

## Подход к проектированию статорных обмоток мощных ветрогенераторов

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

ИХС РАН, Санкт-Петербург, Россия

*Единичная мощность ветротурбины оффшорной ветроэлектростанции достигла к настоящему времени 10 МВт, и дальнейший ее рост возможен при переходе к синхронным генераторам на основе сверхпроводимости. В статье рассмотрены факторы, определяющие выбор классических распределенных и сосредоточенных статорных обмоток при проектировании сверхпроводниковых мощных ветрогенераторов. Объектом численного исследования является сверхпроводниковый ветрогенератор мощностью 10 МВт, 3300 В, 10 мин<sup>-1</sup> с обмоткой возбуждения из высокотемпературного сверхпроводящего материала Bi-2223 с ферромагнитным статором и ротором. Критерием выбора приняты объем статора и длина сверхпроводящего провода. Показано, что в диапазоне числа пар полюсов  $2p = 32–40$  применение двухслойной распределенной обмотки имеет ограничения по устойчивости работы генератора (значение тока короткого замыкания меньше номинального), а применение сосредоточенных обмоток имеет ограничения из-за значительной величины составляющей дифференциального рассеяния. Установлено, что для распределенной обмотки в указанном диапазоне числа пар полюсов могут быть получены практически равноценные варианты с показателем объема статора 78 м<sup>3</sup> и длины сверхпроводника 16 км. Для сосредоточенной обмотки предпочтительным является выбор однослойной обмотки с условиями выполнения  $Z = 12+6k$ ,  $2p = Z-2$ ,  $k = 0, 1, 2, \dots$ , однако реализованные показатели уступают таковым при применении классической двухслойной распределенной обмотки.*

**К л ю ч е в ы е с л о в а:** синхронные сверхпроводниковые ветрогенераторы, сосредоточенные обмотки, распределенные обмотки, ток короткого замыкания

Единичная мощность ветротурбины оффшорной ветроэлектростанции достигла к настоящему времени 10 МВт, и дальнейший ее рост возможен при переходе к синхронным генераторам на основе сверхпроводимости. Поиск оптимального решения заняты ведущие мировые фирмы [1–14]. Обзор последних достижений в этой области приведен в [15].

Разработаны проекты с различными материалами как с низко- (НТСП), так и с высокотемпературной сверхпроводимостью (ВТСП), проекты полностью сверхпроводниковых генераторов или генераторов только со сверхпроводниковой системой возбуждения. Проектирование сверхпроводникового генератора ведется исходя из минимизации одной из трех величин: стоимости вырабатываемой электроэнергии, массы ветротурбины и полной длины требуемого ВТСП-материала. От выбора параметра оптимизации зависят размеры и характеристики генератора. Основным препятствием на пути коммерческого использования сверхпроводникового генератора на ВТСП-материалах является стоимость необходимого объема сверхпроводника. В настоящее время цена MgB<sub>2</sub> превышает цену NiTi в 10 раз, Bi-2223 – в 50 раз, YBCO – в 75 раз, и только снижение стоимости позволит реализовать такой проект. Предпочтительным является частично сверхпроводниковый генератор, поскольку при полностью сверхпроводниковом генераторе не только

значительно возрастает стоимость ВТСП-материала, но требуется более мощная и сложная криогенная система. Сравнение цены и допустимой плотности тока ВТСП-материалов MgB<sub>2</sub> (100 А/мм<sup>2</sup>), Bi-2223 (390 А/мм<sup>2</sup>) и YBCO (480 А/мм<sup>2</sup>) позволяет им конкурировать при проектировании генератора на температуру 20 К [5].

**Материалы и методы.** В статье содержатся результаты исследования влияния типа и параметров обмоток статора на выходные характеристики сверхпроводникового ветрогенератора. Объектом исследования является сверхпроводниковый ветрогенератор мощностью 10 МВт, 3300 В, 10 мин<sup>-1</sup> с обмоткой возбуждения из ВТСП-материала Bi-2223 с ферромагнитным статором и ротором. Исследование проведено в диапазоне числа пар полюсов  $2p = 22–50$  для распределенных и сосредоточенных обмоток при следующих ограничениях: плотность тока в обмотке – менее 4,0 А/мм<sup>2</sup>; индукция в зубцах статора  $B_z = 2,3$  Т; индукция в яре статора  $B_j = 2,0–2,1$  Т; ток обмотки возбуждения  $I_{\text{в}} = 600$  А.

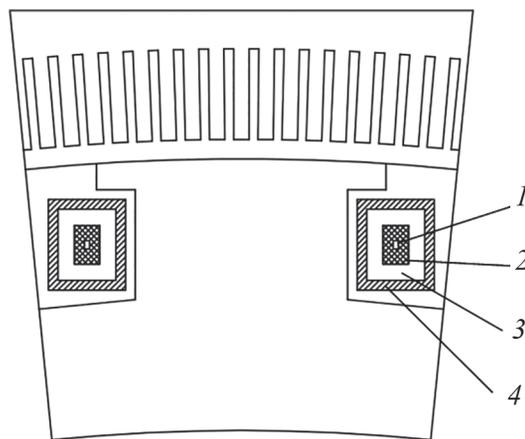
Сверхпроводящая обмотка возбуждения должна обеспечить низкую стоимость, высокую надежность, ремонтпригодность и легкость транспортировки генератора. Исходя из этих требований, для сверхпроводникового генератора мегаваттного диапазона вместо одного большого криостата используют отдельные криостаты только для сверхпроводящей катушки, даже предложены конструкции с одной катушкой и для се-

верного и южного полюсов [16]. Седловидная форма катушки возбуждения формируется из плоской формы катушки типа беговой дорожки (*race track coil*) на трубчатой боковой поверхности. Принцип конструкции модульного криокулера показан на рис. 1.

Для сверхпроводящей катушки должны быть известны значения критического тока и индукции магнитного поля для выбранной криогенной температуры. Кроме того, требуется тщательное рассмотрение теплового поля обмотки и механических напряжений во время переходных процессов. Подробное исследование указанных процессов проведено при выполнении европейского проекта *INNWIND* [5]. Этими исследованиями установлено: для катушки размером 12,6×8,0 мм и магнитном поле 2,35 Т в ВТСП-2G-ленте индукция в центре катушки равна 1,15 Т при температуре 30 К, критический ток составляет 650 А.

**Расчетное исследование конструкций с распределенными обмотками статора.** В табл. 1 представлены результаты электромагнитного расчета для случая, когда обмотка статора ветрогенератора выполнена классической двухслойной стержневой, как принято для гидрогенераторов, с числом эффективных проводников в пазу  $N = 2$  и целым числом пазов на полюс и фазу. Стержень состоит из отдельных изолированных медных проводников, расположенных в двух вертикальных столбиках. Для снижения добавочных потерь применена транспозиция проводников на 360 эл. град.: каждый элементарный проводник по длине сердечника статора занимает попеременно все возможные положения по высоте столбиков.

Расчетные данные (табл. 1) показывают, что у генераторов неплохие показатели по габаритам и необходимой длине сверхпроводника, но ток КЗ меньше номинального. Поскольку для мощных ветрогенераторов расчет ведется при  $\cos\phi = 1$ , а индуктивное сопротивление рассеяния мало, то ЭДС в номинальном режиме  $E_{rn} = \sqrt{1 + x_1^2}$  мало отличается от единицы и ток КЗ обратно пропорционален значению индуктивного



**Рис. 1.** Поперечное сечение криостата для полюсной катушки ротора: 1 – ВТСП-катушка; 2 – внутренняя оболочка (немагнитная сталь); 3 – изоляция (вакуум); 4 – наружная оболочка (немагнитная сталь)

**Fig. 1.** The cross section of the rotor pole coil cryostat: 1 – HTSP-coil; 2 – inner shell (non-magnetic steel); 3 – insulation (vacuum); 4 – outer shell (nonmagnetic steel)

сопротивления по продольной оси  $I_k = 1/x_d$ , т.е. равен отношению короткого замыкания.

Увеличение тока КЗ для повышения устойчивой работы генератора связано с необходимостью уменьшения значения  $X_d$  и может быть реализовано за счет уменьшения числа пазов на полюс и фазу либо увеличения воздушного зазора, однако в любом случае это ухудшает габаритные показатели генератора.

В табл. 2 приведены расчетные данные для генератора с числом пар полюсов  $2p = 40$  при различном числе пазов на полюс и фазу. При уменьшении  $q$  ток КЗ растет, но при этом требуется увеличить активную длину машины, чтобы сохранить электромагнитные нагрузки машины. Закономерности изменения параметров генератора показаны на рис. 2.

Для сохранения активной длины при тех же электромагнитных нагрузках требуется увеличивать диа-

Таблица 1

**Электромагнитные параметры ветрогенератора при выборе классической двухслойной стержневой обмотки:  $D_i = 6900$  мм,  $D_o = 7550$  мм,  $L = 1350$  мм\***

**Electromagnetic parameters of the wind generator when choosing a classic double-layer rod-shaped winding:**

**$D_i = 6900$  мм,  $D_o = 7550$  мм,  $L = 1350$  мм\***

$2p$	$B_{\delta 0}$ , Т	$x_1$	$F_n$	$B_{\delta}$ , Т	$B_z$ , Т	$B_j$ , Т	$I_k$ , отн. ед.	$D_o^2 L$ , м <sup>3</sup>	$L_{ВТСП}$ , км
32	1,401	0,093	1,009	2,383	2,405	2,301	0,523	76,953	11,81
36	1,466	0,096	1,009	1,947	1,823	1,477	0,643	76,953	12,19
40	1,312	0,116	1,013	1,947	1,823	1,477	0,578	76,953	16,70

\* $D_o$  – внешний диаметр статора;  $D_i$  – диаметр расточки статора;  $L$  – активная длина;  $B_{\delta 0}$  – индукция в воздушном зазоре при холостом ходе;  $x_1$  – индуктивное сопротивление рассеяния;  $F_n$  – намагничивающая сила возбуждения при номинальной нагрузке;  $B_{\delta}$  – индукция в воздушном зазоре при номинальной нагрузке;  $B_z$  – индукция в зубце;  $B_j$  – индукция в ярме;  $I_k$  – ток короткого замыкания (КЗ).

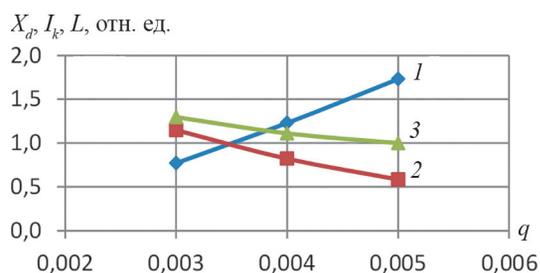
\* $D_o$  – outer diameter of the stator;  $D_i$  – diameter of the stator bore;  $L$  – active length;  $B_{\delta 0}$  – induction in the air gap at idle;  $x_1$  – inductive scattering resistance;  $F_n$  – magnetizing excitation force at rated load;  $B_{\delta}$  – induction in the air gap at rated load;  $B_z$  – induction in prong;  $B_j$  – induction in the yoke;  $I_k$  – short circuit current

Таблица 2

**Электромагнитные параметры ветрогенератора с числом полюсов 40 в зависимости от числа пазов на полюс и фазу**

**Electromagnetic parameters of a 40 poles wind generator depending on the number of slots per pole and phase**

$q$	$D_o$ , мм	$D_p$ , мм	$L$ , мм	$B_{\delta 0}$ , Т	$x_1$	$F_n$	$B_\delta$ , Т	$B_z$ , Т	$B_p$ , Т	$I_k$ , отн. ед.
5	7550	6900	1350	1,312	0,116	1,013	1,330	2,329	1,727	0,578
4	7500	6900	1500	1,495	0,099	1,010	1,509	2,342	1,961	0,822
3	7500	6900	1750	1,675	0,100	1,090	1,692	2,356	2,198	1,148
3	9100	8400	1350	1,802	0,077	1,006	1,813	2,394	2,165	1,381



**Рис. 2.** Закономерности изменения индуктивного сопротивления по продольной оси  $X_d$  (1), тока КЗ  $I_k$  (2) и относительной активной длины  $L$  (3) от числа пазов на полюс и фазу

**Fig. 2.** Regularities of changes in inductive resistance along the longitudinal axis  $X_d$  (1), short-circuit current  $I_k$  (2) and relative active length  $L$  (3) from the number of slots per pole and phase

метр, что ухудшит массогабаритные показатели. В табл. 3 такой вариант приведен для  $q = 3$ . Так, с точки зрения тока КЗ практически равноценны варианты 7500, 6900, 1750 мм ( $I_k = 1,148$  отн.ед.) и 9100, 8400, 1350 мм ( $I_k = 1,381$  отн.ед.).

В табл. 3 показано изменение электромагнитных параметров ветрогенератора в зависимости от воздушного зазора для варианта  $2p = 40, q = 5$ . С увеличением воздушного зазора индуктивное сопротивление по продольной оси уменьшается, а ток КЗ растет, при этом требуется большая намагничивающая сила обмотки возбуждения. Закономерности показаны на рис. 3.

В табл. 4 представлены данные электромагнитного расчета для ветрогенераторов с различным числом пар полюсов  $2p = 32, 36$  и  $40$  и ОКЗ, близким к единице, полученные при изменении воздушного зазора. Объем

статора практически сохранен прежним, однако длина сверхпроводника возросла, причем варианты с различным числом пар полюсов практически равноценны.

**Расчетное исследование конструкций с сосредоточенными обмотками статора.** При проектировании мощных ветрогенераторов с возбуждением от постоянных магнитов рекомендованы к применению сосредоточенные обмотки с условиями выполнения  $Z = 12 + 6k, 2p = Z \pm 2, k = 0, 1, 2, \dots$  при нечетном числе пар полюсов [17, 18]. Такие обмотки обладают высоким обмоточным коэффициентом, низким присутствием высших гармонических в кривых тока и ЭДС, практически отсутствием зубцовой составляющей момента и низкой пульсацией момента при нагрузке. Рассмотрим обмотки с числом пазов  $Z = 24, 36, 42, 48$ . Обмотка выполняется двухслойной сосредоточенной с числом эффективных проводников в пазу  $N$ . Для снижения добавочных потерь также применена транспозиция эффективных проводников на  $360$  эл. град. При увеличении  $N$  значительно возрастает высота паза, и по условиям насыщения ярма требуется увеличивать наружный диаметр статора. Поэтому в качестве альтернативы рассмотрим и выполнение однослойной сосредоточенной обмотки, что позволит уменьшить наружный диаметр статора.

В сосредоточенных обмотках в отличие от классических из-за малых значений числа пазов на полюс и фазу значительно возрастает индуктивное сопротивление рассеяния, в основном за счет составляющей дифференциального рассеяния.

Индуктивное сопротивление дифференциального рассеяния обмотки  $x_{\text{диф}}$  равно сумме сопротивлений самоиндукции всех гармоник  $v$ , за исключением ос-

Таблица 3

**Электромагнитные параметры ветрогенератора с числом полюсов 40 и числом пазов на полюс и фазу  $q = 5$  в зависимости от величины воздушного зазора**

**Electromagnetic parameters of a 40 poles wind generator and with the number of slots per pole and phase  $q = 5$  depending on the size of the air gap**

$\delta$ , мм	$D_o$ , мм	$D_p$ , мм	$L$ , мм	$B_{\delta 0}$ , Т	$x_1$	$B_\delta$ , Т	$B_z$ , Т	$B_p$ , Т	$I_k$ , отн. ед.	$X_d$ , отн. ед.	$F$ , отн. ед.
9	7550	6900	1350	1,312	0,116	1,330	2,329	1,727	0,578	1,731	1
12	7550	6900	1350	1,290	0,115	1,307	2,289	1,727	0,747	1,356	1,086
15	7550	6900	1350	1,272	0,114	1,288	2,256	1,726	0,901	1,123	1,229
18	7550	6900	1350	1,256	0,113	1,272	2,228	1,726	1,050	0,964	1,343

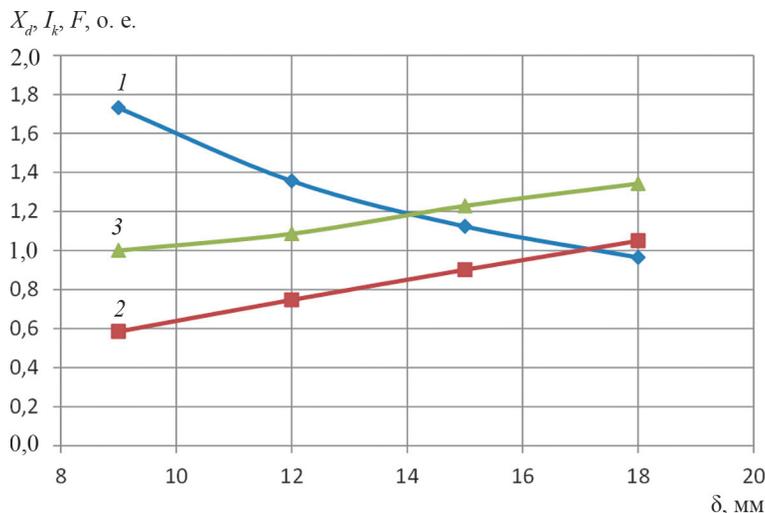


Рис. 3. Закономерности изменения индуктивного сопротивления по продольной оси  $X_d$  (1), тока КЗ  $I_k$  (2) и относительной намагничивающей силы  $F$  обмотки возбуждения (3) от воздушного зазора

Fig. 3. Regularities of changes in inductive resistance along the longitudinal axis  $X_d$  (1), short-circuit current  $I_k$  (2) and relative magnetizing force  $F$  of the excitation winding (3) from the air gap

Таблица 4

Электromagnetic parameters of wind generator when choosing a classic double-layer rod-shaped winding:  $D_i = 6900$  mm,  $D_o = 7550$  mm,  $L = 1350$  mm с ОКЗ, близким к единице

Electromagnetic parameters of the wind generator when choosing a classic double-layer rod-shaped winding:

$D_i = 6900$  mm,  $D_o = 7550$  mm,  $L = 1350$  mm with ОКЗ, close to 1

$2p$	$D_o$ , мм	$D_i$ , мм	$L$ , мм	$\delta$ , мм	$B_{\text{оп}}$ , Т	$B_s$ , Т	$B_z$ , Т	$B_p$ , Т	$I_k$ , отн. ед.	$X_d$ , отн. ед.	$D_o^2 L$ , м <sup>3</sup>	$L_{\text{всцп}}$ , кМ
32	7550	6900	1350	20	1,336	1,347	2,290	1,961	1,053	0,957	76,953	16,189
36	7500	6900	1400	16	1,366	1,379	2,261	2,048	1,023	0,986	78,750	15,987
40	7450	6900	1350	18	1,256	1,272	2,228	2,043	1,050	0,964	74,928	16,189

новой  $v = 1$ . Отношение сопротивления дифференциального рассеяния обмотки к главному индуктивному сопротивлению называется коэффициентом дифференциального рассеяния [19], вычисляемым как

$$k_D = \sum_{k=1,2,3} \left[ \frac{1}{\left(k \frac{Z}{p} + 1\right)^2} + \frac{1}{\left(k \frac{Z}{p} - 1\right)^2} \right]$$

На рис. 4 представлены расчетные значения коэффициента дифференциального рассеяния по семи гармоникам для выбранного количества пазов и пар полюсов  $2p = Z \pm 2$ . Из рис. 4 видно, что для расчета следует выбрать варианты  $2p = Z - 2$  с меньшими значениями  $k_D$ . Для сосредоточенных обмоток ЭДС в номинальном режиме значительно выше единицы, и намагничивающая сила возбуждения при номинальной нагрузке  $F_n$  также возрастает. Результаты электромагнитного расчета для двухслойных и однослойных сосредоточенных обмоток представлены в табл. 5. При числе пазов 24 принято  $N = 12$ . Для остальных значений числа пазов  $N = 10$ .

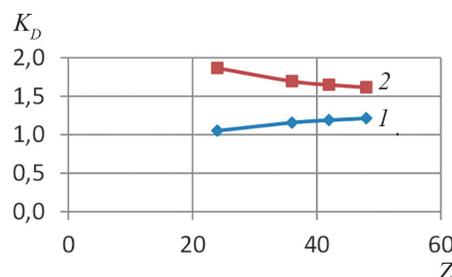


Рис. 4. Зависимость коэффициента дифференциального рассеяния от числа пазов:  $1 - 2p = Z - 2$ ;  $2 - 2p = Z + 2$

Fig. 4. Differential leakage coefficient dependence on the slots number:  $1 - 2p = Z - 2$ ;  $2 - 2p = Z + 2$

Однослойные обмотки требуют большего объема статора, но имеют меньшую длину сверхпроводника. Сравнительные зависимости представлены на рис. 5.

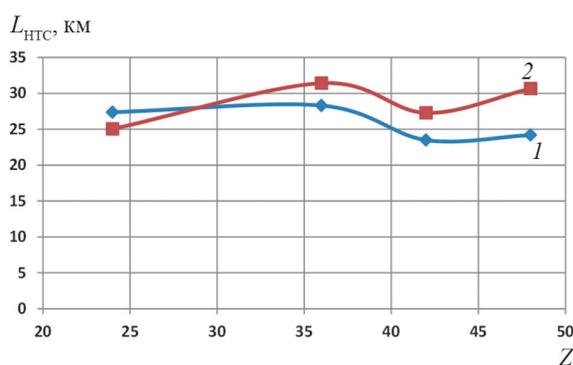
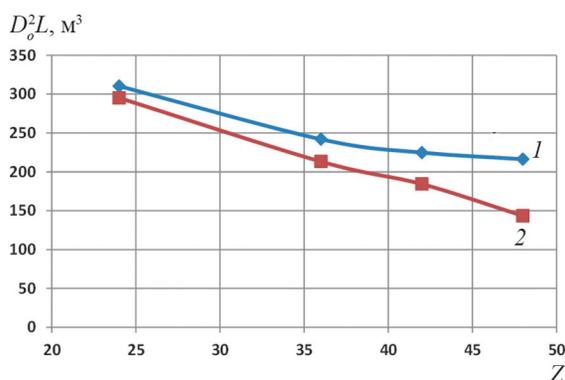
Таким образом, при применении сосредоточенных обмоток при проектировании мощных сверхпроводниковых ветрогенераторов следует отдать предпочтение выбору однослойной сосредоточенной обмотки с условиями выполнения  $Z = 12 + 6k$ ,  $2p = Z - 2$ ,  $k = 0, 1, 2, \dots$ . Наилучшие, практически равнозначные, результаты по минимуму длины сверхпроводника и объему статора

Таблица 5

**Электромагнитные параметры ветрогенератора при выборе двухслойной сосредоточенной обмотки:**  
 $D_i = 6900$  мм,  $\delta = 9$  мм

**Electromagnetic parameters of the wind generator when choosing a two-layer concentrated winding:**  
 $D_i = 6900$  мм,  $\delta = 9$  мм

$2p/Z$	$D_o$ , мм	$L$ , мм	$B_{\delta 0}$ , Т	$x_1$	$F_n$	$B_{\delta}$ , Т	$B_z$ , Т	$B_p$ , Т	$I_k$ , отн. ед.	$X_{\sigma}$ , отн. ед.	$D_o^2 L$ , м <sup>3</sup>	$L_{\text{ВТСП}}$ , км
двухслойная												
34/36	7750	3550	1,591	0,461	1,202	1,912	2,287	2,074	1,242	0,967	213,2	31,42
40/42	7650	3150	1,524	0,494	1,231	1,877	2,296	2,054	1,217	1,011	184,3	27,28
46/48	7650	2450	1,651	0,324	1,102	1,821	2,279	1,948	1,843	0,598	143,4	30,66
22/24	8100	4500	1,598	0,516	1,250	1,997	2,280	2,024	1,077	1,160	295,2	25,04
однослойная												
34/36	7500	4300	1,313	0,530	1,263	1,659	2,295	2,114	1,143	1,104	241,9	28,31
40/42	7450	4050	1,186	0,599	1,332	1,579	2,299	1,973	1,263	1,054	224,8	23,49
46/48	7400	4000	1,043	0,694	1,434	1,495	2,297	1,915	1,434	0,999	219,0	24,19
22/24	7800	5100	1,410	0,560	1,293	1,822	2,288	2,093	1,291	1,001	310,3	27,37



**Рис. 5.** Зависимости объема статора (а) и длины сверхпроводника (б) от числа пазов для случая  $2p = Z - 2$ : 1 – однослойная обмотка, 2 – двухслойная обмотка

**Fig. 5.** Stator volume (a) and superconductor length (b) dependences on the number of slots for the case  $2p = Z - 2$ : 1 – single-layer winding, 2 – double-layer winding

дают варианты  $Z = 42, 2p = 40$  и  $Z = 48, 2p = 46$ , однако реализованные показатели (объема статора  $D_o^2 L = 219$  м<sup>3</sup> и длины сверхпроводника  $L_{\text{ВТСП}} = 23,5$  км) уступают таковым при применении классической двухслойной распределенной обмотки при числе пар полюсов в диапазоне  $2p = 32-40$ .

**Выводы.** Выполнены расчетные исследования по выявлению условий эффективного применения статорных обмоток в мощных ветрогенераторах со сверхпроводниковой обмоткой возбуждения. Критериями оценки являются минимизация показателя объема статора  $D_o^2 L$  и длины сверхпроводника.

Установлено, что применение классической двухслойной распределенной обмотки при числе пар полюсов в диапазоне  $2p = 32-40$  имеет ограничения по устойчивости работы (значение тока КЗ меньше номинального). Повышать отношение короткого замыкания можно за счет уменьшения числа пазов на по-

люс и фазу либо увеличением воздушного зазора, но в любом случае это ухудшает габаритные показатели генератора. В указанном диапазоне числа пар полюсов могут быть получены практически равноценные варианты с показателем объема статора  $D_o^2 L = 78$  м<sup>3</sup> и длины сверхпроводника  $L_{\text{ВТСП}} = 16$  км.

Установлено, что при применении сосредоточенных обмоток для мощных сверхпроводниковых ветрогенераторов из-за малых значений числа пазов на полюс и фазу значительно возрастает индуктивное сопротивление рассеяния в основном за счет составляющей дифференциального рассеяния. Предпочтение следует отдавать выбору однослойной сосредоточенной обмотки с условиями выполнения  $Z = 12 + 6k, 2p = Z - 2, k = 0, 1, 2, \dots$  Наилучшие результаты по минимуму длины сверхпроводника и объему статора дают варианты  $Z = 42, 2p = 40$  и  $Z = 48, 2p = 46$ , однако реализованные показатели уступают таковым

при применении классической двухслойной распределенной обмотки при числе пар полюсов в диапазоне  $2p = 32-40$ .

*Работа выполнена в рамках гос. задания ИХС РАН (№ гос. регистрации темы АААА-А19-119022290086-4).*

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **AMSC Sea Titan 10 MW Wind Turbine** [Электрон. ресурс], URL: <https://www.renugen.co.uk/amsc-seatitan-10mw-wind-turbine> (дата обращения 27.12.2021).

2. **Snitchier G., et al.** 10 MW Class Superconductor Wind Turbine Generators. – IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2011, vol. 21, No. 3, pp. 1089–1092.

3. **Fair R., et al.** Superconductivity for Large-Scale Wind Turbines. – Applied Superconductivity Conference, Portland, Oregon, 2012.

4. **Kalsi S.S.** Superconducting Wind Turbine Generator Employing MgB<sub>2</sub> Windings Both on Rotor and Stator. – IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2014, vol. 24, No. 1, DOI: 10.1109/TASC.2013.2291275.

5. **Liu D., et al.** Potential of Partially Superconducting Generators for Large Direct-Drive Wind Turbines. – IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2017, vol. 27, No. 5, DOI: 10.1109/TASC.2017.2707661.

6. **Fukui S., et al.** Study of 10 MW-Class Wind Turbine Synchronous Generators with HTS Field Windings. – IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2011, 21(3), DOI:10.1109/TASC.2010.2090115.

7. **Terao Y., Sekino M., Ohsaki H.** Electromagnetic design of 10 MW class fully superconducting wind turbine generators. – IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2012, 22(3), DOI:10.1109/TASC.2011.2177628.

8. **Wang J., et al.** Design of a Superconducting Synchronous Generator with LTS Field Windings for 12 MW Offshore Direct-Drive Wind Turbines. – IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2015, 63(3), DOI: 10.1109/TIE.2015.2415758.

9. **Liang Y., Rotaru M.D., Sykulski J.R.** Electromagnetic Simulation of a Fully Superconducting 10-MW-Class Wind Turbine Generator. – IEEE Transactions Applied Superconductivity, 2013, 23 (6), DOI: 10.1109/TASC.2013.2277778.

10. **Kim J.H., Kim H.M.** Electromagnetic Design of 10 MW Class Superconducting Wind Turbine Using 2G HTS Wire. – Progress in Superconductivity and Cryogenics, 2013, vol. 15, No. 3, pp. 29–34, DOI:10.9714/psac.2013.15.3.029.

11. **Sung H.-J., et al.** Practical Design of a 10 MW Superconducting Wind Power Generator Considering Weight. – IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2013, vol. 23, No. 3, DOI: 10.1109/TASC.2013.2245175.

12. **Maki N.** Design Study of High-Temperature Superconducting Generators for Wind Power Systems. – IOP Publishing Journal of Physics: Conference Series, 2008, vol. 97, DOI:10.1088/1742-6596/97/1/012155.

13. **Hoang T.-K., et al.** Design of a 20-MW Fully Superconducting Wind Turbine Generator to Minimize the Levelized Cost of Energy. – IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2018, vol. 28, No. 4, DOI: 10.1109/TASC.2018.2810309.

14. **Keysan O., Mueller M.** A Modular and Cost-Effective Superconducting Generator Design for Offshore Wind Turbines Institute for Energy Systems. – Superconductor Science and Technology, 2015, vol. 28, DOI: 10.1088/0953-2048/28/3/034004.

15. **Антипов В.Н., Грозов А.Д., Иванова А.В.** Сверхпроводниковые ветрогенераторы мощностью 10 МВт и более (обзор зарубежных публикаций). – Электричество, 2020, № 10, с. 59–67.

16. **Pat. US20160380516 A1.** Superconducting Generators and Motors and Methods for Employing Same / M.J. Tomsic, L Long, 2016.

17. **Антипов В.Н., Грозов А.Д., Иванова А.В.** Выбор конструкции электрического ветрогенератора мегаваттного диапазона мощности. – Электричество, 2020, № 4, с. 56–63.

18. **Антипов В.Н., Грозов А.Д., Иванова А.В.** Применение сосредоточенных обмоток для мощных синхронных ветрогенераторов. – Электричество, 2021, № 4, с. 50–57.

19. **Вольдек А.И.** Рассеяние по коронкам зубцов в электрических машинах. – Вестник электропромышленности, 1961, № 1, с. 60–62.

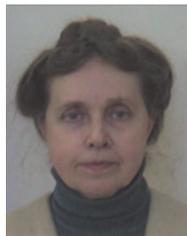
[22.12.2021]



*Авторы: Антипов Виктор Николаевич – доктор техн. наук, ведущий научный сотрудник Института химии силикатов имени И.В. Гребеницкого РАН (ИХС РАН), Санкт-Петербург, Россия.*



*Грозов Андрей Дмитриевич – научный сотрудник ИХС РАН, Санкт-Петербург, Россия.*



*Иванова Анна Владимировна – кандидат физ.-мат. наук, старший научный сотрудник ИХС РАН, Санкт-Петербург, Россия.*

## An Approach to Designing the Stator Windings of High-Capacity Wind Generators

**ANTIPOV Viktor N.** (*I.V. Grebenshchikov Institute of Silicate Chemistry of the Russian Academy of Sciences, St. Petersburg, Russia*) – *Leading Researcher; Dr. Sci. (Eng.)*.

**GROZOV Andrey D.** (*I.V. Grebenshchikov Institute of Silicate Chemistry of the Russian Academy of Sciences, St. Petersburg, Russia*) – *Research Associate*.

**IVANOVA Anna V.** (*I.V. Grebenshchikov Institute of Silicate Chemistry of the Russian Academy of Sciences, St. Petersburg, Russia*) – *Senior Researcher; Cand. Sci. (Phys.-Math.)*.

The capacity of a single offshore windfarm turbine has by now reached 10 MW, and its further growth is possible by making a shift for using superconducting synchronous generators. The article considers the factors that determine the choice of classical distributed and concentrated stator windings in designing high capacity superconducting wind generators. A 10 MW, 3300 V, 10 rpm superconducting wind generator with an excitation winding made of high temperature superconducting material Bi-2223 with ferromagnetic stator and rotor is studied. The stator volume and superconducting wire length were adopted as design selection criteria. It is shown that in the range of pole pair numbers  $2p = 32-40$ , the use of a distributed two-layer winding has limitations in regard of the generator operation stability (the short-circuit current is less than the nominal value), and the use of concentrated windings has limitations due to a significant value of the differential leakage component. It has been found that for a distributed winding in the specified range of pole pair numbers, almost equivalent versions can be obtained with the stator volume equal to 78 m<sup>3</sup> and superconductor wire length equal to 16 km. For a concentrated winding, it is preferable to choose a single-layer winding with the embodiment conditions  $Z = 12 + 6k$ ,  $2p = Z - 2$ ,  $k = 0, 1, 2, \dots$ ; however, the obtained indicators are inferior to those in the case of using a classical distributed two-layer winding.

**Key words:** synchronous superconducting wind generators, concentrated windings, distributed windings, short-circuit current

The work was carried out within the framework of the state task of the IHS RAS (State registration number of the topic AAAA19-119022290086-4).

### REFERENCES

1. **AMSC Sea Titan 10 MW Wind Turbine** [Electron. resource], URL: <https://www.renugen.co.uk/amsc-seatitan-10mw-wind-turbine> (Date of appeal 27.12.2021).
2. **Snitchier G., et al.** 10 MW Class Superconductor Wind Turbine Generators. – IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2011, vol. 21, No. 3, pp. 1089–1092.
3. **Fair R., et al.** Superconductivity for Large-Scale Wind Turbines. – Applied Superconductivity Conference, Portland, Oregon, 2012.
4. **Kalsi S.S.** Superconducting Wind Turbine Generator Employing MgB<sub>2</sub> Windings Both on Rotor and Stator. – IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2014, vol. 24, No. 1, DOI: 10.1109/TASC.2013.2291275.
5. **Liu D., et al.** Potential of Partially Superconducting Generators for Large Direct-Drive Wind Turbines. – IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2017, vol. 27, No. 5, DOI: 10.1109/TASC.2017.2707661.
6. **Fukui S., et al.** Study of 10 MW-Class Wind Turbine Synchronous Generators with HTS Field Windings. – IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2011, 21(3), DOI: 10.1109/TASC.2010.2090115.
7. **Teray Y., Sekino M., Ohsaki H.** Electromagnetic design of 10 MW class fully superconducting wind turbine generators. – IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2012, 22(3), DOI: 10.1109/TASC.2011.2177628.
8. **Wang J., et al.** Design of a Superconducting Synchronous Generator with LTS Field Windings for 12 MW Offshore Direct-Drive Wind Turbines. – IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2015, 63(3), DOI: 10.1109/TIE.2015.2415758.
9. **Liang Y., Rotaru M.D., Sykulski J.R.** Electromagnetic Simulation of a Fully Superconducting 10-MW-Class Wind Turbine Generator. – IEEE Transactions Applied Superconductivity, 2013, 23(6), DOI: 10.1109/TASC.2013.2277778.
10. **Kim J.H., Kim H.M.** Electromagnetic Design of 10 MW Class Superconducting Wind Turbine Using 2G HTS Wire. – Progress in Superconductivity and Cryogenics, 2013, vol. 15, No. 3, pp. 29–34, DOI: 10.9714/psac.2013.15.3.029.
11. **Sung H.-J., et al.** Practical Design of a 10 MW Superconducting Wind Power Generator Considering Weight. – IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2013, vol. 23, No. 3, DOI: 10.1109/TASC.2013.2245175.
12. **Maki N.** Design Study of High-Temperature Superconducting Generators for Wind Power Systems. – IOP Publishing Journal of Physics: Conference Series, 2008, vol. 97, DOI: 10.1088/1742-6596/97/1/012155.
13. **Hoang T.-K., et al.** Design of a 20-MW Fully Superconducting Wind Turbine Generator to Minimize the Levelized Cost of Energy. – IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2018, vol. 28, No. 4, DOI: 10.1109/TASC.2018.2810309.
14. **Keysan O., Mueller M.** A Modular and Cost-Effective Superconducting Generator Design for Offshore Wind Turbines Institute for Energy Systems. – Superconductor Science and Technology, 2015, vol. 28, DOI: 10.1088/0953-2048/28/3/034004.
15. **Antipov V.N., Grozov A.D., Ivanova A.V.** *Elektrichestvo – in Russ. (Electricity)*, 2020, No. 10, pp. 59–67.
16. **Pat. US20160380516 A1.** Superconducting Generators and Motors and Methods for Employing Same / M.J. Tomsic, L Long, 2016.
17. **Antipov V.N., Grozov A.D., Ivanova A.V.** *Elektrichestvo – in Russ. (Electricity)*, 2020, No. 4, pp. 56–63.
18. **Antipov V.N., Grozov A.D., Ivanova A.V.** *Elektrichestvo – in Russ. (Electricity)*, 2021, No. 4, pp. 50–57.
19. **Vol'dek A.I.** *Vestnik elektropromyshlennosti – in Russ. (Bulletin of the Electrical Industry)*, 1961, No. 1, pp. 60–62.