

Выбор конструкции электрического ветрогенератора мегаваттного диапазона мощности

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

Проанализированы возможные конструктивные исполнения ветрогенераторов мегаваттного диапазона мощности для ветротурбин материковых и оффшорных ветроэлектростанций низкоскоростного и безредукторного привода. Рассмотрены синхронные генераторы с радиальным и тангенциальным намагничиванием постоянных магнитов, как с классическими распределенными обмотками, так и сосредоточенными. Электромагнитные расчеты проведены для генераторов с номинальными значениями частоты вращения 150 и 12 мин⁻¹ предельной мощности 8000 кВт при линейном напряжении 6300 В. Возможность использования данных электромагнитного расчета для анализа подтверждена численным расчетом двухмерного электромагнитного поля методом конечных элементов при использовании программного комплекса ELCUT. Установлено, что тангенциальное намагничивание увеличивает коэффициент использования машины для обоих типов обмоток. При тангенциальном намагничивании следует отдать предпочтение сосредоточенной обмотке, при которой у генераторов с частотой вращения 150 и 12 мин⁻¹ повышается КПД, уменьшаются массы активных материалов и магнитов.

К л ю ч е в ы е с л о в а: синхронный ветрогенератор, постоянные магниты, радиальное и тангенциальное намагничивание, распределенные и сосредоточенные обмотки

В развитии нетрадиционных источников энергии по-прежнему лидирует ветроэнергетика. В 2018 г. объем установленной мощности ветростанций составил 51,3 ГВт, причем всего на 4% меньше по сравнению с 2017 г. [1]. На Международном форуме по возобновляемой энергетике ARWE-2019 в Ульяновске впервые были представлены новейшие технологии и оборудование и обозначены перспективы возобновляемой энергетики в нашей стране. Перед участниками рынка ветроэнергетики стоит задача развития этой отрасли и привлечения к ее решению отечественных предприятий, в том числе в производство компонентов для ветротурбин, в углубление локализации до 90%.

Одним из основных компонентов является ветрогенератор мегаваттного диапазона мощности. Производство электрических машин такого назначения в России отсутствует, и все достижения в этой области принадлежат зарубежным фирмам. За последние 20 лет единичная мощность ветротурбины оффшорной ВЭС увеличилась в 6 раз и к настоящему времени достигла 9,5 МВт при диаметре ротора 1,64 м. В [2] рассмотрены современные конструкции и тенденции развития электрических генераторов для ветротурбин материковых и оффшорных ветроэлектростанций. Для выбора конструкции ветрогенератора российского производства необходимо воспользоваться зарубежным опытом и просчитать возможные варианты решения задачи.

Полученные результаты отражены в настоящей статье.

Анализ и выбор номинальных параметров генератора для исследования. Поскольку в последнее десятилетие значительная часть международных исследований сосредоточена на создании ветротурбины с безредукторным прямым приводом синхронного генератора [3–10], а основной рынок пока занимают генераторы с одноступенчатым редуктором [9], то рассчитывались генераторы с номинальным значением частоты вращения 150 и 12 мин⁻¹ мощностью 8000 кВт при линейном напряжении 6300 В. Мощность выбрана практически предельной, поскольку снижение массогабаритных показателей и стоимости ВЭУ в диапазоне мощности 8–10 МВт и выше может быть достигнуто с разработкой и созданием сверхпроводниковых синхронных генераторов [11–13]. Для генераторов принята косвенная система воздушного охлаждения. Проектирование безредукторного синхронного генератора с жидкостным охлаждением [6–8] позволяет увеличить линейную нагрузку машины и уменьшить диаметр расточки статора, однако усложняет эксплуатацию машины.

Национальная лаборатория возобновляемой энергии США (National Renewable Energy Laboratory) при проектировании генераторов с косвенной системой воздушного охлаждения использует следующие ограничения: число пазов на по-

люс и фазу $q=1-2$, плотность тока $j_a=3-6$ А/мм², линейная нагрузка $A=60$ кА/м, пределы индукции в воздушном зазоре $B_\delta=0,7-1,2$ Т, фазное напряжение не должно превышать $U_f=5$ кВ [9]. В соответствии с этими ограничениями на рис. 1 показаны горизонтальные прямые, полученные по электромагнитным нагрузкам, и три точки реальных проектов, рассчитанные по номинальным данным и основным размерам генераторов.

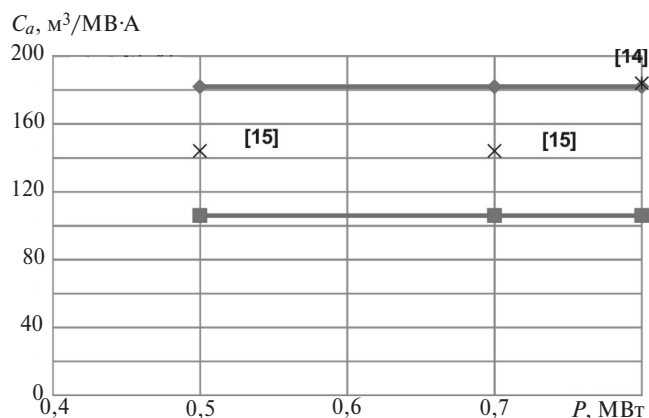


Рис. 1. Достигнутые значения постоянной Арнольда для ветрогенераторов мегаваттного диапазона мощности

Для дальнейших расчетов можно принять для постоянной Арнольда значение 150 м³/МВА, а расчетный диаметр расточки статора считать равным: 3900 мм — при частоте вращения 150 мин⁻¹ и 8500 мм — при 12 мин⁻¹. Выбор активной длины машины обусловлен характеристиками и геометрическими размерами постоянных магнитов, при этом для любого сочетания необходимо получить требуемую внешнюю характеристику генератора (отклонение напряжения от номинального значения — не более 5%). При выполнении указанных условий для каждого варианта рассчитывались два значения активной длины, а для выбранных значений частоты вращения рассматривались различные конструктивные варианты выполнения обмотки статора как для радиального, так и для тангенциального намагничивания.

Конструктивные варианты исполнения обмоток и постоянных магнитов. Если обмотку статора ветрогенератора выполнить классической двухслойной стержневой, как принято для гидрогенераторов с числом эффективных проводников в пазу $N=2$, то число пазов при $2p=40$ составит $Z=360$, а для $2p=118$ — $Z=720$. В первом случае число пазов на полюс и фазу $q=3$, во втором случае $q=2$. Стержень состоит из отдельных изолированных медных проводников, расположенных в двух вертикальных столбиках. Для снижения добавочных потерь применена транспозиция проводников на 360° : каждый

элементарный проводник по длине сердечника статора занимает попеременно все возможные положения по высоте столбиков.

Если обмотку статора ветрогенератора выполнить двухслойной сосредоточенной с числом эффективных проводников в пазу $N=12$, то число пазов для $2p=40$ составит $Z=42$, а для $2p=118$ — $Z=120$. В обоих случаях число пазов выбрано из условий $Z=12+6k$, $2p=Z-2$, что обеспечивает высокие значения обмоточного коэффициента. Для снижения добавочных потерь также применена транспозиция элементарных проводников на 360° . Обозначим расчетные варианты, отличающиеся типом обмотки, через число пар полюсов машины и число зубцов сердечника статора. Геометрия пазовой зоны сведена в табл. 1.

Таблица 1

Пазовая геометрия расчетных вариантов

Вариант	N	b_{Cu} , мм	T_z , мм	b_z , мм	b_p , мм	h_p , мм
B40-360	2	5,3	34,0	16	18,0	47
B118-720	2	8,0	37,1	13,1	24,0	51,8
B40-42	16	10,0	291,7	196,7	95	113,3
B40-42	12	10,0	291,7	196,7	95	88,0
B118-120	12	10,0	185,4	90,4	95	88,0
B118-120*	12	10	174,5	79,5	95	88,0

Выбор числа эффективных проводников в пазу для сосредоточенной обмотки имеет важное значение: при увеличении числа эффективных проводников в пазу до $N=16$ значительно возрастает высота паза, и по условиям насыщения ярма требуется увеличивать наружный диаметр статора. Таким образом, для расчетных вариантов сосредоточенной обмотки принято число эффективных проводников в пазу $N=12$. Кроме того, для всех расчетных вариантов размер воздушного зазора выбран равным $\delta=9$ мм, полюсная дуга $0,865$, постоянные магниты неодим-железо-бор с остаточной индукцией $1,2$ Т и коэрцитивной силой по индукции 940 кА. Расчетные варианты ветрогенератора, отличающиеся способом намагничивания, обозначим буквами Р (радиальное) и Т (тангенциальное). Для каждой частоты вращения рассчитано по 8 вариантов, отличающихся типом обмотки, способом намагничивания, активной длиной и размерами магнита. Результаты расчета представлены в табл. 2 для классической двухслойной стержневой обмотки и в табл. 3 для двухслойной сосредоточенной обмотки.

Сравнение расчетных вариантов. Из рис. 2 видно, что как для классической двухслойной стержневой обмотки, так и для двухслойной сосредото-

Таблица 2

Электромагнитные параметры при выборе классической двухслойной стержневой обмотки

Вариант	l_m , мм	h_m , мм	b_m , мм	B , Т	B_z , Т	B_j , Т	A , кА/м	J , А/мм ²	E , отн. ед.	U , отн. ед.	I_k , отн. ед.	U_k , отн. ед.
В40-360Р	2200	16	264	0,683	1,536	1,320	25,3	5,09	1,385	0,955	4,85	1,64
В40-360Р	1700	32	264	0,827	1,862	1,600	25,3	5,09	1,354	0,982	7,87	3,02
В40-360Т	1500	12,5	120	0,453	1,037	0,877	25,3	5,09	1,254	0,948	6,07	1,26
В40-360Т	1100	14	150	0,571	1,305	1,103	25,3	5,09	1,157	0,948	7,27	1,01
В118-720Р	3600	24	192	0,767	2,147	1,708	46,5	5,39	1,786	0,949	5,39	1,01
В118-720Р	3200	32	192	0,802	2,246	1,211	46,5	5,39	1,709	0,948	5,93	0,56
В118-720Т	1600	18	130	0,636	1,938	0,976	49,4	5,73	1,347	0,963	5,37	1,14
В118-720Т	1400	17	140	0,696	2,120	1,068	49,4	5,73	1,290	0,965	5,61	0,93

Таблица 3

Электромагнитные параметры при выборе двухслойной сосредоточенной обмотки

Вариант	L , мм	h_m , мм	b_m , мм	B , Т	B_z , Т	B_j , Т	A , кА/мм	J , кА/мм ²	E^* , отн. ед.	U , отн. ед.	I_k , отн. ед.	U_k , отн. ед.
В40-42Р	1750	8	264	0,517	0,807	0,896	35,5	5,39	1,242	0,945	0,763	0,341
В40-42Р	1650	6,5	264	0,460	0,718	0,798	35,5	5,39	1,043	0,948	0,654	0,203
В40-42Т	1700	10	150	0,591	0,943	1,024	35,5	5,39	2,752	0,937	1,74	0,615
В40-42Т	1600	8	150	0,600	0,957	1,040	35,5	5,39	1,85	0,964	1,718	0,429
В118-120Р	3600	8	192	0,508	0,944	1,542	46,5	5,39	1,263	0,950	0,727	0,267
В118-120Р	3300	7	192	0,473	0,877	1,433	46,5	5,39	1,263	0,943	0,667	0,207
В118-120Т	1850	12	145	0,755	1,416	1,365	46,5	5,39	1,923	0,956	2,126	0,353
В118-120Т	1600	9	150	0,801	1,502	1,448	46,5	5,39	1,764	0,963	2,180	0,198

ченной обмотки тангенциальное намагничивание увеличивает коэффициент использования машины,

при этом чем меньше частота вращения, тем больше эта разница.

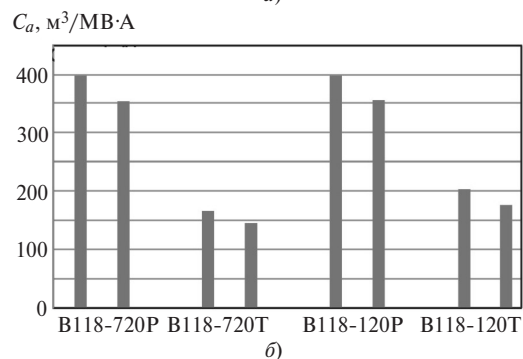
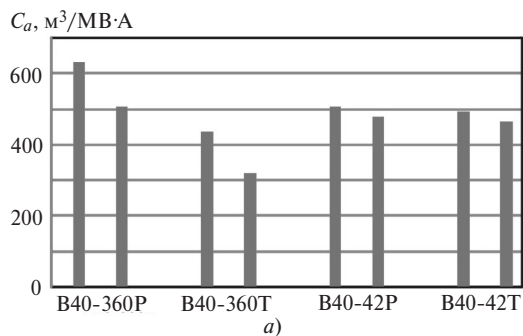


Рис. 2. Постоянные Арнольда расчетных вариантов для 40-полюсной (а) и 118-полюсной (б) машин

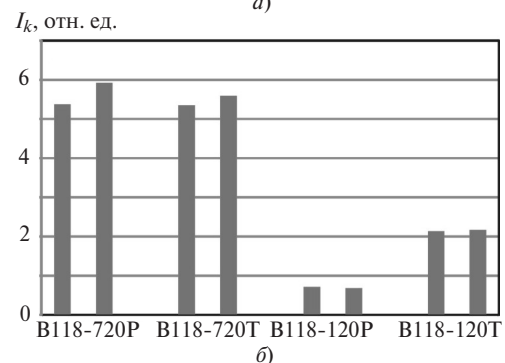
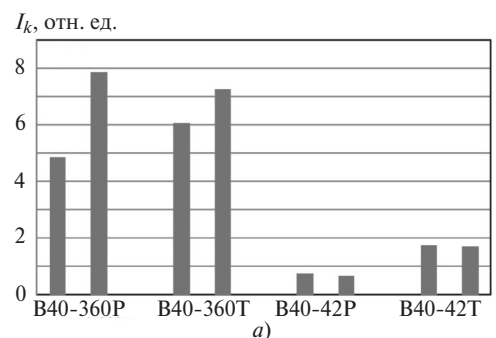


Рис. 3. Токи короткого замыкания расчетных вариантов для 40-полюсной (а) и 118-полюсной (б) машин

Таблица 4

**Потери и значения массы активных материалов расчетных вариантов при выборе классической двух-
слойной стержневой обмотки**

Вариант	X_d^* , отн.ед.	X_q^* , отн.ед.	M_{Cu} , кг	M_{Fe} , кг	M_m , кг	P_{Cu} , кВт	P_{Fe} , кВт	η , отн.ед.
B40-360P	0,285	0,454	1389	20350	2773	87,8	103,9	0,975
B40-360P	0,170	0,362	1145	16188	4393	72,3	121,4	0,975
B40-360T	0,206	0,310	1009	13875	675	63,7	31,5	0,986
B40-360T	0,159	0,228	791	10175	693	50,0	36,6	0,987
B118-720P	0,429	0,760	8024	48135	14477	569,8	52,5	0,927
B118-720P	0,357	0,676	7204	58690	17632	511,6	41,7	0,935
B118-720T	0,249	0,356	3887	28912	3313	311,6	13,6	0,960
B118-720T	0,228	0,312	3477	25298	2949	278,7	14,3	0,964

Таблица 5

**Потери значения и массы активных материалов расчетных вариантов при выборе двухслойной
сосредоточенной обмотки**

Вариант	X_d , отн.ед.	X_q , отн.ед.	M_{Cu} , г	M_{Fe} , кг	M_m , кг	P_{Cu} , кВт	P_{Fe} , кВт	η , отн.ед.
B40-42P	1,629	1,853	1606	23979	1105	114,1	48,4	0,978
B40-42P	1,584	1,738	1535	22609	847	109,0	36,2	0,980
B40-42T	1,582	1,759	1571	23294	765	111,5	62,4	0,977
B40-42T	1,531	1,546	1499	21924	576	106,4	60,6	0,978
B118-120P	1,734	1,917	8147	62248	4973	578,5	29,6	0,932
B118-120P	1,611	1,764	7532	57060	3989	534,9	23,4	0,937
B118-120T	0,904	0,987	4558	41235	2849	323,7	24,8	0,928
B118-120T	0,808	0,854	4046	35663	1912	287,3	24,1	0,962
B118-120T*	0,771	0,859	4209	34987	3611	298,9	23,6	0,937

В [14] был предложен критерий, определяющий выбор рационального способа намагничивания: тангенциальное намагничивание предпочтительно, если при радиальном намагничивании рассчитанная через значение полюсного деления ширина магнита превышает отношение квадрата высоты магнита к воздушному зазору:

$$\frac{\pi D_1 \alpha}{2p} = \frac{h_m^2}{\delta k_\delta}$$

По этому критерию несомненное преимущество также принадлежит тангенциальному намагничиванию.

Если сопоставить расчетные варианты по току короткого замыкания, то явное преимущество дает выбор двухслойной сосредоточенной обмотки, при этом наименьшие значения тока соответствуют радиальному намагничиванию. Полученные результаты представлены на рис. 3.

В табл. 4 и 5 представлены полученные для расчетных вариантов значения массы меди обмотки, стали сердечника и постоянных магнитов, а также потери в меди обмотки, в стали сердечника и значения КПД генераторов.

По значению КПД 40-полюсная машина, естественно, превосходит 120-полюсную, при этом в низкоскоростной машине преобладают потери в меди обмотки. При тангенциальном намагничивании следует отдать предпочтение выбору сосредоточенной обмотки, при которой для генераторов с частотой вращения и 150 и 12 мин⁻¹ оказываются выше значения КПД и меньше масса активных материалов. Результаты расчетов представлены на рис. 4.

Для ветрогенераторов мегаваттного диапазона мощности наибольшая стоимость материала — у постоянных магнитов. Результаты расчета значений массы магнитов для различных вариантов представлены на рис. 5. Наибольшая масса магнитов необходима при выборе классической двухслойной стержневой обмотки и радиального намагничивания.

При переходе на тангенциальное намагничивание масса магнитов снижается до 5 раз для 40-полюсной машины и еще больше для 120-полюсной машины. Наименьшая масса магнитов получена при двухслойной сосредоточенной обмотке и тан-

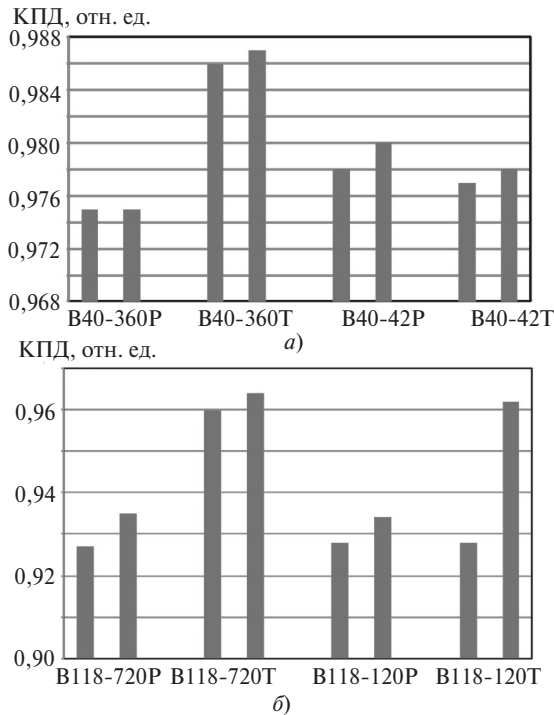


Рис. 4. КПД расчетных вариантов для 40-полюсной (а) и 118-полюсной (б) машин

генциальном намагничивании для машин обоих вариантов полюсности.

Анализируя вышесказанное, можно утверждать, что для генераторов 8000 кВт, 6300 В, 150 мин⁻¹ и 8000 кВт, 6300 В, 12 мин⁻¹ с целью минимальной массы магнитов следует однозначно выбрать тангенциальное намагничивание и двухслойную сосредоточенную обмотку. Следует отметить, что минимальная масса магнитов достигается при определенном соотношении их размеров. Требуемую внешнюю характеристику генератора можно реализовать при массе магнитов, отличающихся на 35% (рис. 6). При заданных высоте h_m и длине L_m магнита требуемая внешняя характеристика получена при изменении ширины магнита b_m .

Результаты численного расчета двухмерного электромагнитного поля. Для генератора 8000 кВт, M_m , кг

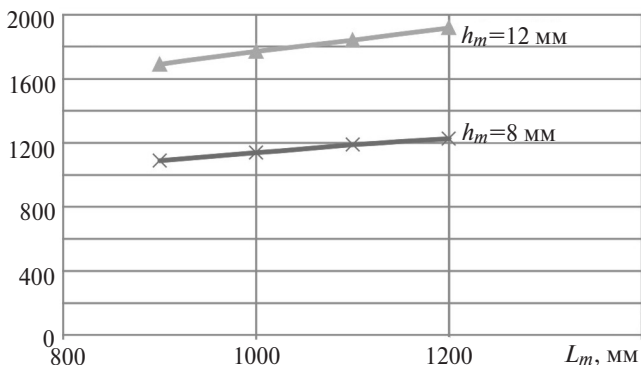


Рис. 6. Зависимости массы магнита от его длины и высоты, дающие эквивалентные внешние характеристики генератора (вариант B118-120T)

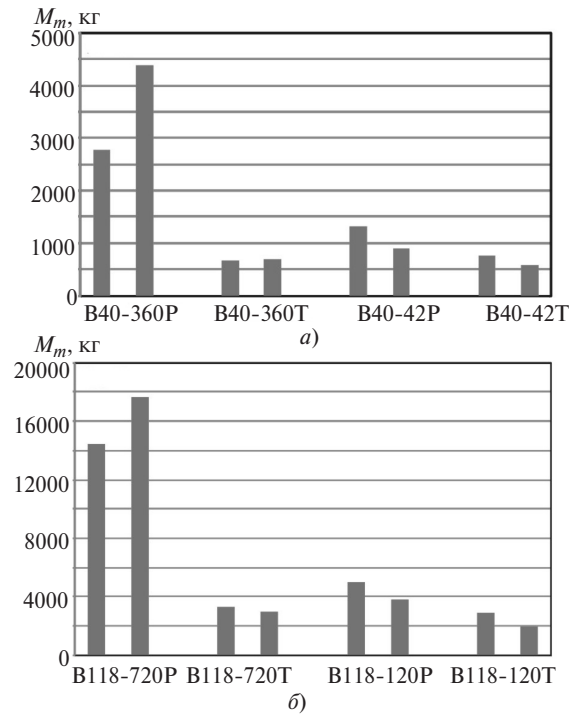


Рис. 5. Масса магнитов расчетных вариантов для 40-полюсной (а) и 118-полюсной (б) машин

6300 В, 150 мин⁻¹ с тангенциальным намагничиванием и сосредоточенной обмоткой выполнен численный расчет двухмерного электромагнитного поля методом конечных элементов при использовании программного комплекса ELCUT.

Распределение векторного магнитного потенциала плоскопараллельного поля при холостом ходе и распределение радиальной составляющей магнитной индукции поля по средней линии воздушного зазора для генератора 8 МВт, 150 мин⁻¹ приведено на рис. 7. Интегральное значение магнитного потока в зазоре, определенное через векторный магнитный потенциал, близко к значению, полученному электромагнитным расчетом.

Численные расчеты двухмерного электромагнитного поля методом конечных элементов выполнены также для номинального режима и режима короткого замыкания при значении тока 1,7 номинального и сопоставлены с электромагнитным расчетом, результаты которого приведены ниже.

Расчетом электромагнитного поля определены индуктивности по продольной и поперечной осям машины. При этом в области магнитов сохранена только магнитная проницаемость, коэрцитивная сила отсутствует, токи в якорной обмотке распределены таким образом, чтобы пиковое значение располагалось на оси, противоположной той, для которой определяется индуктивность. По результатам моделирования определены: интегральное потокоцепление, значения индуктивностей, соответствующих распределению векторного магнитного потен-

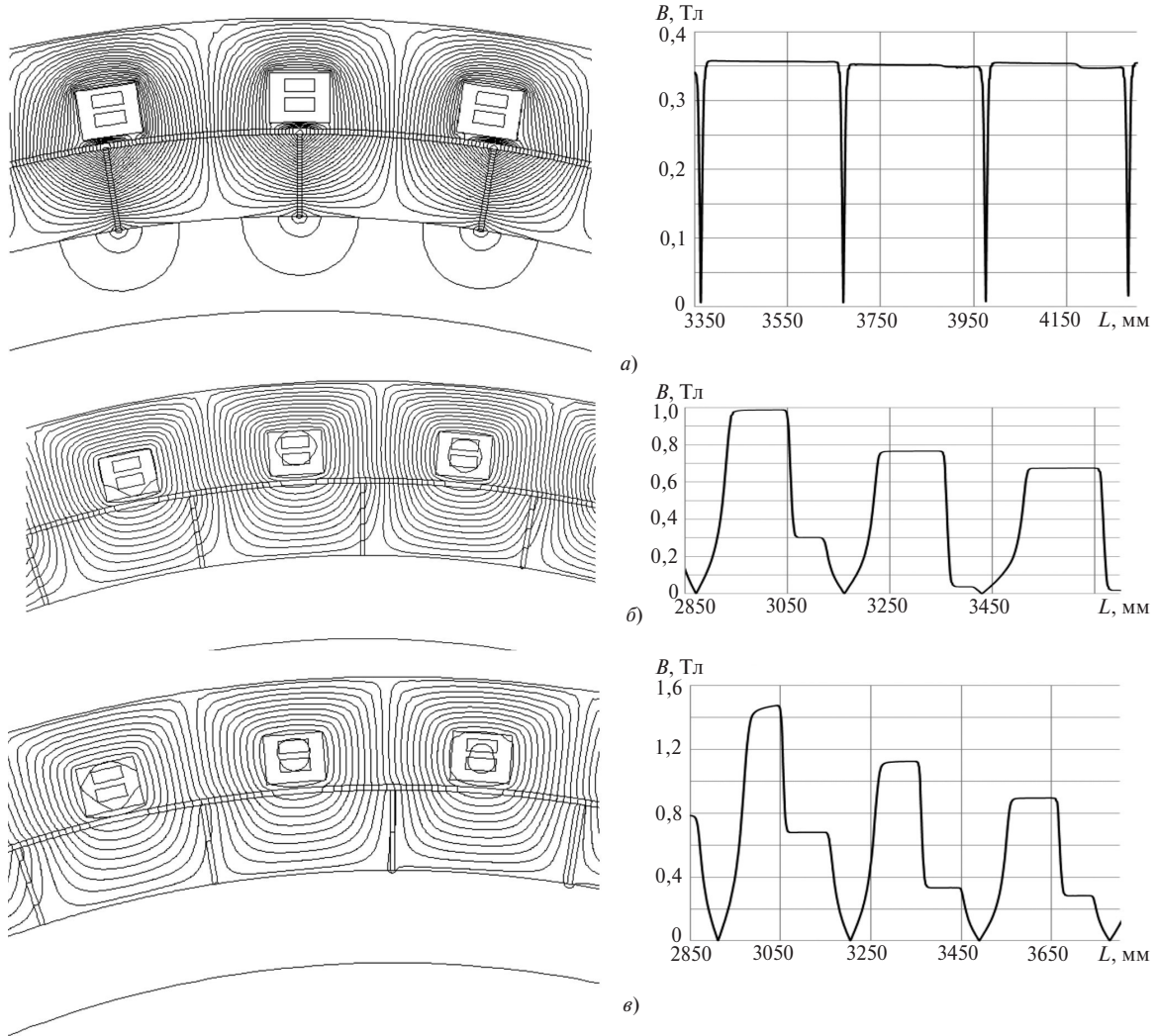


Рис. 7. Распределение векторного магнитного потенциала по поперечному сечению и радиальной составляющей магнитной индукции по средней линии воздушного зазора для генератора 8 МВт, 12 мин⁻¹: а – холостой ход; б – номинальный режим; в – режим короткого замыкания

циала $L_n = \Psi_n / I$, индуктивности $L_{d,q} = 2L_n / 3$ и индуктивные сопротивления по продольной (поперечной) оси $X_{d,q} = \omega L_{d,q}$. Результаты расчета (данные электромагнитного расчета отмечены*):

режим холостого хода	
магнитный поток $\Phi_{\delta 0}$, мВб	108
магнитный поток $\Phi_{\delta 0}^*$, мВб	111
номинальный режим	
магнитный поток Φ_{δ} , мВб	102
рассеяние σ , отн. ед.	1,12
режим короткого замыкания ($I_k = 1,72I_n$)	
магнитный поток Φ_{mk} , мВб	59,7
магнитный поток Φ_{mk}^* , мВб	55,1
продольная ось	
магнитный поток Φ_d , мВб	294
потокосцепление Ψ_d , мВб	24707
индуктивность L_d , мГн	19,06
X_d , Ом	5,98

X_d^* , Ом	6,458
<i>поперечная ось</i>	
поток Φ_q , мВб	282
потокосцепление Ψ_q , мВб	23690
индуктивность L_q , мГн	18,27
X_q , Ом	5,741
X_q^* , Ом	6,984

Анализ результатов расчета подтверждает возможность использования данных электромагнитного расчета для анализа параметров генераторов. При конкретном проектировании генератора по техническому заданию его параметры могут быть оптимизированы. В качестве примера в табл. 1, 3 и 5 внесены параметры генератора В118-120Т*, внутренний диаметр статора которого 8000 мм. При расчете сохранены размеры паза, электромагнитные нагрузки увеличены на 5–6%, масса активных материалов уменьшена на 5–8%, значение КПД генератора сохранено.

Выводы. 1. Анализ возможных конструктивных исполнений ветрогенераторов мегаваттного диапазона мощности со значениями частоты вращения 150 и 12 мин⁻¹ при радиальном и тангенциальном намагничивании постоянных магнитов с классическими распределенными и сосредоточенными обмотками позволил установить, что тангенциальное намагничивание увеличивает коэффициент использования машины как для классической двухслойной стержневой обмотки, так и для двухслойной сосредоточенной обмотки. При этом чем меньше частота вращения, тем больше разница по сравнению с радиальным намагничиванием.

2. При тангенциальном намагничивании следует отдать предпочтение сосредоточенной обмотке, при которой для генераторов с частотой вращения 150 и 12 мин⁻¹ оказывается выше КПД и уменьшается масса активных материалов.

3. Выполненный для генератора 8000 кВт, 6300 В, 150 мин⁻¹ с тангенциальным намагничиванием и сосредоточенной обмоткой численный расчет двумерного электромагнитного поля методом конечных элементов при использовании программного комплекса ELCUT подтверждает возможность использования данных электромагнитного расчета для анализа.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Sawyer, Steve & Liming, Qiao & Fried, Lauha. (2018). Global wind Report – Annual Market Update 2017. Global wind report. Annual market update 2017.
2. Антипов В.Н., Грозов А.Д., Иванова А.В. Электрические генераторы мегаваттного диапазона мощностей для ветроэнергетики: состояние и тенденции развития. – Электричество, 2029, No. 8, с. 34–41.
3. 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.
4. Zhang J., Chen Z. and 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.
5. 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.

6. 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.

7. Semken R.S., Polikarpova M., Røytta P., Alexandrova J., Pyrhonen J., Nerg J., Mikkola A., Backman J. Direct-drive permanent magnet generators for high-power wind turbines: benefits and limiting factors. – IET Renewable Power Generation, 2012, vol. 6, pp. 1–8.

8. Alexandrova Y., Semken S., Polikarpova M., Pyrhönen J. Defining proper initial geometry of an 8 MW liquid-cooled direct drive permanent magnet synchronous generator for wind turbine application based on minimizing mass. – Proc. XXth Inter. Conf. on Electrical Machines (ICEM), 2012, pp. 1250–1255 [Электрон. ресурс] <http://dx.doi.org/10.1109/ICEIMach.2012.6350036> (дата обращения 17.12.2019).

9. 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, Grapevine, Texas. DOI: 10.2172/1395455.

10. Potgieter J.H.J., Kamper M.J. Design of new concept direct grid connected slip-synchronous permanent magnet wind generator. – IEEE Transactions on Industry Applications, 2012, No. 48(3), pp. 913–922.

11. Fukui S., Ogawa J., Sato T., Tsukamoto O., Kashima N., Nagaya S. Study of 10 MW-class wind turbine synchronous generators with HTS field windings. – IEEE Trans. on applied superconductivity, 2011, vol. 21, No. 3, pp. 1151–1154.

12. Sung H.-J., Kim G.-H., Kim K., Jung S.-J., Park M., Yu I.-K., Kim Y.-G., Lee H., Kim A.-R. Practical design of a 10 MW superconducting wind power generator considering weight issue. – IEEE Trans. Appl. Supercond, 2013, vol. 23, No. 3, ID 5201805.

13. Zhang K., Huang X., Wu L., Fang Y., Cao W. Stator design aspects for permanent magnet superconducting wind power generators. – IEEE Trans. Appl. Supercond. 2019, vol. 29, No. 2, ID 5201205.

14. Антипов В.Н., Кручинина И.Ю., Грозов А.Д., Иванова А.В. Оценка эффективности конструктивного исполнения постоянных магнитов для низкоскоростных синхронных генераторов на основе расчета магнитного поля. – Электротехника, 2014, № 2, с. 2–5.

[14.10.2019]

А в т о р ы: Антипов Виктор Николаевич – доктор техн. наук, ведущий научный сотрудник Института химии силикатов им. И.В. Гребенщикова РАН (ИХС РАН), диссертацию защитил в 1989 г.

Грозов Андрей Дмитриевич – научный сотрудник ИХС РАН.

Иванова Анна Владимировна – кандидат техн. наук, старший научный сотрудник ИХС РАН), диссертацию защитила в 1989 г.

Design Choice of Electric Wind Generator in the Megawatt Power Level

ANTIPOV Victor N. (Institute of Silicate Chemistry named I.V. Gryebenshchikov of Russia Academy of Sciences (IChS RAS), St. Petersburg, Russia) – Leading Scientist, Dr. Sci. (Eng.)

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

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

The paper deals with an analysis of possible designs of megawatt power range wind generators for wind turbines of mainland and offshore wind farms of low-speed and gearless drive. Synchronous generators with both radial and tangential magnetization of permanent magnets with classical distributed and concentrated windings are considered. Electromagnetic calculations were carried out for generators with rated speeds of 150 rpm and 12 rpm with a maximum power of 8000 kW at a linear voltage of 6300 V. The possibility of using electromagnetic calculation data for analysis was confirmed by numerical calculation of the two-dimensional electromagnetic field by finite element method using the ELCUT software. It is found that tangential magnetization increases the machine operating ratio for both types of windings. At tangential magnetization it is necessary to give preference to the choice of the concentrated winding at which generators with rated speeds of 150 rpm and 12 rpm will have higher efficiency, smaller masses of active materials and the smallest mass of magnets.

Key words: *synchronous wind generator, permanent magnets, radial and tangential magnetization, distributed and concentrated windings*

REFERENCES

1. Sawyer, Steve & Liming, Qiao & Fried, Lauha. (2018). Global wind Report – Annual Market Update 2017. Global wind report. Annual market update 2017.
2. Antipov V.N., Grozov A.D., Ivanov A.V. *Elektrichestvo – in Russ. (Electricity)*, 2029, No. 8, pp. 34–41.
3. 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.
4. Zhang J., Chen Z. and 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.
5. 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.
6. 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.
7. Semken R.S., Polikarpova M., Røyttä P., Alexandrova J., Pyrhonen J., Nerg J., Mikkola A., Backman J. Direct-drive permanent magnet generators for high-power wind turbines: benefits and limiting factors. – *IET Renewable Power Generation*, 2012, vol. 6, pp. 1–8.
8. Alexandrova Y., Semken S., Polikarpova M., Pyrhönen J. Defining proper initial geometry of an 8 MW liquid-cooled direct drive permanent magnet synchronous generator for wind turbine application based on minimizing mass. – *Proc. XXth Inter. Conf. on Electrical Machines (ICEM)*, 2012, pp. 1250–1255 [Electron. Resource] <http://dx.doi.org/10.1109/ICEIMach.2012.6350036> (Data of Apple 17.12.2019).
9. 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*, Grapevine, Texas. DOI: 10.2172/1395455.
10. Potgieter J.H.J., Kamper M.J. Design of new concept direct grid connected slip-synchronous permanent magnet wind generator. – *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2012, No. 48(3), pp. 913–922.
11. Fukui S., Ogawa J., Sato T., Tsukamoto O., Kashima N., Nagaya S. Study of 10 MW-class wind turbine synchronous generators with HTS field windings. – *IEEE Trans. on applied superconductivity*, 2011, vol. 21, No. 3, pp. 1151–1154.
12. Sung H.-J., Kim G.-H., Kim K., Jung S.-J., Park M., Yu I.-K., Kim Y.-G., Lee H., Kim A.-R. Practical design of a 10 MW superconducting wind power generator considering weight issue. – *IEEE Trans. Appl. Supercond*, 2013, vol. 23, No. 3, ID 5201805.
13. Zhang K., Huang X., Wu L., Fang Y., Cao W. Stator design aspects for permanent magnet superconducting wind power generators. – *IEEE Trans. Appl. Supercond*. 2019, vol. 29, No. 2, ID 5201205.
14. Antipov V.N., Kruchinina I.Yu., Grozov A.D., Ivanova A.V. *Elektrotekhnikha – in Russ. (Electrical Engineering)*, 2014, № 2, c. 2–5.

[14.10.2019]