

Sebastian Berhausen, Andrzej Boboń  
Politechnika Śląska, Gliwice

## POLOWA METODA WYZNACZANIA PARAMETRÓW I CHARAKTERYSTYK MASZYN SYNCHRONICZNEJ

### A FIELD METHOD FOR DETERMINING PARAMETERS AND CHARACTERISTICS OF A SYNCHRONOUS MACHINE

**Abstract:** The paper presents field methods for determining electromagnetic parameters (inductances, resistances and time constants) of a synchronous generator mathematical model containing one equivalent damper circuit in each rotor axis. The magnetostatic and the electromagnetic harmonic field distributions calculated by the finite element method were used. Nonlinear characteristics of machine inductances were presented which illustrate the saturation effect. Particular attention were drawn to the problems of determining subtransient time constants of the generator.

#### 1. Wstęp

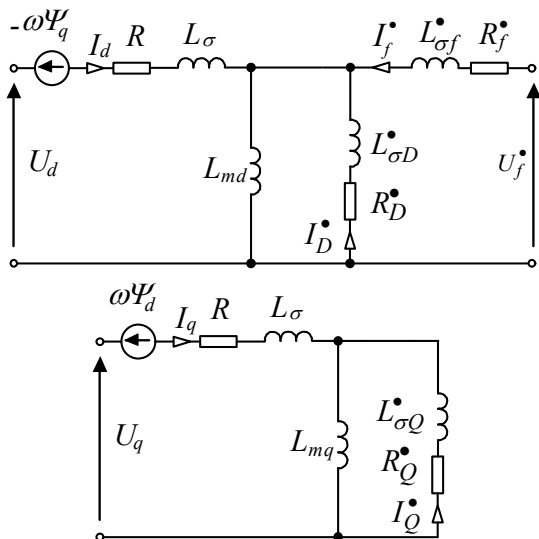
Maszyny synchroniczne dużej mocy (turbogeneratory, hydrogeneratory) są podstawowym źródłem energii elektrycznej w systemie elektroenergetycznym. Właściwości tych maszyn w stanach ustalonych i nieustalonych decydują o stanie pracy systemu elektroenergetycznego. Ocenę właściwości systemu w normalnych i awaryjnych stanach pracy najczęściej przeprowadza się na podstawie badań symulacyjnych przy wykorzystaniu wyspecjalizowanych programów komputerowych. Dokładność takich obliczeń zależy od przyjętych modeli matematycznych elementów systemu, jak również od parametrów tych modeli. Prowadzone badania stabilności systemu elektroenergetycznego wykazują rozbieżności pomiędzy zmierzonymi, a obliczonymi przebiegami uzyskanymi z programów komputerowych. Częstą przyczyną tych rozbieżności jest wykorzystywanie w obliczeniach przybliżonych parametrów maszyny szacowanych na podstawie danych konstrukcyjnych.

Obecnie uważa się, że modelowanie polowe generatorów synchronicznych jest jedną z najdokładniejszych metod obliczeniowych ponieważ możliwe jest uwzględnienie istotnych zjawisk elektromagnetycznych oraz czynników decydujących o właściwościach maszyny, takich jak: nieliniowość charakterystyk magnesowania rdzeni magnetycznych, oddziaływanie prądów wirowych w przewodzących elementach wirnika, ruch wirnika [1]. Głównym czynnikiem ograniczającym zastosowanie modeli polowo-obwodowych w symulacjach systemów elektroenergetycznych jest długi czas obliczeń

i konieczność dostępu do komputerów o dużych mocach obliczeniowych. Modele takie są jednak coraz częściej stosowane do wyznaczania parametrów modeli obwodowych maszyn synchronicznych.

Obliczenia polowo-obwodowe mogą być wykonane na etapie projektowania maszyny. W badaniach symulacyjnych systemów elektroenergetycznych stosowane są klasyczne obwodowe modele matematyczne generatorów synchronicznych formułowane w dwuosiowym układzie współrzędnych  $d, q$  związanym z wirnikiem. W pracy przedstawiono metody wyznaczania parametrów elektromagnetycznych (indukcyjności, rezystancje i stałe czasowe) modelu matematycznego generatora w osiach  $d$  i  $q$  przy wykorzystaniu rozkładów pól statycznych i quasi-statycznych magnetycznych i elektromagnetycznych w przekroju poprzecznym maszyny obliczonych metodą elementów skończonych. Rozpatrzono model matematyczny generatora zawierający jeden zastępczy obwód tłumiący w osi  $d$  i jeden obwód tłumiący w osi  $q$ . Na rys. 1 przedstawiono schematy zastępcze maszyny w osi  $d$  i  $q$ , na których zaznaczono parametry indukcyjne i rezystancyjne modelu. Indeksami  $d$  i  $q$  oznaczono wielkości i parametry twornika (stojana), indeksami  $D$  i  $Q$  - wielkości i parametry obwodów tłumiących wirnika, a indeksami  $f$  - wielkości i parametry uzwojenia wzbudzenia, indeks  $\sigma$  oznacza indukcyjności związane ze strumieniem rozproszenia. W przypadku modeli zawierających większą liczbę obwodów tłumiących, ich parametry mogą być wyznaczone przy wykorzystaniu

przebiegów niestabilnych wybranych wielkości elektrycznych maszyny.



Rys. 1. Schematy zastępcze rozpatrywanego modelu generatora synchronicznego

## 2. Połowy model obliczeniowy generatora

Obliczenia przestrzennych rozkładów pól przeprowadzono przy wykorzystaniu programu Maxwell-2D dla cylindrycznego generatora synchronicznego dużej mocy o następujących danych znamionowych:  $S_N = 235,5$  MVA,  $P_N = 200$  MW,  $U_N = 15,75$  kV,  $I_N = 8625$  A,  $I_{fN} = 2680$  A,  $\cos\varphi_N = 0,85$ .

Przy tworzeniu modelu obliczeniowego przyjęto następujące założenia [2]:

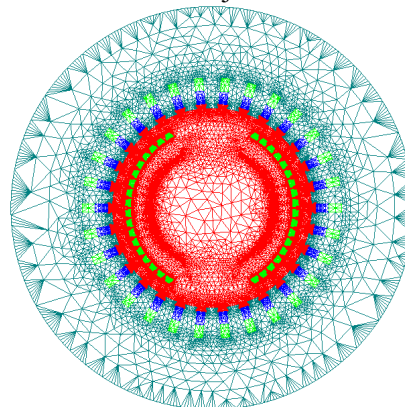
- dwuwymiarowy rozkład pola elektromagnetycznego w przekroju poprzecznym generatora,
- nieliniowe charakterystyki magnesowania rdzeni stojana i wirnika,
- pominięto zjawisko wypierania prądu w uzwojeniach stojana i wirnika,
- pominięto prądy wirowe w pakiecie blach stojana,
- uwzględniono prądy wirowe indukowane w litym bloku i klinach żłbkowych wirnika.

Rozważany przekrój poprzeczny modelu obliczeniowego generatora poddano dyskretyzacji za pomocą trójkątnych elementów skończonych drugiego rzędu. Na zewnętrznej powierzchni stojana przyjęto zerowy warunek brzegowy Dirichleta dla wektorowego potencjału magnetycznego.

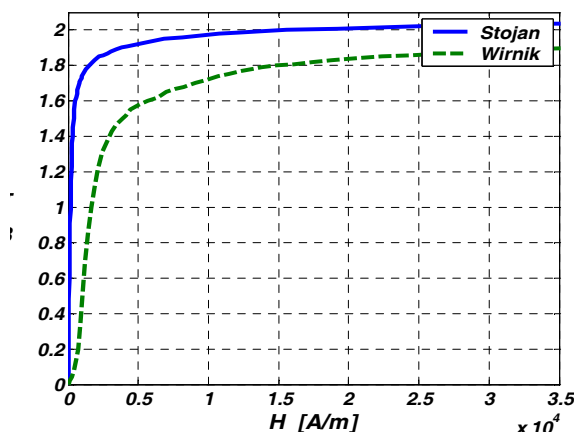
Indukcyjność obwodu uzwojenia wzbudzenia i stojana powiększono o indukcyjności rozproszenia czoł uzwojeń, których nie uwzględnia

model dwuwymiarowy. Ich wartości określono na podstawie wzorów projektowych [3]: dla obwodu wzbudzenia  $L_{\sigma cf} = 0,034$  p.u., dla obwodu stojana  $L_{\sigma c} = 0,08$  p.u.

Na rysunku 2 przedstawiono model obliczeniowy oraz przykładową siatkę elementów skończonych składającą się z 60684 elementów trójkątnych wygenerowanych metodą adaptacyjną. Na rysunku 3 przedstawiono charakterystyki magnesowania rdzeni stojana i wirnika.



Rys. 2. Siatka elementów skończonych modelu obliczeniowego generatora



Rys. 3. Charakterystyki magnesowania rdzeni magnetycznych stojana i wirnika

## 3. Parametry maszyny wyznaczone na podstawie rozkładów pól magnetostatycznych

Przyjęte założenia w pkt. 2 pozwalają na wyznaczenie rozkładu przestrzennego pola magnetostatycznego opisanego przez nieliniowe równanie dla potencjału magnetycznego  $A$ , które w układzie współrzędnych prostokątnych

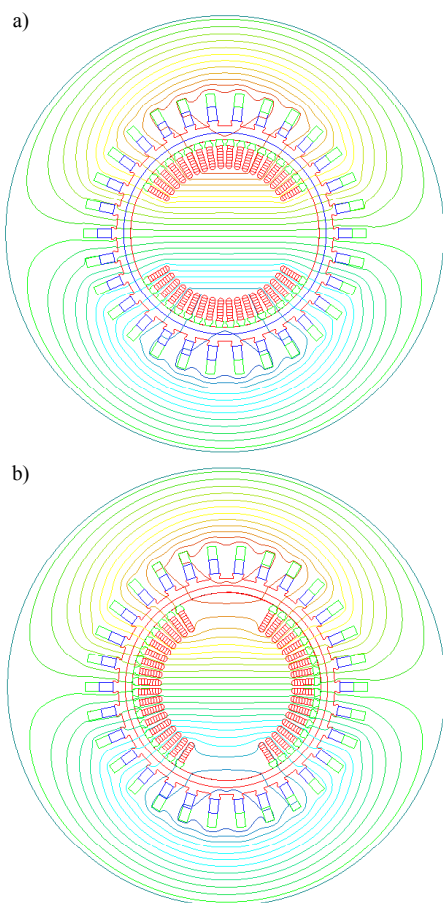
$(x, y)$  ma postać:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \nu(B) \frac{\partial A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \nu(B) \frac{\partial A}{\partial y} \right) = -J \quad (1)$$

gdzie:  $B = \sqrt{B_x^2 + B_y^2}$ ,  $B_x = \frac{\partial A}{\partial y}$ ,  $B_y = -\frac{\partial A}{\partial x}$ ,

$B_x, B_y$  - składowe wektora indukcji magnetycznej w układzie współrzędnych  $(x, y)$ ,  $\nu(B)$  - odwrotność przenikalności magnetycznej (reluktywność),  $J$  - gęstość prądu.

Na podstawie wyznaczonego rozkładu potencjału magnetycznego wyznacza się strumienie magnetyczne sprzężone z uzwojeniem stojana i wzbudzenia. Przykładowe rozkłady linii pola magnetycznego w osi  $d$  i  $q$  maszyny pokazano na rys. 4.



Rys. 4. Przykładowe rozkłady linii pola magnetycznego a) w osi  $d$ , b) w osi  $q$  maszyny

W celu wyznaczenia indukcyjności synchronicznej w osi  $d$  należy wymusić prąd w fazach uzwojenia twornika tak, aby uzyskać przepływ wzdłuż osi  $d$ . Oś fazy A pokrywa się z osią  $d$  zatem strumień sprzężony wzdłuż osi  $d$  wynosi:

$$\Psi_d = \operatorname{Re} \sqrt{\frac{2}{3}} (\psi_A + a \psi_B + a^2 \psi_C) \quad (2)$$

Z wektora przestrzennego prądu stojana wyznacza się jego składową osiową wzdłuż osi  $d$ :

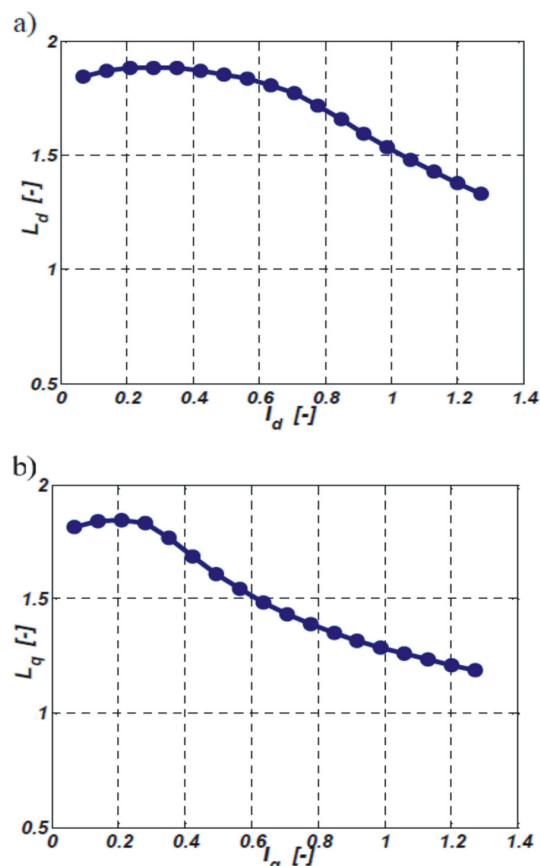
$$I_d = \operatorname{Re} \sqrt{\frac{2}{3}} (i_A + a i_B + a^2 i_C) \quad (3)$$

Indukcyjność synchroniczną w osi  $d$  obliczono z zależności:

$$L_d = \frac{\Psi_d}{I_d} \quad (4)$$

Analogicznie wyznaczono indukcyjność synchroniczną w osi  $q$ . Obliczone w ten sposób indukcyjności synchroniczne w obu osiach powiększono o indukcyjności rozproszeń czoł uzwojeń stojana, których nie uwzględnia model dwuwymiarowy maszyny.

Na rys. 5 przedstawiono charakterystyki indukcyjności synchronicznych w funkcji składowych osiowych prądu stojana. Zmiany wartości indukcyjności wywołane są nasyceniem rdzeni magnetycznych maszyny. Indukcyjności wyrażono w wartościach względnych. Uwaga ta odnosi się do wszystkich pozostałych wykresów.



Rys. 5. Charakterystyki indukcyjności synchronicznych a) w osi  $d$ , b) w osi  $q$  maszyny

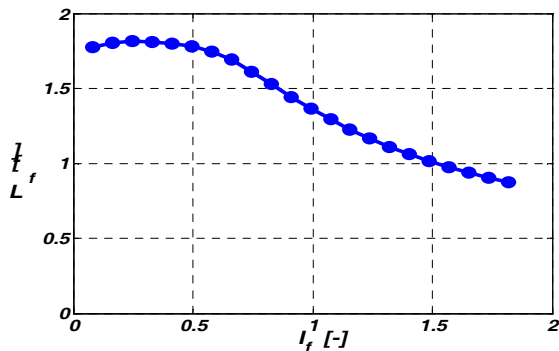
W celu wyznaczenia charakterystyki indukcyjności uzwojenia wzbudzenia oraz charakterystyki biegu jałowego maszyny należy dla wybranych wartości prądu wzbudzenia przy

otwartym uzwojeniu stojana obliczyć strumień sprzężony z uzwojeniem wzbudzenia  $\Psi_f$  oraz z uzwojeniem twornika  $\Psi_{md}$ . Indukcyjność wzbudzenia sprowadzoną na stronę stojana obliczono z zależności:

$$L_f = \frac{\Psi_f}{I_f}, L_f^* = L_f \xi_f^2 \quad (5)$$

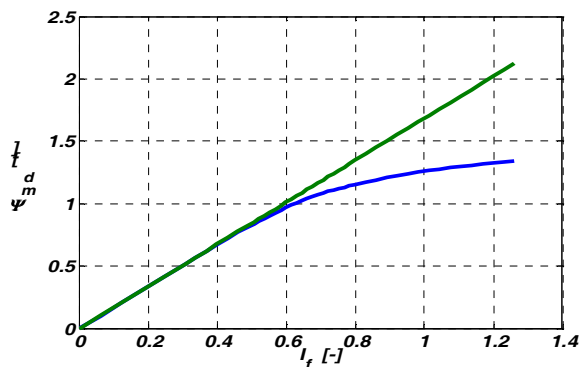
gdzie  $\xi_f$  – współczynnik sprowadzenia [4].

Na rys. 6 przedstawiono zależność indukcyjności wzbudzenia od prądu wzbudzenia z uwzględnieniem indukcyjności czół uzwojenia.



Rys. 6. Charakterystyka indukcyjności wzbudzenia

Charakterystykę biegu jałowego przedstawiono na rys. 7.



Rys. 7. Charakterystyka biegu jałowego

Na podstawie tej charakterystyki, dla nienasyconego obwodu magnetycznego, wyznaczono indukcyjność magnesującą w osi  $d$

$$L_{md} = \frac{\Psi_{md}}{I_f} \xi_f, \quad (6)$$

W teorii maszyn elektrycznych stosuje się zasadę rozdziału wypadkowego pola magnetycznego na pole główne i pola rozprożeń. Zasadę tę, wynikającą z intuicji i praktyki inżynierskiej, wykorzystano do wyznaczenia strumieni rozprożenia uzwojenia stojana i wirnika dla nie-

nasyconego obwodu magnetycznego maszyny. Indukcyjności rozprożenia uzwojeń oraz indukcyjność magnesującą w osi  $q$  wyznaczono z zależności:

$$L_\sigma = L_d - L_{md} \quad (7)$$

$$L_{\sigma f}^* = L_f^* - L_{md} \quad (7a)$$

$$L_{mq} = L_q - L_\sigma, \quad (8)$$

Znając wartość rezystancji wzbudzenia – zmierzanej lub obliczonej na podstawie ogólnie znanych zależności projektowych [3] – oraz indukcyjności obliczonych z zależności (4) – (8), wyznaczono parametry przejściowe maszyny w osi  $d$

$$L_d' = L_d \left( 1 - \frac{L_{md}^2}{L_d L_f^*} \right) \quad (9)$$

$$T_{d0}' \cong \frac{L_f}{R_f} \quad T_d' = T_{d0}' \frac{L_d'}{L_d} \quad (10)$$

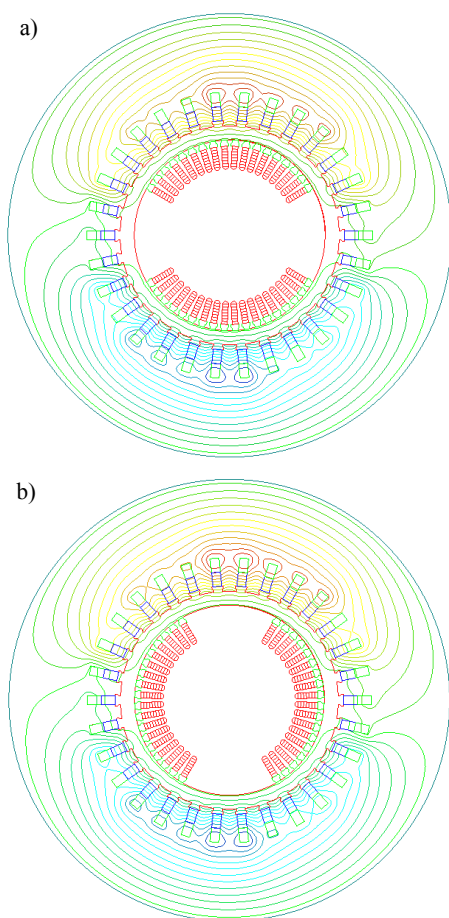
#### 4. Parametry maszyny wyznaczone na podstawie rozkładów pól sinusoidalnie zmiennych

Na podstawie rozkładów pól sinusoidalnie zmiennych w czasie wyznaczono parametry obwodów tłumiących w wirniku i zależnych od nich indukcyjności i stałych czasowych podprześciowych.

Indukcyjności podprześciowe w osi  $d$  i  $q$  są indukcyjnościami widzianymi z zacisków uzwojenia stojana w pierwszej chwili stanu zakłócenia, kiedy płyną prądy w uzwojeniu wzbudzenia i we wszystkich zwartych obwodach elektrycznych wirnika [4]. Indukcyjności te można wyznaczyć przy zasilaniu uzwojenia stojana prądem sinusoidalnym o częstotliwości większej od częstotliwości znamionowej, przy nieruchomym wirniku ustawionym w położeniu podłużnym lub poprzecznym względem przepływu stojana. W pracy wyznaczono indukcyjności podprześciowe przy otwartym uzwojeniu wzbudzenia na podstawie rozkładu pola elektromagnetycznego sinusoidalnie zmiennego przy zasilaniu uzwojenia stojana prądem o częstotliwości 500 Hz. Przyjmuje się, że wszystkie wielkości opisujące pole elektromagnetyczne zmieniają się sinusoidalnie a przenikalność magnetyczna rdzeni magnetycznych jest tzw. przenikalnością zastępczą dla pierwszej harmonicznej pola magnetycznego. Równanie opisujące rozkład przestrzenno-czasowy wektorowego potencjału magnetycznego  $\underline{A}$  ma postać:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( v_z(B) \frac{\partial A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( v_z(B) \frac{\partial A}{\partial y} \right) - j\omega \gamma A = -\underline{J} \quad (11)$$

Na podstawie rozkładu przestrzenno-czasowego potencjału magnetycznego obliczono zespolone strumienie magnetyczne sprzężone z uzwojeniami fazowymi stojana przy rozwartym uzwojeniu wzbudzenia. Na rys. 8 przedstawiono przykładowe rozkłady linii pola magnetycznego w osi  $d$  i  $q$  maszyny utworzone przez prąd twornika dla częstotliwości równej 500 Hz. Widoczne jest silne wypieranie pola magnetycznego do szczeliny powietrznej przez prądy indukowane w obwodach elektrycznych wirnika.



Rys. 8. Rozkład linii pola magnetycznego a) w osi  $d$  b) w osi  $q$  maszyny przy zasilaniu prądem twornika o częstotliwości 500 Hz

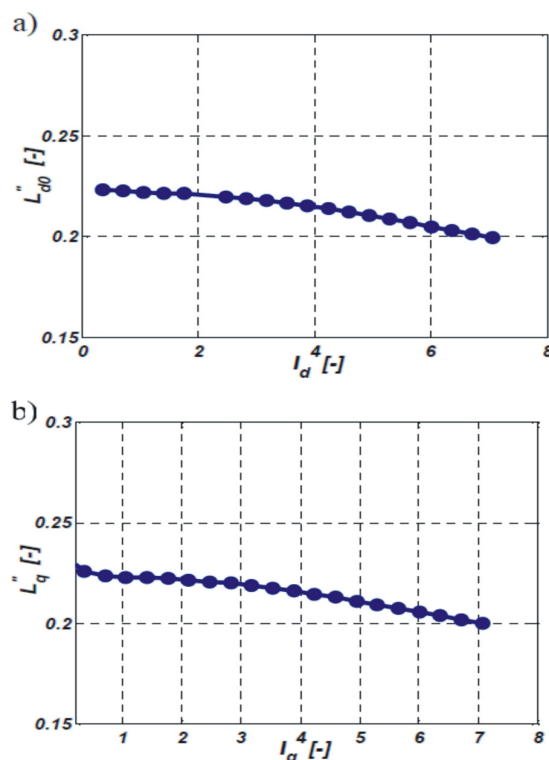
Na rys. 9 przedstawiono charakterystyki indukcyjności podprzejściowych w osi  $d$  i  $q$  przy rozwartym uzwojeniu wzbudzenia.

Na podstawie obliczonej metodą elementów skończonych indukcyjności podprzejściowej  $L''_{d0}$  przy otwartym uzwojeniu wzbudzenia wy-

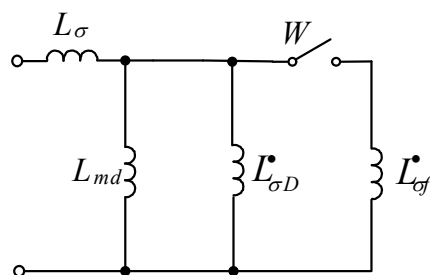
znaczono sprowadzoną indukcyjność rozproszenia zastępczego obwodu tłumiącego  $L''_{\sigma d}$  w osi  $d$  oraz indukcyjność podprzejściową  $L''_d$ . Schemat zastępczy reprezentujący indukcyjność podprzejściową dla analizowanego przypadku przedstawiono na rys. 10.

$$L''_{\sigma d} = L_{md} \frac{L''_{d0} - L_{\sigma}}{L_d - L''_{d0}} \quad (12)$$

$$L''_d = \frac{L''_{d0} (L''_{\sigma} + L_{\sigma}) - L_{\sigma}^2}{L''_{d0} + L''_{\sigma} - L_{\sigma}} \quad (13)$$



Rys. 9. Charakterystyki indukcyjności podprzejściowej w osi  $d$  przy otwartym uzwojeniu wzbudzenia (a) oraz indukcyjności podprzejściowej w osi  $q$  (b)



Rys. 10. Schemat zastępczy reprezentujący indukcyjność podprzejściową  $L''_{d0}$  (otwarty wyłącznik  $W$ ) i indukcyjność podprzejściową  $L''_d$  (zamknięty wyłącznik  $W$ )



## 5. Stałe czasowe podprzejściowe

W pierwszej kolejności wyznaczono zastępcze stałe czasowe w osi  $d$  i  $q$  obwodów tłumiących wirnika o stałych rozłożonych, które w badanym turbogeneratorze stanowią blok lity i przewodzące kliny żłobkowe. Stałe czasowe tych obwodów wyznaczono na podstawie rozkładów pola magnetycznego harmonicznego przy otwartym uzwojeniu wzbudzenia w oparciu o moc czynną  $P_r$  i bierną  $Q_r$  w przewodzących częściach wirnika

$$T_{D,Q} = \frac{L_{D,Q}^{\bullet}}{R_{D,Q}^{\bullet}} = \frac{Q_{rD,Q}}{\omega P_{rD,Q}} \quad (14)$$

Moce  $P_r$  i  $Q_r$  określa zespolona moc wyrażona przez zespolony wektor Poyntinga w polu harmonicznym

$$-\oint_S \underline{S} ds = P_r + jQ_r \quad (15)$$

przy czym zespolony wektor Poyntinga o postaci

$$\underline{S} = \frac{1}{2} \underline{E} \times \underline{H}^* \quad (16)$$

wyraża gęstość strumienia energii przenoszonej przez pole elektromagnetyczne i jest prostopadły do płaszczyzny wektorów  $\underline{E}$  i  $\underline{H}^*$ . Moce czynne  $P_r$  i bierne  $Q_r$  wyznaczono na podstawie rozkładów pola elektromagnetycznego w osi  $d$  i  $q$  z zależności

$$P_r = \int_V \frac{J_m^2}{\gamma} dV \quad (17a)$$

$$Q_r = 2j\omega(W_m - W_e) \approx 2j\omega W_m \quad (17b)$$

$$W_m = \frac{1}{4} \int_V \underline{B} \underline{H}^* dV, \quad W_e = \frac{1}{4} \int_V \underline{D} \underline{E}^* dV \quad (17c)$$

gdzie:  $\underline{B}$ ,  $\underline{H}^*$ ,  $\underline{D}$ ,  $\underline{E}^*$  - zespolone wektory indukcji i natężenia (sprzężony) pola magnetycznego i elektrycznego,  $J_m$  - amplituda gęstości prądu,  $\gamma$  - konduktywność elektryczna,  $W_m$ ,  $W_e$  - średnie wartości energii zgromadzone w polu magnetycznym i elektrycznym. W rozważanym przypadku pominięto średnią wartość energii pola elektrycznego  $W_e$ .

Dla dwuwymiarowego pola elektromagnetycznego całkowanie po objętościach i powierzchniach obszaru redukuje się do całkowania po odpowiednich powierzchniach i konturach.

Na podstawie stałych czasowych (14) można wyznaczyć rezystancje zastępczych obwodów tłumiących w osi  $d$  i  $q$ , sprowadzone na stronę stojana i stałe czasowe podprzejściowe

$$R_{D,Q}^{\bullet} = \frac{L_{D,Q}^{\bullet}}{T_{D,Q}} \quad (18)$$

$$T_{d0}'' = T_D \left( 1 - \frac{L_{md}^2}{L_f L_D} \right) \quad (19)$$

$$T_d'' = T_{d0}'' \frac{L_d''}{L_d} \quad (20)$$

$$T_{q0}'' = T_Q \quad (21)$$

W obliczeniach stałych czasowych podprzejściowych znaczny wpływ na wyniki obliczeń ma przyjmowana częstotliwość prądu stojana, która w polowym modelu obliczeniowym maszyny równa jest częstotliwości prądów indukowanych w wirniku i decyduje o intensywności zjawiska wypierania prądu. Obliczenia wykonano dla częstotliwości 3 Hz, przy której wyniki obliczeń bliskie są wynikom pomiarowym [6, 7].

## 6. Wyniki

W tabeli 1 i 2 zamieszczono wyniki obliczeń parametrów generatora dużej mocy na podstawie rozkładów przestrzennych pola magnetycznego i elektromagnetycznego, wyznaczonych metodą elementów skończonych dla nienasyconego obwodu magnetycznego maszyny. Parametry indukcyjne i rezystancyjne podano w wartościach względnych generatorowych.

## 7. Podsumowanie

W pracy przedstawiono propozycję wyznaczenia parametrów modelu matematycznego maszyny synchronicznej zawierającego jeden zastępczy obwód tłumiący w każdej osi, na podstawie rozkładów przestrzennych pól magneto- i elektrostatycznych i quasi- i elektrostatycznych pól elektromagnetycznych harmonicznego. Uwagę skupiono na standardowych parametrach modelu dla stanu ustalonego, przejściowego i podprzejściowego, z których łatwo można wyznaczyć również parametry gałęziowe typu RL.

Obliczenia wykonano dla generatora typu TWW-200, szeroko stosowanego w Krajowym Systemie Elektroenergetycznym. Wiele prac pokazuje, że wyznaczanie parametrów indukcyjnych przy wykorzystaniu metody elementów skończonych jest obciążone niewielkim błędem

w porównaniu do wartości liczbowych zmierzonych na obiektach rzeczywistych.

Tabela 1. Zestawienie wyników obliczeń standardowych parametrów generatora synchronicznego

Parametr	$L_d$	$L_q$	$L_d'$	$L_{d0}''$
wartość	1,88	1,8	0,293	0,221
Parametr	$L_d''$	$L_q''$	$T_{d0}'$ , s	$T_d'$ , s
wartość	0,214	0,224	5,67	0,884
Parametr	$T_{d0}''$ , s	$T_d''$ , s	$T_{q0}''$ , s	$T_q''$ , s
wartość	0,033	0,024	0,013	0,0016

Tabela 2. Zestawienie wyników obliczeń parametrów gałęziowych RL generatora synchronicznego

Parametr	$L_\sigma$	$L_{md}$	$L_{mq}$
wartość	0,19	1,69	1,61
Parametr	$L_{\sigma D}^*$	$R_D^*$	$L_{\sigma f}^*$
wartość	0,031	0,013	0,11
Parametr	$R_f^*$	$L_{\sigma Q}^*$	$R_Q^*$
wartość	0,00101	0,035	0,403

Odrębnym problemem jest wyznaczenie stałych czasowych litego bloku i przewodzących klinów żłobkowych wirnika, które silnie zależą od zjawiska wypierania pola w wirniku, a więc również od wyboru częstotliwości w modelu obliczeniowym. Problem ten dyskutowano w pracy [6], w której przedstawiono wyniki obliczania parametrów metodą elementów skończonych zweryfikowane pomiarowo dla generatora synchronicznego o podobnej mocy. Obliczone parametry mogą być z powodzeniem wykorzystane jako parametry startowe algorytmów optymalizacyjnych w oparciu o które można wyznaczyć parametry modelu generatora przy wykorzystaniu przebiegów dynamicznych lub charakterystyk statycznych zmierzonych na obiektach rzeczywistych.

## 8. Propozycje dalszych prac

Obliczone parametry zaproponowaną metodą zostaną wykorzystane jako parametry startowe algorytmów optymalizacyjnych do estymacji parametrów elektromagnetycznych modeli matematycznych generatora synchronicznego na podstawie przebiegów dynamicznych w stanie obciążenia.

## Literatura

- [1]. Demenko A.: *Nowoczesne metody polowe w obliczeniach maszyn elektrycznych*. XLI International Symposium on Electrical Machines SME'2005, Conference Proceedings, Opole-Jarnołtówek, Poland, 14-17 June 2005, pp. 20-29.
- [2]. Berhausen S., Boboń A., Paszek S.: *Estymacja parametrów elektromagnetycznych turbogeneratora na podstawie zweryfikowanych pomiarowo przebiegów obliczonych metodą elementów skończonych*. Przegląd Elektrotechniczny (Electrical Review), R. 86 Nr 8, 2010, pp. 16-21.
- [3]. Turowski J.: *Obliczenia elektromagnetyczne maszyn i urządzeń elektrycznych*. WNT, Warszawa 1982.
- [4]. Paszek W.: *Dynamika maszyn elektrycznych prądu przemiennego*. Wyd. Helion, Gliwice, 1998.
- [5]. Ban D., Žarko D., Maljković Z.: *The analysis of saturated reactances of the 247 MVA turbogenerator by using finite element method*. International Conference on Electrical Machines ICEM'98, 2-4 September 1998, Istanbul, Turkey.
- [6]. Ban D., Žarko D., Maljković Z.: *The Application of Finite Element Method for More Accurate Calculation and Analysis of Turbogenerator Parameters*. Electric Power Components and Systems, Volume 26, Issue 10, 1998, pp. 1081 – 1093.
- [7]. Plancon J.: *Finite element analysis for determining the operating parameters of high-power generators*. ELECTRIMACS'96, Sep. 17-19, 1996, pp. 427-433
- [8]. Dougherty J.W., Minnich S.H.: *Finite modeling of large turbine generators calculations versus load test data*. IEEE Transactions on Power Apparatus and System, vol. PAS-100, No.8 August 1981, pp. 3921-3929.

*Praca jest współfinansowana ze środków na naukę w latach 2009-2012 jako projekt badawczy NN511 352137.*

## Autorzy

mgr inż. Sebastian Berhausen  
 Sebastian.Berhausen@polsl.pl  
 dr inż. Andrzej Boboń  
 Andrzej.Boboń@polsl.pl  
 Politechnika Śląska  
 Instytut Elektrotechniki i Informatyki  
 44-100 Gliwice, ul. Akademicka 10A