

DOI: 10.18721/JEST.230403

УДК 621.313.322–81

Н. В. Гришин

ПАО «Силовые машины». Санкт-Петербург, Россия

ИНДУКТИВНОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ РАССЕЙЯНИЯ ОБМОТКИ СТАТОРА ШЕСТИФАЗНОГО ТУРБОГЕНЕРАТОРА ПРЕДЕЛЬНОЙ МОЩНОСТИ

При постройке мощных энергоблоков находят применение шестифазные турбогенераторы предельной мощности. Режимные вопросы эксплуатации шестифазного турбогенератора могут быть рассмотрены по аналогии с трехфазными машинами на базе уравнений состояния по двум взаимно перпендикулярным осям типа уравнений Парка–Горева, записанных для идеализированной машины. По сравнению с традиционными трехфазными машинами данный подход отличается представлением индуктивного сопротивления рассеяния статора в виде двух составляющих — собственного и взаимного рассеяния трехфазных систем обмотки. Предлагаемая аналитическая оценка составляющих индуктивного сопротивления рассеяния при минимальной трудоемкости и физической наглядности обеспечивает удовлетворительную для практических вопросов степень точности, что подтверждается результатами численного расчета и экспериментальными данными. В целях экспериментального определения составляющих рассеяния обмотки статора предложено несколько методов, основанных на модификации известных опытов для трехфазных машин.

ТУРБОГЕНЕРАТОРЫ ПРЕДЕЛЬНОЙ МОЩНОСТИ; ШЕСТИФАЗНЫЕ ТУРБОГЕНЕРАТОРЫ; ИНДУКТИВНОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ РАССЕЙЯНИЯ; РАСЧЕТ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН; ИСПЫТАНИЯ СИНХРОННЫХ МАШИН.

Ссылка при цитировании:

Н. В. Гришин. Индуктивное сопротивление рассеяния обмотки статора шестифазного турбогенератора предельной мощности // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 40–47. DOI: 10.18721/JEST.230403.

N. V. Grishin

PYSC «Power mashines». St. Petersburg, Russia

LEAKAGE REACTANCE IN A STATOR OF A SIX-PHASE MAXIMUM CAPACITY TURBINE GENERATOR

Six-phase turbine generators are used in constructing high-power units of power plants. Issues of operation conditions of a six-phase turbine generator could be studied by analogy with three-phase machines based on the equations of state of two mutually perpendicular axes of the Park-Gorev form given for an idealized machine. Compared with traditional three-phase machines, this approach is different by its representation of the stator's leakage reactance as consisting of two components: self and mutual leakage reactance of three-phase winding systems. The proposed analytical estimate of the parts of stator leakage reactance has a short working time, is physically clear and its accuracy is satisfactory for practical issues, which is confirmed by the results of numerical calculations and experiments. In an effort to provide experimental estimation of the components of stator leakage reactance, a few methods based on well-known methods of three-phase machines were proposed.

TURBINE GENERATORS OF ULTIMAE CAPACITY; SIX PHASE TYRBOGENERATORS; STATOR LEAKAGE REACTANCE; CALCULATION OF ELECTRICAL MACHINES; SYNCHRONOUS MACHINES TESTS.

Citation:

N. V. Grishin, Six-phase maximum capacity turbine generator stator leakage reactance, *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23(04)(2017) 40–47, DOI: 10.18721/JEST.230403.

Введение

Одним из технических решений для реализации двухполюсных турбогенераторов предельной мощности является применение шестифазных обмоток статора, имеющих лучший состав, что, кроме повышения использования машины в целом [1], актуально для современных электрических сетей [2]. Работа шестифазного генератора может исследоваться на основе уравнений состояния типа уравнений Парка–Горева [3] и соответствующих схем замещения [4] при обычно принимаемых в теории электрических машин допущениях. При этом используется представление сопротивления x_σ рассеяния обмотки статора в виде суммы двух составляющих: $x_{\sigma 11}$, обусловленной полями самоиндукции и взаимоиндукции по путям рассеяния с фазами одной трехфазной системы, и $x_{\sigma 12}$, соответствующей взаимоиндукции по путям рассеяния с фазами другой трехфазной системы.

Существующие инженерные методы расчета и опытного определения параметров трехфазных генераторов не учитывают особенностей индуктивных связей между трехфазными системами шестифазной обмотки. Неправильный учет магнитных связей обмоток может приводить к ошибкам при расчете токов, электромагнитных сил и моментов в переходных режимах, неверным выбору и настройке релейных защит и т.д. Выражения для проводимостей пазового [1] и дифференциального [5] рассеяний шестифазной обмотки при выпрямительной нагрузке не обладают достаточной наглядностью и при отсутствии остальных составляющих не позволяют определить индуктивное сопротивление статора, собственное и взаимное рассеяния трехфазных систем.

Целью работы была численная и экспериментальная оценка на основе существующих методов расчета трехфазных машин составляющих индуктивного сопротивления рассеяния обмотки статора шестифазного турбогенератора с учетом его конструктивных особенностей.

Метод исследования

Рассматриваются особенности распределения шестифазной обмотки по пазам, с тем чтобы учесть взаимное влияние трехфазных систем при использовании общепринятого для трехфазных

машин подхода. Допустимость используемых при аналитическом рассмотрении приближений будет подтверждена результатами численного методом конечных элементов расчета электромагнитного поля. На основе известных опытов трехфазных машин и рассмотрения схем замещения [4] будут предложены методы экспериментального определения параметров, пригодные для промышленных испытаний.

Индуктивное сопротивление рассеяния

В теории электрических машин принято [6–8] представлять индуктивное сопротивление рассеяния x_σ в виде суммы рассеяний пазового, лобового, по коронкам зубцов и дифференциального, пропорциональных соответствующим относительным магнитным проводимостям [6] (при расчетной длине сердечника l_x , м):

$$x_\sigma = 4\pi\mu_0 f \frac{w^2}{pq} l_x (\lambda_{\text{п}} + \lambda_{\text{к}} + \lambda_{\text{л}} + \lambda_{\text{д}}), \text{ Ом.}$$

Здесь p — число пар полюсов, q — число пазов на полюс и фазу, $\lambda_{\text{п}}$, $\lambda_{\text{к}}$, $\lambda_{\text{л}}$, $\lambda_{\text{д}}$ — относительные магнитные проводимости пазового, лобового, по коронкам зубцов и дифференциального рассеяний. Распределение магнитного поля в области пазов и лобовых частей, а также влияние высших гармоник учитываются при записи выражений для соответствующих проводимостей.

Пазовая относительная магнитная проводимость $\lambda_{\text{п}}$ фазы трехфазной машины определяется в [9] через потоки самоиндукции и взаимоиндукции стержней фазы, при этом рассматривается двухслойная обмотка, содержащая верхние и нижние стержни обмотки одинакового сечения. Более общий случай представляет обмотка, состоящая из верхних и нижних стержней различного сечения, изображенная на рис. 1 (размеры в метрах).

Каждый паз статора шестифазного генератора при двухслойной обмотке может содержать как в верхнем, так и нижнем слоях стержни: одной фазы; разных фаз одной трехфазной системы; разных фаз разных трехфазных систем (рис. 2). Если токи верхнего и нижнего стержня в пазу сдвинуты по фазе на угол α , поля от составляющих токов $I\sin\alpha$ взаимно компенсируются и результирующую магнитную связь дадут только составляющие токов $I\cos\alpha$ [9].

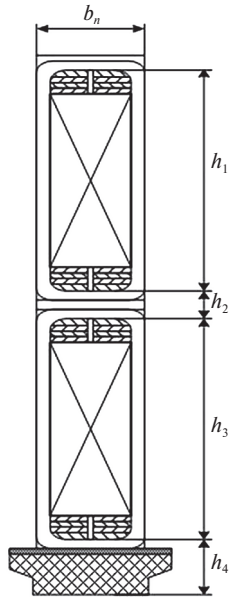


Рис. 1. Эскиз паза статора
Fig. 1. Stator slot outline

Пусть шаг обмотки равен $m q$ — у пазовых делений, в то время как диаметральный шаг равен $m q$ пазовых делений. При сокращении шага $\beta = (m q - y) / m q$ фазная зона состоит из двух поясов (верхнего и нижнего) сдвинутых друг относительно друга на y пазовых делений; следовательно, в y пазах с каждой стороны фазной зоны имеются стержни, принадлежащие разным фазам, а в $(q - y)$ пазах лежат стержни одной фазы. Если для определенности предположить $q = 1$ в шестифазной обмотке ($m = 6$), то получим, что в $(6 - 6\beta)$ пазах фазной зоны лежат стержни раз-

ных фаз, а в $(6\beta - 5)$ пазах фазной зоны — одной фазы. Таким образом, при шаге $5/6 \leq \beta \leq 1$, характерном для мощных турбогенераторов [10], число пазов на полюс и фазу с $\alpha = 0^\circ$ (то есть принадлежащих одной фазе) будет $(6\beta - 5)q$, а число пазов на полюс и фазу с $\alpha = 30^\circ$ составит $(6 - 6\beta)q$. При этом отсутствуют пазы, содержащие разные фазы одной трехфазной системы. Поэтому для шестифазной машины необходимо учитывать взаимоиндукцию для $(6\beta - 5)q$ пазов, содержащих стержни одной фазы:

$$\lambda_{\text{II}} = \frac{1}{4} \left[\frac{h_1}{3b_{\text{II}}} + \frac{h_2}{b_{\text{II}}} + \frac{4h_3}{3b_{\text{II}}} + \frac{2h_4}{b_{\text{II}}} + (6\beta - 5) \left(\frac{h_3}{b_{\text{II}}} + \frac{2h_4}{b_{\text{II}}} \right) \right].$$

Определение относительной магнитной проводимости по коронкам зубцов в общем случае необходимо производить путем анализа поля в воздушном зазоре, что довольно трудоемко. Хорошие результаты для однослойных обмоток даёт использование формулы, полученной методом конформных отображений [6, 11]. При двухслойных обмотках с сокращением шага индуктивность рассеяния по коронкам зубцов снижается вследствие сдвига по фазе токов в нижнем и в верхнем стержне, поэтому для двухслойных трехфазных обмоток используются коэффициенты, вводимые в формулу для однослойных обмоток. Например, в [12] рекомендуется использовать $(1 + \cos\alpha)/2$. Здесь $\cos\alpha$ определяется как средний для всех пазов фазы, то есть с учетом пазов со стержнями, принадлежащими как одной фазе, так и разным. При этом предполагается, что половина потоков

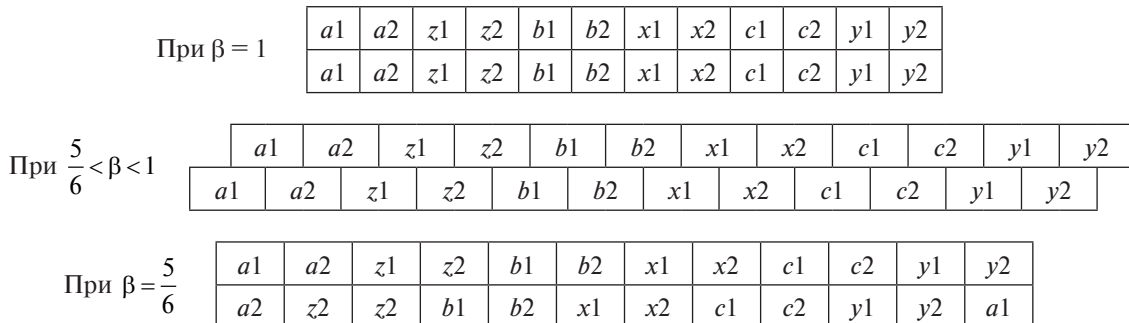


Рис. 2. Схема расположения фазных зон двухслойной шестифазной обмотки при различном сокращении шага (a1, b1, c1, a2, b2, c2 — фазные зоны с прямым направлением токов; x1, y1, z1, x2, y2, z2 — фазные зоны с противоположным направлением токов)

Fig. 2. Double-layer six-phase winding phases zones displacement at different short-pitch (a1, b1, c1, a2, b2, c2 — phase zones with direct current; x1, y1, z1, x2, y2, z2 — phase zone with revers current)

рассеяния через коронки зубцов соответствует потокам самоиндукции стержней, а половина — взаимной индукции. При оценке рассеяния по коронкам зубцов, как и для пазового рассеяния, необходимо учитывать полученные соотношения для распределения трехфазных систем по пазам. При сокращении шага $5/6 \leq \beta \leq 1$ для относительной магнитной проводимости рассеяния по коронкам зубцов необходимо использовать коэффициент $(1 + \cos\alpha(6\beta - 5))/2$, при этом $\alpha = 0^\circ$, поскольку отсутствуют пазы, содержащие разные фазы одной трехфазной системы. Таким образом, рассеяние по коронкам зубцов приближенно представляется в виде составляющих, которые соответствуют самоиндукции стержней фазы (1/2) и взаимной индукции $[\cos\alpha(6\beta - 5)]/2$ для пазов, содержащих стержни одной фазы. В частном случае диаметрального шага ($\beta = 1, \cos\alpha = 1$) этот коэффициент становится равным 1, и получается известная формула [6, 11], не учитывающая сокращения шага.

Таким образом, формулу для относительной магнитной проводимости по коронкам зубцов для рассеяния фазы двухслойной шестифазной обмотки статора можно записать в виде

$$\lambda_k = \frac{1}{4\pi} \left[\ln \left(\frac{\delta^2}{b_n^2} + \frac{1}{4} \right) + 4 \frac{\delta}{b_n} \arctg \frac{b_n}{2\delta} \right] (6\beta - 4).$$

Стоит отметить, что для турбогенераторов в связи с большой величиной воздушного зазора по отношению к ширине паза статора не характерен большой вклад рассеяния по коронкам зубцов в суммарную величину рассеяния. Поэтому принятые допущения и условность в разделении составляющих рассеяния по коронкам зубцов можно считать оправданными.

Для проводимостей лобового и дифференциального рассеяний можно использовать известные выражения, например из [9] и [13]. При этом следует учесть, что при симметричной нагрузке шестифазная обмотка генерирует высшие гармоники порядка $\nu = 12k \pm 1$, где $k = 1, 2, 3, \dots$. В общем случае необходимо принимать во внимание весь ряд возникающих гармоник.

Индуктивное сопротивление взаимного рассеяния трехфазных систем

Индуктивное сопротивление взаимного рассеяния трехфазных систем также можно представить в виде суммы отдельных составля-

ющих — пазового, по коронкам зубцов, лобового и дифференциального рассеяний — и записать

$$x_{\sigma 12} = 4\pi\mu_0 f \frac{w^2}{pq} l_x (\lambda_{12\pi} + \lambda_{12\kappa} + \lambda_{12л} + \lambda_{12д}), \text{ Ом.}$$

Для $\lambda_{12\pi}$ должны рассматриваться только составляющие взаимной индукции между нижним и верхним стержнями для пазов, содержащих стержни различных трехфазных систем, с учетом составляющей тока $I \cos\alpha$. Для рассматриваемого случая $5/6 \leq \beta \leq 1$ число таких пазов на полюс и фазу составит $(6-6\beta)q$, при этом $\alpha = 30^\circ$ и $\cos\alpha = \sqrt{3}/2$. Следовательно,

$$\lambda_{12\pi} = \frac{\sqrt{3}}{8} \left(\frac{h_3}{b_f} + \frac{2h_4}{b_f} \right) (6-6\beta).$$

Для $\lambda_{12\kappa}$ в согласии с выше приведенными для λ_k соображениями необходимо использовать коэффициент $\cos\alpha(6-6\beta)/2$, который учитывает составляющую рассеяния, отвечающую взаимной индукции различных трехфазных систем для соответствующего числа пазов, при этом $\cos\alpha = \sqrt{3}/2$:

$$\lambda_{12\kappa} = \frac{\sqrt{3}}{8\pi} \left[\ln \left(\frac{\delta^2}{b_n^2} + \frac{1}{4} \right) + 4 \frac{\delta}{b_n} \arctg \frac{b_n}{2\delta} \right] (6-6\beta).$$

В связи со сложностью аналитического определения лобового рассеяния, его малым вкладом в суммарное рассеяние и симметричностью обмоток можно в первом приближении принять, что взаимное лобовое рассеяние составляет половину лобового рассеяния фазы, определенного на основании [9]:

$$\lambda_{12л} = \frac{0,3}{2} \frac{q}{pl_x} (3\beta - 1) D_1.$$

В силу симметричности трехфазных обмоток можно предположить, что они генерируют равные доли высших гармонических в воздушном зазоре и собственная индуктивность дифференциального рассеяния составляет половину от полного дифференциального рассеяния [5]. Тогда запишем выражение для относительной магнитной проводимости взаимного дифференциального рассеяния на основании выражения из [13]:

$$\lambda_{12д} = \frac{mq}{2\pi^2} \frac{\tau}{\delta} \sum_{\nu \neq 1}^{\infty} \frac{k_{\text{об}\nu}^2}{\nu^2}.$$

Здесь при расчете также необходимо учитывать гармонический состав, характерный для шестифазной обмотки.

Индуктивное сопротивление собственного рассеяния

Индуктивное сопротивление собственного рассеяния согласно принятому подходу определяется по формуле $x_{\sigma 11} = x_{\sigma} - x_{\sigma 12}$. Причем в случае симметрии $x_{\sigma 11} = x_{\sigma 22}$. На основе принципа суперпозиции определение отдельных составляющих собственного рассеяния можно проводить по аналогии путем определения разности соответствующих составляющих полного и взаимного рассеяния трехфазных систем.

Оценка индуктивного сопротивления рассеяния по результатам расчета электромагнитного поля

Расчет магнитного поля в поперечном сечении активной зоны шестифазного турбогенератора в осесимметричной постановке был выполнен с помощью программного продукта ELCUT 6.3. При данной постановке не учитываются лобовые составляющие рассеяния, рассмотрение которых требует трудоемких трехмерных расчетов, к тому же в крупных машинах лобовое рассеяние не вносит решающего вклада в рассеяние обмотки статора. Индуктивные сопротивления определялись через потокосцепления поперечно-пазового потока рассеяния со стержнями обмотки статора согласно выражению [14]

$$x = 2\pi fL = 2\pi f \frac{\Psi}{i}.$$

Таблица 1

Результаты определения индуктивных сопротивлений рассеяния методами аналитической оценки и анализа расчета картины электромагнитного поля

Table 1

Determination of leakage reactance by analytic estimation and electromagnetic field finite elements calculation

Способ оценки и ед. измер.	x'_{σ}	$x'_{\sigma 12}$
Аналитическая оценка без учета лобовых составляющих, о. е.	0,186	0,114
По результатам расчета картины электромагнитного поля, о. е.	0,173	0,115
Расхождение в способах оценки, %	7,5	-0,9

Для определения индуктивности рассеяния фазы $a1$ при протекании токов по всем фазам первой трехфазной системы находится магнитный поток, проходящий по боковой поверхности пазов, принадлежащих одной стороне катушек фазы $a1$ и сцепленный с верхними и нижними стержнями. Далее суммируются собственные индуктивности для стержней фазы, а также (с учетом числа параллельных ветвей) взаимные индуктивности для пазов, в которых оба стержня принадлежат одной трехфазной системе:

$$\begin{aligned} x'_{\sigma} &= 2\pi f \frac{1}{2} \left(\sum_{k_{\text{верх}}} \frac{\Psi_k}{i_k} + \sum_{k_{\text{низ}}} \frac{\Psi_k}{i_k} \right) = \\ &= 157 \frac{(1,75 + 3,66)}{2 \cdot 11350} = 0,075, \text{ Ом}; \\ \bar{x}'_{\sigma} &= \frac{0,075}{0,433} = 0,173 \text{ о. е.} \end{aligned}$$

Взаимная индуктивность определяется через сумму взаимных индуктивностей между верхними и нижними стержнями для пазов, в которых находятся стержни различных трехфазных систем, с учетом фазового сдвига между токами стержней:

$$\begin{aligned} x'_{\sigma 12} &= 2\pi f \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{1}{2} \left(\sum_{k_{\text{верх}}} \frac{\Psi'_k}{i_k} + \sum_{k_{\text{низ}}} \frac{\Psi'_k}{i_k} \right) = \\ &= 135,97 \frac{(1,74 + 2,41)}{11350} = 0,05, \text{ Ом}; \\ \bar{x}'_{\sigma 12} &= \frac{0,05}{0,433} = 0,115 \text{ о. е.} \end{aligned}$$

Из приведенных в табл. 1 результатов следует, что аналитическая оценка индуктивного сопротивления рассеяния даёт значения, отличающиеся от полученных из расчета картины электромагнитного поля на 7,5% и обладает при этом неоспоримыми преимуществами с точки зрения минимальных затрат времени, ресурсов и физической наглядностью представления описываемых явлений.

Методы экспериментального определения индуктивных сопротивлений рассеяния статорной обмотки

Как отмечалось в [4], из опыта установившегося трехфазного короткого замыкания с током статора I_{k1} при справедливом для мощных

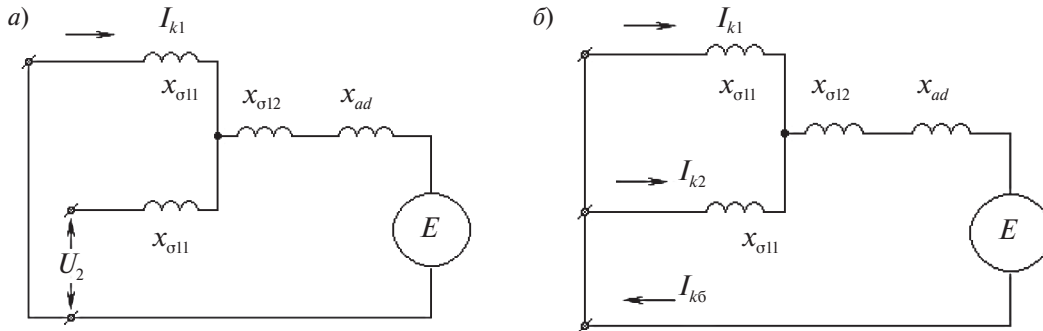


Рис. 3. Схемы замещения опытов установившихся трех- и шестифазного коротких замыканий
 Fig. 3. Equivalent circuits of three'- and six'-phase steady'-state short circuits tests

машин пренебрежении активным сопротивлением можно определить индуктивное сопротивление собственного рассеяния:

$$x_{\sigma 11} = \frac{U_2}{I_{k1}}, \text{ Ом,}$$

где U_2 — измеряемое фазное напряжение на разомкнутой обмотке второй трехфазной системы. Схема замещения приведена на рис. 3.

По уравнениям режима [4] можно определить синхронное индуктивное сопротивление по продольной оси при наличии токов в одной трехфазной системе:

$$x_{d(3)} = x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12} + x_{ad} = \frac{E}{I_{k1}}, \text{ Ом,}$$

где ЭДС E определяется по спрямленной характеристике холостого хода.

При установившемся шестифазном коротком замыкании с током статора $I_{k6} = I_{k1} + I_{k2}$ [4] синхронное индуктивное сопротивление по продольной оси равно

$$x_{d(6)} = \frac{1}{2}x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12} + x_{ad} = \frac{E}{I_{k6}}, \text{ Ом,}$$

схема замещения приведена на рис. 3. По разности параметров $x_{d(3)}$ и $x_{d(6)}$ можно определить индуктивное сопротивление собственного рассеяния:

$$x_{\sigma 11} = 2(x_{d(3)} - x_{d(6)}), \text{ Ом.}$$

Оба метода применимы на практике, но первый более точен, поскольку по второму необходимо вычислять разность двух близких величин.

Для трехфазных синхронных электрических машин известен опыт определения индуктивности рассеяния статорной обмотки при уда-

ленном индукторе [15]*. Для экспериментального определения индуктивного сопротивления рассеяния шестифазной обмотки статора по составляющим можно использовать модификацию этого метода. В этом случае измеряется фазное напряжение питания U_1 , потребляемый ток I_1 , а также напряжение U_2 разомкнутой системы. Общее индуктивное сопротивление обмотки равно

$$x_{z1} = x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12} + x_b = \frac{U_1}{I_1}, \text{ Ом,}$$

Составляющие рассеяния обмотки статора определяются из соотношений

$$x_{\sigma 12} = \frac{U_2}{I_1} - x_b, \text{ Ом;}$$

$$x_{\sigma 11} = \frac{U_1}{I_1} - x_{\sigma 12} - x_b = \frac{U_1 - U_2}{I_1}, \text{ Ом.}$$

Составляющая x_b , соответствующая потоку через расточку статора, определяется с помощью укладываемой на расточке контрольной обмотки [15, 16].

Могут быть предложены и другие методы определения составляющих индуктивного сопротивления рассеяния (например, по осциллограммам переходных режимов), однако указанные выше являются сравнительно простыми и могут быть проведены во время промышленных испытаний на заводе-изготовителе или во время монтажа турбогенератора на электростанции.

* См. также: ГОСТ 10169–77. Машины электрические трехфазные синхронные. Методы испытаний. — М.: Издательство стандартов, 1984. 85 с.

Полученные результаты

В табл. 2 представлены результаты оценки и опытного определения параметров серийного шестифазного турбогенератора мощностью 1200 МВт. При всех опытах получены сопоставимые значения. Повторяемость результатов на трёх промышленных образцах турбогенераторов свидетельствует о достаточной достоверности.

Таблица 2

Сопоставление опытного определения и расчетной оценки составляющих индуктивного сопротивления рассеяния обмотки статора

Table 2

Compzison of experimental determination and estimation of stator leakage reactance components

Метод определения параметра	$x_{\sigma 11}$, о. е.	$x_{\sigma 12}$, о. е.	Относительное отличие расчетного значения от опытного, %	
			$\Delta_{\sigma 11}$	$\Delta_{\sigma 12}$
Расчет	0,095	0,137	—	—
Опыт трехфазного КЗ	0,100	—	-5,0	—
Опыты трех- и шестифазного КЗ	0,091	—	4,4	—
Опыт удаленного индуктора	0,097	0,151	-2,1	9,3

Сравнение результатов экспериментального определения $x_{\sigma 11}$ различными методами показывает их относительно небольшой разброс, что, с одной стороны, подтверждает качество экспериментальных работ, а с другой стороны, служит косвенным подтверждением правильности физических представлений и математи-

ческого описания явлений. Результаты расчетной оценки индуктивных сопротивлений по аналитическим выражениям имеют отклонение от экспериментальных данных по собственному рассеянию в пределах 5%, по взаимному — в пределах 10%. Полученную точность с учетом принятых допущений и минимальной трудоемкости следует признать удовлетворительной для инженерной практики. При необходимости точность расчетной оценки может быть повышена путем детального расчета численными методами отдельных составляющих рассеяния.

Выводы

Получены аналитические выражения, позволяющие определять составляющие индуктивного сопротивления рассеяния шестифазной обмотки статора, которые могут быть использованы для анализа режимов работы шестифазных турбогенераторов с помощью уравнений состояния типа уравнений Парка–Горева [3]. Результаты оценки параметров генератора по аналитическим выражениям подтверждены численным расчетом.

Предложены инженерные методы экспериментального определения составляющих индуктивного сопротивления рассеяния шестифазной статорной обмотки при промышленных испытаниях. С учетом сопоставимости результатов выбор используемого метода может определяться удобством его проведения в тех или иных условиях.

Расчетные значения составляющих индуктивного сопротивления рассеяния с удовлетворительной степенью точности подтверждаются опытными данными испытаний нескольких образцов промышленного оборудования.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Хуторецкий Г. М., Воронов Г. Г. Шестифазные турбогенераторы // Сборник «Электросила». 1970. № 28. С. 33–40.
2. Ianoz M., Korovkin N. Progress in the PLC development during the 2016s 2003–2004 // IEEE6th International Symposium on Electromagnetic Compatibility and Electromagnetic Ecology. 2005. Saint Petersburg, Russia, June 21–24, 2005. P. 1–11.
3. Гришин Н. В. Уравнения режимных задач шестифазных турбогенераторов предельной мощности // НТВ СПбПУ. 2016. № 2 (243). С. 16–23. DOI: 10.5862/JEST.243.2
4. Гришин Н. В. Схемы замещения для решения режимных задач шестифазных турбогенераторов предельной мощности // НТВ СПбПУ. 2016, № 2. С. 62–71. DOI: 10.5862/JEST.243.7
5. Хуторецкий Г. М. Индуктивные сопротивления дифференциального рассеяния шестифазных обмоток // Сборник «Электросила». 1979. № 32. С. 57–59.
6. Вольдек А. И. Электрические машины. Л.: Энергия, 1974. 840 с.
7. Абрамов А. И., Иванов-Смоленский А. В. Проектирование гидрогенераторов и синхронных компенсаторов. М.: Высшая школа, 1978. 312 с.

8. **Копылов И. П.** Электрические машины. М.: Энергоатомиздат, 1986. 360 с.

9. **Титов В. В., Хуторецкий Г. М., Загородная Г. А. [и др.]** Турбогенераторы. Расчет и конструкция. Л.: Энергия, 1967. 896 с.

10. **Хуторецкий Г. М., Воронов Г. Г.** Шестифазные обмотки турбогенератора // Электротехника. 1968. № 10. С. 1–6.

11. **Вольдек А. И.** Рассеяние по коронкам зубцов в электрических машинах // Вестник электропромышленности. 1961. № 1. С. 60–62.

12. **Рихтер Р.** Электрические машины. Т. 1. М.-Л.: ОНТИ НКТП СССР, 1935. 598 с.

13. **Данилевич Я. Б., Домбровский В. В., Казовский Е. Я.** Параметры электрических машин переменного тока. М., Л.: Наука, 1965. 339 с.

14. **Демирчян К. С., Нейман Л. Р., Коровкин Н. В., Чечурин В. Л.** Теоретические основы электротехники в 3-х т. Том 1. СПб.: Питер, 2003. 463 с.

15. **Жерве Г. К.** Промышленные испытания электрических машин. Л.: Энергоатомиздат, 1984, 408 с.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ГРИШИН Николай Васильевич — руководитель группы ПАО «Силовые машины».

E-mail: kostroma44@gmail.com

REFERENCES

[1] **Khutoretskiy G. M., Voronov G. G.** Shestifaznyye turbogeneratory. *Collection «Elektrosila»*. 1970. No28. S. 33–40. (rus)

[2] **Ianoz M., Korovkin N.** Progress in the PLC development during the years 2003–2004. *IEEE6th International Symposium on Electromagnetic Compatibility and Electromagnetic Ecology*. 2005. Saint Petersburg, Russia. June 21–24, 2005. P. 1–11.

[3] **Grishin N. V.** Uravneniya rezhimnykh zadach shestifaznykh turbogeneratorov predelnoy moshchnosti. *NTV SPbGPU*. 2016. № 2 (243). S. 16–23. DOI 10.5862/JEST.243.2. (rus)

[4] **Grishin N. V.** Skhemy zameshcheniya dlya resheniya rezhimnykh zadach shestifaznykh turbogeneratorov predelnoy moshchnosti. *NTV SPbGPU*. 2016. № 2. S. 62–71. DOI 10.5862/JEST.243.7. (rus)

[5] **Khutoretskiy G. M.** Induktivnyye soprotivleniya differentsialnogo rasseyaniya shestifaznykh obmotok. *Collection «Elektrosila»*. 1979. №32. S. 57–59. (rus)

[6] **Voldek A. I.** Elektricheskiye mashiny. Leningrad: Energiya, 1974. 840 s. (rus)

[7] **Abramov A. I., Ivanov-Smolensky A. V.** Proektirovaniye gidrogeneratorov i sinhronnykh kompensatorov. Moscow: Vysshaya shkola. 1978. 312 s. (rus)

[8] **Kopylov I. P.** Elektricheskie mashiny. Moscow: Energoatomizdat, 1986. 360 s. (rus)

[9] **Titov V. V., Khutoretskiy G. M., Zagorodnaya G. A. [and other]** Turbogeneratory. Raschet i konstruktsiya. Leningrad: Energiya, 1967. 896 s. (rus)

[10] **Khutoretskiy G. M., Voronov G. G.** Shestifaznyye obmotki turbogeneratora. *Elektrotehnika*. 1968. №10. S.1–6. (rus)

[11] **Voldek A. I.** Rasseyaniye po koronkam zybцов v elektricheskikh mashinah. *Vestnik electropromyshlennosti*. 1961. №1. S. 60–61. (rus)

[12] **Rihter R.** Elektricheskie mashiny. Vol.1. Moscow-Leningrad: ONTI NKTP SSSR, 1935. 598 s. (rus)

[13] **Danilevich Ya. B., Dombrovskiy V. V., Kazovskiy Ye. Ya.** Parametry elektricheskikh mashin peremennogo toka. Moscow-Leningrad: Nauka, 1965. 339 s. (rus)

[14] **Demirchyan K. S., Neyman L. R., Korovkin N. V., Chechurin V. L.** Teoreticheskiye osnovy elektrotehniki v 3-kh t. T. 1. Saint-Petersburg: Piter, 2003. 463 s. (rus)

[15] **Zherve G. K.** Promyshlennyye ispytaniya elektricheskikh mashin. Leningrad: Energoatomizdat, 1984. 408 s. (rus)

AUTHORS

GRISHIN Nikolai V. — PJSC «Power Machines».

E-mail: kostroma44@gmail.com

Дата поступления в редакцию: 29 октября 2017 г.