

Jan KAPINOS, Władysław MIZIA

Instytut Maszyn i Urządzeń Elektrycznych
Politechniki Śląskiej

PARAMETRY ELEKTROMAGNETYCZNE STANU USTALONEGO TURBOGENERATORA Z BEZŻŁÓBKOWYM UZWOJENIEM TWORNIKA

Streszczenie. Określono analityczne zależności na parametry elektromagnetyczne turbogeneratora z bezżłobkowym uzwojeniem twornika, dla przyjętego modelu układu elektromagnetycznego. Zależności te ujmują wpływ wymiarów obwodu magnetycznego, jego własności i danych nawojowych uzwojeń na parametry elektromagnetyczne stanu ustalonego turbogeneratora. Korzystając z danych projektowych kilku turbogeneratorów o wykonaniu tradycyjnym i z uzwojeniem bezżłobkowym, określonych dla tego samego kryterium optymalizacji, przeprowadzono porównanie parametrów obu rozwiązań.

1. Wstęp

Wymiary obwodu magnetycznego turbogeneratorów są ograniczone głównie wytrzymałością mechaniczną wirnika. Również postęp w zakresie stosowania coraz to lepszych materiałów magnetycznych, przewodzących i izolacyjnych jest niesznaczny. W tych warunkach powiększanie mocy jednostkowych turbogeneratorów uzyskuje się przez stosowanie coraz to bardziej intensywnych systemów chłodzenia, w szczególności uzwojeń wzbudzenia i twornika.

W stosowanych rozwiązaniach turbogeneratorów w zakresie mocy znamionowych do ok. 1000 MVA uzwojenia są rozmieszczone w żłobkach, a grubość szczeliny przywirnikowej dochodzi do 15 cm. Na skutek stosowania coraz to większych indukcyjności magnetycznych w szczelinie zęby ulegają znacznemu nasyceniu. W tych warunkach cenniejsze jest rozpatrzenie możliwości rezygnacji z rozmieszczenia uzwojeń w żłobkach i opracowanie konstrukcji bezżłobkowej. Wprowadzenie takiej konstrukcji jest rozpatrywane w pracach [2], [8] i dotyczy maszyn głębokoszlądanych. Podstawową trudnością w realizacji takiego rozwiązania jest mocowanie uzwojeń.

Rozwiązanie mocowania uzwojenia twornika jest prostsze w porównaniu z mocowaniem uzwojenia wzbudzenia, które podlega działaniu dużej siły odśrodkowej. Można więc, zachowując tradycyjne rozwiązanie wirnika, wprowadzić bezżłobkowe uzwojenie twornika.

Rozwiązania tego typu są rozpatrywane w pracach [1], [4]. W turbogeneratorze z bezżłobkowym uzwojeniem twornika grubość uzwojenia twornika jest znacznie mniejsza (eliminacja zębów), a ponadto mniejsza również grubość

szozeliny przywirnikowej, jako odległość między powierzchnią bezki wirnika a wewnętrzną powierzchnią uzwojenia twornika. W konsekwencji zmniejszają się również wymiary zewnętrzne rdzenia stojana. W rozwiązaniu bezślóbkowym uzwojenie twornika znajduje się w głównym polu magnetycznym. Rzuca to na rozwiązanie prętów uzwojenia twornika, celem ograniczenia strat dodatkowych [5].

Ponadto wyznaczenie parametrów indukcyjnych turbogenerators wymaga odmianego podejścia w porównaniu z dotychczasową praktyką. Celem niniejszego artykułu jest określenie analitycznych zależności na parametry indukcyjne turbogenerators z bezślóbkowym uzwojeniem twornika, wyrażonych przez wymiary obwodu magnetycznego, jego własności oraz dane nawojowe uzwojeń. W celu oceny zmian parametrów przeprowadzono również porównanie parametrów kilku turbogenerators o wykonaniu tradycyjnym i z uzwojeniem bezślóbkowym na podstawie danych projektowych określonych dla tego samego kryterium optymalizacji, którym była minimalizacja strat wzbudzenia przy określonej oalkowitej sprawności turbogenerators. Ocena parametrów turbogenerators z bezślóbkowym uzwojeniem twornika pozwala na określenie ich własności eksploatacyjnych w systemie elektroenergetycznym.

2. Model układu elektromagnetycznego

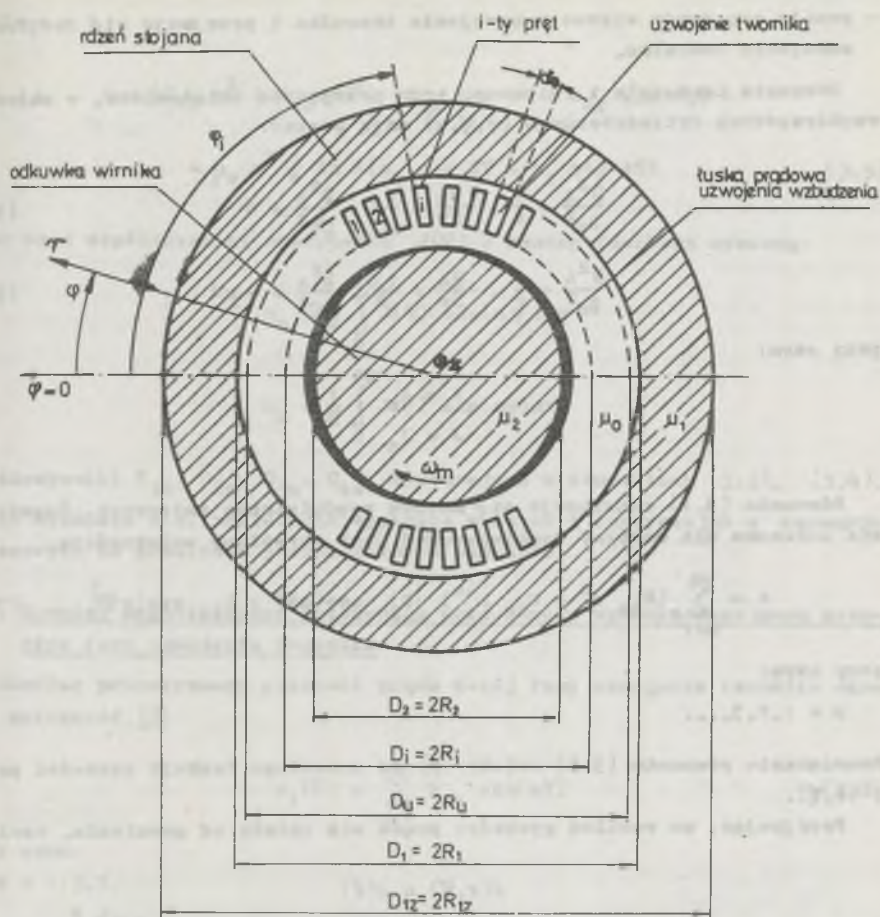
Z rozwiązania konstrukcyjnego turbogenerators dwubiegunowego z bezślóbkowym uzwojeniem twornika wynika, że można przyjąć model przekroju poprzecznego układu elektromagnetycznego przedstawiony na rys. 2.1. W modelu tym wyróżnia się: odkuwkę wirnika, szozelinę przywirnikową, uzwojenie wzbudzenia, uzwojenie twornika, rdzeń stojana. Szozeliny przywirnikowe w turbogenerators są duże. Z tego powodu nawet przy znacznych nasyceniach elementów ferromagnetycznych obwód magnetyczny jest praktycznie liniowy. W rozpatrywanym modelu założone liniowość obwodu magnetycznego, przy czym dla rdzenia stojana przyjęto względną przenikalność magnetyczną μ_1 , natomiast dla odkuwki wirnika μ_2 .

Ponadto założono, że uzwojenie:

- wzbudzenia jest nieskończenie cienką warstwą, tzw. łuską prądową o sinusoidalnym rozkładzie przestrzennym gęstości liniowej prądu,
- twornika ma określoną grubość i dyskretny rozkład prętów.

Przyjęte założenia pozwalają na przejrzyste określenie przestrzennego rozkładu magnetycznego potencjału wektorowego wytworzonego przez przepływy: wzbudzenia i oddziaływania twornika.

Znajomość rozkładu magnetycznego potencjału wektorowego stanowi podstawę wyznaczenia parametrów indukcyjnych turbogenerators z bezślóbkowym uzwojeniem twornika.



Rys. 2.1. Model układu elektromagnetycznego turbogenerators

3. Magnetyczny potencjał wektorowy

Magnetyczny potencjał wektorowy, przy pominięciu prądu przesunięcia, spełnia równanie:

- Laplace'a $\Delta \vec{A} = 0$ dla obszarów bezprądowych,
- Poissona $\Delta \vec{A} = -\mu \vec{J}$ dla obszarów prądowych.

Rozkład magnetycznego potencjału wektorowego określa się, przyjmując założenia:

- pomija się efekty krańcowe, wynikające ze skończonej długości maszyny,

- przyjmuje się sinusoidalny rozkład przestrzenny gęstości liniowej prądu wzbudzenia,
- pomija się prądy wirowe w uzwojeniu twornika i przyjmuje się trójfazowe uzwojenie twornika.

Równania Laplace'a i Poissona, przy przyjętych założeniach, w układzie współrzędnych cylindrycznych (r, φ, z) mają postać:

$$\frac{\partial^2 A}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial A}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 A}{\partial \varphi^2} = 0 \quad (3.1)$$

$$\frac{\partial^2 A}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial A}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 A}{\partial \varphi^2} = -\frac{\mu J}{6} \quad (3.2)$$

przy czym:

$$A = A_z$$

$$J = J_z$$

Równanie (3.1) rozwiązuje się metodą rozdzielania zmiennych. Rozwiązanie okresowe dla maszyny dwubiegunowej jest określone zależnością:

$$A = \sum_{n=1}^{\infty} (C_{1n} r^n + C_{2n} r^{-n}) [C_{3n} \cos(n\varphi) + C_{4n} \sin(n\varphi)] \quad (3.3)$$

przy czym:

$$n = 1, 2, 3, \dots$$

Rozwiązanie równania (3.2) zależy [7] od przebiegu funkcji gęstości prądu $J(r, \varphi)$.

Przyjmując, że rozkład gęstości prądu nie zależy od promienia, czyli:

$$J(r, \varphi) = J(\varphi)$$

i stosując metodę rozdzielania zmiennych, otrzymuje się rozwiązania okresowe równania (3.2):

- dla $n \neq 2$

$$A = \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ (C_{1n} r^n + C_{2n} r^{-n}) [C_{3n} \cos(n\varphi) + C_{4n} \sin(n\varphi)] - \mu_0 \frac{r^2}{4 - n^2} [a_n \cos(n\varphi) + b_n \sin(n\varphi)] \right\} \quad (3.4)$$

- dla $n = 2$

$$A = (C_{12} r^2 + C_{22} r^{-2}) (C_{32} \cos 2\varphi + C_{42} \sin 2\varphi) - \mu_0 r^2 \frac{1}{4} \ln r (a_2 \cos 2\varphi + b_2 \sin 2\varphi) \quad (3.5)$$

przy czym współczynniki rozłożenia $J(\varphi)$ w szereg Fouriera wynoszą:

$$a_n = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} J(\varphi) \cos(n\varphi) d\varphi$$

$$b_n = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} J(\varphi) \sin(n\varphi) d\varphi$$

Współczynniki C_{1n} , C_{2n} , C_{3n} , C_{4n} występujące w równaniach (3.3), (3.4), (3.5) wyznacza się, zakładając symetrię maszyny i korzystając z warunków brzegowych na granicach poszczególnych obszarów.

3.1. Rozkład magnetycznego potencjału wektorowego utworzonego przez przepływ fazy uzwojenia twornika

Rozkład przestrzenny gęstości prądu k -tej fazy uzwojenia twornika określa zależność [3]:

$$J_1(\varphi) = \sum_{n=1}^{\infty} b_{nk} \sin(n\varphi) \quad (3.6)$$

przy czym:

$$n = 1, 3, 5, \dots$$

$$b_{nk} = \frac{4 J_{1mk}}{n \pi} q_1 k_{un} \sin(0,5 n \varphi_0)$$

q_1 - liczba tzw. umewnych zębów na biegun i fazę,

φ_0 - miara kątowa pojedynczego pręta,

J_{1mk} - amplituda gęstości prądu podstawowej harmonicznej w przecie k -tej fazy uzwojenia twornika,

k_{un} - współczynnik uzwojenia dla n -tej harmonicznej.

Zależność (3.6) łącznie z równaniami (3.3), (3.4), przy uwzględnieniu symetrii maszyny i warunków brzegowych na granicach poszczególnych obszarów, pozwala [3] na określenie rozkładu magnetycznego potencjału wektorowego utworzonego przez k -tą fazę, we wszystkich obszarach modelu elektromagnetycznego turbogenerators (rys. 2.1). Dla określenia parametrów indukcyjnych interesujący jest obszar ($R_1 \leq r \leq R_U$), w którym znajduje się uzwojenie twornika.

W obszarze tym magnetyczny potencjał wektorowy wytworzony przez k-tą fazę uzwojenia twornika jest określony zależnością:

$$A_{1rk} = \sum_{n=1}^{\infty} 0,5 \mu_0 \frac{b_{nk}}{h - \frac{n^2}{2}} \left[(\alpha_n \beta_n + \frac{2+n}{n} R_u^{2-n}) r^n - (R_1^{2n} \beta_n + \frac{2-n}{n} R_u^{2+n}) r^{-n} - 2 r^2 \right] \sin(n\psi) \quad (3.7)$$

przy czym: $n = 1, 3, 5, \dots$

$$\alpha_n = \frac{1 - \left(\frac{R_1}{R_2}\right)^{2n}}{\left(\frac{R_1}{R_2}\right)^{2n} \frac{\mu_1 + 1}{\mu_1 - 1} - \frac{\mu_1 - 1}{\mu_1 + 1}}$$

$$\beta_n = \frac{\frac{\mu_2 - 1}{\mu_2 + 1} \frac{2+n}{n} (R_u^{2-n} - R_1^{2-n}) R_2^{2n} + \frac{2-n}{n} (R_u^{2+n} - R_1^{2+n})}{R_1^{2n} + R_2^{2n} \frac{\mu_2 - 1}{\mu_2 + 1}} \alpha_n$$

μ_1, μ_2 - względne przenikalności magnetyczne odkuwki wirnika i rdzenia stojana,

$R_1, R_2, R_{1z}, R_1, R_u$ - wymiary modelu elektromagnetycznego (rys. 2.1).

3.2. Rozkład magnetycznego potencjału wektorowego wytworzonego przez przepływ wzbudzenia

Zgodnie z przyjętym założeniem gęstość liniowa prądu wzbudzenia wzbudzenia:

$$J_2(\psi) = J_{2m} \sin\psi \quad (3.8)$$

Amplitudę gęstości liniowej prądu wzbudzenia wzbudzenia wyznacza się z równości przepływów uzwojenia wzbudzenia i tzw. łuski prądowej:

$$\frac{h}{2} \varepsilon_2 k_{u2} I_2 = \int_0^{\alpha} J_{2m} R_2 \sin\psi d\psi$$

otrzymuje się:

$$J_{2m} = 4 \frac{\varepsilon_2 k_{u2}}{D_2} I_2$$

przy czym:

z_2 - liczba zwojów uzwojenia wzbudzenia,

k_{u2} - współczynniki uzwojenia wzbudzenia,

I_2 - prąd wzbudzenia,

D_2 - średnica wirnika.

Zależność (3.8) łącznie z równaniem (3.3), przy uwzględnieniu symetrii maszyn i warunków brzegowych na granicach poszczególnych obszarów, pozwala [3] na określenie rozkładu magnetycznego potencjału wektorowego wytworzonego przez przepływ uzwojenia wzbudzenia we wszystkich obszarach modelu elektromagnetycznego turbogeneratora.

W obszarze ($R_2 < r < R_1$), który jest wykorzystywany do określenia parametrów indukcyjnych, magnetyczny potencjał wektorowy określa zależność:

$$A_2 = \mu_0 J_2 \frac{b_2}{\mu_2 + 1} \left[\frac{r}{\left(\frac{R_1}{R_2}\right)^2 \alpha - \frac{\mu_2 - 1}{\mu_2 + 1}} + \frac{R_1^2 r^{-1}}{\left(\frac{R_1}{R_2}\right)^2 - \frac{\mu_2 - 1}{(\mu_2 + 1)\alpha}} \right] \sin \varphi \quad (3.9)$$

przy czym

$$\alpha = \frac{\left(\frac{R_1}{R_2}\right)^2 \frac{\mu_1 + 1}{\mu_1 - 1} - \frac{\mu_1 - 1}{\mu_1 + 1}}{\left(\frac{R_1}{R_2}\right)^2 - 1}$$

4. Reaktancje

Charakterystyczne reaktancje turbogeneratora są ściśle związane z odpowiednimi indukcyjnościami. Indukcyjności, przy znanych rozkładach magnetycznego potencjału wektorowego i gęstości prądu uzwojeń, wyznacza się korzystając z wyrażenia na energię pola magnetycznego:

$$W = \frac{1}{2} \iiint_V \vec{A} \cdot \vec{J} \, dV \quad (4.1)$$

i zależności ujmującej związek między energią pola magnetycznego, indukcyjnością i prądem.

Indukcyjność własna uzwojenia:

$$L_1 = 2 \frac{W_1}{I_1^2} \quad (4.2)$$

Indukcyjność własną uzwojenia określa się, znając rozkład gęstości prądu uzwojenia i rozkład magnetycznego potencjału wektorowego wytworzonego przez przepływ uzwojenia w obszarze zajęty przez to uzwojenie.

Indukcyjność własna fazy uzwojenia twornika:

$$L_{1k} = \frac{2}{I_{1k}} \iint_V \vec{A}_{1fk} \vec{J}_{1k} dV \quad (4.3)$$

przy czym:

\vec{A}_{1fk} - magnetyczny potencjał wektorowy wytworzony przez przepływ k-tej fazy uzwojenia twornika w obszarze rozłożenia uzwojenia twornika,

J_{1k} - gęstość prądu k-tej fazy uzwojenia twornika,

I_{1k} - prąd k-tej fazy uzwojenia twornika.

Indukcyjność wzajemna uzwojeń:

$$M = \frac{2}{I_1 I_2} \iint_V \vec{A}_2 \vec{J}_{1k} dV \quad (4.4)$$

Indukcyjność wzajemną uzwojeń określa się, znając rozkłady gęstości prądów w uzwojeniach oraz rozkłady magnetycznego potencjału wektorowego wytworzonego przez przepływ jednego z uzwojeń w obszarze zajęty przez drugie uzwojenie. Indukcyjność wzajemna uzwojenia wzbudzenia i k-tej fazy uzwojenia twornika:

$$M = \frac{2}{I_{1k} I_2} \iint_V \vec{A}_2 \vec{J}_{1k} dV \quad (4.5)$$

przy czym:

\vec{A}_2 - magnetyczny potencjał wektorowy wytworzony przez przepływ uzwojenia wzbudzenia w obszarze rozłożenia uzwojenia twornika,

I_2 - prąd wzbudzenia.

Zgodnie z przyjętymi założeniami rozkład pola magnetycznego nie zmienia się wzdłuż długości maszyny. Można zatem napisać:

$$L_{1k} = \frac{2}{I_{1k}^2} \iint_{S_k} \vec{A}_{1fk} \vec{J}_{1k} dS \quad (4.6)$$

$$M = \frac{2}{I_{1k} I_2} \iint_{S_k} \vec{A}_2 \vec{J}_{1k} dS \quad (4.7)$$

przy czym:

l_1 - długość twornika,

S_k - powierzchnia przekroju poprzecznego fazy uzwojenia twornika.

Podane zależności na indukcijności, przy uwzględnieniu zależności (3.6), (3.7), (3.9), stanowią podstawę określenia wyrażeń na reaktancje.

4.1. Reaktancja synchroniczna

Reaktancja synchroniczna dla trójfazowego uzwojenia średnicowego:

$$X_d = \frac{3}{2} \omega L_{1k} \quad (4.8)$$

przy czym: ω - pulsacja elektryczna.

Wprowadzając do wyrażenia (4.8) zależności (3.6), (3.7), (4.3) otrzymuje się:

$$X_d = \frac{3\omega}{4} \cdot \frac{b_{nk}^2}{I_{1k}^2} \omega \mu_o \cdot 1_1 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n(4-n^2)} \cdot \left[(R_u^{2-n} + \frac{n}{2+n} \alpha_n^2 \beta_n) (R_u^{2+n} - R_1^{2+n}) - (R_u^{2+n} + \frac{n}{2-n} R_1^{2n} \beta_n) (R_u^{2-n} - R_1^{2-n}) - \frac{n}{2} (R_u^4 - R_1^4) \right] \quad (4.9)$$

Z zależności (3.6), przy dodatkowym określeniu zależności amplitudy gęstości prądu twornika od prądu twornika, danych nawojowych uzwojenia i jego grubości, otrzymuje się:

$$b_{nk} = \frac{32 \sqrt{2} I_{1k} n p_1 q_1 k_{un}}{n \alpha_n \alpha_o D_u^2 \left[1 - \left(\frac{D_1}{D_u} \right)^2 \right]} \sin \left(n \frac{\alpha_o}{2} \right) \quad (4.10)$$

Przyjmując, że zachodzi:

$$\mu_1 \gg 1, \quad \mu_2 \gg 1$$

i wprowadzając wyrażenie (4.10) do zależności (4.9) otrzymuje się:

$$X_d = \frac{48 \mu_o \omega q_1^2 n^2 p_1^2 1_1}{\alpha_n^2 \alpha_o^2 \left[1 - \left(\frac{D_1}{D_u} \right)^2 \right]^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{k_{un}^2}{n^3(4-n^2)} \sin^2 \left(n \frac{\alpha_o}{2} \right) \cdot \left\{ \left(1 + \frac{n}{2+n} \alpha_n \right) \left[1 - \left(\frac{D_1}{D_u} \right)^{2+n} \right] - \left[1 - \frac{n}{2-n} \left(\frac{D_1}{D_u} \right)^{2n} \alpha_n \right] \left[1 - \left(\frac{D_1}{D_u} \right)^{2-n} \right] - \frac{n}{2} \left[1 - \left(\frac{D_1}{D_u} \right)^4 \right] \right\} \quad (4.11)$$

$$\left\{ \left(1 + \frac{n}{2+n} \alpha_n \right) \left[1 - \left(\frac{D_1}{D_u} \right)^{2+n} \right] - \left[1 - \frac{n}{2-n} \left(\frac{D_1}{D_u} \right)^{2n} \alpha_n \right] \left[1 - \left(\frac{D_1}{D_u} \right)^{2-n} \right] - \frac{n}{2} \left[1 - \left(\frac{D_1}{D_u} \right)^4 \right] \right\}$$

przy czym:

$$\mathcal{X}_n = \frac{\frac{2+n}{n} \left[1 - \left(\frac{D_1}{D_u} \right)^{2-n} \right] D_2^{2n} + \frac{2-n}{n} \left[1 - \left(\frac{D_1}{D_u} \right)^{2+n} \right] D_u^{2n}}{D_1^{2n} - D_2^{2n}}$$

a_1 - liczba gałęzi równoległych uswojenia twornika,

n_{p1} - liczba warstw uswojenia twornika,

$n = 1, 3, 5, \dots$

Zależność (4,11) ujmuje wpływ wymiarów geometrycznych maszyny i danych nawojowych uswojenia twornika na reaktancję synchroniczną. Przy uwzględnieniu tylko podstawowej harmonicznej przestrzennego rozkładu indukcji ($n=1$) otrzymuje się:

$$X_{d1} = \frac{16 \mu_0 \omega q_1^2 k_{u1}^2 n_{p1}^2 l_1}{\mathcal{X}_{n=1}^2 \varphi_0^2 \left[1 - \left(\frac{D_1}{D_u} \right)^2 \right]^2} \sin^2 \frac{\alpha_0}{\lambda} \left\{ \left(1 + \frac{1}{3} \mathcal{X}_1 \right) \cdot \right.$$

$$\left. \left[1 - \left(\frac{D_1}{D_u} \right)^3 \right] - \left[1 - \left(\frac{D_1}{D_u} \right)^2 \mathcal{X}_1 \right] \left(1 - \frac{D_1}{D_u} \right) - \frac{1}{2} \left[1 - \left(\frac{D_1}{D_u} \right)^4 \right] \right\} \quad (4.12)$$

przy czym:

$$\mathcal{X}_1 = \frac{3 \left(1 - \frac{D_1}{D_u} \right) D_2^2 + D_u^2 \left[1 - \left(\frac{D_1}{D_u} \right)^3 \right]}{D_1^2 - D_2^2}$$

4.2. Reaktancja oddziaływania twornika

Reaktancja oddziaływania twornika dla podstawowej harmonicznej:

$$X_{ad} = \frac{3}{2} \cdot \frac{s_1 k_{u1}}{s_2 k_{u2}} \omega M \quad (4.13)$$

przy czym:

s_1, s_2 - liczby zwojów uswojenia twornika i wzbudzenia,

k_{u1}, k_{u2} - współczynniki uswojeń twornika i wzbudzenia,

ω - pulsacja elektryczna.

Wprowadzając do wyrażenia (4.13) zależności (3.6), (3.9), (4.7) otrzymuje się:

$$X_{ad} = \frac{3R_1}{2} \cdot \frac{z_1 k_{u1}}{z_2 k_{u2}} \cdot \frac{J_{2m}}{I_{1k} I_2} \omega \mu_0 l_1 b_{1k} \frac{\mu_2}{\mu_2 + 1} \left[\frac{1}{3} \cdot \frac{R_u^3 - R_1^3}{\left(\frac{R_1}{R_2}\right) \alpha \frac{\mu_2 - 1}{\mu_2 + 1}} + \frac{R_1^2 R_u - R_1^3}{\left(\frac{R_1}{R_2}\right) - \frac{\mu_2 - 1}{(\mu_2 + 1)\alpha}} \right] \quad (4.14)$$

przy czym:

$b_{1k} = b_{nk}$ - wyrażenie (4.10) dla $n = 1$.

Przyjmując, że zachodzi:

$$\mu_1 \gg 1, \quad \mu_2 \gg 1$$

i wprowadzając zależność na b_{1k} , otrzymuje się:

$$X_{ad} = \frac{8 \mu_0 \omega q_1^2 k_{u1}^2 n_p^2 l_1^2 m_D}{3 \mu_1^2 \alpha_0} \sin\left(\frac{\alpha_0}{2}\right) \quad (4.15)$$

przy czym:

$$m_D = \frac{D_1}{D_1^2 - D_2^2} \cdot \frac{(D_1 + D_u)^2 - D_1 D_u + 3D_1^2}{D_u + D_1}$$

Zależność (4.15) ujmuje wpływ wymiarów geometrycznych maszyny i danych nawojowych uzwojenia twornika na reaktancję oddziaływania twornika.

4.3. Reaktancja rozproszenia uzwojenia twornika

Trudności związane z określeniem rozkładów magnetycznego potencjału wektorowego i gęstości prądu w oszczędnościach oszłonowych turbogeneratora powodują, że zależność na reaktancję synchroniczną podano bez uwzględnienia reaktancji rozproszenia oszłoni oszłonowych uzwojeń. Z tego powodu przy określaniu całkowitej reaktancji rozproszenia nie można posłużyć się zależnością:

$$X_s = X_d - X_{ad} \quad (4.16)$$

Reaktancję rozproszenia uzwojenia twornika można wyznaczyć w sposób przybliżony, zakładając, że reaktancja rozproszenia oszłoni oszłonowych bezziłbkowego uzwojenia twornika jest taka sama, jak uzwojenia rozmieszczonego w ziłbkach.

Przy takim założeniu:

$$X_{\Sigma} = X_d - X_{ad} + X_{sc}$$

przy czym: reaktancja rozproszenia części oszłonowego uzwojenia twornika

$$X_{sc} = \frac{3,92 \pi^2 k_{u1}^2}{\sin^2(\beta_1 \frac{\sigma_c}{2})} D_{\delta r} (\beta_1 - 1) \cdot 10^{-4}$$

β_1 - skrót poskoku uzwojenia,

$$D_{\delta r} = \frac{D_1 + D_u}{2}$$

5. Porównanie podstawowych parametrów indukcyjnych turbogeneratorów z tradycyjnym i bezślóbkowym uzwojeniem twornika

W celu porównania podstawowych parametrów indukcyjnych turbogeneratorów z tradycyjnym i bezślóbkowym uzwojeniem twornika przeprowadzono obliczenia projektowe trzech generatorów o mocach: 247, 426, 588 MVA, dla obu rozwiązań uzwojenia twornika. Obliczenia przeprowadzono, przyjmując jako kryterium optymalizacji minimalizację strat wzbudzenia, przy zachowaniu tej samej sprawności generatora o określonej mocy, niezależnie od wykonania uzwojenia twornika. Obliczenia turbogeneratorów z bezślóbkowym uzwojeniem twornika przeprowadzono dla kilku wariantów grubości szczeliny δ_{Σ} - odległości między powierzchnią bezki wirnika a wewnętrzną powierzchnią uzwojenia twornika.

Przyjęcie kilku wariantów grubości szczeliny δ_{Σ} wiąże się z rozwiązaniem systemu chłodzenia maszyny. Nawet przy bezpośrednim chłodzeniu uzwojeń i rdzenia stojana zachodzi konieczność wprowadzenia szczeliny nie tylko ze względów mechanicznych, ale również cieplnych, ponieważ muszą być odprowadzone straty wydzielane na powierzchni bezki wirnika.

Względne parametry indukcyjne określono dla względnej szczeliny $\delta_{\Sigma} = 0,2; 0,4; 0,6; 0,8$, przy czym jednostką odniesienia była szczelina generatora z tradycyjnym uzwojeniem twornika.

Parametry generatorów ujmuje tabela 5.1.

5. Wnioski

Z tabeli 5.1 wynika, że względne podstawowe reaktancje są mniejsze dla generatorów z bezślóbkowym uzwojeniem twornika, przy czym stopień zmniej-

szczenia zależy od względnej szczeliny δ_{nr} związanej z systemem chłodzenia maszyny.

Względna reaktancja rozproszenia uzwojenia twornika zmienia się stosunkowo nieznacznie.

Uwzględniając, że jest ona głównym składnikiem reaktancji dla przebiegów podprzebiegowych i przejściowych, można uznać, że reaktancje te nie będą znacząco odbiegać od wartości spotykanych w turbogeneratorach o rozwiązaniu tradycyjnym.

Zmiany parametrów indukcyjnych można więc uznać za korzystne. Dodatkowym, korzystnym efektem wprowadzenia bezziobkowego uzwojenia twornika jest zmniejszenie wymiarów zewnętrznych rdzenia stojana.

LITERATURA

- [1] Danilewicz J.B., Czubrajewa L.J. i inni: Turbogeneratory bezpazowej konstrukcji i problemy ich stworzenia. Sbornik naukowych trudow. Leningrad 1977.
- [2] Davies E.J.: Airgap windings for large turbogenerators. Proc. IEE, vol. 118, Nr 3-4 1971.
- [3] Kapinos J.: Zagadnienia elektromagnetyczne w projektowaniu turbogeneratorów z bezziobkowym uzwojeniem twornika. Praca doktorska. Pol. Śląska, Gliwice 1980.
- [4] Kildiszczew W.S., Ruzinskij L.N.: Moszkowskie synchronne generatory s bieżącymi statorem. Elektrizestwo. Nr 1, 1977.
- [5] Kirtley J.L.: Armature of the MIT-EPRI superconducting generator. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-96, Nr 1, 1977.
- [6] Mizia W.: Metoda optymalizacji obwodów elektromagnetycznych w turbogeneratorach dwuhugunowych. Zeszyty Naukowe Pol. Śląskiej, Elektryka, Nr 69. Gliwice 1980.
- [7] Smirnov W.J.: Matematyka wyższa. T. II. PWN, Warszawa 1958.
- [8] Spooner E.: Fully slotless turbogenerators'. Proc. IEE, vol. 120, Nr 12. 1973.

Recenzent: doc. dr hab. inż. Roman Nadolski

Wpłynęło do Redakcji dn. 15.XII.1982 r.

ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ ПАРАМЕТРЫ УСТАНОВИВШЕГОСЯ РЕЖИМА ТУРБОГЕНЕРАТОРА С БЕЗПАЗОВОЙ ОБМОТКОЙ ЯКОРА

Р е з ю м е

Определены аналитические зависимости для электромагнитных параметров турбогенератора с беспазовой обмоткой якоря для принятой модели электромагнитной системы. Эти зависимости определяют влияние размеров магнитной цепи и

обмоточных данных на электромагнитные параметры установившегося режима турбогенератора. Пользуясь расчётами нескольких турбогенераторов в традиционном исполнении с безазовой обмоткой, определёнными для того же критерия оптимизации, проведено сравнение электромагнитных параметров обоих релений. Гс

ELECTROMAGNETIC PARAMETERS OF TURBOGENERATOR WITH SLOTLESS WINDING ARMATURE IN THE STEADY STATE

S u m m a r y

The elektromagnetic parameters of a model of a turbogenerator with slotless armature winding has been analysed and computed. The derives relations take into account the influence of the sizes of electromagnetic circuit, its properties and winding distribution on the parameters. The designing datas of some traditional alternators and generators with slotless armature windings, determined at the same optimisation criterion, enable the comparison of their main reactances (synchronous reactances, armature reaction reactances, leakage reactances).