

Применение сосредоточенных обмоток для мощных синхронных ветрогенераторов

АНТИПОВ В.Н., ГРОЗОВ А.Д., ИВАНОВА А.В.

ИХС РАН, Санкт-Петербург, Россия

Областью применения сосредоточенных обмоток традиционно считались в основном машины малой мощности. Однако в последнее время появилось много работ, рассматривающих как вопросы теории этих обмоток, так и конкретные случаи их применения для крупных синхронных машин. В статье выполнен анализ параметров сосредоточенных обмоток различной конфигурации для использования в мощных редукторных и безредукторных ветрогенераторах. При оценке обмотки учитывалось не только высокое значение обмоточного коэффициента, но и анализировались звезда пазовых ЭДС, гармонические спектры магнитодвижущих сил и ЭДС, зубцовая составляющая момента и его пульсация при нагрузке, а также возникающие потери. Показано, что известные преимущества сосредоточенных обмоток перед распределенными могут быть в полной мере реализованы выбором значений числа пазов и пар полюсов.

К л ю ч е в ы е с л о в а: ветрогенераторы, гармонический состав, обмоточный коэффициент, пульсация момента, сосредоточенные обмотки

Прогресс в создании новых материалов для постоянных магнитов ускорил развитие коллекторных и бесщеточных двигателей с возбуждением от постоянных магнитов как небольшой мощности, применяемых для автомобильного оборудования, приводов вентиляторов, дисководов, так и более крупных машин для лифтов и низкоскоростных ветрогенераторов. Как правило, эти машины оснащаются сосредоточенными обмотками, катушка которых охватывает один паз, а обмотка может быть однослойной или двухслойной. Для сбалансированной трехфазной сосредоточенной обмотки с различным числом полюсов и пазов должно выполняться условие:

$$\frac{Z}{\text{НОД}(Z, 2p)} = 3k, \quad (1)$$

где Z – число пазов; $2p$ – число полюсов; $\text{НОД}(Z, 2p)$ – наибольший общий делитель; $k=1, 2, \dots$

Удельное усилие, развиваемое в магнитном поле машины с индукцией B_δ при линейной нагрузке якоря A , равно $f_\sigma = k_w B_\delta A$ и справедливо как для распределенных, так и для сосредоточенных обмоток, следовательно, с точки зрения создания электромагнитного момента обмотки не имеют преимуществ друг перед другом.

Привлекательность сосредоточенных обмоток по сравнению с классическими распределенными объясняется простотой конструкции и меньшей стоимостью. Однако в кривой МДС сосредоточенной обмотки содержится спектр гармонических,

что ограничивает их применение только синхронными машинами, которые по своей природе имеют большой воздушный зазор.

Для синхронных машин преимущества применения этих обмоток в следующем:

снижение потерь в меди обмотки за счет уменьшения длины лобовых частей;

уменьшение момента от зубцовых гармонических и пульсаций момента при нагрузке;

повышение надежности за счет сокращения межкатушечных соединений.

Первый патент на сосредоточенные обмотки получен в 1895 г. В последнее время направление получило развитие – появилось много работ, рассматривающих как вопросы теории этих обмоток, так и практические случаи их применения.

В [1] анализируется применение сосредоточенных обмоток для бесщеточной машины безредукторного привода с $q=2/5$ и $2/7$ при различном сочетании Z и $2p$ и дано сравнение с распределенной обмоткой $2p=16$, $Z=24$, $q=1,5$. Показано, что увеличение числа пазов и полюсов уменьшает зубцовую составляющую момента и его пульсацию при нагрузке. Изготовлен и исследован опытный образец (10 Нм , 250 мин^{-1}) с сосредоточенной обмоткой $Z=24$, $2p=28$.

В [2] рассмотрены сосредоточенные обмотки с $q=2/5$, $2/7$, $4/11$ и $4/13$ при различных сочетаниях Z и $2p$. Проведено сравнение с распределенными обмотками по 10 позициям, показано преимущество сосредоточенных обмоток по снижению зубцо-

вой составляющей момента и его пульсации под нагрузкой.

В [3] исследованы три варианта машины (10 кВт, 400 В, 2000 мин⁻¹): один с распределенной обмоткой $Z=60$, $2p=10$, $q=2$ и два с сосредоточенными обмотками $Z=12$, $2p=10$, $q=2/5$ и $Z=9$, $2p=10$, $q=0,3$. Наилучшим признан вариант с сокращением шага $q=2/5$.

Два варианта тягового двигателя мощностью 55 кВт, 10000 мин⁻¹ с сосредоточенной обмоткой $Z=36$, $2p=30$, $q=2/5$ исследованы в [4] при различных ограничениях ЭДС на максимальной частоте вращения. Статья [5] посвящена однослойным распределенным обмоткам, а в статьях [6–8] содержатся элементы теории сосредоточенных обмоток, причем в [7] наиболее полно представлен весь возможный спектр сочетаний Z и $2p$, для которого определены обмоточные коэффициенты и показано, что некоторые варианты исполнения вызывают повышенную вибрацию и шум.

По результатам исследований мощных ветрогенераторов [9] предложен вариант безредукторного генератора мощностью 8 МВт с сосредоточенной обмоткой $Z=144$, $2p=120$, $q=2/5$ (12 сегментов $Z=12$, $2p=10$). Авторами настоящей статьи также рассматривались мощные генераторы с сосредоточенными обмотками [10]. Предложено отдать предпочтение выбору сосредоточенной обмотки при тангенциальном намагничивании, при котором для генераторов с частотой вращения 150 и 12 мин⁻¹ оказываются выше значения КПД и меньше масса активных материалов.

Вышеприведенный анализ свойств сосредоточенных обмоток показывает, что при выборе обмотки следует учитывать не только высокое значение обмоточного коэффициента, но и анализировать звезду пазовых ЭДС, гармонический состав МДС, гармонический спектр ЭДС, зубцовую составляющую момента и пульсацию момента при нагрузке, а также возникающие потери.

Выбор объекта исследования. Поскольку в последнее десятилетие значительная часть международных исследований сосредоточена на создании ветротурбины с безредукторным прямым приводом синхронного генератора [9–14], а рынок в основном пока занимают генераторы с одноступенчатым редуктором [7], то для анализа выбраны генераторы с номинальными значениями частоты вращения $n=150$ и 10 мин⁻¹. Исходя из сложившейся практики ветрогенераторостроения, редукторные генераторы с частотой вращения $n=150$ мин⁻¹ проектируются на частоту переменного тока 50 Гц, а безредукторные – на пониженную частоту уровня 10 Гц.

Выбранные для анализа обмотки представлены в табл. 1.

Выбранные обмотки можно разделить на две группы. Первая группа имеет постоянное значение числа пазов на полюс и фазу $q=q_n/q_d$ независимо от одновременного увеличения числа пазов и числа пар полюсов. В зависимости от требуемой частоты вращения и частоты переменного тока обмотка имеет повторяющийся базовый фрагмент; например, при $q=2/5$ базовый фрагмент $Z=12$, $2p=10$. В табл. 1 число повторений приведено в колонке *seg*. Вторая группа обмоток отвечает выполнению условия $Z=12+6k$, $2p=Z\pm 2$, $k=0,1,2,3$, имеет разную структуру расположения при четном и нечетном значениях числа пар полюсов p и разное значение числа пазов на полюс и фазу q при изменении k . Такие обмотки в таблице обозначены значком *. Периодичность обмотки определяется наибольшим общим делителем чисел пазов и пар полюсов $t=\text{НОД}(Z,p)$. Все представленные в таблице обмотки являются сбалансированными, так как удовлетворяют условию (1). В звезде пазовых ЭДС каждой обмотки имеется Z/t стрел, в каждой из которых t векторов.

Угол между векторами двух смежных пазов в «электрических» градусах равен $\alpha_s^e = p\alpha_s^m$, где $\alpha_s^m = 2\pi/Z$ – пазовый угол (рад), результирующий угол между двумя стрелами $\alpha_{ph} = \frac{\alpha_s^e}{p}$.

Обмоточный коэффициент. Обмоточный коэффициент сосредоточенной обмотки определяется, как и для распределенной, произведением коэффициента распределения и коэффициента сокращения $k_w = k_d k_s$. Структура формул для расчета коэффициентов распределения и сокращения обмотки повторяет таковую для распределенной обмотки:

$$k_d = \frac{\sin\left(\frac{q_{ph} \alpha_{ph}}{2}\right)}{q_{ph} \sin\left(\frac{\alpha_{ph}}{4}\right)}; \quad k_s = \sin\left(\frac{\beta\pi}{2}\right) = \cos\left(\frac{c_d \pi}{q 2m}\right). \quad (2)$$

В [5] предложены выражения:

коэффициент распределения для четных и нечетных значений q_{ph} :

$$q_{ph} = Z/mt; \quad k_d = \frac{\sin\left(\frac{q_{ph} \alpha_{ph}}{2}\right)}{\frac{q_{ph}}{2} \sin\left(\frac{\alpha_{ph}}{4}\right)};$$

Таблица 1

Характеристики обмоток, выбранных для анализа
Characteristics of the windings selected for analysis

<i>f</i> (Гц)	<i>Z</i>	<i>2p</i>	<i>q</i>	<i>q_n</i>	<i>q_d</i>	<i>seg</i>	НОД= <i>t</i>	<i>Z / m / t</i>	<i>Z / t</i>
Редукторные (<i>n</i> = 150 мин ⁻¹)									
50,00	48	40	0,400	2	5	4	4	4	12
50,00	45	40	0,375	3	8	5	5	3	9
52,50	54	42	0,429	3	7	3	3	6	18
52,50	45	42	0,357	5	14	3	3	5	15
50,00	42*	40	0,350	7	20	<i>k</i> =5	2	7	21
55,00	42*	44	0.318	7	22	<i>k</i> =5	2	7	21
Безредукторные (<i>n</i> = 10 мин ⁻¹)									
10,00	144	120	0,4	2	5	12	12	4	12
9,17	132	110	0,4	2	5	11	11	4	12
10,00	135	120	0,375	3	8	15	15	3	9
9,33	126	112	0,375	3	8	14	14	3	9
10,50	162	126	0,429	3	7	9	9	6	18
9,33	144	112	0,429	3	7	8	8	6	18
10,50	135	126	0,357	5	14	9	9	5	15
9,33	120	112	0,357	5	14	8	8	5	15
10,17	120*	122	0,327	20	61	<i>k</i> =18	1	40	120
9,67	114*	116	0,327	19	58	<i>k</i> =17	1	38	114
9,83	120*	118	0,339	20	59	<i>k</i> =18	1	40	120
9,33	114*	112	0,339	19	56	<i>k</i> =17	1	38	114

$$k_d = \frac{\sin\left(\frac{q_{ph} \alpha_{ph}}{2} \frac{\alpha_{ph}}{2}\right)}{q_{ph} \sin\left(\frac{\alpha_{ph}}{4}\right)}; \quad (3)$$

$$k_d = \frac{\sin\left(\frac{\pi}{6}\right)}{q \sin\left(\frac{1}{q} \frac{\pi}{6}\right)}; \quad k_s = \cos\left(\frac{N_{sp} \pi}{N_{dsf} 6}\right). \quad (6)$$

коэффициент сокращения

$$k_s = \sin \frac{2\pi p y_q}{2Z}; \quad y_q = \text{round}\{Z / (2p)\}. \quad (4)$$

Для удобства расчетов выражение коэффициента распределения *k_d* из (4) можно преобразовать для нечетных *q_{ph}*:

$$k_d = \frac{mt}{Z} \frac{\sin\left(\frac{\pi}{2m}\right)}{\sin\left(\frac{\pi t}{Z}\right)}, \quad (5)$$

а для четных *q_{ph}* при расчете по (5) следует удвоить результат.

Удобные формулы определения обмоточного коэффициента представлены в [8] для трехфазной обмотки:

В статье предложено рассчитывать пазовые и катушечные циклы для обмотки *N_{tc}*; *N_{cc}*; для фазы *N_{tcph}*; *N_{ccph}* и для магнитов *N_{mc}*, причем *N_{tc} = mN_{tcph}*; *N_{cc} = mN_{ccph}*; *N_{mc} = 2p*.

Выполнение условия *N_{mc} = N_{tc} ± 1* обеспечивает высокое значение обмоточного коэффициента, причем низкое содержание гармонических соответствует условию близости пазового цикла обмотки *N_{ts}* к значению *N_{ccph} / 2p*.

Приведенные формулы представлены для обмоточных коэффициентов первой гармонической. По ним же может быть выполнен расчет и для высших гармонических, порядок которых (*v*) следует внести под знак sin.

Расчетные значения обмоточных коэффициентов для выбранных обмоток представлены в табл. 2.

Все выбранные обмотки отличаются высоким значением обмоточного коэффициента, наименьшее значение имеет обмотка с $q=3/7$.

Применение сосредоточенных обмоток значительно уменьшает зубцовую составляющую момента, которая определяется взаимодействием края магнита с открытием паза. Оценка может быть сделана по числу таких циклов [2]:

$$F = \frac{\text{НОК}(Z,p)}{Z}, \quad (7)$$

где $\text{НОК}(Z,p)$ – наименьшее общее кратное число пазов и пар полюсов; чем выше F , тем меньше зубцовая составляющая момента. Рассчитанные значения F представлены в табл. 2 и являются большими значениями, особенно для обмоток безредукторных генераторов. К примеру, для распределенной обмотки $2p=16$, $Z=24$ значение $\text{НОК}=24$, а $F=1$. В [15] предлагается коэффициент для оценки эффективности параметров обмотки по снижению зубцовой составляющей момента:

$$G_T = \frac{\text{НОК}(Z,2p)}{2zp}. \quad (8)$$

В статье также показано, что минимальное значение зубцовой составляющей момента соответст-

вует отношению полюсной дуги к полюсному делению, равному значению, полученному по выражению:

$$\alpha = \frac{\text{НОК}(Z,2p)/2p - k}{\text{НОК}(Z,2p)/2p}. \quad (9)$$

В табл. 2 для каждой рассматриваемой обмотки приведены оптимальные значения отношения полюсной дуги к полюсному делению. Таким образом, в процессе проектирования имеется возможность избежать вредного влияния зубцовой составляющей момента. Особенно легко это сделать для безредукторного привода.

Зубцовая составляющая момента рассчитывается через частную производную энергии, запасенной в воздушном зазоре, по углу поворота ротора [6].

Гармоники в кривой распределения МДС обмотки. Анализ кривой распределения МДС обмотки представляет интерес, поскольку содержащиеся в ней гармонические составляющие вызывают дополнительные потери в железе статора. При вычислении гармоник важна периодичность обмотки. Гармоники порядка $v=2p/t$ создают положительный вращающий момент. На рис. 1 представлено

Таблица 2

Оценка обмоточного коэффициента и зубцовой составляющей момента
Evaluation of the winding coefficient and the tooth component of the torque

$Z/2p$	q_n/q_d	q_{ph}	α_{ph}	k_w	НОК(Z,p)	НОК($Z,2p$)	F	G_T	α
Редукторные ($n=150 \text{ мин}^{-1}$)									
48/40	2/5	2	0,131	0,933	240	240	5	0,125	0,833; 0,667
45/40	3/8	3	0,140	0,945	180	360	4	0,200	0,889; 0,778; 0,667
54/42	3/7	6	0,116	0,902	378	378	7	0,167	0,889; 0,778; 0,667
45/42	5/14	5	0,140	0,961	315	630	7	0,333	0,933; 0,867; 0,800
42/40	7/20	7	0,150	0,953	420	840	10	0,500	0,952; 0,905; 0,857
42/44	7/22	7	0,150	0,953	462	924	11	0,500	0,952; 0,905; 0,857
Безредукторные ($n=10 \text{ мин}^{-1}$)									
144/120	2/5	2	0,044	0,933	720	720	5	0,042	0,833; 0,667
132/110	2/5	2	0,048	0,933	660	660	5	0,045	0,833; 0,667
135/120	3/8	3	0,047	0,945	540	1080	4	0,067	0,889; 0,778; 0,667
126/112	3/8	3	0,050	0,945	504	1008	4	0,071	0,889; 0,778; 0,667
162/126	3/7	9	0,039	0,902	1134	1134	7	0,056	0,889; 0,778; 0,667
144/112	3/7	3	0,044	0,902	1008	1008	7	0,063	0,889; 0,778; 0,667
135/126	5/14	5	0,047	0,951	945	1890	7	0,111	0,933; 0,867; 0,667
120/112	5/14	5	0,052	0,951	840	1680	7	0,125	0,933; 0,867; 0,667
120/122	20/61	20	0,052	0,954	7320	7320	61	0,500	0,983; 0,967; 0,833
114/116	19/58	19	0,055	0,954	3306	6612	29	0,500	0,982; 0,965; 0,825
120/118	20/59	20	0,052	0,954	7080	7080	59	0,500	0,983; 0,967; 0,833
114/112	19/56	19	0,055	0,954	3192	6384	28	0,500	0,982; 0,965; 0,825

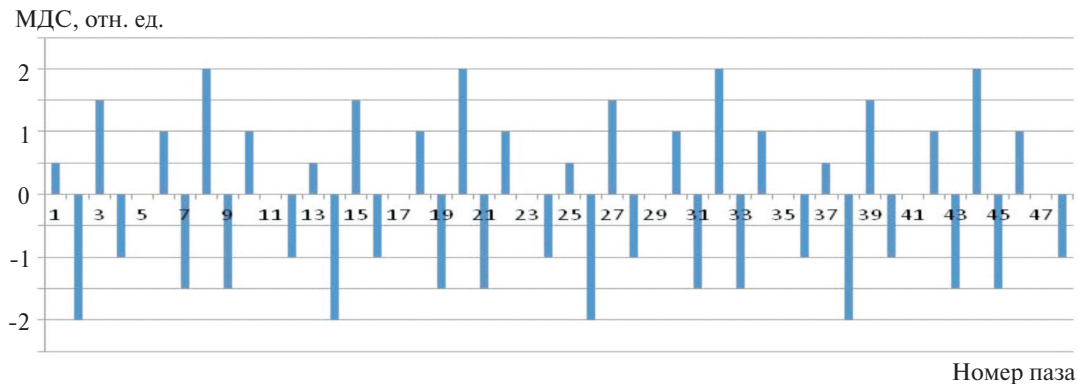


Рис. 1. Распределение МДС по пазам для обмотки $Z=48, 2p=40, q=2/5$

Fig. 1. Distribution of the magnetizing force in the slots for the winding $Z=48, 2p=40, q=2/5$

распределение МДС по пазам для обмотки $Z=48, 2p=40, q=2/5$. Для данной обмотки гармоникой,

создающей полезный вращающий момент, является гармоника $\nu=10$.

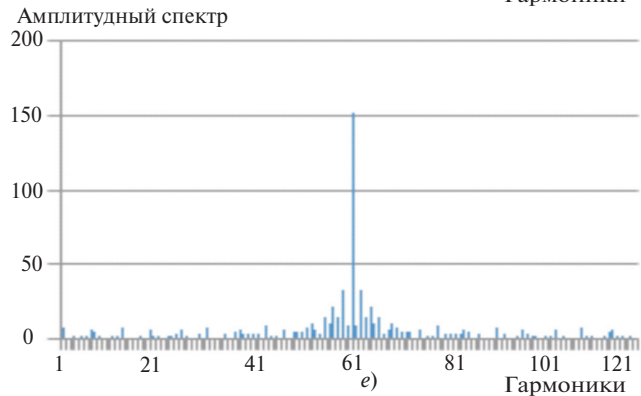
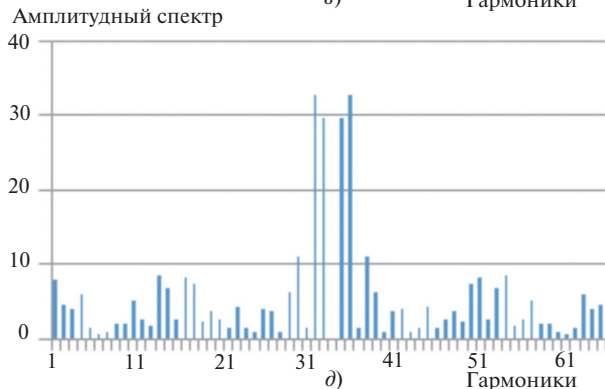
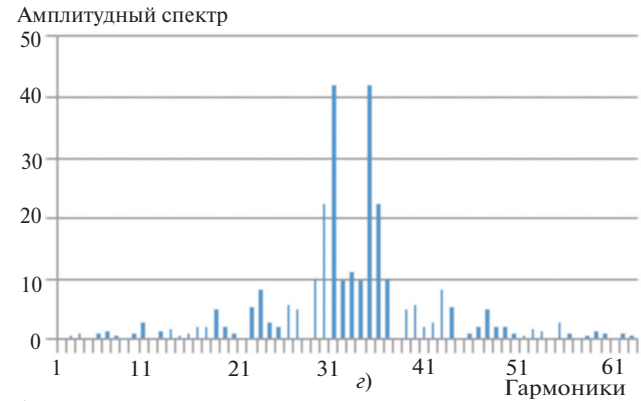
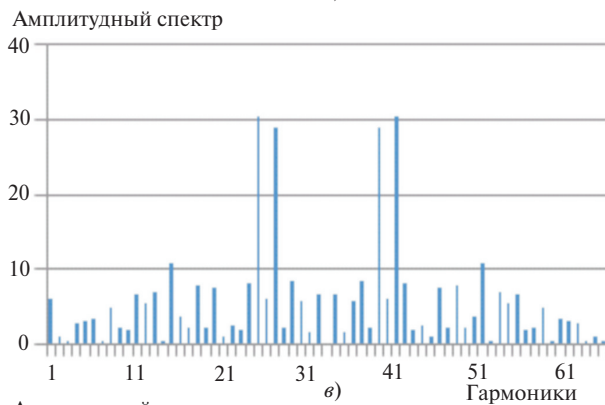
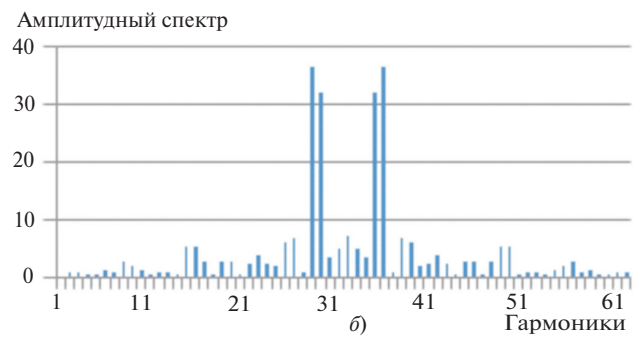
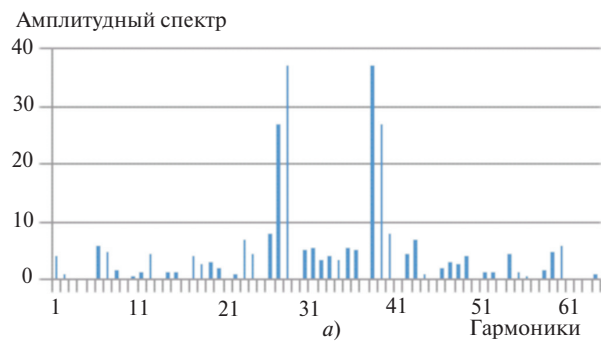


Рис. 2. Спектры МДС, полученные с помощью БПФ для обмоток: а – $q=2/5$; б – $q=3/8$; в – $q=3/7$; г – $q=5/14$; д – $q=7/20$; е – $q=20/59$

Fig. 2. Magnetizing force spectra obtained by FFT for the windings: а – $q=2/5$; б – $q=3/8$; в – $q=3/7$; г – $q=5/14$; д – $q=7/20$; е – $q=20/59$

На рис. 2 показаны спектры МДС для рассматриваемых обмоток, полученные быстрым преобразованием Фурье.

Сравнение спектров показывает преимущество обмотки $Z=12+6k$, $2p=Z\pm 2$, $k=0,1,2,\dots$ при нечетном числе пар полюсов.

Гармонический состав ЭДС в режиме холостого хода. Электромагнитное поле в воздушном зазоре от постоянных магнитов

$$B_{mag}(\theta_s, \theta_r, R_r) = \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} B_n(R_r) \cos np(\theta_s - \theta_r), \quad (10)$$

где B_n – n -я гармоническая составляющая; R_r – радиус воздушного зазора, м; θ_s – угол вдоль периферии статора, рад; θ_r – угол ротора, рад.

Зубчатость учитывается либо уменьшением потокосцепления с помощью коэффициента воздушного зазора, либо применением специальной функции $\lambda_{ag}(\theta_s, R_r)$, которая учитывает изменение потокосцепления и в зазоре, и в магните и может быть представлена рядом Фурье:

$$\lambda_{ag}(\theta_s, R_r) = \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \lambda_n(R_r) \cos nZ\theta_s. \quad (11)$$

Тогда индукция в воздушном зазоре

$$B_{\delta 0}(\theta_s, \theta_r, R_r) = \lambda_{ag}(\theta_s, R_r) B_{mag}(\theta_s, \theta_r, R_r). \quad (12)$$

В [10] представлены результаты численного расчета методом конечных элементов двумерного электромагнитного поля генератора 8000 кВт, 6300 В, 150 мин⁻¹ с тангенциальным намагничиванием и сосредоточенной обмоткой $Z=42$, $2p=40$. Распределение векторного магнитного потенциала плоскопараллельного поля холостого хода и распределение радиальной составляющей магнитной индукции поля по средней линии воздушного зазора приведены на рис. 3.

Электромагнитный момент и его пульсация. В [16] показано, что для сосредоточенных обмоток при большом значении числа пар полюсов p и малых значениях q электромагнитный момент обратно пропорционален синхронной индуктивности по продольной оси $M_{el} \propto 1/pL_d$, а поскольку $L_d \propto 1/pq$, то большее значение момента реализуется при больших значениях числа пазов на полюс и фазу q . Среди сравниваемых обмоток самый большой электромагнитный момент можно реализовать в обмотке с $q=3/7$, однако у этой обмотки наименьшее значение обмоточного коэффициента.

Высшие гармоники в токах фаз и кривых фазных ЭДС вызывают пульсации момента, мгновенное значение которого может быть представлено в виде

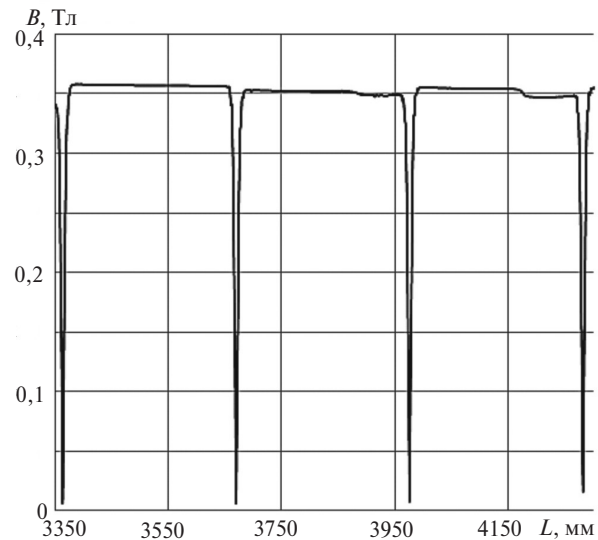
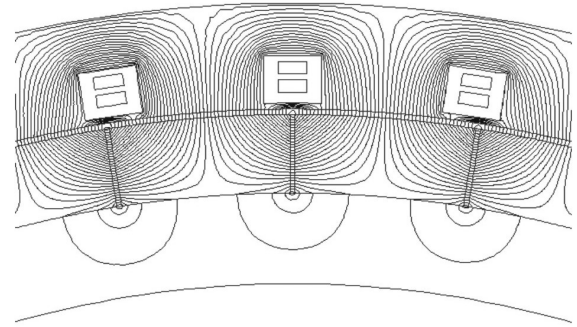


Рис. 3. Распределение векторного магнитного потенциала по поперечному сечению и радиальной составляющей магнитной индукции по средней линии воздушного зазора для генератора 8 МВт, 12 мин⁻¹ в режиме холостого хода

Fig. 3. Vector magnetic potential distribution over the cross-section and the radial component of the magnetic induction along the middle line of the air gap for 8 MW, 12 min⁻¹ generator in no-load mode

$$M(t) = \frac{i_a(t)e_a(t) + i_b(t)e_b(t) + i_c(t)e_c(t)}{\omega_r}, \quad (13)$$

где $i(t)$ и $e(t)$ – мгновенные значения фазных токов и ЭДС.

Взаимодействие 5-й гармоники ЭДС с основной гармоникой тока приводит к появлению в кривой момента 4-й и 6-й четных гармоник. Значение 5-й гармоники ЭДС (при желании ее уменьшения) зависит от выбора числа пазов Z и пар полюсов p , формы магнита и значения насыщения. Пульсация минимизируется, если ширина открытия паза равна ширине зубца. Оптимальное условие обеспечивается, если Z и $2p$ не имеют общего делителя или имеют большое значение НОК. Среди сравниваемых обмоток наименьшей пульсацией момента обладают обмотки для безредукторного привода, прежде всего, обмотка с условиями выполнения $Z=12+6k$, $2p=Z\pm 2$.

Пульсация момента в машинах с сосредоточенными обмотками обычно находится в пределах от

1 до 5% номинального момента, и в любом случае она меньше, чем в машинах с распределенными обмотками.

Выводы. 1. Анализ параметров сосредоточенных обмоток различной конфигурации для использования в мощных редукторных и безредукторных ветрогенераторах показал, что известные преимущества сосредоточенных обмоток перед распределенными могут быть в полной мере реализованы выбором значений числа пазов и пар полюсов.

2. При проектировании мощных ветрогенераторов можно рекомендовать применение обмотки с условиями выполнения $Z=12+6k$, $2p=Z\pm 2$, $k=0,1,2,\dots$ при нечетном числе пар полюсов. Обмотки обладают высоким значением обмоточного коэффициента, малым наличием высших гармонических в кривых тока и ЭДС, практически отсутствием зубцовой составляющей момента и низкой его пульсацией при нагрузке. Особенно эффективно применение сосредоточенных обмоток в мощных безредукторных ветрогенераторах.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Wrobel R., Mellor P.H. Design consideration of a direct drive brushless machine with concentrated windings. – IEEE Trans. on Energy conversion, 2007, vol. 23, No. 1. pp. 1–8. DOI: 10.1109/TEC.2007.905073.
2. Reichert R.K. PM-motors with concentrated non overlapping windings. Some Characteristics. Proc. of the XVI Intern. Conf. on Electrical Machines (ICEM 2004), paper 541.
3. Nuscheler R. Comparison of permanent magnet synchronous machines with distributed and concentrated windings. – Proc. of the XVII Intern. Conf. on Electrical Machines. Paper 609, IEEE, 2006.
4. El-Refaie A.M., McKeever J., Jahns T.M. Effect of back-EMF constraints on fractional-slot surface PM machines designed for wide constant-power speed range operation. – Proc. of the XVII Intern. Conf. on Electrical Machines (ICEM 2006), paper 140.
5. Bianchi N., Dai Pre M. Use of star of slots in designing fractional slot single-layer synchronous motors. – IEEE Proc. Electr. Power Appl., 2006, vol. 153, No. 3, pp. 459–466. DOI: 10.1049/ip-epa:20050284.
6. El-Refaie A.M., Jahns T.M., Novotny D.W. Analysis of surface permanent magnet machines with fractional slot concentrated windings. – IEEE Trans. on Energy conversion, 2006, vol. 21, No. 1, pp. 34–43.
7. Libert F., Soulard J. Investigation on pole slot combination for permanent magnet machines with concentrated windings. – Proc. of the 2004 Intern. Conf. on Electrical Machines (ICEM 2004), paper 530.
8. Gerlando A.D., Perini R., Ubaldini M. High pole number, PM synchronous motor with concentrated coil armature windings. – Proc. of the XVI Intern. Conf. on Electrical Machines (ICEM 2004), paper 58.
9. Alexandrova Y., Semken R.S., Pyrhonen J. Permanent magnet synchronous generator design solution for large direct-drive wind turbines. – Int. Review of Electrical Engineering (IREE), 2013, No. 8(6), pp. 1728–1737.
10. Антипов В.Н., Грозов А.Д., Иванова А.В. Выбор конструкции электрического ветрогенератора мегаваттного диапазона мощностей. – Электричество, 2020, № 4, с. 56–63.
11. Bang D., Polinder H., Shrestha G., Ferreira J.A. Promising direct-drive generator system for large wind turbines. – EPE Journal, 2008, No. 18(3), pp. 7–13.
12. Zhang J., Chen Z., Cheng M. Design and comparison of a novel stator interior permanent magnet generator for direct-drive wind turbines. – IET Renewable Power Generation, 2007, No. 1(4), pp. 203–210.
13. Polinder H., van der Pijl F.A. Comparison of direct drive and geared concepts for wind turbines. – IEEE Trans. Energy Conversion, 2006, No. 21 (3), pp. 725–733.
14. Sethuraman L., Maness M., Dykes K. Optimized generator designs for the DTU 10-MW offshore wind turbine using generator SE. AIAA SciTech Forum: 35th Wind Energy Symposium. DOI: 10.2172/1395455.
15. Zhu Z.Q., Ruangsinchaiwanich S., Schofield N., Howe D. Reduction of cogging torque in interior-magnet brushless machines. – IEEE Trans. on Magnetics, 2003, vol. 39, No. 5, pp. 3238–3240. DOI: 10.1109/INTMAG.2003.1230613.
16. Salminen P., Parvianen A., Ntemela M., Pyrhonen J. Influence of air gap diameter to the performance of concentrated wound permanent magnet motors. – Proc. of the XIII Intern. Symposium on Electromagnetic Fields in Mechatronics (ISEF2007). DOI: 10.3233/978-1-58603-895-3-276.

[21.09.2020]



А в т о р ы: Антипов Виктор Николаевич – доктор техн. наук, ведущий научный сотрудник Института химии силикатов имени И.В. Гребенщикова РАН (ИХС РАН).



Грозов Андрей Дмитриевич – научный сотрудник ИХС РАН.



Иванова Анна Владимировна – кандидат техн. наук, старший научный сотрудник ИХС РАН.

The Use of Concentrated Windings for High-Power Synchronous Wind Generators

ANTIPOV Viktor N. (*Russian Academy of Sciences (RAS), Institute of Silicate Chemistry named I.V. Grebenshchikov (ISCh), St. Petersburg, Russia*) – *Leading Scientist, Dr. Sci. (Eng.)*

GROZOV Andrey D. (*RAS, ISCh, St. Petersburg, Russia*) – *Scientist*

IVANOVA Anna V. (*RAS, ISCh, St. Petersburg, Russia*) – *Senior Scientist, Cand. Sci. (Eng.)*

Low-power machines were commonly considered as the main application field of concentrated windings. However, a lot of paper have recently been published, which address both the theory of these windings and specific cases of their application for large synchronous machines. The article presents an analysis of the parameters of concentrated windings having various configurations intended for use in high-power gear and gearless wind generators. In assessing the winding, not only the high winding factor value was taken into account, but also the star of slot EMFs, harmonic spectra of the MMFs and EMFs, the cogging torque component and torque pulsation under load, as well as emerging losses. It is shown that the well-known advantages of concentrated windings over distributed windings can be fully realized by choosing the appropriated numbers of slots and poles.

Key words: *wind generators, harmonic composition, winding coefficient, torque pulsations, concentrated windings*

REFERENCES

1. **Wrobel R., Mellor P.H.** Design consideration of a direct drive brushless machine with concentrated windings. – IEEE Trans. on Energy conversion, 2007, vol. 23, No. 1. pp. 1–8. DOI: 10.1109/TEC.2007.905073.
2. **Reichert R.K.** PM-motors with concentrated non overlapping windings. Some Characteristics. Proc. of the XVI Intern. Conf. on Electrical Machines (ICEM 2004), paper 541.
3. **Nuscheler R.** Comparison of permanent magnet synchronous machines with distributed and concentrated windings. – Proc. of the XVII Intern. Conf. on Electrical Machines. Paper 609, IEEE, 2006.
4. **El-Refaie A.M., McKeever J., Jahns T.M.** Effect of back-EMF constraints on fractional-slot surface PM machines designed for wide constant-power speed range operation. – Proc. of the XVII Intern. Conf. on Electrical Machines (ICEM 2006), paper 140.
5. **Bianchi N., Dai Pre M.** Use of star of slots in designing fractional slot single-layer synchronous motors. – IEEE Proc. Electr. Power Appl, 2006, vol. 153, No. 3. pp. 459–466. DOI: 10.1049/ip-epa:20050284.
6. **El-Refaie A.M., Jahns T.M., Novotny D.W.** Analysis of surface permanent magnet machines with fractional slot concentrated windings. – IEEE Trans. on Energy conversion, 2006, vol. 21, No. 1, pp. 34–43.
7. **Libert F., Soulard J.** Investigation on pole slot combination for permanent magnet machines with concentrated windings. – Proc. of the 2004 Intern. Conf. on Electrical Machines (ICEM 2004), paper 530.
8. **Gerlando A.D., Perini R., Ubaldini M.** High pole number, PM synchronous motor with concentrated coil armature windings. – Proc. of the XVI Intern. Conf. on Electrical Machines (ICEM 2004), paper 58.
9. **Alexandrova Y., Semken R.S., Pyrhonen J.** Permanent magnet synchronous generator design solution for large direct-drive wind turbines. – Int. Review of Electrical Engineering (IREE), 2013, No. 8(6), pp. 1728–1737.
10. **Antipov V.N., Grozov A.D., Ivanova A.V.** *Elektrichestvo – in Russ. (Electricity)*, 2020, No. 4, pp. 56–63.
11. **Bang D., Polinder H., Shrestha G., Ferreira J.A.** Promising direct-drive generator system for large wind turbines. – EPE Journal, 2008, No. 18(3), pp. 7–13.
12. **Zhang J., Chen Z., Cheng M.** Design and comparison of a novel stator interior permanent magnet generator for direct-drive wind turbines. – IET Renewable Power Generation, 2007, No. 1(4), pp. 203–210.
13. **Polinder H., van der Pijl F.A.** Comparison of direct drive and geared concepts for wind turbines. – IEEE Trans. Energy Conversion, 2006, No. 21 (3), pp. 725–733.
14. **Sethuraman L., Maness M., Dykes K.** Optimized generator designs for the DTU 10-MW offshore wind turbine using generator SE. AIAA SciTech Forum: 35th Wind Energy Symposium. DOI: 10.2172/1395455.
15. **Zhu Z.Q., Ruangsinchaiwanich S., Schofield N., Howe D.** Reduction of cogging torque in interior-magnet brushless machines. – IEEE Trans. on Magnetics, 2003, vol. 39, No. 5, pp. 3238–3240. DOI: 10.1109/INTMAG.2003.1230613.
16. **Salminen P., Parvianen A., Ntemela M., Pyrhonen J.** Influence of air gap diameter to the performance of concentrated wound permanent magnet motors. – Proc. of the XIII Intern. Symposium on Electromagnetic Fields in Mechatronics (ISEF2007). DOI: 10.3233/978-1-58603-895-3-276.

[21.09.2020]