

# The Method of Determining the Turbogenerator Characteristics Using Automated Numerical Calculations of Magnetic Fields

Milykh V. I., Revuzhenko S. A.

National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»  
Kharkiv, Ukraine

**Abstract.** A typical way for obtaining the characteristics of the electric machines are the methods based on the theory of the magnetic circuits. These methods contain assumptions that lead to significant errors in the calculation results. Modern software allows to perform calculations of the magnetic fields using the numerical methods, and, it is thus possible to obtain more adequate characteristics of the electric machines, which are indicative of their working properties in operation. Hence, the aim of this study is to describe the method of obtaining the characteristics of a high power turbogenerator by the calculation of its magnetic fields. The proposed methods for determining the characteristics of the electric machine under study are based on the iterative methods using the automated numerical calculations of the magnetic fields. The calculations were carried out using the FEMM software finite element method and the Lua script. The paper presents characteristics of turbogenerator such as the idle speed and short circuit, angular, stator winding excitation, adjusting and U-shaped. The adequacy of the calculations was checked by comparing the obtained characteristics with those calculated by classical methods. The most important results of the work are the obtained differences in determining the characteristics by numerical calculation and calculations using the theory of magnetic circuits. Their significance lies in the fact that the modernization of turbogenerators often takes an increase in their power by an amount commensurate with the error by using the classical method of obtaining characteristics based on the theory of magnetic circuits.

**Keywords:** turbogenerator characteristics, electromagnetic values, magnetic field, iterative numerical calculations.

**DOI:** 10.5281/zenodo.3239170

## Metodă de determinare a caracteristicilor ale turbogenerator folosând calcule numerice automate ale câmpurilor magnetice

Mylykh V.I., Revuzhenko S.A.

Universitatea Tehnică Națională "Institutul Politehnic Kharkhov "  
Kharkhov, Ucraina

**Rezumat.** Turbogeneratoarele sunt unul dintre cei mai importanți reprezentanți ai familiei de mașini electrice, deoarece aceste obiecte afectează în mod direct funcționarea sistemului electric în ansamblu. Ca urmare, este nevoie de o cercetare profundă a generatoarelor de turbine pentru a-și îmbunătăți parametrii energetici și cu posibilitatea optimizării sistemului de proiectare. Caracteristicile de conectare a valorilor electromagnetice și de putere ale mașinilor electrice sunt de obicei calculate prin metode clasice bazate pe teoria circuitelor magnetice. Aceste metode sunt însoțite de simplificarea formelor geometrice ale mașinilor, ceea ce duce la erori semnificative în rezultatele calculelor. Software-ul modern și metodele numerice pentru calcularea câmpurilor magnetice fac posibilă evitarea acestor simplificări și, prin urmare, obținerea unor caracteristici mai adecvate ale mașinilor electrice. Scopul acestei lucrări a fost de a formula principiile de obținere a caracteristicilor unui turbogenerator de mare putere: caracteristicile de mers în gol și scurtcircuit, caracteristicile excitației înfășurării statorului, ajustarea, unghiul și familia caracteristicilor în formă de U. Metodologia propusă pentru rezolvarea problemei se bazează pe metode iterative combinate cu calcule numerice automate ale câmpurilor magnetice în pachetul software FEMM disponibil public, utilizând metoda elementului finit folosind scripturile create Lua. Metodologia prezentată se bazează pe rapoartele fază-cantitative ale principalelor valori electromagnetice ale turbogeneratorului. Adecvarea și măsurarea rafinării calculelor a fost verificată prin compararea caracteristicilor obținute cu omologii lor, calculată folosind metodele clasice de proiectare a turbogeneratoarelor. Diferențele rezultate în rezultatele calculării numerice a caracteristicilor și calculelor utilizând teoria circuitelor magnetice au atins 10%. Prin urmare, principiile câmpului numeric considerate de calcul au confirmat relevanța acestora.

**Cuvinte-cheie:** caracteristici ale unui turbogenerator, câmp magnetic, cantități electromagnetice, calcule iterative numerice.

**Методика определения характеристик турбогенератора с использованием автоматизированных численных расчетов магнитных полей**

**Милых В. И., Ревуженко С. А.**

Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт»  
Харьков, Украина

**Аннотация.** Турбогенераторы являются одними из наиболее важных представителей семейства электрических машин, поскольку именно эти объекты напрямую влияют на работу электроэнергетической системы в целом. Вследствие чего возникает необходимость глубокого исследования турбогенераторов с целью улучшения их энергетических параметров и с возможностью оптимизации системы проектирования. Характеристики, связывающие электромагнитные и силовые величины электрических машин, обычно рассчитываются классическими методами на основе теории магнитных цепей. Этим методам сопутствуют упрощения геометрических форм машин, и это приводит к существенным погрешностям результатов расчетов. Современное программное обеспечение и численные методы расчета магнитных полей позволяют избежать этих упрощений, и, значит, получить более адекватные характеристики электрических машин. Целью данной работы была формулировка методики получения характеристик турбогенератора большой мощности: характеристик холостого хода и короткого замыкания, характеристики возбуждения обмотки статора, регулировочной, угловой и семейства  $U$ -образных характеристик. Предложенная методика для решения поставленной задачи базируется на итерационных методах в сочетании с автоматизированными численными расчетами магнитных полей в общедоступном программном пакете FEMM методом конечных элементов, с использованием созданных скриптов Lua. В основу представленной методики положены фазово-количественные соотношения основных электромагнитных величин турбогенератора. Адекватность и мера уточнения расчетов проверялась путем сравнения полученных характеристик с их аналогами, рассчитанными при использовании классических методов проектирования турбогенераторов. Наиболее важными результатами работы являются полученные расхождения при определении характеристик посредством численного расчета магнитных полей и расчетах при использовании теории магнитных цепей. Значимость их состоит в том, что при модернизации турбогенераторов часто предпринимается увеличение их мощности на величину, соизмеримую с погрешностью при использовании классического метода получения характеристик на основе теории магнитных цепей.

**Cuvinte-cheie:** характеристики турбогенератора, магнитное поле, электромагнитные величины, итерационные численные расчеты.

## ВВЕДЕНИЕ

Турбогенераторы (ТГ) являются одними из наиболее ответственных объектов, обеспечивающих работу электроэнергетической системы. Поэтому актуальным является их глубокое исследование с целью улучшения энергетических параметров, с возможностью оптимизации.

В настоящее время научный интерес сконцентрирован в области исследования ТГ. Ученые ведут исследования касающиеся процессов в концевых частях ТГ [1-7], тепловых процессов [8, 9] и силовых взаимодействий в нем [10-15]. Современным исследованиям характерно использование численных расчетов магнитного поля (МП) ТГ. В работах [16-19] с помощью численных методов рассчитываются вихревые токи и магнитные потери ТГ.

Однако не менее важным является анализ зависимостей электромагнитных величин ТГ, т.е. его характеристик.

В отличие от упомянутых трудов, новизной данной работы есть получение характеристик ТГ численно-полевым методом.

Работа [20] посвящена исследованию некоторых характеристик ТГ мощностью 100 МВт с

помощью численных расчетов. Но в отличие от [20], в данной статье адекватность и мера уточнения расчетов проверялась путем сравнения полученных характеристик с их аналогами, рассчитанными при использовании классических методов проектирования ТГ.

Целью данной работы является представление методики и результатов численно-полевых расчетов характеристик ТГ методом конечных элементов с использованием общедоступной программы FEMM [21], а именно: характеристик холостого хода и короткого замыкания, характеристики возбуждения обмотки статора, регулировочной, угловой и семейства  $U$ -образных характеристик, и сравнение их с полученными на основе теории магнитных цепей.

## 1. РАСЧЕТНАЯ МОДЕЛЬ

Для исследования выбран ТГ с номинальной мощностью  $P_N = 325$  МВт. Поперечное сечение его электромагнитной системы вместе с картиной МП показано на рис. 1.

Штриховкой проводников в пазах статора выделена одна из трёх фазных зон его обмотки – фаза  $A-A'$ . Наведены используемые прямоугольная  $(x, y)$  и полярная  $(r, \alpha)$  системы

координат, продольная  $d$  и поперечная  $q$  оси ротора. Даны направления векторов МДС обмоток возбуждения  $F_f$  и статора  $F_s$ , а также направление условной результирующей МДС  $F_l$  под углом нагрузки  $\Theta$  относительно  $F_f$ .

Для расчетов заданы номинальные параметры ТГ: фазные напряжение  $U_{sN} = 11547$  В и ток  $I_{sN} = 11040$  А статора, коэффициент мощности  $\cos\varphi_{sN} = 0.85$ , частота  $f_s = 50$  Гц, ток возбуждения  $I_{fN} = 3127$  А. Известны числа фаз  $m_s = 3$  и пар полюсов  $p = 1$ , немагнитный зазор  $\delta = 0.09$  м, активная длина статора  $l_{as} = 5.715$  м, диаметр его расточки  $d_s = 1.3$  м, относительное укорочение обмотки статора – 0.85, число ее параллельных ветвей  $a_s = 2$  при числе последовательных витков на фазу  $N_s = 10$ , число витков обмотки ротора  $N_f = 126$ .

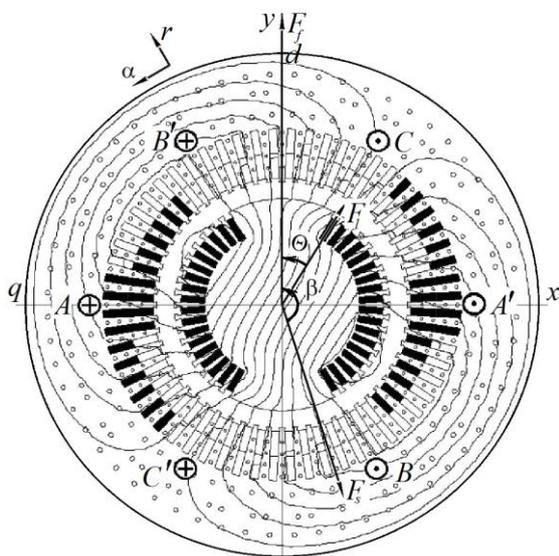


Рис. 1. Поперечное сечение ТГ.<sup>1</sup>

## II. ОСНОВЫ ЧИСЛЕННОГО РАСЧЕТА МАГНИТНОГО ПОЛЯ

МП в поперечном сечении ТГ описывается известным дифференциальным уравнением:

$$\text{rot} \left[ \nu \text{rot} (\vec{k} A_z) \right] = \vec{k} J_z, \quad (1)$$

где  $A_z, J_z$  - аксиальные составляющие векторного магнитного потенциала (ВМП) и плотности тока соответственно;  $\nu$  – удельное магнитное сопротивление;  $\vec{k}$  - орт по аксиальной оси  $z$ .

Для ВМП на внешней поверхности сердечника статора задано граничное условие Дирихле, которое ограничивает дальнейшее распространение МП.

Для расчета МП ТГ в режиме симметричной нагрузки ТГ необходимо задать постоянный ток ротора  $I_f$ , действующее значение фазного тока статора  $I_s$  и соответствующие мгновенные значения токов в его фазных обмотках в конкретный момент времени  $t_k$ :

$$\begin{aligned} i_{A_s} &= I_m \cos(\omega t_k + \beta); \\ i_{B_s} &= I_m \cos(\omega t_k - 2/3 \pi + \beta); \\ i_{C_s} &= I_m \cos(\omega t_k + 2/3 \pi + \beta). \end{aligned} \quad (2)$$

где  $I_m = \sqrt{2} I_s / a_s$  – амплитуда токов;  $\omega = 2\pi f_s$  – угловая частота,  $\beta$  – начальная фаза токов, которая задает угловое смещение МДС обмотки статора  $F_s$  от МДС обмотки ротора  $F_f$  (см. рис. 1).

Таким образом, при готовой физико-геометрической модели ТГ, расчет МП в нем по программе FEMM в конкретном режиме возбуждения обеспечивается значениями тройки величин:  $I_f, I_s$  и  $\beta$ .

## III. ФАЗОВО-КОЛИЧЕСТВЕННЫЕ СООТНОШЕНИЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ВЕЛИЧИН В ТГ

В данном разделе рассматриваются фазовые соотношения электромагнитных величин в ТГ, на которых базируется предложенная методика построения характеристик. Это иллюстрируется посредством соответствующих аналитических выражений и векторной диаграммы (ВД) на рис. 2.

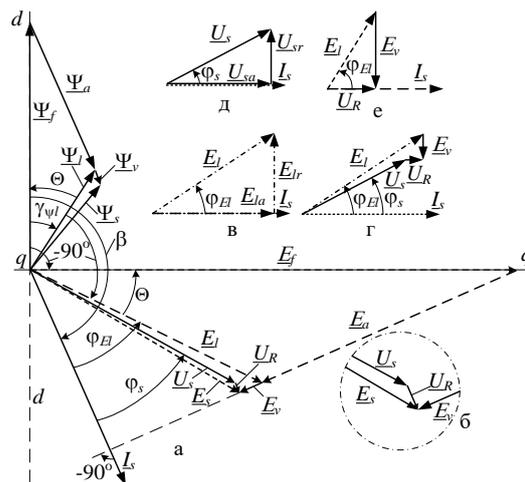


Рис. 2. Векторная диаграмма электромагнитных величин ТГ.<sup>2</sup>

Основа анализа электромагнитных величин ТГ – магнитное потокосцепление (МПС) фазной обмотки статора.

МПС фазной обмотки статора вычисляет-

<sup>1,2</sup> Appendix 1

ся на основе численной реализации выражения:

$$\Psi = \frac{N_s l_a}{S_\phi} \int_{S_\phi} A_z dS \approx \frac{N_s l_a}{S_\phi} \sum_{j=1}^{K_\phi} A_{z,av,j} \Delta S_j, \quad (3)$$

где  $S_\phi$ ,  $K_\phi$  – площадь сечения всех конечных элементов с током в фазной зоне и их число;  $A_{z,av,j}$  – среднее значение ВМП в  $j$ -том элементе площади  $\Delta S_j$ .

В данном случае величина МПС определяется после расчета МП автоматически в программе FEMM с использованием скрипта Lua.

МПС фазной обмотки статора рассчитывается по (3) поочередно в ее фазных зонах при их условном перемещении по пазам статора с расположением в разных угловых позициях  $\alpha$  со сдвигом на зубцовое деление. Так получается дискретная угловая зависимость МПС на полном её периоде для одной фазной зоны  $A$ :

$$\Psi_{A,k}(\alpha_k), k = 1, 2, \dots, Q_s, \quad (4)$$

где  $Q_s$  – число пазов статора ТГ.

Ввиду полупериодической асимметрии временных функций МПС ТГ, МПС в фазной зоне  $A'$  (рис. 1):

$$\Psi_{A',k}(\alpha_k) = -\Psi_{A,k}(\alpha_k - \tau_p), k = 1, 2, \dots, Q_s, \quad (5)$$

где  $\tau_p$  – полюсное деление.

Результирующее МПС для всей фазной обмотки:

$$\Psi_k(\alpha_k) = \Psi_{A,k}(\alpha_k) - \Psi_{A',k}(\alpha_k), k = 1, 2, \dots, Q_s. \quad (6)$$

Здесь знаком «минус» учитываются разные направления токов в фазных зонах  $A$  и  $A'$ , а значит их разные знаки.

Для фазной обмотки  $A-A'$  на основе (5) и (6) получается дискретная угловая функция МПС:

$$\Psi_k(\alpha_k) = \Psi_{A,k}(\alpha_k) + \Psi_{A,k}(\alpha_k - \tau_p), \quad k = 1, 2, \dots, Q_s. \quad (7)$$

Эту функцию МПС можно разложить в гармонический ряд Фурье. Поскольку высшие гармоники весьма малы и несущественно влияют на общую функцию МПС, достаточно оперировать только первой её гармоникой [22]. Для получения которой по значениям (7)

определяются синусный и косинусный коэффициенты:

$$s_1 = \frac{2}{Q_s} \sum_{k=1}^{Q_s} \Psi_k \sin \alpha_k; c_1 = \frac{2}{Q_s} \sum_{k=1}^{Q_s} \Psi_k \cos \alpha_k. \quad (8)$$

Поскольку для токов приняты косинусные функции (2), то аналогичная функция берется и для МПС:

$$\Psi = \Psi_m \cos(\alpha + \gamma_\psi), \quad (9)$$

для которой по (8) находятся амплитуда и начальная фаза:

$$\Psi_m = \sqrt{s_1^2 + c_1^2}; \gamma_\psi = -\arctg \frac{s_1}{c_1}. \quad (10)$$

Поскольку МП ТГ вращается с угловой скоростью  $\Omega = \omega/p$ , в (9) производим замену  $\alpha = \Omega t$ , и для неподвижной фазной обмотки  $A-A'$  МПС становится временной функцией:

$$\Psi = \Psi_m \cos(\omega t + \gamma_\psi). \quad (11)$$

По закону электромагнитной индукции из (11) получаем ЭДС фазной обмотки:

$$e = \omega \Psi_m \cos(\omega t + \gamma_\psi - \pi/2), \quad (12)$$

где её амплитуда  $E_m = \omega \Psi_m$  и начальная фаза  $\gamma_e = \gamma_\psi - \pi/2$ .

Действующее значение ЭДС фазной обмотки статора:

$$E = \sqrt{2} \pi f_s \Psi_m. \quad (13)$$

На ВД (рис. 2) вектор МПС обмотки статора  $\underline{\Psi}_f$ , как и МДС  $F_f$  на рис. 1, направлены по продольной оси ротора  $d$ . После расчета МП в режиме нагрузки ТГ, по (9) определяются МПС  $\Psi_l$  от совместного действия обмоток и его начальная фаза  $\gamma_{\psi l}$ , значение которой является отрицательной.

Вектор тока  $\underline{I}_s$  проводится соответственно (2) с начальной отрицательной фазой  $\beta$ .

МПС  $\Psi_l$  объединяет две составляющие:

$$\underline{\Psi}_l = \underline{\Psi}_f + \underline{\Psi}_a, \quad (14)$$

а именно, уже указанное МПС  $\underline{\Psi}_f$  и МПС  $\underline{\Psi}_a$  реакции якоря.

Вектор собственного МПС  $\underline{\Psi}_a$  обмотки статора совпадает по фазе с током  $I_s$ , поэтому располагается параллельно ему. А для реализации (14) вектор  $\underline{\Psi}_a$  стыкуется с концом вектора  $\underline{\Psi}_l$ .

Определение неизвестных длин векторов  $\underline{\Psi}_f$  и  $\underline{\Psi}_a$  происходит за счет нахождения их точки пересечения на оси  $d$ .

Все МПС  $\underline{\Psi}_l$ ,  $\underline{\Psi}_f$  и  $\underline{\Psi}_a$  определяются на активной длине ТГ по (3) и (11), т.к. МП по (1) рассчитывается как двухмерное на этой длине.

МПС лобовой части обмотки статора  $\underline{\Psi}_v$  как и  $\underline{\Psi}_a$  создается током  $I_s$ , поэтому также строится параллельно ему. В лобовой части обмотки допустима прямая пропорция:

$$\Psi_v = L_v I_s, \quad (15)$$

где коэффициент пропорциональности  $L_v$  – индуктивность лобовой части обмотки статора. Эта индуктивность может быть определена приближенно по классической методике проектирования ТГ.

В итоге, полное собственное МПС обмотки статора:

$$\underline{\Psi}_{ss} = \underline{\Psi}_a + \underline{\Psi}_v. \quad (16)$$

Полное МПС обмотки статора в режиме нагрузки:

$$\underline{\Psi}_s = \underline{\Psi}_l + \underline{\Psi}_v. \quad (17)$$

Все МПС обмотки статора  $\underline{\Psi}_f$ ,  $\underline{\Psi}_l$ ,  $\underline{\Psi}_a$ ,  $\underline{\Psi}_s$  и  $\underline{\Psi}_v$  – переменные и создают в ней соответствующие ЭДС. Действующие значения  $E_f$ ,  $E_l$ ,  $E_a$ ,  $E_s$  определяются по (13) через соответствующие МПС. ЭДС от лобового МПС, учитывая наличие  $L_v$  и соответствующего реактивного сопротивления  $X_v = \omega L_v$ , можно определить по формуле  $E_v = X_v I_s$ . Векторы всех ЭДС  $E_f$ ,  $E_l$ ,  $E_a$ ,  $E_s$ ,  $E_v$  в соответствии с (12) отстают от своих МПС на четверть периода, или на  $90^\circ$ , что и иллюстрируется на рис. 2.

Треугольники векторов  $\underline{\Psi}_f$ ,  $\underline{\Psi}_l$ ,  $\underline{\Psi}_a$  и  $\underline{E}_f$ ,  $\underline{E}_l$ ,  $\underline{E}_a$  – подобны, а угол  $\Theta$  в них является углом нагрузки и определяется через  $\Theta = -\gamma_{\psi l}$ .

Еще в контуре фазной обмотки статора есть падение напряжения  $\underline{U}_R = R_s I_s$  на активном сопротивлении  $R_s$ , а вектор  $\underline{U}_R$  совпадает по фазе с вектором  $I_s$  и проводится параллельно ему.

Исходя из построений на ВД (рис. 2),

можно определить фазное напряжение обмотки статора:  $\underline{U}_s = \underline{E}_f + \underline{E}_a + \underline{E}_v - \underline{U}_R$ , либо, учитывая, что из (3)-(11) в режиме нагрузки ТГ сразу определяются по (10) и (13)  $\underline{\Psi}_l$  и  $\underline{E}_l$ , имеем

$$\underline{U}_s = \underline{E}_l + \underline{E}_v - \underline{U}_R. \quad (18)$$

Действующее значение напряжения  $U_s$  и его фазовый сдвиг  $\varphi_s$  относительно тока могут быть найдены по рис. 2 с помощью фрагментов в, г, д общей ВД а (для наглядного восприятия эти фрагменты упрощены и повернуты). При этом используется угол сдвига между  $\underline{E}_l$  и  $I_s$ , который вычисляется по формуле  $\varphi_{El} = \beta - \Theta - 90^\circ$ , и тогда активные и реактивные составляющие ЭДС и напряжения:

$$E_{l,a} = E_l \cos \varphi_{El}; \quad E_{l,r} = E_l \sin \varphi_{El}; \quad (19)$$

$$U_{s,a} = E_{l,a} - U_R; \quad U_{s,r} = E_{l,r} - E_v. \quad (20)$$

В итоге напряжение и фазовый сдвиг:

$$U_s = \sqrt{U_{s,a}^2 + U_{s,r}^2}; \quad \varphi_s = \arctg(U_{s,r}/U_{s,a}). \quad (21)$$

И наоборот, если известны значения  $U_s$  и  $\cos \varphi_s$ , а значит и  $\varphi_s = \arccos(\cos \varphi_s)$ , то по фрагменту ВД (рис. 2, д) получаем активную и реактивную составляющие напряжения:

$$U_{s,a} = U_s \cos \varphi_s; \quad U_{s,r} = U_s \sin \varphi_s. \quad (22)$$

По фрагменту ВД (рис. 2, г) получаем активную и реактивную составляющие ЭДС, созданной МПС  $\Psi_l$ :

$$E_{l,a} = U_{s,a} + U_R; \quad E_{l,r} = U_{s,r} + E_v, \quad (23)$$

и по рис. 2, в получаем действующее значение этой ЭДС и ее фазовый сдвиг относительно тока  $I_s$ :

$$E_l = \sqrt{E_{l,a}^2 - E_{l,r}^2}; \quad \varphi_{El} = \arctg(E_{l,r}/E_{l,a}). \quad (24)$$

Рассмотренные фазовые и количественные соотношения используются в той или иной мере для расчета представляемых далее характеристик ТГ. В условиях нелинейной его магнитной системы такие расчеты, как правило, выполняются на основе численных расчетов МП с применением итерационных методов. При этом для расчета простых характеристик в разделах IV-VI итерационный

процесс является двухпараметрическим: одна величина задана и ищется вторая методом последовательных приближений. При расчете более сложных характеристик в разделах VII-IX итерационный процесс является четырехпараметрическим: две величины заданы и надо найти еще две, обеспечивающие существование двух первых.

Решение четырехпараметрических задач гораздо сложнее, чем двухпараметрических. Поэтому для первых разработан специальный метод решения, который будет изложен в последующих разделах.

Именно этот метод используется здесь для расчета сложных характеристик.

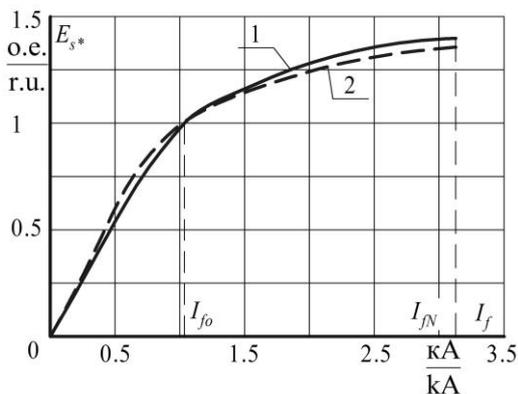
#### IV. ХАРАКТЕРИСТИКА ХОЛОСТОГО ХОДА

Характеристика холостого хода (XXX) – это зависимость ЭДС фазной обмотки статора от тока возбуждения, т.е.  $E_f(I_f)$  (рис. 3) при отсутствии тока в обмотке статора [22].

В контрольной точке XXX ЭДС XX  $E_{fo}$  равняется номинальному напряжению  $U_{sN}$ . Для этой точки надо определить соответствующий ток возбуждения  $I_{fo}$  методом последовательных приближений, для которого задается начальное значение  $I_{fo1}$ , например, так:

$$I_{fo1} = \frac{2\delta B_{\delta}}{\mu_0 N_f}, \quad (25)$$

где  $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$  Гн/м – магнитная постоянная;  $B_{\delta}$  – магнитная индукция в зазоре  $\delta$  между статором и ротором, которая для ТГ обычно находится в пределах 0.8-0.9 Тл.



1 - численный метод,  
2 - на основе теории магнитных цепей.  
Рис. 3. Характеристика XX.<sup>3</sup>

При начальном токе возбуждения  $I_{fo1}$  рассчитывается МП (2) и по методике, опи-

санной формулами (3)-(13), определяется ЭДС фазной обмотки статора  $E_{fo1}$ .

После первого и каждого следующего итерационного шага путем линейной интер- или экстраполяции новое значение тока в обмотке возбуждения:

$$I_{fo,ni+1} = I_{fo,ni-1} + \frac{(I_{fo,ni} - I_{fo,ni-1})(E_{fo} - E_{fo,ni-1})}{E_{fo,ni} - E_{fo,ni-1}}, \quad (26)$$

где  $ni-1$ ,  $ni$  и  $ni+1$  – номера предыдущей, текущей и следующей итераций (так для следующей итераций найденное по (26) значение тока  $I_{fo,ni+1}$  задается уже как начальное  $I_{fo,ni-1}$ ).

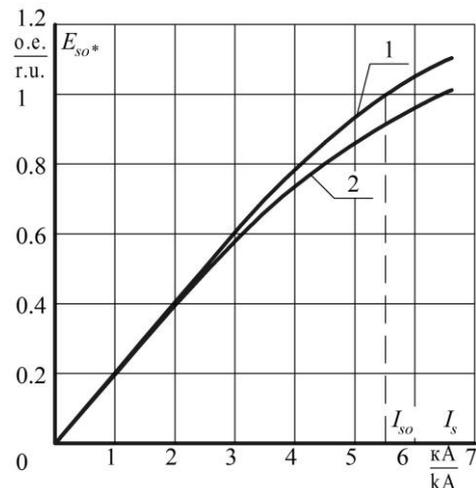
Значение  $I_{fo,ni+1}$ , при котором  $E_{fo} = U_{sN}$ , и является искомым током обмотки возбуждения  $I_{fo}$ . Так для рассматриваемого ТГ найдено значение тока  $I_{fo} = 1075$  А.

Изменяя ток возбуждения в диапазоне от 0 А до  $1.2 I_{fN}$  с шагом 200 А, получили достаточное количество точек для построения кривой XXX 1, которая представлена на рис. 3. Там же приведена характеристика 2, построенная по классической методике проектирования ТГ на основе теории магнитных цепей.

Среднее отклонение характеристик, построенных посредством расчета МП и по классической методике, составило 3.2%.

#### V. ВОЛЬТ-АМПЕРНАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА ВОЗБУЖДЕНИЯ ОБМОТКИ СТАТОРА

В данном случае рассматривается зависимость ЭДС в обмотке статора от ее собственного тока, то есть  $E_{ao}(I_s)$  (рис. 4), при отсутствии тока в обмотке возбуждения.



1 - XBOC по продольной оси,  
2 - XBOC по поперечной оси.

Рис. 4. Вольтамперные характеристики возбуждения обмотки статора.<sup>4</sup>

В качестве контрольной точки характеристики возбуждения обмотки статора (ХВОС) принята такая, в которой  $E_{ao} = U_{sN}$ . Для этой точки методом последовательных приближений надо определить соответствующий ток обмотки статора  $I_{so}$ .

Начальное значение тока  $I_{so1}$  задается аналогично (25), но на основе того, что амплитуда первой гармоники МДС обмотки статора на полюс  $F_a = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \cdot \frac{N_s K_{Ws}}{p} \cdot I_s$ , и она в основном расходуется на падение магнитного напряжения в зазоре  $U_{mag\delta} = \delta B_{\delta} / \mu_0$ .

Уравнивая  $F_a$  и  $U_{mag\delta}$ , получаем искомое:

$$I_{so1} = \frac{\pi}{3\sqrt{2}} \cdot \frac{p\delta B_{\delta}}{\mu_0 N_s K_{Ws}}, \quad (27)$$

где  $K_{Ws}$  – обмоточный коэффициент обмотки статора.

При токе  $I_{so1}$  рассчитывается МП (2), и по методике (3)-(13) определяется ЭДС фазной обмотки статора  $E_{so1}$ . Далее итерационный процесс определения достаточно точного значения  $I_{so}$  построен так же, как и для тока  $I_{fo}$ . В итоге найден фазный ток обмотки статора  $I_{so} = 5510$  А, при котором  $E_{ao} = U_{sN}$ .

В диапазоне тока статора от 0 до  $1.2 I_{so}$  с шагом  $0.1 I_{so}$  расчетами МП (2) и дальше по (3)-(13) получены ХВОС при направлении МП по продольной и поперечной осям ротора ТГ. Такие две ХВОС приведены на рис. 4. Их различие свидетельствует о том, что классическое пренебрежение магнитными свойствами ротора ТГ по двум осям может приводить к аналогичным погрешностям в расчетах МП и, следовательно, всех характеристик ТГ.

## VI. ХАРАКТЕРИСТИКА КОРОТКОГО ЗАМЫКАНИЯ

Характеристикой короткого замыкания называют зависимость фазного тока обмотки статора ТГ от тока возбуждения  $I_s$  ( $I_f$ ) при симметричном 3-х фазном коротком замыкании (КЗ), когда напряжение на зажимах ТГ составляет  $U_s = 0$ .

Поскольку в данном случае магнитный поток обмотки статора направлен встречно основному магнитному потоку от обмотки возбуждения, угол сдвига осей намагничивания обмоток ротора и статора  $\beta$  в (3) составляет  $180^\circ$ .

При этом магнитопровод ТГ оказывается ненасыщенным, следовательно, характеристика КЗ представляет собой прямую линию, выходящую из нулевой точки – это первая точка характеристики (рис. 5). Для получения ее второй точки надо провести расчет МП ТГ по программе FEMM при совместном действии фазной обмотки и обмотки возбуждения.

Таким образом, при номинальном фазном токе  $I_{sN}$  необходимо определить ток возбуждения  $I_f$ , при котором для напряжения, найденного по (21), выполнится условие  $U_s = 0$ .

Для этого, при заданных значениях тока  $I_{sN}$ , угла  $\beta=180^\circ$  и итерационного набора значений тока возбуждения  $I_f$ , проводятся расчеты МП в FEMM, и методом последовательных приближений находится ток возбуждения  $I_{fk}$ , обеспечивающий заданное условие, который составил 2194 А. Следует отметить, что при этом в ТГ существует МП от совместного действия обмотки возбуждения и фазной обмотки статора. Это поле обеспечивает МПС обмотки статора для создания ЭДС  $E_{\delta}$  компенсирующей существующих ЭДС  $E_v$  и падения напряжения  $U_R$ , что иллюстрирует фрагмент ВД на рис. 2 д.

Для подтверждения правильности расчетов была рассчитана и третья точка характеристики КЗ. Точка находится посередине нее и соответствует току возбуждения  $I_{fo}$ , определенному в режиме ХХ, для которого опять же итерационным расчетом найдено значение тока обмотки статора, составившее  $I_{so} = 5174$  А. По полученным данным построена характеристика, которая представлена на рис. 5 и подтвердила свою прямолинейность.

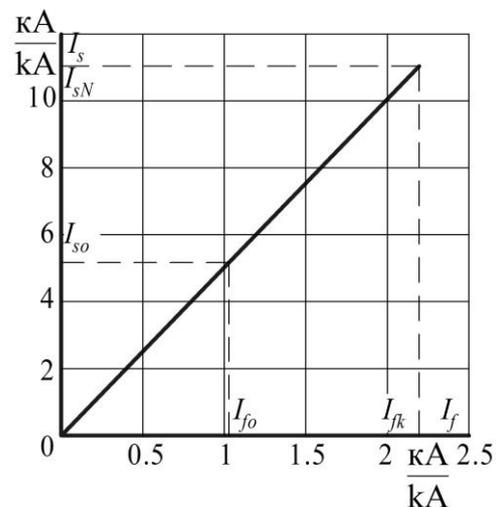
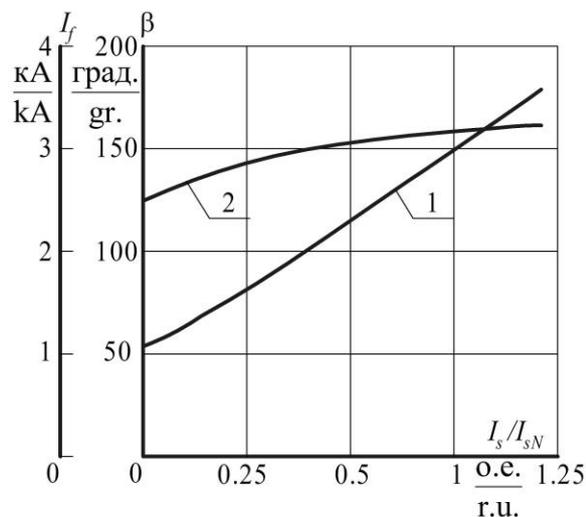


Рис. 5. Характеристика короткого замыкания.<sup>5</sup>

**VII. РЕГУЛИРОВОЧНАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА**

Регулировочной характеристикой (РХ) называют зависимость тока возбуждения от фазного тока обмотки статора ТГ  $I_f(I_s)$  (рис. 6) при симметричной 3-х фазной нагрузке, номинальном напряжении на зажимах  $U_{sN}$  и заданном коэффициенте мощности  $\cos\varphi_s$ , а, значит, и фазном сдвиге  $\varphi_s$ .



1 - регулировочная характеристика,  
2 - соответствующие изменения угла  $\beta$ .

Рис. 6. Регулировочная характеристика ТГ.<sup>6</sup>

Началом РХ является точка, которая отвечает ХХХ при  $U_{sN}$ , то есть при  $I_s = 0$  имеется значение тока  $I_f$ , равное  $I_{f0}$  (рис. 3). Далее задается ряд значений тока  $I_s$  с некоторым шагом от 0 до  $1.2 I_{sN}$ , и каждый раз при заданных значениях  $U_s$  и  $\varphi_s$  находятся необходимые значения тока возбуждения  $I_f$  и сопутствующего ему угла  $\beta$ .

Для этого применяется четырехпараметрический итерационный процесс. Его суть, кратко, состоит в следующем.

При очередном значении тока статора  $I_s$  задаются ориентировочно исходные значения  $I_f$  и  $\beta - I_{f0}, \beta_0$ . Они определяются на основе аналитических соотношений величин, использования характеристик, приведенных на рис. 3 и 4, и ВД (рис. 2).

В условной координатной плоскости в окрестностях точки с координатами  $I_{f0}, \beta_0$  берутся две пары значений  $I_f$  и  $\beta$ , образующие четыре координатные точки. При этих значениях  $I_f, \beta$  и  $I_s$  выполняется расчет МП и по

формулам от (3) до (21) получаются по четыре значения  $U_s$  и  $\varphi_s$ .

По ним путем интерполяции в координатной плоскости находятся новые значения  $I_{f0}$  и  $\beta_0$ , которые должны бы вывести  $U_s$  и  $\varphi_s$  на заданный уровень, что проверяется по той же методике от (3) до (21).

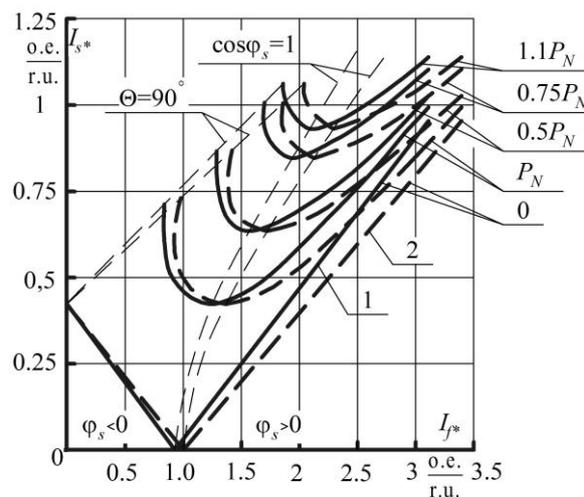
Если отклонения превышают допустимую погрешность, то делается очередной итерационный шаг – и так до получения заданной точности определения  $U_s$  и  $\varphi_s$ , а, значит, тока  $I_f$  и угла  $\beta$ .

После проведения расчетов для ряда значений тока  $I_s$  получается РХ, приведенная на рис. 6 – линия 1. Тут же кривой 2 показана зависимость угла  $\beta$  от тока обмотки статора.

**VIII. РАСЧЕТ U-ОБРАЗНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК**

U-образной характеристикой синхронных машин, в случае работы на сеть очень большой мощности, называют зависимость тока обмотки статора от тока возбуждения  $I_s(I_f)$  при определенном уровне активной мощности, а также при синхронной частоте вращения и номинальном напряжении  $U_{sN}$  [22]. Если взять несколько значений мощности  $P_a$ , то можно получить семейство U-образных характеристик (рис. 7).

Перед расчетом U-образных характеристик подготовительными являются расчеты МП обмотки ротора и трехфазной обмотки статора – отдельно, как это определено в разделах IV и V.



1 - численный метод,  
2 - на основе теории магнитных цепей.

Рис. 7. U-образные характеристики ТГ.<sup>7</sup>

Алгоритм получения U-образной характе-

<sup>5,6</sup> Appendix 1

ристики для заданного значения активной мощности  $P_a$  начинается с задания тока  $I_s$ . Нижняя граница значений тока обмотки статора для заданного значения  $P_a$  при  $\cos\varphi_s = 1$ , то есть:

$$I_{s\min} = \frac{P_a}{3U_{sN}}. \quad (28)$$

При заданном очередном значении тока  $I_s$  определяется коэффициент мощности:

$$\cos\varphi_s = \frac{P_a}{3U_{sN}I_s}, \quad (29)$$

а также фазовый сдвиг между фазными напряжением и током  $\varphi_s = \arccos(\cos\varphi_s)$ .

При заданных значениях  $U_s$  и  $\varphi_s$  путем расчета МП находится значение тока возбуждения  $I_f$  и сопутствующее ему значение угла  $\beta$ . При этом для получения каждой точки  $U$ -образной характеристики необходимо применять итерационный процесс, кратко воспроизведенной в разделе VII. И здесь, как и там, основная задача заключается в «искусстве программирования» при создании скрипта Lua, автоматизирующего расчеты.

Для получения полной характеристики задается ряд значений тока  $I_s$  с относительно небольшим шагом от 0 до  $1.1 I_{sN}$ , и каждый раз при заданных значениях  $U_s$  и  $\varphi_s$  путем расчета МП находится значение тока возбуждения  $I_f$  и сопутствующее значение угла  $\beta$ .

Следует принять во внимание, что нужно брать как положительное, так и отрицательное значение угла  $\varphi_s$ , и для каждого находить точку для характеристики. Но при отрицательных значениях  $\varphi_s$  существует ограничение на значение задаваемого тока  $I_s$ . Дело в том, что угол нагрузки  $\Theta$ , определяемый в процессе расчета по формуле  $\Theta = -\gamma_{\psi l}$ , а  $\gamma_{\psi l}$  – по (10), ввиду условия устойчивой работы ТГ не может превышать  $90^\circ$ .

В результате при разных значениях мощности ТГ  $P_a$ , а именно  $0, 0.5 P_N, 0.75 P_N, P_N, 1.1 P_N$ , на рис. 7 построено семейство  $U$ -образных характеристик. Там же даны аналогичные характеристики, но рассчитанные методом теории магнитных цепей. Среднее отклонение этих характеристик составило 9.75%. Отметим, что в нижние точки этих характеристик соответствуют  $\cos\varphi_s = 1$

### IX. УГЛОВАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА

Угловой характеристикой ТГ называют

зависимость его электромагнитного момента от угла нагрузки, то есть  $M_{em}(\Theta)$  при неизменных значениях тока возбуждения  $I_f$  и напряжения  $U_s$  [22].

Чтобы получить точку на характеристике, надо задать угол нагрузки  $\Theta$  и подобрать такие значения тока обмотки статора  $I_s$  и угла его обобщенной начальной фазы  $\beta$  (2), которые после расчета МП выводят на этот угол  $\Theta$  и напряжение  $U_s$ .

То есть в данном случае, как и в разделах VII и VIII, необходим четырехпараметрический итерационный процесс расчета каждой точки характеристики. Но теперь базовыми являются величины  $U_s$  и  $\Theta$ , а искомыми – величины  $I_s$  и  $\beta$ .

Определение электромагнитного момента происходит непосредственно в программе FEMM после расчета МП ТГ через тензор магнитного натяжения Максвелла:

$$M_{em} = \frac{l_a}{\mu_0(r_s - r_r)} \int_{S_\delta} B_r B_\alpha r dS, \quad (30)$$

где  $B_r$  и  $B_\alpha$  – радиальная и угловая составляющие магнитной индукции;  $r_r$  и  $r_s$  – радиусы окружностей, ограничивающих поперечное сечение воздушного зазора  $S_\delta$  со сторон ротора и статора.

Далее, с организацией итерационного процесса, подробно изложенном в разделе VII, но со сменой ролей величин, находятся ток  $I_s$  и угол  $\beta$  при фиксированном значении тока  $I_f$  для обеспечения угла  $\Theta$  и заданном напряжении  $U_s$ , равном  $U_{sN}$ .

Для итерационного расчета магнитного поля, соответствующего конкретной точке характеристики, необходимо задать начальные значения тока  $I_s$  и угла  $\beta$ , что делается с использованием известных аналитических соотношений.

По данным расчета магнитного поля в режиме XX находится условная ЭДС от МПС обмотки статора, созданного обмоткой ротора:

$$E_f = \frac{E_{fo}}{I_{fo}} \cdot I_f. \quad (31)$$

Из ВД на рис. 2 при допущении, что  $E_l \approx U_s$ , получаем ЭДС реакции якоря:

$$E_a = \sqrt{E_f^2 + U_s^2 - 2E_f U_s \cos\Theta}. \quad (32)$$

На основе линеаризации продольной характеристики, изображенной на рис. 4, получается фазный ток обмотки статора:

$$I_s = I_{so} \frac{E_a}{E_{ao}}. \quad (33)$$

Принимая упрощающее допущение, что на рис. 2 ЭДС  $E_l \approx U_s$ , а, значит и  $\varphi_{El} \approx \varphi_s$ , тогда получим фазовый сдвиг между  $\underline{E}_l$  и  $\underline{I}_s$ :

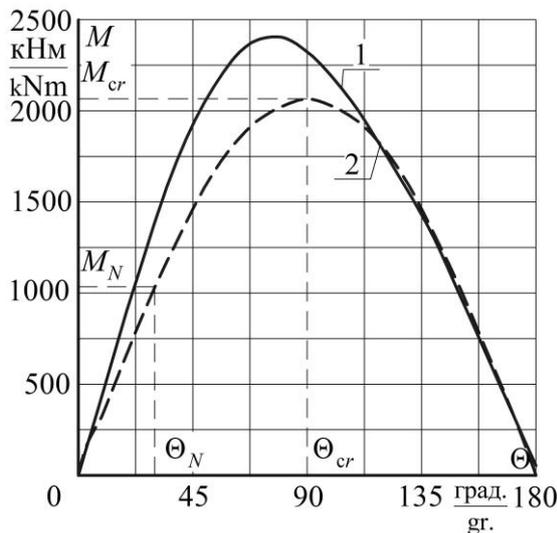
$$\varphi_{El} = \arccos\left(\frac{E_f \sin\Theta}{E_a}\right). \quad (34)$$

В итоге получается необходимый угол:

$$\beta = \varphi_{El} + \Theta + 90^\circ. \quad (35)$$

Найденные по (33) и (35) значения являются исходными для итерационного процесса расчета каждой точки характеристики, который уже представлен выше по тексту.

Результаты расчета угловой характеристики ТГ приведены на рис. 8: 1 – численный метод, 2 – на основе теории магнитных цепей. На второй отмечены номинальная ( $M_N, \Theta_N$ ) и критическая ( $M_{cr}, \Theta_{cr}$ ) точки, взятые из проектных данных ТГ.



1 - численный метод,  
2 - на основе теории магнитных цепей.

Рис. 8. Угловая характеристика.<sup>8</sup>

Видно, что на рис. 8 характеристики отличаются как по значениям, так и по характеру. Первая отклонилась в сторону меньших углов, что связано с анизотропией магнитных

свойств ротора по двум осям, что уже было проявлено на рис. 4. Это привело к наложению на электромагнитный момент соответствующего реактивного момента, который при классических расчетах ТГ с неявнополюсным ротором игнорируется.

Среднее отклонение между приведенными вариантами характеристики составило 9.5%.

## Х. ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Исходя из цели работы, в процессе исследования было установлено:

1. Численно-полевые расчеты для построения характеристик ТГ подтвердили свою эффективность.

Отличие результатов вычислений электромагнитных величин с помощью автоматизированных расчетов МП ТГ от аналогичных величин, рассчитанных с использованием методик на основе теории магнитных цепей, можно с уверенностью отнести к погрешностям второго, так как он весьма грубо отображает геометрические формы электромагнитной системы ТГ.

В то же время, использование для расчетов МП метода конечных элементов достаточно точно аппроксимирует геометрические формы этой системы, а также детализированное магнитное насыщение стали магнитопровода. А в случае его представления магнитной цепью берется лишь усредненное насыщение по довольно крупным, так называемым, однородным участкам магнитопровода.

2. Расхождения в результатах численного расчета характеристик ТГ и расчетах с помощью теории магнитных цепей может достигать, как показано, 10%.

Это подтверждает особую актуальность рассмотренных численно-полевых принципов расчета характеристик ТГ, ввиду того, что при модернизации украинских ТГ часто предпринимается увеличение их мощности на 3-12% [23]. Оценивать это классическим методом расчета, погрешность которого соизмерима или даже превышает планируемое увеличение мощности, представляется неправомерным.

## APPENDIX 1 (ПРИЛОЖЕНИЕ 1)

<sup>1</sup>Fig. 1. The cross section of turbogenerator.

<sup>2</sup>Fig. 2. Electromagnetic values vector diagram of turbogenerator.

<sup>3</sup>Fig. 3. Characteristics of Idling. (1 – numerical method, 2 – based on the theory of magnetic circuits).

<sup>8</sup> Appendix 1

<sup>4</sup>**Fig. 4.** Current-voltage excitation characteristics of the stator winding. (1 – along the longitudinal axis, 2 – on the transverse axis).

<sup>5</sup>**Fig. 5.** Short circuit characteristic.

<sup>6</sup>**Fig. 6.** Adjusting characteristic of turbogenerator. (1 – adjusting characteristic of turbogenerator, 2 – dependence of angle  $\beta$  from current of stator winding).

<sup>7</sup>**Fig. 7.** U-shaped characteristics of turbogenerator.

<sup>8</sup>**Fig. 8.** Angular characteristics. (1 – numerical method, 2 – based on the theory of magnetic circuits).

### Литература (References)

- [1] Wang L., Huo F., Li W., Zhang Y., Li Q., Li Y., Guan C. Influence of Metal Screen Materials on 3-D Electromagnetic Field and Eddy Current Loss in the End Region of Turbogenerator. *Magnetics IEEE Transactions on*, 2013, vol. 49, no. 2, pp. 939-945. doi: 10.1109/TMAG.2012.2212026
- [2] Wang L., Huo F., Li W., Zhang Y., Li Q., Li Y., Guan C. Influence of Underexcitation Operation on Electromagnetic Loss in the End Metal Parts and Stator Step Packets of a Turbogenerator. *Energy Conversion IEEE Transactions on*, 2014, vol. 29, no. 3, pp. 748-757. doi: 10.1109/TEC.2014.2320900
- [3] Huo F., Li W., Wang L., Zhang Y., Guan C., Li Y. Numerical Calculation and Analysis of Three-Dimensional Transient Electromagnetic Field in the End Region of Large Water-Hydrogen-Hydrogen Cooled Turbogenerator. *Industrial Electronics IEEE Transactions on*, 2014, vol. 61, no. 1, pp. 188-195. doi: 10.1515/bpasts-2015-0067
- [4] Li S., Gallandat N. A., Mayor J. R., Harley R. G. Calculating the electromagnetic field and losses in the end region of large synchronous generators under different operating conditions with three-dimensional transient finite element analysis. *Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE) 2016 IEEE*, 2016, pp. 1-8. doi: 10.1109/TIA.2018.2823262
- [5] Li S., Gong C., Gallandat N. A., Mayor J. R., Harley R. G. Analyzing the impact of press plate structure on the flux and loss distributions in the end region of large generators by transient 3-dimensional finite-element method with an improved core loss model. *Electric Machines and Drives Conference (IEMDC) 2017 IEEE International*, 2017, pp. 1-8. doi: 10.1109/IEMDC.2017.8002363
- [6] Li S., Gong C., Gallandat N. A., Mayor J. R., Harley R. G. Implementation of surface impedance boundary conditions in the quasi three-dimensional finite-difference simulations of generator end regions. *Electric Machines and Drives Conference (IEMDC) 2017 IEEE International*, 2017, pp. 1-7. doi: 10.1109/IEMDC.2017.8002366
- [7] Ghaempanah A., Faiz, J. Impact of rotor winding and stator stepped end core on magnetic force distribution on stator end-winding of turbogenerators. *2015 IEEE Jordan Conference on Applied Electrical Engineering and Computing Technologies (AEECT)*, 2015. doi:10.1109/aeect.2015.7360586
- [8] Ide K., Hattori K., Takahashi K., Kobashi K., Watanabe T. A sophisticated maximum capacity analysis for large turbine generators considering limitation of temperature. *IEEE Trans. Energy Convers.*, Mar. 2005, vol. 20, no. 1, pp. 166-172. doi: 10.1109/TEC.2004.842389
- [9] Li W., Chunwei G., Ping Z. Calculation of a complex 3-D model of a turbogenerator with end region regarding electrical losses, cooling and heating. *IEEE Trans. Energy Convers.*, Dec. 2011, vol. 26, no. 4, pp. 1073-1080. doi: 10.1109/TEC.2011.2161610
- [10] Zeng C., Huang S., Yang Y., Zhou G. Influence of End Structure on Electromagnetic Forces on End Winding of a 1550 MW Nuclear Generator. *International Journal of Rotating Machinery*, 2017, pp. 1-12. doi: 10.1155/2017/95
- [11] Albanese R., Calvano F., Dal Mut G., Ferraioli F., Formisano A., Marignetti F., Martone R., Romano A., Rubinacci G., Tamburrino A., Ventre S. Coupled three dimensional numerical calculation of forces and stresses on the end windings of large turbo generators via integral formulation. *IEEE Trans. Magn.*, Feb. 2012, vol. 48, no. 2, pp. 875-878. doi: 10.1109/TMAG.2011.2173307
- [12] Pantelya M. G., Biro O., Stermecki A. Electromagnetic forces in synchronous turbogenerator rotor slot wedges. *Proceedings of the Joint INDS'11 & ISTET'11*, 2011. doi: 10.1109/INDS.2011.6024794
- [13] Zhao Y., Yan B., Chen C., Deng J., Zhou Q. Parametric Study on Dynamic Characteristics of Turbogenerator Stator End Winding. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2014, pp. 129-137. doi: 10.1109/tec.2013.2294334.
- [14] Zhang J., Yang S., Ho S. L., Yao Y. 3D finite element study of transient electromagnetic forces acting on the stator end-windings of a large turbo-generator. *Digests of the 2010 14th Biennial IEEE Conference on Electromagnetic Field Computation*, 2010. doi: 10.1109/CEFC.2010.5481444
- [15] Sewak R., Ranjan R., Kumar V. Experimental modal analysis of stator overhangs of a large turbogenerator. *Energy and Power Engineering*, 2011, vol. 3, no. 3, pp. 221-226. doi: 10.4236/epe.2011.33028
- [16] Alam F. R., Abbaszadeh K., Saied A. Strand Current Distribution Modeling in Turbo-generators

- Using Finite-element Method Based on Proposed Dual Method. *Electric Power Components and Systems*, 2014, 43(2), pp. 134-145. doi: 10.1080/15325008.2014.973982
- [17] Dong J., Liang X., Lin F., Yang S., Ni G. Negative sequence eddy current field analysis of a 1055 MVA turbogenerator by using 3D finite element methods. *2005 International Conference on Electrical Machines and Systems*, 2005. doi: 10.1109/ICEMS.2005.202928.
- [18] Pantelyat M.G., Saphonov A.N., Shulzhenko N.G., Finite element analysis of the electromagnetic field in synchronous turbogenerator rotor slot wedges. *Proc. of the 14th International IGTE Symposium on Numerical Field Calculation in Electrical Engineering*, Graz, Austria, September 2010, pp. 76-80.
- [19] Fratila M., Benabou A., Tounzi A., Dessoude M. Iron Loss Calculation in a Synchronous Generator Using Finite Element Analysis. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 32(2), 2017, pp. 640–648. doi: 10.1109/tec.2017.2648512
- [20] Park Y. H., Kim C. W., Choi J. Y. Electromagnetic and Operating Characteristic Analysis of 100 MW -Class Wound- Type Synchronous Generator. *2018 21st International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)*. doi: 10.23919/ICEMS.2018.8549106
- [21] Meeker D. Finite Element Method Magnetics. FEMM 4.2 06Sep2007 Self-Installing Executable. Available at: <http://www.femm.info/wiki/oldversions> (accessed 22.05.2018)
- [22] Voldek A. I., Popov V. V. Elektricheskie mashiny. Mashinyi peremennogo toka [Electrical Machines. Machines of alternating current], SPb, Piter Publ, 2010, 356 p.
- [23] Zozulin Yu. V., Antonov O. E., Bichik V. M., Borichevskiy A. M., Kobzar K. O., Livshits O. L., Rakogon V.G., Rogoviy I. H., Haymovich L. L., Cherednik V. I. *Stvorennia novykh typiv ta modernizatsiia diiuchykh turbohenneratoriv dlia teplovykh elektrychnykh stantsii* [Creation of new types and modernisation of operating turbogenerators are for the thermal electric stations]. Harkiv, PF «Kolegium» Publ., 2011. 228 p. (In Ukrainian)

**Сведения об авторах.**



**Милых Владимир Иванович**, окончил Харьковский политехнический институт по специальности «Электрические машины и аппараты», заведующий кафедрой «Электрические машины» Национального технического университета «Харьковский политехнический институт», профессор, доктор технических наук, награжден знаком «Отличник образования Украины», член специализированного ученого совета Д 64.050.08. Область научных интересов связана с математическим моделированием и исследованием электромагнитных полей, параметров и процессов в электрических машинах разных типов: машин постоянного тока, асинхронных двигателей, турбогенераторов, линейных электродвигателей различного назначения.

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



**Ревуженко Светлана Афанасьевна**, окончила Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт» по специальности «Электроэнергетика, электротехника и электромеханика» в 2018 г. Аспирант кафедры «Электрические машины» этого же университета. Область научных интересов связана с исследованием турбогенераторов, автоматизированными численными расчетами магнитных полей электрических машин, повышением эффективности системы проектирования турбогенераторов.

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