



УДК 621.313

М. А. Ваганов, К. А. Колупицкий

Санкт-Петербургский государственный электротехнический университет «ЛЭТИ» им. В. И. Ульянова (Ленина)

## Анализ математической модели оптимальной продольно-поперечной геометрии турбогенераторов

Анализируется математическая модель турбогенератора в статическом режиме работы, на базе которой определяются оптимальные значения магнитной индукции в воздушном зазоре и относительного диаметра расточки статора, обеспечивающие наилучшее использование активных материалов машины относительно ее электромагнитного момента. Оценивается влияние относительной аксиальной длины пакета стали статора машины, числа полюсов, числа зубцов сердечника статора и значений магнитных индукций в зубцах и в сердечнике статора на оптимальную поперечную геометрию турбогенератора. Показано, что увеличение магнитных индукций на участках магнитной системы статора сопровождается повышением оптимального значения магнитной индукции в воздушном зазоре и практически не влияет на оптимальное значение относительного диаметра расточки статора турбогенератора. Составлено математическое выражение для определения наружного диаметра пакета стали статора турбогенератора, обеспечивающее оптимальное использование материалов в объеме активного ядра машины относительно электромагнитного момента. Приведены результаты сравнения числовых значений параметров, спроектированных и находящихся в эксплуатации турбогенераторов с оптимальными числовыми значениями этих же параметров, но рассчитанных на базе разработанной математической модели.

### Магнитная индукция в воздушном зазоре, магнитная индукция в спинке сердечника статора, магнитная индукция в зубцах сердечника статора, относительный диаметр расточки статора, относительная длина пакета стали статора, число полюсов машины, число зубцов статора, наружный диаметр пакета стали статора

В выражение для функционального множителя  $F_{M*}$ , описывающего продольно-поперечную геометрию турбогенератора, полученное в [1], введем уточняющую поправку, касающуюся определения длины лобовой части витка обмотки статора. Согласно [2] длина лобовой части одного стержня обмотки статора  $l_{\text{лоб1}} \cong 2.5 D_1/p$ , и тогда выражение для  $F_{M*}$  из [3] примет вид

$$F_{M*} = \frac{l_{1*}^2 D_{1*}^4 B_{\delta}^2 k_{\text{п1}}}{p(l_{1*} + 2.5 D_{1*}/p)}.$$

В соответствии с идеологией формирования выражения для функционального сомножителя  $F_{M*}$  данный сомножитель обязательно должен иметь единственный максимум в плоскости двух независимых переменных: относительного диа-

метра расточки статора  $D_{1*}$  и магнитной индукции в воздушном зазоре  $B_{\delta}$  при фиксированных значениях всех остальных величин. Для определения положения этого максимума и его числового значения воспользуемся, например, вычислительным пакетом Mathcad 15. Значения  $D_{1*}$  и  $B_{\delta}$ , определяющие максимум  $F_{M*m}$  функции  $F_{M*}$ , назовем оптимальными, введем для них специальные обозначения  $D_{1*m}$ ,  $B_{\delta m}$  и получим:  $D_{1*m}$  – оптимальное значение относительного диаметра расточки статора (или оптимальный относительный диаметр расточки статора) и  $B_{\delta m}$  – оптимальное значение магнитной индукции в воздушном зазоре (или оптимальная магнитная индукция в воздушном зазоре). Таким образом, в конечном итоге имеем

$$F_{M^*m} = \frac{l_{1*}^2 D_{1*m}^4 B_{\delta m}^2 k_{п1}}{p(l_{1*} + 2.5 D_{1*m}/p)}$$

В свою очередь, эти главные переменные  $D_{1*m}$  и  $B_{\delta m}$  зависят от магнитных индукций в зубцах  $B_{31}$  и в сердечнике  $B_{c1}$  статора при фиксированных значениях числа пар полюсов  $p$  турбогенератора, относительной длины  $l_{1*}$  его пакета стали статора, а также числа пазов статора  $Z_1$ .

Прежде всего, выполним анализ влияния магнитных индукций  $B_{31}$  и  $B_{c1}$  на  $D_{1*m}$  и  $B_{\delta m}$  для трех значений числа пар полюсов  $p = 1; 2$  и  $3$  при  $l_{1*} = 2.35$  и  $Z_1 = 60$ .

На рис. 1, 2 графически представлены зависимости  $F_{M^*} = f(B_{\delta})$  при  $D_{1*} = D_{1*m}$  и  $F_{M^*} = f(D_{1*})$  при  $B_{\delta} = B_{\delta m}$  соответственно. Фрагменты *a*, *б*, *в* данных рисунков отражают эти за-

висимости для турбогенераторов с числом полюсов  $2p = 2, 4, 6$  соответственно. На представленных фрагментах рис. 1, 2 кривые *1* построены для значений магнитной индукции в зубцах статора  $B_{31} = 2$  Тл и в сердечнике статора  $B_{c1} = 1.8$  Тл, а кривые *2–5* рассчитаны при значениях магнитных индукций на участках магнитной цепи статора  $B_{31}$  и  $B_{c1}$ , уменьшающихся с шагом 0.1 Тл относительно их значений для кривых *1*. В результате кривые *5* отображают зависимости  $F_{M^*} = f(B_{\delta})$  и  $F_{M^*} = f(D_{1*})$  при  $B_{31} = 1.6$  Тл и  $B_{c1} = 1.4$  Тл. Все представленные на рис. 1, 2 зависимости, построены при фиксированной относительной аксиальной длине пакета стали статора  $l_{1*} = 2.35$ .

Из построенных на рис. 1, 2 зависимостей следует, что рассматриваемые функции  $F_{M^*} = f(B_{\delta})$  и  $F_{M^*} = f(D_{1*})$  имеют единственные

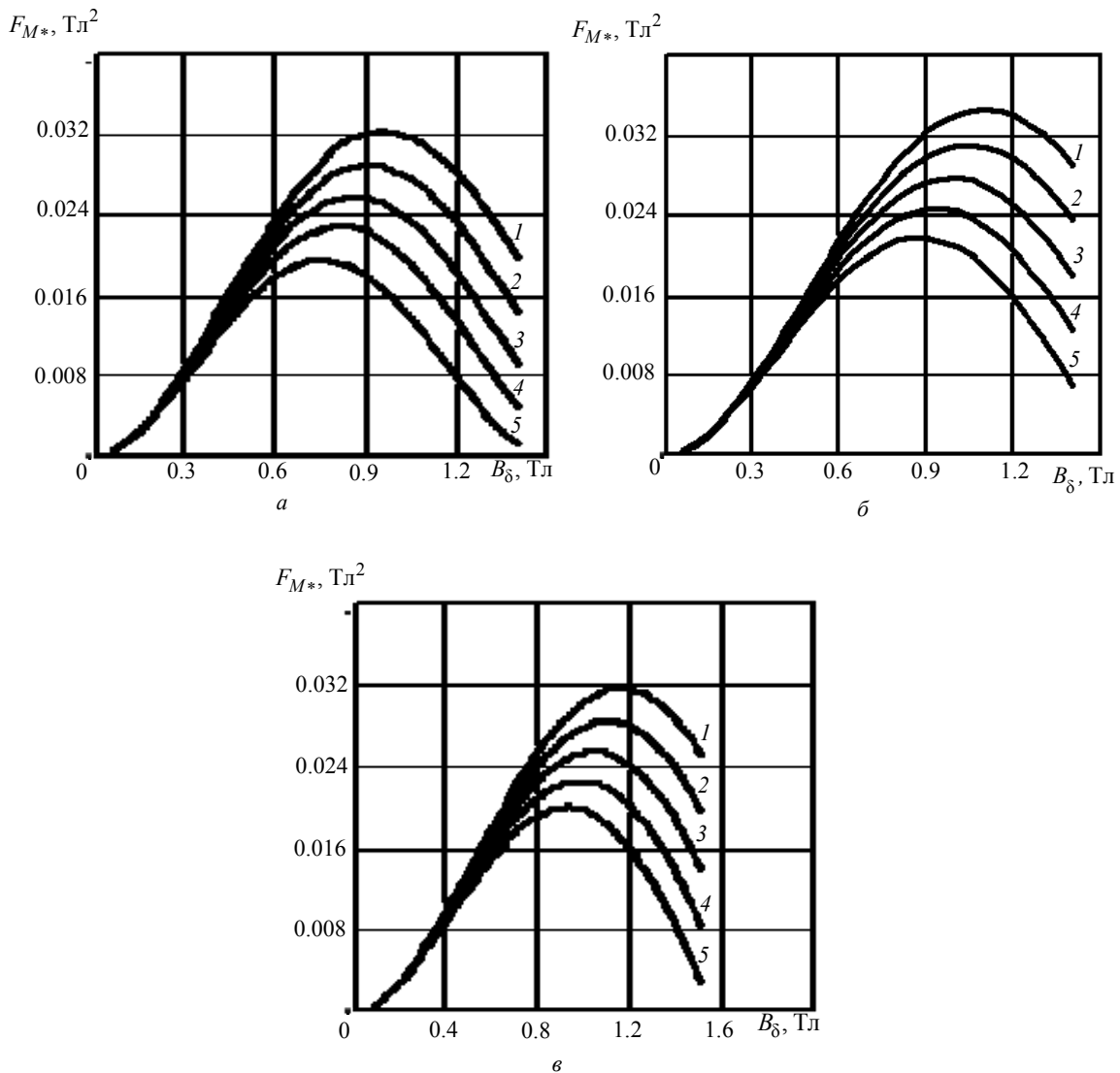


Рис. 1

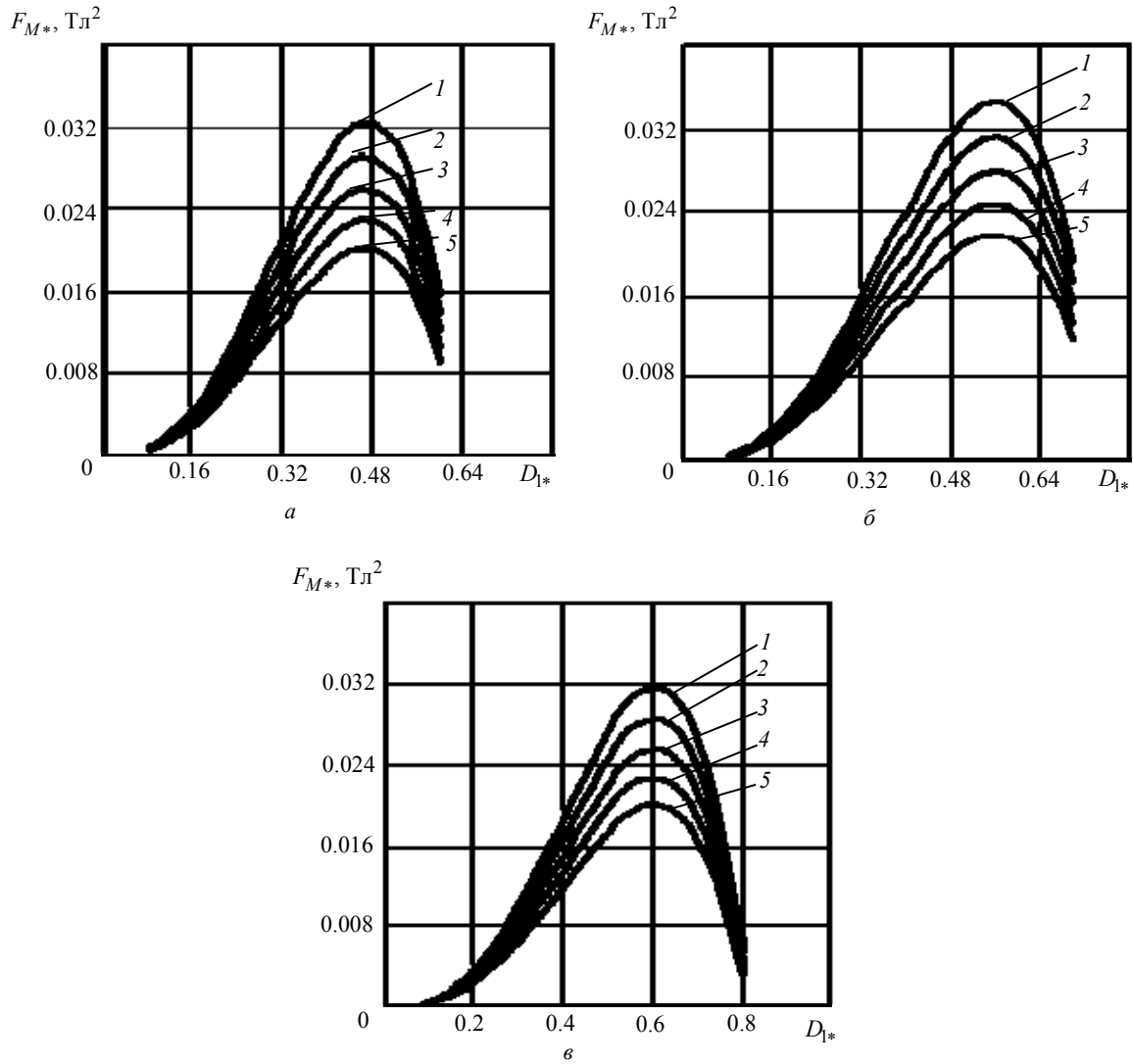


Рис. 2

совпадающие максимумы. Значения магнитной индукции в воздушном зазоре  $B_{\delta}$  и относительного диаметра расточки статора  $D_{1*}$  в этой точке соответствуют наилучшему использованию активных материалов в объеме активного ядра машины и определяют оптимальную поперечную геометрию машины. Также из рис. 1, 2 видно, что при увеличении значений магнитных индукций на участках магнитной цепи статора турбогенератора повышается максимальное значение  $F_{M*m}$  функции  $F_{M*}$  при одновременном смещении значений аргументов  $B_{\delta}$  и  $D_{1*}$ , соответствующих максимуму  $F_{M*m}$ , вправо по оси абсцисс. Причем наибольшее влияние на оптимальные значения  $F_{M*m}$  в силу структуры математического выражения для коэффициента  $k_{п1}$  оказывает значение магнитной индукции в зубцах сер-

дечника статора  $B_{31}$ . Из сравнения построенных зависимостей следует, что максимальное значение  $F_{M*m}$  достигается в турбогенераторах с числом полюсов  $2p = 4$  при прочих равных условиях. Таким образом, функция  $F_{M*} = f(p)$  имеет единственный максимум в точке, соответствующей  $p = 2$ . Из этого следует, что четырехполюсные турбогенераторы обеспечивают лучшее использование материалов в объеме активного ядра машины в сравнении с двух- и шестиполюсными турбогенераторами.

Дополнительно следует отметить, что изменение магнитных индукций  $B_{31}$  и  $B_{c1}$  практически не влияет на числовое значение оптимального относительного диаметра расточки статора  $D_{1*m}$ , которое возрастает при увеличении числа полюсов турбогенератора (рис. 2).

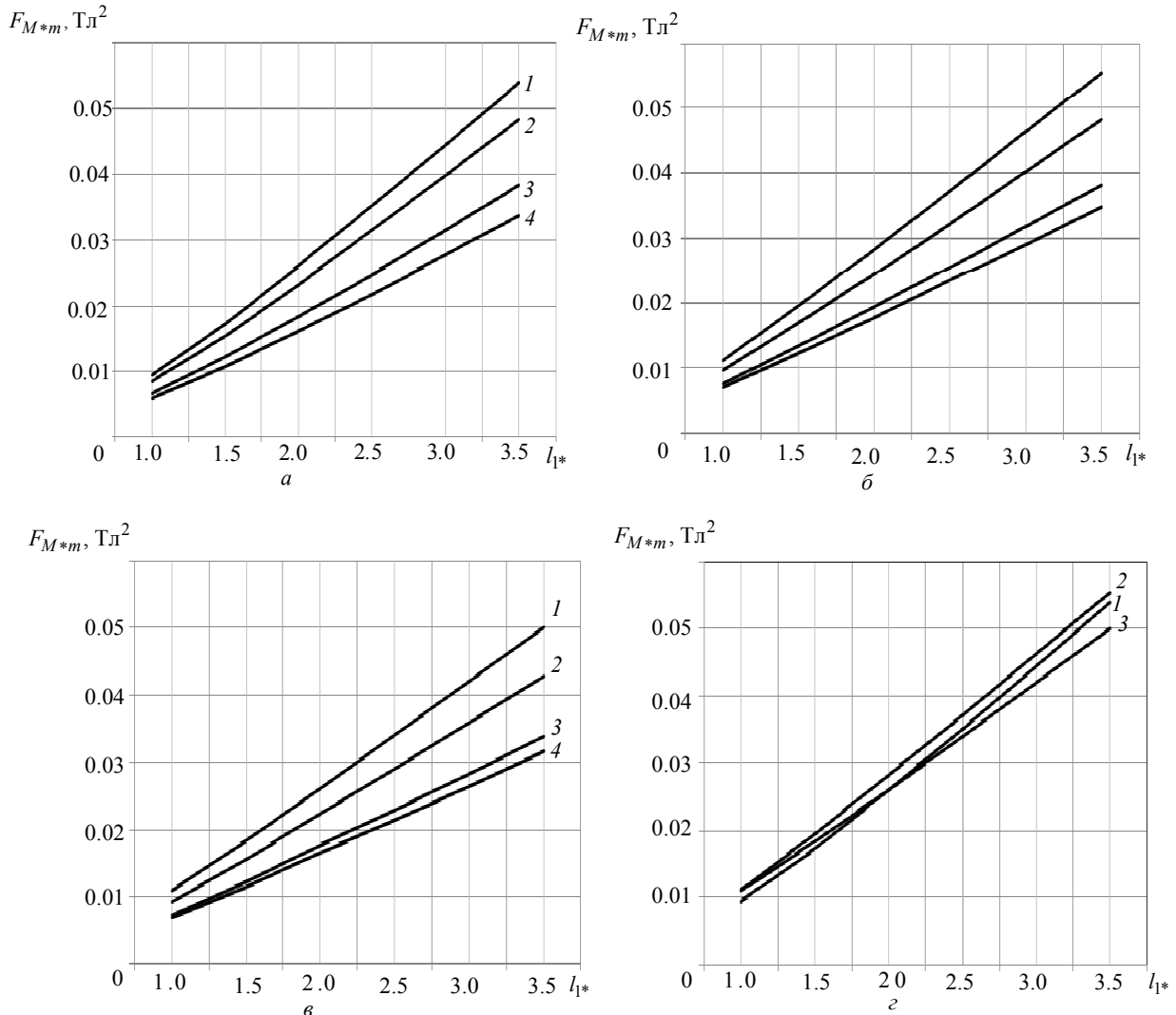


Рис. 3

Для оценки влияния относительной аксиальной длины пакета стали статора турбогенератора  $l_{1*}$  на его оптимальную поперечную геометрию рассмотрим функцию  $F_{M*} = f(l_{1*})$ . На рис. 3 графически представлены зависимости  $F_{M*m} = f(l_{1*})$ ,  $D_{1*m} = f(l_{1*})$  и  $B_{\delta m} = f(l_{1*})$ . Фрагменты *a*, *б*, *в* данного рисунка отражают эти зависимости для турбогенераторов с числом полюсов  $2p = 2, 4, 6$  соответственно. На перечисленных фрагментах кривые 1 построены при  $B_{31} = 2$  и  $B_{c1} = 1.8$  Тл, кривые 2 – при  $B_{31} = B_{c1} = 1.8$  Тл, кривые 3 – при  $B_{31} = B_{c1} = 1.6$  Тл, кривые 4 – при  $B_{31} = 1.6$  и  $B_{c1} = 1.4$  Тл. Все представленные на рис. 3, *a–в* графики свидетельствуют о монотонном возрастании максимума  $F_{M*m}$  функции  $F_{M*}$  с увеличением  $l_{1*}$ .

Для большей наглядности на рис. 3, *г* также представлены зависимости  $F_{M*m} = f(l_{1*})$ , построенные для  $2p = 2, 4, 6$  в одной системе координат. Кривая 1 построена при  $2p = 2$ , кривая 2 – при  $2p = 4$ , кривая 3 – при  $2p = 6$ . Расположение кривой 2 выше остальных подтверждает сделанный ранее вывод относительно наилучшего использования активных материалов в четырехполюсных турбогенераторах.

Из рис. 3, *г* видно, что в коротких турбогенераторах, т. е. при  $l_{1*} = 1.0 \dots 1.5$  четырех- и шестиполюсные турбогенераторы практически равноценны по числовому значению  $F_{M*m}$ , а при  $l_{1*} < 2.0$  шестиполюсные турбогенераторы превосходят двухполюсные.

Далее рассмотрим влияние относительной аксиальной длины пакета стали статора машины  $l_{1*}$  на оптимальные значения магнитной индукции в

воздушном зазоре  $B_{\delta m}$  и относительного диаметра расточки статора  $D_{1*m}$ . На рис. 4 изображены зависимости  $B_{\delta m} = f(l_{1*})$  при  $D_{1*} = D_{1*m}$ . Фрагменты *a, б, в* данного рисунка отражают эти зависимости для машин с числом полюсов  $2p = 2, 4, 6$  соответственно. На этих фрагментах кривые *1* построены при  $B_{31} = 2$  и  $B_{c1} = 1.8$  Тл, кривые *2* – при  $B_{31} = B_{c1} = 1.8$  Тл, кривые *3* – при  $B_{31} = B_{c1} = 1.6$  Тл, кривые *4* – при  $B_{31} = 1.6$  и  $B_{c1} = 1.4$  Тл. Все представленные на рис. 4, *a–в* кривые свидетельствуют о монотонном уменьшении значений  $B_{\delta m}$  с увеличением  $l_{1*}$ . При этом с увеличением числа полюсов машины уменьшение  $B_{\delta m}$  с возрастанием  $l_{1*}$  становится менее заметным, что и отражает разный наклон кривых *1, 2, 3* на рис. 4, *з*, построенных для  $2p = 2, 4, 6$  соответственно (кривые на

рис. 4, *з* построены при  $B_{31} = 2$  и  $B_{c1} = 1.8$  Тл). Одновременно с этим, в подтверждение выводов, сделанных на основании рис. 1, 2, следует отметить возрастание значений  $B_{\delta m}$  с увеличением числа полюсов машины, а также значений магнитных индукций на участках магнитной цепи статора турбогенератора.

На рис. 5 показаны зависимости  $D_{1*m} = f(l_{1*})$  при  $B_{\delta} = B_{\delta m}$ . Фрагменты *a, б, в* данного рисунка отражают эти зависимости для машин с числом полюсов  $2p = 2, 4, 6$  соответственно. На этих фрагментах кривые *1*, построены при  $B_{31} = B_{c1} = 1.8$  Тл, кривые *2* – при  $B_{31} = B_{c1} = 1.6$  Тл, кривые *3* – при  $B_{31} = 2$  и  $B_{c1} = 1.8$  Тл, кривые *4* – при  $B_{31} = 1.6$  и  $B_{c1} = 1.4$  Тл. Все представленные на рис. 4, *a–в* кривые свидетельствуют о монотонном росте значений  $D_{1*m}$  с увеличением  $l_{1*}$ . Однако если иметь в виду цену деления по оси

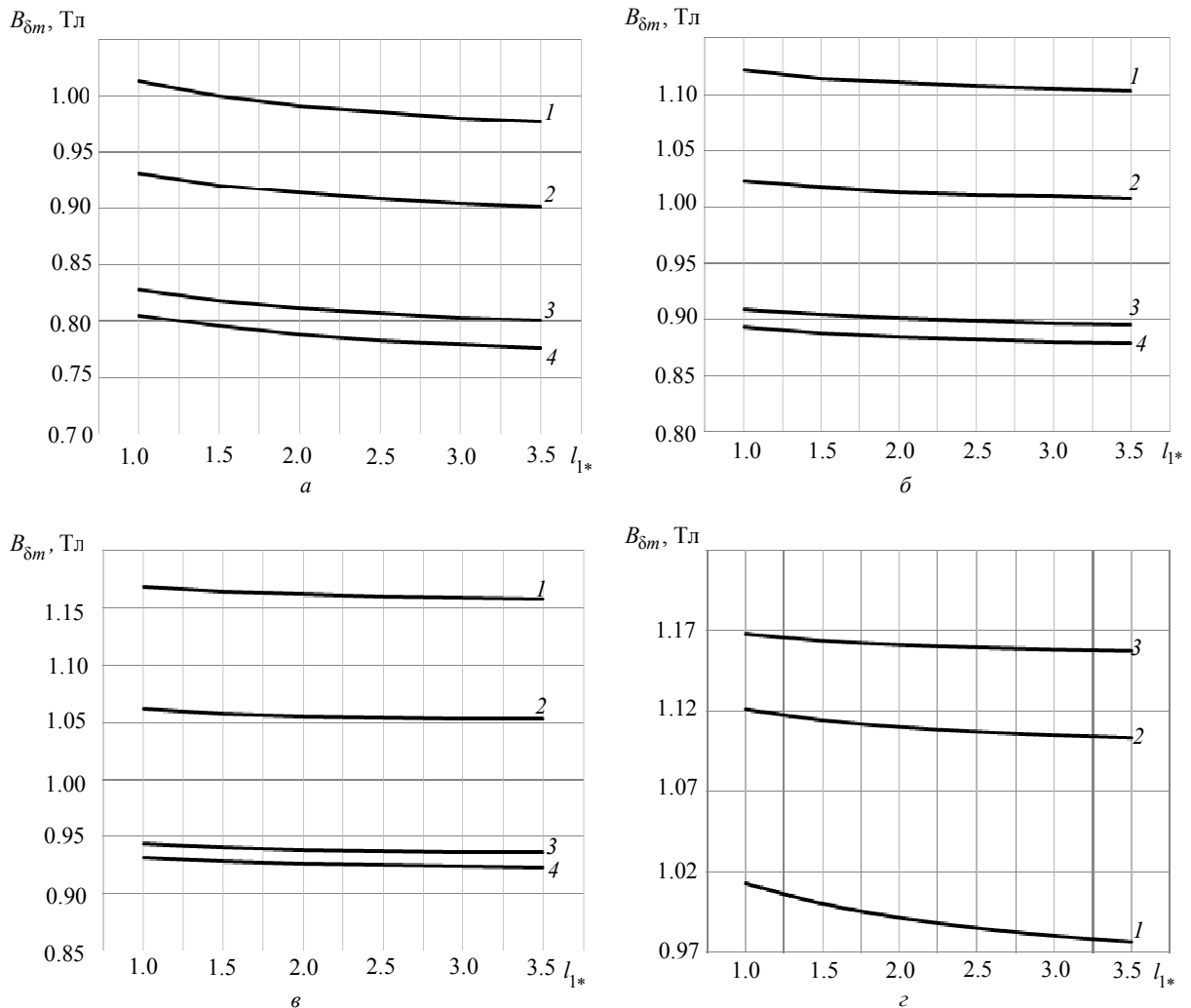


Рис. 4

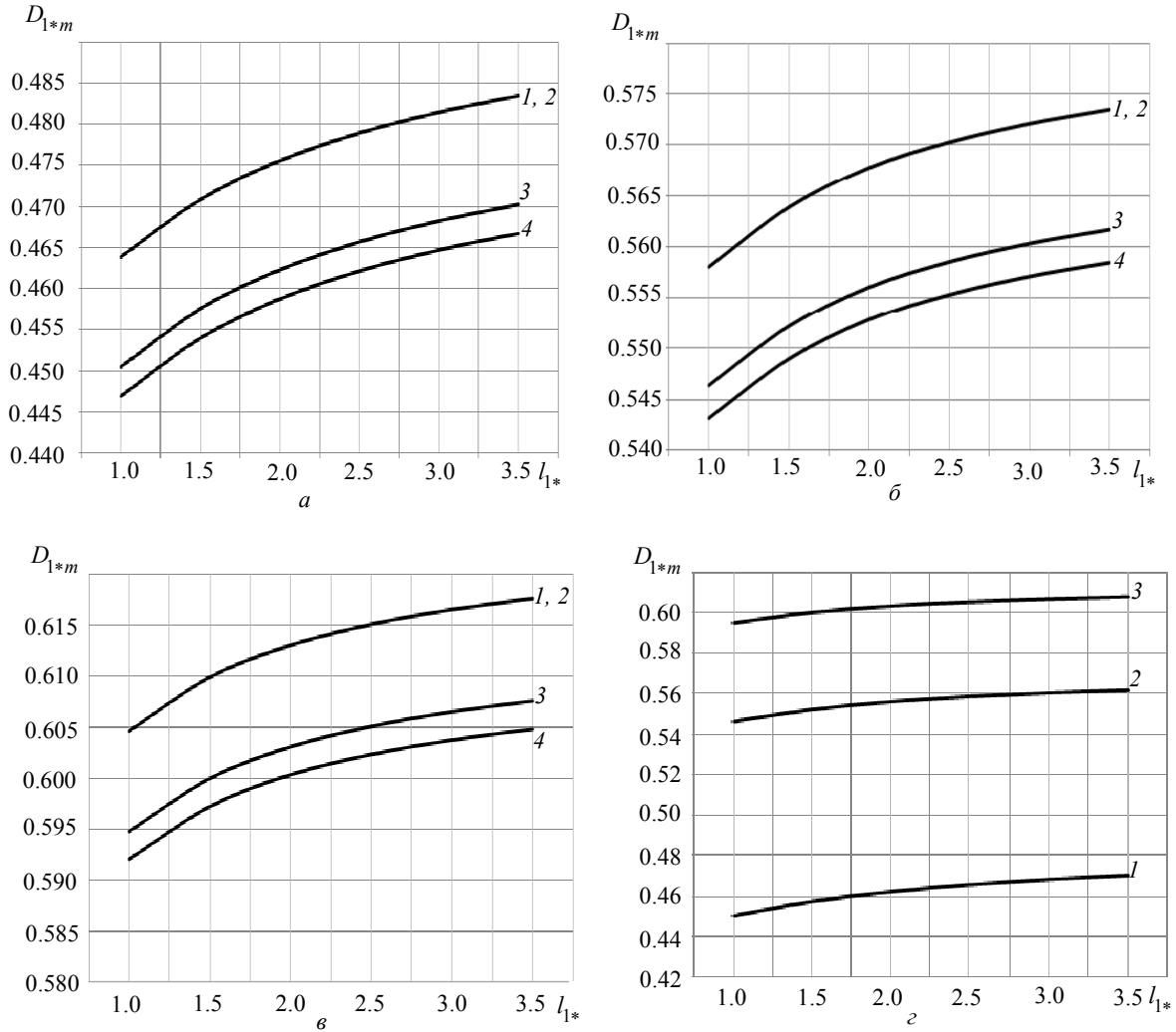


Рис. 5

ординат, то становится ясно, что в целом длина пакета стали статора очень слабо влияет на оптимальную поперечную геометрию турбогенератора.

При этом с увеличением числа полюсов машины значение приращения  $D_{1*m}$  с увеличением  $l_{1*}$  уменьшается, что можно увидеть на рис. 5, г. Кривые 1, 2, 3 построены для  $2p = 2, 4, 6$  соответственно (кривые на рис. 5, г построены при  $B_{31} = 2$  и  $B_{c1} = 1.8$  Тл). Наряду с этим можно отметить увеличение значений  $D_{1*m}$  с увеличением числа полюсов машины, что обусловлено необходимостью увеличения места для расположения обмоток статора и ротора. Однако говорить об увеличении значений  $D_{1*m}$  с увеличением значений магнитных индукций на участках магнитной цепи статора  $B_{31}$  и  $B_{c1}$  нельзя. Как показывают расчеты и построенные на рис. 5, а–в зависимости, наибольшие и равные между собой для конкретного числа полюсов значения  $D_{1*m}$

наблюдаются при  $B_{31} = B_{c1}$  вне зависимости от значений самих  $B_{31}$  и  $B_{c1}$ .

Коэффициент пропорциональности  $k_{п1}$ , определяющий площадь пазов статора, содержит в своей структуре кроме магнитных индукций в зубах  $B_{31}$  и в сердечнике  $B_{c1}$  статора, а также числа пар полюсов  $p$ , еще и число пазов (зубцов)  $Z_1$  статора. Поэтому целесообразно выполнить оценку влияния  $Z_1$  на оптимальность поперечной геометрии турбогенератора, т. е. как на значения  $B_{\delta m}$  и  $D_{1*m}$ , так и на функциональный множитель  $F_{M*m}$ . С этой целью построим зависимости  $k_{п1} = f(Z_1)$  при  $l_{1*} = 1.5$ , которые представлены графически на рис. 6. Фрагменты а, б, в данного рисунка отражают их для машин с числом полюсов  $2p = 2, 4, 6$  соответственно. На этих фрагментах кривые 1 построены при  $B_{31} = 1.7$  и  $B_{c1} = 1.5$  Тл, кривые 2 – при  $B_{31} = 2$  и  $B_{c1} = 1.8$  Тл.

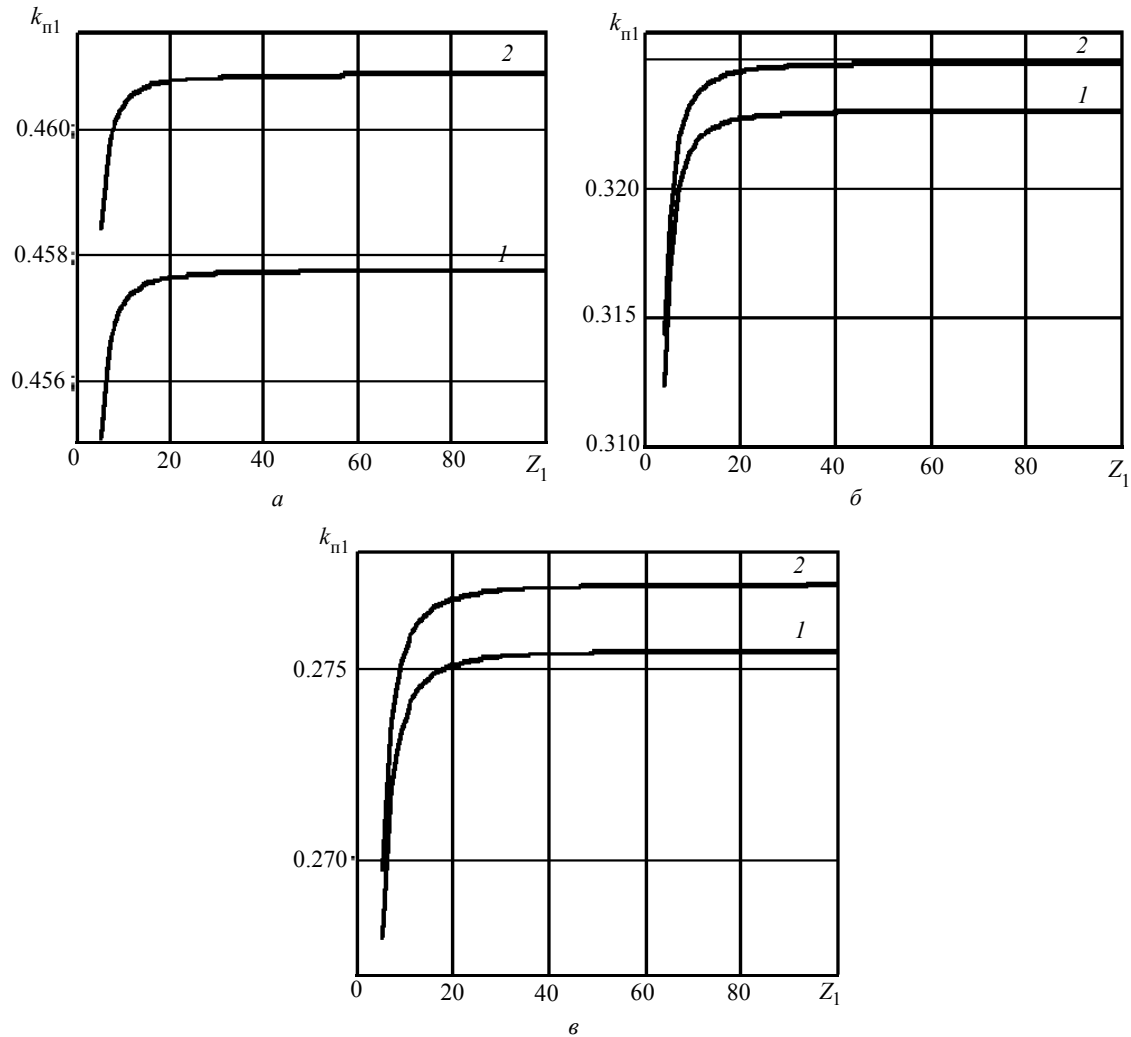


Рис. 6

Все представленные на рис. 6 кривые свидетельствуют о существенном росте значений  $k_{п1}$  при малых значениях  $Z_1$  (примерно до 20). Дальнейшее увеличение  $Z_1$  не оказывает влияния как на величины  $k_{п1}$ ,  $B_{\delta m}$  и  $D_{1*m}$ , так и на функциональный множитель  $F_{M*m}$ . Учитывая тот факт, что в реальных турбогенераторах число пазов сердечника статора больше 30, можно считать, что  $Z_1$  практически не оказывает влияния на уровень использования активных материалов турбогенератора.

Для еще большей наглядности результаты расчета зависимостей  $B_{\delta m}$ ,  $D_{1*m}$ ,  $F_{M*m} = f(Z_1)$  представлены в табличной форме при относительной длине пакета стали статора  $l_{1*} = 1.5$ . Из таблицы видно, что число пазов статора реального турбогенератора практически не влияет ни на одну из интересующих величин, имея в виду изменение числовых значений на уровне пятого-шестого знаков.

Для определения наружного диаметра пакета стали статора, обеспечивающего оптимальное использование материалов в объеме активного ядра машины относительно электромагнитного момента, согласно [2] имеем выражение

$$D_{1н} = \sqrt[5]{\frac{M_{эм}}{k_F F_{M*m} F_{M\theta}}}, \quad k_F = \frac{c_1^2 \pi f_1 k_{об1}^2 \gamma}{2k_{\theta 1}} k_{Г1}.$$

В состав коэффициента  $k_F$  входят следующие величины:  $c_1$  – учитывает падение напряжения на сопротивлении обмотки статора;  $f_1$  – частота тока в обмотке статора;  $k_{об1}$  – обмоточный коэффициент, учитывающий структуру обмотки статора;  $\gamma$  – удельная электропроводность материала обмотки статора;  $k_{Г1}$  – коэффициент, определяющий заполнение паза статора неизолированным проводом;  $k_{\theta 1}$  – температурный коэффициент, учитывающий влияние температуры на электропроводность материала обмотки статора.

Таблица 1

$p$	$Z_1$	$B_{c1}, \text{Тл}$	$B_{31}, \text{Тл}$	$F_{M*}, \text{Тл}^2$	$B_{\delta m}, \text{Тл}$	$D_{1*m}$
1	36	1.8	2	0.017395	0.99970	0.45768
	48			0.017396	1.00003	0.45761
	60			0.017396	1.00017	0.45758
	72			0.017396	1.00025	0.45756
	36	1.4	1.6	0.010841	0.79473	0.45412
	48			0.010842	0.79499	0.45405
	60			0.010842	0.79511	0.45402
	72			0.010842	0.79517	0.45400
2	36	1.8	2	0.019492	1.11366	0.55246
	48			0.019495	1.11407	0.55240
	60			0.019497	1.11426	0.55237
	72			0.019497	1.11437	0.55236
	36	1.4	1.6	0.012247	0.88745	0.54927
	48			0.012249	0.88778	0.54921
	60			0.012249	0.88793	0.54918
	72			0.012250	0.88801	0.54916
3	36	1.8	2	0.018380	1.16295	0.60012
	48			0.018383	1.16341	0.60007
	60			0.018385	1.16362	0.60004
	72			0.018386	1.16374	0.60003
	36	1.4	1.6	0.011597	0.92772	0.59739
	48			0.011599	0.92809	0.59734
	60			0.011600	0.92825	0.59731
	72			0.011601	0.92835	0.59730

При этом функция электромагнитного момента  $F_{M\theta}$ , зависящая от угла нагрузки  $\theta$  и, согласно

[1], определяемая выражением  $F_{M\theta} = \frac{k_B^2}{1 + x_{d*}^2} -$

$-\frac{k_B}{1 + x_{d*}^2} \cos \theta + \frac{k_B x_{d*}}{1 + x_{d*}^2} \sin \theta$ . Входящая в состав

$F_{M\theta}$  величина  $k_B = E_1/U_1$  называется коэффициентом возбуждения и представляет собой отношение ЭДС возбуждения  $E_1$ , индуцированной в обмотке статора потоком возбуждения, к действующему значению фазного напряжения  $U_1$  на зажимах обмотки статора. И, наконец, параметр  $x_{d*}$  – это относительное индуктивное сопротивление обмотки статора по продольной оси.

Для подтверждения корректности разработанной в [2] и уточненной в данной статье математической модели оптимальной продольно-поперечной геометрии турбогенератора при ее непосредственном использовании был выполнен расчет значений магнитной индукции в воздушном зазоре  $B_\delta$ , относительного диаметра расточки статора  $D_{1*}$  и наружного диаметра сердечника статора  $D_{1H}$ , обеспечивающих наилучшее использование активных материалов относительно электромагнитного момента, для 12 реальных турбогенераторов, отличающихся друг от друга мощностями,

системами охлаждения и числами полюсов. При выполнении расчетов на основании опыта эксплуатации турбогенераторов было принято значение угла нагрузки  $\theta = 30^\circ$ . Результаты расчета и значения промежуточных параметров приведены в табл. 2.

В ней приняты следующие обозначения:  $D_{1*opt}$  – оптимальное значение относительного диаметра расточки статора;  $B_{\delta opt}$  – оптимальное значение магнитной индукции в воздушном зазоре;  $U_{1H}$  – номинальное значение фазного напряжения;  $I_{1H}$  – номинальное значение фазного тока; ОКЗ – отношение короткого замыкания;  $x_d$  – синхронное индуктивное сопротивление обмотки статора по продольной оси турбогенератора;  $F_M$  – функция момента, или функциональный множитель, оптимизация которого является целью данной статьи;  $D_{1H}$  – наружный диаметр пакета стали статора;  $D_{1H opt}$  – оптимальное значение наружного диаметра пакета стали статора.

Основные результаты проведенных в статье исследований могут быть сформулированы в виде следующих положений:

1. В рамках разработанной математической модели турбогенератора сформирован функциональный сомножитель, описывающий оптимальную поперечную геометрию турбогенератора, из которой следует, что всегда существуют оптималь-



Таблица 2

Параметр ТГ	Номер турбогенератора											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$p$	1	1	1	1	1	1	1	1	1	2	2	2
$z_1$	48	72	48	60	60	54	48	42	42	72	60	48
$l_1^*$ , о. е.	1.53	1.02	1.43	1.07	1.62	2.26	2.31	2.36	2.36	1.67	1.96	2.27
$B_{c1}$ , Тл	1.66	1.8	1.4	1.7	1.7	1.65	1.75	1.7	1.8	1.8	1.72	1.8
$B_{31}$ , Тл	1.66	1.8	1.65	1.8	1.83	1.7	1.8	1.9	2	1.76	2	2
$D_{1*}$ , о. е.	0.497	0.492	0.427	0.48	0.486	0.489	0.493	0.475	0.475	0.633	0.601	0.631
$D_{1*opt}$ , о. е.	0.471	0.464	0.449	0.458	0.463	0.474	0.474	0.464	0.465	0.568	0.551	0.558
$B_{\delta}$ , Тл	0.844	0.913	0.933	0.927	1.005	0.967	1.011	1.096	1.143	1.006	1.175	1.149
$B_{\delta opt}$ , Тл	0.848	0.931	0.815	0.919	0.919	0.854	0.904	0.936	0.986	0.996	1.103	1.108
$k_{об1}$	0.9231	0.911	0.9049	0.9228	0.9228	0.9153	0.9231	0.9134	0.9134	0.9236	0.9099	0.9250
$k_{\theta 1}$	1.34											
$c_1$	1.04											
$\gamma$ , СМ/М	$57 \cdot 10^6$											
$k_{r1}$	0.398	0.45	0.342	0.399	0.295	0.274	0.275	0.264	0.397	0.281	0.278	0.376
$f_1$ , Гц	50	50	60	50	50	50	50	50	50	50	50	50
$k_F \cdot 10^9$	1.225	1.350	1.214	1.228	0.9077	0.8295	0.8468	0.7959	1.197	0.8662	0.8317	1.163
$M_{эм} \cdot 10^9$ , Вт · с	0.127	0.255	0.318	0.414	0.701	1.115	1.592	2.548	3.185	3.185	6.369	7.643
$\theta$ , ... °	30											
$r_1 \cdot 10^{-3}$ , Ом	0.429	1.5	0.947	0.8	1.876	1.717	1.262	1.33	1.33	1.569	1.54	1.339
$U_{1н}$ , В	10 500	10 500	10 500	10 500	15 750	20 000	20 000	24 000	24 000	20 000	24 000	24 000
$I_{1н}$ , А	2749	5499	6469	8927	10 178	11 547	18 679	21 651	29 402	16 981	26 729	33 545
ОКЗ, %	0.413	0.5145	0.635	0.4845	0.438	0.549	0.386	0.48	0.363	0.449	0.453	0.530
$x_d$ , Ом	9.248	3.711	2.556	2.428	3.533	3.155	2.774	2.309	2.249	2.623	1.982	1.35
$x_d^*$ , о. е.	2157.5	2474	2699.3	3035	1883.5	1837.9	2198.8	1736	1691	1671.8	1287.2	1008.2
$F_{M\theta}$	2.55	2.224	2.038	1.812	2.921	2.993	2.502	3.169	3.253	3.291	4.274	5.458
$F_{M^*}$	0.014	0.0087	0.01	0.0089	0.017	0.024	0.028	0.029	0.033	0.019	0.027	0.033
$D_{1н}$ , мм	1750	2360	2410	2550	2500	2590	2670	2950	2950	3080	3280	3310
$D_{1н opt}$ , мм	1974	2497	2618	2908	2752	2852	3070	3220	3048	3586	3674	3253

ные значения относительного диаметра расточки статора и магнитной индукции в воздушном зазоре, обеспечивающие наилучшее использование материалов в объеме активного ядра турбогенератора относительно его электромагнитного момента.

2. Показано, что оптимальное значение относительного диаметра расточки статора турбогенератора возрастает с увеличением числа пар полюсов и практически не зависит от значений магнитных индукций на участках его магнитной системы.

3. Оптимальные значения магнитной индукции в воздушном зазоре турбогенератора повышаются с увеличением магнитных индукций на участках магнитной системы и числа пар полюсов ТГ.

4. Оптимальное значение функционального множителя  $F_{M^*m}$  возрастает с увеличением маг-

нитных индукций на участках магнитной системы и имеет максимум в четырех полюсных турбогенераторах, что соответствует более высокому уровню использования материалов в таких турбогенераторах в сравнении с двух- и шестиполюсными.

5. Сравнение технических данных существующих турбогенераторов с возможными оптимальными значениями этих данных показывает достаточно удовлетворительное их совпадение, что подтверждает, с одной стороны, справедливость разработанной математической модели, а с другой стороны – оптимальность существующих турбогенераторов.

6. Длина пакета стали статора практически не влияет на оптимальные значения параметров, характеризующих оптимальную поперечную геометрию.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ваганов М. А., Пименова И. А. Особенности синхронного неявнополюсного генератора при учете активного сопротивления обмотки статора // Изв. СПбГЭТУ «ЛЭТИ». 2013. № 8. С. 49–54.

2. Хуторецкий Г. М., Токов М. И., Толвинская Е. В. Проектирование турбогенераторов. Л.: Энергоатомиздат, 1987. 256 с.

3. Колупицкий К. А. Оптимизация поперечной геометрии турбогенераторов // Изв. СПбГЭТУ «ЛЭТИ». 2017. № 4. С. 44–49.

---

M. A. Vaganov, K. A. Kolupitsky  
Saint Petersburg Electrotechnical University «LETI»

### ANALYSIS OF MATHEMATICAL MODELS OF OPTIMAL LONGITUDINAL-TRANSVERSE GEOMETRY TURBO

*Analyzed mathematical model of a turbogenerator in a static mode, on the basis of which the optimal values of magnetic induction in the air gap and the relative diameter of the bore of stator, ensuring the best use of the active materials of the machine relative to the electromagnetic on time. The influence of the relative axial length of the steel package of the stator of the machine, the number of poles, the number of teeth of the stator core and the values of magnetic induction in the teeth and in the stator core at the optimal transverse geometry of the turbine. It is shown that the increase of magnetic inductions at sites of the magnetic system of the stator accompanied by an increase in the optimal value of magnetic induction in the air gap and does not influence the optimal value of the relative diameter of the bore of the stator of a turbogenerator. The mathematical expression to determine the outer diameter of the steel package of the stator, ensuring the optimum use of materials in the volume of the active core of the unit relative to the electromagnetic torque. The results of comparison of numerical values of the parameters, designed and in operation of turbine generators with optimal numerical values of these same parameters, but calculated on the basis of the developed mathematical model.*

**Magnetic induction in the air gap, the magnetic induction in the back of the stator core, the magnetic induction in the teeth of the stator core, the relative diameter of the bore of the stator, the relative length of the steel package of the stator, the number of poles of the machine, the number of teeth of the stator, the outer diameter of the steel package of the stator**

---

УДК 621.865.8+63-83

М. П. Белов, Д. Х. Чан, Ч. Х. Фьонг  
Санкт-Петербургский государственный электротехнический университет «ЛЭТИ» им. В. И. Ульянова (Ленина)

### Синтез оптимального регулятора момента бесколлекторного двигателя с постоянными магнитами в электроприводах промышленных роботов

*Предложено решение синтеза оптимального регулятора для сглаживания момента бесколлекторного двигателя с постоянными магнитами (БДПМ) на основе использования преобразования Фурье фазных токов и угла поворота ротора двигателя. Проведен анализ колебания крутящего момента БДПМ, вызываемого взаимоиндуктивностью между обмотками ротора и статора БДПМ и неожиданной частотой обратных фазных токов. Проанализированы насыщение фазных напряжений инвертера и процесс потери энергии в стали машины, вызываемой диффузией обратных фазных токов с неожиданными частотами. Рассмотрены характеристики электропривода БДПМ как мехатронной системы. Показана эффективность применения оптимального управления для синтеза оптимальной компенсации момента БДПМ с учетом зависимости электромагнитных характеристик двигателя от его угла поворота ротора на основе моделирования системы в среде Matlab/Simulink.*

**Электропривод, бесколлекторный двигатель с постоянными магнитами, широтно-импульсная модуляция, оптимальный регулятор момента, преобразование Фурье**

Электропривод на основе БДПМ используется в многих областях техники и промышленности. В современных электроприводах робототех-

ники БДПМ широко применяется для управления манипуляторами и мобильными роботами. Энергоэффективность и точные характеристики сле-