

УДК 621.313

### ЧИСЛЕННО-ПОЛЕВОЙ АНАЛИЗ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПРОЦЕССОВ В РОТОРЕ ТУРБОГЕНЕРАТОРА ПРИ НЕСИММЕТРИЧНОЙ НАГРУЗКЕ

**В.И. Милых**, докт.техн.наук

Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт",  
ул. Кирпичева, 21, Харьков, 61002, Украина. E-mail: [mvikemkpi@gmail.com](mailto:mvikemkpi@gmail.com)

*На основе многопозиционных численных расчетов вращающегося магнитного поля проведена оценка работы ротора турбогенератора при несимметрии нагрузки в рамках ее стандартных ограничений. Результаты расчетов при несимметричной нагрузке, проведенные на примере турбогенератора мощностью 35 МВт, сопоставлены с аналогичными результатами при симметричной нагрузке. Проанализированы форма и гармонический состав ЭДС в обмотке ротора и в его пазовых клиньях, дана оценка токов, вызванных этими ЭДС. Рассмотрены также временные функции переменной составляющей магнитной индукции на поверхности вращающегося ротора. Библ. 13, табл. 3, рис. 8.*

**Ключевые слова:** турбогенератор, несимметричная нагрузка, магнитные поля, численные расчеты, электромагнитные процессы, ротор, временные функции.

**Введение.** Мощные турбогенераторы (ТГ) относятся к наиболее сложным, дорогостоящим и эффективным в работе электрическим машинам [1]. Они, как правило, проектируются на симметричный режим работы [2], однако при работе в энергосистемах и, особенно, на автономную нагрузку не исключается возможность их эксплуатации в несимметричных режимах.

Работу ТГ сопровождают сложные взаимосвязанные электромагнитные, тепловые и механические процессы предельной напряженности [9], а при несимметричной нагрузке они становятся особенно критичными. Но такая нагрузка допускается и регламентирована стандартом ГОСТ 533-2000. Указанные в этом стандарте ограничения являются результатом многочисленных исследований несимметричных режимов ТГ [3], которыми выявлено, что необходимо усиление конструкции для достаточной термической стойкости ротора. Во времена этих исследований их возможности были ограничены – эксперименты на мощных ТГ были дорогостоящими и рискованными, а теоретическое сопровождение основывалось на аналитических методах, имеющих весьма малую точность.

Действительно, достаточно точный расчет электромагнитных, тепловых и силовых процессов в ТГ при несимметричной нагрузке с одновременным учетом всех, хотя бы существенно влияющих факторов, является чрезвычайно сложной задачей. Обычно из этого комплекса решаются отдельные локальные задачи при серьезном упрощении конструкции ТГ как физического объекта.

Новые возможности для исследования проблем эксплуатации ТГ предоставляют численные методы расчета магнитных полей [12, 13]. Значительный объем таких исследований проведен преимущественно для симметричных режимов работы, например, в [5, 7, 10]. Публикации в отношении несимметричной работы ТГ весьма редки. Причем они касаются расчета тепловыделений от вихревых токов в локальных зонах сердечника ротора, например, в пазовых клиньях [1, 11]. К тому же и полученные, например, в статье [11] результаты являются весьма сомнительными, что отмечено в [6].

Представляется целесообразным провести анализ электромагнитных процессов в роторе турбогенератора при несимметрии его нагрузки, сохраняя для большей адекватности полную структуру электромагнитной системы ТГ в пределах ее активной части при допущении отсутствия влияния на магнитное поле реакции вихревых токов в элементах конструкции ротора. Указанной части ТГ достаточно, так как проявление последствий несимметрии его нагрузки происходит именно в ней. И это позволяет выявить «верхний» уровень проблем электромагнитного характера, которые в реальности будут несколько сглажены демпфирующей реакцией токов, возникающих в электропроводящем массиве бочки ротора и в отдельных его элементах.

Первые шаги в обусловленном направлении уже сделаны. В [6] представлена организация численно-полевых расчетов электромагнитных процессов в ТГ при несимметричной нагрузке, в [8] –

проведен численно-полевой анализ магнитного поля и электрических величин в статоре ТГ при автономной такой нагрузке и при этом выявлены значительные несимметрия и искажения фазных ЭДС.

**Цель работы.** Данная работа посвящена представлению принципов анализа и расчетному анализу электромагнитных процессов в роторе ТГ при несимметричной нагрузке в рамках указанных ограничений стандарта и при рассмотрении его электромагнитной системы в пределах ее активной длины. Это проводится посредством выявления и анализа временных функций магнитного потока-сцепления (МПС) и ЭДС обмотки ротора и клиньев его сердечника, аналогичных функций переменной составляющей магнитной индукции на поверхности вращающегося ротора и некоторых других параметров и процессов, что делается в отмеченной постановке задачи впервые.

Новые возможности для исследования проблем электромагнитного характера при эксплуатации ТГ с несимметричной нагрузкой предоставляют численные методы в сочетании с быстродействующими современными компьютерами и эффективным существующим и собственным программным обеспечением, что и составило основу новизны предоставляемых далее результатов. В данной работе, как и в предшествующих работах, для расчетов магнитных полей использовалась общедоступная программа FEMM [13], основанная на методе конечных элементов.

**Объект исследования.** Пример расчетных исследований сделан на ТГ с номинальными параметрами: мощность  $P_N=35$  МВт, фазное напряжение  $U_{sN}=6,3$  кВ и ток  $I_{sN}=2315$  А при схеме соединения обмотки статора в «треугольник»; коэффициент мощности  $\cos \varphi_{sN}=0,8$ ; частота  $f_s=50$  Гц. Активная длина ТГ  $l_a=2,7$  м; немагнитный зазор  $\delta=27$  мм; внешний радиус ротора  $r_{re}=0,408$  м; число последовательных витков обмотки ротора  $N_r=224$ , фазной обмотки статора –  $N_s=18$ ; относительное укорочение последней  $\beta_s=22/27$ .

Поперечное сечение электромагнитной системы представленного ТГ показано на рис. 1. ТГ такого типа может использоваться на металлургических комбинатах и других крупных предприятиях, заботящихся об электроэнергетической независимости.

**Определение системы фазных токов для несимметричного режима работы ТГ.** Режимы несимметричной нагрузки трехфазного ТГ исследуются с помощью метода симметричных составляющих [3] и с учетом того, что в ГОСТ 533–2000 установлено: для ТГ мощностью до 100 МВ·А токи обратной последовательности не должны превышать  $0,08 \cdot I_{sN}$ , а наибольший из фазных токов –  $I_{sN}$ .

Порядок определения несимметричной системы фазных токов  $I_A$ ,  $I_B$  и  $I_C$  в соответствии с этими условиями представлен в [6] и здесь они проиллюстрированы в масштабе на рис. 2. На векторной диаграмме даны и токи прямой последовательности с индексом "1", и обратной – "2". Известно, что МДС обмотки ротора  $F_f$  действует по его продольной оси  $d$ . Относительно этого вся система фазных токов повернута таким образом, чтобы результирующая МДС обмотки статора  $F_s$  имела начальную фазу  $\beta$ . Это соответствует и пространственному направлению МДС, показанному на рис. 1.

Угол  $\beta$  определяется вместе с током возбуждения  $I_f$  по аналогии со специальной методикой [5]. Она была разработана для симметричной нагрузки из условия, что  $\beta$  и  $I_f$  должны обеспечить номинальные выходные данные ТГ: напряжение  $U_{sN}$  и коэффициент мощности  $\cos \varphi_{sN}$ , что дает при токе статора  $I_{sN}$  активную мощность  $P_N$ . Конкретно для рассматриваемого ТГ при симметричной нагрузке выявлено  $\beta=-165,12^\circ$  и  $I_f=632$  А.

При несимметричной нагрузке действующие значения фазных токов составили  $I_A=2170,2$  А;  $I_B=2314,7$  А;

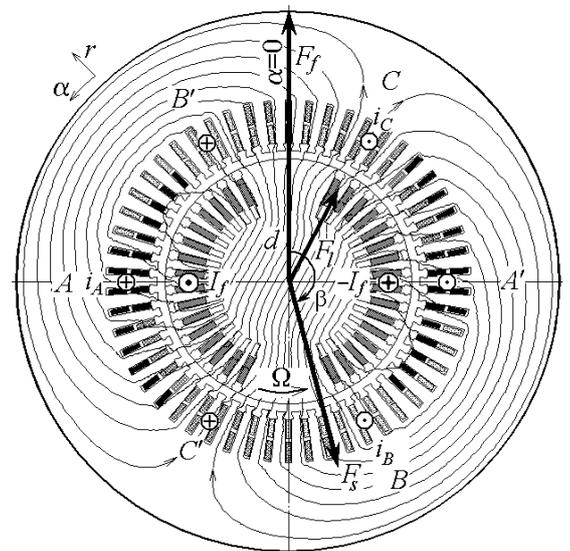


Рис. 1

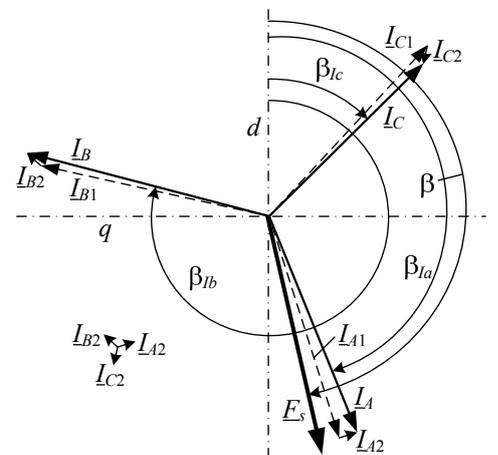


Рис. 2

$I_C=2015,3$  А, ток возбуждения сохранили, как и при ее симметрии. При этом номинальная мощность достигалась при  $\beta=-167,20^\circ$ , а соответствующие этому начальные фазы токов составили  $\beta_{Ia}=-158,05^\circ$ ,  $\beta_{Ib}=-284,76^\circ$  и  $\beta_{Ic}=-45,08^\circ$  (точность нужна для «чистоты» числового эксперимента).

В итоге для дальнейших расчетов магнитных полей используются мгновенные значения фазных токов, определяемые их временными функциями

$$i_A = I_{mA} \cdot \cos(\omega \cdot t + \beta_{Ia}); \quad i_B = I_{mB} \cdot \cos(\omega \cdot t + \beta_{Ib}); \quad i_C = I_{mC} \cdot \cos(\omega \cdot t + \beta_{Ic}), \quad (1)$$

где угловая частота  $\omega=2 \cdot \pi \cdot f_s$ ; амплитуды токов  $I_{mA}, I_{mB}, I_{mC}$  получены умножением  $I_A, I_B, I_C$  на  $\sqrt{2}$ .

**Теоретические основы расчета временных функций электромагнитных величин.** Значения заявленных вместе с целью работы величин МПС, ЭДС и магнитной индукции получаются на основе расчета магнитного поля ТГ, а их временные функции – многопозиционными расчетами магнитного поля [4, 7] для задаваемого с шагом  $\Delta t$  временного ряда

$$t_k = \Delta t \cdot (k-1); \quad k=1, 2, \dots, K, \quad (2)$$

с вращением ротора посредством его установки в угловые позиции

$$\alpha_k = \Delta \alpha (k-1); \quad k=1, 2, \dots, K, \quad (3)$$

и с вращением магнитного поля статора посредством системы фазных токов (1) при  $t_k$  (2).

В (2) и (3) обозначение  $K$  – число позиций, позволяющее сформировать конкретные временные функции на их периоде изменения;  $\Delta \alpha = \Omega \cdot \Delta t$  – шаг вращения ротора;  $\Omega = \omega/p$  – угловая скорость.

Для исследования электромагнитных процессов в активной части ТГ магнитное поле рассчитывалось в двухмерной постановке в его поперечном сечении (рис. 1). Это поле описывается общеизвестным дифференциальным уравнением

$$\operatorname{rot} \left[ \frac{1}{\mu} \operatorname{rot} (\vec{k} A_z) \right] = \vec{k} J_z, \quad (4)$$

где  $A_z, J_z$  – аксиальные составляющие векторного магнитного потенциала и плотности тока;  $\mu$  – абсолютная магнитная проницаемость;  $\vec{k}$  – орт по аксиальной оси  $z$ .

Магнитное поле в соответствии с уравнением (4) рассчитывается методом конечных элементов с учетом насыщения магнитопровода по программе FEMM [13].

Картина магнитного поля при несимметричной нагрузке в исходный момент времени представлена на рис. 1 силовыми линиями. На этом рисунке в дополнение к уже представленным МДС дан условный вектор результирующей МДС  $F_l$ . В целом показанная картина поля соответствует и случаю симметричной нагрузки, отличия для которой заключаются в несколько большем повороте силовых линий и, соответственно, вектора  $F_l$  относительно вектора  $F_f$ .

Для проявления особенностей временных функций электромагнитных величин при несимметричной нагрузке они сопоставляются с аналогичными величинами при симметричной нагрузке. Все расчеты проводились аналогично, только действующие значения фазных токов составили  $I_A=I_B=I_C=2315$  А, а в их системе (1) были приняты соответствующие начальные фазы [6].

Искомые временные функции разных величин на их периодах формировались в процессе вращения магнитного поля согласно (1) – (3), как это представлено в [6]. Все операции при работе программы FEMM выполнялись управляющей программой, написанной на алгоритмическом языке Lua по подобию с тем, что сделано для симметричной нагрузки ТГ в [4]. С учетом периодичности эти функции сформированы по расчетам в 181 точке при повороте ротора от 0 до  $180^\circ$  с шагом  $\Delta \alpha = 1^\circ$  при соответствующем интервале времени  $\Delta t$ . Это явилось усложнением, вызванным несимметрией нагрузки, так как при ее симметрии число точек и угол поворота ротора были в три раза меньше.

#### Результаты расчетов и их анализ.

*Магнитное потокосцепление, ЭДС и переменный ток обмотки возбуждения ТГ.*

Определение электромагнитных величин обмотки ротора, вращающейся вместе с ним, проводится в процессе уже представленных многопозиционных расчетов магнитного поля в соответствии с формулами (1)–(4). МПС обмотки ротора находится по распределению ВМП на основании формулы

$$\Psi = \frac{N_r I_a}{S_\phi} \int_{S_\phi} A_z dS \approx \frac{N_r I_a}{S_\phi} \sum_{j=1}^{K_\phi} A_{z,av,j} \Delta S_j, \quad (5)$$

где  $S_\phi$  – площадь сечения обмотки по ее стержням;  $K_\phi$  – число элементов ее дискретизации;  $A_{z,av,j}$  – среднее значение ВМП в  $j$ -том элементе (для определения  $S_\phi$  и интеграла в интегрированном в программу FEMM скрипте Lua есть соответствующие процедуры [4, 13]).

На этой основе была сформирована дискретная временная функция МПС

$$\psi_f(t_k), \quad k=1,2,\dots,K. \quad (6)$$

Она раскладывается аналогично [7] по известным правилам в гармонический ряд

$$\psi_f = \sum_{v=1,2,3,\dots}^{K_g} \Psi_{m,v} \cos(2v\omega t + \gamma_v) \quad (7)$$

вплоть до номера  $K_g$ , который ограничен принятым в (6) значением  $K$ .

Период функции МПС  $T_f$  оказывается в два раза меньше периода  $T$  изменения токов (1), т.е.  $T_f=0,5T$ . Значит несущая частота  $f_f=2f_s$  оказывается двойной, что соответствует известной теории электрических машин.

Функции МПС  $\Psi_f(t)$  (7) обмотки ротора для несимметричной – 1 и симметричной – 2 нагрузок показаны на рис. 3, причем график 2 в данном масштабе «слился» с осью абсцисс. А вот значения МПС для несимметричной нагрузки весьма существенны, что, естественно, отразилось и на ЭДС в обмотке возбуждения.

Эта ЭДС определяется через (7) на основании закона электромагнитной индукции

$$e_f = - \frac{d\psi_f}{dt} = \sum_{v=1,2,3,\dots}^{N_g} v\omega_f \Psi_{m,v} \cos(v\omega_f t + \gamma_v - \pi/2), \quad (8)$$

где угловая частота несущей гармоники  $\omega_f = 2\omega$ ; амплитуды гармоник  $E_{m,v} = v\omega_f \Psi_{m,v}$ .

Графики функций ЭДС обмотки ротора  $e_f(t)$  по (8) представлены на том же рис. 3 с сохранением смысла номеров 1 и 2. Поскольку амплитуды гармоник ЭДС пропорциональны их номерам, здесь уже проявились высшие гармоники и для симметричной нагрузки ТГ. А, главное, что выявилось, это то, что ЭДС в обмотке ротора при несимметричной нагрузке достигают чрезмерно больших значений, ее максимум составил 19 кВ.

Графики функций ЭДС при несимметричной нагрузке представлены в основном варианте при учете 27 гармоник, а также фрагментарно – при сниженном и увеличенном числе  $K_g$ . Уровень  $K_g=23$  позволял, в принципе, проявить зубцовые пульсации от сердечника ротора, но они не проявились, что естественно ввиду того, что обмотка вращается вместе с сердечником. При  $K_g=27$  четко проявились зубцовые пульсации от сердечника статора, что также естественно, так как обмотка ротора вместе с ним движется относительно этого сердечника. Последующий учет числа гармоник до  $K_g=45$  привел к искажению зубцовых пульсаций от сердечника статора, причиной чего может быть относительное перемещение зубцов ротора и статора, а также возможна расчетная погрешность из-за дискретной конечно-элементной структуры.

Значения ЭДС обмотки ротора и их гармонический состав для несимметричной нагрузки представлены в табл. 1. Здесь амплитуда первой гармоники ЭДС  $E_{m,1}$  и ее действующее значение  $E_{f,1}$  даны в абсолютном измерении, а амплитуды высших гармоник – в относительных единицах:  $E_{m,v*} = E_{m,v}/E_{m,1}$ . В целом гармонический состав оценивается коэффициентом искажения

$$d_{dist} = \frac{E_{m,1}}{\sqrt{\sum_{v=1}^{K_g} E_{m,v}^2}}. \quad (9)$$

Для симметричной нагрузки было получено  $E_{m,1}=9,8$  В,  $d_{dist}=0,018$ , а из ряда (8) можно выделить гармоники с наибольшими значениями, а именно:  $E_{m,6*}=31,4$ ;  $E_{m,21*}=20,0$ ;  $E_{m,27*}=27,9$ . Т.е. основная гармоника практически не проявляется, а наиболее заметные гармоники оказываются проявлением взаимодействия зубчатых структур статора и ротора, а также дискретной фазной структуры статора. А вот

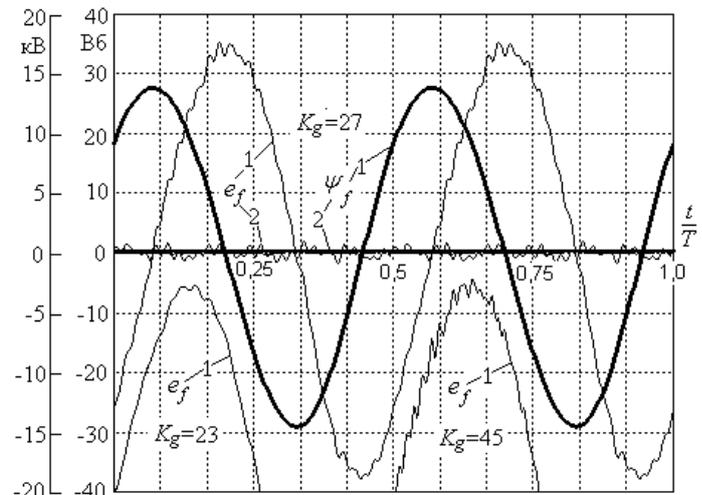


Рис. 3

Таблица 1

| $E_{m,1}$ , кВ | $E_{f,1}$ , кВ | $E_{m,2*}$ | $E_{m,3*}$ | $E_{m,4*}$  | $E_{m,5*}$ |
|----------------|----------------|------------|------------|-------------|------------|
| 17,8           | 12,6           | 0,068      | 0,009      | 0,004       | 0,005      |
| $E_{m,6*}$     | $E_{m,7*}$     | $E_{m,8*}$ | $E_{m,9*}$ | $E_{m,10*}$ | $d_{dist}$ |
| 0,014          | 0,003          | -          | 0,003      | 0,004       | 0,997      |

локальный максимум переменной ЭДС в обмотке ротора при такой нагрузке – 0,99 кВ, или 4,4 В на один виток, что намного меньше, чем при несимметричной нагрузке.

Заметим, что в табл. 1 номер каждой гармоники надо умножить на 2, если их сопоставлять с номерами гармоник, например, ЭДС и токов в обмотке статора.

Выявленные значения ЭДС при несимметрии нагрузки оказались неожиданно большими. Они могли бы представлять угрозу электробезопасности самой обмотки ротора и работе ТГ в целом, но эта проблема частично нивелируется тем, что указанная ЭДС компенсируется распределением падения напряжения от переменной составляющей тока  $i_{fa}$  по длине проводника обмотки.

Эта составляющая тока возникает под действием этой же ЭДС, и его оценка выполнена с использованием активного  $R_f$  и реактивного  $X_f$  сопротивления контура обмотки возбуждения следующим образом. Активное сопротивление  $R_f$  определено общеизвестным методом и при рабочей температуре составило 0,334 Ом.

Для определения  $X_f$  были проведены расчеты магнитного поля ТГ в режиме холостого хода при различных значениях тока возбуждения  $I_f$ . Каждый раз по (5) определялось МПС обмотки возбуждения  $\Psi_f$  и далее статическое значение индуктивности  $L_f = \Psi_f / I_f$ . Зависимость  $L_f(I_f)$  представлена на рис. 4. Она, естественно, является нелинейной, поэтому реактивное сопротивление обмотки возбуждения  $X_f = \omega_f L_f$  следует считать достаточно условным и пригодным лишь для оценки значения  $I_f$ . В такой постановке было взято значение  $L_f$  при токе  $I_f$ , равном 200 А, когда насыщение магнитной системы примерно такое же, как и при номинальной нагрузке. Так получили  $X_f = 1120$  Ом. По сравнению с этим сопротивлением активным сопротивлением  $R_f$ , а также сопротивлениями источника постоянного тока и подводящих проводников, в принципе, можно было пренебречь.

Действующее значение переменной составляющей тока  $i_{fa}$  в обмотке возбуждения для первой гармоники по закону Ома

$$I_{fa} = \frac{E_{f,1}}{\sqrt{R_f^2 + X_f^2}} \quad (10)$$

По этой формуле оценочное значение тока  $I_{fa}$  составило 11,3 А. Этот ток (по сравнению с номинальным током возбуждения) выглядит относительно небольшим, так как дополнительный нагрев обмотки возбуждения, а также возбуждаемые в обмотке статора высшие гармоники ЭДС не должны создать принципиальных проблем эксплуатации ТГ.

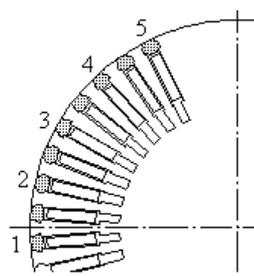


Рис. 5

*Магнитное потокосцепление, ЭДС и токи пазовых клиньев ротора.*

Принцип определения этих величин в целом соответствует тому, что было сделано для обмотки возбуждения. Для конкретного анализа были взяты пять клиньев, изображенные на рис. 5, который является фрагментом общей электромагнитной системы рассматриваемого ТГ.

Многопозиционными расчетами магнитного поля на основе формулы (5) были сформированы дискретные временные функции МПС  $\psi_k$  клиньев, аналогичные (6). Эти функции

в соответствии с номерами клиньев на рис. 5 представлены на рис. 6, а в пределах их периода  $T_f = 0,5T$ , т.е. это функции двойной частоты  $f_f = 2f_s$ , как и ЭДС в обмотке ротора.

На основе гармонического разложения типа (7) и формулы типа (8) получены временные функции ЭДС клиньев  $e_k$ , которые изображены на рис. 6, б. Здесь использованы ряды с указанным числом гармоник  $K_g$ , давшим возможность проявиться зубцо-

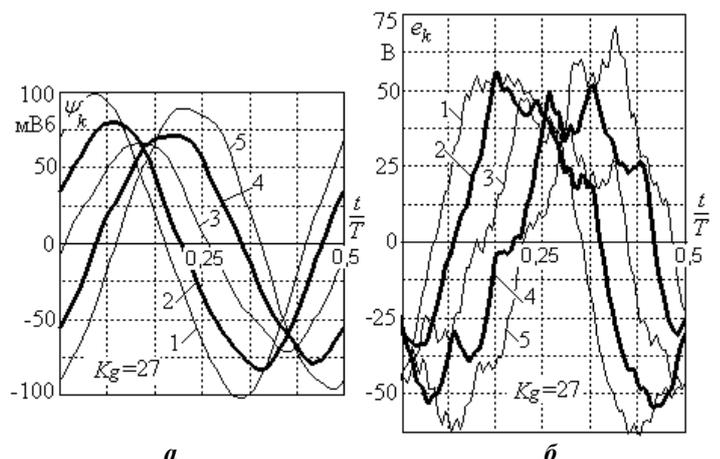


Рис. 6

вым гармоникам от сердечника статора.

Для сравнения на рис. 7, а представлены первые гармоники ЭДС клиньев, а на рис. 7, б – гармонический ряд из шести гармоник. Возникающие уже здесь серьезные искажения вызваны дискретной структурой фазных зон обмотки статора (рис. 1), которые усилились ввиду несимметрии системы фазных токов (1). А наложение на это зубцовых пульсаций и привело к характеру ЭДС, показанному на рис. 6, б.

В числовой форме ЭДС клиньев даны в табл. 2, где смысл обозначения величин такой же, как и в табл. 1. Относительные значения амплитуд трех гармоник приведены для наиболее заметных из них, причем роль 6-й и 27-й уже отмечалась в комментариях к рис. 6 и рис. 7.

Оценка тока клина выполнена следующим образом. В диаметрально расположенной паре клиньев был задан такой ток  $I_{kl}$ , который обеспечил насыщение магнитопровода, примерно соответствующее режиму номинальной нагрузки ТГ. Численным расчетом магнитного поля во всем ТГ по программе FEMM определены на один клин МПС  $\Psi_{kl}$  и далее по соответствующей формуле – его статическая индуктивность  $L_{kl} = \Psi_{kl} / I_{kl} = 2,7 \cdot 10^{-5}$  Гн, а также реактивное сопротивление при двойной частоте  $X_{kl} = \omega_f L_{kl} = 1,7 \cdot 10^{-2}$  Ом.

Активное сопротивление дюралюминиевого клина без учета переходных контактных сопротивлений в местах замыкания токов через зубцы сердечника ротора составило  $R_{kl} = 2,24 \cdot 10^{-4}$  Ом. Оно оказалось намного меньше, чем  $X_{kl}$ , поэтому сделанное пренебрежение переходными контактными сопротивлениями не может привести к сколько-нибудь серьезным погрешностям расчета токов.

Действующее значение токов клиньев  $I_{kl}$  для первой гармоники определялось по формуле, аналогичной (10), а результаты расчета сведены в табл. 2.

Равномерно распределенная плотность тока  $J_c$  в клине с наибольшим током составила  $3,7$  А/мм<sup>2</sup>, что соизмеримо с плотностью токов в проводниках обмотки возбуждения, равной  $4,8$  А/мм<sup>2</sup>. Но плотность  $\rho_c$  тепловыделений  $q_w = (J_c)^2$  в клине оказалась больше, так как удельное сопротивление дюралюминия  $\rho_c$  больше, чем у меди, а именно:  $q_w$  в обмотке составило  $0,6$  Вт/см<sup>3</sup>, в клине –  $0,78$  Вт/см<sup>3</sup>.

Более точные значения токов клиньев мог бы выявить расчет электромагнитного процесса с учетом вращения магнитного поля и полной реакции этих токов, да еще и вихревых токов в бочке ротора. Однако, как уже отмечалось, такая задача имеет чрезмерную сложность и ее решение в полной мере пока представляется недоступным. Тем не менее, проведенные здесь расчеты выявили уровень термической проблемы в клиньях ротора, которая при несимметричном режиме работы ТГ является довольно существенной, а в полной мере может быть оценена на основе тепловых расчетов ТГ.

*Переменная составляющая магнитной индукции (ПСМИ) на поверхности вращающегося ротора.* Эта величина интересует проектировщиков ТГ в связи с тем, что она приводит к вихревым токам, дополнительным потерям мощности и нагреву поверхностного слоя ротора [1, 3]. И этот процесс связывается с радиальной составляющей магнитной индукции. Для точек на вращающемся роторе в процессе расчетов вращающегося магнитного поля была сформирована дискретная временная функция этой составляющей –  $B_{r,k}(t_k)$ ,  $k=1,2,\dots,K$ .

Из полных значений функции  $B_r(t_k)$  выделяется постоянная составляющая  $B_{rav}$  [7] и получается в виде числового массива соответствующая ее дискретная временная функция ПСМИ

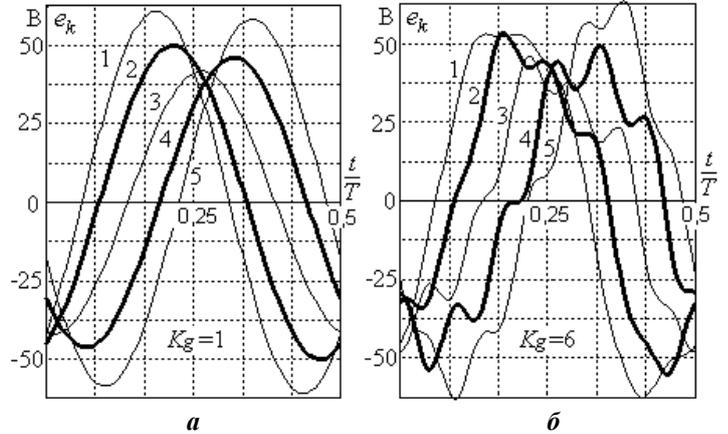


Рис. 7

Таблица 2

| Параметр      | Номера клиньев |       |       |       |       |
|---------------|----------------|-------|-------|-------|-------|
|               | 1              | 2     | 3     | 4     | 5     |
| $E_{m,1}$ , В | 60,9           | 49,9  | 41,8  | 46,1  | 58,4  |
| $E_{k,1}$ , В | 43,1           | 35,3  | 29,6  | 32,6  | 41,3  |
| $I_{kl}$ , А  | 2540           | 2080  | 1740  | 1920  | 2430  |
| $d_{dist}$    | 0,991          | 0,983 | 0,972 | 0,980 | 0,989 |
| $E_{max}$ , В | 67,0           | 56,1  | 48,5  | 54,1  | 72,3  |
| $E_{m,3^*}$   | 0,113          | 0,146 | 0,162 | 0,069 | 0,022 |
| $E_{m,6^*}$   | 0,030          | 0,103 | 0,150 | 0,173 | 0,112 |
| $E_{m,27^*}$  | 0,026          | 0,016 | 0,058 | 0,024 | 0,047 |

$$B_{rt}(t_k) = B_r(t_k) - B_{rav}; \quad k=1,2, \dots, K. \quad (11)$$

Графики функции ПСМИ для точки посередине большого зуба ротора на расстоянии 5 мм от его поверхности даны для двух вариантов нагрузки ТГ на рис. 8, где *on sim* – при несимметрии и *sim* – при симметрии нагрузки. Графики имеют варианты: при числе учтенных гармоник  $K_g=31$  – полные функции;  $K_g=12$  – функции с исключением зубцовых гармоник.

При симметричной нагрузке период изменения временных функций ПСМИ, как показано в [7], составляет  $T_r=0,5 \cdot T/m_s$ , где  $m_s$  – число фаз обмотки статора. Это поясняется дискретной структурой фазных зон обмотки статора. Кроме этого, явно выражены зубцовые пульсации с частотой  $f_{Q_s}=Q_s \cdot f_s$ , где  $Q_s$  – число пазов статора. При несимметрии все практически сохраняется, но появляются «глобальные» пульсации с частотой  $f_f=2f_s$ , как и в ЭДС в обмотке возбуждения и в клиньях.

То есть ситуации с вихревыми токами и поверхностными потерями в «бочке» ротора при несимметричной нагрузке из-за ПСМИ существенно усложняются.

Сравнение значений постоянных составляющих  $B_{rav}$  и максимумов ПСМИ  $B_{rt \max}$  дано в табл. 3 для трех точек у поверхности ротора. Точка  $t_2$  указана на рис. 8 посередине большого зуба, и еще две точки  $t_1$  и  $t_3$  расположены на его краях.

Очевидно, что  $B_{rt \max}$  в ТГ при несимметричной нагрузке в 2,2 – 2,8 раза больше, чем при симметричной. Это значит, что термическая проблема ротора при несимметричной нагрузке существенно усложняется, так как поверхностные потери мощности в роторе пропорциональны квадрату ПСМИ.

**Выводы.** 1. По рассмотренным электромагнитным явлениям в роторе ТГ в рамках стандартных ограничений несимметричного режима работы ТГ можно сделать следующие выводы:

- временные функции ЭДС обмотки ротора, имеющие двойную несущую частоту, по величине оказались значительными и даже превышающими напряжение в обмотке статора;
- однако вызванная указанными ЭДС переменная составляющая тока в обмотке возбуждения невелика – его действующее значение достигает 1,7% от номинального тока возбуждения, что показывает отсутствие серьезной проблемы эксплуатации ТГ в этом отношении;
- в клиньях сердечника ротора ЭДС оказываются заметно разными, что ранее не принималось во внимание, они имеют широкий гармонический состав и достигают 72 В по максимальному и 43 В – по действующему значениям; токи в клиньях также разные и достигают значений 1,7 – 2,5 кА, соответствующая плотность тока составляет 3,7 А/мм<sup>2</sup>, тепловыделений – 0,78·Вт/см<sup>3</sup>, причем последняя даже превышает уровень таких величин в обмотке ротора и может создать серьезные проблемы эксплуатации ТГ при несимметричной нагрузке, что должно учитываться при их проектировании;
- переменная составляющая магнитной индукции на поверхности вращающегося ротора при возникновении несимметрии нагрузки ТГ значительно усилилась (в 2,2 – 2,8 раза) и, в основном, из-за дискретной фазной структуры статора; это в квадратичной степени увеличивает термические проблемы в поверхностном слое бочки ротора, а значит и проблемы эксплуатации ТГ в целом.

2. Представленный метод исследования электромагнитных процессов в роторе турбогенератора пригоден для анализа и несимметричных режимов, выходящих за рамки стандартных ограничений, при сохранении турбогенератором своей идентичности. Этот же метод и с тем же успехом может быть применен для исследования режимов работы других типов ЭМ переменного тока при возникновении несимметричной системы фазных токов, например, в асинхронных машинах, в том числе однофазных и двухфазных.

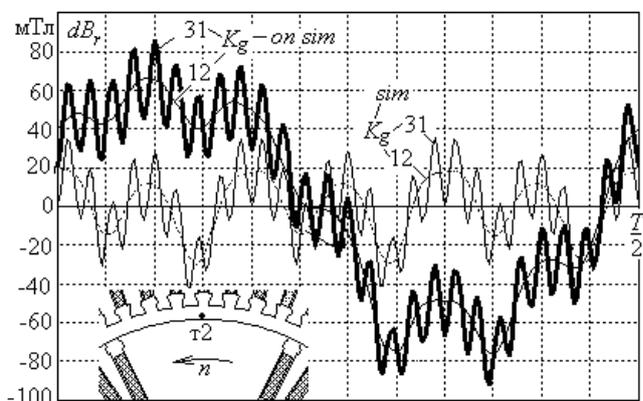


Рис. 8

Таблица 3

| Магнитная индукция | $B_{rav}$ , Тл |       |       | $B_{rt \max}$ , мТл |       |       |
|--------------------|----------------|-------|-------|---------------------|-------|-------|
|                    | $t_1$          | $t_2$ | $t_3$ | $t_1$               | $t_2$ | $t_3$ |
| Симметрия          | 0,88           | 0,79  | 0,74  | 39                  | 42    | 39    |
| Несимметрия        | 0,94           | 0,85  | 0,80  | 84                  | 92    | 109   |

1. Зозулін Ю.В., Антонов О.Є., Бичік В.М., Боричевський А.М., Кобзар К.О., Лівшиць О.Л., Ракогон В.Г., Роговий І.Х., Хаймович Л.Л., Черодник В.І. Створення нових типів та модернізація діючих турбогенераторів для теплових електричних станцій. – Харків: ПФ «Колегіум», 2011. – С. 68-76.
2. Извеков В.И., Серихин Н.А., Абрамов А.И. Проектирование турбогенераторов. – Москва: МЭИ. – 2005. – 440 с.
3. Коган Ф.Л. Аномальные режимы мощных турбогенераторов. – М.: Энергоатомиздат. – 1988. – 188 с.
4. Милых В.И., Полякова Н.В. Автоматизированные расчеты в программной среде FEMM динамики электромагнитных процессов турбогенераторов // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2015. – № 6. – С. 24-30. doi: 10.20998/2074-272X.2015.6.04.
5. Милых В.И., Полякова Н.В. Организация численного расчета магнитного поля турбогенератора в режиме нагрузки с обеспечением заданных его выходных параметров // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2012. – № 1. – С. 36-41. doi: 10.20998/2074-272X.2012.1.08.
6. Милых В.И. Организация численно-полевых расчетов электромагнитных процессов в турбогенераторе при его несимметричной нагрузке // *Вісник НТУ «ХП»*. Серія: "Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії". – 2016. – № 11 (1183). – С. 3-10.
7. Милых В.И., Полякова Н.В. Сравнительный анализ переменного магнитного поля на поверхности ротора турбогенераторов с разным числом зубцов статора в режиме нагрузки // *Технічна електродинаміка*. – 2014. – № 2. – С. 29-36.
8. Милых В.И. Численно-полевой анализ магнитного поля и электрических величин в статоре турбогенератора при автономной несимметричной нагрузке // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2016. – № 5. – С. 16-22. doi: 10.20998/2074-272X.2016.5.02.
9. Титко О.І., Крамарський В.А., Васьковський Ю.М., Кучинський К.А., Ахременко В.Л. Фізичні аспекти проблеми надійності і ефективності потужних турбогенераторів // *Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України*. – 2011. – Вип. 29. – С. 90-103.
10. Титко О.І., Мельник А.М. Моделювання і розподіл електромагнітних сил, що діють на зубці та стержні обмотки статора турбогенератора // *Технічна електродинаміка*. – 2015. – № 3. – С. 40-46.
11. Шульженко Н.Г., Пантелят М.Г., Руденко Е.К., Зозулін Ю.В. Добавочные потери в роторе турбогенератора при продолжительной несимметричной нагрузке // *Електротехніка і електромеханіка*. – 2006. – № 1. – С. 54-57.
12. Bianchi Nicola. *Electrical Machine Analysis Using Finite Elements (Copyrighted Material)*. – CRC Press, Taylor & Francis Group, University of West Florida, 2005. – 276 p.
13. Meeker D. *Finite Element Method Magnetics. FEMM 4.2 32 bit Executable (10 Oct 2010)* [Електронний ресурс]: Режим доступа: <http://www.femm.info/wiki/Download>. – 2014.

УДК 621.313

## **ЧИСЕЛЬНО-ПОЛЬОВИЙ АНАЛІЗ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ ПРОЦЕСІВ У РОТОРІ ТУРБОГЕНЕРАТОРА ПРИ НЕСИМЕТРИЧНОМУ НАВАНТАЖЕННІ**

**В.І. Міліх**, докт.техн.наук

**Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут"**,

**вул. Кирпичова, 21, Харків, 61002, Україна.**

**E-mail: [mvikemkpi@gmail.com](mailto:mvikemkpi@gmail.com)**

*На основі багатопозиційних чисельних розрахунків обертового магнітного поля виконана оцінка роботи ротора турбогенератора при його несиметричному навантаженні у межах її стандартних обмежень. Результати розрахунків при несиметричному навантаженні, проведені на прикладі турбогенератора потужністю 35 МВт, зіставляються з аналогічними результатами при симетричному навантаженні. Аналізуються форма і гармонійний склад ЕРС в обмотці ротора і його пазових клинах, дано оцінку струмів, викликаних цими ЕРС. Розглядаються також часові функції змінної складової магнітної індукції на поверхні обертового ротора. Бібл. 13, табл. 3, рис. 8.*

**Ключові слова:** турбогенератор, несиметричне навантаження, магнітні поля, чисельні розрахунки, електромагнітні процеси, ротор, часові функції.

## THE NUMERICALLY-FIELD ANALYSIS OF ELECTROMAGNETIC PROCESSES IN THE TURBO-GENERATOR ROTOR UNDER UNBALANCED LOADING

V.I. Milykh

National Technical University "Kharkov polytechnic institute",  
str. Kirpichova, 21, Kharkov, 61002, Ukraine.

E-mail: [mvikemkpi@gmail.com](mailto:mvikemkpi@gmail.com)

*The estimation of the turbo-generator rotor work was conducted under turbo-generator unbalanced loading within the framework of its standard limitations on the basis of the multi-position numerical calculations of the rotating magnetic field. The results of calculations at the asymmetrical loading which were carried out by the example of 35 MW turbo-generator are compared with similar results with symmetrical loading. The form of temporal functions and harmonic composition of the EMF in the rotor winding and in its slot wedges are analyzed, the estimation of currents caused by these EMF is done. Level of the variable EMF in the field winding is very significant, however the variable component of current in it isn't a serious problem. EMF in the rotor wedges reach tens of volts, currents - of the order of 2.5 kA, and in different wedges they differ markedly. The temporal functions of the magnetic induction variable component on the surface of the spinning rotor, whose values increase significantly because of the unbalanced load, are also examined. References 13, tables 3, figures 8.*

**Key words:** turbo-generator, unbalanced loading, magnetic fields, numerical calculations, electromagnetic processes, rotor, temporal functions.

1. Zozulin Yu.V., Antonov O.Ye., Bychik V.M., Borychevskyy A.M., Kobzar K.O., Livshyts O.L., Rakohon V.H., Rohovyy I.Kh., Khaymovych L.L., Cherednyk V.I. Creation of new types and modernization of the existing turbogenerators for the thermal electric stations. – Kharkiv: PF «Kolehium», 2011. – Pp. 68-76. (Ukr)
2. Izvekov V.I., Serihin N.A., Abramov A.I. Planning of turbogenerators. – Moskva: MEI, 2005. – 440 p. (Rus)
3. Kogan F.L. Anormal modes of powerful turbogenerators. – Moskva: Energoatomizdat, 1988. – 188 p. (Rus)
4. Milykh V.I., Polyakova N.V. Automated calculations of the dynamics of a turbo-generator electromagnetic processes in the software environment FEMM // Electrical engineering & Electromechanics. – 2015. – No 6. – Pp. 16–20. (Rus) doi: [10.20998/2074-272X.2015.6.04](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2015.6.04).
5. Milykh V.I., Polyakova N.V. Organization of numerical calculation of the magnetic field of turbogenerator in the mode of loading with providing of prescribed out parameters // Electrical engineering & Electromechanics. – 2012. – No 1. – Pp. 36-41. (Rus) doi: [10.20998/2074-272X.2012.1.08](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2012.1.08).
6. Milykh V.I. Organization of the numerical-field calculations of electromagnetic processes in a turbogenerator at its asymmetrical loading // Visnyk Natsionalnoho Tekhnichnoho Universytetu "KhPI". Seriya "Elektrychni mashyny ta elektromekhanichne peretvorennya enerhii". – 2016. – No 11 (1183). – Pp. 3–10. (Rus)
7. Milykh V.I., Polyakova N.V. Comparative analysis of the variable magnetic field on the surface of the rotor of turbogenerators with different numbers of stator teeth in the load condition // Tekhnichna Elektrodynamika. – 2014. – No 2. – Pp. 29–36. (Rus)
8. Milykh V.I. The numerical-field analysis of the magnetic field and the electrical quantities in the turbogenerator stator under autonomous unbalanced loading // Electrical engineering & Electromechanics. – 2016. – No 5. – Pp. 16-22. (Rus) doi: [10.20998/2074-272X.2016.5.02](https://doi.org/10.20998/2074-272X.2016.5.02).
9. Titko O.I., Vaskovskyi Yu.N., Kramarskyi V.A., Kuchynskyi K.A., Ahremenko V.L. Physical aspects of a problem reliability and efficiency of powerful turbogenerators // Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy. – 2011. – No 29. – Pp. 90–103. (Ukr)
10. Titko O.I., Melnik A.M. Modelling and distribution of electromagnetic forces operated on the teeth and the cores of stator winding of the turbogenerator // Tekhnichna Elektrodynamika. – 2015. – No 3. – Pp. 40–46. (Ukr)
11. Shulzhenko N.G., Pantelyat M.G., Rudenko E.K., Zozulin Yu.V. Additional losses in the rotor of turbogenerator at the long asymmetrical loading // Electrical engineering & Electromechanics. – 2006. – No 1. – Pp. 54–57. (Rus)
12. Bianchi Nicola. Electrical Machine Analysis Using Finite Elements (Copyrighted Material). – CRC Press: Taylor & Francis Group, University of West Florida, 2005. – 276 p.
13. Meeker, D. Finite Element Method Magnetics: OldVersions. *Finite Element Method Magnetics: Home-Page*. DavidMeeker, 11 October 2010. [Web. 10 March 2014 <http://www.femm.info/wiki/OldVersions>](http://www.femm.info/wiki/OldVersions)

Надійшла 29.08.2016  
Остаточний варіант 15.02.2017