора, обладающие моментом инерции J_K , размеры которых не зависят от размеров активной зоны ротора, то момент инерции ротора следует выбирать следующим образом:

$$J_M = J_E - J_K. \quad (8)$$

Если в соотношении (3) диаметр ротора выразить через момент инерции ротора (2), то

$$\frac{d\Omega}{dt} = \frac{(1 - K_m)K_{\Theta} \sqrt{\frac{32l}{\pi\gamma(1 + K_B^4(K_l - 1))}}}{\sqrt{J_M(1 + K_J)}} \quad (9)$$

или

$$\frac{d\Omega}{dt} = \frac{(1 - K_m)K_\varepsilon \sqrt{\frac{32l}{\pi\gamma(1 + K_B^4(K_l - 1))}}}{\sqrt{J_E} \left(\sqrt{\frac{1}{K_J}} + \sqrt{K_J} \right)}. \quad (10)$$

По (9) можно построить зависимости углового ускорения от коэффициента K_J при заданной геометрии ротора, а по (10) – при заданном моменте инерции исполнительного механизма и длине активной зоны ротора.

На рис. 2 штриховой линией изображена зависимость относительного углового ускорения ε^* от коэффициента K_J :

$$\varepsilon^* = 2 / \left(\sqrt{\frac{1}{K_J}} + \sqrt{K_J} \right), \quad (11)$$

где $\varepsilon^* = \varepsilon / \varepsilon_{\max}$.

Следует заметить, что в (9) и (10) длина машины l предполагается постоянной, а изменение коэффициента K_J зависит от диаметра ротора D . Однако, как известно [3], увеличение длины ротора значительно снижает резонансную частоту двигателя, что существенно ограничивает выбор ее значения. Эти ограничения внесут корректировку в окончательный вариант зависимости $\varepsilon^* = f(K_J)$.

Резонансная частота вращения ротора [3]:

$$n_p = 30 / \sqrt{y_{\max}}, \quad (12)$$

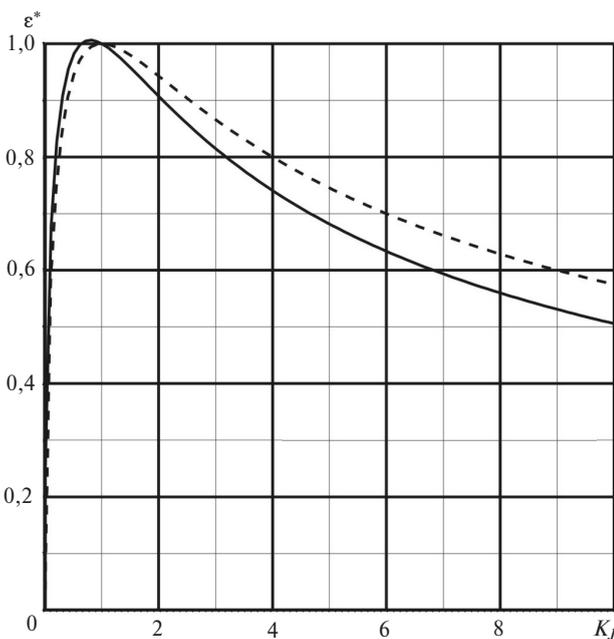


Рис. 2. Зависимость относительного углового ускорения от коэффициента K_J : — с учетом резонанса; ---- без учета

где y_{\max} – максимальный прогиб вала двигателя (рис. 3):

$$y(l/2) = \frac{ql^4}{48EJ} \left[\frac{5}{8} - \frac{3}{2} \frac{a^2 + b^2}{l^2} + \frac{a^4 + b^4}{l^4} \right], \quad (13)$$

где $E = 2 \cdot 10^{11}$ – модуль Юнга для стали; $J = \pi d^4 / 64$ – осевой момент инерции поперечного сечения вала, обычно $a \approx b$. Расстояние $l_l = K_l l$ выражается в долях от длины пакета l через конструктивный коэффициент $K_l = (1,2 \div 2,0)$, тогда (13) упрощается:

$$y_{\max} = y(l/2) = \frac{ql^4 K_l^4}{48EJ} \left[\frac{5}{8} - \frac{3}{4} \frac{(K_l - 1)^2}{K_l^2} + \frac{1}{8} \frac{(K_l - 1)^4}{K_l^4} \right]. \quad (14)$$

Коэффициент запаса по резонансной частоте $\frac{n_p}{n} = K_n > 1$, обычно выбирается $K_n = (1,2 \div 1,5)$.

В случае недостаточного запаса по резонансной частоте необходимо увеличить диаметр вала в соответствии с (15) и при этом по возможности уменьшить размеры a и b .

Из совместного решения (12) и (14) следует, что в соответствии с условием резонанса размеры ротора (диаметр вала d и длина машины l) связаны соотношением:

$$d = l K_l (n K_n)^{1/2} \left(\frac{q f l}{675 \pi E} \right)^{1/4}, \quad (15)$$

где $q = \frac{\pi D^2}{4} \gamma g$, $g = 9,8$ м/с²;

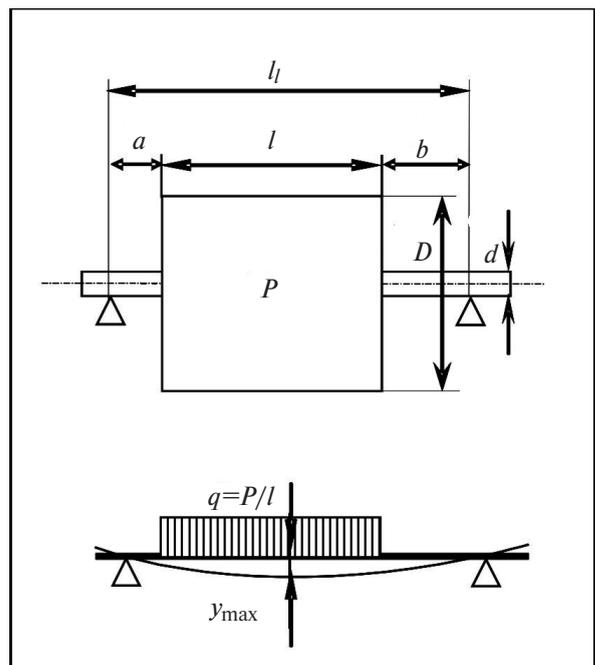


Рис. 3. Расчетная схема прогиба вала

$$f_l = \left[\frac{5}{8} - \frac{3(K_l - 1)^2}{4K_l^2} + \frac{1(K_l - 1)^4}{8K_l^4} \right] \times \left(\frac{\gamma g f_l}{2700E} \right)^{1/18}; \quad (20)$$

Так как диаметр вала

$$d = K_B D, \quad (16)$$

то совместное решение (15) и (16) дает выражения для D и l в виде:

$$D = \left(\frac{K_L}{K_B} \right)^2 (nK_n) \sqrt{\frac{\gamma g f_l}{2700E}} l^2$$

или

$$l = \frac{K_B}{K_L} \frac{1}{\sqrt{nK_n}} \sqrt{\frac{2700E}{\gamma g f_l}} \sqrt{D}. \quad (17)$$

С учетом y_{\max} последнее выражение можно записать как

$$l = \frac{K_B}{K_L} 4 \sqrt{\frac{3E y_{\max}}{\gamma g f_l}} \sqrt{D}. \quad (17a)$$

Выражения (17) получены на основании анализа условий резонанса, поэтому двигатель, спроектированный в соответствии с этим выражением, обеспечит нормальное функционирование вне зоны проявления резонансных явлений. Руководствуясь выражением (2) для момента инерции ротора и учитывая, что $J_E = K_J J_M$, получаем:

$$D = 4 \sqrt{\frac{32J_E}{\gamma \pi K_J (1 + K_B^4 (K_l - 1))}} 4 \sqrt{\frac{1}{l}}$$

или

$$l = \frac{32J_E}{\gamma \pi K_J (1 + K_B^4 (K_l - 1))} \frac{1}{D^4}. \quad (18)$$

Считая (17) и (18) системой уравнений и решая ее относительно переменных D и l , определяем геометрические размеры ротора, при которых еще будет отсутствовать резонанс:

$$l = \left(\frac{32J_E}{\gamma \pi K_J (1 + K_B^4 (K_l - 1))} \right)^{1/9} \left(\frac{K_B}{K_L} \right)^{8/9} \left(\frac{1}{nK_n} \right)^{4/9} \times \left(\frac{2700E}{\gamma g f_l} \right)^{2/9}; \quad (19)$$

$$D = \left(\frac{32J_E}{\gamma \pi K_J (1 + K_B^4 (K_l - 1))} \right)^{2/9} \left(\frac{K_L}{K_B} \right)^{2/9} (nK_n)^{1/9} \times$$

$$\lambda = \left(\frac{\gamma \pi K_J (1 + K_B^4 (K_l - 1))}{32J_E} \right)^{1/9} \left(\frac{K_B}{K_L} \right)^{10/9} \left(\frac{1}{nK_n} \right)^{5/9} \times \left(\frac{2700E}{\gamma g f_l} \right)^{5/18}, \quad (21)$$

где $\lambda = l/D$ – относительная длина электрической машины.

Решая совместно (19) и (10), получаем выражение для углового ускорения:

$$\frac{d\Omega}{dt} = \left(\frac{(1 - K_m) K_\Omega}{J_E^{4/9} K_J^{1/18} \frac{1}{\sqrt{K_J}} + \sqrt{K_J}} \right) \times \left(\frac{32^{5/9}}{(\gamma \pi (1 + K_B^4 (K_l - 1)))^{5/9}} \right) \left(\frac{K_B}{K_L} \right)^{4/9} \left(\frac{1}{nK_n} \right)^{2/9} \left(\frac{2700E}{\gamma g f_l} \right)^{1/9}. \quad (22)$$

Исследуем полученное выражение на максимум как функцию K_J . Оказывается, что вследствие уменьшения l (см. (10)) максимальное ускорение обеспечивается при $K_J = 0,8$.

С учетом (19) и (20) электромагнитный момент

$$M_\Omega = (1 - K_m) K_\Omega \left(\frac{32J_E}{\gamma \pi K_J (1 + K_B^4 (K_l - 1))} \right)^{5/9} \times \left(\frac{K_B}{K_L} \right)^{4/9} \left(\frac{1}{nK_n} \right)^{2/9} \left(\frac{2700E}{\gamma g f_l} \right)^{1/9}. \quad (23)$$

Из условия ограничения резонансной частотой получем соотношения для максимально возможного углового ускорения:

$$\frac{d\Omega}{dt}_{\max} = \frac{(1 - K_m) K_\Omega}{(0,8^{-4/9} + 0,8^{5/9}) J_E^{4/9}} \left(\frac{32}{\gamma \pi (1 + K_B^4 (K_l - 1))} \right)^{5/9} \times \left(\frac{K_B}{K_L} \right)^{4/9} \left(\frac{1}{nK_n} \right)^{2/9} \left(\frac{2700E}{\gamma g f_l} \right)^{1/9}, \quad (24)$$

если угловое ускорение выражено в рад/с²;

$$\frac{d\Omega}{dt}_{\max} = \frac{30(1 - K_m) K_\Omega}{(0,8^{-4/9} + 0,8^{5/9}) \pi J_E^{4/9}} \left(\frac{32}{\gamma \pi (1 + K_B^4 (K_l - 1))} \right)^{5/9} \times$$

$$\times \left(\frac{K_B}{K_I}\right)^{4/9} \left(\frac{1}{nK_n}\right)^{2/9} \left(\frac{2700E}{\gamma g f_l}\right)^{1/9}, \quad (25)$$

если угловое ускорение выражено в об/мин/с. При этом максимальный электромагнитный момент (Н·м)

$$M_{\max} = (1 - K_m) K_{\vartheta} \left(\frac{40J_E}{\gamma \pi (1 + K_B^4 (K_I - 1))}\right)^{5/9} \times \left(\frac{K_B}{K_I}\right)^{4/9} \left(\frac{1}{nK_n}\right)^{2/9} \left(\frac{2700E}{\gamma g f_l}\right)^{1/9}. \quad (26)$$

На рис. 2 сплошной линией показана зависимость (22) (в относительных единицах) углового ускорения ε^* от коэффициента K_J . Видно, что с учетом резонансных явлений максимум ε^* смещается в область малых значений K_J , при этом увеличение максимального углового ускорения незначительно. В области больших значений K_J , что соответствует реальным приводам, разница в значениях ε^* становится существенной.

На рис. 4 приведен пример численного расчета геометрии ротора двигателя в виде графических зависимостей в плоскости L и D .

Параболические зависимости (17) D от L соответствуют предельным критическим значениям частоты вращения n_p (штриховые линии) и максимальному прогибу (17а) y_m вала (сплошные линии) при различных постоянных K_I и K_B . Гиперболические зависимости (18) соответствуют постоянному моменту инерции ротора двигателя, определяющему его быстродействие (линии из точек). Прямые равного углового ускорения (двойные линии) соответствуют постоянному диаметру ротора D (так как при увеличении длины ротора одинаково возраста-

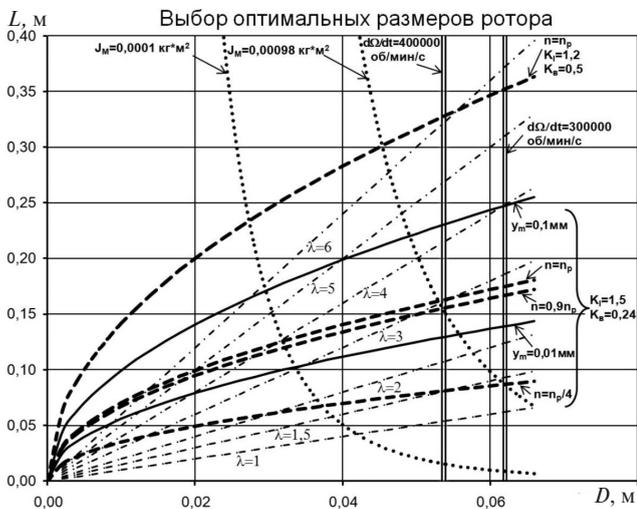


Рис. 4. К примеру численного расчета ротора электродвигателя

ют значения его момента инерции и электромагнитного момента двигателя); численные значения углового ускорения рассчитаны при разгоне без нагрузки ($K_m = 0$) и при коэффициенте $K_{\vartheta} = 93000 \text{ Н/м}^2$. Также на плоскости приведены лучи, исходящие из начала координат, соответствующие постоянной относительной длине активной зоны двигателя λ (штрих-пунктирные линии).

Как видно из рис. 4, коэффициенты K_B и K_I сильно влияют на резонансные частоты. На рис. 5, а и б приведены зависимости максимального ускорения ротора (25) от K_B и K_I .

Увеличение K_B приводит к существенному возрастанию максимального ускорения, однако снижает ресурс подшипникового узла из-за высоких линейных скоростей в подшипнике. Уменьшение K_I также приводит к возрастанию максимального ускорения, при этом подшипниковые узлы располагаются рядом с активной зоной машины и подвергаются воздействию электромагнитных полей рассеяния. Близкое расположение подшипника к бочке ротора также ухудшает охлаждение ротора и затрудняет его балансировку.

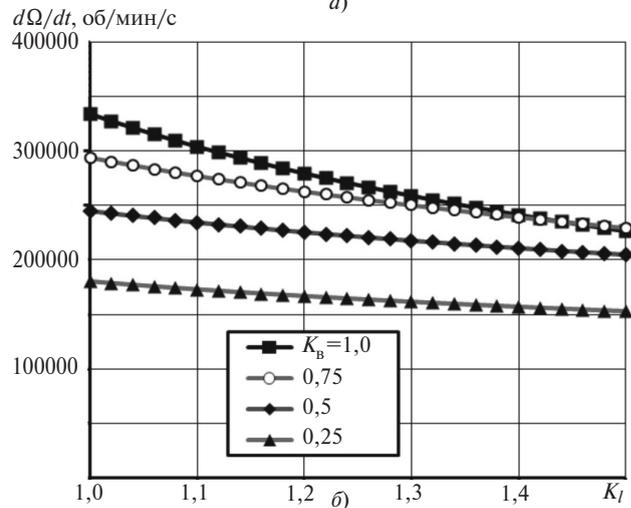
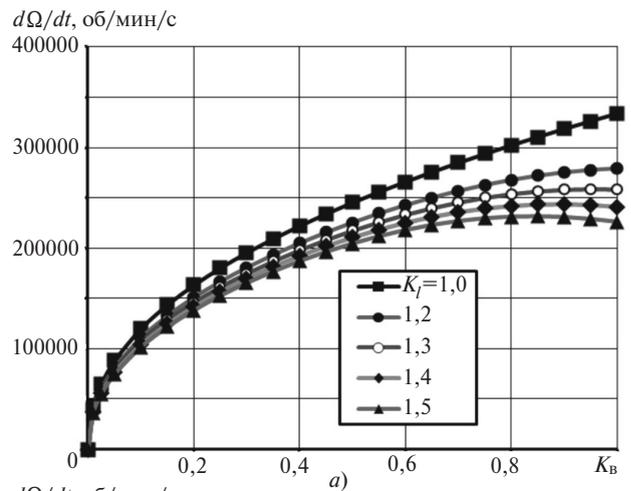


Рис. 5. Зависимости максимального ускорения ротора: а – от K_B ; б – от K_I

Полученные выше соотношения могут стать лишь основой для процесса проектирования высокодинамичных электродвигателей. Однако при реальном проектировании должны быть определены электромагнитные нагрузки, которые позволят достичь желаемых показателей быстродействия при заданных параметрах исполнительного механизма. Вышеприведенные соотношения включают параметр K_Ω , определенный выше как коэффициент пропорциональности между объемом ротора и электромагнитным моментом. Выражение для электромагнитного момента M_Ω [2]:

$$M_\Omega = \frac{\pi^2}{8} \sqrt{2} B_{cp} A K_p K_z D^2 l, \quad (27)$$

где K_z и K_p – коэффициенты укорочения и распределения обмоток; B_{cp} , A – среднее и действующее значения магнитной индукции и линейной нагрузки соответственно. Таким образом, значение коэффициента K_Ω связано с электромагнитными нагрузками, определение которых лежит в основе проектирования. Выражение (1) может быть записано в виде:

$$M_\Omega K_d = J_M \frac{d\Omega}{dt}, \quad (28)$$

где $K_d = \frac{1 - M_H / M_\Omega}{1 + J_E / J_M} = \frac{1 - K_m}{1 + K_J}$ – коэффициент, учитывающий кратность электромагнитного и тормозного моментов, а также моментов инерции ротора электродвигателя и нагрузки. Причем при разгоне всегда $K_d < 1$. При известной структуре электропривода параметр K_d – определенная величина.

Диаграмма разгона электропривода (рис. 6) является основой при выборе основных геометриче-

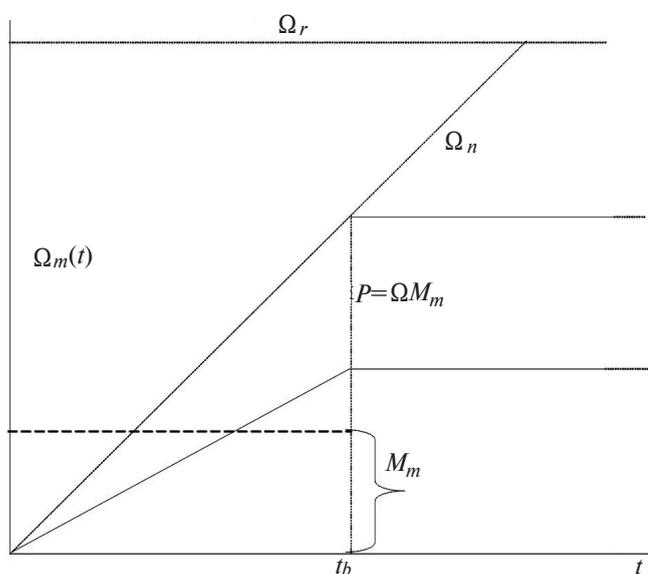


Рис. 6. Диаграмма разгона двигателя

ских размеров высокодинамичного электродвигателя, обеспечивающего заданное угловое ускорение.

На рис. 6 t_b – время разгона привода с заданным по техническому заданию угловым ускорением $\varepsilon = \frac{d\Omega(t)}{dt}$ до номинальной угловой скорости Ω_n , при достижении которой двигатель работает в квазиустановившемся режиме под нагрузкой P ; Ω_r – угловая скорость, соответствующая резонансу ротора двигателя.

Для заданного углового ускорения ε уравнение (28) оказывается основой при выборе геометрических размеров активной зоны электродвигателя:

$$\frac{M_\Omega}{J_M} = \frac{\varepsilon}{K_d}. \quad (29)$$

Правая часть (29) представляет собой заданные для проектирования величины, левая определяет связь между основными геометрическими размерами активной зоны и электромагнитными нагрузками двигателя. При этом оптимальное значение коэффициента K_J было получено выше.

Электромагнитный момент высокодинамичного электродвигателя, т.е. машины с большим значением ε , определяется, как у любого другого электродвигателя, допустимыми значениями плотности электромагнитной энергии в активной зоне и его геометрическими размерами. Плотность электромагнитной энергии, в свою очередь, пропорциональна линейной нагрузке якоря и магнитной индукции в зазоре. При этом в отличие от традиционных методик расчета на первое место ставится его высокая динамичность двигателя, а не массо-энергетические показатели (КПД, коэффициент мощности, удельная масса и пр.). Это означает, что в качестве ограничений по максимально допустимым значениям плотности тока в обмотках и индукциям в магнитопроводе являются лишь параметры, которые определяют нормальную безаварийную работу машины. К таким параметрам относятся: допустимое превышение температуры и допустимые механические напряжения в элементах конструкции двигателя, а также допустимый прогиб вала и резонансные явления.

С учетом упрощенного выражения для момента инерции ротора, а также (27) и (29), запишем выражение для диаметра (в метрах) расточки статора двигателя:

$$D = \sqrt{\frac{4\pi\sqrt{2}AB_{cp}K_pK_z}{\gamma K_{dyn}}}, \quad K_{dyn}, \text{ с}^{-2},$$

или

$$D = \sqrt{\frac{120\sqrt{2}AB_{cp}K_pK_z}{\gamma K_{dyn}}}, K_{dyn}, \text{ об/мин/с}, \quad (30)$$

где $K_{dyn} = \varepsilon / K_d$.

При заданном K_{dyn} диаметр расточки статора D по (30) будет тем больше, чем выше значения A и B_{cp} в электродвигателе.

Для увеличения линейной нагрузки применяют криогенное, масляное, испарительное охлаждения обмоток. Криогенное охлаждение признано наиболее эффективным [9, 18, 19]. Кроме того, оно позволяет использовать сверхпроводниковые токонесущие элементы [4–17, 19]. Допустимые значения плотности тока в статорах электрических машин и линейных нагрузок зависят от конструктивных схем обмоток, видов изоляции пазовой и лобовых частей, соотношения длин линейной и лобовой частей.

Увеличения линейной нагрузки можно достичь удлинением высоты зубца. На рис. 7 представлена зависимость электромагнитного момента четырехполюсной реактивной машины от разных значений глубины трапецеидального паза. На рис. 7 h_1 соответствует первоначальной высоте паза, а M_1 – электромагнитному моменту; h^* , m^* – значения кратностей увеличения высоты паза и электромагнитного момента.

Видно, что увеличение высоты паза в 1,5 раза приводит к четырехкратному увеличению электромагнитного момента при одной и той же плотности тока. При сверхглубоких пазах нарастание момента снижается из-за сильного насыщения зубцов полями рассеяния.

При проведении экспериментальных исследований многофазных обмоток статоров на допустимые плотности тока в качестве критерия использовалось относительное активное сопротивление обмотки фазы $R = R_{77} / R_{300}$ (рис. 8), где R_{300} – активное сопротивление фазы статора при нормаль-

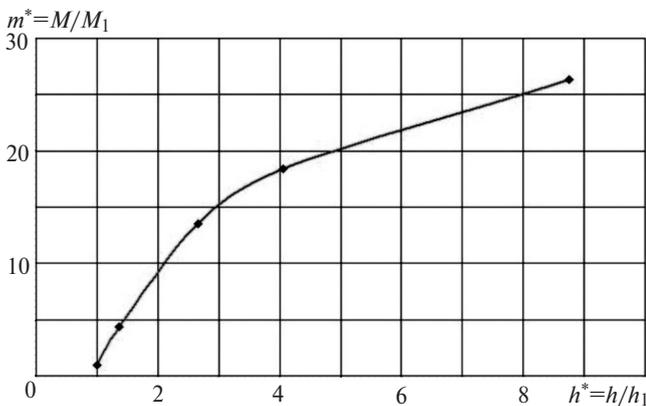


Рис. 7. Зависимость электромагнитного момента от высоты паза (отн. ед.)

ных условиях ($T = 300$ К); R_{77} – активное сопротивление фазы статора при температуре кипения жидкого азота и нормальном давлении.

График $R(J)$ показывает, во сколько раз уменьшается активное сопротивление обмотки фазы при захлаживании жидким азотом ($R(0)$) и как изменяется относительное сопротивление $R(J)$ с увеличением плотности тока J в эффективном проводнике обмотки. Зависимость $R(J)$ показывает, что повышение плотности тока вплоть до максимального значения практически не приводит к изменению активного сопротивления обмотки фазы, а значит и ее средней температуры. Увеличивающиеся потери компенсируются возрастанием теплоотдачи обмотки (ростом коэффициента теплоотдачи $\alpha(\Delta T)$). Однако при возникновении кризиса кипения (переходе режима кипения от пузырькового к пленочному) $\alpha(\Delta T)$ падает, перепад температур между обмоткой и криоагентом резко возрастает, а сопротивление обмотки увеличивается.

На рис. 8 приведены также значения линейной нагрузки $A(J)$ и плотности теплового потока $P = P_0 / \pi D l$, где P_0 – потери в обмотке статора. Допустимые для обмотки статора J , $A(J)$, $P(J)$ выбираются по значениям $J < J_{max}$. Допустимые уровни магнитной индукции в зазоре определяются кривой намагничивания стали с учетом приемлемого уровня гистерезисных потерь и потерь на вихревые токи (потерь в стали). Мощность потерь в стали при криогенном охлаждении практически не меняется. Однако криогенная среда увеличивает теплопроводность стали и главным образом коэффициент теплоотдачи $\alpha(\Delta T)$ с поверхности пакета стали [18, 19]. Следует также отметить, что потери в стали при разгоне и торможении будут зависеть от способа пуска двигателя (прямое подключение к сети или частотный запуск с плавным увеличением частоты тока).

Анализом тепловых процессов в активной зоне электродвигателя с криогенным охлаждением установлены ограничения на магнитуды A и B_{cp} . Таким образом, при полученных эмпирическим путем максимальных значениях A и B_{cp} , а также при заданных значениях K_{dyn} в соотношении (27) диаметр расточки статора D и коэффициент K_z являются определенными.

Длина ротора (в метрах) электродвигателя l , при которой обеспечивается заданное значение электромагнитного момента M_z , определяется из (27):

$$l = \frac{M_z \gamma K_{dyn}}{30\pi^2 A^2 B_{cp}^2 K_p^2 K_z^2}, \quad (31)$$

при этом конструктивный коэффициент

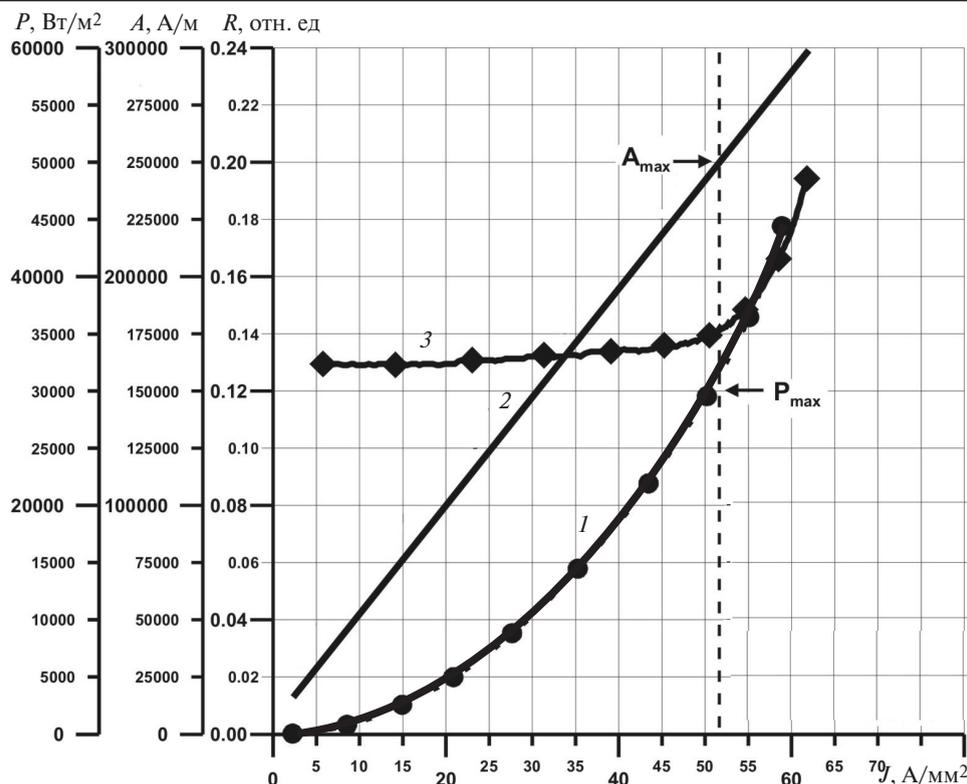


Рис. 8. Зависимость плотности теплового потока (кривая 1), линейной нагрузки (2) и активного сопротивления фазы статора (3) от плотности тока

$$\lambda = \frac{l}{D} = \frac{1}{30\pi^2 (120\sqrt{2})^{1/2}} \frac{M_{\Sigma} (\gamma K_{dyn})^{3/2}}{A^{5/2} B_{cp}^{5/2} (K_p K_z)^{5/2}},$$

где K_{dyn} выражен в об/мин/с.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Чиликин М.Г., Сандлер А.С. Общий курс электропривода: Учебник для вузов. М.: Энергоиздат, 1981, 576 с.
2. Вольдек А.И. Электрические машины, изд.2-е. Л.: Энергия, 1974, 840 с.
3. Поспелов Л.И. Конструкции авиационных электрических машин. М.: Энергоиздат, 1982, 320 с.
4. Пат. РФ № 2689395. Индукторная электрическая машина на основе высокотемпературных сверхпроводников/К.Л.Ковалев, К.А. Модестов, Ю.И. Кован, С.В. Журавлев, Л.А.Егошкина. — БИ, 2019, № 16.
5. Пат. РФ № 2664716. Сверхпроводниковая синхронная электрическая машина с обмотками якоря и возбуждения в неподвижном криостате/ К.Л.Ковалев, А.А. Дубенский, К.А.Модестов, Н.С. Иванов, В.Т. Пенкин, Л.А. Егошкина, А.Е.Ларионов. — БИ, 2018, № 24.
6. Пат. РФ № 169041. Сверхпроводниковая синхронная электрическая машина/К.Л. Ковалев, И.Н. Кобзева, Б.С. Зечихин, Ю.И. Кован, В.С. Семенихин, Н.С. Иванов, Л.А. Егошкина. — БИ, 2017, № 7.
7. Пат. РФ № 2180156. Сверхпроводниковая синхронная машина/Л.К. Ковалев, К.В. Илюшин, В.Н. Полтавец, В.С. Семенихин, В.Т. Пенкин, К.Л. Ковалев, Л.А. Егошкина, А.Е. Ларионов, С.М.-А. Конеев, К.А. Модестов, С.А. Ларионов. — БИ, 2002, № 6.

8. Лёвин А.В., Васич П.С., Дежин Д.С., Ковалев Л.К., Ковалев К.Л., Полтавец В.Н., Пенкин В.Т. Высокодинамичные электрические машины с постоянными магнитами и массивными высокотемпературными сверхпроводниковыми элементами. — Электричество, 2012, № 2, с. 2–10.

9. Электрические машины и устройства на основе массивных высокотемпературных сверхпроводников/Под ред. Л.К. Ковалева, К.Л. Ковалева, С.М.-А Конеева. М.: Физматлит, 2010. 396 с.

10. Liping Zheng, Thomas X. Wu, Dipjyoti Asharya. Design of a Superhigh-Speed Cryogenic Permanent Magnet Synchronous Motor. — IEEE Transactions on Magnets, September 2005, vol. 41, No. 10.

11. Kawamura M., Jones J.A. Superconducting Super Motor. — IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2017, vol. 27.

12. Karashima T., Nakamura T., Ikeda K., Nishino B., Yoshikawa M., Ito Y. Improvement of the Variable Speed Controllability of a 20 kW Class High-Temperature Superconducting Induction/ Synchronous Motor at No-Load Condition. — IEEE Transactions on Applied Superconductivity, April 2018, vol. 28, iss. 3.

13. Naoki Maki, Tomoaki Takao etc. Study of Practical Applications of HTS Synchronous Machines. — IEEE Transactions on Applied Superconductivity, June 2005, vol. 15, No. 2.

14. Viatcheslav Dombrovsky, David Driscoll. Design and Testing of a 1000-hp High-Temperature Superconducting Motor. — IEEE Transactions on Energy Conversion, September 2005, vol. 20, No. 3.

15. Crapo A., Loud J. Homopolar DC Motor and Trapped Flux DC Motor Using High Temperature Superconducting Materials. — IEEE Trans. Magn, 1991, vol. 27, No. 2.

16. D. Aized, B.B. Gamble, A. Sidi-Yekhlef, J.P. Voccio etc. Status of the 1000 hp HTS Motor Development. — IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 1999, vol. 9, No. 2.

17. Itoh Y., Yanaci Y., Yoshikawa M., Oka T., Harada S., Sakakibara I., Yamada Y., Mizutani U. High-Temperature

Superconducting Motor Using Y-Ba-Cu-O Bulk Magnets. – Jpn. Appl. Phys., 1995, No. 10, Part 1, vol. 34.

18. **Лыков А.В.** Теория теплопроводности. М.: Высшая школа, 1967, 599 с.

19. **Сверхпроводниковые** электрические машины и магнитные системы/Под ред. Б.Л. Алиевского. М.: Изд-во Московского авиационного института, 1993, 344 с.

[22.01.2020]

А в т о р ы: **Модестов Кирилл Андреевич** – кандидат техн. наук, доцент Национального исследовательского университета «Московский авиационный институт» НИУ «МАИ», диссертацию защитил в 2005 г.

Кован Юрий Игоревич – кандидат техн. наук, доцент, старший научный сотрудник НИУ «МАИ», диссертацию защитил в 1973 г.

Егошкина Людмила Александровна – кандидат техн. наук, доцент, старший научный сотрудник НИУ «МАИ», диссертацию защитила в 1987 г.

Русанов Денис Владимирович – аспирант НИУ «МАИ».

Голованов Дмитрий Викторович – кандидат техн. наук, старший научный сотрудник НИУ «МАИ», диссертацию защитил в 2010 г. Научный сотрудник Ноттингемского университета, Великобритания.

Electrichestvo, 2020, No. 6, pp. 45–54

DOI:10.24160/0013-5380-2020-6-45-54

To the Calculation of Highly Dynamic Electric Motors

MODESTOV Kirill A. (National Research University «Moscow Aviation Institute» – NRU «MAI», Moscow, Russia) – Associate Professor, Cand. Sci. (Eng.)

KOVAN Yuri Ig. (NRU «MAI», Moscow, Russia) – Associate Professor, Senior Scientist, Cand. Sci. (Eng.)

YEGOSHKINA Lyudmila A. (NRU «MAI», Moscow, Russia) – Associate Professor, Senior Scientist, Cand. Sci. (Eng.)

RUSANOV Denis V. (NRU «MAI», Moscow, Russia) – Ph. D. Student

GOLOVANOV Dmitry V. (NRU «MAI», Moscow, Russia) – Senior Scientist, Cand. Sci. (Eng.) (Department of Electrical Engineering, University of Nottingham, Nottingham, U.K.) – Research Fellow

The use of electric drive in industrial and specialized facilities, and transport, in particular aircraft, requires the formation of transient processes of the drive a number of requirements aimed at achieving the desired level of either maximum performance or minimum level of losses, or limitation of dynamic loads in elements of kinematic diagram connecting the actuator with the actuator, or combination of these parameters. However, often increased interest is shown to highly dynamic motors with maximum angular speedup and braking. As is known, the speed of the electric motor is characterized by its electromechanical constant, which depends on the moment of inertia of the rotor, determined by its dimensions. Based on the analysis of the equations of motion of the motor defined by the ratio between the moment of inertia of the actuator and the moment of inertia for highly dynamic drive motor which delivers maximum speedup. This analysis was carried out taking into account the resonant phenomena, which limits the axial length of the rotor. The relations between the main dimensions of the high-dynamic motor providing the maximum speedup at the given load parameters are also determined. Recommendations on the choice of electromagnetic loads of such an motor are given. In particular, the ways of increasing the linear load contributing to the growth of the electromagnetic torque of the engine are considered. This is the possibility of cryogenic cooling, allowing the use of superconducting armature windings and excitation, as well as the correction of the geometry of the core, in particular the elongation of the tooth height. The latter is confirmed by numerical calculation of the electromagnetic moment of the four-pole reactive machine at different depths of the trapezoidal groove. The dependences characterizing the reduction of the active resistance of the phase winding during liquid nitrogen cooling are also given, which contributes to the increase of the linear load. Thus, the proposed design recommendations are given taking into account the possibility of developing an engine using superconducting windings.

К е у w o r d s: high-performance motor, maximum speed, moment of inertia, the optimal parameters, the electromagnetic load, the superconducting coil.

REFERENCES

1. **Chilikin M.G., Sandler A.S.** *Obshchiy kurs elektroprivoda. Uchebnik dlya vuzov* (General course of electric drive: Textbook for universities). M.: Energoizdat, 1981, 576 p.

2. **Voldek A.I.** *Elektricheskie mashiny* (Electric machines, ed. 2-e). L.: Energiya, 1974, 840 p.

3. **Pospelov L.I.** *Konstruktsii aviatsionnykh elektricheskikh mashin* (Design of aircraft electrical machines). M.: Energoizdat, 1982, 320 p.

4. **Pat. No. 2689395 (RU).** *Induktornaya elektricheskaya mashina na osnove visokotemperaturnykh sverhprovodnikov* (Pat. RF № 2689395. Induction electric machine based on high-temperature superconductors)/K.L. Kovalev, K.A. Modestov, Yu.I. Cowan, S.V. Zhuravlev, L.A. Egoshkina, Bulletin of inventions 2019, No. 16.
5. **Pat. No. 2664716 (RU).** *Sverhprovodnikovaya sinkhronnaya elektricheskaya mashina s obmotkami yakorya i vozbuzhdeniya v nepodvizhnom kriostate* (Pat. RF № 2664716. A superconducting synchronous electric machine with armature and excitation windings in a stationary cryostat)/K.L. Kovalev, A.A. Dubensky, K.A. Modestov, N.S. Ivanov, V.T. Penkin, L.A. Egoshkina, A.E. Larionov. Bulletin of inventions, 2018, No. 24.
6. **Pat. No. 169041 (RU).** *Sverhprovodnikovaya sinkhronnaya elektricheskaya mashina* (Pat. RF № 169041. Superconducting synchronous electric machine. K.L. Kovalev, I.N. Kobzeva, B.S. Zechikhin, Yu.I. Cowan, V.S. Semenikhin, N.S. Ivanov, L.A. Egoshkina). Bulletin of inventions, 2017, No. 7.
7. **Pat. No. 2180156 (RU).** *Sverhprovodnikovaya sinkhronnaya mashina* (Pat. RF № 2180156. Superconducting synchronous machine)/L.K. Kovalev, K.V. Ilyushin, V.N. Poltavets, V.S. Semenikhin, V.T. Penkin, K.L. Kovalev, L.A. Egoshkina, A.E. Larionov, S.M.-A. Koneev, K.A. Modestov, S.A. Larionov). Bulletin of inventions, 2002, No. 6 .
8. **Levin A.V., Vasich P.S., Dezhin D.S., L.K., Kovalev K.L., Poltavets V.N., Penkin V.T.** *Elektrichestvo – in Russ. (Electricity)*, 2012, No. 2.
9. **Elektricheskije mashiny i ustroystva na osnove massivnykh visokotemperaturnykh sverhprovodnikov** (Electric machines and devices based on massive high-temperature superconductors) / Ed. L.K. Kovalev, K.L. Kovalev, S.M.-A. Koneev). M.: Fizmatlit, 2010, 396 p.
10. **Liping Zheng, Thomas X. Wu,** Dipjyoti Asharya. Design of a Superhigh-Speed Cryogenic Permanent Magnet Synchronous Motor. – IEEE Transactions on Magnets, vol. 41, No. 10, September 2005.
11. **Kawamura M., Jones J.A.** Superconducting Super Motor.– IEEE Transactions on Applied Superconductivity, vol. 27, 2017.
12. **Karashima T., Nakamura T., Ikeda K., Nishino B., Yoshikawa M., Ito Y.** Improvement of the Variable Speed Controllability of a 20 kW Class High-Temperature Superconducting Induction/Synchronous Motor at No-Load Condition. – IEEE Transactions on Applied Superconductivity. vol. 28, iss. 3, April 2018.
13. **Naoki Maki, Tomoaki Takao etc.** Study of Practical Applications of HTS Synchronous Machines. – IEEE Transactions on Applied Superconductivity. vol. 15, No. 2, June 2005.
14. **Viatcheslav Dombrovsky, David Driscoll.** Design and Testing of a 1000-hp High-Temperature Superconducting Motor. – IEEE Transactions on Energy Conversion. vol. 20, No. 3, September 2005.
15. **Crapo A., Loud J.** Homopolar DC Motor and Trapped Flux DC Motor Using High Temperature Superconducting Materials. – IEEE Trans. Magn., 1991, vol. 27, No. 2.
16. **Aized D., B.B. Gamble, A. Sidi-Yekhlef, J.P. Voccio etc.** Status of the 1000 hp HTS Motor Development. – IEEE Transactions on Applied Superconductivity, vol. 9, No. 2, 1999.
17. **Itoh Y., Yanaci Y., Yoshikawa M., Oka T., Harada S., Sakakibara I., Yamada Y., Mizutani U.** High-Temperature Superconducting Motor Using Y-Ba-Cu-O Bulk Magnets. – Jpn. Appl. Phys., 1995, No. 10, Part 1, vol. 34.
18. **Likov A.V.** *Teoriya teploprovodnosti* (Theory of thermal conductivity). M.: Vishshaya shkola, 1967, 599 p.
19. **Sverhprovodnikovye elektricheskije mashiny i magnitnyye sistemy** (Superconducting electrical machines and magnetic systems)/Ed. B.L. Alievsky. M.: Izd-vo Moskovskogo aviatsionnogo instituta, 1993, 344 p.

[22.01.2020]