

наводятся вихревые токи, что приводит к увеличению потерь в стали и дополнительному нагреву от них крайних пакетов.

В основе изложенного ниже метода расчета потерь [Л. 25] лежит метод приведения, заключающийся в данном случае в том, что вся масса лобовых частей заменяется мысленно одним эквивалентным кольцевым проводником, расположенным параллельно нажимным плитам. Этот

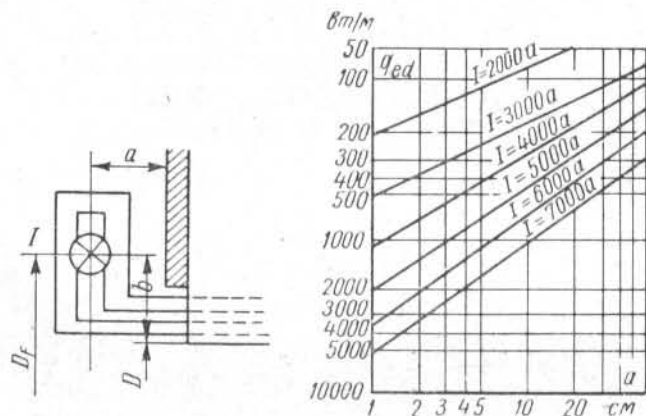


Рис. 52. К расчету торцевых потерь при коротком замыкании.

проводник обтекается некоторым эквивалентным током, который определяется как

$$I = \frac{AW_A}{2\sqrt{2}} [a], \quad (142)$$

где AW_A — реакция якоря на пару полюсов.

Расстояние от этого проводника до плиты a вычисляется как некоторое среднее расстояние, определяемое из общей конфигурации лобовых частей.

На рис. 52 приведен логарифмический график, пользуясь которым, можно определить потери в массивной стальной плите от потока рассеяния проводника, обтекаемого током I и расположенного на расстоянии a от нажимной плиты.

Величина a определяется как расстояние от середины изогнутой части лобовых соединений обмотки до нажимной плиты.

Размер b определяется конструктивно из чертежа. В среднем для крупных гидрогенераторов можно принять $b = 30$ см.

Значение потерь q_{ed} , полученное из графика, соответствует 1 м длины проводника; следовательно, потери в нажимных плитах при коротком замыкании равны:

$$Q_{ed} = q_{ed}\pi (D_i + 2b) \cdot 10^{-5} [квт]. \quad (143)$$

В современных гидро- и турбогенераторах с высокими значениями линейных нагрузок и большими полюсными делениями реакция якоря достигает десятков тысяч ампер.

Если ток в эквивалентном кольцевом проводнике превосходит 7000 а, потери в нажимных плитах могут быть получены с помощью пересчета пропорционально квадрату тока.

Суммарные добавочные потери, таким образом, составляют:

$$Q_d = Q_f + Q_l + Q_{ph} + Q_{pz} + Q_{ed} [квт],$$

§ 5. Потери на возбуждение

Потери в обмотке возбуждения гидрогенераторов

$$Q'_e = i_e^2 R_{e75} \cdot 10^{-3} [квт],$$

где R_{e75} — сопротивление обмотки возбуждения, приведенное к температуре 75° С.

Потери в переходном контакте щеток и контактных колец

$$Q_{щ} = 2\Delta U_{щ} i_e \cdot 10^{-3} [квт];$$

здесь $\Delta U_{щ}$ — падение напряжения в контакте, в.

Условно принято считать, что

$$\Delta U_{щ} \approx 1 \text{ в};$$

оно практически мало зависит от плотности тока под щеткой; поэтому

$$Q_{щ} = 2i_e \cdot 10^{-3} [квт].$$

По основному стандарту на электрические машины ГОСТ 183-55, в сумму потерь для определения к. п. д. входят потери в возбудителе, если последний находится на валу электрической машины; поэтому суммарные

потери возбуждения для гидрогенераторов с возбудителем на валу агрегата

$$Q_e = \frac{i_e^2 R_{e75} + 2i_e}{\eta_{\text{в}}} \cdot 10^{-3} \text{ [квт]}, \quad (144)$$

где $\eta_{\text{в}}$ — к. п. д. возбудителя; в среднем можно принять $\eta_{\text{в}} = 0,85$.

Для гидрогенераторов с возбуждением от отдельно установленных агрегатов

$$Q_e = (i_e^2 R_{e75} + 2i_e) \cdot 10^{-3} \text{ [квт]}.$$

§ 6. Механические потери

К суммарным вентиляционным потерям относят собственно вентиляционные потери, затрачиваемые на циркуляцию воздуха, и потери на трение воздуха о стенки каналов различных участков вентиляционного тракта.

Расход мощности на вентиляцию

$$Q_v = \frac{HQ}{102} k_{\tau} \text{ [квт]},$$

здесь Q — расход воздуха через генератор, $\text{м}^3/\text{сек}$;
 H — напор ротора вентилятора:

$$H = \frac{\gamma}{g} v^2 \text{ [мм вод. ст.]};$$

γ — плотность воздуха, $\text{кг}/\text{м}^3$ (при температуре воздуха в пределах $30-50^\circ \text{C}$ в среднем можно принять $\gamma = 1,22 \text{ кг}/\text{м}^3$);

v — окружная скорость вращения ротора, $\text{м}/\text{сек}$;
 k_{τ} — коэффициент, учитывающий потери на трение.

Ориентировочно можно принимать $k_{\tau} = 1,4$; тогда

$$Q_v = 0,122 k_{\tau} \left(\frac{v}{10}\right)^2 Q \text{ [квт]}. \quad (145)$$

В тех случаях, когда расход воздуха неизвестен, его можно определить предварительно, исходя из допустимого подогрева воздуха в машине:

$$Q = \frac{\Sigma Q_{\text{гр}}}{c_{\text{в}} \theta_{\text{в}}} \text{ [м}^3/\text{сек}]; \quad (146)$$

здесь $\Sigma Q_{\text{гр}}$ — сумма греющих потерь, равная сумме всех потерь, кроме потерь в подшипниках, квт ;

$c_{\text{в}}$ — объемная теплоемкость воздуха, равная $\sqrt{1,1 \text{ кдж}/\text{м}^3 \cdot \text{град}}$;

$\theta_{\text{в}}$ — превышение температуры воздуха, обычно не превосходящее 25°C .

Так как в сумму греющих потерь входят также и вентиляционные потери, равенство (146) с помощью формулы (145) может быть преобразовано:

$$Q = \frac{Q_{\text{Fe}} + Q_{\text{Cu1}} + Q_d + Q_e}{\theta_{\text{в}} c_{\text{в}} - 0,122 \cdot 1,4 \left(\frac{v}{10}\right)^2} \text{ [м}^3/\text{сек}]. \quad (147)$$

В числителе выражения (147) стоит сумма потерь в стали при холостом ходе, основных и добавочных потерь короткого замыкания и потерь на возбуждение, т. е. всех потерь, кроме механических. Тогда равенство (145) запишется следующим образом:

$$Q_v = 0,122 \cdot 1,4 \left(\frac{v}{10}\right)^2 \frac{Q_{\text{Fe}} + Q_{\text{Cu1}} + Q_d + Q_e}{\theta_{\text{в}} c_{\text{в}} - 0,122 \cdot 1,4 \left(\frac{v}{10}\right)^2} \text{ [квт]}. \quad (148)$$

Потери в подпятнике $Q_{\text{п}}$ определяются только после подробной конструктивной проработки и определения геометрических размеров сегментов подпятника, нагрузок, скоростей и т. д.

При предварительном вычислении к. п. д. можно воспользоваться приближенной формулой

$$Q_{\text{п}} = AN^{3/2} \eta^{3/2} \cdot 10^{-6} \text{ [квт]}, \quad \sqrt{\quad} \quad (149)$$

где N — суммарное давление на пяту, состоящее из веса вращающихся частей генератора, турбины и осевой составляющей реакции воды, т ;

A — коэффициент, зависящий от удельного давления на поверхность сегментов подпятника p и исполнения гидрогенератора (рис. 53).

Удельное давление принимается обычно равным $35-45 \text{ кг}/\text{см}^2$.

В гидрогенераторах зонтичного типа потери в подпятнике оказываются значительно большими, что вызвано

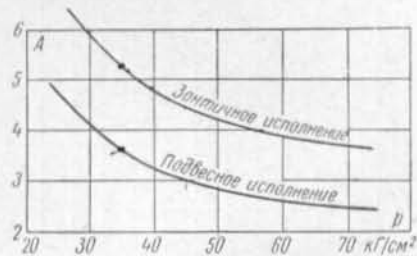


Рис. 53. К расчету потерь в подпятнике.

расположением подпятника на большем диаметре (и, следовательно, большей окружной скоростью на подпятнике).

Так как потери в подпятнике зависят от суммарной нагрузки, составляющие которой определяются параметрами как турбины, так и генератора, в практике принято половину потерь в подпятнике относить к генератору, половину — к турбине; поэтому при расчете

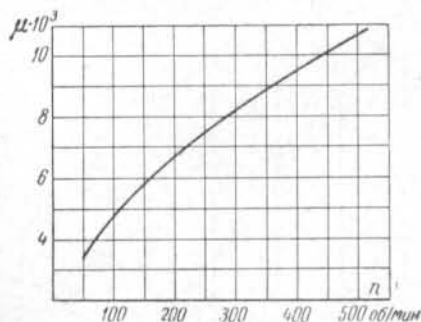


Рис. 54. К расчету потерь в подшипниках.

где v_n — расчетная окружная скорость на цапфе подшипника, м/сек;

μ — коэффициент трения при температуре масла 40°C (рис. 54);

T — нагрузка на подшипник, т.

Суммарная расчетная нагрузка на подшипник складывается из возможного механического небаланса ротора T_p и магнитных тяжений T_δ при наличии эксцентриситета ротора:

$$T = T_p + T_\delta; \quad (151)$$

здесь T_p — величина механического небаланса ротора, т;
 T_δ — величина одностороннего магнитного тяжения, т.

Для тихоходных гидрогенераторов максимально допустимая величина механического небаланса ротора

$$T_p = 0,02G_p, \quad (152)$$

где G_p — вес ротора, т.

Магнитное тяжение определяется из выражения

$$T_\delta = \alpha \left(\frac{B_\delta}{5000} \right)^2 l_i \pi D_i \frac{\varepsilon}{\delta} \cdot 10^{-3} [m],$$

где все линейные размеры выражены в сантиметрах; ε/δ — эксцентриситет ротора относительно статора (неравномерность воздушного зазора).

При значении $\varepsilon/\delta = 0,1$, допускаемом по техническим условиям на монтаж гидрогенераторов, и при $B_\delta = 7200$ гс и $\alpha = 0,72$

$$T_\delta \approx 4,7l_i D_i [m], \quad (153)$$

где l_i и D_i выражены в метрах.

§ 7. Приближенное определение к. п. д.

В ряде случаев оказывается необходимым определить ориентировочно величину к. п. д. по выбранным предварительно основным размерам и параметрам генератора, не производя подробного электромагнитного расчета машины.

При этом можно воспользоваться следующими приближенными формулами:

потери холостого хода

$$\left. \begin{aligned} Q_a &= 1,1 \frac{P_N}{AS} [квт]; \\ Q_z &= 0,105 \frac{P_N}{\tau} [квт]; \\ Q_{p0} + Q_{zкр} &= 0,5x_d (Q_a + Q_z) [квт]; \end{aligned} \right\} \quad (154)$$

потери в обмотке статора

$$Q_{Cu1} = 9,75 \frac{AS}{100} \cdot \frac{D_i}{1000} \cdot \frac{l_a}{100} [квт]; \quad (155)$$

сумма добавочных потерь при коротком замыкании

$$Q_d = 0,097x_d \frac{P_N}{\tau} [квт]; \quad (156)$$

потери на возбуждение

$$Q_e = 0,95 \frac{2p}{10} \cdot \frac{l_t}{100} \cdot \frac{AW_n}{10\,000} \sqrt{\theta_e} \text{ [квт]}; \quad (157)$$

здесь D_t , l_a , l_t — выражены в сантиметрах;
 θ_e — превышение температуры обмотки возбуждения;

AW_n — может быть предварительно определена по (39).

Вентиляционные потери и потери в подпятнике могут быть вычислены по формулам (148) и (149).

Потери в каждом из подшипников обычно составляют 10—20 квт; эти значения и могут быть приняты в расчет.

ГЛАВА СЕДЬМАЯ

НАГРЕВАНИЕ И ОХЛАЖДЕНИЕ ГИДРОГЕНЕРАТОРОВ

§ 1. Системы охлаждения гидрогенераторов

Причиной нагревания активных и конструктивных частей электрических машин являются потери, выделяющиеся в активной стали, меди обмоток и массивных конструктивных деталях, по которым частично замыкаются поля рассеяния, и вентиляционные потери. Известно, что потери в активных материалах при одних и тех же электромагнитных нагрузках пропорциональны весу активных частей, т. е. примерно кубу линейных размеров, в то время как поверхность охлаждения пропорциональна примерно квадрату линейных размеров.

Поэтому с ростом мощности должна увеличиваться интенсивность охлаждения, чтобы температура активных частей не превышала опасных для изоляции значений. Для очень крупных машин по этой причине приходится применять специальные системы охлаждения, речь о которых пойдет ниже.

В гидрогенераторах малой мощности применяется незамкнутая система вентиляции. Активные части охлаждаются воздухом, поступающим из машинного зала и проходящим через каналы в активной стали, между полю-

сами ротора, через воздушный зазор и через камеры лобовых частей.

В средних и крупных гидрогенераторах применяется система косвенного воздушно-водяного охлаждения с замкнутым циклом вентиляции. Воздух, проходящий через машину, затем проходит через водяные воздухоохладители, где охлаждается проточной водой, и вновь поступает в машину. Замкнутая система вентиляции обеспечивает чистоту воздуха в машине и тем самым предотвращает засорение отдельных каналов (в первую очередь вентиляционных каналов статора).

Наконец, в гидрогенераторах весьма большой мощности применяется еще система непосредственного охлаждения меди обмоток водой, проходящей по полым проводникам обмотки.

По способу подачи воздуха различают аксиальную, радиальную и смешанную системы вентиляции. По способу создания напора можно выделить самовентиляцию, когда напор создается только ротором генератора и укрепленными на нем вентиляторами, в отличие от принудительной вентиляции, когда напор создается отдельными вентиляторами с самостоятельным приводом, в гидрогенераторах практически не применяемой.

При радиальной системе вентиляции (см. рис. 1—5) воздух попадает (обычно сверху и снизу) в звезду ротора гидрогенератора. Затем под действием напора, развиваемого ротором, воздух проходит через каналы в ободу ротора, промежутки между полюсами и воздушный зазор, попадает в каналы сердечника статора, выходит в корпус генератора и через отверстия в корпусе — в охладители. Пройдя охладители, воздух по каналам в фундаменте и между лапами верхней крестовины вновь поступает в генератор. Часть воздуха захватывается вентиляторами, установленными на ободу ротора, и попадает в камеру лобовых частей, откуда частично через междуполюсные промежутки проходит в зазор, а частично, между пальцами нажимных гребенок и через отверстие за нажимными гребенками, — на тело статора. Во избежание обратного перетекания воздуха из камеры лобовых частей за вентилятор, ставятся воздухоразделяющие щиты.

В ряде случаев желательно повысить расход воздуха через лобовые части для усиления охлаждения нажимных

плит и головок. С этой целью часть воздуха непосредственно из звезды ротора выпускается в лобовые части с помощью специальных раструбов или системы щитов на роторе.

Для увеличения напора и уменьшения потерь на вентиляцию желательнее, чтобы вход воздуха в звезду обода ротора происходил на небольшом диаметре; с этой целью между спицами ротора устанавливают перекрытия.

При чисто аксиальной системе вентиляции воздух поступает в машину с одной стороны, проходит между полюсами, по воздушному зазору и через продольные каналы в теле и зубцах статора, после чего выходит с другой стороны машины.

При смешанной радиально-аксиальной вентиляции, которая обычно применяется в быстроходных гидрогенераторах с малым диаметром ротора, воздух попадает в машину сверху и снизу и с помощью пропеллерных вентиляторов, насаженных на вал, направляется в междуполюсное пространство. Часть воздуха попадает в камеры лобовых частей, а воздух, прошедший в междуполюсное пространство, распределяется по радиальным каналам сердечника статора.

Основными поверхностями теплоотдачи являются:

- 1) для обмотки возбуждения — боковая поверхность катушки;
- 2) для полюса — поверхность башмака;
- 3) для обмотки и стали статора — поверхности лобовых частей обмотки, расточки статора и вентиляционных каналов в сердечнике статора.

Правильно спроектированная система вентиляции должна обеспечивать хороший обдув этих поверхностей холодным воздухом при минимальных потерях на циркуляцию воздуха в машине.

Во время работы машины средняя температура обмотки статора определяется по термометрам сопротивления, заложенным в пазы обмотки. Обычно в пазы двухслойной обмотки закладывают термометры сопротивления: между стержнями и на дно паза. Термометр сопротивления, заложенный между стержнями, показывает температуру данного места.

Экспериментально установлено, что температура меди несколько больше, чем температура, измеренная по термометру сопротивления, заложенному между стержнями

[Л. 26]. Причиной этой разницы является наличие теплового потока от меди к активной стали через слой изоляции, находящийся между стержнями, а сама эта разница тем больше, чем уже паз и чем толще изоляция. Превышение температуры меди по отношению к показанию термометра сопротивления может быть подсчитано, если известны размеры паза и теплопроводность изоляции вдоль и поперек слоев [Л. 26].

Практически вводят поправку, примерно равную половине перепада температуры в изоляции [Л. 27].

Температура активной стали может быть примерно определена по термометру сопротивления, уложенному на дно паза.

Средняя температура обмотки ротора определяется обычно по сопротивлению.

Для того чтобы точно рассчитать температуры обмоток и активной стали, необходимо знать тепловые нагрузки и теплоотдачу поверхностей охлаждения. Определение теплоотдачи возможно при известных скоростях воздуха, обдувающего эти поверхности. Поэтому прежде чем приступить к изложению теплового расчета гидрогенераторов, необходимо остановиться на вентиляционном расчете.

§ 2. Вентиляционные расчеты

Подробная методика вентиляционного расчета электрических машин изложена в литературе [Л. 28]. В настоящее время специально для гидрогенераторов с радиальной системой вентиляции разработана методика вентиляционного расчета [Л. 29, 50].

Однако точный вентиляционный расчет возможен только после достаточно детальной разработки конструкции, что бывает обычно на стадии рабочего проектирования. В начале же проектирования необходимо пользоваться упрощенными и приближенными методами вентиляционного расчета, позволяющими с допустимой точностью оценить расход воздуха через машину. Это позволяет сделать приближенная методика [Л. 30]; здесь мы приводим ее конечные результаты.

Метод базируется на том обстоятельстве, что основными сопротивлениями воздушной цепи являются проходные сечения статора и ротора.

Если для какой-либо машины известны площади сечения выхода воздуха из обода ротора S_R , входа в каналы

статора S_s и расход воздуха Q , то для другой машины расход воздуха Q' может быть определен по следующей приближенной зависимости:

$$Q' = Q \frac{\frac{S'_R + S'_s}{2}}{S_R + S_s} \cdot \frac{D'_i}{D_i} \cdot \frac{n'}{n}; \quad \checkmark$$

здесь индексом «штрих» (') отмечены величины, относящиеся к проектируемой машине. Иначе говоря,

$$Q^* = \frac{Q'}{Q} = S_{cp}^* D_i^* n^*; \quad (158)$$

здесь звездочкой (*) обозначены относительные расходы воздуха и относительные размеры.

В табл. 16 приведены расходы воздуха и размеры выпущенных машин [Л. 30].

Таблица 16

Тип гидрогенератора	Среднее проходное сечение S_{cp}	Наружный диаметр ротора D	Скорость вращения n	Произведение $S_{cp} D n$	Относительный расход воздуха Q^*	Расход воздуха Q	Расход воздуха из полного вентиляционного расчета Q_p
	см ²						
СВ $\frac{1500}{200}$ -88	$6,25 \cdot 10^4$	1425,4	68,2	$6060 \cdot 10^6$	1	130	130
СВ2 $\frac{1500}{200}$ -88	$9,01 \cdot 10^4$	1425,4	68,2	$8750 \cdot 10^6$	1,440	188	180
СВ $\frac{1160}{180}$ -72	$3,64 \cdot 10^4$	1096,0	83,3	$3320 \cdot 10^6$	0,548	71,3	72
СВ $\frac{1030}{120}$ -68	$2,56 \cdot 10^4$	969	88,2	$2200 \cdot 10^6$	0,364	47,4	48
СВ $\frac{1190}{250}$ -48	$6,98 \cdot 10^4$	1095	125,0	$9550 \cdot 10^6$	1,570	204	180
СВ $\frac{1690}{175}$ -64	$4,55 \cdot 10^4$	1604,8	93,8	$6850 \cdot 10^6$	1,130	147	140

Сечение входа в каналы статора можно определить по формуле

$$S_s = \pi D_i n_r b_r \frac{b_z}{t_1} [\text{см}^2], \quad (159)$$

а сечение выхода из каналов ротора — по формуле

$$S_R = [\pi (D_i - 2\delta - 2h_p - 2h_m) - 2p (b_m + 2\delta_i + + 0,2b_e)] n'_r b'_r + n_k a_k b_k [\text{см}^2], \quad (160)$$

где n'_r и b'_r — число и ширина радиальных вентиляционных каналов в ободу ротора;

n_k , a_k и b_k — число, высота и ширина каналов сегментами стали ротора.

Если в каждом слое обода ротора имеется n сегментов, толщина листа обода составляет Δ [см], а высота обода h [см], то

$$n_k = \frac{h}{\Delta} n.$$

При шихтовке со сдвигом каждого последующего слоя на половину полюсного деления по отношению к предыдущему в формулу (160) следует подставлять $1/2n_k$ вместо n_k , так как половина каналов на выходе из обода оказывается закрытой полюсами. Высота канала a_k равна толщине листа Δ , а ширина составляет от 10,0 до 25,0 см. Однако если ширина канала b_k больше промежутка между соседними катушками, то вместо b_k следует подставлять ширину промежутка между катушками у основания полюса.

Если между полюсами имеется холостой паз для хвоста полюса, образующийся при шихтовке обода со сдвигом на половину полюсного деления, или продольный паз, устроенный специально для улучшения вентиляции, то как ширину промежутка между катушками, так и ширину канала между сегментами b_k следует увеличить на длину периметра этого паза.

Приведенная выше приближенная методика расчета дает хорошее совпадение с опытом для тихоходных гидрогенераторов с чисто радиальной вентиляцией и относительно большим числом каналов в ободу ротора.

Пользуясь выражениями (158)—(160) и табл. 16, можно приближенно определить расход воздуха через машину, а также через каналы статора и ротора, в пред-

положении, что через статор проходит примерно 75—80% полного расхода воздуха.

Более точно расходы через отдельные параллельные пути можно определить, полагая, что расход воздуха прямо пропорционален площади входного и выходного сечений.

Можно рекомендовать также следующий метод приближенного вентиляционного расчета [Л. 31], дающий хорошие результаты для гидрогенераторов, с относительно малым сечением радиальных вентиляционных каналов в обode ротора, где основной поток воздуха проходит в воздушный зазор с торцов ротора.

Для определения расхода воздуха по этому методу нужно, как и выше, найти сечение входа в радиальные вентиляционные каналы статора S_s по формуле (159) и сечение выхода из каналов ротора S_R по формуле (160). Кроме того, нужно определить сечение S_n входа воздуха в междуполюсное пространство, равное

$$S_n' = \left[m_{ср} \frac{(D_i - h_m - 2(\delta + h_p))}{D_i - 2(\delta + h_p + h_m)} h_m + \tau(1 - \alpha) h_p \right] \cdot 2p \quad [см^2], \quad (161)$$

и полное сечение входа воздуха в воздушный зазор

$$S_n = S_s + S_R + S_n' \quad [см^2], \quad (162)$$

где S_s — сечение воздушного зазора в плоскости, перпендикулярной к оси вала:

$$S_s = 2p\tau\delta \quad [см^2]. \quad (163)$$

Затем необходимо определить теоретическое значение площади воздушного зазора:

$$S_\delta = 2p\tau l_t \quad [см^2] \quad (164)$$

и с помощью этой величины коэффициент воздухопровода k :

$$k = \frac{700k_0}{\frac{S_\delta}{S_s} + \frac{S_\delta}{S_n}}, \quad (165)$$

где коэффициент k_0 зависит от отношения сечения входа в воздухоохладители S_n к площади воздушного зазора S_δ :

$$k_0 \approx \left(0,8 + 0,5 \frac{S_n}{S_\delta} \right) \pm 10\%;$$

в среднем для хорошо вентилируемых машин $k_0 = 0,9 \div 1,2$.

Общий расход воздуха определяется по формуле

$$Q = k\tau l_t \sqrt{p\tau(h_m + h_p)} \cdot 10^{-6} \quad [м^3/сек]. \quad (166)$$

Определив расход воздуха через отдельные участки воздухопровода, можно подсчитать средние скорости воздуха и приступить к тепловому расчету.

Затем можно проверить полный подогрев воздуха всеми потерями, включая вентиляционные:

$$\theta_b = \frac{\Sigma Q_{гр}}{1,1Q} < 25^\circ C.$$

§ 3. Методы теплового расчета

Если расход воздуха через машину, определенный по предварительному вентиляционному расчету, не меньше требуемого, то приближенный тепловой расчет можно проделывать, пользуясь приводимым ниже методом [Л. 12].

Пренебрегая тепловым сопротивлением меди, примем, что температура вдоль витка обмотки статора одинакова. Тогда можно воспользоваться упрощенной тепловой схемой, изображенной на рис. 55. Согласно этой схеме определяем тепловые нагрузки и превышения температур на отдельных участках схемы.

Тепловая нагрузка периферии статора от потерь в меди при температуре $\theta_{Cu1} = 105^\circ C$

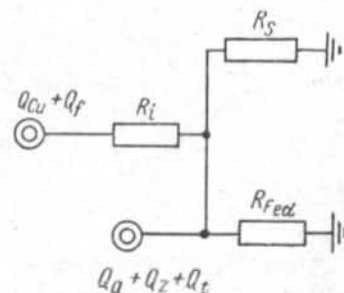


Рис. 55. Упрощенная тепловая схема статора.

$$\omega_1 = \frac{j_a A S k_f}{4200} \quad [вт/см^2], \quad (167)$$

где k_f — коэффициент добавочных потерь; от потерь в стали

$$\omega_2 = \frac{Q_a + Q_z + Q_t}{\pi D_1 (l_t - n_r b_r)} \cdot 10^3 \quad [вт/см^2]; \quad (168)$$

тепловая нагрузка изоляции

$$\omega_3 = \omega_1 \frac{t_1}{2(b_n + h)} \quad [\text{вт/см}^2], \quad (169)$$

где t_1 — зубцовый шаг по расточке статора;
 b_n — ширина паза;
 h — высота паза без клина.

Превышение температуры стали над температурой входящего воздуха

$$\theta_{Fe} = \frac{\omega_1 + \omega_2}{\alpha_1}; \quad (170)$$

здесь α_1 — коэффициент теплоотдачи.

Теплоотдача активной стали происходит с внутренней поверхности статора и боковых поверхностей вентиляционных каналов. Коэффициент теплоотдачи в зазоре составляет приближенно:

$$\alpha_3 = \frac{1 + 0,1v}{450} = \frac{1 + 0,1\tau}{450} \quad [\text{вт/см}^2 \cdot \text{град}],$$

где v — окружная скорость вращения ротора (м/сек), при частоте 50 гц численно равная полюсному делению.

Обычно считают, что каждая из боковых поверхностей пакета стали рассеивает столько же тепла, как и поверхность расточки статора, т. е.

$$\alpha_1 \approx 3\alpha_3 = \frac{1 + 0,1\tau}{150} \quad [\text{вт/см}^2 \cdot \text{град}];$$

$$\theta_{Fe} = \frac{(\omega_1 + \omega_2) \cdot 150}{1 + 0,1\tau}. \quad (171)$$

Опыт показывает, что теплоотдача активной стали зависит от отношения l_i/τ , поэтому вместо 150 в формулу (171) следует подставлять коэффициент C_{Fe} (по рис. 56, б).

Перепад температуры в изоляции обмотки

$$\theta_i = \omega_3 \frac{0,5 \Delta_{из}}{\lambda_i}, \quad (172)$$

где $0,5 \Delta_{из}$ — односторонняя толщина изоляции, см;
 λ_i — удельная теплопроводность изоляции, вт/см · град.

Для компаундированной изоляции удельная теплопроводность $\lambda_i = 0,0016$ вт/см · град, а для некомпанунированной микафолиевой гильзы $\lambda_i = 0,001$ вт/см · град.

Превышение температуры лобовых частей над температурой входящего воздуха

$$\theta_s = \omega_3 \frac{C_s}{1 + 0,07v} = \omega_3 \frac{C_s}{1 + 0,07\tau}. \quad (173)$$

Значение C_s может быть определено по рис. 56, а.

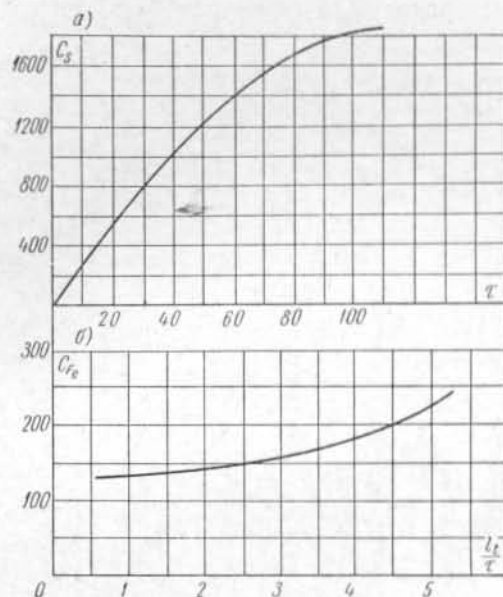


Рис. 56. К расчету постоянных теплоотдачи статора.

Тогда среднее расчетное превышение температуры меди обмотки статора составит:

$$\theta_{Cu \text{ ср}} = \frac{(\theta_{Fe} + \theta_i)(l_t - n_r b_r) + (\theta_s + \theta_s)(l_s + n_r b_r)}{0,5l_a}. \quad (174)$$

Согласно ГОСТ 5616-63, $\theta_{Cu \text{ ср}}$ не должно превышать 70° С для компаундированной изоляции.

Обычно при расчете средней температуры обмотки статора по данному методу производят проверку для наилучших условий, — когда расход воздуха меньше необходимого по условию получения требуемого перегрева воздуха (обычно 20° С). Тогда в формулах для коэффициентов теплоотдачи члены 0,1 v и 0,07 v следует умножить на коэф-

коэффициенты, пропорциональные отношению уменьшенного расхода воздуха к необходимому ($4/5$; $2/3$ и т. п.).

Более точный способ расчета превышения температуры обмотки статора основывается на более подробной тепловой схеме, изображенной на рис. 57. Сопротивления, входящие в эту схему, можно вычислить следующим образом (все размеры в формулах — в сантиметрах).

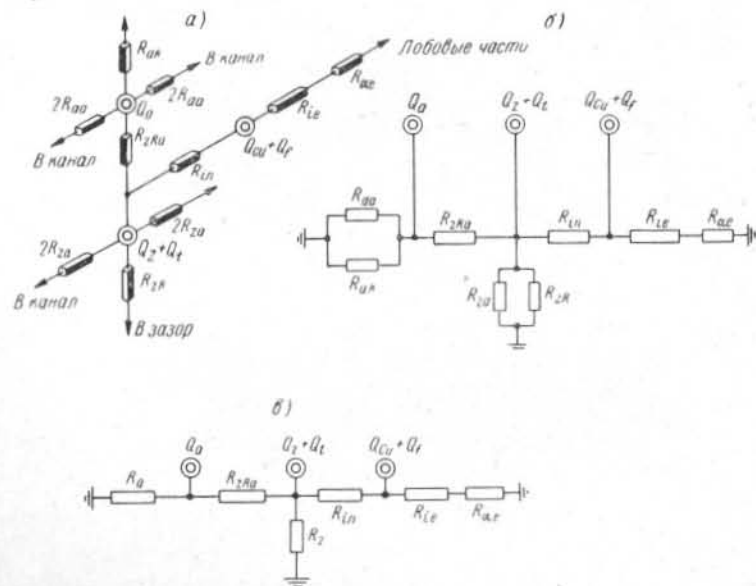


Рис. 57. Уточненная тепловая схема статора.

1. Тепловое сопротивление тела статора в осевом направлении

$$R_{aa} = \frac{b}{4\lambda S_{aa}} + \frac{1}{\alpha S_{aa}} \text{ [град/вт]}; \quad (175)$$

здесь b — толщина пакета, см.

Поверхность теплоотдачи

$$S_{aa} = \frac{\pi}{4} [D_a^2 - (D_i + 2h_n)^2] \cdot 2n_r \text{ [см}^2\text{]}.$$

Скорость воздуха

$$v_a = \frac{Q_s \cdot 10^4}{\pi (D_a - h_a) n_r b_r} \text{ [м/сек]},$$

где Q_s — расход воздуха, проходящего через статор, м³/сек.

Коэффициент теплоотдачи α можно определить с помощью рис. 58 или принять приближенно:

$$\alpha = \frac{1 + v_a \cdot 0,25}{450} \text{ [вт/см}^2 \cdot \text{град]}.$$

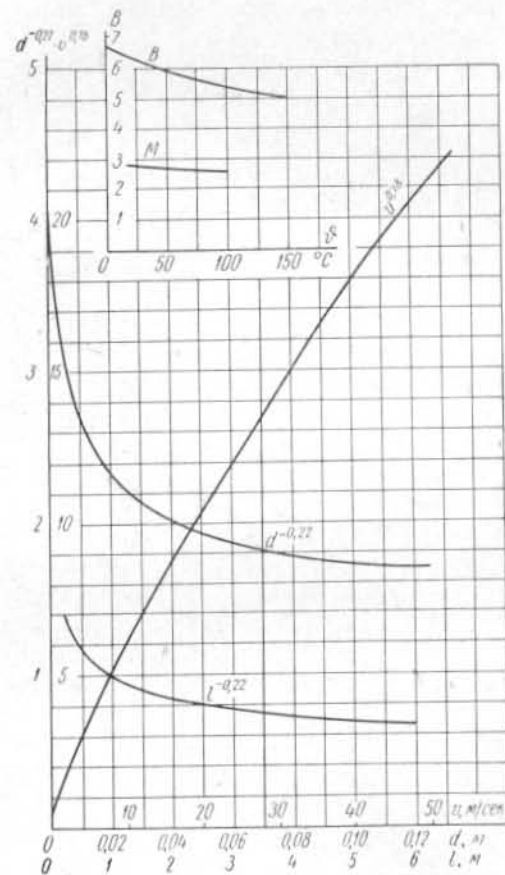


Рис. 58. Коэффициенты теплоотдачи в каналах и для поверхностей охлаждения.

При определении коэффициентов теплоотдачи с помощью рис. 58 используется формула

$$\alpha = M v^{0,76} d^{-0,22} \cdot 10^{-4} \text{ [вт/см}^2 \cdot \text{град]},$$

где d — гидравлический диаметр канала (м), определяемый следующим образом:

$$d = \frac{4F}{\Pi} \text{ [м];}$$

здесь F — площадь поперечного сечения канала, м^2 ;
 Π — периметр канала, м.

Для узкой щели шириной b можно принять:

$$d \approx 2b,$$

где b — в метрах.

Для поверхности длиной l в направлении движения потока воздуха коэффициент теплоотдачи можно подсчитать по формуле

$$\alpha = Bv^{0,78}l^{-0,22} \cdot 10^{-4} \text{ [вт/см}^2 \cdot \text{град)];}$$

здесь l — в метрах.

На рис. 58 даны кривые для определения M , B , $v^{0,78}$, $d^{-0,22}$ или $l^{-0,22}$.

Теплопроводность стали поперек пакета $\lambda \approx 0,015 \text{ вт/см} \cdot \text{град}$.

2. Тепловое сопротивление наружной поверхности тела статора

$$R_{aR} = \frac{1}{\alpha_{aR}S_{aR}} \text{ [град/вт]} \quad (176)$$

Поверхность теплоотдачи

$$S_{aR} = \pi D_a (l_t - n_r b_r) \text{ [см}^2 \text{]}.$$

Коэффициент теплоотдачи

$$\alpha_{aR} \approx 0,004 \text{ вт/см} \cdot \text{град}.$$

3. Тепловое сопротивление тела статора (рис. 57, в)

$$R_a = \frac{R_{aa}R_{aR}}{R_{aa} + R_{aR}} \text{ [град/вт]} \quad (177)$$

4. Тепловое сопротивление зубцов в осевом направлении при толщине пакета b в сантиметрах

$$R_{za} = \frac{b}{4\lambda S_{za}} + \frac{1}{\alpha_{za}S_{za}} \text{ [град/вт]} \quad (178)$$

Поверхность теплоотдачи

$$S_{za} = b_{z^{1/2}} h_n z \cdot 2n_r \text{ [см}^2 \text{]}.$$

Скорость воздуха в каналах статора

$$v_z = \frac{Q_s \cdot 10^4}{\pi (D_i + h_n) n_r b_r \frac{b_{z^{1/2}}}{t_{1/2}}} \text{ [м/сек]},$$

где $b_{z^{1/2}}$ и $t_{1/2}$ — соответственно зубцовый шаг и ширина зубца на половине высоты паза.

Коэффициент теплоотдачи α_{za} определяется по рис. 58 или приближенно:

$$\alpha_{za} \approx \frac{1 + 0,25v_z}{450} \text{ [вт/см}^2 \cdot \text{град]}.$$

5. Тепловое сопротивление зубцов в направлении к зазору

$$R_{zR} = \frac{1}{\alpha_{zR}S_{zR}} \text{ [град/вт]} \quad (179)$$

Поверхность теплоотдачи зубцов в зазоре

$$S_{zR} = b_{z^2} (l_t - n_r b_r) \text{ [см}^2 \text{]}.$$

Коэффициент теплоотдачи в зазоре

$$\alpha_{zR} \approx \frac{1 + 0,1v}{450} = \frac{1 + 0,1\tau}{450} \text{ [вт/см}^2 \cdot \text{град]}.$$

6. Тепловое сопротивление зубцов

$$R_z = \frac{R_{za}R_{zR}}{R_{za} + R_{zR}} \text{ [град/вт]} \quad (180)$$

7. Тепловое сопротивление между зубцами и телом статора

$$R_{zRa} = \frac{h_n + h_a}{2\lambda_R S_{zRa}} \text{ [град/вт]} \quad (181)$$

Поверхность теплоотдачи от зубцов к телу статора

$$S_{zRa} = \frac{b_{z^{1/2}} + t_{1/2}}{2} z (l_t - n_r b_r) \text{ [см}^2 \text{]}.$$

Теплопроводность стали вдоль пакета

$$\lambda_R = 0,4 \text{ вт/см} \cdot \text{град}.$$

8. Тепловое сопротивление изоляции пазовой части

$$R_{i\pi} = \frac{0,5\Delta_{из}}{\lambda_{из}S_{i\pi}} \text{ [град/вт]} \quad (182)$$

Поверхность теплоотдачи

$$S_{in} = (2h + b_n) z (l_t - n_r b_r) [см^2];$$

$0,5\Delta_{из}$ — односторонняя толщина изоляции пазовой части, см;

$\lambda_{из}$ — теплопроводность изоляции, причем значение $\lambda_{из} = 0,0016 \text{ вт/см} \cdot \text{град}$.

9. Тепловое сопротивление изоляции лобовой части

$$R_{ie} = \frac{0,5\Delta_{из} e}{\lambda_{из} S_{ie}} [\text{град/вт}]. \quad (183)$$

Поверхность теплоотдачи

$$S_{ie} = S_{in} \frac{0,5l_a - (l_t - n_r b_r)}{l_t - n_r b_r} [см^2];$$

$0,5\Delta_{из e}$ — толщина изоляции в лобовой части, см.

10. Сопротивление теплоотдачи лобовых частей

$$R_{ae} = \frac{1}{S_{ie} \alpha_e} [\text{град/вт}]. \quad (184)$$

Коэффициент теплоотдачи

$$\alpha_e = \frac{1 + 0,25v_e}{450} [\text{вт/см}^2 \cdot \text{град}],$$

где v_e — скорость воздуха у лобовых частей обмотки статора, м/сек.

Ввиду трудности определения v_e можно положить:

$$\alpha_e \approx \frac{1 + 0,1v}{C_s} [\text{вт/см}^2 \cdot \text{град}],$$

где C_s — по рис. 56, v — окружная скорость (м/сек), численно равная τ (см), или

$$\alpha_e \approx \frac{1 + \sqrt{v_e}}{600} [\text{вт/см}^2 \cdot \text{град}],$$

считая $v_e = (0,1 \div 0,2) \tau$ [м/сек].

После определения всех сопротивлений можно привести тепловую схему к одной ветви и найти превышение температуры меди обмотки статора; проще, однако, применить метод наложения, определяя последовательно величину и направление тепловых потоков в схеме от каждого источника тепла в отдельности, полагая поочередно, что остальные источники тепла отсутствуют. Затем не-

обходимо алгебраически (с учетом направления) суммировать тепловые потоки в каждой ветви схемы и найти перепады температуры на сопротивлениях, в результате чего получим полную картину распределения температуры в статоре.

Дальнейшее уточнение расчета должно учитывать распределение температуры по длине обмотки статора. Этот вопрос освещен в [Л. 32].

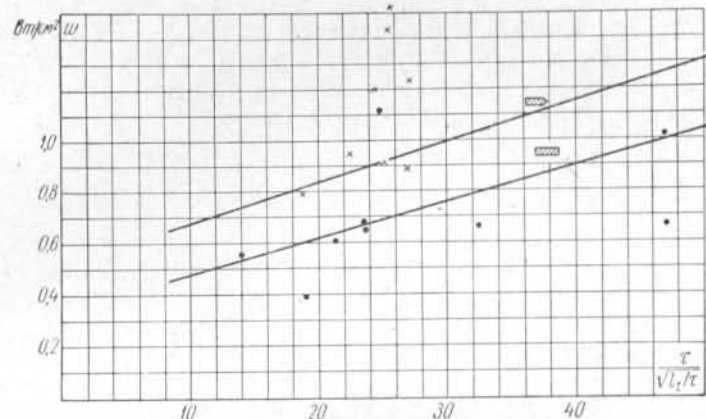


Рис. 59. Тепловые нагрузки обмотки на единицу боковой поверхности катушки ротора при температуре 125°C по данным эксперимента.

Определение температуры обмотки ротора может быть произведено с помощью уточненных коэффициентов теплоотдачи. Если скорость воздуха в междуполюсном пространстве определена при вентиляционном расчете, то коэффициент теплоотдачи гладкой поверхности обмотки ротора можно определить с помощью рис. 58, считая $l = \omega_e a_e$, где l — длина поверхности, ω_e — число витков обмотки возбуждения, a_e — высота одного витка, или по формуле

$$\alpha_p \approx \frac{1 + 0,25v_p}{450} [\text{вт/см}^2 \cdot \text{град}],$$

где v_p — скорость воздуха у обмотки ротора, м/сек.

Если же скорость воздуха неизвестна, то можно приближенно найти коэффициент теплоотдачи по формуле

$$\alpha_p \approx \frac{1 + 0,1v}{50 \div 70} [\text{вт/см}^2 \cdot \text{град}], \quad (185)$$

или по формуле

$$\alpha_p \approx \frac{1 + \sqrt{v}}{600} [\text{вт/см}^2 \cdot \text{град}],$$

где v численно равна $(0,2 \div 0,3) \tau$.

На рис. 59 приведены допустимые тепловые нагрузки поверхности охлаждения в ваттах на квадратный сантиметр при превышении температуры обмотки ротора 90°C для прямоугольной и профилированной меди, построенные по данным опыта. Аналогичные данные приведены в [Л. 32]. При пользовании рис. 59 необходимо учитывать, что обмотка возбуждения должна иметь некоторый запас по нагреву, как указано в пятой главе.

§ 4. Термическая стойкость демпферных обмоток

Нагрев демпферных обмоток гидрогенераторов обусловлен протеканием в них токов, наведенных обратносинхронными полями при несимметричных коротких замыканиях или при несимметрии нагрузки.

1. Внезапные несимметричные короткие замыкания. При несимметричных коротких замыканиях нагрев демпферной обмотки определяется потерями в ней от тока обратной последовательности и пропорционален величине

$$I_2^2 t = \frac{1}{t} \int_0^t i_2^2 dt;$$

здесь I_2 — среднеквадратичный ток обратной последовательности за время t ;

i_2 — мгновенное значение тока обратной последовательности.

Если исходить из условия, что нагрев стержней в начальный период короткого замыкания близок к адиабатическому, и ограничиться максимальной температурой стержня 250°C , то, введя коэффициент запаса 1,5, учитывающий неравномерный нагрев стержней, получим [Л. 33]:

$$I_2^2 t \leq 3,9 \cdot 10^8 \frac{d^2}{AS^2}, \quad (186)$$

где d — эквивалентная толщина медного цилиндра при равномерном распределении меди демпферной обмотки по периферии ротора с учетом вытеснения тока:

$$d = \frac{n_b q_b \cdot 10^{-2}}{\tau \sqrt{2}} [\text{см}]. \quad (187)$$

Обычно в действующих гидрогенераторах $I_2^2 t \leq 40$. При этом машины имеют 1,5—2-кратный тепловой запас

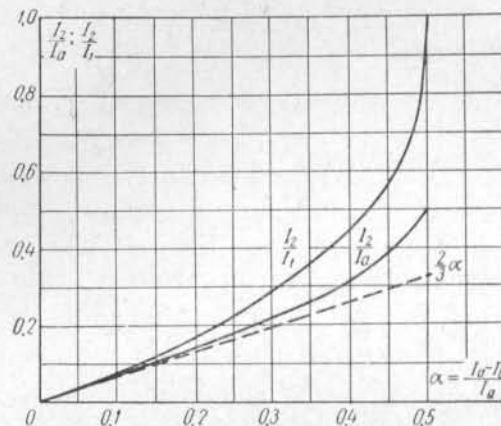


Рис. 60. Определение тока обратной последовательности при несимметрии нагрузки.

по сравнению со значением $I_2^2 t$, вычисленным по формуле (186).

2. Длительная несимметрия нагрузки. При длительной несимметрии нагрузки температура демпферной обмотки также определяется током обратной последовательности. Значение тока обратной последовательности в зависимости от несимметрии нагрузки можно определить по рис. 60.

При небольшой несимметрии токов (пунктирная прямая на рис. 60)

$$I_2 \approx \frac{2}{3} \left(\frac{I_a - I_b}{I_a} \right),$$

где I_a и I_b — соответственно максимальный и минимальный токи в фазах.

При проектировании гидрогенератора необходимо определить длительно допустимый ток обратной последовательности, исходя из нагрева демпферной обмотки. Токи, наводимые в обмотках ротора током обратной последовательности статора, можно получить по эквивалентной схеме рис. 32 (гл. четвертая) в виде:

$$I_{2Dd} = I_2 \frac{x_d'' - x_l}{x_{kd}}; \quad I_{2Dq} = I_2 \frac{x_q'' - x_l}{x_{kq}};$$

$$I_{2f} = I_2 \frac{x_d'' - x_l}{x_f}. \quad (188)$$

Добавочные потери от тока обратной последовательности составят [Л. 34]:
в обмотке возбуждения

$$\Delta Q_e = \frac{1}{2} r_f P_N k_{f100f} I_{2f}^2 \text{ [квт]}; \quad (189)$$

в демпферной обмотке по продольной оси

$$\Delta Q_{Dd} = \frac{1}{2} r_{kd} P_N k_{f100D} I_{2Dd}^2 \text{ [квт]}; \quad (190)$$

в демпферной обмотке по поперечной оси

$$\Delta Q_{Dq} = \frac{1}{2} r_{kq} P_N k_{f100D} I_{2Dq}^2 \text{ [квт]}; \quad (191)$$

здесь r_f , r_{kd} и r_{kq} — соответственно сопротивления обмотки возбуждения, демпферной обмотки по продольной и поперечной осям, приведенные к обмотке статора;

I_{2f} , I_{2Dd} и I_{2Dq} — токи, наводимые соответственно в обмотке возбуждения, демпферной обмотке по продольной и поперечной осям током обратной последовательности статора;

k_{f100f} — коэффициент добавочных потерь для обмотки возбуждения при частоте 100 гц, примерно равный

$$k_{f100f} = 1 + 0,428 \omega_e^2 \left(\frac{2b_e}{\tau_{cp} - b_m} \right)^2 a_e^4 \cdot 10^{-4}; \quad (192)$$

τ_{cp} — расстояние между осями полюсов на половине высоты полюсов (рис. 61, а), см;
 k_{f100D} — коэффициент добавочных потерь для демпферной обмотки при частоте 100 гц, равный

$$k_{f100D} = d_b \cdot 0,1 \sqrt{0,785} \sqrt{\frac{I}{50}} = 0,125 d_b. \quad (193)$$

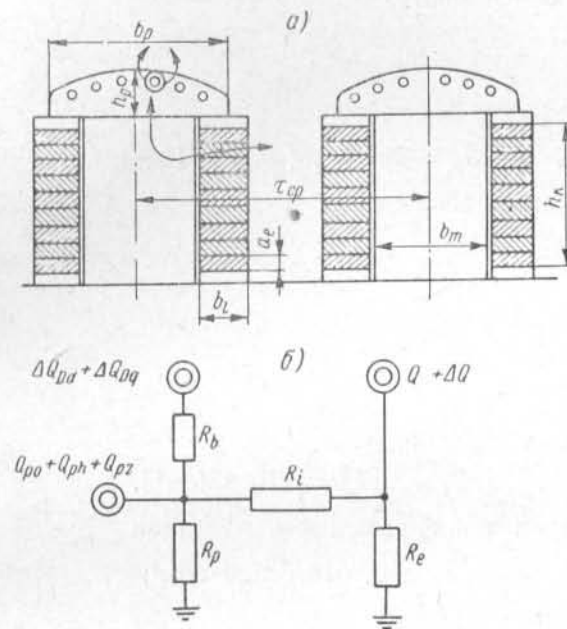


Рис. 61. Тепловая схема для расчета нагрева демпферной обмотки.

Превышения температуры демпферных стержней и обмотки возбуждения от добавочных потерь можно определить, воспользовавшись тепловой схемой, изображенной на рис. 61.

Тепловые сопротивления, входящие в теплую схему для расчета нагрева демпферной обмотки, определяются следующим образом:

1. Тепловое сопротивление стержня

$$R_b = \frac{1}{a_b S_b} \text{ [град/вт]}, \quad (194)$$

где поверхность стержней

$$S_b = 2\rho n_b \pi d_b l_p \cdot 10^{-1} \text{ [см}^2\text{]}$$

и коэффициент теплоотдачи от стержня к сердечнику

$$\alpha_b \approx 0,01 \text{ вт/см}^2 \cdot \text{град.}$$

2. Тепловое сопротивление башмака

$$R_p = \frac{1}{\alpha_p S_p} \text{ [град/вт]}, \quad (195)$$

где поверхность башмаков

$$S_p = 2p (2h_p + b_p) l_p \text{ [см}^2\text{]}$$

и коэффициент теплоотдачи

$$\alpha_p = \frac{1 + 0,1v}{450} = \frac{1 + 0,1\tau}{450} \text{ [вт/см}^2 \cdot \text{град]}.$$

3. Тепловое сопротивление изоляции

$$R_i = \frac{\Delta_i}{\lambda_i S_i} \text{ [град/вт]}. \quad (196)$$

Площадь изоляции

$$S_i = 2\rho l_p a_e \omega_e \cdot 10^{-1} \text{ [см}^2\text{]}.$$

Удельная теплопроводность изоляции

$$\lambda_i = 0,0016 \text{ вт/см} \cdot \text{град};$$

Толщина изоляции

$$\Delta_i = 0,35 \div 0,4 \text{ см.}$$

4. Тепловое сопротивление катушки возбуждения

$$R_e = \frac{1}{\alpha_e S_e} \text{ [град/вт]}; \quad (197)$$

$$S_e = 2\rho l_e a_e \omega_e \cdot 10^{-1} \text{ [см}^2\text{]};$$

$$\alpha_e = \alpha k \text{ [вт/см}^2 \cdot \text{град]} \text{ (по рис. 45 гл. 5).}$$

Пользуясь тепловой схемой рис. 61, можно определить превышения температуры на каждом сопротивлении и максимальную температуру стержня демпферной обмотки в зависимости от тока I_2 .

Преобразуя тепловую схему, получаем следующие выражения для превышений температуры с учетом дополнительных потерь в демпферной обмотке:

превышение температуры полюсного башмака

$$\theta_{\Pi} = \frac{(\Delta Q_{Dd} + \Delta Q_{Dq} + Q_{p0} + Q_{ph} + Q_{pz}) \times (R_p R_i + R_p R_e) + (Q_e + \Delta Q_e) R_e R_p}{R_e + R_p + R_i}; \quad (198)$$

превышение температуры демпферного стержня

$$\theta_b = \theta_{\Pi} + (\Delta Q_{Dd} + \Delta Q_{Dq}) R_b; \quad (199)$$

превышение температуры обмотки возбуждения

$$\theta_e = \frac{(\Delta Q_{Dd} + \Delta Q_{Dq} + Q_{p0} + Q_{ph} + Q_{pz} + Q_e + \Delta Q_e) \times R_e R_p + (Q_e + \Delta Q_e) R_e R_i}{R_e + R_p + R_i}. \quad (200)$$

Максимальная температура демпферного стержня не должна превышать 130°C . Обычно

$$I_{2 \text{ макс}} \leq 0,13 I_{\Pi} \text{ и } \frac{I_a - I_b}{I_a} \leq 0,2.$$

По эквивалентным схемам машины в продольной и поперечной осях можно определить ток в короткозамыкающем кольце:

$$I_{\text{кл}} = \frac{A S \tau}{2\pi} \left(\frac{x_d'' - x_l}{x_{kd}} + \frac{x_q'' - x_l}{x_{kq}} \right) I_2 \text{ [а]} \quad (201)$$

и плотность тока:

$$j_{\text{кл}} = \frac{I_{\text{кл}}}{q_{\text{кл}}} \text{ [а/мм}^2\text{]}, \quad (202)$$

а также потери в кольцах:

$$P_{\text{кл}} \approx 2,4 j_{\text{кл}}^2 G_{\text{кл}} \text{ [квт]} \quad (203)$$

и превышение температуры колец:

$$\theta_{\text{кл}} = \frac{P_{\text{кл}} \cdot 10^3}{\pi D_{\text{кл}} \cdot 2 (a_{\text{кл}} + b_{\text{кл}}) \cdot 10^{-1}} \cdot \frac{1}{\alpha_{\text{кл}}} \cdot \sqrt{\quad} \quad (204)$$

Превышение температуры колец обычно должно быть в 2—2,5 раза меньше превышения температуры стержней. При проектировании новой машины целесообразно вычислить превышения температуры стержня и кольца для какой-либо машины, длительно работающей в эксплуатации без аварий демпферной обмотки, и ориентироваться

на эти данные при определении допустимого тока обратной последовательности.

В предварительных расчетах можно принимать допустимую плотность тока обратной последовательности в демпферной обмотке не более 6—7 а/мм².

Ток обратной последовательности должен ограничиваться также из-за вибраций статора.

§ 5. Выбор воздухоохлаждателей

Воздухоохлаждатели гидрогенератора состоят из двух водяных камер, между которыми расположены трубки, изготовленные из цветного металла и оребренные для увеличения поверхности теплоотдачи.

При проектировании воздухоохлаждателя его отдельные узлы и размеры обычно нормализуются. Из стандартных узлов проектируются нормализованные секции воздухоохлаждателей, отличающиеся длиной, количеством трубок и числом ходов воды. Таким образом, задача проектировщика состоит в том, чтобы подобрать необходимый тип и количество секций воздухоохлаждателя.

Тип воздухоохлаждателя и количество секций можно подобрать, пользуясь табл. 17 [Л. 34].

Если по условиям конструкции гидрогенератора оказывается невозможным применить нормализованные секции, то можно применить несерийные воздухоохлаждатели, выбрав их параметры путем интерполяции данных табл. 17.

Таблица 17

Основные данные серийных воздухоохлаждателей

Основные размеры, мм			Отводимые потери, кет		Длина трубок, мм	Число рядов	Число трубок в ряду	Число ходов воды	Вес, кг
высота	ширина	толщина	$\Delta t=10^\circ \text{C}$	$\Delta t=7^\circ \text{C}$					
1428	950	350	52—76	36—53	1000	6	16	6	450
1928	950	350	78—115	54—80	1500	6	16	4	616
1928	1250	350	108—158	76—110	1500	6	22	4	750
2928	950	350	133—194	93—136	2500	6	16	2	742
2928	1250	350	184—267	128—188	2500	6	22	2	990

Примечания. 1. Вес воздухоохлаждателей указан без воды.
2. Δt — перепад температуры между водой и воздухом.

В предварительных расчетах можно воспользоваться следующими приближенными данными: суммарная длина трубок воздухоохлаждателей может быть выбрана из расчета 1,6—1,7 м на 1 кет потерь, а расход воды в охладителях можно приближенно подсчитать по следующей формуле:

$$V = 8,5P_N \left(\frac{1-\eta}{0,025} \right) [\text{м}^3/\text{час}], \quad (205)$$

где номинальная мощность P_N выражена в мегаваттах.

§ 6. Расчет допустимой нагрузки генератора при несинусоидальном токе

Если форма кривой тока генератора отличается от синусоидальной, что бывает, например, при работе генератора на ионные выпрямители, в нем возникают дополнительные потери, вызывающие повышенное нагревание обмоток и активной стали. Для определения этих потерь [Л. 35] производится гармонический анализ кривой тока и определяются амплитуды высших гармонических тока I_v в долях основной гармонической. Обычно в кривой тока содержатся гармонические нечетных порядков $v = 1, 5, 7, 11, 13, 17 \dots$

Далее вычисляются добавочные потери в обмотках от высших гармонических, считая основную гармоническую тока за 100%.

1. Потери в обмотке статора

$$\Delta Q_{\text{Cu } v} = Q_{\text{Cu } 1} [\sum I_v^2 + (k_f - 1) \sum I_v^2 v^2] [\text{кет}]. \quad (206)$$

Суммирование производится по всем высшим гармоническим.

2. Потери в обмотке возбуждения

$$\Delta Q_{\text{ev}} = \frac{1}{2} r_f P_N [k_{f300f} (I_5 + I_7)^2 + k_{f600f} (I_{11} + I_{13})^2 + k_{f900f} (I_{17} + I_{19})^2 + \dots] \left(\frac{x_d'' - x_f}{x_f} \right)^2 [\text{кет}]. \quad (207)$$

Коэффициенты добавочных потерь для обмотки возбуждения могут быть вычислены для любой частоты f по формуле

$$k_{ff} = 1 + 0,107 \omega_e^2 \left(\frac{f}{50} \cdot \frac{2b_e}{\tau_{\text{cp}} - b_m} \right)^2 a_e^4 \cdot 10^{-4}; \quad (208)$$

k_{f300f} , k_{f600f} , k_{f900f} — коэффициенты добавочных потерь для обмотки возбуждения при частотах соответственно 300, 600 и 900 гц.

3. Потери в демпферной обмотке

$$\Delta Q_{kd} = \frac{1}{2} r_{kd} P_N [k_{f300D} (I_5 + I_7)^2 + \dots] \left(\frac{x_d'' - x_l}{x_{kd}} \right)^2 [\text{кВт}]. \quad (209)$$

Коэффициенты добавочных потерь для обмоток статора, возбуждения и демпферной k_f , k_{ff} и k_{fD} определяются по выражениям (135), (193) и (208).

По найденным значениям добавочных потерь в обмотке статора можно произвести расчет ее превышения температуры и определить снижение мощности, необходимое для того, чтобы температура не превышала заданного значения. Ориентировочно максимально допустимое значение тока статора заданной формы может быть определено по максимально допустимому перепаду температуры в изоляции:

$$\frac{I_{\text{макс}}}{I_N} = \sqrt{\frac{Q_{CuI} + Q_f}{Q_{CuI} + Q_f + Q_{CuV}} \cdot \frac{\theta_{\text{из макс}}}{\theta_{\text{из}}}}, \quad (210)$$

где $\theta_{\text{из}}$ — перепад температуры в изоляции при номинальном токе синусоидальной формы;
 $\theta_{\text{из макс}}$ — максимально допустимое значение перепада температуры в изоляции (30—35° С).

Аналогично максимально допустимый ток в обмотке возбуждения определяется из условия

$$\frac{I_{e \text{ макс}}}{I_{eN}} = \sqrt{\frac{Q_e}{Q_e + \Delta Q_{ev}} \cdot \frac{\theta_e \text{ макс}}{\theta_e}}, \quad (211)$$

здесь θ_e — превышение температуры обмотки возбуждения, определенное выше по формулам (121) и (200) для синусоидального тока статора.

Температура и допустимая нагрузка генератора, определяемая добавочными потерями в демпферной обмотке, может быть подсчитана по методу, изложенному выше в § 4; при этом, если температура демпферной обмотки больше допустимого значения 130° С, ток статора должен быть понижен в отношении

$$\sqrt{\frac{\theta_b \text{ макс}}{\theta_b}},$$

где θ_b — полученное превышение температуры демпферного стержня.

Окончательно максимально допустимая нагрузка генератора при несинусоидальном токе принимается наименьшей из трех значений, определенных по условиям потерь в обмотке статора, в обмотке возбуждения и в демпферной обмотке.

ГЛАВА ВОСЬМАЯ

ТОКИ, УСИЛИЯ И МОМЕНТЫ ВРАЩЕНИЯ ПРИ КОРОТКИХ ЗАМЫКАНИЯХ

§ 1. Токи короткого замыкания на зажимах генератора

Короткое замыкание на зажимах генератора или внутри его обмотки является аварийным режимом. По требованиям ГОСТ 183-55, гидрогенераторы должны без повреждений выдерживать внезапное короткое замыкание на зажимах. При проектировании гидрогенератора должны

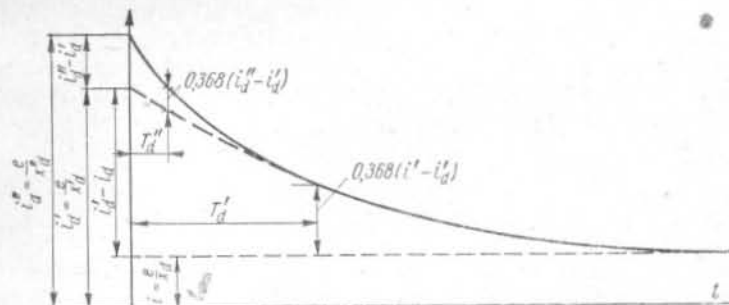


Рис. 62. Огибающая кривой тока внезапного короткого замыкания (периодическая составляющая).

быть приняты меры, исключающие повреждение обмоток и других его частей при коротком замыкании.

Анализ осциллограмм токов внезапного короткого замыкания (рис. 62) позволяет выделить следующие периодические токи короткого замыкания:

1) составляющую тока короткого замыкания, соответствующую значению тока возбуждения до короткого замыкания i_{∞} ;

2) переходную составляющую тока короткого замыкания, соответствующую всплеску тока в обмотке возбуждения, затухающую во времени по экспоненциальному закону $i' - i_\infty$;

3) сверхпереходную составляющую тока короткого замыкания, соответствующую всплеску тока в демпферной обмотке, затухающую во времени по экспоненциальному закону $i'' - i'$. При отсутствии демпферной обмотки сверхпереходная составляющая тока короткого замыкания также имеет место; ее появление обусловлено наличием стягивающих болтов в полюсах и других замкнутых контуров на роторе, однако ее значение невелико, и затухание происходит крайне быстро; обычно она составляет $(0,15 \div 0,2)$ ($i' - i_\infty$).

Периодический ток короткого замыкания является суммой этих составляющих:

$$i_k = (i'' - i') \varepsilon^{-\frac{t}{T_d''}} + (i' - i_\infty) \varepsilon^{-\frac{t}{T_d'}} + i_\infty,$$

где T_d'' и T_d' — постоянные времени затухания сверхпереходной и переходной составляющих тока короткого замыкания.

Для различных видов короткого замыкания эти составляющие тока могут быть приняты по следующей таблице:

Составляющие тока и постоянные времени	Вид короткого замыкания		
	трехфазное	двухфазное	однофазное
i''	$\frac{e}{x_d''}$	$\frac{\sqrt{3}e}{x_d'' + x_2}$	$\frac{3e}{x_d'' + x_2 + x_0}$
i'	$\frac{e}{x_d'}$	$\frac{\sqrt{3}e}{x_d' + x_2}$	$\frac{3e}{x_d' + x_2 + x_0}$
i_∞	$\frac{e}{x_d}$	$\frac{\sqrt{3}e}{x_d + x_2}$	$\frac{3e}{x_d + x_2 + x_0}$
T_d''	$\frac{x_d''}{x_d'} T_{D d0}''$	$\frac{x_d'' + x_2}{x_d' + x_2} T_{D d0}''$	$\frac{x_d'' + x_2 + x_0}{x_d' + x_2 + x_0} T_{D d0}''$
T_d'	$\frac{x_d'}{x_d} T_{d0}'$	$\frac{x_d' + x_2}{x_d + x_2} T_{d0}'$	$\frac{x_d' + x_2 + x_0}{x_d + x_2 + x_0} T_{d0}'$

В этой таблице обозначены: e — напряжение на зажимах машины до короткого замыкания в долях номинального; T_{d0} и $T_{D d0}''$ — постоянные времени обмотки возбуждения и демпферной обмотки по продольной оси (см. гл. 4).

Для установившегося тока короткого замыкания значение e определяется по прямолинейной части характеристики холостого хода и току возбуждения предшествовавшего режима, так как при установившемся коротком замыкании магнитная система машины не насыщена.

Реактивности генератора, входящие в выражения для токов короткого замыкания, определяются по формулам, приведенным в четвертой главе. Если короткое замыкание происходит при номинальном напряжении, то нужно учесть влияние насыщения на значения реактивностей: насыщение магнитной цепи снижает их и увеличивает токи короткого замыкания.

По опубликованным опытными данным [Л. 17, 19], снижение значения x_d' под влиянием насыщения можно учесть коэффициентом, составляющим в среднем 0,8—0,9. Для x_d'' значение понижающего коэффициента составляет 0,7—0,95. Эксперимент позволяет в известной мере разделить влияние напряжения и тока на реактивности: можно включить в цепь статора ограничивающую ток индуктивность и, регулируя ее величину, производить опыты при постоянном значении тока и переменном напряжении, или при постоянном напряжении и различных токах.

Значение аperiodической составляющей тока короткого замыкания в фазе обмотки статора зависит от момента короткого замыкания, так как мгновенные значения периодического и аperiodического токов короткого замыкания должны быть равны по величине и противоположны по направлению. Наибольшие значения аperiodического тока короткого замыкания получаются при коротком замыкании в тот момент, когда напряжение в данной фазе проходит через свое нулевое значение.

Максимальные значения аperiodических составляющих тока будут:

при трехфазном коротком замыкании

$$i_{a \text{ кз}} = \frac{\sqrt{2}e}{x_d''} \varepsilon^{-\frac{t}{T_a}}; \quad (212)$$

при двухфазном коротком замыкании

$$i_{a \kappa 2} = \frac{\sqrt{3} \sqrt{2} e}{x_d'' + x_2} e^{-\frac{t}{T_{a2}}}; \quad (213)$$

при однофазном замыкании на нейтраль

$$i_{a \kappa 1} = \frac{3 \sqrt{2} e}{x_d'' + x_2 + x_0} e^{-\frac{t}{T_{a1}}}; \quad (214)$$

здесь T_a , T_{a2} и T_{a1} — постоянные времени обмотки статора для соответствующего вида короткого замыкания.

Величина T_a определяется по формуле (109).

Постоянные времени затухания апериодического тока для двухфазного и трехфазного коротких замыканий равны: $T_{a2} = T_a$.

Для однофазного короткого замыкания

$$T_{a1} = \frac{2x_l + x_0}{\omega \cdot 3r_a} [\text{сек}]. \quad (215)$$

Для расчета механических усилий между токоведущими частями часто необходимо знать мгновенное значение наибольшего тока короткого замыкания, так называемый ударный ток короткого замыкания. Этот ток представляет сумму мгновенных значений периодического и апериодического токов короткого замыкания приблизительно спустя полпериода после начала короткого замыкания.

Принимая во внимание, что переходная составляющая тока короткого замыкания за $1/100$ сек практически не затухает, можно определить ударный ток по выражению

$$i_y = \sqrt{2} e \left[\left(\frac{1}{x_d''} - \frac{1}{x_d'} \right) e^{-\frac{t}{T_d''}} + \left(\frac{1}{x_d'} + \frac{1}{x_d''} \right) e^{-\frac{t}{T_a}} \right]_{t=0,01 \text{ сек}} = \frac{\sqrt{2} e}{x_d''} \left(e^{-\frac{t}{T_d''}} + e^{-\frac{t}{T_a}} \right)_{t=0,01 \text{ сек}} + \frac{\sqrt{2} e}{x_d'} \left(1 - e^{-\frac{t}{T_d''}} \right)_{t=0,01 \text{ сек}}.$$

Ясно, что i_y не может быть больше $2 \sqrt{2} e / x_d''$. Если $T_d'' = 0,05$ и $T_a = 0,2$, то

$$i_y \approx \frac{1,9 \sqrt{2} e}{x_d''} = 1,9 \sqrt{2} i''.$$

Обычно считают, что в среднем

$$i_y = 1,05 \cdot 1,8 \sqrt{2} \frac{1}{x_d''}; \quad (216)$$

здесь 1,05 учитывает возможность работы генератора при 105% номинального напряжения.

§ 2. Значения токов в обмотке возбуждения и в демпферной обмотке

Начальные значения экстратоков в контурах ротора могут быть определены по эквивалентным схемам рис. 32.

При трехфазном коротком замыкании ток в обмотке возбуждения генератора, не имеющего демпферной обмотки, будет:

$$i_{f \kappa 3} = i_{f0} + \frac{x_d - x_d'}{x_d'} e e^{-\frac{t}{T_d'}} - \frac{x_d - x_d'}{x_d'} e e^{-\frac{t}{T_a}} \cos \omega t; \quad (217)$$

здесь i_{f0} — начальное значение тока возбуждения.

При наличии на роторе еще и демпферной обмотки ток в обмотке возбуждения может быть определен по формуле

$$i_{f \kappa 3} = i_{f0} + \frac{e}{x_d''} \cdot \frac{1}{\frac{x_f + x_{ad}}{x_{ad}} + \frac{x_{ff}}{x_{fd}}} \left(e^{-\frac{t}{T_d''}} - e^{-\frac{t}{T_a}} \cos \omega t \right). \quad (218)$$

$x_{ff} = x_{ad} + x_f$

Суммарный ток в демпферной обмотке будет равен:

$$i_{D \kappa 3} = \frac{e}{x_d''} \cdot \frac{1}{\frac{x_{kd} + x_{ad}}{x_{ad}} + \frac{x_{Dd}}{x_f}} \left(e^{-\frac{t}{T_d''}} - e^{-\frac{t}{T_a}} \cos \omega t \right). \quad (219)$$

В выражениях (218) и (219) $x_f + x_{ad} = x_{ff}$ — полная реактивность обмотки возбуждения; $x_{kd} + x_{ad} = x_{Dd}$ — полная реактивность демпферной обмотки.

§ 3. Восстановление напряжения после отключения короткого замыкания

После отключения короткого замыкания напряжение на зажимах генератора восстанавливается неполностью, так как машина в процессе короткого замыкания была частично размагничена. Восстановление напряжения происходит скачком до некоторого значения Δe (рис. 63), а затем оно медленно нарастает до значения e .

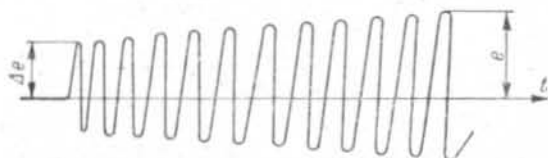


Рис. 63. Восстановление напряжения после отключения короткого замыкания.

Значение восстановившегося напряжения на зажимах для машины без демпферной обмотки зависит от момента отключения короткого замыкания и может быть определено из выражения

$$\Delta e = i_d x_d + (x'_d - x_d) i_d e^{-\frac{t}{T'_d}}. \quad (220)$$

Для генераторов с демпферной обмоткой

$$\Delta e = i_d x_d + (x'_d - x_d) i_d e^{-\frac{t}{T'_d}} + (x''_d - x'_d) i_d e^{-\frac{t}{T''_d}}. \quad (221)$$

§ 4. Перенапряжения при несимметричных коротких замыканиях

При несимметричных коротких замыканиях гидрогенераторов благодаря несимметрии ротора по двум осям происходят повышения напряжения на свободных фазах обмотки статора.

Наибольшее напряжение при двухфазном коротком замыкании имеет место для машин без демпферных обмоток. Это напряжение можно приближенно определить из выражения

$$e_{\text{макс}} = e \left(\frac{2x_q}{x'_d} - 1 \right), \quad (222)$$

где $e_{\text{макс}}$ — максимальное напряжение на свободной фазе; e — напряжение на зажимах до короткого замыкания.

Для машин, снабженных демпферной обмоткой, перенапряжение меньше, чем в первом случае, так как

$$e_{\text{макс}} = e \left(\frac{2x''_q}{x'_d} - 1 \right), \quad (223)$$

а x''_q/x'_d меньше, чем x_q/x'_d . Для машин без демпферной обмотки отношение x_q/x'_d может достигать четырех, и напряжение на разомкнутой фазе будет в этом случае в семь раз превышать номинальное. Для машин с неполной демпферной обмоткой (без короткозамыкающих сегментов) отношение x''_q/x'_d может достигать трех, что дает пятикратное перенапряжение на разомкнутой фазе. Для генераторов с полной демпферной обмоткой x''_q близко к x'_d , и напряжение на разомкнутой фазе незначительно отличается от номинального.

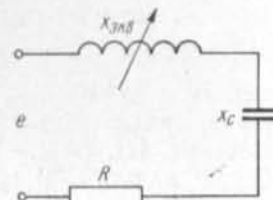


Рис. 64. Короткое замыкание генератора, работающего на емкостную нагрузку.

При коротком замыкании гидрогенератора, работающего на емкостную нагрузку (например, разомкнутую линию электропередачи), перенапряжение может значительно возрасти вследствие резонансных явлений.

Если при коротком замыкании реактивности машины и емкостной нагрузки окажутся такими, что в цепи создадутся условия для резонанса какой-либо гармонической напряжения, то перенапряжения при коротком замыкании будут значительно усилены. Получающийся при этом переходный процесс аналогичен процессу протекания тока в цепи, к которой внезапно приложено напряжение вида (рис. 64):

$$e = -ki_d [\sin \theta + 3b \sin 3\theta + 5b^3 \sin 5\theta + \dots] + ki_d \sin \alpha [2b \cos 2\theta + 4b^3 \cos 4\theta + \dots].$$

Эта цепь содержит индуктивность, изменяющуюся синусоидально, со средним значением $3/2 \sqrt{x'_d x''_q}$, и емкость $3/2x_c$.

Резонанс возникает, когда для гармонической по-
рядка ν емкостная реактивность x_C удовлетворяет условию

$$\frac{x_C}{\sqrt{x_d'' x_q''}} = \nu^2; \quad \frac{x_C}{x_2} = \nu^2 \quad (\nu = 1, 3, 5, 7 \dots)$$

При этом перенапряжения в случае двухфазного ко-
роткого замыкания, определяемые равенствами (222) и
(223), усиливаются. Наибольшее усиление получается при
работе на чисто емкостную нагрузку, например на разом-
нутую линию электропередачи. Индуктивная, активная
или смешанная нагрузка, подключенная параллельно
емкости, снижает опасность резонансных явлений.

Коэффициент усиления $k_y = \frac{e_C - 1}{e_{\max} - 1}$, где e_C — на-
пряжения на емкости, а e_{\max} — напряжение, определяемое
по формулам (222) и (223), может достигнуть следующих
значений [Л. 36]:

при $x_C : x_2 = 9$ (условие резонанса для третьей гар-
монической)

$$k_y = 5,5 \div 7,5;$$

при $x_C : x_2 = 25$ (условие резонанса для пятой гармо-
нической)

$$k_y = 2 \div 4,5.$$

§ 5. Напряжение на зажимах обмотки ротора

При несимметричном коротком замыкании на контакт-
ных кольцах обмотки ротора возникает напряжение,
равное сумме падений напряжения в якоре возбuditеля
от составляющих тока ротора с частотой 50 и 100 гц,
обусловленных апериодической составляющей тока ста-
тора и составляющей тока обратной последовательности,
и противоположное напряжению возбuditеля.

Для того чтобы рассчитать это напряжение, нужно
по схеме замещения найти токи с частотой 50 и 100 гц,
протекающие в обмотке ротора при двухфазном коротком
замыкании:

$$\left. \begin{aligned} i_{f50} &= \frac{\sqrt{3}e}{x_d'' + x_2} \cdot \frac{1}{\frac{x_f + x_{ad}}{x_{ad}} + \frac{x_f}{x_{kd}}} I_N [a], \\ i_{f100} &= \frac{e}{x_d'' + x_2} \cdot \frac{1}{\frac{x_f + x_{ad}}{x_{ad}} + \frac{x_f}{x_{kd}}} I_N [a], \end{aligned} \right\} \quad (224)$$

и умножив их на коэффициент трансформации

$$k = \frac{3}{2} \cdot \frac{\omega f \omega_1}{2\rho \omega_e},$$

получить значение тока в обмотке ротора.

Умножив каждую составляющую тока на соответ-
ствующее сопротивление возбuditеля, приближенно опре-
деленное по эмпирическим формулам

$$x_{50 \text{ в}} \approx 0,4R_6 \frac{50}{f} [\text{ом}]; \quad x_{100 \text{ в}} \approx 0,4R_6 \frac{100}{f} [\text{ом}], \quad (225)$$

где R_6 — номинальное сопротивление возбuditеля, рав-
ное

$$R_6 = \frac{U_{\text{в}}}{I_{\text{в}}} [\text{ом}], \quad (226)$$

а f — частота токов в якоре возбuditеля, равная

$$f = \frac{p_{\text{в}} n_{\text{в}}}{60} [\text{гц}],$$

получим падения напряжения в обмотке якоря возбуди-
теля U_{50} и U_{100} .

Напряжение на контактных кольцах ротора будет
составлять:

$$U = U_{50} + U_{100} - U_{\text{в}} [\text{в}].$$

§ 6. Усилия в обмотках при коротких замыканиях на выводах гидрогенератора

При коротких замыканиях возникают усилия между
отдельными проводниками обмотки, которые необходимо
учитывать при расчете конструкции на прочность.

1. Усилия в пазах

Если пренебречь магнитным сопротивлением стали,
положив $\mu = \infty$, то магнитный поток любой силовой
трубки, замыкающейся поперек паза, составит:

$$\Phi \approx \frac{4\pi l}{\frac{b_{\text{п}}}{\mu_0 S}} [\text{мкс}];$$

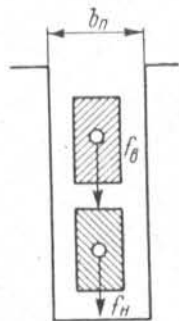
здесь μ_0 — магнитная проницаемость воздуха, $\mu_0 = 1$;
 S — сечение силовой трубки, см^2 ;
 $b_{\text{п}}$ — длина ее участка в воздухе, см ;
 I — ток, охватываемый силовой трубкой, a .

Значение намагничивающей силы в данной точке

$$H = \frac{\Phi}{\mu_0 S} = \frac{4\pi I}{b_n} \text{ [a/cm].}$$

Согласно теореме о продольном тяжении и боковом распоре силовых трубок, на единицу любой поверхности, окружающей проводник, действует сила, равная

$$F = -\frac{H^2}{8\pi} \text{ [дин/см}^2\text{].}$$



Тогда сила, действующая на единицу длины паза, составит:

$$f = \left(\frac{4\pi I}{b_n}\right)^2 \frac{b_n}{8\pi} = \frac{2\pi I^2}{b_n} \text{ [дин/см],}$$

или

$$f = \frac{2,04\pi I^2}{b_n} \cdot 10^{-8} \text{ [кГ/см].} \quad (227)$$

Если поверхность окружает только нижний стержень двухслойной обмотки, то

$$I = \frac{i}{a} \cdot \frac{S_n}{2},$$

Рис. 65. Усилия, действующие на стержень обмотки в пазу.

где i — фазный ток;

a — число параллельных ветвей обмотки;

$$f_n = \frac{2,04\pi \left(\frac{i}{a} \cdot \frac{S_n}{2}\right)^2}{b_n} \cdot 10^{-8} \text{ [кГ/см].} \quad \checkmark \quad (228)$$

Эта сила прижимает нижний стержень к дну паза. Кроме того, если токи в проводниках направлены одинаково, то на нижний стержень действует еще усилие притяжения верхнего стержня ко дну паза.

Внутри поверхности, окружающей оба стержня,

$$I = \frac{i}{a} S_n \text{ [a],}$$

и суммарное усилие, действующее на нижний стержень от токов в обоих стержнях, составляет:

$$f' = \frac{2,04\pi \left(\frac{i}{a} S_n\right)^2}{b_n} \cdot 10^{-8} \text{ [кГ/см].} \quad (229)$$

Сила, действующая только на верхний стержень, составит:

$$f_b = f' - f_n = 3f_n \text{ [кГ/см].} \quad (230)$$

Если токи в стержнях двухслойной обмотки направлены встречно, что возможно при замыканиях на выводах, то силы, действующие между проводниками в тех пазах, где лежат проводники соседних фаз, выталкивают верхний стержень из паза. В этом случае

$$f' = \frac{2,04\pi}{b_n} i_b i_n \cdot 10^{-8} \text{ [кГ/см],} \quad (231)$$

где i_b и i_n — соответственно токи в верхнем и нижнем стержнях обмотки.

В двухслойной трехфазной обмотке для таких пазов

$$i_b i_n = \frac{1}{2} \left(\frac{i}{a} \cdot \frac{S_n}{2}\right)^2 \quad ? \text{ или } \frac{1}{4} \quad (232)$$

и

$$f' = \frac{1}{2} f_n. \quad = 0,05 f_n$$

В качестве тока i необходимо подставлять ударное значение тока короткого замыкания.

Эти усилия при замыкании на выводах, как правило, невелики, однако при внутренних коротких замыканиях они могут представлять опасность для крепления обмотки (см. § 8 настоящей главы); поэтому расчет прочности клина следует производить для случая внутреннего короткого замыкания.

2. Усилия между лобовыми частями

а) Аксиальные участки стержней вблизи выхода из паза (рис. 66). Сила, действующая на единицу длины между двумя проводниками, расположенными в воздухе на расстоянии d между их осями, составляет:

$$f = \frac{2,04}{d} i_1 i_2 \cdot 10^{-8} \text{ [кГ/см]} \quad (233)$$

и направлена по линии, соединяющей центры сечений проводника.

Проводники двух слоев лобовых частей (рис. 66) по выходе из паза испытывают усилия, обусловленные то-

ками, протекающими как в проводниках того же слоя, так и в проводниках другого слоя. Для расчета крепления проводников нужно знать радиальную и тангенциальную составляющие этих усилий. Расстояние между двумя проводниками, находящимися в одном слое (рис. 66), составляет $t, 2t, 3t$ и т. д.; косинус угла направления силы с осью y , проведенной радиально, для двух проводников

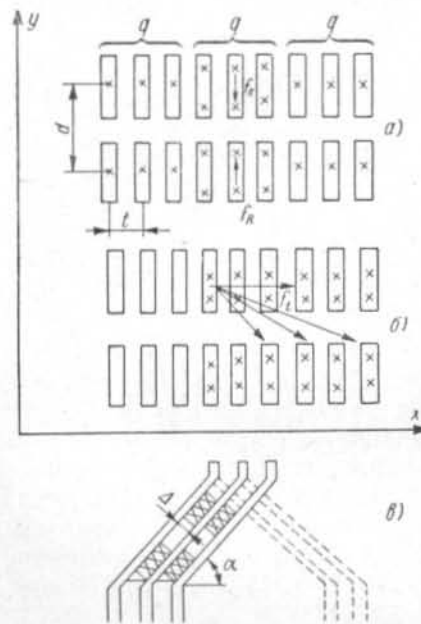


Рис. 66. К расчету усилий на аксиальных участках любой части.

и т. д. (рис. 66, а); следовательно, радиальная составляющая этих сил имеет место.

С осью x , направленной тангенциально, силы образуют углы, косинусы которых равны

$$\frac{t}{\sqrt{d^2 + t^2}}, \frac{2t}{\sqrt{d^2 + (2t)^2}} \quad (235)$$

и т. д., так что силы взаимодействия между проводниками разных слоев дают не только радиальную, но и тангенциальную составляющую.

один слой равен нулю, стало быть, силы взаимодействия между проводниками одного слоя не создают радиального усилия.

Расстояние между проводниками двух разных слоев составляет d для двух ближайших проводников, $\sqrt{d^2 + t^2}$ — для проводников, отстоящих на один шаг по окружности, $\sqrt{d^2 + (2t)^2}$ — для проводников, отстоящих на два шага, и т. д. Косинус угла направления силы с осью y составляет соответственно:

$$\left. \begin{aligned} & \frac{d}{\sqrt{d^2 + t^2}}, \\ & \frac{d}{\sqrt{d^2 + (2t)^2}} \end{aligned} \right\} \quad (234)$$

Для практических расчетов достаточно учесть взаимодействие между проводниками в пределах одного полюсного деления, т. е. на протяжении $3q$ пазов, так как с увеличением расстояния силы быстро уменьшаются.

Мы рассмотрим здесь случай обмотки с диаметральным шагом и целым нечетным числом пазов на полюс и фазу q (рис. 66). В этом случае токи в двух любых проводниках верхнего и нижнего слоев, расположенных друг против друга, одинаковы. Если спроектировать все силы взаимодействия между проводниками в пределах одного полюсного деления на ось y , то окажется, что максимум радиального усилия приходится на средний проводник той фазы, в которой ток достигает максимального значения. Это радиальное усилие, обусловленное взаимодействием среднего проводника фазы с проводниками всех трех фаз другого слоя, составляет:

$$\begin{aligned} f_R = & 2,04 \left(\frac{i_y S_n}{2a} \right)^2 10^{-8} \times \\ & \times \left[\frac{1}{d} + 2 \sum_{n=1}^{\frac{q-1}{2}} \frac{d}{d^2 + (nt)^2} + \sum_{n=\frac{q+1}{2}}^{\frac{3q-1}{2}} \frac{d}{d^2 + (nt)^2} \right] \quad [\text{кг/см}]. \end{aligned} \quad (236)$$

При четном числе пазов на полюс и фазу выражение в квадратных скобках примет другой вид:

$$\begin{aligned} & \left[\frac{1}{d} + 2 \sum_{n=1}^{\frac{q}{2}-1} \frac{d}{d^2 + (nt)^2} + \frac{\frac{3}{2}d}{d^2 + \left(\frac{qt}{2}\right)^2} + \sum_{n=\frac{q}{2}+1}^{\frac{3q}{2}-1} \frac{d}{d^2 + (nt)^2} + \right. \\ & \left. + \frac{1}{2} \cdot \frac{d^2}{d^2 + \left(\frac{3qt}{2}\right)^2} \right]; \end{aligned} \quad (237)$$

при дробном q следует округлить его до ближайшего большего целого значения и воспользоваться формулой (236) или (237).

Тангенциальное усилие, равное сумме проекций всех сил взаимодействия между проводниками на ось x , достигает максимума, когда токи в двух фазах одинаковы и составляют 0,866 от своего максимального значения:

$$\begin{aligned} \bar{f}_t = 2,04 \left(\frac{0,866 i_y S_n}{2a} \right)^2 \times \\ \times 10^{-8} \left[\sum_{n=1}^{2q-1} \frac{1}{nt} + \sum_{n=1}^{2q-1} \frac{nt}{d^2 + (nt)^2} \right] [\text{кГ/см}]. \end{aligned} \quad (238)$$

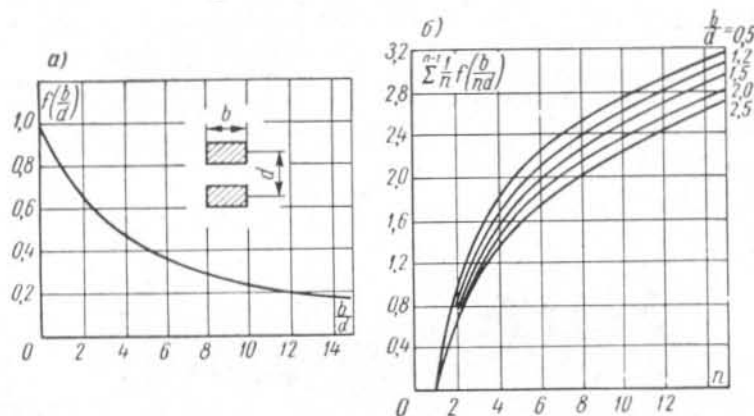


Рис. 67. Учет формы и размеров проводников при расчете усилий.

Если учесть сокращение шага обмотки, выражения для сил будут несколько иными, однако на практике можно с достаточной точностью вести расчет по формулам (236) и (237), не учитывая сокращение шага.

Если расстояния между проводниками невелики по сравнению с их линейными размерами, то каждый член ряда в формулах (236)—(237) надо умножить на поправочный коэффициент, определенный по рис. 67 [Л. 37].

б) Отогнутые участки лобовых частей (рис. 66, в). В этом случае действием одного слоя обмотки на другой можно пренебречь, так как проводники двух слоев пересекаются под углом.

Максимальное тангенциальное усилие, определенное так же, как и выше, составит:

$$\bar{f}_t = 2,04 \left(\frac{0,866 i_y S_n}{2a} \right)^2 \cdot 10^{-8} \left[\sum_{n=1}^{2q-1} \frac{1}{n\Delta} \right] [\text{кГ/см}], \quad (239)$$

где Δ — расстояние между соседними проводниками в лобовых частях, см.

Здесь также надо учесть влияние размеров проводников на усилие (по рис. 67), так как отношение высоты стержня к расстоянию между соседними проводниками в лобовых частях (Δ) может составлять два-три и более.

Пользуясь формулами (237)—(238), можно определить суммарное усилие на длине лобовой части и давление на изоляцию в тех местах, где расположены прокладки между проводниками лобовых частей, воспринимающие тангенциальные усилия, разделив суммарную силу на суммарную поверхность соприкосновения лобовой части с прокладками.

Приближенно при k прокладках шириной $b_{пр}$ и высоте стержня, равной $h_{ст}$, давление на изоляцию составит:

$$p_{из} = \frac{\bar{f}_t l_s}{k b_{пр} h_{ст}} [\text{кГ/см}^2]. \quad (240)$$

Допустимое давление на micaлентную компаундированную изоляцию составляет 50—100 кГ/см².

3. Усилия и напряжения в бандажных кольцах

При коротких замыканиях лобовые части испытывают радиальные усилия, воспринимаемые бандажными кольцами. Если принять, что лобовые части обмотки представляют некоторый контур, обладающий индуктивностью L_e , то электродинамическая сила, действующая на этот контур в радиальном направлении, равна производной электромагнитной энергии A по координате, вдоль которой осуществляется перемещение, и составляет:

$$F_r = - \frac{dA}{dR} = \frac{1}{2} i^2 \frac{dL_e}{dR}.$$

Если L_e выражено в генри, а i в амперах, то сила получается в ньютонах.

Индуктивность лобовых частей одной фазы обмотки можно определить по следующей формуле:

$$L_e = 4,5 \left(\frac{w}{p} \right)^2 R \cdot 10^{-6} = 4,5 \left(\frac{z S_n}{2 \text{таp}} \right)^2 R \cdot 10^{-6} [\text{гн}], \quad (241)$$

где R — радиус лобовых частей, м;

z — число пазов;

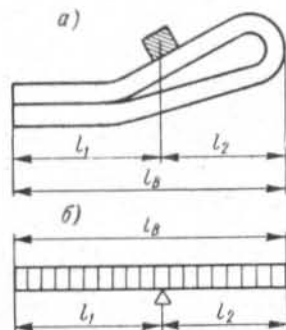
m — число фаз;

a — число параллельных ветвей.

Усилие, создаваемое одной фазой при протекании по ней ударного тока короткого замыкания i_y , составит:

$$F_r = 0,102 \frac{i_y^2}{2} \cdot 4,5 \left(\frac{zS_{\Pi}}{2 \text{map}} \right)^2 \cdot 10^{-6} = \\ = 22,5 i_y^2 \left(\frac{zS_{\Pi}}{2 \text{map}} \right)^2 \cdot 10^{-8} \text{ [кГ]}.$$

При трехфазном коротком замыкании и ударном токе i_y :



$i_y \approx 2 \sqrt{2} i'' = 2 \sqrt{2} \frac{I_{\Phi}}{x_d} [a]$
 максимальное усилие от всех трех фаз составит:

$$F_{r \text{ макс}} = \frac{3}{2} \cdot 22,5 \left(2 \sqrt{2} \frac{I_{\Phi}}{x_d} \right)^2 \times \\ \times \left(\frac{zS_{\Pi}}{2 \text{map}} \right)^2 \cdot 10^{-8} = 270 \left(\frac{I_{\Phi} z S_{\Pi}}{2 p \text{max} x_d} \right)^2 \times \\ \times 10^{-8} \approx 30 \left(\frac{AS_{\tau}}{x_d} \right)^2 \cdot 10^{-8} \text{ [кГ]}.$$

Рис. 68. Усилия, действующие на лобовые части и бандажные кольца.

Считая, что усилие направлено по радиусу, можно определить максимальное напряжение в бандажном кольце при числе колец k и сечении одного кольца q_k [см²]:

$$\sigma_k = \frac{F_{r \text{ макс}}}{2\pi} \cdot \frac{1}{kq_k} = 4,8 \cdot 10^{-8} \left(\frac{AS_{\tau}}{x_d} \right)^2 \frac{1}{kq_k} \text{ [кГ/см}^2\text{]}. \quad (243)$$

Радиальные усилия создают еще изгибающий момент, действующий на стержни обмотки. Если бандажные кольца расставлены неправильно, например слишком близко к сердечнику статора, то при большом вылете лобовых частей радиальные усилия могут вызвать недопустимые напряжения и деформации стержней обмотки, приводящие к преждевременному износу и повреждениям изоляции.

Считая, что усилие f равномерно распределено по вылету лобовой части, причем

$$F_r = f (l_1 + l_2),$$

где l_1 — расстояние от сердечника до бандажного кольца, l_2 — расстояние от бандажного кольца до края вылета

лобовых частей (рис. 68), можно подсчитать изгибающие моменты на участках l_1 и l_2 по схеме балки, заделанной с одной стороны, с промежуточной опорой; например, момент на участке l_2 составит:

$$M = \frac{F_r}{l_1 + l_2} \cdot \frac{l_2}{2} \text{ [кГ} \cdot \text{см]}.$$

Пример расчета усилий при коротком замыкании приведен в приложении.

§ 7. Моменты вращения при коротких замыканиях на зажимах гидрогенератора

При коротком замыкании возникают значительные моменты вращения, создающие усилия, передаваемые статором генератора на фундаментные плиты и на фундамент.

Моменты вращения имеют знакопеременную и знакпостоянную составляющие [Л. 38].

При трехфазном коротком замыкании наибольшее значение знакопеременной составляющей момента

$$M_{кз} = 0,975 \cdot 10^5 \frac{P_N e^2}{n} \left[\frac{\sin \omega t}{x_d} + \left(\frac{1}{x_q} - \frac{1}{x_d} \right) \frac{\sin 2\omega t}{2} \right] \text{ [кГ} \cdot \text{см]}, \quad (244)$$

где e — напряжение генератора до короткого замыкания в долях номинального;

P_N — номинальная полная мощность, *кВа*.

Обычно можно учитывать только первый член выражения в квадратных скобках, полагая

$$M_{кз} \approx 0,975 \cdot 10^5 \frac{P_N e^2}{n x_d} \text{ [кГ} \cdot \text{см]}.$$

При двухфазном коротком замыкании знакопеременная составляющая момента составит:

$$M_{кз} = 0,975 \cdot 10^5 \frac{2P_N e^2}{n (x_d + x_2)} (\sin \omega t - 0,5 \sin 2\omega t) \text{ [кГ} \cdot \text{см]}. \quad (245)$$

Максимальное значение этого момента имеет место при $\omega t = 120^\circ$ и составляет около

$$M_{к2\max} \approx 0,975 \cdot 10^5 \frac{2,6P_N e^2}{n(x_d'' + x_2)} \text{ [кГ} \cdot \text{см]}. \quad (246)$$

С учетом высших гармонических в кривой момента его максимальное значение составит около

$$\left(1 + 17 \frac{x_2 - x_d''}{x_2 + x_d''}\right)^2 M_{к2\max},$$

если $M_{к2\max}$ определялось по формуле (246).

Знакопостоянные составляющие момента могут быть определены следующим образом:

при трехфазном коротком замыкании

$$M'_{к3} = 0,975 \cdot 10^5 \frac{P_N e^2}{n} \left[\frac{1}{x_d''} (r_1 + r) + \left(\frac{1}{x_d''^2} - \frac{1}{x_q''^2} \right) (r_2 - r_1) \right] \text{ [кГ} \cdot \text{см]}; \quad (247)$$

при двухфазном коротком замыкании

$$M'_{к2} = 0,975 \cdot 10^5 \frac{P_N e^2}{n(x_d'' + x_2)} \times \left[\frac{r + r_2}{2} + 2(r_2 - r_1) \right] \text{ [кГ} \cdot \text{см]}; \quad (248)$$

здесь r — активное сопротивление нагрузки в долях номинального сопротивления генератора;

r_1 — активное сопротивление прямой последовательности:

$$r_1 = \frac{Q_{кз}}{P_N};$$

r_2 — активное сопротивление обратной последовательности:

$$r_2 \approx \frac{Q_{кз}}{P_N} + \frac{r_{kd} + r_{kq}}{4}.$$

Усилия, действующие на статор, фундаментные плиты и болты, определяются моментом, поделенным на радиус расположения болтов R :

$$F = \frac{M}{R} \text{ [кГ]}.$$

§ 8. Внутренние короткие замыкания

При коротком замыкании внутри обмотки статора синхронной машины, работающей параллельно с мощной электрической системой, в простейшем случае образуются два электрически и магнитно связанные контура; эти контуры при внутренних коротких замыканиях могут обтекаться встречными токами. Так как части обмотки, разделенные точкой короткого замыкания, расположены на общем магнитном сердечнике и зачастую в одних и тех же пазах (двухслойные волновые обмотки), то поврежденная обмотка по отношению к токам короткого замыкания часто представляет почти чистый бифиляр. Ввиду этого общее сопротивление схемы замещения току короткого замыкания сильно уменьшается и токи в частях обмотки могут достигать весьма больших значений, приближаясь к току короткого замыкания системы, параллельно с которой работает машина.

Токи внутренних коротких замыканий могут вызывать большие динамические усилия и приводить к разрушению обмотки статора, если она рассчитана только на ток короткого замыкания на выводах обмотки. В машинах с несколькими параллельными ветвями обмотки авария может продолжаться и после отключения генератора от сети за счет подпитки точки короткого замыкания током неповрежденных параллельных ветвей, играющих в данном случае роль сети.

Характерным механическим повреждением является вытеснение верхнего слоя двухслойной обмотки в воздушный зазор с разрушением пазового клина.

Схемы замещения поврежденной обмотки статора в случае внутреннего короткого замыкания приведены на рис. 69. Основной задачей расчета является определение собственных и взаимных реактивностей контуров схемы замещения, разделенных точкой короткого замыкания.

Эти реактивности различны для обмоток разных типов и сильно зависят от положения точки короткого замыкания в обмотке.

При коротком замыкании вблизи выводов машины ток в части обмотки, заключенной между точкой короткого замыкания и выводами, близок к току короткого замыкания электрической системы, параллельно с которой работает машина, а ток в части обмотки, расположенной между точкой короткого замыкания и нейтралью, близок к току короткого замыкания на выводах машины. При коротком замыкании в середине обмотки

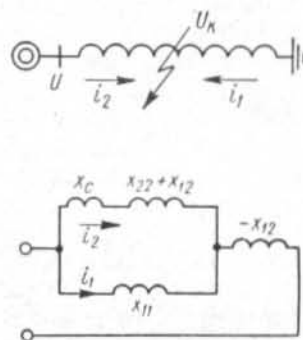


Рис. 69. Схемы замещения при внутренних коротких замыканиях.

в основном полями рассеяния в пазах и частью рассеяния лобовых частей; она меньше, чем реактивность полной обмотки, и ток, как правило, больше тока короткого замыкания на выводах машины.

При коротком замыкании небольшого числа витков вблизи нейтрали машины ток в поврежденной части обмотки велик, так как ее сопротивление в основном определяется также полями рассеяния пазовой части, в то время как ток в части обмотки, расположенной между выводами машины и точкой короткого замыкания, незначителен. Междувитковое короткое замыкание, т. е. замыкание одной или нескольких катушек внутри одной из фаз обмотки, эквивалентно однофазному замыканию такого же числа витков на нейтраль.

Точные методы расчета токов внутреннего короткого замыкания разработаны в последние годы, однако изложить их здесь не представляется возможным за недостатком места. Отсылая читателей к специальной литературе [Л. 39—40], мы ограничимся изложением приближенного метода определения токов внутренних коротких замыканий в обмотках, позволяющего с достаточной для практических целей точностью оценить максимальные значения токов внутреннего короткого замыкания и определить механические усилия от этих токов.

Приближенный метод определения токов внутреннего короткого замыкания заключается в следующем.

1. Токи внутреннего короткого замыкания определяются для трех точек: начала, середины и конца обмотки. При этом можно воспользоваться весьма простыми по виду формулами и сильно сократить вычисления.

2. Между этими точками проводятся интерполяционные кривые, аналогичные экспериментальным кривым для данного типа обмотки [Л. 40], или, в первом приближении, прямые.

3. Для участков, в которых произведение токов имеет наибольшее значение, определяются динамические усилия, формулы расчета которых приведены ниже. Для участков, в которых сумма токов имеет наибольшее значение, можно определить наибольшие термические эффекты. Наконец, по распределению токов в частях обмотки можно оценить уставки защит.

Ниже приведены формулы для приближенных расчетов токов внутреннего короткого замыкания, выведенные с некоторыми приближениями на основании точных методов расчета.

Ток в точке короткого замыкания можно определить по следующим формулам, где верхний индекс обозначает вид короткого замыкания, нижние индексы — части обмотки, и нижние индексы в скобках — прямую, обратную и нулевую последовательности:

т р е х ф а з н о е короткое замыкание

$$i_k^{(3)} = i_1^{(3)} + i_2^{(3)} = \frac{1}{x_{\Sigma(1)}}, \quad (249)$$

где x_{Σ} — результирующая реактивность схемы замещения; д в у х ф а з н о е короткое замыкание

$$i_k^{(2)} = i_1^{(2)} + i_2^{(2)} = \frac{\sqrt{3}}{x_{\Sigma(1)} + x_{\Sigma(2)}} \approx i_k^{(3)} \frac{\sqrt{3}}{2}; \quad (250)$$

о д н о ф а з н о е короткое замыкание

$$i_k^{(1)} = \frac{3}{x_{\Sigma(1)} + x_{\Sigma(2)} + x_{\Sigma(0)}}. \quad (251)$$

Значения реактивностей, входящих в формулы (249)—(251), можно определить с помощью табл. 18 для токов различных последовательностей.

Приближенный метод определения начальных значений токов внутреннего короткого замыкания

Число парал- лельных ветвей	Место короткого замыкания	Тип обмотки	Машина работает параллельно с сетью		
			$x_{\Sigma} (1)$	$x_{\Sigma} (0)$	
				нейтраль в сети заземлена	нейтраль в сети изолирована
$a = 1$	Начало обмотки (выводы)	Все типы	$\frac{x_d'' x_c}{x_d'' + x_c}$	$\frac{x_0 x_{c0}}{x_0 + x_{c0}}$	x_0
	Середина обмотки	Двухслой- ная волновая	$0,5 \left(x_k (1) + \frac{x_d'' x_c}{x_d'' + x_c} \right);$ $x_k (1) \approx \frac{x_n}{3\beta + 1} \left[\frac{9\beta(1-\beta)}{3\beta + 1} + 1 \right] +$ $+ \frac{3x_g(1-\beta)}{3\beta + 1} + 0,2x_e$	$0,5 \left(x_{k0} + \frac{x_0 x_{c0}}{x_0 + x_{c0}} \right)$ $x_{k0} \approx \frac{x_n}{3\beta + 1} \left[\frac{9\beta(1-\beta)}{3\beta - 2} + 1 \right] +$ $+ \frac{3x_g(1-\beta)}{3\beta - 2} + 0,2x_e$	$0,6x_l$
		Однослойная волновая	$x_k (1) = x_l - 0,5x_e \approx 0,9x_l$	$x_k (0) \approx x_k (1)$	$x_k (1) + \frac{x_{ad}}{40} \approx x_0$
		Двухслой- ная петлевая	$x_k (1) \approx x_l - 0,5x_e + 2\Delta x \approx x_l$	$x_k (0) = x_0 + 2\Delta x$	$x_0 + 2\Delta x$
	Конец обмотки (нейтраль)	Двухслой- ная	$0,6x_l + 2pq\Delta x$	$x_{\Sigma} (1)$	$x_{\Sigma} (1)$
Однослойная		$x_l - 0,5x_e + 2pq\Delta x \approx 0,9x_l + 2pq\Delta x$			

Продолжение

Число парал- лельных ветвей	Место короткого замыкания	Тип обмотки	Машина работает параллельно с сетью		
			$x_{\Sigma} (1)$	$x_{\Sigma} (0)$	
				нейтраль в сети заземлена	нейтраль в сети изолирована
a	Начало обмотки (выводы)	Все типы	$\frac{1}{\frac{1}{ax_d''} + \frac{a-1}{ax_d''} + \frac{1}{x_c}}$	$\frac{1}{\frac{1}{ax_0} + \frac{a-1}{ax_0} + \frac{1}{x_{c0}}}$	x_0
	Середина обмотки		$0,5 \left(x_k (1) + A_1 + \frac{B_1 C_1}{B_1 + C_1} \right)$ $A_1 = \frac{(a-1)(x_d'' - x_l) x_c}{x_l + (a-1)(x_d'' + x_c)}$ $B_1 = \frac{ax_c x_l}{x_l + (a-1)(x_d'' + x_c)}$ $C_1 = \frac{ax_l [ax_d'' + (a-1)x_c]}{x_l + (a-1)(x_d'' + x_c)}$	$\frac{x_0 [ax_0 + (a+1)x_{c0}]}{2(x_0 + x_{c0})}$	$\frac{a+1}{2} x_0$
		Конец обмотки (нейтраль)	Двухслой- ная	$a \cdot 0,5x_l + 2pq\Delta x$	$x_{\Sigma} (1)$
Однослой- ная	$a \cdot 0,9x_l + 2pq\Delta x$				

Число параллельных ветвей	Место короткого замыкания	Тип обмотки	Машина работает параллельно с сетью		Машина работает изолированно от сети			
			Составление симметричных составляющих тока		$x_{\Sigma(1)}$	$x_{\Sigma(0)}$	распределение симметричных составляющих тока	
			$i_1(i)$	$i_2(i)$			$i_1(i)$	$i_2(i)$
a = 1	Начало обмотки (выводы)	Все типы	$i_k(i) \frac{x_{ci}}{x_i + x_{ci}}$	$i_k(i) \frac{x_i}{x_i + x_{ci}}$	x_d''	x_0	$i_k(i)$	0
	Середина обмотки	Двухслойная волновая	$\frac{i_k(i)}{2} \left(1 + \frac{x_{ci}}{x_i + x_{ci}}\right)$	$\frac{i_{ki}}{2} \left(1 - \frac{x_{ci}}{x_i + x_{ci}}\right)$	$0,5x_d'' + 0,1x_l + 0,4x_e \approx 0,5x_d'' + 0,2x_l$	$0,6x_l$	$i_k(i)$	0
		Однослойная волновая			$0,4x_l + 0,5x_d'' + 0,25x_e \approx 0,5x_d'' + 0,45x_l$	x_0		
		Двухслойная петлевая			$\frac{x_d'' + x_l}{2} + 2\Delta x$	$x_0 + 2\Delta x$		
Конец обмотки (нейтраль)	Двухслойная	$i_k(i)$	0	$0,6x_l + 2pq\Delta x$	$x_{\Sigma(1)}$	$i_k(i)$	0	
	Однослойная			$0,9x_l + 2pq\Delta x$	$x_{\Sigma(1)}$	$i_k(i)$	0	

Число параллельных ветвей	Место короткого замыкания	Тип обмотки	Машина работает параллельно с сетью		Машина работает изолированно от сети			
			Распределение симметричных составляющих тока		$x_{\Sigma(1)}$	$x_{\Sigma(0)}$	распределение симметричных составляющих тока	
			$i_1(i)$	$i_2(i)$			$i_1(i)$	$i_2(i)$
a	Начало обмотки (выводы)	Все типы	$i_k(i) \left[\frac{ax(i)x_{ci}}{ax_i + (a-1)x_{ci}} \right]$ $\frac{ax_i + ax_ix_{ci}}{ax_i + (a-1)x_{ci}}$	$i_{ki} \frac{ax_i}{ax_i + (a-1)x_{ci}}$	x_d''	x_0	$\frac{1}{a} i_k(i)$	$\frac{a-1}{a} i_k(i)$
	Середина обмотки		$\frac{i_{ki}}{2} \left(1 + \frac{B_i}{B_i + C_i}\right)$	$\frac{i_{ki}}{2} \left(1 - \frac{B_i}{B_i + C_i}\right)$	$\frac{ax_{k(1)} + x_d''}{2}$	$\frac{a+1}{2} x_0$	$\frac{a+1}{2a} i_k(i)$	$\frac{a-1}{2a} i_k(i)$
	Конец обмотки (нейтраль)	Двухслойная	i_k	0	$a \cdot 0,6x_l + 2pq\Delta x$	$x_{\Sigma(1)}$	$i_k(i)$	0
Однослойная	$a \cdot 0,9x_l + 2pq\Delta x$							

Примечание. Формулы для $x_{\Sigma(2)}$, A_2 , B_2 и C_2 получаются из формул для $x_{\Sigma(1)}$ заменой x_d'' на x_2 . Обычно всегда можно принять $x_{k(1)} = x_{k(2)}$ и $x_{\Sigma(1)} \approx x_{\Sigma(2)}$. $\Delta x \approx \frac{1,65p-1}{4p^2q^2} 1,5 (x_d'' - x_l)$. x_n — реактивность пазовой части, x_e — лобовой части обмотки статора.

§ 9. Усилия в обмотках при внутренних коротких замыканиях

Наибольшие усилия при внутренних коротких замыканиях в двухслойных обмотках возникают в тех пазах, где находятся стержни, обтекаемые противоположно направленными токами. В этом случае усилие, действующее на единицу длины клина, составит (231):

$$q_n = \frac{2,04\pi}{b_n} (i_{y1}i_{y2}) \cdot 10^{-8} \text{ [кг/см]};$$

здесь i_{y1} и i_{y2} — ударные токи внутреннего короткого замыкания в участках 1 и 2 обмотки. В однослойных обмотках таких сил не возникает.

Напряжение изгиба в клине можно определить, полагая, что усилие q_n распределено равномерно по ширине паза, а клин опирается на края паза. Тогда максимальный изгибающий момент на участке клина длиной 1 см составит:

$$M_{\text{макс}} = \frac{q_n b_n}{8} \text{ [кг·см]}, \quad (252)$$

что при моменте сопротивления клина высотой h_k на 1 см длины

$$W = \frac{1h_k^2}{6}$$

определяет наибольшее напряжение при изгибе:

$$\begin{aligned} \sigma &= \frac{2,04\pi}{b_n} (i_{y1}i_{y2}) \cdot 10^{-8} \frac{b_n}{8} \cdot \frac{6}{h_k^2} = \\ &= \frac{4,8i_{y1}i_{y2}}{h_k^2} \cdot 10^{-8} \text{ [кг/см}^2\text{]}. \end{aligned} \quad (253)$$

Необходимо, чтобы напряжение σ для гетинакса не превосходило 250—350 кг/см².

Если за основной расчетный случай принять короткое замыкание вблизи выводов машины, то можно воспользоваться следующей приближенной формулой:

$$q_n = \frac{1,25}{ab_n} \left(\frac{I_\Phi}{1000x_d} \right)^2 \text{ [кг/см]}. \quad (254)$$

Усилия, угрожающие прочности клина, возникают, как правило, только в наиболее крупных гидрогенераторах (100 Мва и выше).

Радиальные усилия между прямолинейными участками лобовых частей двухслойной обмотки будут в случае внутреннего короткого замыкания отталкивающими и могут быть рассчитаны по тем же формулам, что и при внешних коротких замыканиях, если заменить величину $(iS_n/2a)^2$ величиной $(i_{y1}i_{y2})$; в однослойных обмотках эти усилия не возникают.

Следует отметить, что тангенциальные силы в лобовых частях при внутренних коротких замыканиях обычно также не представляют собой какой-либо опасности для крепления обмотки.

Сила $F_{rв}$, действующая на бандажное кольцо при внутреннем коротком замыкании в середине обмотки электрической машины, работающей параллельно с сетью, составляет примерно:

$$\frac{F_{rв}}{F_r} = 0,125 \left(\frac{i_{кв}''}{i_k''} \right)^2$$

по отношению к силе F_r , действующей на бандажное кольцо при коротком замыкании на зажимах машины. Здесь $i_{кв}''$ — начальное значение тока в точке внутреннего короткого замыкания, i_k'' — ток короткого замыкания на зажимах обмотки.

Как правило, бандажные кольца имеют достаточный запас прочности.

При внутреннем коротком замыкании изолированно работающей в режиме холостого хода машины усилия в обмотке могут быть подсчитаны с некоторыми коррективами по тем же формулам, что и для короткого замыкания на выводах.

Однако опасность представляют усилия при внутреннем коротком замыкании во время параллельной работы генератора с сетью.

Короткие замыкания в обмотке возбуждения генератора могут привести к отключению части полюсов и созданию вследствие этого магнитного небаланса, который сильно ухудшает условия работы подшипников генератора из-за одностороннего притяжения ротора к статору.

Предельное значение одностороннего притяжения ротора к статору при отключении половины всех полюсов

обмотки возбуждения, может быть подсчитано по следующей формуле:

$$P = 10 \left(\frac{B_{\delta}}{5000} \right)^2 \alpha D_i l_t [\tau]; \quad (255)$$

здесь все линейные размеры даны в метрах; α — коэффициент полюсного перекрытия.

Если принять $\alpha = 0,7$, $B_{\delta} = 8000$ гс, то

$$P \approx 18 D_i l_t [\tau].$$

§ 10. Короткое замыкание возбудителя

При коротком замыкании возбудителя возникает значительный момент, который нужно учитывать при расчете крепления якоря и надставки вала генератора.

Ток короткого замыкания возбудителя i'_k в долях номинального тока при напряжении на его зажимах до момента короткого замыкания, равном e (в долях номинального напряжения), можно определить по следующей формуле [Л. 41]:

$$i'_k = \frac{e}{r_{я} + A}, \quad (256)$$

где A — коэффициент, для некомпенсированных машин равный 0,05 и для компенсированных машин — 0,025;

$r_{я}$ — сопротивление якоря в относительных единицах.

Это сопротивление можно определить, зная потери в якоре $P_{я}$, номинальную мощность возбудителя P , номинальное напряжение U , диаметр якоря $D_{я}$ и число коллекторных пластин, перекрытых щеткой β_k :

$$r_{я} \approx \frac{P_{я}}{P} + \frac{2 + \frac{0,3P}{D_{я}} \beta_k}{U}. \quad (257)$$

Максимальный момент короткого замыкания возбудителя $M_{к. макс}$ составляет:

$$M_{к. макс} = 975 \frac{P}{n} i_k'^2 r_{я} [\kappa\Gamma \cdot \text{м}], \quad (258)$$

где n — скорость вращения возбудителя, об/мин.

Обычно для гидрогенераторов кратность момента короткого замыкания возбудителя по отношению к номинальному моменту составляет пять-десять.

НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ГИДРОГЕНЕРАТОРОВ С ФОРСИРОВАННЫМ ОХЛАЖДЕНИЕМ

Предельная мощность гидрогенераторов обычной конструкции с косвенным воздушно-водяным охлаждением ограничивается в первую очередь температурой обмоток, а также габаритными размерами, предельно возможными по производственным, конструктивным, экономическим и транспортным требованиям.

Ряд зависимостей предельной мощности гидрогенераторов от скорости вращения, значений параметров, механической прочности и прочих факторов приведен в литературе [Л. 42—46]. Все эти зависимости показывают, что существует разумный предел, ограничивающий единичную мощность гидрогенераторов обычного исполнения, причем этот предел значительно ниже единичной мощности, требующейся в настоящее время.

Проектирование гидрогенераторов мощностью 300—800 Мвт на основе конструктивных принципов, принятых для гидрогенераторов меньшей мощности, вызывает значительные трудности при изготовлении, монтаже и транспортировке.

Поэтому задача повышения мощности гидрогенераторов выдвигает проблему форсировки охлаждения. Усиленное охлаждение позволяет получить значительное повышение использования, т. е. увеличение мощности в тех же габаритах, сокращение стоимости на единицу мощности, снижение рабочей температуры обмоток и, следовательно, продление срока службы изоляции.

В ряде случаев уменьшение габаритов гидрогенераторов позволяет снизить и затраты на строительную часть здания гидроэлектростанции.

§ 1. Системы охлаждения обмоток и активной стали

Из существующих систем охлаждения обмотки статора, обеспечивающих большую теплоотдачу, наиболее перспективной является система непосредственного охлаждения меди обмотки статора водой. Благодаря высокой тепло-

емкости (в 3500 раз больше теплоемкости воздуха при равном объеме) вода, циркулирующая по полым проводникам обмотки статора, обеспечивает весьма эффективный теплосъем.

При проектировании обмотки статора, охлаждаемой водой, обычно применяют полые и сплошные проводники (рис. 70). Стержень обмотки состоит из нескольких групп элементарных проводников, каждая из которых включает в себя один полый и несколько сплошных проводников.

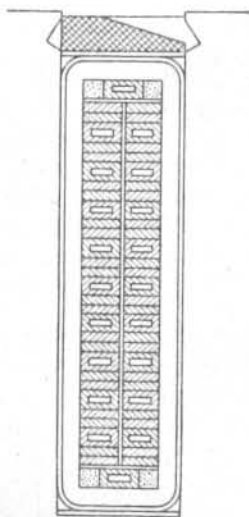


Рис. 70. Разрез паза обмотки с непосредственным охлаждением водой.

Для уменьшения числа мест подвода и отвода воды обычно соединяют последовательно по воде несколько витков обмотки.

При проектировании гидрогенератора часто бывает нужно предварительно определить максимальную длину параллельной цепи по воде $l_{\text{макс}}$.

Обозначим через j_a эквивалентную плотность тока в обмотке статора:

$$j_a = j_a \sqrt{\frac{Q_{\text{Cu1}} + Q_f + Q_{\text{in}}}{Q_{\text{Cu1}}}} \quad [\text{а/мм}^2], \quad (259)$$

где Q_{Cu1} — основные потери в обмотке;

Q_f — добавочные потери;

Q_{in} — потери, отводимые от сердечника в обмотку статора через изоляцию, которые можно предварительно считать равными 20% Q_{Cu1} ;

j_a — плотность тока в обмотке статора, а/мм^2 .

Если при заданном перепаде температуры и давления на длине $l_{\text{макс}}$, доля сечения меди витка, занятой каналами, составляет q и гидравлический диаметр канала равен

$$d = \frac{4S}{\Pi} \quad [\text{м}], \quad (260)$$

где S — сечение канала, м^2 ;

Π — периметр сечения канала, м ,

то максимальная длина параллельной цепи по воде $l_{\text{макс}}$ составит:

$$l_{\text{макс}} = 250 \sqrt[3]{\frac{\theta^2 \left(\frac{q}{1-q}\right)^2 Hd}{j_a^4}} \quad [\text{м}], \quad (261)$$

здесь θ — перепад температуры;

H — перепад давления, м вод. ст.

Для крупных гидрогенераторов с водяным охлаждением была предложена однослойная обмотка [Л. 45]. Преимуществом однослойной волновой обмотки является увеличенное расстояние между головками в лобовых частях обмотки, облегчающее выполнение конструкции подводов воды.

Применение однослойной волновой обмотки уменьшает трудоемкость изготовления, снижает расход изоляции и высоту зубцов, т. е. расход активной стали, ограничивает число паяных контактов в лобовых частях.

Вода, протекающая по обмотке, должна быть достаточно чистой (дистиллированной); движение воды должно происходить по замкнутому циклу с охлаждением нагретой воды в водо-водяных теплообменниках с помощью проточной воды.

Для обмотки ротора можно применять систему водяного или форсированного воздушного охлаждения [Л. 42—46].

При системе охлаждения обмотки ротора водой необходимо обеспечить достаточно длинный канал, чтобы избежать значительного количества мест подвода воды к обмотке. Однако, по условиям нагрева воды в обмотке, не всегда возможно соединить все витки одного полюса последовательно; в таких случаях целесообразно сделать в катушке полюса несколько параллельных ветвей по воде. При такой конструкции становится удобным применение дисковой обмотки, подобной обмоткам трансформаторов (рис. 71). Тогда легко осуществить несколько параллельных ветвей по воде при последовательном электрическом соединении витков.

При форсированном воздушном охлаждении в меди витков обмотки ротора устраиваются каналы, по которым проходит охлаждающий воздух. Наиболее целесообразно направить такие каналы поперек проводника обмотки возбуждения, как показано на рис. 72. Воздух в этом случае проходит через каналы в ободу ротора, поступает в за-

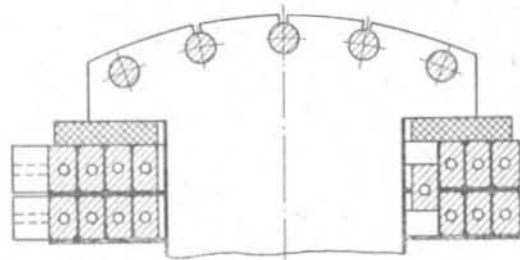


Рис. 71. Катушка ротора, охлаждаемая водой.

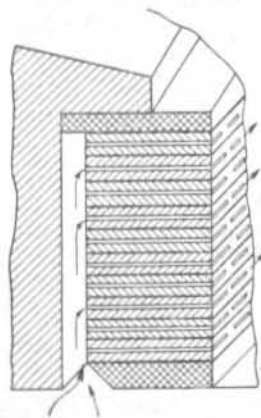


Рис. 72. Катушка ротора с форсированным воздушным охлаждением.

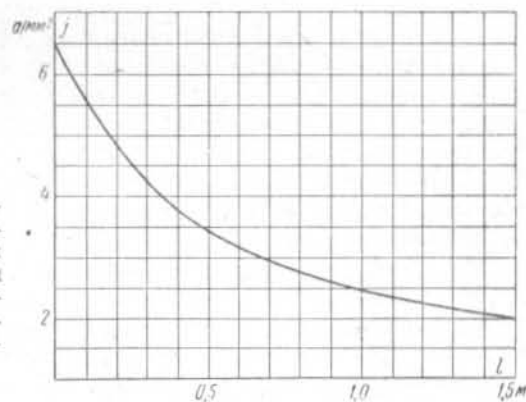


Рис. 73. Зависимость допустимой плотности тока от длины канала при форсированном охлаждении воздухом.

зор между полюсом и катушкой и выходит через каналы в обмотке в междуполюсное пространство.

Зависимость допустимой плотности тока от длины канала в обмотке, по которому проходит воздух, при постоянных давлении и размерах канала и при теплоотдаче только с внутренней поверхности канала имеет характер, показанный на рис. 73.

При местном сопротивлении σ ($\sigma \approx 4 \div 6$) и напоре H [м вод. ст.] допустимая плотность тока при длине канала, равной ширине меди, может быть определена по формуле

$$j_{\text{макс}} = 2 \sqrt[4]{\frac{H \theta^2 q^2}{(1-q)^2 (21l + 4200d^{1,22}) \left(0,04 \frac{l}{d} + \sigma\right)}} \text{ [а/мм}^2\text{]}. \quad (262)$$

При описанной системе охлаждения обмоток статора и ротора можно сильно повысить использование машины.

Обычно использование принято выражать так называемым коэффициентом Эссона:

$$C = 1,1 ASB_8 \cdot 10^{-6} = \frac{P_N}{D_l^2 l n}.$$

Величина C при переходе к системе форсированного охлаждения может быть повышена примерно в два раза по сравнению с достигнутым в настоящее время уровнем. При этом вес генератора на единицу мощности может быть снижен в 1,5—1,8 раза, что дает большую экономию активных и конструкционных материалов. Расход изоляции — наиболее ценного материала — снижается в 2—2,5 раза, расход меди — примерно в два-три раза, активной стали — в 1,8—2 раза. Сокращение веса гидрогенераторов позволяет получить также некоторую экономию при сооружении здания ГЭС: уменьшить грузоподъемность кранов, подкрановых путей и т. п.

Коэффициент использования может быть повышен в очень широких пределах, но практически указанные цифры зависят от ограничений, накладываемых требованиями к параметрам и коэффициенту полезного действия. Поэтому в каждом отдельном случае наиболее целесообразная степень использования гидрогенератора должна обосновываться экономически.

§ 2. Параметры, коэффициент полезного действия

При увеличении использования, т. е. мощности в заданных габаритах, происходит изменение коэффициента полезного действия и реактивностей гидрогенератора.

Если в данной модели гидрогенератора доля постоянных потерь составляет c в долях всех потерь при номинальной мощности P_N и номинальном к. п. д. η , а переменных потерь bI и aI^2 (см. § 1 гл. 6), то, увеличивая или уменьшая мощность при неизменных геометрических размерах, получим, что к. п. д. при увеличении мощности в k раз составит:

$$\eta_k = \frac{\eta}{\eta + (1 - \eta) \left[\frac{c}{k} + b + ak \right]}. \quad (263)$$

Характеристика к. п. д. будет иметь максимум при

$$k = \sqrt{\frac{c}{a}} :$$

$$\eta_{k, \text{ макс}} = \frac{\eta}{\eta + (1 - \eta) \cdot (2\sqrt{ac} + b)}.$$

При этом к. п. д. остается больше номинального до значения $k = \frac{c}{a}$.

В гидрогенераторах большой мощности при обычной системе охлаждения в среднем $c = 0,6$. Это значит, что, оставляя геометрические размеры неизменными, можно повысить использование более чем в два раза, сохранив к. п. д. на прежнем уровне.

Однако при повышении использования, пропорционально этому повышению увеличиваются реактивности. Повышение реактивностей ограничивается требованиями устойчивой работы в условиях энергосистемы.

Начиная с некоторого значения рост реактивностей становится весьма нежелательным и необходимо изменять геометрию машины, чтобы с ростом линейной нагрузки не происходило дальнейшего увеличения реактивностей.

Для того чтобы при росте линейной нагрузки реактивности не увеличивались, необходимо изменять проводимость для потоков реакции обмотки статора обратно пропорционально увеличению линейной нагрузки. Практически для этого нужно уменьшать глубину паза и высоту

полюса и увеличивать воздушный зазор. Это приводит к увеличению потерь в обмотках статора и ротора и снижению коэффициента полезного действия.

Следует отметить, что, кроме факторов, способствующих увеличению потерь, действуют также факторы, снижающие потери в обмотках. При увеличении воздушного зазора, вызванном требованием снижения синхронной реактивности, уменьшаются поверхностные потери на башмаках полюсов при холостом ходе и при нагрузке. Кроме того, благодаря переходу на водяное охлаждение обмотки статора и снижению рабочей температуры обмоток уменьшаются потери в меди. Переход на однослойную обмотку статора улучшает заполнение паза медью и тоже способствует снижению основных и добавочных потерь в обмотке.

Однако, несмотря на эти факторы, при сохранении реактивностей на заданном уровне к. п. д. убывает с ростом использования более резко, чем при сохранении неизменными геометрических размеров и соотношений.

Так как магнитная цепь машины обычно использована до предела, то рост использования происходит только за счет увеличения линейной нагрузки. Если при этом требуется сохранить значения реактивностей на определенном уровне, то следует пропорционально AS уменьшать глубину паза и высоту полюса, а также увеличивать воздушный зазор.

Учитывая это, можно определить необходимое уменьшение глубины паза обмотки статора и высоты полюса ротора, а затем и увеличение потерь в обмотках вследствие роста плотности тока.

Увеличение потерь в обмотке статора составит:

$$\frac{Q_{Cu1}}{Q_{Cu1}} = \frac{h_{п1} - \Sigma \Delta_{из} - h_{к1}}{h'_{п1} - \Sigma \Delta_{из} - h_{к1}};$$

здесь Q_{Cu1} — потери в обмотке при неизменной глубине паза, *квт*;

$h_{п1}$ — глубина паза при неизменных реактивностях, *см*;

$h'_{п1}$ — глубина паза при уменьшении реактивностей, *см*;

$\Sigma \Delta_{из}$ — размер изоляции по глубине паза, *см*.
Суммарная толщина изоляции по высоте паза $\Sigma \Delta_{из}$ определяется по табл. 2.

Увеличение потерь в обмотке ротора составит:

$$\frac{Q_{Cu2}}{Q_{Cu2}} = \frac{h_m - \Delta}{h'_m - \Delta};$$

здесь h_m — высота полюса, см;

Δ — размер изоляции по высоте полюса, примерно равный 5 см.

Если в исходной модели машины коэффициент Эссона был $C = 7,0$; $x'_d = 0,3$; $c = 0,7$ и $\eta = 98,2\%$, то увеличив использование в два раза и не изменив геометрических соотношений, получим $C = 14$, $x'_d = 0,6$, и по (263)

$$\eta' = \frac{98,2}{98,2 + 1,8 \left[\frac{0,7}{2} + 0,1 + 0,2 \cdot 2 \right]} = 98,4\%,$$

т. е. к. п. д. повысится. Доля переменных потерь при этом возрастает вдвое и составит 0,94% мощности генератора.

Если наивысшее допустимое значение реактивности x'_d составляет 0,48, то уменьшение реактивности до этого значения потребует уменьшения высоты полюса и глубины паза примерно в соотношении $\frac{0,6}{0,48} = 1,25$, что при $13,0 \div 15,0$ см и $h_m = 20,0 \div 23,0$ см вызовет увеличение потерь в обмотке в отношении

$$\frac{h_n - \Sigma \Delta_{нз} - h_k}{0,8h_n - \Sigma \Delta_{нз} - h_k} \approx 1,35;$$

к. п. д. при этом составит примерно:

$$\eta \approx 100 - \frac{0,7 + 1,02 \cdot 1,35}{100 + 0,7 + 1,02 \cdot 1,35} = 98\%.$$

Снижение температуры при водяном и форсированном охлаждении уменьшит основные и добавочные потери. С учетом этого к. п. д. будет несколько выше и составит около 98,1—98,2%.

Приведенный выше расчет является весьма ориентировочным, но все же позволяет оценить изменение к. п. д. при переходе к усиленной системе охлаждения в зависимости от роста использования.

При повышении мощности в единице обычно увеличивается напряжение гидрогенераторов. Рост напряжения вызывает дополнительные потери, что обусловлено ухуд-

шением заполнения паза статора, так как увеличивается толщина изоляции. Отчасти эти потери могут быть скомпенсированы увеличением объема тока в пазу статора, но если оно невозможно, то рост напряжения ведет к снижению коэффициента полезного действия или заставляет ограничивать повышение использования машины.

Выбор степени использования и предельных значений реактивностей и напряжения может быть произведен в каждом отдельном случае различными методами. Одним из таких методов может быть расчет на минимум общей стоимости, включающей стоимость потерь [Л. 46]. В полную стоимость необходимо включить также часть строительных затрат, зависящих от габаритов и веса генераторов. Проведенные расчеты показывают [Л. 46], что для гидрогенераторов большой мощности (500—1000 Мвт) в настоящее время выгодно повышать коэффициент использования до значения $C = 14 \div 16$.

В большинстве случаев такие факторы, как напряжение или мощность системы возбуждения, значения реактивностей и т. п., ограничивают увеличение использования несколько меньшими значениями C .

Гидрогенераторы с форсированным охлаждением проектируются обычно на предельном диаметре по условиям механической прочности ротора. Для увеличения диаметра прибегают к уменьшению запаса в ободу ротора по пределу текучести при угонной скорости вращения до 5—10%; обод ротора изготавливают из легированных сталей с повышенным пределом текучести и прочности.

§ 3. Некоторые особенности гидрогенераторов с непосредственным охлаждением обмоток

Статор гидрогенератора с водяным охлаждением обмотки отличается от обычного только наличием водяных коллекторов, которые должны быть изолированы от корпуса.

Так как линейная нагрузка в гидрогенераторах с форсированным охлаждением высока, необходимо обратить внимание на торцевые потери и принять меры к их уменьшению и усилению охлаждения торцов машины. С этой целью нажимные пальцы, бандажные кольца и их крошечки, а иногда и нажимные плиты должны выполняться из немагнитных материалов, а толщина крайних пакетов стали должна быть меньше, чем средняя толщина пакета.

Геометрия пазового слоя при водяном охлаждении обмоток изменяется. Так как периметр паза уже не влияет на охлаждение обмотки, следует стремиться к наименьшему значению отношения $h_{\text{п}}/b_{\text{п}}$.

Для уменьшения добавочных потерь в обмотке желательно, чтобы высота сплошного проводника была мини-

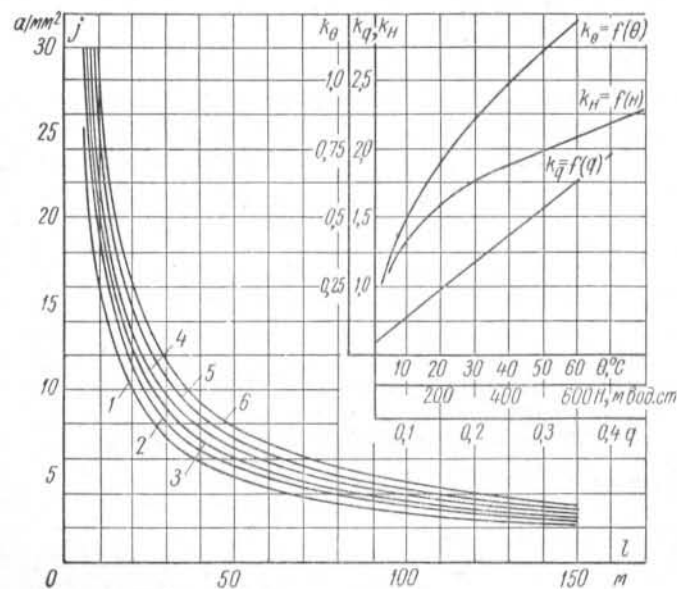


Рис. 74. К расчету непосредственного водяного охлаждения обмотки.

- 1) $d = 0,003 \text{ м}$ 4) $d = 0,01 \text{ м}$
 2) $d = 0,005 \text{ м}$ 5) $d = 0,015 \text{ м}$
 3) $d = 0,007 \text{ м}$ 6) $d = 0,02 \text{ м}$

мальной. С этой же целью желательно по возможности уменьшить количество полых проводников в стержне.

Зависимость допустимой плотности тока в обмотке, охлаждаемой водой, от длины и гидравлического диаметра канала при $\theta_{\text{макс}} = 40^\circ \text{ С}$, отношении сечения каналов к сечению стержня 0,15 и давлении 30 м вод. ст., определенная по формуле (259), приведена на рис. 74. С помощью поправочных коэффициентов этого рисунка можно пересчитать плотность тока для любых значений H , θ и q .

Каналы в обмотке ротора могут быть выполнены как сопряжением двух полувитков, в одном из которых или в обоих прокатаны углубления, при сопряжении образующие каналы, так и установкой прокладок между двумя витками гладкой голой меди.

В первом случае приведенная высота витка, по которой следует рассчитывать сопротивление обмотки, составит:

$$h'_{\text{Cu}} = 2 \frac{h_{\text{Cu}}(h_{\text{Cu}} - h_{\text{к}})}{h_{\text{Cu}} + (h_{\text{Cu}} - h_{\text{к}})} \text{ [мм]},$$

где $h_{\text{к}}$ — высота канала, мм.

Гидравлический диаметр канала составляет примерно $2h_{\text{к}}$. Доля сечения каналов в общем сечении проводника составит:

$$q = \frac{h_{\text{к}} b_{\text{к}}}{t_{\text{к}} h_{\text{Cu}}}, \quad (265)$$

где $b_{\text{к}}$ — ширина канала, мм;

$t_{\text{к}}$ — шаг между соседними каналами, мм.

Зависимость допустимой плотности тока в обмотке, охлаждаемой воздухом, от длины канала при потере давления $H = 100 \text{ мм вод. ст.}$, $q = 0,15$ и $\theta = 80^\circ \text{ С}$ по (262) приведена на рис. 75. Пользуясь коэффициентами рис. 75, можно пересчитать значение $j_{\text{макс}}$ для других условий.

При расчетах непосредственного охлаждения обмотки водой большое значение приобретает вопрос о целесообразном отношении сечения каналов к сечению меди обмотки. Исследования показывают, что этот вопрос может быть решен удовлетворительно только при учете всех параметров системы охлаждения. Мы проиллюстрируем здесь возможный ход расчета на примере катушки, охлаждаемой водой.

Составив уравнение теплового баланса для проводника длиной l [м] при доле сечения меди, занятой каналами, равной q , скорости течения воды v [м/сек] и максимальном подогреве воды θ , получим:

$$j^2 = \frac{210v\theta}{l} \cdot \frac{q}{1-q} \text{ [а/мм}^2\text{]}. \quad (266)$$

Учитывая, что

$$v \approx 19 \sqrt{\frac{Hd}{l}} \text{ [м/сек]}, \quad (267)$$

где H — давление, d — гидравлический диаметр, имеем:

$$j^2 = \frac{4000 \sqrt{Hd\theta}}{l^{3/2}} \cdot \frac{q}{1-q}, \quad (268)$$

откуда непосредственно вытекает уравнение (261) для максимальной длины.

Задача может быть поставлена следующим образом: есть некоторое сечение меди S , по которому протекает

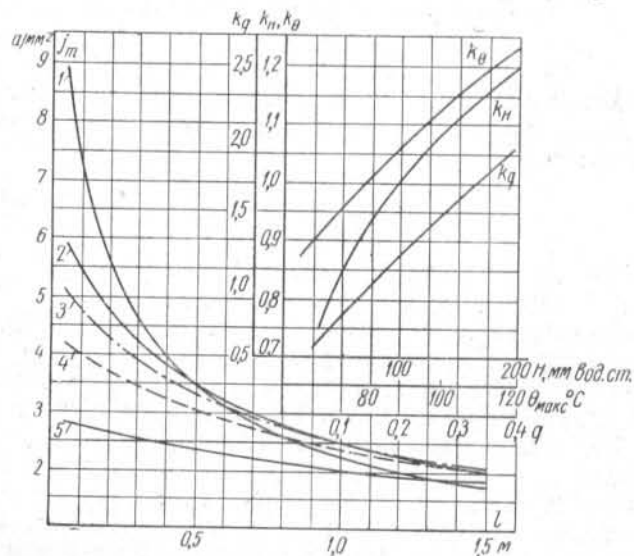


Рис. 75. К расчету форсированного воздушного охлаждения.

- 1) $d = 0,002$ м; 2) $d = 0,005$ м; 3) $d = 0,007$ м; 4) $d = 0,01$ м;
5) $d = 0,02$ м.

ток I . Какая доля сечения, занятая каналами, будет наиболее выгодной? Плотность тока при доле сечения, занятой каналами, равной q ,

$$j = \frac{I}{S(1-q)} = j_0 \frac{1}{1-q}. \quad (269)$$

Плотность тока, максимально допустимая по условиям нагрева, определяется уравнением (268). Решая эти уравнения совместно, получим:

$$q = 0,5 \pm \sqrt{0,25 - \frac{j_0^2}{A}}, \quad (270)$$

где

$$A = \frac{4000 \sqrt{Hd\theta}}{l^{3/2}}.$$

Оба значения q являются точками пересечения зависимостей $j = f(q)$, определяемых уравнениями (268) и (269).

Наибольший запас по нагреву будет при $q = 0,5$ (рис. 76), в чем легко убедиться, найдя максимум разности допустимой и фактической плотностей тока.

Однако с точки зрения потерь невыгодно принимать q больше его минимального значения по формуле (270) с необходимым запасом, учитывающим возможность засорения части каналов.

Если при решении уравнения (270) получатся мнимые корни, это значит, что кривые фактической и максимально допустимой плотностей тока нигде не пересекаются и, следовательно, невозможно охладить обмотку при заданных сечении, гидравлическом диаметре, длине и давлении. Наиболее просто в этом случае уменьшить длину параллельной цепи по воде.

Подобная зависимость характерна и для каналов, охлаждаемых воздухом; изменится только вид функции A :

$$A = \frac{20 \sqrt{H}}{(21l + 4200d^{1,22}) \sqrt{0,04 \frac{l}{d} + \sigma}}$$

§ 4. Тепловой расчет гидрогенераторов с форсированным охлаждением

1. Тепловой расчет статора

Расчет температуры наиболее горячей точки стали статора может быть проведен по тепловой схеме рис. 77, отличающейся от схемы рис. 57 наличием ветви, отводящей потери в воду обмотки статора. Как и в случае воздушного охлаждения, необходимо провести предварительно ориен-

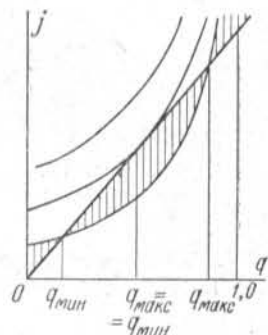


Рис. 76. Определение доли сечения меди, занятой каналом, при охлаждении проводника водой.

тировочный вентиляционный расчет гидрогенератора, определение значений потерь и тепловых сопротивлений по схеме рис. 77.

Вначале можно принять, что средняя температура охлаждающей воды и охлаждающего воздуха одинаковы; тогда, преобразуя левую часть схемы в эквивалентную

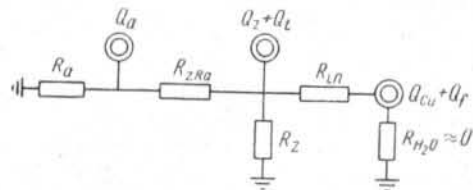


Рис. 77. Тепловая схема статора с непосредственным охлаждением обмотки водой.

звезду, получим выражения для определения нагрева зубцов и тела сердечника статора:

$$\left. \begin{aligned} \theta'_z &= \frac{Q_a R_a R_z R_{in} + (Q_z + Q_t)(R_a + R_z R_a) R_z R_{in}}{(R_a + R_z R_a)(R_z + R_{in}) + R_z R_{in}}, \\ \theta'_a &= \frac{Q_a R_a (R_z R_{in} + R_z R_a R_z + R_z R_a R_{in}) + (Q_z + Q_t) R_z R_a R_{in}}{(R_a + R_z R_a)(R_z + R_{in}) + R_z R_{in}}. \end{aligned} \right\} (271)$$

Если средняя температура воды в обмотке отличается от средней температуры охлаждающего воздуха на $\pm \theta''$ (знак «+», если вода теплее воздуха), то превышение температуры зубцов составит:

$$\theta_z = \theta'_z \pm \theta'' \frac{R_z (R_a + R_z R_a)}{(R_a + R_z R_a)(R_z + R_{in}) + R_z R_{in}}, \quad (272)$$

а превышение температуры тела статора:

$$\theta_a = \theta'_a \pm \theta'' \frac{R_a R_z}{(R_a + R_z R_a)(R_z + R_{in}) + R_z R_{in}}. \quad (273)$$

Потери в сердечнике, отводимые водой в обмотке статора (если вода холоднее воздуха), или потери в обмотке, отводимые воздухом (если вода теплее воздуха), составляют:

$$Q_{in} = \frac{\theta_z - \theta''}{R_{in}} \cdot 10^{-3} \text{ [кВт]}. \quad (274)$$

Необходимый расход воды в обмотке статора при теплоемкости воды $4,13 \text{ кДж/л} \cdot \text{град}$ и подогреве воды $\theta_B = 20 \div 30^\circ \text{C}$:

$$L'_B = \frac{Q_{cu} + Q_{in}}{4,13 \theta_B} \text{ [л/сек]} \quad (275)$$

не должен превышать фактический расход при заданном давлении, который определяется по формуле

$$L_B = \frac{q q_a}{1000(1-q)} \cdot 19 \sqrt{\frac{Hd}{l}} n \text{ [л/сек]}; \quad (276)$$

здесь n — число параллельных ветвей по воде в обмотке статора;

l — длина ветви, м;

H — напор, м вод. ст.;

d — гидравлический диаметр, м;

q — доля сечения каналов;

q_a — сечение обмотки статора, мм^2 .

2. Расчет нагрева обмотки ротора

Для точного расчета теплоотдачи обмотки ротора необходимо определить вентиляционным расчетом расход воздуха через каналы обмотки Q_R . Если этих данных нет, то можно считать, что через каналы обмотки проходит $\frac{1}{2} - \frac{2}{3}$ общего расхода воздуха через машину.

Затем необходимо определить скорости воздуха в каналах и на боковых поверхностях катушек ротора, и по формулам, приведенным в § 3 главы 7, с помощью рис. 58 найти коэффициенты теплоотдачи с внутренней поверхности каналов и боковой поверхности катушки.

Полагая, что все тепло отводится через одну какую-нибудь поверхность, можно определить частичные превышения температуры θ_1 , θ_2 и θ_3 при теплоотдаче только с одной какой-либо поверхности.

Превышение температуры обмотки ротора над температурой воздуха составит:

$$\theta'_e = \frac{\theta_1 \theta_2 \theta_3}{\theta_1 \theta_2 + \theta_2 \theta_3 + \theta_1 \theta_3}, \quad (277)$$

а превышение температуры обмотки ротора над температурой холодного воздуха:

$$\theta_e = \theta'_e + \frac{Q_e}{1,1 Q_R}. \quad (278)$$

**ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕСА И МЕТОДИКА ПОДСЧЕТА
СТОИМОСТИ ГИДРОГЕНЕРАТОРА**

§ 1. Предварительные замечания

На начальной стадии проектирования невозможно точно определить вес конструктивных узлов генератора; для этого требуется выполнить рабочие чертежи и произвести механические расчеты. С достаточной степенью точности из электрического расчета можно определить только веса активных материалов.

Для определения веса гидрогенератора и его ротора, которые требуются для сравнения различных вариантов гидрогенератора, а также для проектирования здания и выбора кранового оборудования станции, необходимо прибегнуть к приближенным методам, изложенным в § 3. Эти методы обеспечивают точность, требуемую в начале проектирования.

§ 2. Веса активных материалов

Одним из важнейших технико-экономических показателей гидрогенераторов является расход активных материалов в машине. Поэтому определение веса и стоимости гидрогенераторов начинается с расчета веса активных материалов. Ниже приведены формулы для их вычисления.

Вес стали тела статора

$$G_{Fea} = Q_a L_a \cdot 2p \frac{h_a}{h_a} \cdot 7,8 \cdot 10^{-3} \text{ [кг]}. \quad (279)$$

Вес стали зубцов статора

$$G_{Fez} = Q_z \nu_z h_n \cdot 2p \cdot 7,8 \cdot 10^{-3} \text{ [кг]}. \quad (280)$$

Вес меди обмотки статора

$$G_{Cu1} = z S_n \frac{l_a}{2} q_a \cdot 8,9 \cdot 10^{-5} \text{ [кг]}. \quad (281)$$

Вес меди обмотки ротора

$$G_{Cu2} = l_e w_e \cdot 2p q_e \cdot 8,9 \cdot 10^{-5} \text{ [кг]}. \quad (282)$$

Вес меди демпферной обмотки

$$G_{CuD} = (n_b l_b q_b \cdot 2p + 2\pi D_i q_R) \cdot 8,9 \cdot 10^{-5} \text{ [кг]}. \quad (283)$$

Вес полюсов

$$G_h = 2p (h_m b_m + h_p b_p) l'_m \cdot 7,8 \cdot 10^{-3} \text{ [кг]}. \quad (284)$$

§ 3. Приближенное определение конструктивного веса гидрогенератора

Для приближенного определения веса активных материалов и общего веса гидрогенератора можно воспользоваться данными, приведенными в литературе [Л. 3].

Более точное предварительное определение веса гидрогенератора может быть достигнуто путем интерполяции внутри серии спроектированных машин.

На основании расчетов построены табл. 19—22 и кривые рис. 78. В этих таблицах и на рис. 78 приведены веса

Таблица 19

Веса горизонтальных гидрогенераторов мощностью 5—25 Мва

<i>P</i> [Мва]	5	10	15	20	25
<i>n</i> [об/мин]					
75	117	205	285	350	405
83,3	112	196	268	330	380
88,2	109	192	258	315	367
93,8	106	185	248	300	352
100	104	180	240	290	340
107	100	175	230	278	327
115,4	96	167	220	265	313
125	93	160	210	255	300
136,4	88	152	200	242	288
150	84	142	188	228	273
167	80	130	175	215	258
187,5	75	120	160	200	240
200	71	114	155	194	232
214	68	109	150	185	222
250	63	98	135	170	200
300	55	90	122	150	185
375	52	85	115	140	168
428	50	80	110	135	160
500	45	77	105	127	153
600	40	70	95	117	142
750	35	60	82	105	125
1000	28	48	65	81	98

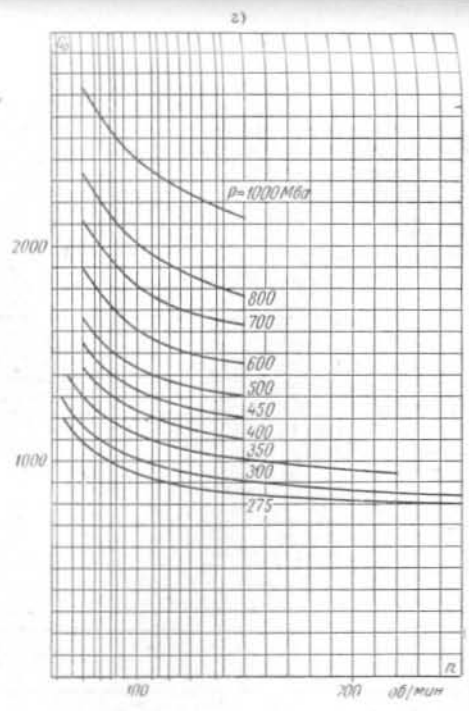
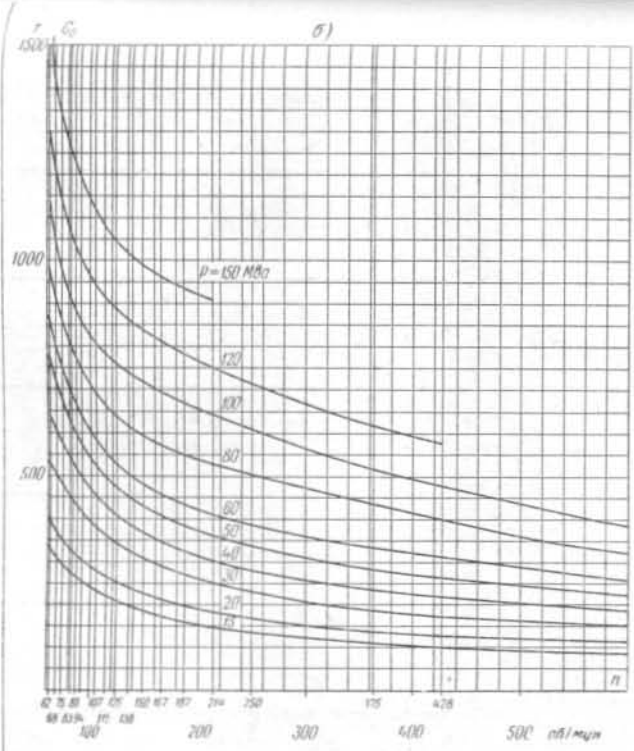
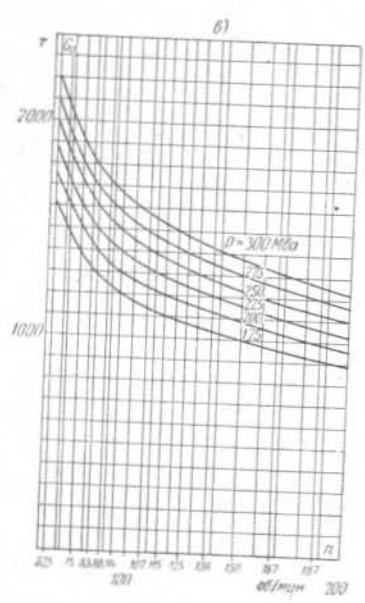
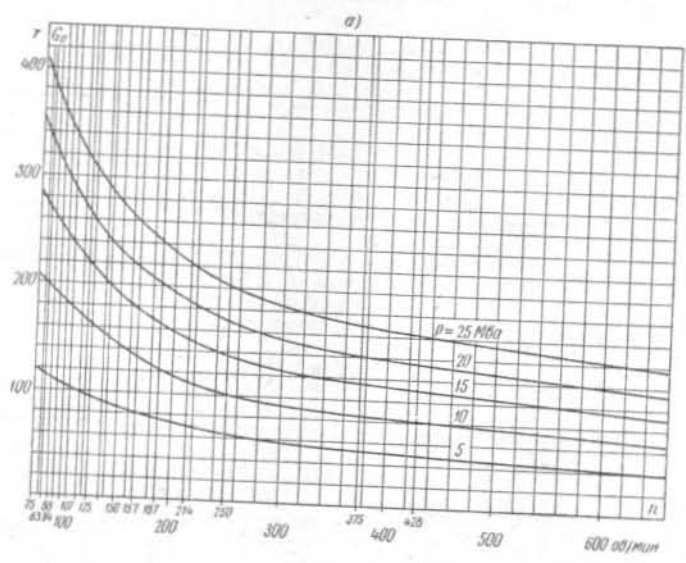


Рис. 78. Веса гидрогенераторов: а — горизонтальных; б — в — вертикальных.

Таблица 20

Весы вертикальных гидрогенераторов мощностью
15—150 Мва

$\frac{P \text{ [Мва]}}{n \text{ [об/мин]}}$	15	20	30	40	50	60	80	100	120	150
62,5	330	400	530	645	780	860	990	1130	1290	1510
68,2	300	370	500	600	720	800	930	1050	1200	1420
75	285	350	470	565	660	750	870	980	1140	1340
83,3	270	330	450	530	620	695	820	940	1080	1270
88,2	260	315	430	510	590	660	780	900	1040	1220
93,8	250	305	415	490	570	635	750	860	1010	1180
100	240	285	390	475	550	610	710	830	970	1150
107	230	275	375	455	530	585	690	810	940	1110
115,4	220	265	360	435	500	560	660	780	910	1080
125	210	255	345	415	480	535	640	760	890	1040
136,4	200	240	325	395	450	510	620	740	860	1020
150	190	230	310	370	430	485	590	720	840	990
167	175	215	290	350	410	460	570	690	810	970
187,5	160	200	270	330	385	435	555	670	780	940
214	150	185	250	310	360	410	525	640	760	910
250	140	170	230	285	340	390	500	610	720	
300	130	150	215	270	315	365	475	570	675	
375	115	140	195	245	290	330	425	515	620	
428	105	135	180	225	270	315	400	480	580	
500	95	125	170	210	250	290	365	440		
600	90	120	160	195	230	265	325	390		

Таблица 21

Весы гидрогенераторов мощностью 175—300 Мва

$\frac{P \text{ [Мва]}}{n \text{ [об/мин]}}$	175	200	225	250	275	300
62,5	1620	1750	1870	1990	2100	2200
68,2	1500	1630	1750	1850	1950	2050
75	1390	1500	1600	1700	1800	1900
83,3	1290	1400	1500	1600	1690	1780
88,2	1250	1350	1440	1540	1630	1720
93,8	1210	1300	1390	1490	1580	1670
100	1170	1260	1360	1450	1540	1620
107	1140	1230	1320	1410	1490	1570
115,4	1110	1200	1280	1370	1450	1520
125	1080	1160	1240	1330	1410	1480
136,4	1040	1130	1200	1280	1360	1430
150	1000	1080	1150	1240	1310	1380
167	970	1040	1110	1180	1250	1320
187,5	920	990	1060	1130	1200	1270

Таблица 22

Весы гидрогенераторов мощностью 275—1000 Мва
с охлаждением обмотки статора водой

$\frac{P \text{ [Мва]}}{n \text{ [об/мин]}}$	275	300	350	400	450	500	600	700	800	1000
75	1080	1160	1290	1420	1540	1660	1880	2100	2310	2720
83,3	1030	1100	1220	1340	1460	1560	1780	2000	2200	2590
88,2	990	1060	1190	1300	1410	1510	1720	1930	2130	2520
93,8	960	1030	1150	1260	1360	1460	1660	1860	2060	2450
100	940	1010	1130	1230	1330	1430	1600	1800	2000	2390
107	920	990	1100	1200	1300	1400	1560	1760	1960	2340
115,4	900	970	1080	1180	1270	1370	1530	1730	1910	2290
125	880	950	1050	1150	1250	1350	1500	1690	1860	2240
136,4	860	930	1030	1130	1230	1330	1480	1660	1810	2180
150	850	900	1010	1110	1210	1310	1460	1640	1760	2130

гидрогенераторов с некоторыми типичными параметрами. Умножив полученный с помощью таблиц или кривых вес на поправочные коэффициенты, учитывающие влияние различных факторов, можно получить вес генератора при заданных расчетных условиях.

При пользовании кривыми рис. 78 и табл. 19—22 надо учесть, что номинальные напряжения, принимавшиеся при расчете серии, составляли:

$P \text{ [Мва]}$	≤ 20	< 75	< 175	< 600	> 600
$U_N \text{ [кв]}$	6,3	10,5	13,8	15,75	20,0

Если напряжение проектируемого генератора отличается от среднего, надо ввести поправочный коэффициент по табл. 23.

Таблица 23

Поправочный коэффициент k_U , учитывающий напряжение

Напряжение генератора, k_U	Принятое среднее напряжение, k_U				
	6,3	10,5	13,8	15,75	20
6,3	1,0	0,975	0,95	0,925	0,89
10,5	1,025	1,0	0,98	0,95	0,92
13,8	1,045	1,02	1,0	0,97	0,94
15,75	1,08	1,05	1,03	1,0	0,97
20,0	1,11	1,085	1,06	1,03	1,0

При составлении табл. 19—22 и рис. 78 было принято, что $x'_d = 0,3$ для гидрогенераторов с обычной системой охлаждения и $x'_d = 0,45$ для гидрогенераторов с форсированным охлаждением. Если x'_d отличается от этих значений, то вес, полученный по таблицам или кривым, нужно умножить на поправочный коэффициент k'_x .

Поправочный коэффициент k'_x по значению переходной реактивности для гидрогенераторов с обычной системой охлаждения определяется по следующим данным:

x'_d	0,18	0,2	0,22	0,24	0,26	0,28	0,30	0,32	0,34
k'_x	1,29	1,225	1,17	1,12	1,07	1,035	1,0	0,97	0,94
x'_d	0,36	0,38	0,40	0,42	0,44				
k'_x	0,91	0,89	0,87	0,84	0,82				

$$k'_x \approx \sqrt{\frac{0,3}{x'_d}}$$

Поправочный коэффициент k'_x для гидрогенераторов с форсированным охлаждением обмоток принимается:

x'_d	0,3	0,35	0,40	0,45	0,50	0,55	0,60
k'_x	1,35	1,20	1,09	1,00	0,93	0,87	0,83

При составлении табл. 19—22 и рис. 78 было принято $x_d = 1,0$ для машин с обычным охлаждением и $x_d = 1,6$ — с форсированным охлаждением.

Поправочный коэффициент k_x по значению синхронной реактивности для гидрогенераторов с обычной системой охлаждения будет:

x_d	0,5	0,75	1,0	1,5	2,0
k_x	1,12	1,04	1,0	0,97	0,95

Поправочный коэффициент k_x для гидрогенераторов с форсированным охлаждением обмоток принимают по следующим данным:

x_d	0,8	1,2	1,6	2,0	2,4
k_x	1,13	1,04	1,0	0,98	0,95

Влияние махового момента на вес также можно учесть с помощью коэффициента k_T . Механическая постоянная времени равна:

$$T_\mu = \frac{27,4GD^2 \left(\frac{n}{100}\right)^2}{P_N} \text{ [сек]},$$

где P_N — номинальная мощность, *квa*.

Для гидрогенераторов с обычной системой охлаждения T_μ составляет 9—10 *сек*, для гидрогенераторов с форсированным охлаждением 6—8 *сек*; в расчетах серии были приняты соответственно 9 и 7,5 *сек*.

Увеличение махового момента сильнее сказывается на весе гидрогенераторов с форсированным охлаждением, так как они проектируются обычно на диаметре, предельном по прочности ротора.

Поправочный коэффициент k_T для гидрогенераторов мощностью до 175 *Мва* равен:

$T_\mu/T_{\mu \text{расч}}$	0,5	0,7	1,0	1,1	1,3	1,5	2,0
k_T	0,85	0,9	1,0	1,01	1,03	1,05	1,1

Поправочный коэффициент k_T для гидрогенераторов мощностью выше 175 *Мва* берут из следующих данных:

$T_\mu/T_{\mu \text{расч}}$	0,5	0,7	1,0	1,3	1,5
k_T	0,85	0,9	1,0	1,1	1,15

Влияние угонной скорости вращения на вес гидрогенератора можно также учесть коэффициентом k_n .

При расчете серии для гидрогенераторов мощностью до 175 *Мва* был принят коэффициент угона $n_y:n_N = 1,8$ и запас в роторе по пределу текучести около 30%. Гидрогенераторы большей мощности рассчитывались на отношение $n_y:n_N = 1,9$, но с запасом всего лишь 5—10% от предела текучести.

Поправочный коэффициент k_n для гидрогенераторов мощностью до 175 *Мва* принимают по следующим данным:

n_y/n_N	1,6	1,8	2,0	2,2	2,4	2,6	2,8	3,0
k_n	0,97	1,0	1,02	1,04	1,07	1,105	1,14	1,17

Поправочный коэффициент k_n для гидрогенераторов мощностью выше 175 Мва будет равен:

n_y/n_N	1,7	1,8	1,9	2,1	2,4
k_n	0,9	0,95	1,0	1,1	1,25

По приведенным данным определяется коэффициент k_n , если при увеличении коэффициента угона требуется сохранить прочие параметры неизменными.

Поправочные коэффициенты k_U , k'_x , k_x и другие определялись как на основании общих зависимостей, например выражения (2), показывающего, что активный объем на единицу мощности и, в известной степени, вес пропорциональны $\sqrt{x'_d}$, так и частичным проектированием вариантов некоторых гидрогенераторов серии при различных значениях параметров.

Влияние компоновки зонтичного гидрогенератора на его вес можно оценить, считая, что при расположении подпятника на крышке турбины вес на 7—10% ниже, чем при его расположении на нижней крестовине. Расчеты показывают, что веса горизонтальных и вертикальных генераторов отличаются незначительно; поэтому по табл. 19—20 можно определить вес как вертикального, так и горизонтального генератора небольшой мощности.

Промежуточные значения можно определять путем интерполяции кривых.

§ 4. Сравнение различных гидрогенераторов по весовым показателям

После того как разработан новый тип гидрогенератора, желательно сравнить его с ранее выполненными, чтобы определить, насколько он соответствует достигнутому уровню использования материалов.

Такое сравнение может быть проделано в том случае, если удастся привести сравниваемые гидрогенераторы к идентичным основным параметрам. Как видно из § 3 настоящей главы, это приведение может быть достигнуто с помощью ряда поправочных коэффициентов, что существенно усложняет задачу.

В практике обычно стараются так подбирать сравниваемые машины, чтобы они были возможно более близки друг к другу по ряду параметров, в первую очередь — по ско-

рости вращения. Это вызвано тем, что в литературе не существует критериев, аналитически описывающих зависимость веса гидрогенераторов от их скорости вращения.

Обычно подсчитывают так называемый приведенный вес по формуле

$$g = \frac{G_0}{\left(\frac{P}{n}\right)^{3/4}}, \quad (285)$$

где G_0 — общий вес генератора, т;
 P — мощность, Мва.

Здесь не учитывается влияние инерционной постоянной и переходной реактивности на вес генератора.

Однако вес не пропорционален $(1/n)^{3/4}$; поэтому сравнивать таким образом следует генераторы примерно одной быстроходности. Таким же образом подсчитывается и приведенный вес гидрогенератора, принятого нами за эталон достигнутого уровня:

$$g_э = \frac{G_{0э}}{\left(\frac{P_э}{n_э}\right)^{3/4}}.$$

Тогда предполагаемое снижение веса спроектированного гидрогенератора за счет применения новых конструктивных решений составит:

$$\Delta G = (g_э - g) \left(\frac{P}{n}\right)^{3/4}.$$

В некоторых случаях сравнивают многие типы электрических машин по условному приведенному весу, определяемому по формуле

$$g = \frac{G_0}{10 \left(\frac{P}{n}\right)^{3/4}}. \quad (286)$$

§ 5. Методика подсчета стоимости гидрогенераторов

Так как точное вычисление стоимости гидрогенераторов возможно лишь только после самой тщательной обработки технологии изготовления всех узлов и деталей, определения норм расхода материалов и энергии, загрузки оборудования, подсчета трудоемкости каждой производственной операции и ряда других факторов, становится понятной

необходимость пользоваться в процессе проектирования укрупненными расчетами стоимости.

При определении себестоимости гидрогенератора принято всю сумму затрат разбивать на следующие группы:

1) стоимость материалов и полуфабрикатов, используемых при изготовлении гидрогенераторов;

2) трудоемкость изготовления гидрогенератора (заработная плата основных производственных рабочих);

3) цеховые расходы (заработная плата вспомогательных рабочих и администрации цехов, амортизации оборудования, стоимость электроэнергии, масел, ремонтов станков и т. п.);

4) общезаводские расходы (заработная плата сотрудников административных и технических служб завода, общезаводский транспорт и т. д.).

Складывая эти затраты с внепроизводственными (транспортно-заготовительными) расходами, получаем стоимость гидрогенератора.

Наибольшую сложность вызывает определение стоимости материалов и трудоемкости машины при отсутствии разработанного проекта технологии производства и нормативов затрат труда.

Приближенный расчет начинается с определения стоимости одной тонны веса данного генератора в зависимости от его скорости вращения.

Стоимость материалов генератора составит:

$$M = cG_0 \text{ [тыс. руб.],} \quad (287)$$

где G_0 — вес генератора, m ;

c — средняя стоимость материалов, определяемая на основании анализа стоимости выполненных машин, тыс. руб./ m .

Доля стоимости материалов в общей стоимости гидрогенератора составляет обычно 60—85% и зависит от параметров самого генератора. В относительно небольших машинах трудоемкость играет большую роль, чем в крупных гидрогенераторах.

На рис. 79 представлена зависимость доли материалов в стоимости машины от момента генератора.

Таким образом, стоимость генератора

$$C = \frac{M}{\mu} \text{ [тыс. руб.],} \quad (288)$$

где коэффициент μ определяется по рис. 79.

Изложенный метод расчета позволяет определить стоимость гидрогенератора уже в самом начале проектирования по предварительно найденному общему весу.

В дальнейшем имеется возможность уточнить этот расчет. Для этого нужно разбить все материалы на отдельные группы и для каждой группы определить вес и стоимость единицы веса данного материала:

а) вес электротехнической стали G_{Fe} [m] и стоимость одной тонны стали c_{Fe} [тыс. руб.];

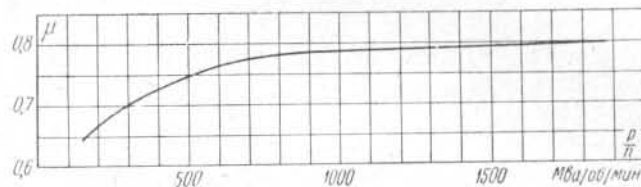


Рис. 79. Зависимость стоимости материалов в общей стоимости гидрогенератора от момента вращения.

б) вес меди обмотки статора G_{Cu1} [m] и стоимость одной тонны обмоточной меди c_{Cu1} [тыс. руб.];

в) вес микаленты $G_{мк}$ [m] и стоимость одной тонны микаленты $c_{мк}$ [тыс. руб.];

г) вес меди обмотки ротора G_{Cu2} [m] и стоимость одной тонны меди c_{Cu2} [тыс. руб.];

д) вес конструкционных материалов G_k , равный

$$G_k = G_0 - G_{Cu1} - G_{Cu2} - G_{Fe} - G_{мк}, \quad (289)$$

где G_0 — общий вес гидрогенератора [m], и стоимость одной тонны конструкционных материалов c_k [тыс. руб.].

Тогда общая стоимость материалов составит:

$$M = c_{Fe} G_{Fe} + c_{Cu1} G_{Cu1} + c_{Cu2} G_{Cu2} + c_{мк} G_{мк} + c_k G_k. \quad (290)$$

Для учета неизбежных отходов следует увеличить вес каждой группы материалов в соответствии с известными нормами отходов.

Трудоемкость изготовления машины, согласно известному предположению (вес пропорционален кубу линейных размеров, а поверхность обработки — квадрату), может быть определена из следующего выражения:

$$T = A G_0^{2/3} \text{ [тыс. руб.],} \quad (291)$$

где A — коэффициент пропорциональности.

Цеховые (C_x) и общезаводские расходы (O) определяются в долях от трудоемкости генератора:

$$\begin{cases} C_x = BT; \\ O = DT; \end{cases} \quad (292)$$

здесь B и D — нормы расходов, постоянные для данного производства.

Полная себестоимость гидрогенератора с учетом этих расходов составляет:

$$C_6 = M + T + C_x + O. \quad (293)$$

Транспортно-заготовительные расходы C_3 составляют обычно несколько процентов от стоимости материалов. Полная себестоимость

$$C = C_6 + C_3. \quad (294)$$

Гидрогенераторы с форсированным охлаждением обладают несколько большей трудоемкостью и, следовательно, большими накладными расходами. Для этих машин коэффициент A будет выше.

Данные по условной стоимости материалов с учетом производственных отходов, а также значения коэффициентов в формулах (291) — (292) можно получить путем анализа калькуляции себестоимости гидрогенераторов на каждом предприятии.

Приведенный расчет справедлив для небольших серий, какими обычно и производят гидрогенераторы. Головные машины дороже последующих на 10—15%.

ГЛАВА ОДИННАДЦАТАЯ

СИСТЕМЫ ВОЗБУЖДЕНИЯ ГИДРОГЕНЕРАТОРОВ

§ 1. Электромашинные системы возбуждения

Основными требованиями к системе возбуждения в эксплуатации, помимо ее соответствия техническим заданиям, являются надежность ее работы, наибольшая простота схемы и удобство управления.

С точки зрения обеспечения надежности работы при возможных авариях на линиях передач предпочтительнее системы возбуждения с питанием от независимого источ-

ника тока по сравнению с системами, питаемыми от сети или от выводов генератора.

В последнее время из автономных систем наибольшее распространение получила электромашинная система возбуждения с размещением главного и вспомогательного возбудителей на валу генератора (рис. 80).

Электромашинная система возбуждения с возбудителем на валу гидрогенератора позволяет обеспечить достаточно высокие параметры и в то же время отвечает требованиям

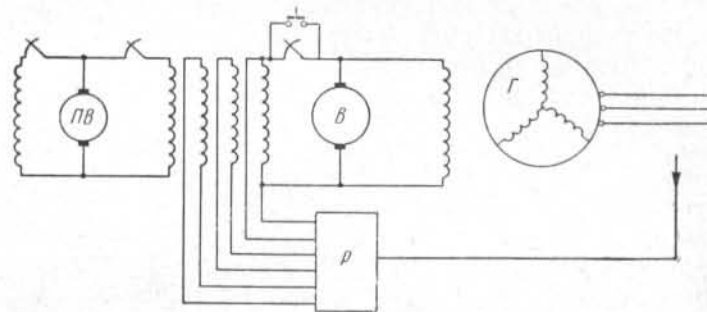


Рис. 80. Принципиальная схема электромашинного возбуждения с возбудителем и подвозбудителем на валу гидрогенератора.

простоты схемы и надежности в эксплуатации. К недостаткам этой системы следует отнести относительную громоздкость и большой вес тихоходных возбудителей. Для снижения общей высоты агрегата в ряде случаев оказывается возможным отказаться от подвозбудителя и ограничиться одним главным возбудителем, работающим по схеме параллельного самовозбуждения.

Если по техническим условиям от гидрогенератора требуется зарядка линии передачи и, следовательно, работа при токах возбуждения, меньших тока возбуждения холостого хода, необходимо обеспечить глубокую регулировку тока возбуждения и устойчивость работы в этом режиме.

В этом случае оказывается необходимым либо применить независимое возбуждение возбудителя, либо снабдить последний специальной обмоткой (если не удастся использовать одну из имеющихся), которую во время зарядки линии (длительность зарядки — обычно не более трех минут) питать от постороннего источника постоянного тока, например аккумуляторной батареи. Если требова-

ние зарядки линии отсутствует, может быть применена система самовозбуждения главного возбудителя.

К системе возбуждения гидрогенераторов предъявляется ряд специфических требований, связанных с поддержанием напряжения на зажимах гидрогенератора при аварийных режимах работы путем форсировки возбуждения (ГОСТ 183-55):

1) кратность напряжения форсировки по отношению к номинальному напряжению — 1,8;

2) скорость нарастания напряжения при форсировке — полтора номинальных напряжения в секунду;

3) длительность форсировки — 50 сек.

Таким образом, возбудители должны быть рассчитаны, с одной стороны, на длительную работу в режиме номинальной мощности, а с другой, — на работу в кратковременном режиме при потолочном значении напряжения и соответствующей форсировке возбудителя по току возбуждения.

Обычно выбирают мощность главного возбудителя больше расчетной мощности возбуждения приблизительно на 20% (с запасом по напряжению и по току на 10%).

Возбудители, устанавливаемые на валу гидрогенератора, могут обеспечить и более высокие параметры, чем указанные выше: максимальная кратность напряжения форсировки может достигать 2,2—2,5, а скорость нарастания напряжения при форсировке ($2 \div 2,5$) U_v в секунду; это достигается за счет увеличения габаритов возбудителей.

За последние годы широко внедрена система бесконтактного регулирования возбуждения при помощи компандирования от трансформаторов тока и двухсистемного корректора, регулирующего напряжение. При этом оказалось рациональным перейти на системы частичного самовозбуждения главного возбудителя для того, чтобы использовать его усилительный эффект.

В ряде случаев, когда места на установку возбудителя на валу гидрогенератора недостаточно (что может быть, например, на открытых станциях без машинного зала) или размещение возбудителя на главном валу сопряжено с большими трудностями (например, в капсульных гидроагрегатах), останавливаются на возбуждении гидрогенераторов от отдельно стоящих возбудительных агрегатов. Последние питаются от шин собственных нужд станции.

Короткозамкнутый асинхронный двигатель, на валу которого находится генератор постоянного тока, служащий возбудителем, имеет напряжение, равное напряжению на шинах собственных нужд ГЭС (обычно 3,0—6,0 кВ). На валу агрегата расположен и вспомогательный возбудитель, работающий по схеме самовозбуждения.

Поскольку питание такой системы зависит от режима работы линии передачи, необходимо предусмотреть возможность кратковременной потери напряжения двигателем при коротких замыканиях в линии. Для этого на валу возбудительного агрегата устанавливается маховик, чтобы полный маховой момент агрегата позволял при сбросе напряжения на двигателе за счет запасенной электромагнитной энергии и с учетом предусмотренной форсировки возбудителя обеспечить требуемое возбуждение гидрогенератора в течение максимального допустимого времени аварии.

В отечественной практике оказывается обычно достаточной инерционная постоянная агрегата (отнесенная к мощности возбудителя) $T_{\mu} = 15$ сек. При этом следует иметь в виду, что необходимо обеспечить известную перегрузочную способность двигателя.

На тех станциях, где приводные двигатели имеют автономную систему питания, не связанную с шинами генератора, установка специального маховика на валу возбудительного агрегата не требуется. При этом асинхронный двигатель получает питание от вспомогательного генератора, предназначенного для питания собственных нужд ГЭС. Этот генератор приводится специальной гидротурбиной или находится на валу гидрогенератора.

При работе мощных гидрогенераторов на дальние линии передачи обычно предъявляются повышенные требования к параметрам гидрогенераторов для обеспечения статической и динамической устойчивости системы. Одним из основных является повышенное требование к системе возбуждения, которая должна обеспечить 3—4-кратный потолок напряжения при скорости нарастания напряжения до $10U_v$ в секунду. При этом оказывается необходимым применить иную систему возбуждения с большим быстродействием и высокими форсировочными возможностями.

На рис. 81 представлена принципиальная схема системы двухмашинного возбуждения, при котором одна из машин (возбудитель гидрогенератора, расположенный на

его валу) работает при постоянном напряжении $2U$, а напряжение другой, последовательно соединенной с ней машины (вольтодобавочной) может изменяться от $-2U$ до $+2U$, обеспечивая тем самым регулирование напряжения на кольцах ротора от 0 до $4U$, где U — номинальное напряжение системы возбуждения [Л. 47].

Наиболее целесообразно выполнять вольтодобавочное устройство в виде мотор-генераторного агрегата, питаемого от вспомогательного генератора, установленного на валу гидрогенератора.

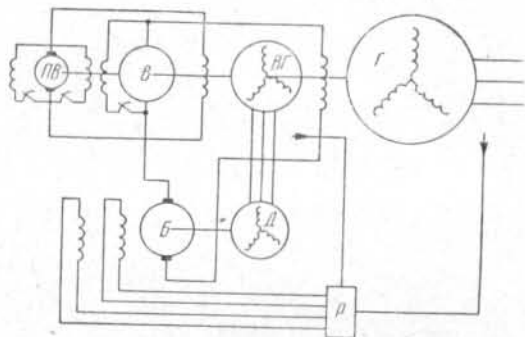


Рис. 81. Принципиальная схема двухмашинного возбуждения.

Главный возбудитель работает по схеме самовозбуждения. Для того чтобы плавно регулировать напряжение возбудителя в широком диапазоне, в его полюсы установлены специальные прокладки малого сечения. Эти прокладки насыщаются при относительно небольшом магнитном потоке, вследствие чего характеристики холостого хода и нагрузочная имеют дополнительный изгиб в начальной части. Благодаря такой форме характеристик становится возможным устойчивое регулирование с помощью шунтового реостата при сравнительно низких напряжениях.

Вольтодобавочная машина имеет две обмотки возбуждения, питаемые от регулирующего устройства, причем одна обмотка рассчитана на длительную работу при $-2U$, а другая — на кратковременный режим при $+2U$.

В номинальном режиме генератора вольтодобавочная машина работает в режиме двигателя и имеет напряжение около $-U$, что обеспечивает напряжение на кольцах обмотки возбуждения гидрогенератора, равное $+U$.

В момент форсировки напряжение вольтодобавочной машины изменяется от $-U$ до $2U$, она переходит в генераторный режим, обеспечивая четырехкратное потолочное напряжение. Дополнительные сопротивления, включенные в цепи обмоток возбуждения вольтодобавочной машины, позволяют снизить их постоянные времена до 0,1—0,2 сек. Для обеспечения устойчивой работы привода вольтодобавочной машины в режиме форсировки необходимо выбрать соответствующую перегрузочную способность асинхронного двигателя и мощность вспомогательного генератора, предусмотрев необходимую форсировку последнего.

Из-за относительной громоздкости и сложности, а также в связи с прогрессом в ионной технике и ионных системах возбуждения, обеспечивающих еще более высокие параметры, эта система возбуждения нашла ограниченное применение.

§ 2. Ионные системы возбуждения

Системы ионного возбуждения являются практически безынерционными, обеспечивая в то же время достаточно высокие кратности напряжения форсировки. Постоянный ток возбуждения при этом получается с помощью ртутных выпрямителей, включенных обычно по трехфазной или шестифазной двухполупериодной мостовой схеме.

В настоящее время разработаны система независимого ионного возбуждения (рис. 82) и система ионного самовозбуждения (рис. 83). При этом с точки зрения надежности предпочтение следует отдать первой из них, как обеспечивающей полную автономность — независимость системы возбуждения от режима работы генератора и станции в целом и обладающей более простой схемой.

Необходимое напряжение при форсировке может быть получено одним из двух следующих путей.

Один путь — применение одного выпрямительного моста, сильно зарегулированного при

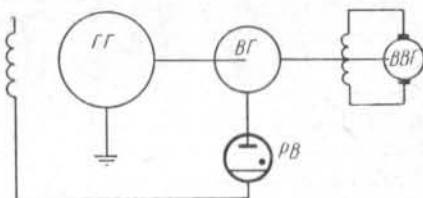


Рис. 82. Принципиальная схема ионного независимого возбуждения.

нормальном режиме работы генератора подачей отрицательного потенциала на сетки вентилях и полностью отпирающегося при форсировке возбуждения. Такая схема весьма проста, но при нормальной работе генератора выпрямитель работает с чрезвычайно низким коэффициентом

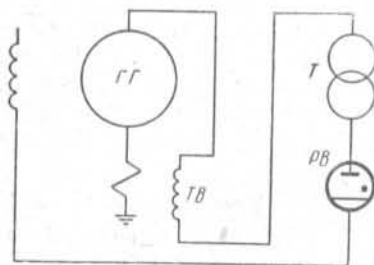


Рис. 83. Принципиальная схема ионного самовозбуждения.

мощности; при этом мощность вспомогательного генератора равна мощности возбуждения гидрогенератора, умноженной на кратность форсировки.

Другим недостатком схемы с одним выпрямителем является большой скачок обратного напряжения в вентилях при коммутации тока с анода на анод, что увеличивает ве-

роятность обратного зажигания вентилях.

Другим путем получения высоких напряжений форсировки является применение двух выпрямителейных мостов, работающих параллельно. Один из них обеспечивает нормальные режимы работы, второй — форсировку. Эта схема несколько сложнее, но требует меньшей мощности вспомогательного генератора (приблизительно на 20—25%) и снижает скачок обратного напряжения. Кроме того, коэффициент мощности вспомогательного генератора при такой схеме выше.

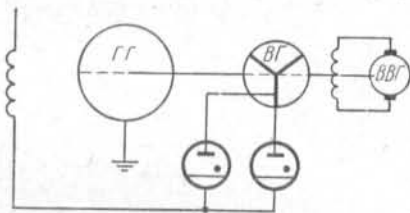


Рис. 84. Принципиальная схема ионного независимого возбуждения с двумя группами вентилях.

На рис. 84 представлена схема независимого ионного возбуждения с двумя группами вентилях. Обмотка статора вспомогательного генератора выполняется с отпайками: выпрямители нормального режима питаются с отпайки, выпрямители режима форсировки подключаются на полное напряжение обмотки. При нормальной работе форсировочные вентилях обтекаются током, необходимым для подогрева их анодов. Следовательно, часть обмотки вспо-

могательного генератора от отпайки до выводов нагружения меньше, чем остальная часть, питающая рабочую группу вентилях, и может быть выполнена с меньшим сечением. Это достигается специальной схемой, предусматривающей разное количество параллельных ветвей в каждой из частей обмотки.

Наиболее целесообразной схемой соединений вентилях является трехфазная мостовая схема, при которой каждая фаза обмотки статора вспомогательного генератора обтекается переменным током без постоянной составляющей. При работе гидрогенератора в различных режимах работы от холостого хода до максимальной нагрузки высоковольтная группа вентилях сильно зарегулирована, а изменение выпрямленного напряжения осуществляется изменением угла регулирования низковольтной группы вентилях.

Длительность коммутации тока с фазы на фазу и падение напряжения при нагрузке определяются некоторой эквивалентной реактивностью; если вентилях питаются от трансформатора, то это — реактивность рассеяния трансформатора; в случае питания вентилях от вспомогательного генератора эта реактивность равна

$$x_3 = \frac{x_d'' + x_2}{2}.$$

Обычно к вспомогательным гидрогенераторам предъявляется требование, чтобы $x_3 < 0,15$. Так как $x_d'' \approx x_2 \approx 1,5x_1$, то рассеяние статора должно быть

$$x_1 < 0,1.$$

Для сохранения x_1 в этих пределах необходимо ограничить величину линейной нагрузки статора AS ; обычно $AS < 350 \div 400$ а/см.

При форсировке возбуждения гидрогенератора угол регулирования высоковольтной группы уменьшается до нуля ($\alpha = 0$), и эта группа берет на себя всю нагрузку.

Управление выпрямителей — сеточное: на сетки вентилях подается отрицательное запирающее напряжение, на которое в нужный момент накладываются положительные импульсы.

Наиболее ответственными элементами схем ионного возбуждения являются выпрямители. До настоящего времени нашли применение два типа ртутных выпрямителей (табл. 24).

Таблица 24

Тип	Максимальный ток при $a = 0$, a	Рабочий ток, a	Обратное напряжение, a
РМВ-1000	1000	700	3000
ИВС-500	500	350	3000

В соответствии с параметрами возбуждения вентили при необходимости могут соединяться параллельно (при больших токах) или последовательно (при больших напряжениях).

В кривой тока статора вспомогательных генераторов, работающих на выпрямительную нагрузку, содержится широкий спектр гармонических, вызывающих, с одной стороны, потери в обмотке статора, а с другой, — поля соответствующих частот, несинхронные относительно ротора. Эти поля вызывают дополнительные потери в роторе, в первую очередь в демпферной обмотке, а также в обмотке возбуждения.

В главе седьмой изложен метод расчета этих потерь и термической устойчивости вспомогательного генератора.

ПРИЛОЖЕНИЕ

§ 1. Выбор регуляторного генератора и электродвигателя для маятникового регулятора скорости турбины

Выбор регуляторного генератора и двигателя на заводе «Электро-сила» производится совместно, из имеющихся нормализованных регуляторных генераторов серии СПМН и электродвигателей серии РО.

Связь чисел полюсов регуляторного генератора и питаемого им двигателя имеет следующий вид:

$$2p_{p.г} = \frac{n_{дв}}{n} \cdot 2p_{дв} \quad (295)$$

где n — скорость вращения гидрогенератора, об/мин;
 $n_{дв}$ — скорость вращения электродвигателя РО, об/мин.

В это выражение подставляются скорость вращения и число полюсов различных типов двигателей РО (всего 5 типов); для каждого типа электродвигателя определяют требуемое число полюсов регуляторного генератора и выбирают один из четырех типов регуляторных генераторов.

Например, при скорости вращения гидрогенератора $n = 125$ об/мин и скорости вращения двигателя серии РО — $n_{дв} = 500$ об/мин возможны следующие варианты:

а) число полюсов двигателя $2p_{дв} = 2$

$$2p_{p.г} = \frac{500}{125} \cdot 2 = 8;$$

б) число полюсов двигателя $2p_{дв} = 4$

$$2p_{p.г} = \frac{500}{125} \cdot 4 = 16 \text{ и т. д.}$$

Однако не при всех отношениях $n_{дв}/n$ число полюсов по формуле (295) получается целым; в таких случаях при ближайших целых числах полюсов скорость двигателя будет отличаться от номинальной. Из сравниваемых возможных комбинаций двигателя и регуляторного генератора выбирают пару, обеспечивающую скорость вращения двигателя, наиболее близкую к номинальной.

Обычно отклонения рабочей скорости двигателя от ее номинального значения лежат в пределах $\pm (10 \div 20)\%$:

$$n_{дв} = n \frac{2p_{p.г}}{2p_{дв}} = n_{дв N} \pm (10 \div 20)\%.$$

Если несколько комбинаций двигателя и регуляторного генератора дают одинаковые скорости вращения электродвигателя, то останавливаются на паре с наименьшими числами полюсов.

В ряде случаев необходимо произвести поверочный расчет регуляторного генератора.

§ 2. Регуляторные генераторы на частоту 50 гц

В последнее время крупные гидроагрегаты оснащаются более совершенными электрогидравлическими регуляторами скорости типа ЭГР и ЭГРК, позволяющими осуществить как индивидуальное, так и групповое регулирование гидроагрегатов.

Электрическая часть регулятора включается на линейное напряжение двух фаз регуляторного генератора; третья фаза его служит для питания электрического реле скорости вращения.

Номинальные данные регуляторных генераторов к электрогидравлическим регуляторам скорости гидроагрегатов следующие:

мощность двух фаз 90 *вт*;
коэффициент мощности 0,7;
частота 50 гц;

линейное напряжение 110 *в* ± 10%.

Специальным требованием, предъявляемым к таким регуляторным генераторам, является минимальная крутизна внешней характеристики. Это требование весьма важно для поддержания постоянства напряжения регуляторных генераторов при возможных изменениях нагрузки на них в процессе регулирования.

Для реализации этого требования оказывается необходимым применять чрезвычайно низкие линейные нагрузки тока статора *AS*, исчисляемые единицами ампер на сантиметр.

С целью уменьшения диаметрального размера многополюсных регуляторных генераторов полюсное деление τ обычно выбирается небольшим, порядка 6—8 см.

Воздушный зазор для более эффективного использования магнитной энергии полюсов принимается по возможности наименьшим и зависит от конструкции генератора и его размеров. Если регуляторный генератор имеет собственные подшипники, то $\delta \approx 0,001D_i$. В генераторах, роторы которых закреплены непосредственно на валу гидроагрегата, зазор должен быть выбран с учетом возможного биения вала в зоне расположения регуляторного генератора. Обычно в этих случаях $\delta = 0,2 \div 0,5$ см.

Сердечники полюсов изготавливаются в настоящее время из сплава Анко-4, а полюсные башмаки — из мягкой стали, обычно Ст. 3.

Предварительно размеры полюсов могут быть выбраны по следующим приближенным соотношениям:

$$a = (0,66 \div 0,73) \tau;$$

$$b_m \approx 0,55\tau;$$

$$h_p = 1,5 \div 2,0 \text{ см};$$

$$h_m = 4,0 \div 8,0 \text{ см}.$$

Намагничивание полюсов производится с помощью специальной намагничивающей обмотки, уложенной на полюсах. Эта обмотка рассчитывается из условия необходимости обеспечения намагничивающей силы, превышающей в пять-шесть раз соответствующую коэрцитивной силы полюсов. Длительность намагничивания не превышает 1 сек.

Точность расчета машин с постоянными магнитами ниже, чем машин с возбуждением от электромагнитов; кроме того, сами характеристики постоянных магнитов недостаточно стабильны и могут значительно изменяться от партии к партии. Поэтому для обеспечения требуемого напряжения генератора обмотка статора выполняется с отпайками, позволяющими изменять число витков в фазе, а сам генератор рекомендуется проектировать с некоторым запасом по напряжению (обычно достаточно 20%).

§ 3. Поверочный расчет регуляторных генераторов с постоянными магнитами

Основной задачей электрического расчета синхронной машины с постоянными магнитами является получение с достаточной для практики степенью точности требуемых номинальных данных (в первую очередь мощности и номинального напряжения).

При стабилизации постоянных магнитов током трехфазного короткого замыкания, как это делается в заводской практике, рабочие характеристики машины определяются рабочей кривой возврата. Последняя, в свою очередь, определяется намагничивающей силой трехфазного короткого замыкания, т. е. максимально возможной размагничивающей силой.

На практике расчет генератора с постоянными магнитами производится графоаналитическим методом.

Вначале определяются проводимости для потоков рассеяния статора и ротора.

Проводимость для потока рассеяния пазовой части обмотки статора для открытого паза может быть подсчитана по формуле (70):

$$\lambda_{\pi} = \frac{h_1 + 3h_2}{3b_{\pi}} \cdot \frac{3\beta + 1}{4},$$

где h_1 , h_2 и b_{π} — размеры паза, показанные на рис. 33;
 β — сокращение шага обмотки статора;
для полузакрытого паза

$$\lambda_{\pi} = \left(\frac{h_1}{3b_{\pi}} + \frac{h_2}{b_{\pi}} + \frac{2h_3}{b_{\pi} + b'_{\pi}} + \frac{h_4}{b'_{\pi}} \right) \frac{3\beta + 1}{4}, \quad (296)$$

где h_3 — высота скошенной части паза;

h_4 — высота шлица;

b'_{π} — средняя ширина скошенной части паза.

Проводимость рассеяния лобовой части обмотки статора для двухслойной обмотки

$$\lambda_e = 0,285 \frac{q}{l_i} (3\beta - 1) \tau, \quad (297)$$

где q — число пазов на полюс и фазу;

τ — полюсное деление, см;

l_i — длина активной стали, см.

Проводимость рассеяния по головкам зубцов

$$\lambda_k = \frac{l}{\pi} \ln \frac{\tau - b_p}{b_n}, \quad (298)$$

где b_p — ширина полюсного башмака, см.

Полная проводимость рассеяния обмотки статора определяется как сумма всех вышеуказанных составляющих:

$$\lambda_s = \lambda_n + \lambda_e + \lambda_k. \quad (299)$$

Проводимость рассеяния сердечника полюса

$$\lambda_m = 1,25 \left[\frac{l_m}{\tau_m} + 0,732 \cdot 2 \lg \left(1 + 1,57 \frac{b_m}{\tau_m} \right) \right], \quad (300)$$

где τ_m — полюсное деление на уровне половины высоты сердечника полюса, см;

b_m — ширина полюсного сердечника, см;

l_m — длина полюсного сердечника, см.

Проводимость рассеяния полюсного башмака

$$\lambda_p = 2,5 \frac{h_p}{h_m} \left[\frac{l_p}{\tau_p} + 0,732 \cdot 2 \lg \left(1 + 1,57 \frac{b_p}{\tau_p} \right) \right], \quad (301)$$

где h_p — высота полюсного башмака, см;

l_p — длина полюсного башмака, см;

τ_p — полюсное деление на уровне половины высоты полюсного башмака, см;

h_m — высота полюсного сердечника, см.

Полная проводимость рассеяния полюсной системы

$$\lambda_m' = \lambda_m + \lambda_p. \quad (302)$$

Кроме того, нужно определить намагничивающую силу реакции обмотки статора на полюс по продольной оси.

$$AW_{ad} = 1,06 \frac{\omega I_\phi}{p} f_w k_{ad} [a],$$

где I_ϕ — фазный ток, а;

ω — число витков обмотки на фазу;

p — число пар полюсов;

f_w — обмоточный коэффициент;

k_{ad} — коэффициент приведения поля статора к ротору по продольной оси.

Для графического расчета нужно определить масштабы измерения тока

$$I_c = \frac{H_c h_m p}{1,06 k_{ad} \omega f_w} [a] \quad (303)$$

и напряжения

$$E_r = \frac{4,44 f_w \omega B_r Q_m}{10^8 k_\phi} [e], \quad (304)$$

где H_c — коэрцитивная сила магнита (a/cm), определяемая по кривой размагничивания (рис. 85);

B_r — остаточная индукция, гс (рис. 85);

Q_m — сечение сердечника полюса, равное:

$$Q_m = l_m b_m [cm^2].$$

Графический расчет производится на основе кривой размагничивания постоянного магнита (рис. 85) и коэффициентов возврата для данного магнитного материала. Порядок расчета следующий.

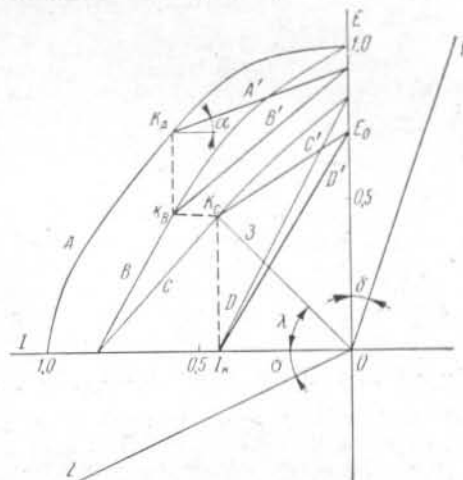


Рис. 85. Расчет постоянных магнитов.

1. Из начала координат в третьем квадранте (рис. 85) проводится прямая рассеяния полюса и полюсного башмака 2 под углом σ к оси абсцисс:

$$\operatorname{tg} \sigma = \lambda_m' \frac{h_m}{Q_m} \cdot \frac{H_c}{B_r}. \quad (305)$$

Из ординат кривой размагничивания A нужно вычесть ординаты прямой 2, в результате чего получаем кривую B , являющуюся зависимостью между намагничивающей силой на поверхности полюсов и активным потоком.

2. Из начала координат в первом квадранте проводится прямая воздушного зазора 1 под углом δ к оси ординат:

$$\operatorname{tg} \delta = \frac{0,88' k_\delta}{\alpha \tau l_i} \cdot \frac{Q_m}{h_m} \cdot \frac{B_r}{H_c}, \quad (306)$$

где δ' — расчетный воздушный зазор, см;

k_δ — коэффициент воздушного зазора.

Из абсцисс кривой B вычитаются абсциссы прямой 1, в результате чего получается кривая C , изображающая в соответствующем масштабе зависимость между э. д. с. и током в обмотке статора по продольной оси.

3. Из начала координат во втором квадранте проводится прямая 3 под углом λ к оси абсцисс:

$$\operatorname{tg} \lambda = 3,36 \frac{k_{\phi}}{k_{ad} i_{\omega}^2} \cdot \frac{h_{ml} \sum \lambda}{q Q_m} \cdot \frac{H_c}{B_r}, \quad (307)$$

где k_{ϕ} — коэффициент формы поля, до пересечения с кривой C . Абсцисса точки K_C определяет установившийся ток короткого замыкания I_k .

Из ординат кривой C нужно вычесть ординаты прямой 3, в результате чего получаем кривую D .

4. Точке K_C кривой C соответствует точка K_A кривой A (рис. 85), определяющая состояние постоянных магнитов при коротком замыкании. Из точки K_A проводится рабочая кривая возврата A' под углом α к оси абсцисс:

$$\operatorname{tg} \alpha = \beta \frac{H_c}{B_r}, \quad (308)$$

где β — коэффициент возврата постоянных магнитов.

Пользуясь кривой возврата стабилизированных магнитов A' , нужно повторить для нее те же построения, что и для кривой A , получить кривые B' , C' и, наконец, кривую D' , которая представляет внешнюю характеристику машины при чисто индуктивной нагрузке.

§ 4. Пример расчета гидрогенератора

В приводимом ниже примере произведен выбор основных размеров гидрогенератора, расчет магнитной цепи, основных параметров, потерь, превышений температуры и определение весовых показателей. Этим примером далеко не исчерпывается все содержание расчетного материала, изложенного в настоящей работе, так как это потребовало бы значительного увеличения объема книги и приведения дополнительно еще двух-трех примеров расчета.

Задание на проектирование

Кажущаяся мощность	$P_N = 71\,500 \text{ ква}$
Активная мощность	$P = 57\,200 \text{ квт}$
Номинальное напряжение	$U_N = 13\,800 \text{ в}$
Число фаз	$m = 3$
Частота	$f = 50 \text{ гц}$
Номинальная скорость вращения	$n = 62,5 \text{ об/мин}$
Угловая скорость вращения	$n_y = 134 \text{ }^\circ$
Синхронная реактивность по продольной оси	$x_d = 0,65 \sqrt{\text{}}$
Переходная реактивность по продольной оси	$x'_d = 0,28 \sqrt{\text{}}$
Маховой момент	$GD^2 = 47\,000 \text{ т} \cdot \text{м}^2$
Осевая составляющая давления воды на пяту и вес ротора турбины	1500 т

Расчет

Определим основные размеры машины по приближенным зависимостям.

Коэффициент угона

$$k_y = \frac{134}{62,5} = 2,14.$$

Мощность на полюс

$$\frac{P_N}{2p} = \frac{71\,500}{96} = 745 \text{ ква.}$$

Для гидрогенераторов со столь малой скоростью вращения $v_y < 120 \text{ м/сек.}$

По формуле (4)

$$\tau_{\max} = \frac{120}{2,14} = 56 \text{ см;}$$

однако и это значение τ является слишком большим.

Вспользуемся для определения D_i формулой (9), подставив в нее минимальное значение $k = 4,5$, имея в виду, что в тихоходных гидрогенераторах напряжения в роторе обычно невелики и требуемый маховый момент достигается легко без специальных мер по утяжелению ротора:

$$D_i = \frac{47000 \cdot \sqrt{62,5^3 \cdot 0,28}}{4,5 \cdot 71\,500 \cdot 3,1 \cdot 10^7} \cdot 10^9 = 1232 \text{ см.}$$

Соответствующее наименьшее полюсное деление

$$\tau = \frac{\pi D_i}{2p} = \frac{\pi \cdot 1232}{96} = 40,4 \text{ см.}$$

По формуле (6) при $B_{\delta} = 7250 \text{ гс}$

$$l_i = \frac{19 \cdot 10^{12} \cdot 71\,500}{\sqrt{0,28 \cdot 1232^3 \cdot 7250^3 \cdot 62,5^3}} = 162 \text{ см.}$$

Область значений τ по формуле (10)

$$\tau = (8 \div 10) \cdot \sqrt[4]{745} = 41,8 \div 52,3 \text{ см.}$$

В тихоходных гидрогенераторах величина τ ближе обычно к меньшим значениям.

Примем предварительно $\tau = 43 \text{ см;}$ тогда

$$D_i = \frac{96 \cdot 43}{\pi} = 1320 \text{ см.}$$

Фазный ток

$$I_{\phi} = \frac{P_N}{\sqrt{3} U_N} = \frac{71\,500}{1,73 \cdot 13\,800} = 2990 \text{ а.}$$

По формуле (13)

$$AS = 140 \cdot \sqrt{0,28 \cdot 43} = 486 \text{ а/см.}$$

Выберем двухслойную стержневую обмотку ($S_n = 2$). Число параллельных ветвей $a = 2$ из условия получения объема тока в фазу $I_n < 4500 \text{ а.}$

Ток в параллельной ветви

$$I_a = \frac{I_\Phi}{a} = \frac{2990}{2} = 1495 \text{ а.}$$

Ориентировочное число пазов по формуле (15)

$$z = \frac{\pi \cdot 1320 \cdot 486}{2 \cdot 1495} = 675.$$

По формуле (17) наружный диаметр сердечника статора

$$D_a \approx 1320 + 43 = 1363 \text{ см.}$$

Составим таблицу возможных чисел пазов, близких к предварительно найденному:

Число пазов на полюс и фазу q	Число пазов z	Возможное число сегментов	Хорда сегмента	Число пазов в сегменте	Точный диаметр $D_a', \text{ см}$	Диаметр расточки статора $D_i, \text{ см}$	Линейная нагрузка статора $AS, \text{ а/см}$
$2^3/16$	$630 = 2 \cdot 3^2 \cdot 5 \cdot 7$	90 63	490 740	7 10	1402 1485	1360 1440	441 416
$2^1/4$	$648 = 2^3 \cdot 3^4$	72 54	595 740	9 12	1363 1270	1320 1230	467 501
$2^3/8$	$684 = 2^2 \cdot 3^2 \cdot 19$	57	740	12	1340	1297	503
$2^7/16$	$702 = 2 \cdot 3^3 \cdot 13$	78 54	490 740	9 13	1212 1272	1170 1230	571 545
$2^1/2$	$720 = 2^4 \cdot 3^2 \cdot 5$	90 72 60	490 590 740	8 10 12	1403 1350 1412	1360 1307 1370	504 525 500
$2^9/16$	$738 = 2 \cdot 3^3 \cdot 41$	Нет вариантов с приемлемым обычным раскроем					

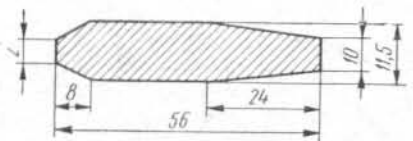
Все дальнейшие расчеты сведены в таблицы.

Определение основных размеров

Номер формулы	Вычисления
	Из всех рассмотренных вариантов выбираем $z = 684$, позволяющее получить значения AS и D_i , близкие к предварительно определенным, минимальное количество перемычек в обмотке, кривую э. д. с., удовлетворяющую требованию ГОСТ 183-55, и приемлемое сокращение шага обмотки $\beta = 0,842$ при первом частичном шаге обмотки $y = 1 \div 7$.
	Таким образом, окончательно выбираем:
	$D_a = 1340 \text{ см}$
	$z = 684, S_n = 2$
	$q = 2^3/8, a = 2$
Рис. 17	Определим ориентировочно машинную постоянную
	$C_1 = 21,9 \cdot 10^4$
(19)	$B_\delta \approx \frac{7350 \cdot 10^8}{21,9 \cdot 10^4 \cdot 503} = 6670 \text{ вб}$
(18)	$h_n \approx 0,0835 \frac{6670 \cdot 0,28 \cdot 42,5}{503} = 13,2' \text{ см}$
(20)	$h_a = 0,3 \cdot 42,5 = 12,7 \text{ см}$
	Произведем дальнейшее уточнение D_i :
	$D_i = D_a - 2(h_a + h_n) = 1340 - 2(12,7 + 13,2) = 1288 \text{ см}$
	и соответственно $\tau = 42,1 \text{ см}$
	Активная длина статора предварительно:
(5)	$l_t = \frac{C_1 P_N}{D_i^2 n} = \frac{21,9 \cdot 10^4 \cdot 71 \cdot 500}{1288^2 \cdot 62,5} = 151 \text{ см}$
	Примем $l_t = 150 \text{ см}$
(21)	$\frac{b_z}{t_1} = \frac{6150}{21,9 \cdot 10^4 \cdot 10^{-4} \cdot 503} = 0,559$
	$t_1 = \frac{\pi D_i}{z} = \frac{\pi \cdot 1288}{684} = 5,9 \text{ см}$
	$b_z \approx 0,559 \cdot 5,9 = 3,29 \text{ см}$
	$b_n = t_1 - b_z = 5,9 - 3,29 = 2,61 \text{ см}$
(23)	$b_{Cu} = 2,61 - 1,2 = 1,41 \text{ см}$
	$b'_{np} \approx \frac{1,41}{2} \cdot 10 = 7,05 \text{ мм}$
Табл. 3	Примем проводник $2,44 \times 6,9$ с сечением $16,4 \text{ мм}^2$ и размерами в изоляции $2,74 \times 7,20$; тогда
(25)	$b_n = 0,2 \cdot 7,2 + 1,20 = 2,64 \text{ см}$

Номер формулы	Вычисления
	Плотность тока в обмотке ориентировочно
	$j_a \approx \frac{1600}{AS} = \frac{1600}{503} = 3,18 \text{ а/мм}^2$
	Число проводников в стержне
	$n = \frac{I_a}{j_a q_{пр}} = \frac{1495}{3,18 \cdot 16,4} = 28,7$
	Примем число проводников в стержне $n = 28$; тогда
(26)	$j_a = 3,26 \text{ а/мм}^2$ $h_{п} = 0,1(28 + 2) \cdot 2,74 + 2,75 + 0,14 + 0,9 = 12,0 \text{ см}$
(30)	$\theta_{из} = \frac{3,26 \cdot 2990 \cdot 5,9 \cdot 1,082}{4200 \cdot 2(2,64 + 11,1)} \cdot \frac{1}{0,0016} = 57 \text{ град/см,}$
	где
(135)	$k_f = 1 + 0,107 \cdot \left(\frac{2 \cdot 6,9}{26,4} \right)^2 \cdot (28 \cdot 0,244)^2 \cdot 0,244^2 = 1,082$
	Увеличим высоту паза для снижения градиента температуры. Примем $n = 30$; тогда
	$h_{п} = 11,9/12,8 \text{ см, } q_a = 30 \cdot 16,4 = 492 \text{ мм}^2$ $j_a = 3,05 \text{ а/мм}^2$ $k_f = 1,094$ $\Delta \theta_{из} = 51 \text{ град/см}$
	$\theta_{из} = \Delta \theta_{из} \frac{\Delta_{из} + \delta_{ш} - 0,05 + 0,03}{2} =$ $= 51 \cdot \frac{1,2 - 0,05 + 0,03}{2} = 30,1^\circ \text{ C}$
(48)	$w = \frac{zs_{п}}{2ta} = \frac{684 \cdot 2}{2 \cdot 3 \cdot 2} = 114$
(52)	$\beta = \frac{y}{3q} = \frac{6}{3 \cdot 2 \cdot 375} = 0,842$
(54)	$f_{\beta} = \sin(90^\circ \cdot \beta) = \sin(90 \cdot 0,842) = 0,968$
(49)	$f_w = f_q f_{\beta} = 0,955 \cdot 0,968 = 0,925$
(47)	$\Phi_1 = \frac{0,45 \cdot 13800 \cdot 10^6}{1,73 \cdot 114 \cdot 0,925} = 34 \cdot 10^6 \text{ мкс}$
(32)	$\delta = 0,4 \cdot \frac{503}{6670} \cdot \frac{42,1}{0,65} = 1,955 \text{ см}$

Номер формулы	Вычисления
	Примем $\delta = 2 \text{ см}$ и $\frac{\delta_{\max}}{\delta} = 1,5$; тогда
	$\frac{\delta}{\tau} = \frac{2}{42,1} = 0,0475$
	В соответствии с рекомендацией § 4 гл. III при $\tau = 42,1$ значение $\alpha \approx 0,72$; тогда
	$b_p = \alpha \tau = 0,72 \cdot 42,1 = 30,4 \text{ см}$
	Примем $b_p = 31 \text{ см}$, что соответствует $\alpha = 0,733$
	$k_{\phi} = 1,092 \cdot 0,95 = 1,037$ $k_{\lambda} = 1,14 \cdot 0,781 = 0,89$
	$\Phi = k_{\phi} \Phi_1 = 1,037 \cdot 34 \cdot 10^6 = 35,3 \cdot 10^6 \text{ мкс}$ $\Phi_{\lambda} = k_{\lambda} \Phi = 0,89 \cdot 35,3 \cdot 10^6 = 31,4 \cdot 10^6 \text{ мкс}$
	$n_r = \frac{150 + 1}{5,5} - 1 = 26,4$
	Примем $n_r = 26$; тогда
	$l = l_1 - n_r \cdot b_r = 150 - 26 \cdot 1 = 124 \text{ см}$ $l_{ef} = k_{ef} l = 0,93 \cdot 124 = 115,3 \text{ см}$
	Эффективная высота тела статора при $B_a = 14000 \text{ гс}$
	$h'_a = \frac{\Phi}{2l_{ef} B_a} = \frac{35,3 \cdot 10^6}{2 \cdot 115,3 \cdot 14000} = 10,9 \text{ см}$
	Для получения диаметра расточки статора в целых сантиметрах положим $h_a/h'_a = 11,2/10,7 \text{ см}$, тогда
	$D_i = D_a - 2(h_a + h_n) = 1340 - 2(11,2 + 12,8) = 1292 \text{ см}$ и $\tau = 42,3 \text{ см}$
	Итак, все размеры статора определены. Теперь определим размеры полюсов. В соответствии с рекомендацией § 4 гл. III
	$h_p = 5,0 \text{ см}$ $h_m = 0,9 \cdot 42,3 - 0,0074 \cdot 42,3^2 = 24,9 \text{ см}$
	где
	$\tau = \frac{\pi \cdot 1292}{96} = 42,3 \text{ см.}$
	Примем $h_m = 25,0 \text{ см}$
	$\sigma_m = 1 + 10 \frac{35 \cdot 2,0}{42,3^2} = 1,391$

Номер формулы	Вычисления
	Определим ширину полюса, положив $B_m = 14\,000$ гс и $I'_m \approx I_f$:
(36)	$b_m = 1,1 \frac{6670}{14\,000} \cdot \frac{31,0}{0,97} \cdot 1 \cdot 1,391 = 23,3 \text{ см}$
	Примем $b_m = 23,0$ см и $l_m = 150$ см
(37)	$\sigma'_m = 1 + (1,391 - 1) \left(1 + 0,33 \cdot \frac{503 \cdot 42,3}{2 \cdot 6670} \right) = 1,596$
(38)	$B'_m = 14\,000 (1 + 0,5 \cdot 0,28) \frac{1,596}{1,391} = 18\,300 \text{ гс}$
(39)	$AW_n = 503 \cdot 42,3 \left[\frac{0,38 + 0,64 \cdot 0,28}{0,65 - 0,47 \cdot 0,28} + \frac{0,38}{0,65} + 0,64 \right] \times$ $\times [1 + 0,56 (0,85 - 0,8)] = 51\,000 \text{ а}$
(40)	$h'_e = 25,0 - 5,0 = 20 \text{ см}$
	При $\theta_e = 70^\circ$ С
(41)	$b_e = \frac{51\,000^2 \cdot 10^{-2}}{1,6 \cdot 20^2 \cdot 70 \left[16 + 3 \frac{(42,3 - 25)}{25} \right] \times} = 49,7 \text{ мм}$ $\times \left(1 - 0,1 \cdot \frac{150}{42,3} \right)$
	Зададимся током ротора 1500 а Приблизительно число витков в обмотке возбуждения
	$w_e = \frac{AW_n}{2i_e} = \frac{51\,000}{2 \cdot 1500} = 17$
	Высота одного проводника
	$a_e = 10 \frac{h'_e}{w_e} = 10 \frac{20,0}{17} = 11,7 \text{ мм}$
	Следовательно, требуемое сечение проводника
	$q_e = 11,7 \cdot 49,7 = 582 \text{ мм}^2$
	Выберем проводник для обмотки ротора следующих размеров:
	

Номер формулы	Вычисления
	Сечение проводника $q_e = 588 \text{ мм}^2$; тогда
(42)	$m_{ср} = \frac{\pi [1292 - 2(25,0 + 5,0 + 2,0)]}{96} - 23,0 -$ $- 0,2 \cdot 56 - 1,0 = 4,9 \text{ см} > 4,0 \text{ см}$
	Таким образом, обмотка возбуждения выполнима при выбранных размерах полюсов
Расчет коэффициентов рассеяния полюсной системы	
Номер формулы	Вычисления
	$a_p = \frac{31,0 - 23,0}{2} = 4,0 \text{ см}$
	$d_t = 5,0 + 2,0 - \frac{31,0^2}{4 \cdot 1292,0} = 6,814 \text{ см}$
	$c_p = 42,3 - 31,0 - \frac{\pi \cdot 6,814}{48} = 10,85 \text{ см}$
	$\lambda_{mb} = 0,37 \cdot \frac{23,0}{150,5} = 0,058$
	$\lambda_{mt} = \frac{0,55 \cdot 25,0}{42,3 - 23,0 - \frac{\pi}{96} (25,0 + 2 \cdot 5,0 + 2 \cdot 2,0)} =$ $= 0,763$
	$\lambda_{pt} = 1,4 \left(\frac{6,814}{10,85} - 0,25 \right) + 0,55 \left(\frac{4,0}{10,85} + 0,2 \right) -$ $- 0,4 \left(\frac{4,0}{10,85} - 0,5 \right)^2 = 0,837$
	$\lambda_{mp} = 0,058 + 0,763 + 0,837 = 1,658$
	$\sigma_m = 1 + \frac{2 \cdot 150,5 \cdot 1,658 (28\,850 + 1870 + 390)}{35,3 \cdot 10^6} = 1,439$
	$\sigma'_m = 1 + \frac{2 \cdot 150,5 \cdot 1,658 \cdot (32\,500 + 5360 + 910 + 14\,550)}{39,85 \cdot 10^6} =$ $= 1,667$
	$\sigma'_p = 1 + (1,667 - 1) \cdot \frac{0,837}{1,638} = 1,337$

Табл. 6

Расчет магнитной цепи (см. табл. 5)

№ п.п.		Тело статора	Зубцы статора	Воздушный зазор	Полюс ротора	Стык полюса с оборотом ротора
1	Длина участка	$l = 150 - 26 = 124 \text{ см}$ $l_{ef} = 0,93 \cdot 124 = 115,3 \text{ см}$		$l'_t = 150 - 3,6 + \frac{1,8 \cdot 2}{0,9 + 2} = 147,6 \text{ см}$ $l'_p = 150 + 2 \cdot 2 = 154 \text{ см}$ $l_i = \frac{147,6 + 154}{2} = 150,8 \text{ см}$	$l'_m = 0,97 \times 150 + 5 = 150,5 \text{ см}$	
2	Ширина участка	$h'_a = 11,2 - 0,5 = 10,7 \text{ см}$	$b_{21/3} = \frac{\pi (1292 + \frac{2}{3} \cdot 12,8)}{684} - 2,64 - 0,05 = 3,21 \text{ см}$ $3qb_{21/3} = 3 \cdot 2 \cdot \frac{3}{8} \times 3,21 = 22,9 \text{ см}$	$b_p = 31 \text{ см}$	$b_m = 23 \text{ см}$	

3	Площадь участка	$2Q_a = 2 \cdot 10,7 \times 115,3 = 2470 \text{ см}^2$	$Q_{21/3} = 22,9 \times 115,3 = 2645 \text{ см}^2$	$Q_\delta = 31,0 \cdot 150,8 = 4670 \text{ см}^2$	$Q_m = 23,0 \cdot 150,5 = 3465 \text{ см}^2$	
4	Длина силовой линии	$L_a = \pi \times \frac{(1340 - 11,2)}{96} = 43,5 \text{ см}$	$L_z = 2 \cdot 12,8 = 25,6 \text{ см}$	$\delta' = 2 + \frac{1}{3} \times (3 - 2) = 2,333 \text{ мм}$ $k_{\delta 1} = \frac{5,94 + 23,3}{5,94 - 2,64 + 23,3} = 1,098$ $k_{\delta 2} = \frac{4,6 + 23,3}{4,6 - 1 + 23,3} = 1,037$ $k_{\delta 3} = \frac{5,9 + 23,3}{5,9 - 0,35 + 23,3} = 1,012$ $k_\delta = 1,098 \cdot 1,037 \times 1,012 = 1,15$ $L_\delta = 2 \cdot 2,333 \cdot 1,15 = 5,36 \text{ см}$	$L_m = 2(25 + 5) = 60 \text{ см}$	

$$b_n = 26,1$$

$$\delta' = 23,33 \quad \delta' / b_n \approx 1 < 2$$

№ п.п.		Тело статора	Зубцы статора	Воздушный зазор	Полюс ротора	Стык полюса с оборотом полюса
5	Расчетный поток при холостом ходе	$\Phi = 1,037 \cdot 34 \times 10^6 = 35,3 \times 10^6 \text{ мкс}$	$\Phi_\lambda = 0,89 \cdot 35,3 \cdot 10^6 = 31,4 \cdot 10^6 \text{ мкс}$		$\Phi_m = 1,439 \cdot 35,3 \times 10^6 = 50,8 \cdot 10^6 \text{ мкс}$	
	Индукция	$B_a = \frac{35,3 \cdot 10^6}{2470} = 14\,280 \text{ зс}$	$B_{z^{1/2}} = \frac{31,4 \cdot 10^6}{0,733 \cdot 2645} = 16\,180 \text{ зс}$	$B_\delta = \frac{31,4 \cdot 10^6}{4670} = 6720 \text{ зс}$	$B_m = \frac{50,8 \cdot 10^6}{3465} = 14\,640 \text{ зс}$	
	Удельная н. с.	$aw_a = 25 \cdot 0,36 = 9,0 \text{ а}$	$aw_z = 73 \text{ а}$	$aw_\delta = 0,8 \cdot 6720 = 5380 \text{ а}$	$aw_m = 18,9 \text{ а}$	
	Полная н. с.	$AW_a = 9,0 \cdot 43,5 = 390 \text{ а}$	$AW_z = 73 \cdot 25,6 = 1870 \text{ а}$	$AW_\delta = 5380 \cdot 5,36 = 28\,850 \text{ а}$	$AW_m = 18,9 \times 60 = 1130 \text{ а}$	$AW_j = 0,05 \times 14670 = 730 \text{ а}$
$AW_0 = 390 + 1870 + 28\,850 + 1130 + 730 = 31\,970 \text{ а}$						

6	Расчетный поток при номинальной нагрузке и $\cos \varphi = 0$ (отстающем)	$\Phi' = 35,3 (1 + 0,128) \cdot 10^6 = 39,85 \cdot 10^6 \text{ мкс}$	$\Phi'_\lambda = 31,4 \cdot 10^6 \cdot (1 + 0,128) = 35,4 \cdot 10^6 \text{ мкс}$		$\Phi'_m = 1,667 \cdot 39,85 \times 10^6 = 66,5 \cdot 10^6 \text{ мкс}$	
	Индукция	$B'_a = \frac{39,85 \cdot 10^6}{2470} = 16\,120 \text{ зс}$	$B'_{z^{1/2}} = \frac{35,4 \cdot 10^6}{0,733 \cdot 2645} = 18\,220 \text{ зс}$	$B'_\delta = \frac{35,4 \cdot 10^6}{4670} = 7570 \text{ зс}$	$\Phi'_p = 1,337 \cdot 39,85 \times 10^6 = 53,3 \cdot 10^6 \text{ мкс}$	

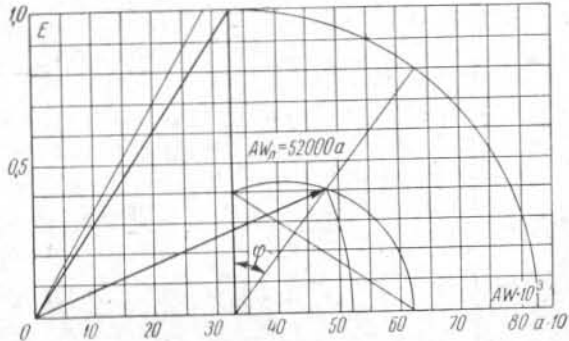
					$B'_m = \frac{66,5 \cdot 10^6}{3465} + \frac{0,0208 \cdot 35,3}{10^{-6} \cdot 3465} = 19\,380 \text{ зс}$	
					$B'_p = \frac{53,3 \cdot 10^6}{3465} + \frac{0,0208 \cdot 35,3}{10^{-6} \cdot 3465} = 15\,580 \text{ зс}$	
	Удельная н. с.	$aw'_a = 72,5 \cdot 0,29 = 21,0 \text{ а}$	$aw'_z = 217 \text{ а}$ $k_B = \frac{5,90 \cdot 150}{3,21 \cdot 115,3} = 2,39$	$aw'_\delta = 0,8 \cdot 7570 = 6060 \text{ а}$	$B'_{m^{1/2}} = 15\,580 + \frac{3}{4} (19\,380 - 15\,580) = 18\,430 \text{ зс}$	
	Полная н. с.	$AW'_a = 21,0 \times 43,5 = 910 \text{ а}$	$AW'_z = 217 \cdot 25,6 = 5560 \text{ а}$	$AW'_\delta = 6060 \cdot 5,36 = 32\,500 \text{ а}$	$aw'_{m^{1/2}} = 143,1 \text{ а}$ $aw'_{m_{cp}} = 223,3 + 4 \times 143,1 + \frac{31,7}{6} = 138 \text{ а}$	$AW'_j = 0,05 \times 19\,380 = 970 \text{ а}$
$AW'_1 = 910 + 5560 + 32\,500 + 8280 + 970 + 14\,550 = 62\,770 \text{ а}$						

Номер формулы	Вычисления
(62)	$l_s = 4,4 \cdot 13,8 + 1,2 \cdot 42,3 + 17 = 130 \text{ см}$
	$l_a = 2(150 + 130) = 560 \text{ см}$
(65)	$R_{a15} = \frac{114 \cdot 560}{57 \cdot 492 \cdot 2} \cdot 10^{-2} = 0,0114 \text{ ом}$
(89) Рис. 41	$x_{ad} = 1,043 \cdot \frac{13 \ 930}{28 \ 850 \sqrt{V}} = 0,506$
(89) Рис. 42	$x_{aq} = 0,58 \cdot 0,506 \frac{1 + 1,15}{2} = 0,316$
(70)	$\lambda_{1n} = \frac{12,8 + 0,6 + 1,8}{3 \cdot 2,64} \cdot \frac{3 \cdot 0,842 + 1}{4} = 1,69$
(72) Рис. 34	$\lambda_{2n} = [0,1 \cdot 0,732 + 0,6 \cdot 0,268] \frac{3 \cdot 0,842 + 1}{4} = 0,206$
(69)	$\lambda_{1n} + \lambda_{2n} = 1,69 + 0,206 = 1,896$
(73)	$\lambda_e = 0,19 \cdot 42,3 = 6,15$
(75) Рис. 35	$x_l = 10 \frac{13 \ 930}{2 \cdot 34,0 \cdot 10^6 \cdot 0,925^2} \left[\frac{150}{3 \cdot 2,375} \cdot 1,896 + 6,15 \right] +$ $+ 0,008 = 0,128$
Рис. 36	$\lambda_{1b} = 0,8$
(79)	$\lambda_{2b} = \frac{4}{4} = 1$
Рис. 34	$\lambda_{3b} = 0,8$
(77)	$\lambda_b = 0,8 + 1 + 0,8 = 2,6$
(82)	$\lambda_{\lambda} = \frac{5,95}{12 \cdot 2,33 \cdot 1,15} = 0,185$
(83) Рис. 39	$\lambda_{Rd} = 0,19 \cdot 42,3 \frac{0,8}{5} = 1,25$
	$\lambda_{Rq} = 0,19 \cdot 42,3 \frac{1,4}{5} = 2,19$
(84) Рис. 40	$x_{kd} = 10 \frac{13 \ 930}{2 \cdot 34,0 \cdot 10^6} \cdot \frac{1}{0,6} \left[\frac{150}{5} 2,79 + 1,25 \right] = 0,29$
(85)	$x_{kq} = 10 \frac{13 \ 930}{2 \cdot 34,0 \cdot 10^6} \cdot \frac{1}{1,4} \left[\frac{150}{5} 2,79 + 2,19 \right] = 0,126$

Номер формулы	Вычисления
(102)	$r_{kd} = \frac{275}{50} \cdot \frac{13 \ 930}{2 \cdot 34 \cdot 10^6} \cdot \frac{1}{0,6} \left[\frac{150}{5 \cdot 2,54} + \frac{0,8 \cdot 42,3}{25} \right] = 0,025$
	$r_{kq} = \frac{275}{50} \cdot \frac{13 \ 930}{2 \cdot 34 \cdot 10^6} \cdot \frac{1}{1,4} \left[\frac{150}{5 \cdot 2,54} + \frac{1,4 \cdot 42,3}{25} \right] = 0,0104$
(86)	$L = \frac{0,058}{2,65} + \frac{0,763}{1,53} + 0,837 = 1,358$
(87)	$\sigma_f = 1,043 \left(1,037 + \frac{2 \cdot 28 \ 850 \cdot 150 \cdot 1,358}{34,0 \cdot 10^6} \right) = 1,445$
(88)	$x_f = 0,506 (1,445 - 1) = 0,225$
(90)	$x_d = 0,128 + 0,506 = 0,634$
(92)	$x_{ff} = 0,225 + 0,506 = 0,731$
(93)	$x'_d = 0,128 + \frac{0,225 \cdot 0,506}{0,225 + 0,506} = 0,284$
(94)	$x''_d = 0,128 + \frac{0,29 \cdot 0,156}{0,29 + 0,156} = 0,23$
(95)	$x''_q = 0,128 + \frac{0,126 \cdot 0,316}{0,126 + 0,316} = 0,218$
(96)	$x_2 = \sqrt{0,23 \cdot 0,218} = 0,224$

Расчет обмотки возбуждения

Номер формулы	Вычисления
(76)	$AW_A = \frac{2,12 \cdot 2990 \cdot 114 \cdot 0,925}{48} = 13 \ 930 \text{ а } \checkmark$
	$\alpha = \frac{b_p}{\tau} = \frac{310}{42,3 \cdot 10} = 0,733$
	$k_{ad} = 1,043$
Рис. 41	$AW_{ad} = k_{ad} AW_A = 1,043 \cdot 13 \ 930 = 14 \ 550 \text{ а}$
	$x'_p - x_l = (k_{ad} - 1) \frac{AW_A}{AW_\delta} = (1,043 - 1) \frac{13 \ 930}{28 \ 850} = 0,0208$

Номер формулы	Вычисления
(101)	$r_a = 0,0114 \frac{2990 \cdot \sqrt{3}}{13800} = 0,00428$
(111)	$AW_k = 14550 + 0,128 \cdot 28850 = 18250 \text{ а}$
(112)	$AB = 1,1 \cdot 18250 = 20100 \text{ а}$
	
	Рис. 86. Пример определения тока возбуждения с помощью диаграммы.
(119)	$i_e = \frac{52000}{2 \cdot 17} = 1530 \text{ а}$
(115)	$m = \frac{\pi(1292 - 2 \cdot 2 - 2 \cdot 5 - 2 \cdot 25)}{96} - 23 - 2 \times$ $\times 0,1 - 2 \times 0,4 - 0,2 \cdot 56 = 4,9 \text{ см}$
(116)	$h_{KT} = 0,1(11,5 + 0,4) \cdot (17 + 1) = 21,4 \text{ см}$
(117)	$h_{m \text{ мин}} = 21,4 + 1,2 + 1,2 + 0,4 + 0,2 = 24,4 \text{ см}$
(64)	$I_e = 2(150 + 23) + 0,542 \cdot 56 + 6 \cdot 0,5 = 380 \text{ см}$
(118)	$R_{e120} = 1,42 \frac{96 \cdot 17 \cdot 380}{57 \cdot 588} 10^{-2} = 0,263 \text{ ом}$
(119)	$U_{e120} = 1530 \cdot 0,263 = 402 \text{ в}$
(120)	$j_e = \frac{1530}{588} = 2,6 \text{ а/мм}^2$
(121)	$\theta_e = 2,6^2 \cdot \frac{52}{400} \cdot \frac{1}{0,0184 \cdot 0,6} = 79,5^\circ \text{ C}$
	Рис. 45

Номер формулы	Вычисления
(123)	$Q_a = 1,3 \cdot 1,25 \left(\frac{14280}{10000} \right)^2 \cdot 42,1 = 139,5 \text{ квт}$
(124)	$Q_z = 1,7 \cdot 1,25 \left(\frac{16180}{10000} \right)^2 \cdot 25,6 = 142,5 \text{ квт}$
(125)	$Q_{po} = 0,5 \cdot 1,5 \left[\frac{(1,098 - 1) \cdot 6720 \cdot 5,94}{10000} \right]^2 \frac{96 \cdot 4960}{1000} \times$ $\times \left(\frac{684 \cdot 62,5}{10000} \right)^{1,5} \cdot 10^{-1} = 48,5 \text{ квт}$
	Рис. 48
	$\delta_c = 2 + 2 \cdot 0,6 = 3,2 \text{ см}; l_{pf} = 5 \text{ см}$
	$\delta_{pf} = \frac{3,2 \cdot 1,8 + 6,27 \cdot 5}{6,8} = 5,5 \text{ см}$
(126)	$Q'_s = 31 \left[150 + 2 \cdot 5 \left(\frac{2}{5,5} \right)^{1,5} \cdot \frac{7}{1,5} \right] = 4960 \text{ см}^2$
(128)	$\delta_1 = \frac{\pi}{2} \cdot 2,33 = 3,67 \text{ см}$
	$\delta_2 = \frac{\pi}{2} \left(2,33 + \frac{12,8}{2} \right) = 13,7 \text{ см}$
	$\delta_3 = \frac{\pi}{2} (2,33 + 12,8) = 23,8 \text{ см}$
(127)	$B_1 = 6720 \frac{2,33}{3,67} = 4260 \text{ эс}$
	$B_3 = 6720 \frac{2,33}{23,8} = 660 \text{ эс}$
	$B_2 = 6720 \frac{2,33}{13,7} = 1143 \text{ эс}$
(129)	$B_{ср} = \sqrt{\frac{4260^2 + 4 \cdot 1143^2 + 660^2}{6}} = 2000 \text{ эс}$
(130)	$Q_{zкр} = \frac{0,00142}{0,5} \left(\frac{2000 \cdot 3,31}{100} \right)^2 \cdot 0,95 = 12,0 \text{ квт}$
(131)	$Q_{Cu1} = 3 \cdot 2990^2 \cdot 0,0141 \cdot 10^{-3} = 378 \text{ квт}$
(133)	$1 - k_f = 0,107 \left(\frac{2 \cdot 6,9}{26,4} \right)^2 (30 \cdot 0,244)^2 \cdot 0,244^2 = 0,094$
	$Q_{Cu} = (1 + 0,094) \cdot 378 = 416 \text{ квт}$

Номер формулы	Вычисления
Рис. 50	$A_{3m} = 1,7 \cdot 0,467 - 0,7 = 0,095$
	$A_{30} = 0,44 \cdot 0,194 = 0,085$
(138)	$B_3 = 16\,180 \frac{3,25}{3,31} (0,095 \cdot 0,634 + 1,27 \cdot 0,085 \cdot 0,506) =$ $= 1825 \text{ зс}$
(139)	$Q_t = 10,7 \cdot 1,25 \left(\frac{1825}{10\,000} \right)^{5/4} \cdot 25,6 = 40,7 \text{ квт}$
Рис. 51	$k_G = 0,0095$
(140)	$Q_{ph} = \frac{2,1}{\sqrt{2,375}} \left(0,506 \cdot 0,0095 \frac{1}{0,098} \right)^2 \cdot 48,5 = 0,2 \text{ квт}$
(141)	$Q_{pz} = 0,2 \left[0,506 \frac{96}{684} \cdot \frac{1}{0,098} \right]^2 \cdot 48,5 = 5,1 \text{ квт}$
(142)	$I = \frac{13\,930}{2 \cdot \sqrt{2}} = 4920 \text{ а}$
Рис. 52	$a = 30 \text{ см}, b = 30 \text{ см}$
(143)	$Q_{ed} = 200 \cdot \pi (1292 + 30) \cdot 10^{-5} = 8,3 \text{ квт}$
(144)	$Q_e = \frac{1530^2 \cdot 0,23 + 2 \cdot 1530}{0,85} \cdot 10^{-8} = 638 \text{ квт}$
	$Q_{xx} = 139,5 + 142,5 + 48,5 + 12 = 342,5 \text{ квт}$
	$Q_{кз} = 416 + 40,7 + 0,2 + 5,1 + 8,3 = 470,3 \text{ квт}$
(148)	$Q_V = 0,122 \cdot 1,4 \left(\frac{42,3}{10} \right)^2 \frac{342,5 + 470,3 + 638}{25 \cdot 1,1 - 0,122 \cdot 1,4 \left(\frac{42,3}{10} \right)^2} =$ $= 181,2 \text{ квт}$
Рис. 53	$A = 4,8 \text{ при } \rho = 40 \text{ кг/см}^2$
(149)	$Q_{подп} = 4,8 (1500 + 500)^{3/2} \cdot 62,5^{3/2} \cdot 10^{-6} = 214 \text{ квт}$
	$Q_{подш} = 2 \cdot 20 = 40 \text{ квт}$
	$\Sigma Q = 342,5 + 470,3 + 638 + 181,2 + \frac{214}{2} + 40 =$ $= 1779 \text{ квт}$
(122)	$\eta = 100 \left(1 - \frac{1779}{57\,200 + 1779} \right) = 96,98\%$

Номер формулы	Вычисления
(167)	$\omega_1 = \frac{3,04 \cdot 503 \cdot 1,094}{4200} = 0,398 \text{ вт/см}^2$
(168)	$\omega_2 = \frac{139,5 + 142,5 + 40,7}{\pi \cdot 1292 (150 - 26 \cdot 1)} \cdot 10^3 = 0,642 \text{ вт/см}^2$
(169)	$\omega_3 = 0,398 \frac{5,94}{2 (2,64 + 11,9)} = 0,0812 \text{ вт/см}^2$
(171)	$\theta_{Fe} = \frac{(0,398 + 0,642) \cdot 170}{1 + 0,1 \cdot 42,3} = 33,8^\circ \text{ C}$
Рис. 56, б	$C_{Fe} = 170$
(172)	$\theta_{из} = 0,0812 \frac{0,59}{0,0016} = 30^\circ \text{ C}$
(173)	$\theta_s = 0,0812 \frac{1080}{1 + 0,07 \cdot 42,3} = 22,1^\circ \text{ C}$
(174)	$\theta_{сиср} = \frac{(33,8 + 30) \cdot (150 - 26 \cdot 1) + (30 + 22,1) \cdot (130 + 26)}{0,5 \cdot 560} =$ $= 57,4^\circ \text{ C}$

Токи, усилия и моменты вращения при коротких замыканиях

Номер формулы	Вычисления
Табл. § 1	$i'' = \frac{1,05}{0,23} \cdot 2990 = 13\,650 \text{ а}$
(216)	$i_y = \frac{1,05 \cdot 1,8 \cdot \sqrt{2}}{0,23} \cdot 2990 = 34\,600 \text{ а}$
(223)	$e_{\max} = 1 \left(\frac{2 \cdot 0,218}{0,230} - 1 \right) < 1$
(229)	$f' = \frac{2,04 \cdot \pi \left(\frac{34\,600 \cdot 2}{2} \right)^2}{2,64} \cdot 10^{-8} = 29 \text{ кг/см}$

Номер формулы	Вычисления
(236)	$f_R = 2,04 \left(\frac{34\,600 \cdot 2}{2 \cdot 2} \right)^2 \left[\frac{1}{6,4} + 2 \frac{6,4}{6,4^2 + 5,95^2} + \left(\frac{6,4}{6,4^2 + 11,9^2} + \frac{6,4}{6,4^2 + 17,85^2} \right) \right] \cdot 10^{-8} = 2,31 \text{ кг/см}$
(239)	<p>На отогнутом участке лобовых частей</p> $f_{\tau} = 2,04 \left(\frac{0,867 \cdot 34\,600 \cdot 2}{2 \cdot 2} \right)^2 \left(\frac{1}{3} + \frac{1}{6} + \frac{1}{9} + \frac{1}{12} \right) \times 10^{-8} = 3,1 \text{ кг/см}$ $\Delta \approx \frac{t}{2} = 3,0 \text{ см}$ <p>Напряжение в бандажном кольце при двух кольцах сечением $2,5 \text{ см}^2$</p>
(242)	$F_{r \text{ макс}} = 270 \cdot 13\,650^2 \left(\frac{684 \cdot 2}{3 \cdot 2 \cdot 96} \right)^2 \cdot 10^{-8} = 2830 \text{ кг}$ $\sigma = \frac{2830}{2\pi \cdot 2 \cdot 2,5} = 92 \text{ кг/см}^2$
(245)	$M_{к2} = 0,975 \cdot 10^5 \frac{2,6 \cdot 71\,500 \cdot 1,05^2}{62,5 \cdot (0,230 + 0,224)} = 7,04 \cdot 10^8 \text{ кг} \cdot \text{см}$
(248)	$M'_{к2} = 0,975 \cdot 10^5 \frac{71\,500 \cdot 1,05^2}{62,5 \cdot (0,23 + 0,224)} \left[\frac{0,0154}{2} + 2(0,0154 - 0,00657) \right] = 4,46 \cdot 10^6 \text{ кг} \cdot \text{см}$ $r_2 = \frac{470}{71\,500} + \frac{0,025 + 0,0104}{4} = 0,0154$ <p>При внутреннем коротком замыкании</p>
(254)	$q = \frac{1,25}{2 \cdot 2,64} \left(\frac{2,99}{0,23} \right)^2 = 40 \text{ кг/см}$
(252)	$M = \frac{40 \cdot 2,64}{8} = 13,2 \text{ кг} \cdot \text{см}$ $W = \frac{1 \cdot 0,8^2}{6} = 0,106 \text{ см}^3$
(253)	$\sigma = \frac{13,2}{0,106} = 125 \text{ кг/см}^2$
(255)	<p>При замыкании в обмотке возбуждения</p> $P_{\text{макс}} = 10 \left(\frac{6670}{5000} \right)^2 \cdot 0,733 \cdot 12,92 \cdot 1,5 = 252 \text{ Т}$

Номер формулы	Вычисления
(279)	$G_{Fe a} = \frac{2470}{2} \cdot 43,5 \cdot 96 \cdot \frac{11,2}{10,7} \cdot 7,8 \cdot 10^{-3} = 42\,000 \text{ кг}$
(280)	$G_{Fe z} = 2730 \cdot 12,8 \cdot 684 \cdot 7,8 \cdot 10^{-3} = 18\,650 \text{ кг}$
(281)	$G_{Cu1} = 684 \cdot 2 \frac{560}{2} \cdot 492 \cdot 8,9 \cdot 10^{-5} = 16\,800 \text{ кг}$
(282)	$G_{Cu2} = 380 \cdot 17 \cdot 96 \cdot 588 \cdot 8,9 \cdot 10^{-5} = 32\,500 \text{ кг}$
Рис. 78, б	$G'_o = 840 \text{ т}$ $G_o = G'_o k_{\text{ш}} k'_x k_x k_{\tau} k_{\text{п}} = 840 \cdot 1,02 \cdot 1,028 \cdot 1,08 \cdot 0,95 \cdot 1,035 = 935 \text{ т}$ $k_{\text{ш}} = 1,02$ $k'_x = \sqrt{\frac{0,3}{0,284}} = 1,028$ $k_x = 1,08$ $k_{\tau} = 0,95 \text{ при } T_{\mu} = 7 \text{ сек}$ $k_{\text{п}} = 1,035$

ЛИТЕРАТУРА

1. В. Т. Касьянов, Расчет явнополюсных синхронных машин, изд. ВМА имени А. Н. Крылова, 1951.
2. П. М. Ипатов, Ф. М. Левчук, Г. М. Хуторецкий, Выбор основных размеров гидрогенераторов, сб. «Электросила», № 12, 1954.
3. В. В. Домбровский, Г. Б. Пинский, Расчетные материалы по проектированию гидрогенераторов, сб. «Электросила», № 19, 1960.
4. В. Т. Касьянов, Составление схем петлевых и волновых обмоток трехфазного тока, сб. «Электросила», № 6, 1949.
5. В. Т. Касьянов, Составление некоторых специальных схем трехфазных волновых обмоток, сб. «Электросила», № 8, 1951.
6. Р. Рихтер, Обмотки якорей машин переменного и постоянного тока, ОНТИ, 1933.
7. П. М. Ипатов, Упрощенный способ составления схем трехфазных волновых обмоток с дробным числом пазов на полюс и фазу, сб. «Электросила», № 12, 1954.
8. П. М. Ипатов, Практический способ составления схем волновых обмоток с дробным числом пазов на полюс и фазу, «Вестник электропромышленности», 1952, № 9.
9. П. М. Ипатов, Построение рациональных схем волновых обмоток статора синхронного генератора с дробным числом пазов на полюс и фазу, сб. «Электросила», № 17, 1959.
10. П. М. Ипатов, Гармонические м. д. с. обмотки статора с дробным числом пазов на полюс и фазу, сб. «Электросила», № 20, 1961.
11. Г. Б. Пинский, Э. В. Школьник, Экономическая сегментировка сердечников активной стали разъемных статоров синхронных машин, сб. «Электросила», № 20, 1961.
12. Р. А. Лютер, В. А. Толвинский, А. С. Еремеев, Ф. И. Жеребин, И. И. Брейль, Заводские расчеты явнополюсных синхронных машин, изд. БТИ завода «Электросила», 1947.
13. П. М. Ипатов, Зубцовые гармонические в кривой электродвижущей силы синхронного генератора, «Вестник электропромышленности», 1953, № 7.
14. П. М. Ипатов, Влияние демпферной обмотки на э. д. с. синхронного генератора, «Электричество», 1957, № 3.
15. И. М. Постников, Проектирование электрических машин, Гостехиздат УССР, 1952.
16. R. Wiesemann, Графическое определение магнитных полей, AIEE Jour., 1927, May.
17. Talaat, Новый метод расчета индуктивных сопротивлений синхронной машины, AIEE Trans., 1955, стр. 176; 1957, стр. 55.

18. Н. А. Поляк, Электрические параметры искусственной успокоительной системы с замыкающими кольцами, «Электричество», 1955, № 5.
19. Ph. Alger, Расчет реактивностей якорей синхронных машин, AIEE Trans., т. 47, 1928.
20. M. Liwschitz, Дифференциальное рассеяние обмоток с целым числом пазов на полюс и фазу, AIEE Trans., 1946, стр. 314.
21. M. Liwschitz, Дифференциальное рассеяние обмоток с дробным числом пазов на полюс и фазу, AIEE Trans., 1946.
22. Т. Сливинский, Пазовое рассеяние однослойных обмоток электрических машин, Труды Польского института электротехники, 1957, т. 7, № 19, стр. 55.
23. В. Шуйский, Исследования магнитных полей с помощью электрических моделей, Arch. für Electrotechnik, 1952, стр. 316.
24. Р. Рихтер, Электрические машины, ОНТИ, 1939.
25. Р. А. Лютер, К вопросу о расчете добавочных потерь в опыте короткого замыкания турбогенераторов, сб. «Электромашиностроение», № 2, изд. НТОЭ, 1930.
26. R. P. Jergard, Перепад температуры относительно термометра сопротивления в обмотке статора турбогенератора, AIEE Trans., 1954, III, стр. 665.
27. M. M. Liwschitz-Gurrik, Некоторые факторы, влияющие на превышение температуры обмотки статора, AIEE Trans., 1955, стр. 752.
28. А. Е. Алексеев, Конструкция электрических машин, Госэнергоиздат, 1958.
29. В. И. Поликовский, Т. Г. Сергиевская, Т. И. Альпер, Методика расчета системы охлаждения крупного гидрогенератора, Труды НИИЭП, т. 1, ЦИНТИЭП, 1954.
30. Н. П. Иванов, И. Ф. Филиппов, Метод теплового расчета электрических машин с непосредственным охлаждением, «Электричество», 1963, № 1.
31. П. М. Ипатов, Г. А. Сипайлов, Упрощенный тепловой и вентиляционный расчет гидрогенераторов, «Вестник электропромышленности», 1957, № 6.
32. Г. Готтер, Нагревание и охлаждение электрических машин, Госэнергоиздат, 1961.
33. Ph. Alger, Franklin, Kilburne, Melure, Стойкость синхронных машин при несимметричных коротких замыканиях, AIEE Trans., 1953, III, стр. 394.
34. И. Ф. Филиппов, Метод расчета серии воздухоохладителей, сб. «Электросила», № 19, 1960.
35. Р. А. Лютер, Учет влияния высших гармонических в кривой тока на работу синхронных генераторов, питающих ртутные выпрямители, сб. «Электросила», № 5, 1948.
36. E. Clarc, S. Concordia, C. Weigandt, Переапряжения, обусловленные несимметричными короткими замыканиями, AIEE Trans., т. 57, 1938, стр. 453.
37. E. Weber, Механические напряжения обмоток статоров генераторов при внезапном коротком замыкании, доклад Венского завода австрийской фирмы «Сименс-Шуккерт», 1930.
38. Р. А. Лютер, Расчет моментов вращения синхронных машин при коротких замыканиях, сб. «Электросила», № 7, 1950.

39. П. М. Ипатов и В. В. Домбровский, Токи при внутренних коротких замыканиях в волновых обмотках синхронных машин, «Вестник электропромышленности», 1958, № 11.

40. В. В. Домбровский, А. А. Сорокина, Экспериментальное исследование внутренних коротких замыканий в синхронных машинах с волновыми обмотками, Изв. вузов, «Электромеханика», № 7, 1962.

41. Р. А. Лютер, А. Я. Бергер, И. Н. Рабинович, Н. Г. Гаврилова, Упрощенные методы расчета токов короткого замыкания машин постоянного тока, сб. «Электросила», № 12, 1954.

42. М. Я. Каплан, В. В. Домбровский, Вопросы охлаждения сверхмощных гидрогенераторов, сб. «Охлаждение турбин гидрогенераторов», ЦИНТИЭП, 1959.

43. В. В. Домбровский, А. С. Еремеев, М. Я. Каплан, Перспективы повышения мощности гидрогенераторов, сб. «Электросила», № 20, 1961.

44. В. В. Домбровский, М. Я. Каплан, Проектирование гидрогенераторов большой мощности, «Вестник электропромышленности», 1962, № 4.

45. В. В. Домбровский, П. М. Ипатов, М. Я. Каплан, Г. Б. Пинский, Мощные гидрогенераторы, «Электрические станции», 1963, № 1.

46. Н. П. Иванов, Вопросы проектирования мощных гидрогенераторов, сб. «Вопросы гидроагрегатостроения», Госэнергоиздат, 1961.

47. Р. А. Лютер, А. В. Мозалевский, Электромагнитная система возбуждения гидрогенераторов, сб. «Электросила», № 14, 1957.

48. Е. М. Глух, Г. В. Чалый, Е. Л. Эттингер, Система ионного возбуждения гидрогенераторов, сб. «Электросила», № 14, 1957.

49. М. П. Костенко, Электрические машины, Общий курс, Госэнергоиздат, 1944; Специальный курс, Госэнергоиздат, 1949.

50. С. А. Владимирский, А. Я. Наседкина, И. Ф. Филиппов, Новый метод вентиляционного расчета гидрогенераторов, сб. «Электросила» № 23, 1964.

*Домбровский Вячеслав Вячеславович
Еремеев Александр Сергеевич
Иванов Николай Павлович
Ипатов Павел Михайлович
Каплан Моисей Яковлевич
Пинский Григорий Борисович*

ПРОЕКТИРОВАНИЕ ГИДРОГЕНЕРАТОРОВ

М.-Л., издательство «Энергия», 1964, 258 стр.
Тематический план 1965 г. № 86.

Научный редактор *Г. К. Жерве*

Редактор *Я. В. Зарицкий*

Технический редактор *О. С. Житникова*

Корректоры: *М. Э. Орешенкова, Э. А. Любченко*

Сдано в производство 18/IX 1964 г. Подписано
к печати 5/I 1965 г. М-20004. Печ. л. прив. 13,3.
Уч.-изд. л. 12,1. Бум. л. 4,06. Формат 84×108¹/₃₂.
Тираж 3000. Цена 76 коп. Заказ 2025.

Ленинградская типография № 6
Главполиграфпрома Государственного комитета
Совета Министров СССР по печати.
Ленинград, ул. Моисеенко, д. 10.