

UDC 621.313

## **Influence of Rotation Rate on the Parameters of Non-contact Permanent Magnet Generator**

<sup>1</sup> Flyur R. Ismagilov<sup>2</sup> Vyacheslav E. Vavilov<sup>1</sup> Ufa State Aviation Technical University, Russian Federation  
12, Karl Marx Str., Ufa, 450000

PhD, Professor

E-mail: S2\_88@mail.ru

<sup>2</sup> Ufa State Aviation Technical University, Russian Federation  
12, Karl Marx Str., Ufa, 450000

Assistant

E-mail: S2\_88@mail.ru

**Abstract.** The article discusses an urgent task for the development of decentralized power in the Russian Federation – the design and development of high-speed non-contact magneto-electric generators for microturbine systems for biogas. On the basis of the equations of Arnold and equations that characterize the mechanical strength of the rotor, designed the expression reflecting the dependence of the power of high-speed non-contact magneto generator on the speed of its rotor, adjusting the air gap. Designed expression can be used for the design of electrical machines in its class, and as a single-purpose or multi-purpose optimization function. The effect of thickness of the high-coercivity permanent magnets in the rotor to the power of high-speed non-contact magneto generator varies with the frequency of rotation.

**Keywords:** high-speed permanent-magnet generator; high-coercivity permanent magnets; rotor sleeve bandage.

**Введение.** Наряду с централизованным электроснабжением потребителей электроэнергии, перспективным является и децентрализованное, при котором потребитель не зависит от линии электропередачи значительной протяженности, а, следовательно, и от аварий, которые могут возникнуть на этой линии. Особенный интерес представляет применение автономного электроснабжения в отдаленных малонаселенных районах, например в районах крайнего севера РФ, в связи с большой протяженностью кабельных линий, сложностью ландшафта и малым числом потребителей. Также автономное электроснабжение применяется в качестве резервного на различных объектах, согласно требованиям правил устройства электроустановок.

Эффективным, как в экономическом, так и в техническом плане, для решения задач автономного электроснабжения является применение микротурбинных установок (МТУ). К достоинствам которых относятся: минимальное количество вращающихся узлов (в современных конструкциях МТУ турбина, компрессор и генератор расположены на одном валу), возможность когенерации и тригенерации, универсальность потребляемого топлива (МТУ может одинаково эффективно работать как на традиционных видах топлива природном и сжиженном газе, дизельном топливе и керосине, так и на низкокалорийных и высокосернистых газах, таких как попутный газ, шахтный газ и биогаз). Кроме того МТУ обладает высоким КПД (в режиме когенерации КПД может достигать 92 %) [1, 2, 3].

Как было обозначено выше, МТУ достаточно эффективно работает на шахтном и попутном газе, что является перспективным для нефтегазовых и горнорудных компаний, а также на биогазе, что может разрешить проблемы автономного электроснабжения агропромышленного комплекса и лесоперерабатывающих предприятий.

На рис. 1 представлена структурная схема системы автономного электроснабжения с МТУ на биогазе.

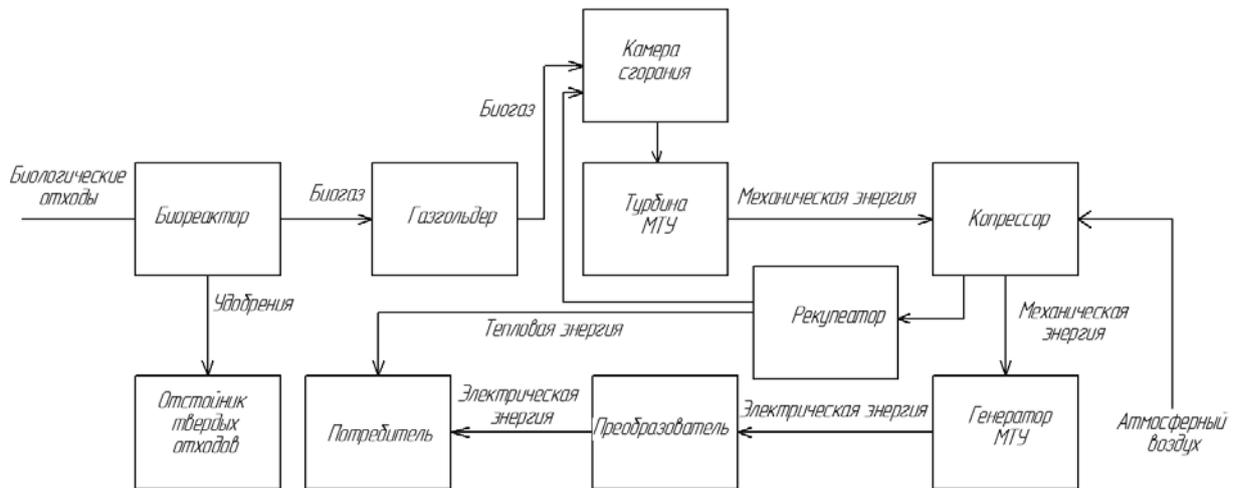


Рис. 1. Структурная схема системы автономного электроснабжения с МТУ на биогазе

Как видно из рисунка 1, основным энерговырабатывающим элементом в системе автономного электроснабжения (САЭ) является генератор. Для обеспечения экономической рентабельности применения САЭ ее генератор должен обладать максимальными энергетическими показателями, необходимой надежностью при эксплуатации в экстремальных условиях и простотой конструкции. Наиболее полно сегодня представленным требованиям отвечают бесконтактные магнитоэлектрические генераторы (БМГ) с высококоэрцитивными постоянными магнитами (ВПМ) [4].

Для достижения максимальных энергетических показателей и минимизации массогабаритных показателей возникает необходимость повышение частоты вращения ротора БМГ, при этом для минимизации потерь на трение в БМГ применяются бесконтактные подшипниковые опоры [5-7].

Материалы и методы. Традиционно взаимозависимость объема, частоты вращения и выходной мощности БМГ устанавливается согласно уравнению [8]:

$$S = 0,163\alpha_{\phi} k_{\phi} nAB_{\delta} l D^2, \quad (1)$$

где  $n$  – частота вращения ротора;  $A$  – линейная токовая нагрузка;  $l$  – активная длина ВПМ;  $D$  – диаметр ротора;  $k_{\phi}$  – коэффициент формы поля;  $k_{\phi 0}$  – обмоточный коэффициент;  $\alpha_{\phi}$  – коэффициент полюсного перекрытия.

Обычно ВПМ соединяются со спинкой ротора посредством клея, и для того чтобы ВПМ не оторвались от спинки ротора в процессе эксплуатации поверх них устанавливается бандажная оболочка, рисунок 2, которая является дополнительным воздушным зазором. То есть рабочий зазор в БМГ складывается из двух составляющих:

$$\delta = \delta_n + \delta_b, \quad (2)$$

где  $\delta_n$  – воздушный зазор в БМГ;  $\delta_b$  – толщина немагнитного бандажа ротора.

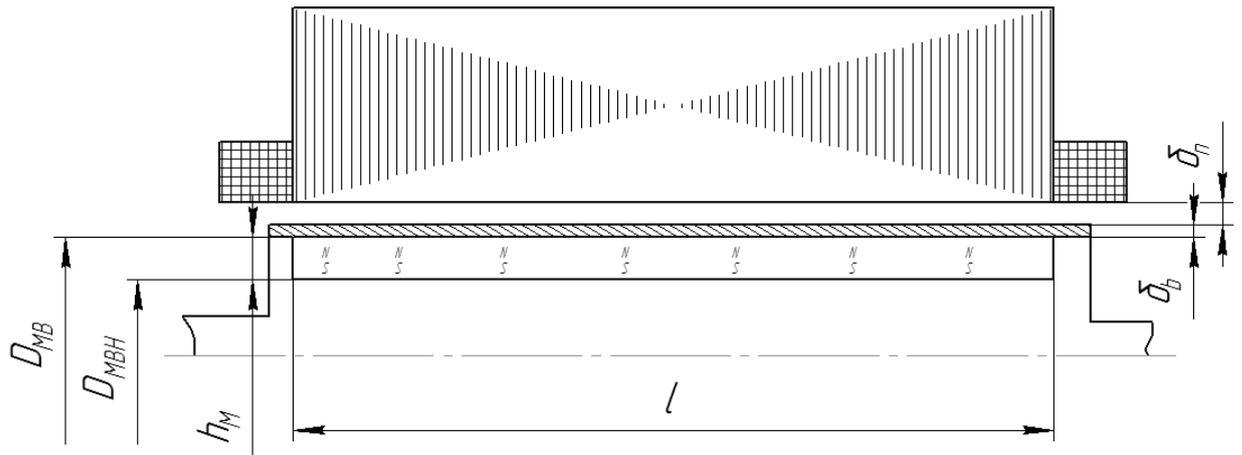


Рис. 2. Расчетная схема БМГ

Данная особенность БМГ при увеличении частоты вращения ротора, заключающаяся не в электромагнитных процессах, а в механических и технологических, не учитывается в (2) и соответственно может являться причиной погрешности при расчетах. А принимая во внимание ответственное назначение БМГ в САЭ, данная погрешность может являться причиной значительных экономических убытков.

В связи с этим целью данной работы является уточнение зависимости мощности БМГ от частоты вращения его ротора. При этом рассматривается БМГ представленный на рисунке 2.

Зависимость толщины бандажной оболочки от частоты вращения ротора может быть определена в следующем виде [9]:

$$\delta_b = \frac{n^2 \gamma R_{cp} (D_{MB}^2 - D_{MBH}^2)}{728 \sigma}, \quad (3)$$

где  $n$  – частота вращения ротора;  $\gamma$  – плотность материала бандажа;  $R_{cp}$  – средний радиус магнитов;  $D_{MB}$  – внешний диаметр магнитов;  $D_{MBH}$  – внутренний диаметр магнитов;  $\sigma$  – предел прочности материала немагнитного бандажа.

С учетом того, что максимально возможный внешний диаметр ротора, определяется по условиям механической прочности и также зависит от частоты вращения ротора [10]:

$$D_p = D_{MB} = \frac{c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k \sigma}}, \quad (4)$$

$\gamma_{pm}$  – плотность материала ВПМ;  $c_p$  – постоянный коэффициент;  $k_p$  – коэффициент запаса прочности ВПМ;  $\sigma_{pm}$  – предел прочности материала ВПМ.

Средний радиус ВПМ:

$$R_{cp} = \frac{1}{4} \left( \frac{2c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k \sigma}} + h_M \right), \quad (5)$$

И соответственно толщина бандажной оболочки:

$$\delta_b = \frac{n^2 \gamma \left( \frac{2c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k \sigma}} + h_M \right) \left[ h_M^2 - \frac{1}{2} \left( \frac{2c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k \sigma}} + h_M \right) h_M \right]}{2912 \sigma}, \quad (6)$$

Представляя магнитную индукцию в воздушном зазоре БМГ как зависимость от величины зазора:

$$B_{\delta} = \frac{b_m B_r}{\tau \alpha_i \left( 1 + \frac{\delta B_r k_{\delta}}{\mu_0 H_c h_M \kappa} \right) \kappa}, \quad (7)$$

где  $B_r, H_c$  – остаточная индукция и коэрцитивная сила ВПМ соответственно;  $\tau$  – полюсное деление ротора;  $k_{\delta}$  – коэффициент воздушного зазора;  $h_M$  – высота ВПМ;  $b_m$  – ширина ВПМ;  $\kappa$  – коэффициент рассеяния магнитной системы ротора;  $\mu_0$  – магнитная проницаемость вакуума.

С учетом (3) индукция в рабочем зазоре БМГ с ВПМ при холостом ходе определяется в виде:

$$B_{\delta} = \frac{b_m B_r}{\tau \alpha_i \left[ 1 + \frac{\delta_n B_r k_{\delta}}{\mu_0 H_c h_M \kappa} + \frac{n^2 \gamma \left( \frac{2c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k_{\sigma}}} + h_M \right) \left[ k_M^2 - \frac{1}{2} \left( \frac{2c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k_{\sigma}}} + h_M \right) B_r k \right]}{2912 \sigma \mu_0 H_c \kappa} \right] \kappa}, \quad (8)$$

И соответствующей ей магнитный поток:

$$\Phi_{\delta} = \frac{b_m l_m B_r}{1 \kappa \left[ \frac{\delta_n B_r k_{\delta}}{\mu_0 H_c h_M \kappa} + \frac{n^2 \gamma \left( \frac{2c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k_{\sigma}}} + h_M \right) \left[ k_M^2 - \frac{1}{2} \left( \frac{2c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k_{\sigma}}} + h_M \right) B_r k \right]}{2912 \sigma \mu_0 H_c \kappa} \right]^2}, \quad (9)$$

Анализируя выражения (8), (9) можно сделать следующий вывод, что в БМГ при увеличении частоты вращения ротора происходит снижение магнитной индукции в зазоре, вызванное увеличением толщины бандажной оболочки. В связи с этим необходимо произвести корректировку выражения (1) с учетом описанных выше особенностей.

Линейная токовая нагрузка БМГ представляется в виде:

$$A = \frac{2m N_{\phi} I_{\phi}}{\pi D_{cm} a_1}, \quad (10)$$

где  $m$  – число фаз;  $N_{\phi}$  – число витков в фазе;  $I_{\phi}$  – фазный ток;  $D_{cm}$  – диаметр расточки статора;  $a_1$  – количество параллельных ветвей в фазе.

Представляя число витков в фазе как функцию магнитного потока и частоты вращения:

$$N_{\phi} = \frac{60 U_{\phi} \sqrt{2(d) + \sin}}{4,44 k_{\phi} k_{\phi 0} n p}, \quad (11)$$

где  $U_{\phi}$  – фазное напряжение;  $k_{\phi}$  – коэффициент формы поля;  $k_{\phi 0}$  – обмоточный коэффициент;  $p$  – число полюсов БМГ.

Диаметр расточки статора также представляется как функция частоты вращения ротора БМГ:

$$D_{cr} = \frac{\delta_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k_{\sigma}}} + 2 n \frac{n^2 \gamma \left( \frac{2c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k_{\sigma}}} + h_M \right) \left[ h_M^2 - \frac{1}{2} \left( \frac{2c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k_{\sigma}}} + h_M \right) h_M \right]}{1456 \sigma}, \quad (12)$$

Тогда линейная токовая нагрузка БМГ, с учетом изменения воздушного зазора представляется в виде:

$$A = \frac{120mU_{\phi}I_{\phi}\sqrt{2(1+\sin\alpha)} \left[ \frac{\delta_n B_r k_{\delta}}{\mu_0 H_c h_M \kappa} + \frac{n^2 \gamma \left( \frac{2c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k \sigma}} + h_M \right) \left[ h_M^2 - \frac{1}{2} \left( \frac{2c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k \sigma}} + h_M \right) B_r k \right]}{2912 \sigma \mu_0 H_c \kappa} \right]}{\pi 4,44 k_{\phi} k_{\sigma} b_m l_m B_r n p a_1 \left[ \frac{c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k \sigma}} + 2 \delta_n + \frac{n^2 \gamma \left( \frac{2c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k \sigma}} + h_M \right) \left[ h_M^2 - \frac{1}{2} \left( \frac{2c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k \sigma}} + h_M \right) h_M \right]}{1456 \sigma} \right]}}, \quad (13)$$

Так как:

$$P = \sqrt{3} U_{\phi} I_{\phi} \cos \varphi, \quad (14)$$

Помножив и разделив правую часть выражения (13) на  $\sqrt{3} \cos \varphi$  и представим в следующем виде:

$$\chi = \frac{120\sqrt{2(1+\sin\alpha)} \left[ \frac{\delta_n B_r k_{\delta}}{\mu_0 H_c h_M \kappa} + \frac{n^2 \gamma \left( \frac{2c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k \sigma}} + h_M \right) \left[ h_M^2 - \frac{1}{2} \left( \frac{2c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k \sigma}} + h_M \right) B_r k \right]}{2912 \sigma \mu_0 H_c \kappa} \right]}{7,698 k_{\phi} k_{\sigma} b_m l_m B_r n p a_1 \left[ \frac{c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k \sigma}} + 2 \delta_n + \frac{n^2 \gamma \left( \frac{2c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k \sigma}} + h_M \right) \left[ h_M^2 - \frac{1}{2} \left( \frac{2c_p}{n^2} \sqrt{\frac{\sigma_{pm} g}{\gamma_{pm} k \sigma}} + h_M \right) h_M \right]}{1456 \sigma} \right]} \cos \varphi}, \quad (15)$$

где  $\chi = \frac{A}{P}$ .

С целью визуализации полученных результатов, производится численный анализ выражения 15 в математическом пакете *Matchad*, результаты которого представлены на рисунке 3.

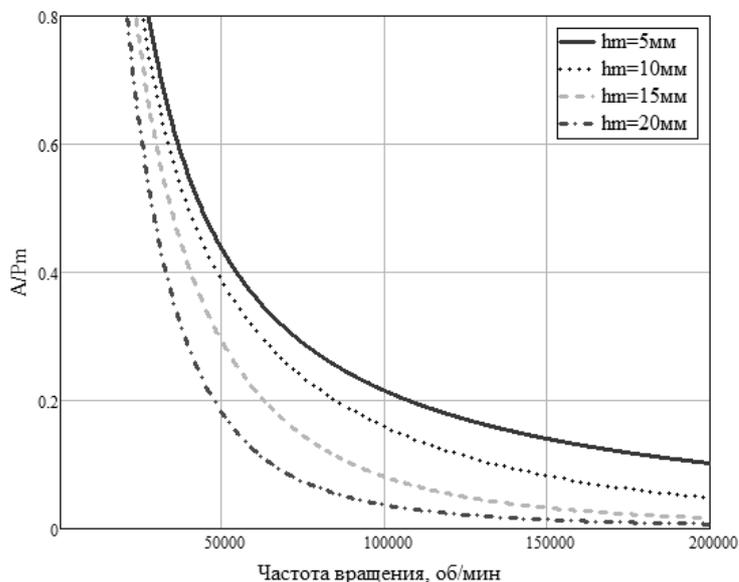


Рис. 3. Зависимость отношения линейной токовой нагрузки БМГ к потерям в меди от частоты вращения ротора при различных значениях  $h_M$

**Обсуждение.** Анализ полученных результатов показал, что при увеличении частоты вращения ротора отношение линейной токовой нагрузки к мощности БМГ снижается, другими словами линейная токовая нагрузка БМГ либо убывает, что противоречит природе исследуемого процесса, либо возрастает много медленнее, чем его мощность.

Очевидно, что при увеличении толщины ВПМ, мощность БМГ возрастает, а отношение его линейной токовой нагрузки к мощности снижается. При этом рассматривая полученные результаты для различных значений толщины ВПМ, можно сделать вывод, что повышение

мощности БМГ, путем повышения толщины ВПМ эффективно только в области частот вращения от 12 000 до 150 000 об/мин. В области частот вращения ротора не входящих в этот промежуток, увеличении толщины ВПМ в 2 раза приводит к незначительному увеличению мощности.

Для инженерных расчетов более удобным видом является выражение отражающее зависимость мощности от прочих параметров. Тогда (15) представляется в следующем виде:

$$P = \frac{7,69 \times 10^{-6} A_{\phi} k_{\phi} k_{\sigma} b_m l_m B_r n p a_1 \left[ \frac{c_p \sqrt{\sigma_{pmg}}}{n^2 \sqrt{\gamma_{pmk\sigma}}} + 2 \frac{n^2 \gamma \left( \frac{2c_p \sqrt{\sigma_{pmg}}}{n^2 \sqrt{\gamma_{pmk\sigma}}} + h_M \right) \left[ h_M^2 \frac{1}{2} \left( \frac{2c_p \sqrt{\sigma_{pmg}}}{n^2 \sqrt{\gamma_{pmk\sigma}}} + h_M \right) h_M \right]}{1456\sigma} \right] \cos \varphi}{120 \sqrt{2(1 + \sin \delta)} \left[ 1 + \frac{\delta_n B_r k_{\delta}}{\mu_0 H_c h_M k} + \frac{n^2 \gamma \left( \frac{2c_p \sqrt{\sigma_{pmg}}}{n^2 \sqrt{\gamma_{pmk\sigma}}} + h_M \right) \left[ h_M^2 \frac{1}{2} \left( \frac{2c_p \sqrt{\sigma_{pmg}}}{n^2 \sqrt{\gamma_{pmk\sigma}}} + h_M \delta \right) B_r k \right]}{2912\sigma \mu_0 H_c k} \right] k^2}, \quad (16)$$

Таким образом, получено выражение, в котором отражается зависимость мощности БМГ от частоты вращения с учетом изменения при этом величины воздушного зазора.

**Результаты.** В результате исследования выведена аналитическая зависимость мощности бесконтактного магнитоэлектрического генератора от частоты вращения с учетом изменения толщины бандажной оболочки.

Установлено, что повышение мощности бесконтактного магнитоэлектрического генератора, путем повышения толщины высококоэрцитивных постоянных магнитов более всего эффективно в области частот вращения от 12 000 до 150 000 об/мин.

**Заключение.** Полученные результаты могут быть использованы на практике при проектировании и оптимизации бесконтактных магнитоэлектрических генераторов.

**Примечания:**

1. Elliott Energy Systems, Inc. 2901 S.E. Monroe Street Stuart, FL 34997 772-219-9449. www.tapower.com. Rick Lucas – Sales Engineer. January 17, 2003.
2. Advanced MicroTurbine System. REVIEW © 2002. Capstone Turbine Corporation: www.microturbine.com. Matthew Stewart. March 12, 2002.
3. Риккинен А. Эффективное решение – микротурбины // СтройПрофиль. 2011. №1(87). С. 46–48.
4. Герасин А.А., Исмагилов Ф.Р., Хайруллин И.Х., Вавилов В.Е. Особенности применения гибридных магнитных подшипников в быстроходных магнитоэлектрических машинах // Современные проблемы науки и образования. 2012. № 5. URL: <http://www.science-education.ru/105-6935>
5. Герасин А.А. Имитационная модель электромеханических преобразователей энергии с учетом процессов в подшипниковых опорах / А.А. Герасин, Ф.Р. Исмагилов, И.Х. Хайруллин, М.М. Зюков, В.Е. Вавилов // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2013. №2. с.35–39.
6. Исмагилов Ф.Р. Определение силовых характеристик радиальных магнитных подшипников с осевой намагниченностью в зависимости от геометрических параметров / Ф.Р. Исмагилов, И.Х. Хайруллин, В.Е. Вавилов // Электричество. 2013. №5. С. 40-45
7. Хайруллин И.Х. Высокоскоростная магнитоэлектрическая машина с вертикальным валом / И.Х. Хайруллин, Ф.Р. Исмагилов, В.Е. Вавилов, Д.Ю. Пашали // Пат. 2475928 РФ, МПК H02K 21/22, Заявлено 16.06.2011; Опубл. 20.02.2013, Бюл. №5.
8. Балагуров В.А. Электрические генераторы с постоянными магнитами – Москва: Энергоатомиздат, 1988. 279 с.
9. Ледовский, А.Н. Электрические машины с высококоэрцитивными постоянными магнитами / А. Н. Ледовский. М.: Энергоатомиздат, 1985. 169 с.
10. Шаров В.С. Особенности расчета магнитного подвеса роторов высокоскоростных электродвигателей М.: МЭИ, 1982. 84 с.

**References:**

1. Elliott Energy Systems, Inc. 2901 S.E. Monroe Street Stuart, FL 34997 772-219-9449. www.tapower.com. Rick Lucas – Sales Engineer. January 17, 2003.
2. Advanced MicroTurbine System. REVIEW © 2002. Capstone Turbine Corporation: www.microturbine.com. Matthew Stewart. March 12, 2002.
3. Rikkinen A. Effektivnoe reshenie – mikroturbiny // StroiProfil'. 2011. №1(87). s. 46–48
4. Gerasin A.A., Ismagilov F.R., Khairullin I. Kh., Vavilov V.E. Osobennosti primeneniya gibridnykh magnitnykh podshipnikov v bystrokhodnykh magnitoelektricheskikh mashinakh // Sovremennye problemy nauki i obrazovaniya. 2012. № 5. URL: <http://www.science-education.ru/105-6935>
5. Gerasin A.A. Imitatsionnaya model' elektromekhanicheskikh preobrazovatelei energii s uchetom protsessov v podshipnikovykh oporakh/ A.A. Gerasin, F.R. Ismagilov, I.Kh. Khairullin, M.M. Zyukov, V.E. Vavilov // Sbornik v mashinostroenii, priborostroenii. 2013. №2. s.35–39.
6. Ismagilov F.R. Opredelenie silovykh kharakteristik radial'nykh magnitnykh podshipnikov s osevoi namagnichennost'yu v zavisimosti ot geometricheskikh parametrov/ F.R. Ismagilov, I.Kh. Khairullin, V.E. Vavilov // Elektrichestvo. 2013. №5. S.40-45
7. Khairullin I. Kh. Vysokoskorostnaya magnitoelektricheskaya mashina s vertikal'nym valom /I.Kh. Khairullin, F.R. Ismagilov, V.E. Vavilov, D.Yu. Pashali // Pat. 2475928 RF, MPK N02K 21/22, Zayavleno 16.06.2011; Opubl. 20.02.2013, Byul. №5
8. Balagurov V.A. Elektricheskie generatory s postoyannymi magnitami. Moskva: Energoatomizdat, 1988. 279 s.
9. Ledovskii, A.N. Elektricheskie mashiny s vysokokoertsitivnymi postoyannymi magnitami / A.N. Ledovskii. M. : Energoatomizdat, 1985 . 169 s.
10. Sharov V.S. Osobennosti rascheta magnitnogo podvesa rotorov vysokoskorostnykh elektrodvigatelei M.: MEI, 1982. 84 s

УДК 621.313

**Влияние частоты вращения на параметры бесконтактного  
магнитоэлектрического генератора**

<sup>1</sup>Флюр Р. Исмагилов

<sup>2</sup>Вячеслав Е. Вавилов

<sup>1</sup>Уфимский государственный авиационный технический университет, Россия  
450000, республика Башкортостан, г. Уфа, ул. К. Маркса 12  
Доктор технических наук, профессор  
E-mail: S2\_88@mail.ru

<sup>2</sup>Уфимский государственный авиационный технический университет, Россия  
450000, республика Башкортостан, г. Уфа, ул. К. Маркса 12  
ассистент  
E-mail: S2\_88@mail.ru

**Аннотация.** В статье рассматривается актуальная задача для развития децентрализованной энергетики в Российской Федерации – разработка и проектирование высокоскоростных бесконтактных магнитоэлектрических генераторов для микротурбинных установок на биогазе. На основе уравнений Арнольда и уравнений, характеризующих механическую прочность ротора, разработано выражение отражающее зависимость мощности высокоскоростного бесконтактного магнитоэлектрического генератора от частоты вращения его ротора с учетом изменения величины воздушного зазора. Разработанное выражение может использоваться как для проектирования электрических машин подобного класса, так и в качестве одноцелевой или многоцелевой оптимизационной функции. Проведены исследования влияния толщины высококоэрцитивных постоянных магнитов ротора на мощность высокоскоростного бесконтактного магнитоэлектрического генератора при изменении частоты вращения.

**Ключевые слова:** высокоскоростной магнитоэлектрический генератор; высококоэрцитивные постоянные магниты; бандажная оболочка ротора.