

К ВЫБОРУ ОСНОВНЫХ РАЗМЕРОВ УДАРНОГО ГЕНЕРАТОРА

Г. А. СИПАЙЛОВ, К. А. ХОРЬКОВ

(Представлена научным семинаром кафедр электрических машин и общей электротехники)

Генераторы ударной мощности, предназначенные для получения больших мощностей в одном импульсе, как и генераторы разрывных мощностей, используемые для испытания высоковольтных масляных выключателей, изготавливаются на базе существующих турбогенераторов. Вопросы проектирования турбогенераторов разработаны достаточно полно, и это существенно облегчает задачу создания генераторов разрывной и ударной мощности. Однако индивидуальные особенности, определяемые условиями работы генераторов разрывной и ударной мощности, естественно, должны учитываться при их проектировании, в частности, это относится к выбору их основных размеров.

Если для турбогенераторов существует логическое и математическое обоснование выбора наилучших расчетных и конструктивно-технологических вариантов машины при ее проектировании [1], то для генераторов ударной и разрывной мощности эта задача требует дальнейшего исследования и решения.

Например, для генераторов ударной мощности при выборе оптимальных значений диаметра и длины активной части, числа и размеров пазов и т. д. в машине заданных габаритов, необходимо исходить из условия получения максимальной электромагнитной энергии за время первого полупериода тока. При этом экономические соображения (стоимость производства и стоимость потерь), существенно влияющие на выбор основных размеров серийных турбогенераторов, играют второстепенную роль, ввиду сугубой индивидуальности машины. Тепловой режим машины также не ставит особых ограничений, если объект, на который работает генератор, не нуждается в частом повторении импульсов. Это позволяет исключить влияние экономических факторов и вопросов нагрева на соотношения между основными размерами ударного генератора.

В настоящей работе излагаются результаты определения оптимальных размеров генератора ударной мощности, с помощью счетно-решающей машины Минск-1, из условия получения максимальной импульсной мощности в заданных габаритах. При выводе уравнений, на основании которых составлялась программа для расчета, были использованы формулы И. М. Постникова [2, 3] и уравнения, связывающие между собой мощность, энергию и машинную постоянную ударного генератора [5].

Выражение индуктивного сопротивления через геометрические параметры ударного генератора

На основании уравнений, полученных в [5], величину, пропорциональную объему активной части, можно выразить через величину энергии, отдаваемую генератором нагрузке

$$D^2 l = \frac{1}{n} P_{уд} C_{уд} = \frac{2\pi}{k_n} Q_n C_{уд}, \quad (1)$$

где Q_n — энергия, отдаваемая нагрузке;
 k_n — коэффициент нагрузки;
 $C_{уд}$ — машинная постоянная ударного генератора, причем для однофазного генератора

$$C_{уд} = \frac{C_A}{4k_3 k_i k_m} = \frac{0,35}{k_3} x_{уд} C_A, \quad (2)$$

C_A — машинная постоянная Арнольда;

k_3 — коэффициент затухания ударного тока;

$x_{уд}$ — индуктивное сопротивление ударного генератора.

Как следует из уравнений (1) и (2), при постоянном объеме машины энергия, отдаваемая в нагрузку, будет тем больше, чем меньше величина сопротивления $x_{уд}$.

За исходное уравнение при определении индуктивного сопротивления однофазного ударного генератора можно принять

$$x_{уд} = \frac{x_d'' + x_2}{2}, \quad (3)$$

где x_d'' — сверхпереходное индуктивное сопротивление по продольной оси;

x_2 — индуктивное сопротивление обратной последовательности.

При аналитическом определении индуктивного сопротивления обратной последовательности обычно выражают его через сверхпереходные сопротивления по продольной и поперечной осям. Численные значения сопротивления x_2 для турбогенераторов, в зависимости от демпфирующей способности ротора, находятся в пределах [3, 4]

$$x_2 = (1 \div 1,24) x_d''.$$

Принимая во внимание, что ударный генератор имеет усиленную демпферную систему, сопротивление обратной последовательности по величине будет приближаться к сверхпереходному сопротивлению по продольной оси

$$x_2 = (1 \div 1,1) x_d''. \quad (4)$$

В свою очередь, сверхпереходное сопротивление равно

$$x_d'' = x_s + x_{ad}'',$$

где x_s — индуктивное сопротивление рассеяния обмотки статора;

x_{ad}'' — сверхпереходное индуктивное сопротивление реакции якоря. Сопротивление рассеяния обмотки статора в турбогенераторах составляет около 90% от величины сверхпереходного сопротивления по продольной оси, то есть

$$x_d'' = 1,1 x_s.$$

Тогда, с учетом равенства (4), получим

$$x_{уд} = (1,1 \div 1,15) x_s. \quad (5)$$

Для определения индуктивного сопротивления рассеяния обмотки статора существует несколько методов, однако, за исходное уравнение при этом обычно принимают [3].

$$X_s = 4\pi f \mu_0 \frac{1}{p} l \frac{w_1^2}{q_1} (\lambda_n + \lambda_l + \lambda_\delta) \text{ ом}, \quad (6)$$

где w_1 — число последовательно соединенных витков фазы;
 μ_0 — магнитная проницаемость среды;
 q_1 — число пазов на полюс и фазу, заполненных медью;
 p — число пар полюсов;
 $\lambda_n, \lambda_l, \lambda_\delta$ — проводимости рассеяния соответственно пазового, лобового и дифференциального.

Для однофазной однослойной обмотки

$$w_1 = p q_1 \text{ и } q_1 = \frac{1}{3p} z_1',$$

где z_1' — полное число пазов статора.

Следует отметить, что для рассматриваемой однофазной машины число пазов на фазу будет равным числу пазов на две фазы трехфазной машины, то есть однофазная обмотка будет соответствовать двум фазам трехфазной обмотки. Следовательно, короткое замыкание такой однофазной машины будет аналогичным двухфазному короткому замыканию трехфазной машины. Этим, в частности, объясняется вид уравнения (3).

Для удобства программирования расчета на счетно-решающей машине выразим проводимости рассеяния в несколько ином виде, чем обычно.

Проводимость пазового рассеяния для открытого паза

$$\lambda_n = \frac{1}{3} (k_1 + 2k_2 + k_n) k_{nc}, \quad (7)$$

где k_1 — отношение высоты паза к его ширине;
 k_2 — отношение высоты клина к ширине паза;
 k_n — отношение двухсторонней толщины изоляции к ширине паза;
 k_{nc} — коэффициент, учитывающий насыщение стали зубцового слоя статора.

Проводимость лобового рассеяния для однослойной подразделенной концентрической обмотки

$$\lambda_l = \left(0,13 - \frac{0,1}{p} + 0,039 k_n + 0,33 \frac{k_1 k_n}{z_1'} \right) p \beta z_1' k_g, \quad (8)$$

где k_n — отношение ширины паза к зубцовому делению;
 β — отношение полюсного деления τ к длине активной части машины l ;
 k_g — коэффициент, учитывающий демпфирующее действие экранирующих колец „капп“ на поля рассеяния обмотки статора.
 Проводимость дифференциального рассеяния

$$\lambda_\delta = \frac{\kappa_{w1}^2 t_1}{\pi^2 \delta k_\delta} (\lambda_z' + \lambda_n'),$$

где k_{w1} — обмоточный коэффициент основной гармонической;
 t_1 — зубцовый шаг;
 δ — воздушный зазор;
 k_δ — коэффициент воздушного зазора;
 λ_z — проводимость рассеяния для зубцовых гармонических, причем

$$\lambda_z = \left(\frac{z_1'}{2p}\right)^2 \sum_v \left(\frac{1}{v_z}\right)^2;$$

v_z — порядок зубцовой гармонической;
 λ_B — проводимость рассеяния для пространственных гармонических, причем

$$\lambda_B = \left(\frac{z_1'}{2p}\right)^2 \sum_n \left(\frac{k_{wn}}{k_{w1}} \cdot \frac{1}{v}\right)^2 k_n.$$

Нижний предел суммы при определении λ_B , $n=5$; затем складываются все нечетные гармонические не кратные трем до значения зубцовой частоты, при этом

$$\frac{k_{wn}}{k_{w1}} = \frac{\sin v \frac{\pi}{3} \cdot \sin \frac{\pi}{2} Q}{\sin \frac{\pi}{3} \cdot \sin v \frac{\pi}{2} Q},$$

где Q — полное число пазов на полюс;
 k_n — коэффициент, учитывающий затухание высших гармонических, демпфируемых демпферной системой.

Для ударных генераторов, как и для турбогенераторов, можно принять $k_n \approx 0,6$; $\lambda_z = 0,82$. При значении $q/Q = 2/3$ для однофазной обмотки получим $k_{w1} = 0,825$, тогда сумма

$$\varphi = \sum_{v=n}^{\infty} \left(\frac{k_{wn}}{k_{w1}} \cdot \frac{1}{v}\right)^2$$

будет иметь значения, представленные в табл. 1.

Таблица 1

z_1'	24	30	36	42	48	54	60
φ	0,00260	0,00384	0,00492	0,00494	0,00496	0,00496	0,00497

Обозначая отношение $\frac{\delta}{D} = k_\delta$ и выражая зубцовый шаг через диаметр, при $p=1$ получим

$$\lambda_\delta = \frac{0,22}{k_1 z_1' k_\delta} (0,82 + 0,15 \varphi z_1'^2). \quad (9)$$

Итак, индуктивное сопротивление рассеяния обмотки статора, выраженное через геометрические параметры машины в системе единиц СИ, будет

$$X_s = \frac{4,13 \cdot 10^{-4}}{p^2 \beta} z_1' (\lambda_n + \lambda_z + \lambda_\delta) D. \quad (10)$$

В относительных единицах

$$x_s = X_s \frac{I_n}{U_n},$$

где I_n — номинальный базисный ток

$$I_n = At_1 = A \frac{\pi D}{z_1};$$

U_n — номинальное напряжение

$$U_n = 39,7 z_1 \tau e B_\delta,$$

$$\frac{I_n}{U_n} = \frac{0,032 p^2 \beta}{z_1^2 D} \cdot \frac{A}{B_\delta}.$$

Тогда

$$x_s = \frac{13,2 \cdot 10^{-6} p}{z_1} (\lambda_n + \lambda_{\lambda} + \lambda_\delta) \frac{A}{B_\delta}. \quad (11)$$

Реактивное сопротивление ударного генератора в относительных единицах в соответствии с уравнениями (5) и (11) будет

$$x_{y.d} = \frac{15 \cdot 10^{-6} p}{z_1} (\lambda_n + \lambda_{\lambda} + \lambda_\delta) \frac{A}{B_\delta}. \quad (12)$$

В процессе расчета для каждого объема машины задаются соответствующими значениями линейной нагрузки A и индукции в воздушном зазоре B_δ . Для одного объема машины (одной габаритной мощности генератора) отношение линейной нагрузки к индукции будет постоянным, что очень важно при анализе геометрии машины.

Выражение ударной мощности через геометрические параметры генератора

Мощность ударного генератора может быть выражена через габаритную мощность трехфазной синхронной машины [5].

$$P_{y.d} = 4k_3 k_i k_m P_3 = \frac{4k_3}{\sqrt{2} x_{y.d}} P_3, \quad (13)$$

где P_3 — габаритная мощность трехфазной машины [3]

$$P_3 = \frac{\pi^2}{\sqrt{2}} k_{w1} A B_\delta D^2 l n; \quad (14)$$

k_3 — коэффициент затухания тока [5]

$$k_3 = \frac{1 + e^{-t/T_d''} + 2e^{-t/T_a}}{4}. \quad (15)$$

Постоянные времени затухания T_a и T_d'' апериодической и сверхпереходной составляющих тока также можно выразить через геометрические размеры машины. Тогда для момента времени $t = \frac{\pi}{\omega}$ полу-

чим

$$\frac{t}{T_a} = \frac{0,225 z_1'^2 \left(0,89 + \frac{1}{p\beta} + \frac{2,1 k_1 k_n}{z_1} + 0,167 k_n \right) \cdot 10^{-4} D}{k_1 k_{\text{зан}} k_n^2 (\lambda_n + \lambda_{\lambda} + \lambda_\delta) \cdot D^2 l};$$

$$\frac{t}{T_d} = \frac{[0,5 + 0,07\beta (z'_1 + 4)] (z'_1 + 4)^2 \cdot 10^{-4}}{[0,4 + 0,06\beta (z'_1 + 4)] \cdot D^2}.$$

Подставляя в уравнение (13) значения входящих в него величин из (12) и (14), получим формулу для определения ударной мощности в вольтамперах

$$P_{уд} = \frac{54,5 \cdot 10^6 k_3 D^2 l z'_1 B_0^2}{p^2 (\lambda_n + \lambda_a + \lambda_0)}, \quad (16)$$

где D и l — диаметр расточки статора и длина активной части в метрах;

B_0 — индукция в воздушном зазоре в теслах.

Определение оптимальных геометрических соотношений ударного генератора

Под оптимальными геометрическими соотношениями ударного генератора понимаются такие значения β , k_1 и т. д., при которых достигается максимальная мощность и соответственно максимальная энергия, отдаваемая в нагрузку, в генераторе с заданным объемом активной части.

На основании полученных выражений (7÷16) был проведен анализ влияния геометрии паза и числа пазов статора, соотношения между основными размерами и других параметров генератора на величину ударной мощности. Анализ выполнен с помощью цифровой вычислительной машины Минск-1. Блочная схема расчета представлена на рис. 1.

При расчетах были приняты следующие пределы изменения переменных величин:

1. Величина, пропорциональная объему машины, в m^3 .

$$D^2 l = 1,0; 3,5; 7,0; 9,1; 11.$$

2. Внешний диаметр активной стали статора, в m

$$D_a = 1 + k \cdot 0,2 \quad \text{до } D_a = 2,6.$$

3. Полное число пазов статора

$$z'_1 = 24 + k \cdot 6 \quad \text{до } z'_1 = 72$$

и соответственно полное число пазов ротора

$$z'_2 = z'_1 + 4.$$

4. Отношение высоты паза к его ширине

$$k_1 = \frac{h_n}{b_n} = 0,5 + k \cdot 0,5 \quad \text{до } k_1 = 4.$$

5. Отношение полюсного деления к длине активной части машины

$$\beta = \frac{\tau}{l} = 0,2 + k \cdot 0,1 \quad \text{до } \beta = 0,9.$$

6. Коэффициент демпфирования

$$k_d = 0,5; 0,75; 1,0.$$

Входящий в выражения для D_a ; z'_1 ; k_1 и β — коэффициент k представляет целое число, принимающее последовательно значения

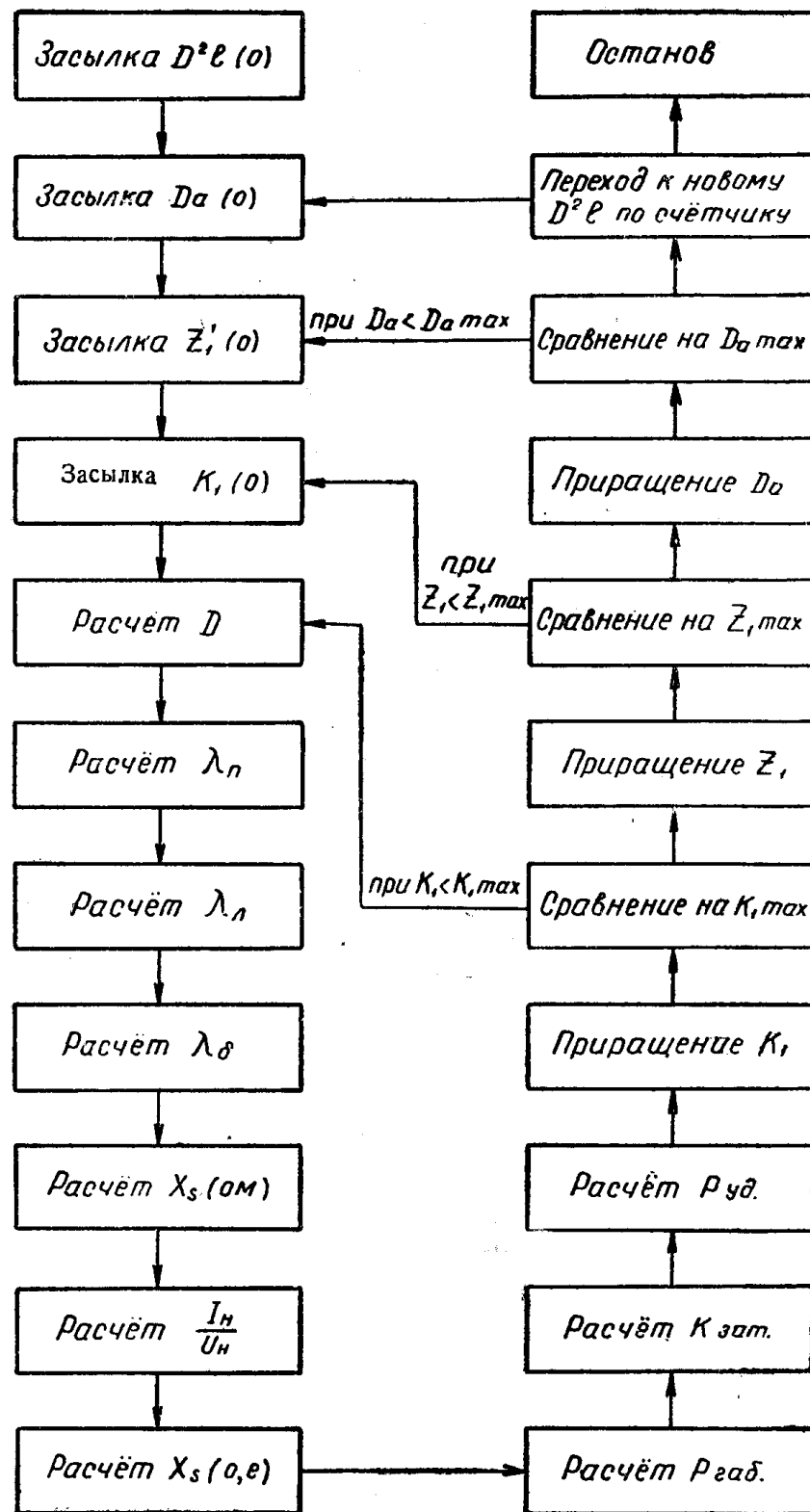


Рис. 1. Блочная схема расчета ударной мощности на ЭЦВМ—Минск-1.

$k = 0; 1; 2; \dots$. При этом расчет производился для двух значений индукции в воздушном зазоре $B_\delta = 1,0$ и $1,2$ тсл и соответственно двух значений коэффициента открытия паза $k_n = 0,55$ и $0,47$. Постоянными оставались коэффициент насыщения $k_{nc} = 0,75$ и отношение высоты клина к ширине паза $k_2 = 0,5$.

Результаты расчета для некоторых зависимостей представлены в виде кривых на рис. 3, 4, 5 и 6. При этом для удобства сравнения вариантов мощность ударного генератора выражена в условных относительных единицах. В каждом случае за единицу принята мощность генератора, имеющего при данном объеме активной части определенное значение всех параметров, влияющих на мощность.

Выбор оптимального значения β

В турбогенераторах область возможных изменений значения β определяется механической прочностью ротора. Максимальное значение β_{max} определяется предельно допустимой величиной диаметра бочки ротора. Минимальное значение β_{min} определяется предельно допустимой длиной бочки ротора. В настоящее время из условий механической прочности предельный диаметр ротора двухполюсного турбогенератора определяется величиной $D_p = 1,15$ м, а предельная длина бочки ротора l_p отношением, при котором $\frac{l_p}{D_p} \leq 7$. Эти ограничения диаметра и длины будут справедливыми и для ударных генераторов. Область возможных изменений значения β представлена на рис. 2. Как известно, при проектировании турбогенераторов область

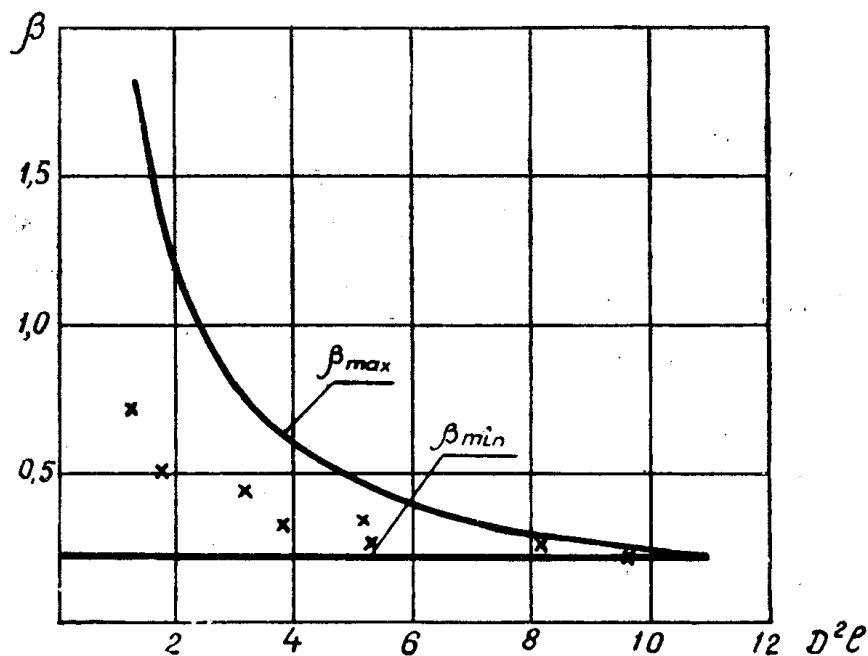


Рис. 2. Область возможных значений β для двух полюсных синхронных машин.

рекомендуемых значений β находится в пределах $0,23 \div 0,52$ [1]. Значение $\beta = 0,52$ является оптимальным с точки зрения веса меди. Меньшие значения β соответствуют генераторам больших мощностей, когда $D^2 l$ велико. На рис. 2 (по данным табл. 2) значком (x) представ-

Таблица 2

Тип генератора	ТО-12 -2	MV-15	ТИ-25 -2	Т-50-2	ТИ-75 -2	ТИ-100 -2	Т-150 -2	MV-200
β	0,72	0,33	0,50	0,47	0,35	0,29	0,26	0,23

лены значения β существующих отечественных и зарубежных (фирмы Метрополитен Виккерс) турбогенераторов и генераторов разрывной мощности. Для ударных генераторов, которые целесообразно создавать в габаритах турбогенераторов большой мощности величина β практически определяется узкими границами

$$\beta = 0,23 \div 0,3.$$

В случае выполнения ударного генератора на небольшую мощность область возможных значений β расширяется, однако, максимальная мощность в данных габаритах будет достигаться при меньших значениях β .

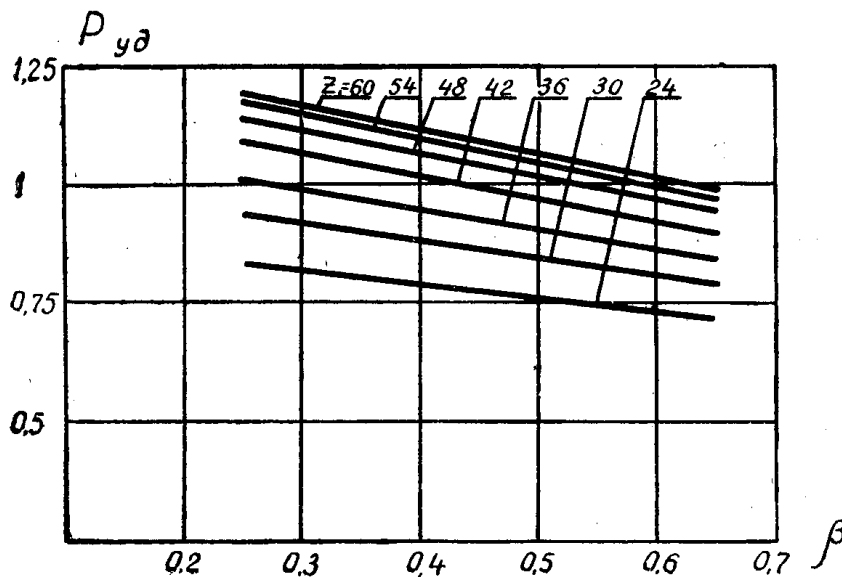


Рис. 3. Зависимость $P_{уд} = f(\beta)$ при $k_1 = 2$, $D^2l = 3,5$; $B_\delta = 1,2$; $k_d = 0,5$ для различных чисел z'_1 .

На рис. 3 представлена серия кривых $P_{уд} = f(\beta)$ для различных чисел пазов статора, при этом за единицу принята мощность генератора, имеющего $D^2l = 3,5 \text{ м}^3$; $\beta = 0,3$; $k_d = 0,5$;

$$z'_1 = 36; \quad k_1 = 2; \quad B_\delta = 1,2 \text{ тсл.}$$

Из кривых рис. 3 следует, что для данного объема активной части машины оптимальным будет значение β , при котором генератор имеет наибольшую длину статора. Это объясняется уменьшением суммарной проводимости рассеяния за счет уменьшения проводимости рассеяния лобовых частей с уменьшением β . Об этом же свидетельствуют кривые рис. 4, построенные для различных коэффициентов демпфирования потоков рассеяния лобовых частей ($k_d = 0,5$; $0,75$ и 1); для меньших значений k_d , то есть для меньших проводимостей лобового рас-

сеяния кривые располагаются выше и имеют меньший наклон к оси абсцисс. При возрастании значения β от 0,23 до 0,3 мощность ударного генератора уменьшается незначительно, в среднем на 5%. По-

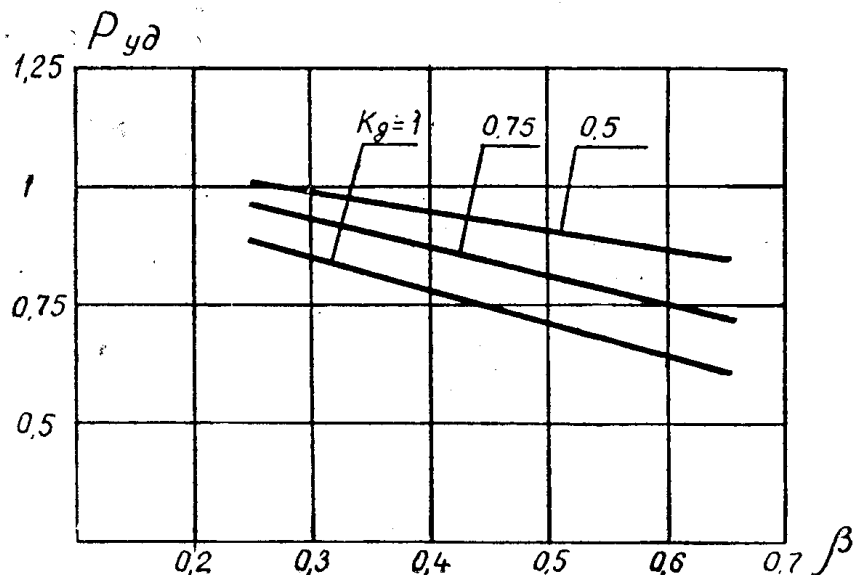


Рис. 4. Зависимость $P_{уд} = f(\beta)$ при $k_1 = 2$; $D^2l = 3,5$; $B_0 = 1,2$; $z'_1 = 36$ для различных k_d .

этому можно рекомендовать для ударных генераторов границы оптимальных значений β

$$0,23 \leq \beta \leq 0,3.$$

Выбор оптимальной геометрии паза

Из выражения для проводимости пазового рассеяния следует, что величина проводимости зависит главным образом от отношения k_1 . Чтобы получить минимальное реактивное сопротивление рассеяния паза, следует уменьшать высоту паза, увеличивая его ширину. Однако ширина паза имеет предел, который устанавливается зубцовым шагом статора, то есть числом зубцов при данном диаметре и насыщении стали зубцов. При данном диаметре расточки и числе зубцов статора целесообразно выбирать максимально возможную ширину паза. При выбранной ширине паза глубина его определяется из двух противоречивых условий. С одной стороны, увеличение высоты паза ведет к увеличению объема меди в пазу и тем самым приводит к повышению мощности генератора. С другой стороны, с увеличением высоты паза увеличивается реактивное сопротивление рассеяния, что приводит к уменьшению ударной мощности.

Расчеты показали, что оптимальное значение k_1 не является постоянным, а изменяется как с изменением числа пазов статора при данном объеме активной части, так и с изменением объема активной части. На рис. 5 представлены кривые $P_{уд} = f(k_1)$, построенные для различных чисел пазов статора, при этом за единицу принята мощность генератора, имеющего $D^2l = 7,0 \text{ м}^3$, $z'_1 = 36$; $\beta = 0,3$; $B_0 = 1,2$; $k_d = 0,5$. Из кривых рис. 5 следует, что при заданном объеме машины каждому числу пазов соответствует свое значение k_1 , изменяющееся в довольно широких пределах, при этом оптимальная величина k_1 растет с

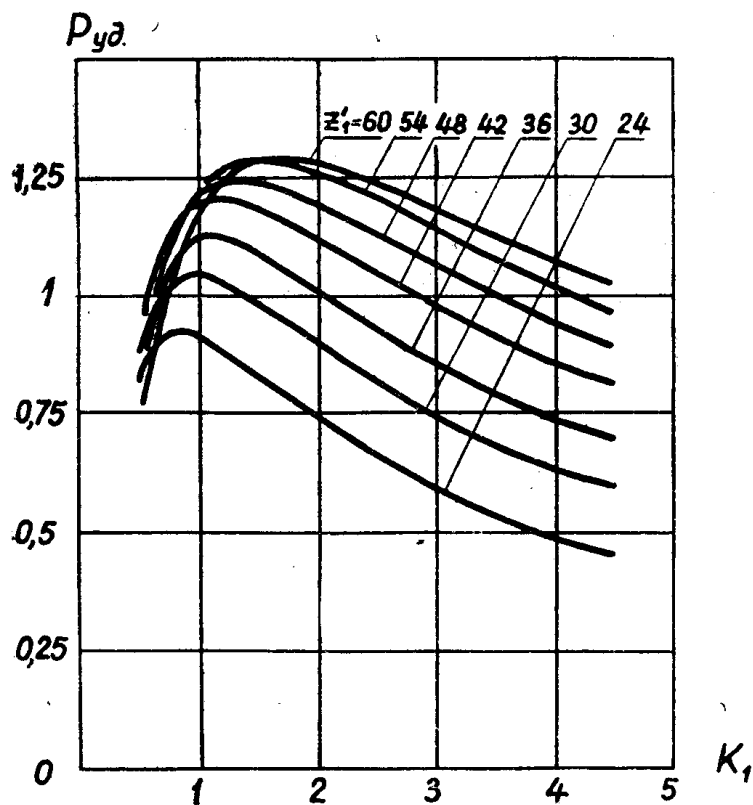


Рис. 5. Зависимость $P_{уд} = f(k_1)$ при $\beta = 0,3$; $D^2l = 7,0$; $B_0 = 1,2$; $k_d = 0,5$ для различных z'_1 .

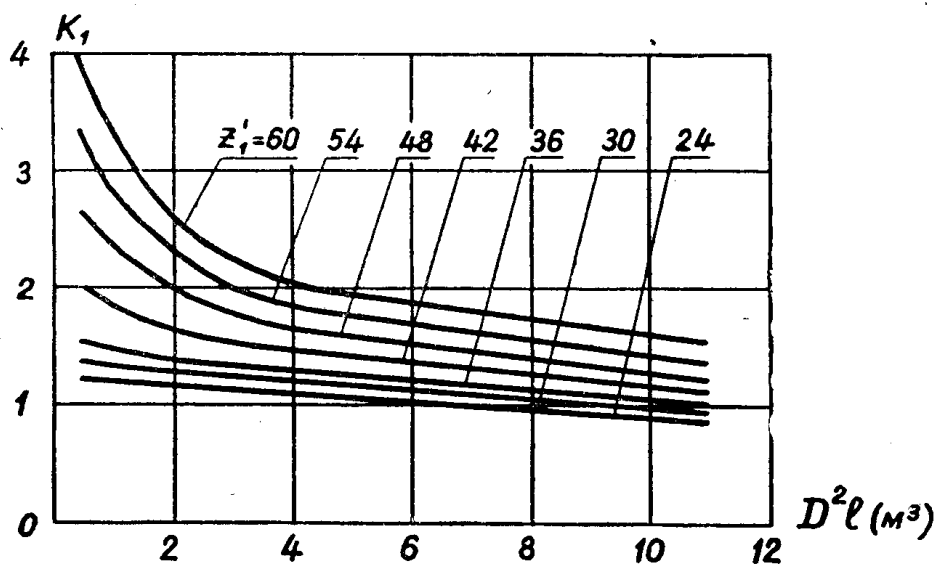


Рис. 6. Зависимость оптимальных значений $k_1 = f(D^2l)$ при $\beta = 0,3$; $B_0 = 1,2$; $k_d = 0,5$ для различных z'_1 .

увеличением числа пазов статора. Например, для $z_1' = 24$ и 30 оптимальное значение $k_1 = 1$, а для $z_1' = 54$ и 60 $k_1 = 1,5 \div 1,8$. Аналогичный вид имеют зависимости $P_{уд} = f(k_1)$ для всех других рассмотренных объемов.

На рис. 6 представлены кривые, характеризующие зависимость оптимальных значений k_1 от величины D^2l для различных чисел пазов статора. Эти кривые построены по данным, вытекающим из рис. 5 и аналогичных ему рисунков, построенных для других объемов. Из кривых рис. 6 следует, что при изменении величины D^2l в пределах $2 \div 11 \text{ м}^3$ оптимальное значение k_1 для рассмотренного ряда чисел пазов статора изменяется в пределах $0,9 \div 2,5$.

Для машин с одинаковым числом пазов на статоре оптимальное значение k_1 уменьшается с ростом объема. С возрастанием числа пазов статора границы оптимальных значений k_1 в зависимости от объема активной части машин расширяются. Например, при изменении величины D^2l в пределах $2 \div 11 \text{ м}^3$ для $z_1' = 24$ или 30 оптимальное значения k_1 находится около единицы, а для $z_1' = 54$ или 60 область значений k_1 имеет пределы $1,2 \div 2,5$.

Выбор оптимального числа пазов статора

При выбранных значениях β и k_1 можно найти такое число пазов статора, при котором мощность ударного генератора будет максимальной.

Если построить кривые, аналогичные представленным на рис. 3, 5 и 6 для всех рассмотренных значений величин, остающихся в каждом отдельном рисунке постоянными, то можно определить для любого значения D^2l оптимальное число пазов статора. Проведенные расчеты показали, что для ударных генераторов, у которых величина D^2l , пропорциональная объему активной части, находится в пределах $2 \leq D^2l \leq 9 \text{ м}^3$ оптимальное число пазов статора определяется величиной $z_1' = 48$ и 54. Для генераторов, у которых величина $D^2l \geq 9 \text{ м}^3$, оптимальное число пазов $z_1' = 54$ и 60.

В заключение следует отметить, что при проектировании ударных генераторов, как и при проектировании машин нормального исполнения, возможны отклонения от оптимальных соотношений. Однако в большинстве случаев найденные оптимальные значения основных величин, определяющих геометрию машины, будут служить исходными данными при определении основных размеров генераторов ударной мощности и могут оказаться полезными при расчетах генераторов разрывной мощности.

ЛИТЕРАТУРА

1. Е. Г. Комар. Вопросы проектирования турбогенераторов. ГЭИ, 1955.
2. И. М. Постников. Труды ЛПИ, № 2, 1937, № 209, 1960.
3. И. М. Постников. Проектирование электрических машин. ГИТЛ УССР, 1960.
4. Л. Г. Мамиконянц. Электричество № 2, 1956, № 7, 1957.
5. Г. А. Сипайлов, К. А. Хорьков. Мощность, энергия и машинная постоянная ударного генератора, Известия ТПИ, 1964.