

## ЕЛЕКТРОМАГНІТНЕ ПОЛЕ У ТОРЦЕВІЙ ЗОНІ ТУРБОГЕНЕРАТОРА ПРИ ЗМІНІ РЕАКТИВНОГО НАВАНТАЖЕННЯ

О.Г. Кенсичький\*, докт. техн. наук, Д.І. Хвалін\*\*

Інститут електродинаміки НАН України,

пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна. e-mail: [denis\\_h@bigmir.net](mailto:denis_h@bigmir.net)

*Розроблено математичну модель електромагнітного поля в торцевій частині турбогенератора, яка дозволяє отримати не тільки якісні та кількісні оцінки впливових факторів. Розрахунок магнітного поля проведено на поверхні усієї торцевої зони генератора, а також всередині крайніх і основних пакетів осердя. При цьому враховується геометрія елементів ротора й статора, анізотропія осердя статора, дискретність зубцево-пазової структури та, завдяки цьому, реалістичне насичення осердя статора. Наведено результати дослідження розподілу аксіальних і радіальних складових індукції поля в крайніх пакетах осердя статора при різному реактивному навантаженні машини. Визначено середні та максимальні значення індукції для кожного пакету кінцевої зони осердя статора. Представлений метод можна вважати квазітривимірним, оскільки він враховує взаємопов'язані магнітні поля двох перетинів турбогенератора. Бібл. 9, табл. 2, рис. 8.*

**Ключові слова:** турбогенератор, торцева зона, пакет, електромагнітне поле, індукція.

Розподіл електромагнітного поля у торцевій зоні (ТЗ) потужного турбогенератора (ТГ) є одним із факторів, що визначає тепловий стан її елементів і вузлів. Нагрівом крайніх пакетів осердя статора обмежується рівень споживання реактивної потужності при експлуатації ТГ у режимі недозбудження, а також граничне значення активної потужності та припустима тривалість асинхронного режиму при втраті збудження. Окрім того, локальні перегріви ТЗ знижують надійність ТГ в цілому.

Електромагнітні процеси в ТЗ досліджуються вже давно [1, 4, 6-9]. Але у класичній теорії електричних машин (ЕМ) частіше використовуються аналітичні методи, які тільки якісно відображають фізичну суть процесів і не можуть дати обґрунтованих кількісних результатів. Основною причиною цього є, з одного боку, надмірна ідеалізація конструкції елементів і вузлів кінцевої зони ТГ, а з іншого, наявність низки припущень, які можуть суттєво впливати на результат (наприклад, магнітна проникність статора й ротора задається нескінченною, наявність зубців враховується за допомогою емпіричних коефіцієнтів тощо). Сучасний розвиток чисельних методів моделювання у поєднанні з рівнем розвитку комп'ютерної техніки дозволяє дослідити електромагнітні процеси з урахуванням реальної конструкції та нелінійностей матеріалів, що застосовуються.

Метою статті є розробка квазітривимірної моделі розрахунку електромагнітного поля ТЗ потужного ТГ, яка дозволяє математично строго враховувати режим роботи ТГ від системи реально розподілених струмів лобових частин обмоток статора і ротора. Квазітривимірною математичною моделлю займає проміжне положення між двовимірним і тривимірним рішеннями. Вона є комбінацією розрахункових моделей магнітного поля в поперечному та поздовжньому перетинах ТГ, взаємозв'язаних комплексом граничних умов (ГУ).

За допомогою методів математичного моделювання було розглянуто закономірності зміни електромагнітної індукції ТГ при регулюванні реактивної потужності у маневрених режимах роботи. Магнітне поле розраховується для всієї ТЗ генератора, включаючи крайні та основні пакети осердя. При цьому враховується геометрія елементів ротора і статора, анізотропія заліза осердя статора, дискретність зубцево-пазової структури та насичення осердя статора. Дослідження проводилися на прикладі серійного ТГ типу ТГВ-500 [8].

Об'єкт дослідження має наступні параметри: номінальна активна потужність  $P_n=500$  МВт, номінальний струм  $I_{sn}=17000$  А, номінальна напруга  $U_{sn}=20000$  В, номінальний струм збудження  $i_{fn}=5120$  А, коефіцієнт потужності  $\cos\varphi=0,85$ , частота  $f_s=50$  Гц, число пар полюсів  $p=1$ , діаметр ротора  $D_2=1,12$  м, діаметр розточка статора  $D_1=1,32$  м, повна довжина осердя статора  $l_s=6,2$  м, головний індуктивний опір  $x_d^*=1,91$  в.о., активний опір обмотки статора  $r_1^*=0,001364$  в.о., індуктивний опір розсіювання обмотки статора  $x_{\sigma a}^*=0,218$  в.о., число послідовних витків статора та ротора  $w_1=8$  і  $w_2=48$  відповідно, повітряний проміжок між статором і ротором  $\delta=100$  мм. У фазних обмоток статора число паралельних гілок  $a_s=2$ , число активних провідників у пазу  $s_{n1}=2$ . Відповідно ротор має число паралель-

льних гілок  $a_r=1$ , п'ять витків у пазах, окрім чотирьох пазів із трьома витками (ці пази прилягають до великих зубців).

Розрахунок розподілу індукції електромагнітного поля виконано для трьох режимів навантаження при різних коефіцієнтах потужності (0,85 – режим 1, номінальний; 1,0 – режим 2, перезбудження та -0,95 – режим 3, недозбудження) за номінальної швидкості обертання ротора (3000 об./хв.) для ТЗ генератора зі сторони турбіни, де магнітне поле не спотворюється впливом струмів з'єднувальних шин і виводів (як це є на стороні контактних кілець) [8].

Модель розроблена з урахуванням реальних габаритних розмірів елементів і вузлів ТЗ ТГ типу ТГВ-500 та матеріалів, що в них застосовані. Для феромагнетиків задані нелінійні інтерполяційні криві намагнічування.

В обмотці статора прийнято симетричну систему фазних струмів

$$\begin{cases} i_A = I_m \cos(\omega t + \beta) \\ i_B = I_m \cos(\omega t + \beta - 120^\circ) \\ i_C = I_m \cos(\omega t + \beta + 120^\circ) \end{cases} \quad (1)$$

де  $I_m = \sqrt{2}I_{sas}$  – їхня амплітуда;  $I_{sas} = I_s/a_s$  – діюче значення струму стержня та фазного струму;  $\omega = 2\pi f_s$  – кутова частота;  $\beta$  – кутове зміщення осі, вздовж якої діє магніторушійна сила (МРС) трифазної обмотки статора по відношенню до поздовжньої осі ротора  $d$ .

Розглянемо відому модель електромагнітного поля центральної (активної) зони ТГ [2, 5]. З урахуванням значної осьової довжини машини розглядається двовимірний польова модель поперечного перерізу.

Магнітне поле у декартовій системі координат задовольняє рівнянню Пуассона відносно аксіальної складової векторного магнітного потенціалу (ВМП)  $A_z$

$$\frac{\partial^2 A_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A_z}{\partial y^2} = -\mu J_{z\text{стоп}}, \quad (2)$$

де  $J_{z\text{стоп}}$  – густина сторонніх струмів, що задана у перерізах обмоток статора та збудження

$$\begin{cases} J_{Az\text{стоп}} = i_A s_{n1} / S_{\text{П1}} \\ J_{Bz\text{стоп}} = i_B s_{n1} / S_{\text{П1}} \\ J_{Cz\text{стоп}} = i_C s_{n1} / S_{\text{П1}} \\ J_f = i_f s_{n2} / S_{\text{П2}} a_r \end{cases} \quad (3)$$

де  $S_{\text{П1}}, S_{\text{П2}}$  – площа перетину паза статора та ротора відповідно.

Рівняння (2) доповнюється однорідною ГУ першого роду, що відображає затухання поля за межами розрахункової області  $G$ :

$$A_z|_G = 0. \quad (4)$$

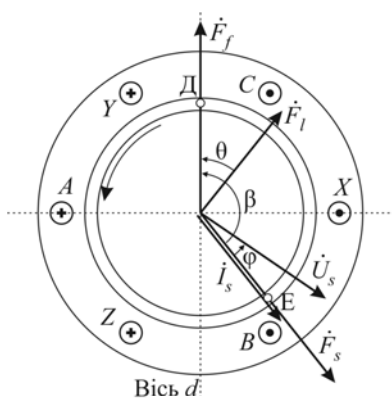


Рис. 1

На рис. 1 показано просторову діаграму МРС ТГ. Оскільки максимуми МРС зміщені відносно максимумів густин струмів обмоток на  $90^\circ$ , то ця ж сама діаграма правдива і для лінійних густин струмів обмоток. З діаграми видно, що комплексний вектор МРС збудження  $F_f$  зміщений у просторі по відношенню до комплексного вектора результуючої МРС генератора при навантаженні  $F_l$  на кут  $\theta$ , а по відношенню до комплексного вектора МРС реакції якоря  $F_s$  – на кут  $\beta$ . Тому, якщо в даний момент часу максимум лінійної густини струму ротора знаходиться в точці  $D$ , то максимум лінійної густини струму статора буде в точці  $E$ . Кут  $\beta$  визначається за формулою

$$\beta = 90^\circ + \theta + \varphi, \quad (5)$$

де  $\theta$  – кут навантаження машини,  $\varphi$  – кут фазового зсуву між напругою та струмом статора.

Згідно з [8] кут навантаження  $\theta$  дорівнює

$$\operatorname{tg}\theta = \frac{I_s \cos \varphi}{(U_s/x_d) \pm I_s \sin \varphi}, \quad (6)$$

де знак «+» відповідає режиму перезбудження, «-» – недозбудження.

Фазний струм статора визначається за формулою

$$I_s = \frac{P_n}{mU_s \cos \varphi}. \quad (7)$$

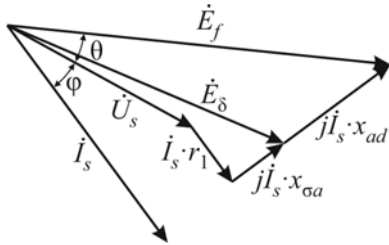


Рис. 2

Струм збудження підбирається за методикою [2]. З векторної діаграми ТГ (рис. 2) видно, що електрорушійна сила (ЕРС) фази обмотки якоря від результуючого магнітного потоку дорівнює

$$E_\delta = U_s + I_s (r_1 + jx_{\sigma a}). \quad (8)$$

На векторній діаграмі позначено:  $E_f$  – ЕРС, що наводиться полем обмотки збудження;  $r_1 I_s$  – падіння напруги на активному опорі;  $jx_d I_s = j(x_{ad} + x_{\sigma a}) I_s$  – падіння напруги на синхронному індуктивному опорі;  $x_{ad}$  – індуктивний опір реакції якоря за поздовжньою віссю.

Діюче значення ЕРС фази обмотки якоря розраховується як

$$E = \pi \sqrt{2} f_s \Psi_\Phi, \quad (9)$$

де  $\Psi_\Phi = \frac{2s_{nl} I_s}{S_{III}} \int_{S_q} A_z \cdot ds$  – магнітне потокозчеплення фази обмотки якоря, яке складається з потокозчеплень  $q$  послідовно з'єднаних котушок і знаходиться інтегруванням ВМП за сумарною площею поперечного перетину сторін усіх котушок фази  $S_q$ , що мають струми одного напрямку.

Для заданого режиму роботи, який визначається величинами струму статора  $I_s$  та коефіцієнтом потужності  $\cos \varphi$ , послідовними наближеннями підбирається такий струм збудження  $i_f$ , при якому величини ЕРС, розраховані польовим методом за допомогою формули (9) та рівняння (8), співпадають у межах заданої похибки. Величини струмів в обмотках статора та ротора й кута  $\beta$  задаються у відповідності до режиму роботи генератора.

Вихідні дані, розраховані згідно з (1), (3), (5), (6), (7) та методики [2] для позиції ротора на рис. 3 у момент часу  $t = 0$ , наведено у таблицях 1 та 2 (у табл. 2 позначення  $J_{fmal}$  відповідає густині струму збудження у пазах, які прилягають до великих зубців).

Таблиця 1

Номер режиму	Статор							Ротор
	$I_{s\phi}$ , кА	$P$ , МВт	$Q$ , МВар	$S$ , МВА	$\cos \varphi$	$\theta$ , °	$\beta$ , °	$i_f$ , А
1	17	500	310	588	0,85	36,7	158,5	5090
2	14,43	500	0	500	1,0	54	144	3598
3	15,19	500	-164	526	-0,95	68,3	140,1	3020

Таблиця 2

Номер режиму	Статор						Ротор	
	$i_A$ , А	$i_B$ , А	$i_C$ , А	$J_{A\text{статор}}$ , А/мм <sup>2</sup>	$J_{B\text{статор}}$ , А/мм <sup>2</sup>	$J_{C\text{статор}}$ , А/мм <sup>2</sup>	$J_{fmal}$ , А/мм <sup>2</sup>	$J_f$ , А/мм <sup>2</sup>
1	-11184	9407,6	1776,8	-2,8	2,35	0,44	7,6	8,5
2	-8254,8	9321,4	-1066,6	-2,06	2,33	-2,67	5,4	5,9
3	-8240,1	10086,8	-1846,7	-2,06	2,52	-4,6	4,5	5,03

На рис. 3 показано миттєвий розподіл магнітної індукції (МІ) та ВМП у момент часу  $t = 0,02$  с в активній зоні ТГ: рис. 3, а, б, в відповідають режимам 1, 2, 3. Різними відтінками сірого кольору показано рівні МІ до відповідності з приведеної шкали.

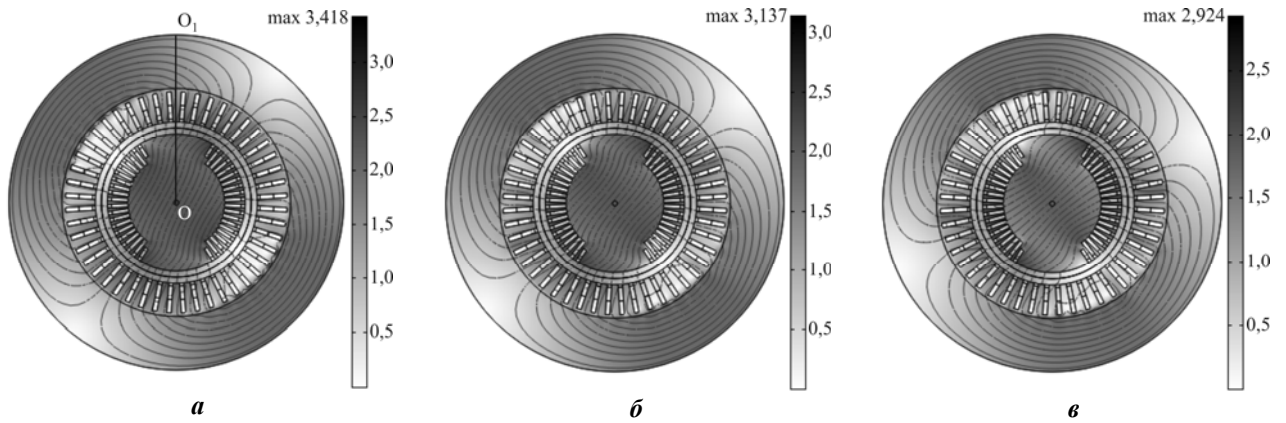


Рис. 3

Як видно, розподіл електромагнітного поля в активній зоні ТГ визначається рівнем його реактивного навантаження. Кут між векторами результуючого магнітного потоку статора та віссю поля ротора (кут навантаження  $\theta$ ) збільшується зі зменшенням струму збудження, що підтверджує достовірність моделювання [3].

Знаючи розподіл поля у центральній частині, можна перейти до моделювання магнітного поля у поздовжньому перетині ТГ (рис. 4). З врахуванням симетрії вздовж осьового та радіального напрямків розрахункова область ТЗ обрана у вигляді половини перерізу ротора вздовж його осі та перетину зубця осердя статора у тангенціальному напрямку (по колу) [9]. Цей перетин співпадає з циліндричною координатною площиною  $rz$  і є площиною симетрії ротора (на рис. 3,  $a$  вона проходить по радіусу  $OO_1$ ).

Рівняння для двовимірного поля в циліндричних координатах відносно складової ВМП  $A_z$ , яка є тангенціальною складовою у розрахунковій області, має вигляд

$$j\omega\sigma A + \nabla \times (\mu_0^{-1}\mu_r^{-1}\nabla \times A) = J_{зстоп}^e e_z, \quad A = A_z e_z, \quad (10)$$

де  $\sigma$  – питома електропровідність,  $\nabla$  – оператор Гамільтона,  $\mu_0$  – відносна проникність вакууму,  $\mu_r$  – відносна магнітна проникність,  $e_z$  – орт.

У зв'язку з синхронним обертанням ротора відмінна від нуля електропровідність задається тільки у пакетах статора, що дозволяє врахувати вихрові струми, наведені струмами лобових частин обмоток.

Необхідна структура силових ліній магнітного поля формується за допомогою комплексу ГУ для ВМП, що встановлюються для зовнішніх меж області  $abcdef$  (рис. 4).

На лінії  $bc$  встановлюється умова, що відображає затухання поля

$$A_z|_{bc} = 0, \quad (11)$$

а на лінії  $af$  – умова симетрії магнітного поля відносно осі ротора

$$n \times H|_{af} = 0. \quad (12)$$

Вздовж межі  $ab$  задано розподіл напруження магнітного поля, аналогічний розподілу радіальної складової вздовж тієї самої лінії в поперечному перетині (лінії  $OO_1$ )

$$H|_{ab} = H(r)|_{OO_1}. \quad (13)$$

Приймаємо, що за достатньо віддалені границі  $cd$ ,  $de$  та  $ef$  магнітне поле не виходить, тому на лінії  $cdef$  маємо однорідну граничну умову першого роду

$$A_z|_{cdef} = 0. \quad (14)$$

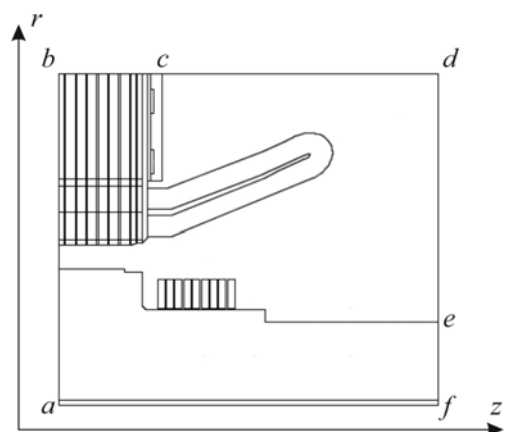


Рис. 4

Одночасно задається розподіл магнітної проникності по радіусу  $OO_1$  –  $\mu(r)|_{OO_1}$ , яка змінюється внаслідок різного насичення відрізків магнітопроводу основним магнітним потоком.

Таким чином встановлюється взаємозв'язок електромагнітних полів у центральній та торцевій зонах ТГ.

Пропонується модель торцевої зони турбогенератора, яка у порівнянні з тими, що використовуються та відомі сьогодні, дозволяє математично точно описати струми лобової частини обмотки статора із строгим урахуванням геометричної форми всіх відрізків лобових з'єднань та, що найсуттєвіше, режиму його роботи. На рис. 5 показано напрямки миттєвих фазних струмів  $i_A$ ,  $i_B$ ,  $i_C$  лобової частини обмотки статора для режиму навантаження та частину схеми цієї обмотки, вздовж якої проходить переріз  $OO_1$ , причому для більшої наочності різні фази показано лініями різного характеру.

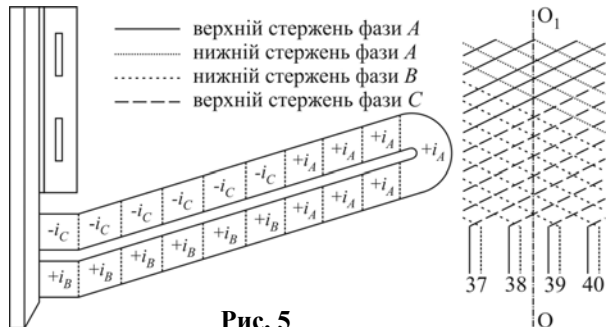


Рис. 5

Струми лобової частини обмотки статора (рис. 5) менші за прийняті струми системи (1) у  $\sqrt{2}$  рази, оскільки лобові частини відігнуті у середньому на  $45^\circ$ . Тобто вони представляють собою діючі значення фазних струмів із відповідним кутом  $\beta$ .

Через те, що поздовжній перетин ТГ проходить по поздовжній осі ротора  $d$  (рис. 3, а), то значення густини струму лобової частини обмотки ротора відповідає струму збудження (табл. 1).

У результаті розрахунків отримано розподіли магнітного поля в ТЗ ТГ у режимах навантаження при різних значеннях  $\cos \phi$ . Рис. 6, а, б, в відповідають режимам 1, 2, 3.

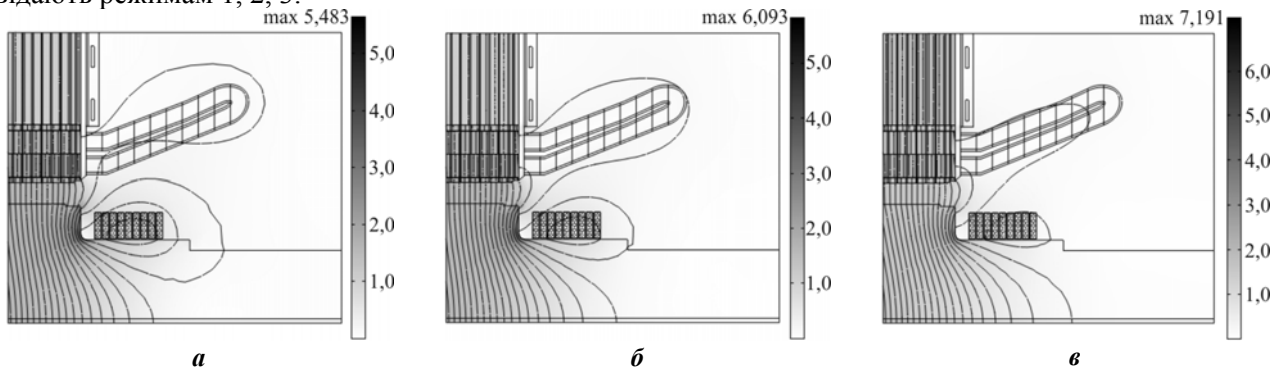


Рис. 6

Таким чином, за допомогою розробленої моделі можна отримати розподіл і параметри магнітного поля для окремих елементів і вузлів ТЗ у різних режимах навантаження ТГ.

Розподіл поля у зубцевій зоні крайніх пакетів осердя статора має складний характер. Як видно з рис. 6, окрім радіального поля зубцева зона навантажена аксіальним потоком, створеним МРС лобових частин обмотки статора, розсіюванням лобових частин обмотки ротора, а також «витисканням» частини основного потоку із повітряного проміжку. Результуюче аксіальне поле в ТЗ є геометричною сумою всіх складових, що обумовлює його залежність від режиму навантаження генератора (у тому числі по  $\cos \phi$ ). До того ж, ефект екранування поля натискною плитою є причиною його локальної концентрації у зубцевій зоні.

У режимах перезбудження аксіальна складова поля від струму лобових частин обмотки статора має знак, протилежний знаку поля від результуючої МРС, і поле у зубцевій зоні послаблюється. При недозбудженні відповідні складові співпадають і поле підсумовується, підвищуються втрати й нагрів зубцевої зони крайніх пакетів [8].

На рис. 7 показано отримані розподіли аксіальної складової МІ на поверхні крайнього пакета осердя статора ТГ для трьох режимів навантаження: криві 1, 2, 3 відповідають режимам 1, 2, 3.

Найбільше зростання індукції в зубцях при переході від режиму 1 до режиму 3 спостерігається у коронках (на 30%), дещо менше – у середній частині (на 20%). У ярмі поблизу дна паза індукція збільшується на 70%. При номі-

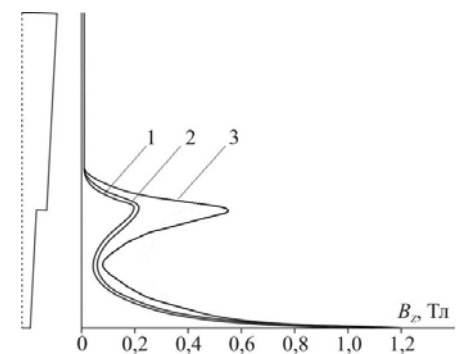


Рис. 7

нальному активному навантаженні та переході від режиму 1 до режиму 2 поле в усіх елементах ТЗ у середньому збільшується на 10%. При зниженні активного навантаження відносні зміни значень індукцій по окремих зонах збільшуються (при половинному активному навантаженні – з 10% до 20%).

На рис. 8 показано розподіл МІ в зоні коронки зубців перших трьох пакетів ТЗ у різних режимах навантаження: рис. 8, а, б, в відповідають режимам 1, 2, 3.

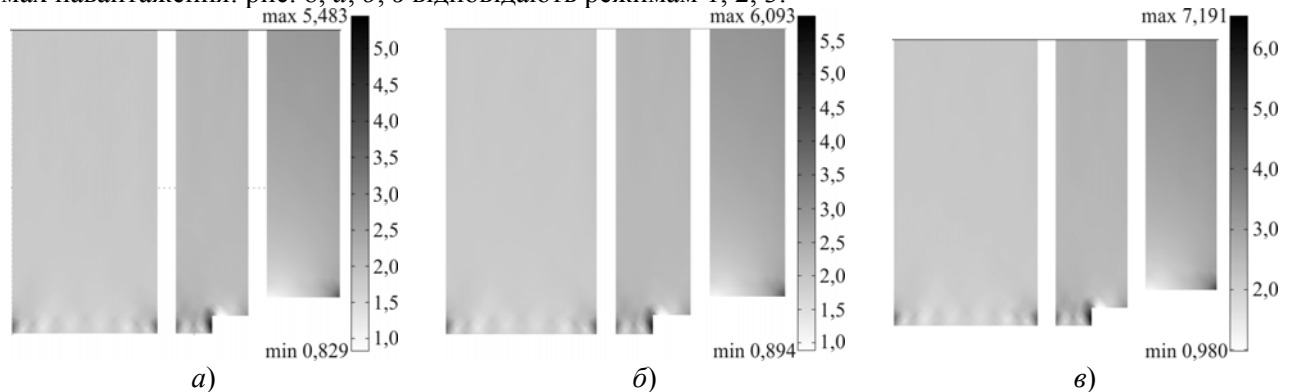


Рис. 8

В області «натискний палець – крайній пакет» із переходом у режим незбудження індукція зростає майже на 35%. У другому та третьому пакетах осердя це зростання помітно менше, а у шостому пакеті взагалі відсутнє. Вздовж осі генератора аксіальна складова  $B_z$  змінюється за експонентою з максимумом у першому пакеті та затуханням з віддаленням від торця осердя. Підвищення  $B_z$  в перших двох пакетах обумовлене додаванням магнітного потоку, що обтікає натискну плиту. Радіальна складова  $B_r$  із наближенням до торця осердя зменшується.

#### Висновки.

1. Розроблено модель розрахунку електромагнітного поля ТЗ потужного ТГ, що відрізняється математично строгим врахуванням режиму роботи ТГ від системи реально розподілених струмів лобових частин обмоток статора і ротора та дозволяє кількісно оцінити рівень максимальних індукцій у крайніх пакетах осердя статора в різних режимах навантаження турбогенератора.

2. Натискні плита і пальці, крайні пакети та інші конструктивні вузли і деталі кінцевої зони у різній мірі перебувають під впливом полів розсіювання обмоток статора і ротора. Найбільші значення магнітної індукції отримано в місцях, що знаходяться поблизу лобових частин обмоток. Розподіл індукції та відповідно втрат й нагрівання деталей і вузлів торцевої зони відрізняється нерівномірністю. Максимальне значення магнітної індукції в окремих елементах більше середнього майже удвічі. Натискні плита і пальці відіграють роль екрана спинки ярма осердя статора.

3. При переході у режим незбудження найбільше збільшення індукції спостерігаються у коронках зубців (до 2,4 Тл) та в ярмі поблизу дна паза (до 2,0 Тл). У спинці осердя індукція не перевищує 1,2 Тл, що пояснюється екрануючим впливом натискної плити.

4. Характер розподілу магнітного поля в зоні сходенок крайніх пакетів осердя статора при різному навантаженні турбогенератора показує, що у режимі незбудження ( $\cos \varphi = -0,95$ ) найбільше значення аксіальної складової індукції (1,2 Тл) спостерігається у торці сходінки першого пакету.

5. Результати моделювання поля у торцевій зоні потужного турбогенератора відповідають загальному уявленню щодо перебігу електромагнітних процесів в електричній машині.

1. Брынский Е.А., Данилевич Я.Б., Яковлев В.И. Электромагнитные поля в электрических машинах. Л.: Энергия, 1979. 176 с.

2. Васьковський Ю.М. Польовий аналіз електричних машин. Київ: НТУУ «КПІ», 2007. 191 с.

3. Васьковський Ю.М., Мельник А.М. Электромагнитні вібробуджуючі сили турбогенератора в маневрених режимах роботи. *Технічна електродинаміка*. 2016. № 2. С. 35 - 41.

4. Вольдек А.И., Данилевич Я.Б., Косачевский В.И. Электромагнитные процессы в торцевых частях электрических машин. Л.: Энергоатомиздат, 1983. 216 с.

5. Дубинина О. М. Чисельне моделювання магнітного поля і вихрових струмів у кінцевих частинах турбогенератора з метою підвищення його надійності: Автореф. дис. канд. техн. наук. Харків: НТУ «ХПІ», 2007. 20 с.

6. Титко А.И., Счастливый Г.Г. Математическое и физическое моделирование электромагнитных полей в электрических машинах переменного тока. Киев: Наукова думка, 1976. 200 с.

7. Титов В.В., Хуторецкий Г.М., Загородная Г.А. Турбогенераторы. Л.: Энергия, 1967. 895 с.
8. Постников И.М., Станиславский Л.Я., Счастливыи Г.Г. Электромагнитные и тепловые процессы в концевых частях мощных турбогенераторов. Киев: Наукова думка, 1971. 360 с.
9. Fujita M., Ueda T., Tokumasu T. Eddy current analysis in the stator end structures of large capacity turbine generators. International Conference on *Electrical Machines and Systems*, November, 2009, Tokyo, Japan. Pp. 1 - 6.

УДК 621.313.322

#### **ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЕ ПОЛЕ В ТОРЦЕВОЙ ЗОНЕ ТУРБОГЕНЕРАТОРА ПРИ ИЗМЕНЕНИИ РЕАКТИВНОЙ НАГРУЗКИ**

**О.Г. Кенсичкий, докт. техн. наук, Д.И. Хвалин**

**Институт электродинамики НАН Украины,**

**пр. Победы, 56, Киев, 03057, Украина. e-mail: [denis\\_h@bigmir.net](mailto:denis_h@bigmir.net)**

*Разработана математическая модель электромагнитного поля в торцевой части турбогенератора, которая позволяет получить не только качественные, но и количественные оценки влияющих факторов. Расчет магнитного поля проведено на поверхности, во всей торцевой зоне генератора, а также внутри крайних и основных пакетов сердечника. При этом учитывается геометрия элементов ротора и статора, анизотропия сердечника статора, дискретность зубцово-пазовой структуры и, благодаря этому, реальное насыщение сердечника статора. Приведены результаты исследования распределения аксиальных и радиальных составляющих индукции поля в крайних пакетах сердечника статора при различной реактивной нагрузке машины. Определены средние и максимальные значения индукции для каждого пакета концевой зоны сердечника статора. Представленный метод можно считать квазитрёхмерным, так как он учитывает взаимосвязанные магнитные поля двух сечений турбогенератора.*

Бібл. 9, табл. 2, рис. 8.

**Ключевые слова:** турбогенератор, торцевая зона, пакет, электромагнитное поле, индукция.

#### **THE END ZONE TURBO GENERATOR ELECTROMAGNETIC FIELD FOR CHANGES THE REACTIVE LOAD**

**O.G. Kensytskyi, D.I. Hvalin**

**Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,**

**pr. Peremohy, 56, Kyiv, 03057, Ukraine. e-mail: [denis\\_h@bigmir.net](mailto:denis_h@bigmir.net)**

*The electromagnetic field mathematical model of the turbo generator end part is developed, that allows obtaining not only qualitative but also quantitative estimates of the influential factors. The calculation of the magnetic field is carried out not only on the surface, but also in the whole generator end-zone, as well as inside the end and main core packets. This takes into account the geometry of the rotor and stator elements, the stator core anisotropy, the discreteness of the tooth-groove structure and, due to, a realistic saturation of the stator core. The results of study the distribution of axial and radial components of field induction in the stator core end packets at different reactive load of the machine are given. The average and maximum induction values for each packet of the stator core end zone are determined. The presented method can be considered quasi-three-dimensional, since it takes into account the interrelated magnetic fields of two sections the turbo generator. It is shown that at the same active power in the transition of the over-excitation to the non-excitatory mode there is an increase the electromagnetic field and, consequently, losses and heating in the machine end zone. This is explained by the fact that although the currents of the windings are decreasing, but the angle of displacement between the vectors the linear windings currents is decreases, and as a result, the effect of increasing the field is observed. References 9, tables 2, figures 8.*

**Keywords:** turbo generator, end zone, packet, electromagnetic field, induction.

1. Brynskiy Ye.A., Danilevich Ya.B., Yakovlev V.I. The electromagnetic fields in electrical machines. Leningrad: Energiya. 1979. 176 p. (Rus)
2. Vaskovskiy Yu.M. The field analysis of electric machine. Kyiv: NTUU «KPI», 2007. 191 p. (Ukr)
3. Vas'kovs'kiy Yu.M., Melnik A.M. The electromagnetic vibration disturbing forces of turbogenerator in maneuverable operating condition. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2016. No 2. Pp. 35-41. (Ukr)
4. Voldek A.I., Danilevich Ya.B., Kosachevskiy V.I. Electromagnetic processes in the end parts of electrical machines. Leningrad: Energoatomizdat, 1983. 216 p. (Rus)
5. Dubinina O.M. Numerical simulation of the magnetic field and vortex currents in the turbogenerator end parts in order to increase its reliability: abstract of a thesis Ph.D Avtoref. dis. kand. tekhn. nauk. Kharkiv: NTU «KhPI», 2007. 20 p. (Ukr)
6. Titko A.I., Schastlivyi G. G. Mathematical and physical modeling of electromagnetic fields in the alternating current electrical machines. Kiev: Naukova dumka, 1976. 200 p. (Rus)
7. Titov V.V., Khutoretskiy G.M., Zagorodnaya G.A. Turbogenerators. Leningrad: Energiia, 1967. 895 p. (Rus)
8. Postnikov I.M., Stanislavskiy L.Ya., Schastlivyi G.G. Electromagnetic and thermal processes in the end parts of powerful turbogenerators. Kiev: Naukova dumka, 1971. 360 p. (Rus)
9. Fujita M., Ueda T., Tokumasu T. Eddy current analysis in the stator end structures of large capacity turbine generators. International Conference on *Electrical Machines and Systems*, November, 2009, Tokyo, Japan. Pp. 1 - 6.

Надійшла 06.07.2017  
Остаточний варіант 06.12.17