

Roman MIKSIEWICZ, Krystian WŁADARZ

Katedra Maszyn i Urządzeń Elektrycznych

## WŁAŚCIWOŚCI SILNIKÓW RELUKTANCYJNYCH PRZEŁĄCZALNYCH Z NIESYMETRYCZNĄ SZCZELINĄ POWIETRZNĄ

**Streszczenie.** W artykule przedstawiono wyniki badań symulacyjnych silników reluktancyjnych przełączalnych (SRM) - 8/6 dla pracy ustalonej przy niesymetrii szczeliny powietrznej. Obliczenia wykonano metodą polowo-obwodową. Z obliczeń polowych otrzymano rozkłady strumieni i momentów elektromagnetycznych w funkcji prądów i położenia wirnika. Z obliczeń obwodowych przy sterowaniu jednopulsowym silnika uzyskano przebiegi czasowe prądów i momentów. Rozpatrzono wpływ niesymetrii na przebiegi czasowe prądów i momentów, a także na parametry eksploatacyjne silnika.

## PROPERTIES OF SWITCHED RELUCTANCE MOTORS WITH UNSYMMETRICAL AIR GAP

**Summary.** The paper presents simulation results of investigations of 8/6 SRM with unsymmetrical air gap operating in steady state. The calculations were carried out by the field circuit method. From the field calculations there were obtained distributions of the fluxes and electromagnetic torques as a function of the rotor currents and position. From the circuit calculations at one-pulse control there were obtained waveforms of currents and torques. The influence of asymmetry on the waveforms of currents and torques as well as on the motor performance was considered.

### 1. WPROWADZENIE

Silniki reluktancyjne przełączalne w warunkach symetrycznego obwodu elektromagnetycznego charakteryzują się pulsacją momentu elektromagnetycznego i w konsekwencji stosunkowo dużym poziomem drgań i hałasu. Przez odpowiednią konstrukcję obwodu magnetycznego (np. ukosowanie wirnika [6]) lub odpowiednie sterowanie można zredukować te pulsacje [2]. W silniku reluktancyjnym o niesymetrycznym obwodzie magnetycznym można się spodziewać tym bardziej zwiększonych pulsacji momentu. Niesymetria obwodu elektromagnetycznego spowodowana jest najczęściej niedokładnościami wykonania i osadzenia wirnika w łożyskach.

Można rozróżnić dwa rodzaje niecentryczności wirnika względem stojana, a mianowicie: niecentryczność dynamiczną i statyczną [4]. Niecentryczność dynamiczna, będąca skutkiem niewyważenia wirnika, charakteryzuje się przemieszczaniem się minimalnej szczeliny powietrznej wraz z obrotami wirnika. W przypadku niecentryczności statycznej położenie minimalnej szczeliny powietrznej jest stałe. W artykule rozważono niecentryczność statyczną, która jest najczęściej pojawiającym się problemem w trakcie użytkowania wszystkich maszyn i wynika najczęściej z niecentrycznego ustawienia łożysk bądź ich zużycia.

Niecentryczne położenie wirnika względem stojana jest przyczyną powstawania niepożądanych sił promieniowych. Powstające siły promieniowe w przypadku niesymetrii szczeliny powietrznej można ograniczyć przez połączenie równoległe uzwojeń biegunów [4]. Opis analityczny zjawisk występujących przy niesymetrii szczeliny powietrznej jest bardziej skomplikowany z powodu dużego nasycenia rdzenia maszyny reluktancyjnej i niesinusoidalności przebiegów czasowych prądów. Przeprowadzenie obliczeń metodą połową pozwala na uwzględnienie nasycania się obwodu magnetycznego i obliczenie następnie prądów metodą obwodową.

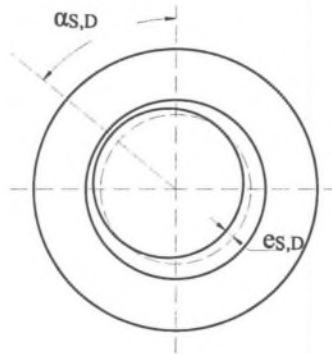
Można również wykonać obliczenia łącząc w jednym programie metodę elementów skończonych z czasowo zależną symulacją parametrów zasilania i obciążenia maszyny.

Celem artykułu jest przedstawienie wpływu niesymetrii szczeliny powietrznej stojan – wirnik na przebiegi czasowe prądów i momentów w stanach ustalonych. Uzyskane przebiegi i wynikające stąd wnioski mogą być wykorzystywane do diagnostyki tego typu maszyn.

## 2. DANE I MODELE PRZYJĘTE DO BADAŃ SYMULACYJNYCH

Na rys. 1 przedstawiono przykładową maszynę z przesuniętym promieniowo wirnikiem. Niecentryczność zdefiniowano jako przesunięcie wirnika  $e_{s,D}$  względem osi symetrii stojana. Kierunek przesunięcia może zostać opisany przez kąt  $\alpha_{s,D}$  między osią symetrii stojana a położeniem najmniejszej szczeliny powietrznej.

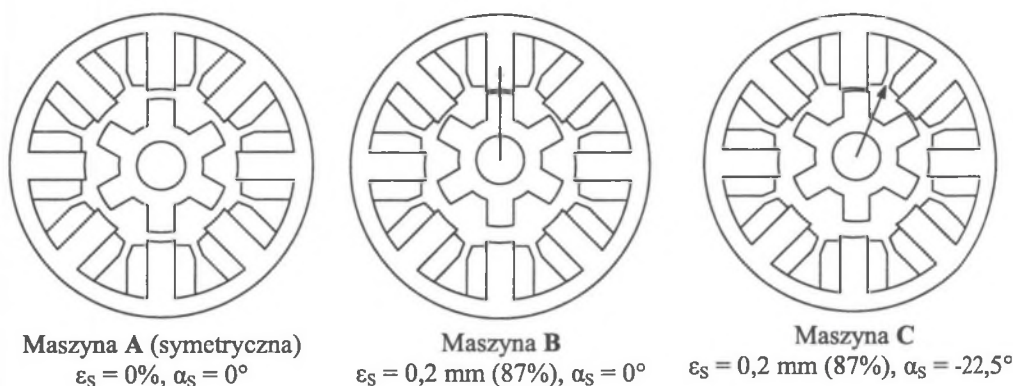
W celu porównania własności maszyny symetrycznej i niesymetrycznej wykonano obliczenia dla wariantów silnika różniących się pozycją niecentryczności oraz wartością niecentryczności statycznej. Identyczne obliczenia wykonano także dla maszyny symetrycznej.



Rys. 1. Oznaczenia niecentryczności wirnika

Fig. 1. Denotation of the rotor eccentricity

Poszczególne modele maszyny oznaczono kolejnymi literami **A**, **B** oraz **C**. Odpowiadające tym maszynom wartości niecentryczności oraz zaznaczone przesunięcia wirników przedstawia rys. 2.



Rys. 2. Modele maszyn przyjętych do obliczeń

Fig. 2. Motor models for calculations

Maszyna A jest maszyną symetryczną geometrycznie. Maszyny B oraz C charakteryzuje przesunięcie wirnika o 87% szczeliny powietrznej maszyny symetrycznej A. Pozycje niecentryczności maszyn B oraz C są różne. W maszynie B wirnik jest przesunięty wzdłuż położenia zgodnego biegunów, w maszynie C – pomiędzy dwa sąsiednie bieguny stojana.

Niecentryczność statyczną można zdefiniować przez wielkość  $\varepsilon_S$ :

$$\varepsilon_S = \frac{e_S}{\delta_0}, \quad (1)$$

gdzie:

$\delta_0$  – znamionowa szczelina powietrzna,

$e_S$  – przesunięcie wirnika względem środka stojana.

Tabela 1

Dane analizowanego silnika

Dane silnika	
Moment znamionowy	1 N·m
Prędkość obrotowa znamionowa	2000 obr/min
Napięcie zasilania	24 V
Znamionowy prąd fazowy	15 A
Liczba faz	4
Liczba biegunów stojana/ wirnika	8/6
Przyrost temperatury uzwojenia	80°
Rezystancja fazowa w temperaturze 120°	56,3 mΩ
Indukcyjność rozproszenia czoł uzwojeń	4,67 μH
Moment bezwładności wirnika	16,4·10 <sup>-3</sup> kg·m <sup>2</sup>
Szczelina powietrzna	0,23 mm

### 3. MODEL MATEMATYCZNY SILNIKA SRM

Model matematyczny silnika stanowi układ równań różniczkowych nieliniowych opisujących obwody napięciowo-prądowe każdej z faz maszyny oraz równanie ruchu [5, 6]. W modelu tym pominięto wzajemne oddziaływanie faz, straty w żelazie, straty mechaniczne

oraz straty w sterowniku. Przyjęto szeregowe połączenie uzwojeń na biegunach danej fazy oraz założono, iż uzwojenia są symetryczne.

Równanie napięciowo-prądowe każdej z faz ma postać:

$$u_k = R i_k + \frac{d\Psi_k(\vartheta, i_k)}{dt}, \quad (2)$$

gdzie:

- $k$  – numer fazy,
- $u_k$  – napięcie zasilania k-tej fazy,
- $i_k$  – prąd fazowy,
- $R$  – rezystancja fazowa,
- $\Psi_k$  – strumień sprzężony z uzwojeniem k-tej fazy.

Napięcie zasilania  $u_k$  dla danej fazy jest funkcją położenia wirnika i wynika z przyjętego sposobu sterowania i np. przy sterowaniu jednopulsowym wynosi:

$$u_k = \begin{cases} U & \text{dla } \vartheta_{on} \leq \vartheta < \vartheta_{off} \\ -U & \text{dla } \vartheta_{off} \leq \vartheta < \vartheta_q \\ 0 & \text{dla } \vartheta_q \leq \vartheta < \vartheta_{on} \end{cases}, \quad (3)$$

- gdzie:  $\vartheta$  – kąt położenia wirnika, liczony od położenia niezgodnego wirnika z fazą  $W$ ,  
 $\vartheta_{on}$  – kąt załączenia napięcia,  
 $\vartheta_{off}$  – kąt wyłączenia napięcia,  
 $\vartheta_q$  – kąt rozładowania.

Równanie ruchu przy pominięciu oporów tarcia i założeniu idealnej sztywności wału:

$$M_e(\vartheta, i_k) = M_{obc} + J \frac{d\omega}{dt}, \quad (4)$$

- gdzie:  $M_e(\vartheta, i_k)$  – moment elektromagnetyczny silnika,  
 $M_{obc}$  – moment obciążenia,  
 $J$  – moment bezwładności,  
 $\omega$  – prędkość kątowa wirnika.

Równania (2) i (4) po sprowadzeniu do postaci kanonicznej mają postać:

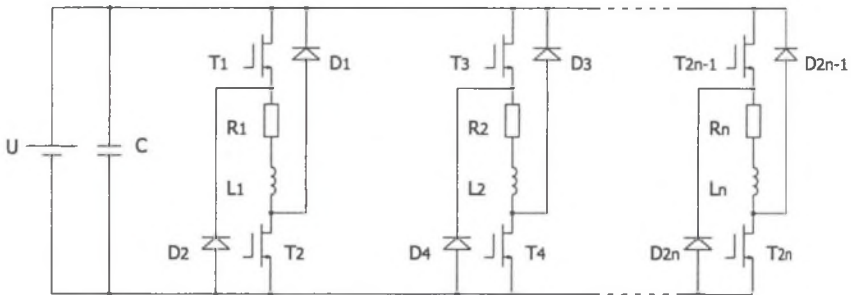
$$\begin{cases} \frac{di_k}{dt} = \frac{1}{a_k(\vartheta, i_k)} [u_k - R i_k - \omega \cdot b_k(\vartheta, i_k)], \\ \frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{J} [M_e(\vartheta, i) - M_{obc}], \\ \frac{d\vartheta}{dt} = \omega, \end{cases} \quad (5)$$

gdzie:  $a_k(\vartheta, i_k) = \frac{\partial \Psi_k(\vartheta, i_k)}{\partial i_k}, \quad (6)$

$$b_k(\vartheta, i_k) = \frac{\partial \Psi_k(\vartheta, i_k)}{\partial \vartheta} \quad (7)$$

Aby rozwiązać układ równań (5), należy określić przebiegi czasowe napięć fazowych w funkcji położenia wirnika i prądu fazowego oraz wyznaczyć pochodne cząstkowe strumienia sprzężonego względem kąta położenia wirnika (7) oraz prądu fazowego (6). Konieczne jest także wyznaczenie momentu elektromagnetycznego w funkcji położenia wirnika i prądu. Zarówno strumienie sprzężone, jak i momenty elektromagnetyczne wyznaczono na podstawie obliczeń polowych.

Do obliczeń wybrano ponadto najczęściej stosowany układ sterownika jak na rysunku 3.



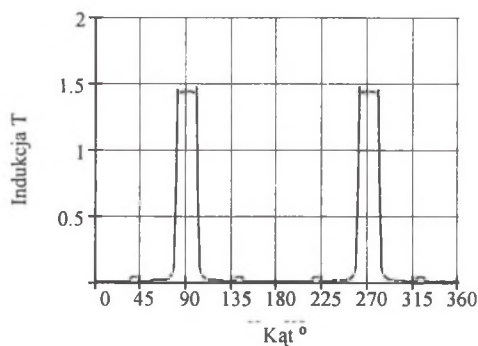
Rys. 3. Układ sterownika zasilającego maszynę n-fazową

Fig. 3. Diagram of supply for n-phase SRM

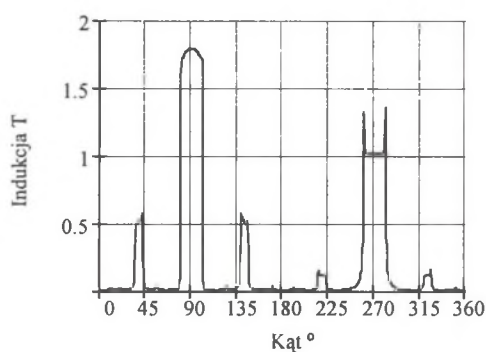
#### 4. WYNIKI OBLICZEŃ POLOWYCH

Obliczenia polowe przeprowadzono przy wykorzystaniu programu Maxwell SV dla zagadnienia 2-wymiarowego. Dla potrzeb badań symulacyjnych opracowano modele maszyn, dla których wykonano obliczenia dla kolejnych położenia kątowych wirnika względem fazy zasilanej i dla różnych wartości prądu w zakresie (0-300) A. Ze względu na niesymetrię obliczenia polowe przeprowadzono dla każdej z faz silnika oraz dla jednej fazy maszyny symetrycznej. W wyniku dodatkowych obliczeń aproksymujących funkcjami sklejanymi otrzymano niezbędne funkcje strumieni sprzężonych z każdą z faz i momentu elektromagnetycznego wytwarzanego przez każde z uzwojeń dla całego obrotu wirnika i zakresu wymuszeń prądowych.

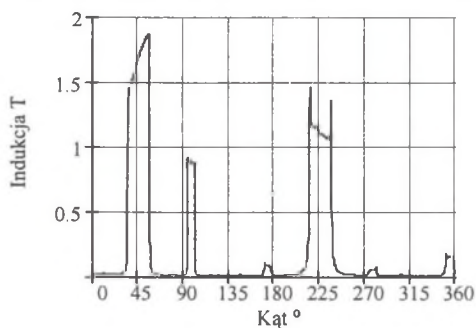
Obliczenia polowe pozwalają wyznaczyć indukcje magnetyczne w maszynie. Przykładowe rozkłady modułu indukcji w szczelinie powietrznej dla maszyn symetrycznej **A** i niesymetrycznej **B** dla położenia zgodnego każdej z faz przedstawia rys. 4.



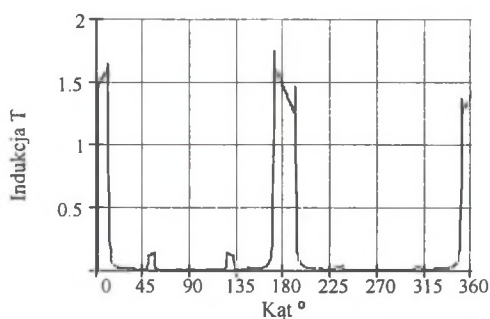
Maszyna symetryczna A – zasilana faza U



Maszyna niesymetryczna B – zasilana faza U



Maszyna niesymetryczna B – zasilana faza V



Maszyna niesymetryczna B – zasilana faza W

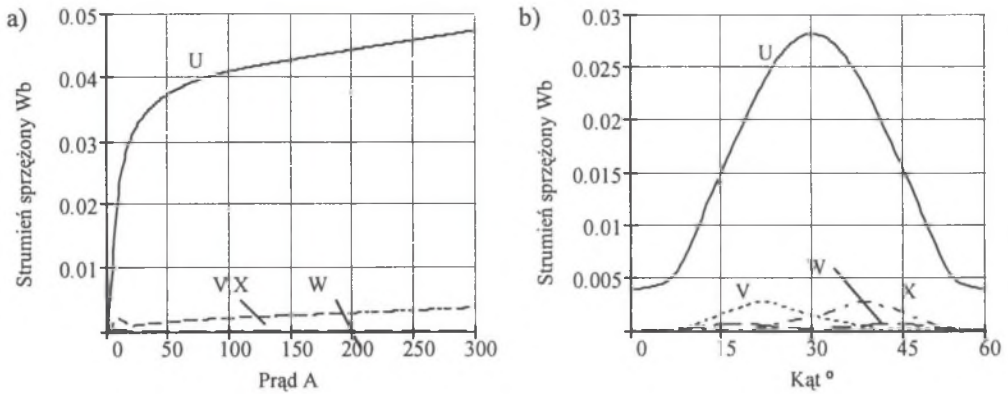
Rys. 4. Rozkłady indukcji magnetycznej w szczelinie powietrznej wzdłuż obwodu maszyny dla położenia zgodnego fazy zasilanej, przy prądzie  $I=15$  A

Fig. 4. Flux density distribution along air-gap for aligned position of supply phase for  $I=15$  A

W maszynie niesymetrycznej (maszyna B) dla położenia zgodnego występują znaczne różnice w wartościach indukcji pod biegunami tej samej fazy i duże nasycenie się w biegunie w pobliżu małej szczeliny powietrznej oraz stosunkowo duże wartości indukcji pod biegunami uzwojeń niezasilanych. W położeniu niezgodnym biegunów różnice indukcji dla poszczególnych faz są dużo mniejsze

Z obliczeń połowych wyznaczono strumienie sprzężone dla maszyny symetrycznej i maszyn niesymetrycznych w zależności od położenia wirnika i prądu. Z uwagi na to, że model obliczeniowy nie uwzględniał rozproszenia czoł, indukcyjność czoł i strumień rozproszenia obliczono analitycznie i dodano do otrzymanych wyników połowych. Przykładowe wykresy strumieni sprzężonych z poszczególnymi fazami przy zasilaniu tylko uzwojenia fazy U w funkcji prądu i położenia wirnika przedstawiono na rys. 5. Z rysunku tego wynika, że strumienie sprzęgające się z fazami nie zasilanymi stanowią kilka procent strumieni głównych i ich pominięcie w toku obliczeń może być uzasadnione.

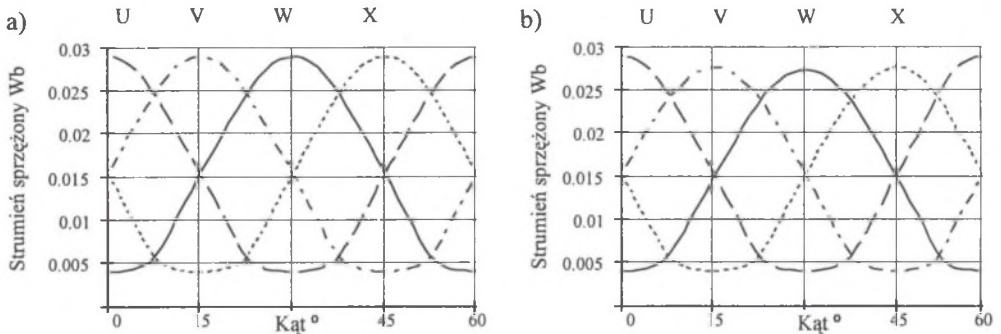




Rys. 5. Strumień sprzężony (silnik B) ze wszystkimi fazami przy zasilaniu fazy U: a) w funkcji prądu, b) w funkcji położenia wirnika

Fig. 5. Linkage fluxes (motor B) with all windings when supplying U phase, as a function: a) of the current, b) of the rotor position

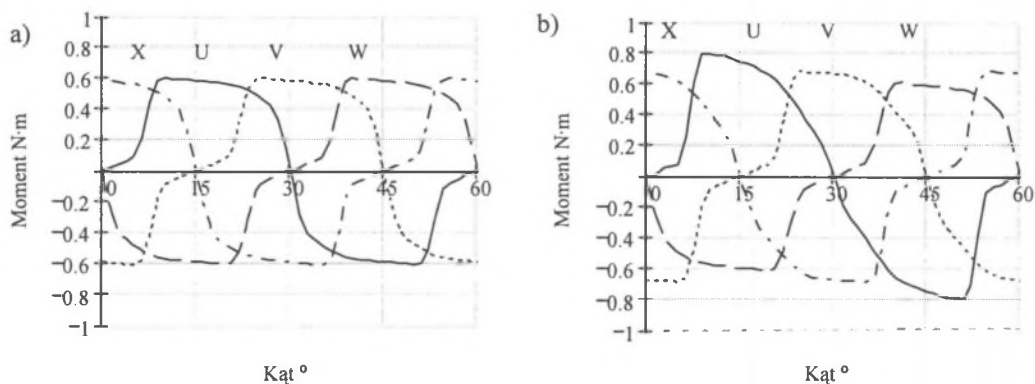
Wykresy strumieni sprzężonych z poszczególnymi uzwojeniami przy zasilaniu tych uzwojeń w funkcji położenia wirnika przedstawia rys.6. Jak wynika z tych wykresów, usytuowanie niecentryczności powoduje zmianę wartości maksymalnych strumieni sprzężonych wytwarzanych przez poszczególne uzwojenia.



Rys. 6. Strumień sprzężony z poszczególnymi uzwojeniami maszyn w funkcji położenia wirnika przy prądzie I=15A: a) silnik A, b) silnik B

Fig. 6. Linkage fluxes with particular machine windings as a function of the rotor position for I=15A: a) motor A, b) motor B

Wyznaczone bezpośrednio z obliczeń połowych metodą prac wirtualnych momenty, wytwarzane przez poszczególne uzwojenia w funkcji położenia wirnika, przedstawia rys.7. Momenty wytwarzane przez uzwojenia położone najbliżej minimalnej szczeliny mają największą wartość maksymalną. W porównaniu do maszyny symetrycznej moment wzrasta gwałtowniej przy zbliżaniu się biegunów stojana i wirnika. Wartości maksymalne tych momentów mogą być około 30 % większe niż w maszynie symetrycznej.

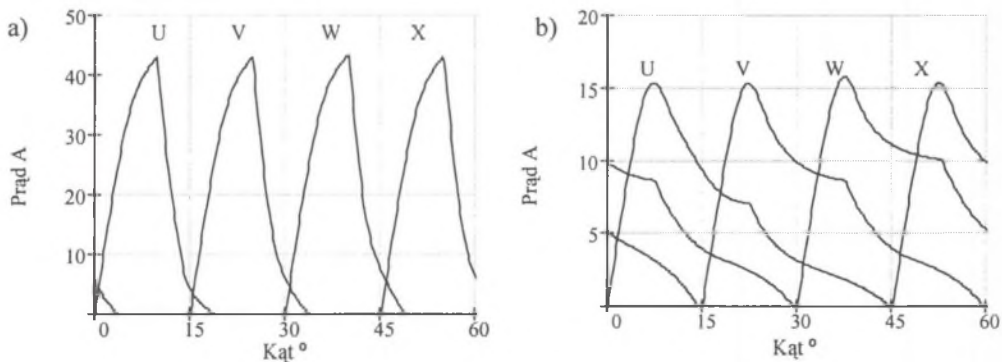


Rys. 7. Momenty wytwarzane przez poszczególne fazy maszyn dla  $I=15A$ : a) silnik symetryczny A, b) silnik niesymetryczny B

Fig. 7. Phase torques as a function of the rotor position for  $I=15A$ : a) motor A, b) motor B

## 5. WYNIKI OBLICZEŃ OBWODOWYCH PRZY ZASILANIU JEDNOPULSOWYM

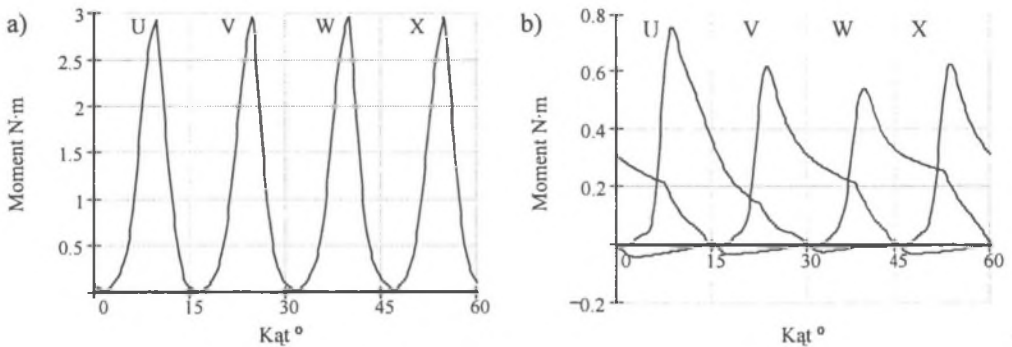
Na podstawie modelu obwodowego można wyznaczyć przebiegi czasowe prądów, momentów elektromagnetycznych, prędkość obrotową w czasie pracy silnika przy różnych sposobach sterowania w stanach ustalonych, charakterystyki statyczne silnika przy stałej prędkości obrotowej. Znając przebiegi czasowe można obliczyć wartości średnie i skuteczne prądów, wartości średnie momentów, moc na wale, moc pobieraną ze sterownika oraz straty mocy w uzwojeniach.



Rys. 8. Przebiegi prądów fazowych w funkcji położenia wirnika maszyny B, dla: a)  $I_{on}=0^\circ$ ;  $I_D=9.75^\circ$ ;  $n=2000$  obr/min, b)  $I_{on}=0^\circ$ ;  $I_D=22.5^\circ$ ;  $n=5000$  obr/min

Fig. 8. Motor B phase currents as a function of the rotor position for: a)  $I_{on}=0^\circ$ ;  $I_D=9.75^\circ$ ;  $n=2000$  rpm, b)  $I_{on}=0^\circ$ ;  $I_D=22.5^\circ$ ;  $n=5000$  rpm





Rys. 9. Momenty w funkcji położenia wirnika silnika B, dla: a)  $\vartheta_{on}=0^\circ$ ;  $\vartheta_D=9,75^\circ$ ;  $n=2000$  obr/min, b)  $\vartheta_{on}=0^\circ$ ;  $\vartheta_D=22,5^\circ$ ;  $n=5000$  obr/min

Fig. 9. Motor B phase torque as a function of the rotor position for: a)  $\vartheta_{on}=0^\circ$ ;  $\vartheta_D=9,75^\circ$ ;  $n=2000$  rpm, b)  $\vartheta_{on}=0^\circ$ ;  $\vartheta_D=22,5^\circ$ ;  $n=5000$  rpm

Przebiegi prądów fazowych i momentów wytwarzanych przez poszczególne uzwojenia fazowe w funkcji położenia wirnika dla różnych warunków zasilania i obciążenia przedstawiają rysunki 8 - 9. Kąt  $\vartheta_D$  jest kątem wysterowania zaworów fazowych.

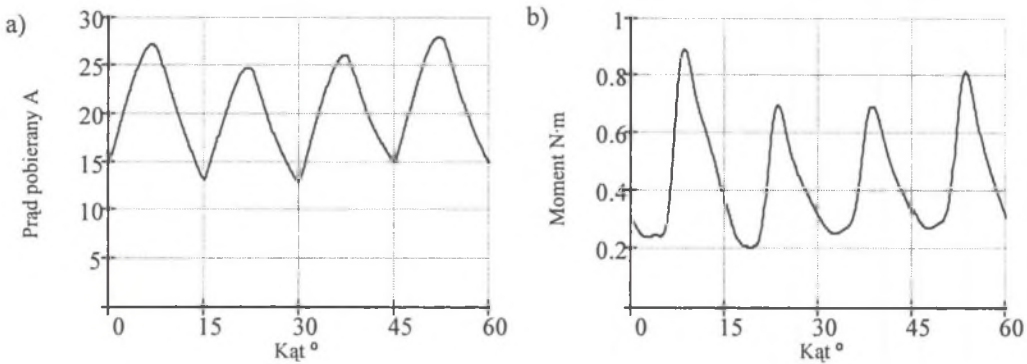
W maszynie niesymetrycznej pojawiają się w przebiegach prądów i momentów widoczne różnice w poszczególnych fazach. Różnice te wzrastają wraz ze wzrostem prędkości obrotowej i kąta wysterowania zaworów. Dla znamionowych warunków pracy ( $n=2000$  obr/min,  $\vartheta_{on}=0^\circ$  i  $\vartheta_D=9,75^\circ$ ) wpływ ten jest prawie niezauważalny (rys. 8a i 9a). Zaś przy prędkości 5000 obr/min jest już znaczny – rys. 8b i 9b. W znacznie większym stopniu niesymetria wpływa na przebiegi momentów powodując zwiększenie pulsacji i w konsekwencji hałasu podczas pracy. Zastosowanie zasilania z modulacją szerokości impulsów (PWM) łagodzi skutki niecentryczności wirnika.

Rysunek 10 przedstawia przebiegi prądu sterownika oraz momentu wypadkowego w funkcji położenia wirnika. W przebiegach można zauważyć składową modulującą. Składowa ta jest przyczyną pogorszenia warunków pracy nie tylko samego silnika, ale też i całego zespołu napędowego. Z analizy harmoniczných w przebiegach czasowych prądu sterownika oraz momentu wypadkowego wynika, że największe wartości, oprócz składowej stałej, osiąga harmoniczna związana z liczbą pulsów prądu w trakcie jednego obrotu, która wynika bezpośrednio z budowy maszyny. Wartości tych harmoniczných nie różnią się wiele dla maszyny symetrycznej i niesymetrycznej.

W przebiegach czasowych wyznaczonych dla maszyn niesymetrycznych ujawniają się dodatkowo jeszcze harmoniczne, będące krotnością liczby biegunów wirnika. Wartości tych harmoniczných rosną wraz ze wzrostem prędkości obrotowej oraz ze wzrostem kąta przewodzenia zaworów. Przykładowe widma harmoniczných przebiegów momentu wypadkowego przedstawia rys.11. Wartości amplitud wszystkich harmoniczných zostały odniesione do wartości średniej momentu ( $m_{av}$ ).

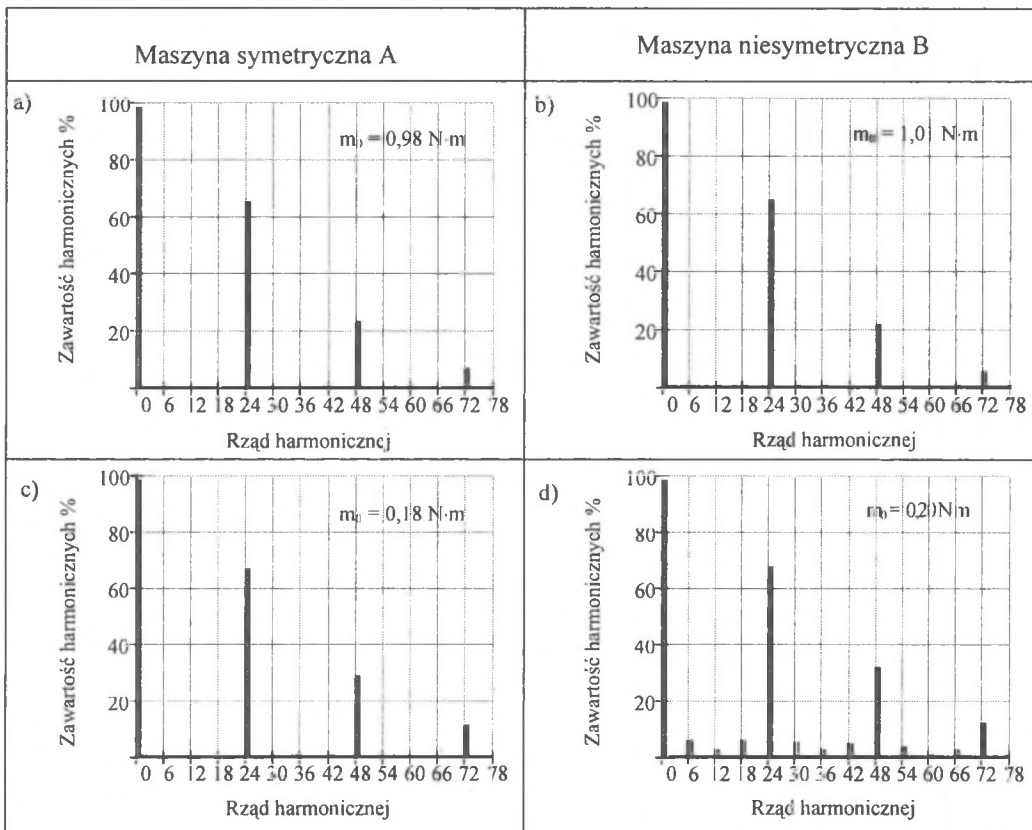
Pulsacje momentu zdefiniowano jako stosunek momentu maksymalnego do wartości średniej wytwarzanego momentu. Wyznaczając wartości pulsacji dla każdej z maszyn uzyskuje się charakterystyki pozwalające określić wpływ niesymetrii szczeliny powietrznej na wytwarzane pulsacje momentu. Stwierdzono, że pulsacje rosną wraz ze zwiększeniem kąta wysterowania oraz wraz ze zwiększeniem prędkości obrotowej (rys. 12). Można również

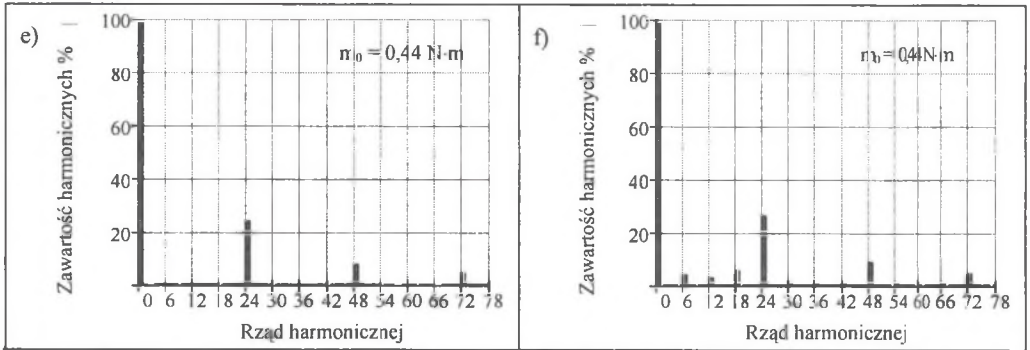
zauważyć znaczny wzrost pulsacji dla maszyn niesymetrycznych dla obciążeń mniejszych niż znamionowe, co przedstawiono na rys. 13.



Rys. 10. Prąd sterownika (a) oraz moment wypadkowy (b) silnika B w funkcji położenia wirnika dla  $\vartheta_{on}=0^\circ$  i  $\vartheta_D=22,5^\circ$  oraz  $n=5000$  obr/min

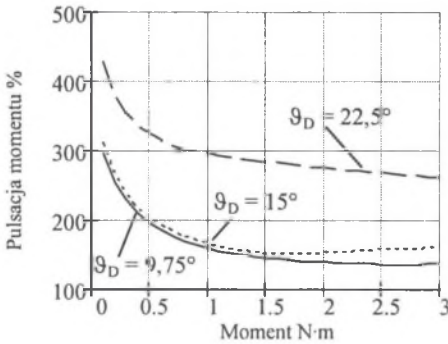
Fig. 10. Motor B supply current (a) and torque (b) as a function of the rotor position for  $\vartheta_{on}=0^\circ$ ,  $\vartheta_D=22,5^\circ$  and  $n=5000$  rpm





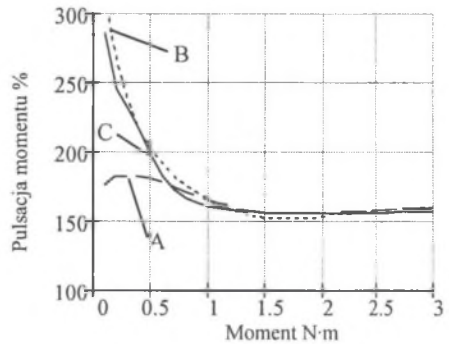
Rys. 11. Względne wartości amplitud harmonicznych odniesione do wartości średniego momentu wypadkowego przy różnych warunkach zasilania i obciążenia

Fig. 11. Relative harmonics in relation to average torque value for different conditions of supply and load a-b)  $\vartheta_{on} = 0^\circ, \vartheta_D = 9,75^\circ, n = 2000$  obr/min, c-d)  $\vartheta_{on} = 0^\circ, \vartheta_D = 9,75^\circ, n = 5000$  obr/min, e-f)  $\vartheta_{on} = 0^\circ, \vartheta_D = 22,5^\circ, n = 5000$  obr/min



Rys. 12. Pulsacje momentu maszyny B w funkcji momentu obciążenia dla różnej wartości kąta wysterowania  $\vartheta_D$

Fig. 12. Torque pulsation versus average torque for motor B and different conduction angle  $\vartheta_D$

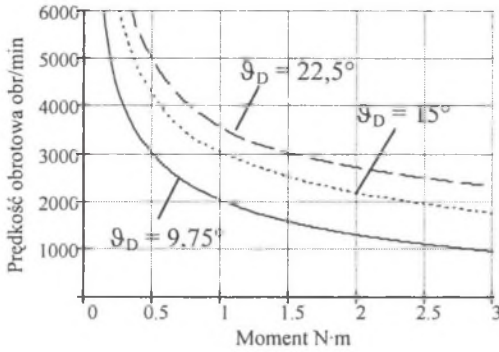


Rys. 13. Pulsacje momentu w funkcji momentu obciążenia dla maszyn A, B oraz C dla kąta wysterowania  $\vartheta_D = 15^\circ$

Fig. 13. Torque pulsation versus average torque for all motors and conduction angle  $\vartheta_D = 15^\circ$

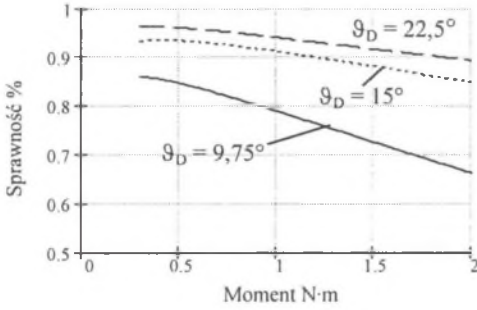
Wykonując szereg obliczeń dla różnych warunków zasilania i obciążenia i wyznaczając wielkości całkowite - takie jak wartości skuteczne prądów, średnie momentu, wartości mocy pobieranej, mocy na wale, sprawności - można uzyskać charakterystyki eksploatacyjne dla każdej z maszyn.

Z porównania charakterystyk mechanicznych i prądowych dla wszystkich maszyn wynika, że występują nieznaczne różnice pomiędzy nimi w zakresie obciążeń mniejszych od znamionowego. Różnice te w zakresie obciążeń zbliżonych do znamionowych wynoszą 1-3%, zaś wraz ze wzrostem prędkości obrotowej różnice te powiększają się osiągając w zakresie obciążeń mniejszych 10-15%. Nie stwierdzono natomiast praktycznie wpływu pozycji niecentryczności na charakterystyki mechaniczne. Charakterystyki mechaniczne i prądowe dla maszyny symetrycznej A przedstawiają rysunki 14 oraz 15, natomiast sprawności silników - rysunki 16 i 17.



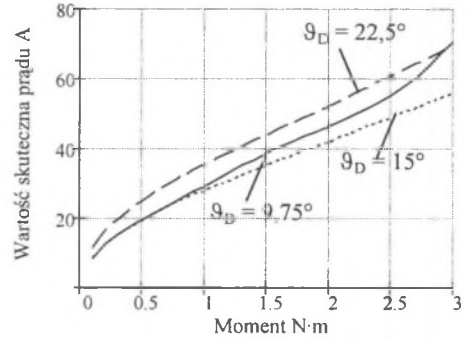
Rys. 14. Charakterystyki mechaniczne  $n=f(M)$  dla maszyny A przy różnych wartościach kąta wysterowania  $\theta_D$

Fig. 14. Speed-torque characteristics for motor A and different conduction angle  $\theta_D$



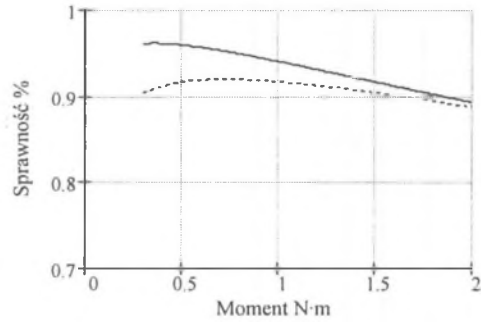
Rys. 16. Sprawność maszyny symetrycznej A dla różnych kątów wysterowania  $\theta_D$

Fig. 16. Efficiency of motor A versus load torque for different conduction angle  $\theta_D$



Rys. 15. Charakterystyki wartości skutecznej prądu sterownika  $I=f(M)$  dla maszyny A przy różnych wartościach kąta wysterowania  $\theta_D$

Fig. 15. RMS current versus average torque for motor A and different conduction angle  $\theta_D$



Rys. 17. Sprawność maszyny symetrycznej A (linia ciągła) oraz niesymetrycznej B (linia przerywana) dla kąta wysterowania  $\theta=22,5^\circ$

Fig. 17. Efficiency of motor A (continuous line) and motor B (dotted line) versus load torque for conduction angle  $\theta_D=22,5^\circ$

Sprawność maszyny o przesuniętym wirniku jest ogólnie mniejsza niż maszyny symetrycznej – rys. 17. Dla dużych prędkości obrotowych różnica sprawności maszyn symetrycznej i niesymetrycznej może osiągać nawet 5-10%, zaś dla prędkości zbliżonych do znamionowej różnice te są mniejsze. Na wartość sprawności nie ma większego wpływu pozyca niecentryczności.

Tabela 2

## Porównanie parametrów eksploatacyjnych maszyn przy obciążeniu

Parametr	Maszyna A	Maszyna B	Maszyna C
$P_{mecz} = 209,4 \text{ W}$ , $\vartheta_{on} = 0^\circ$ , $\vartheta_D = 22,5^\circ$			
$n$ [obr/min]	6136	5315	5276
$M_{av}$ N·m	0,326	0,376	0,379
$I_{RMS}$ A	20,4	19,5	19,7
$I_{U_{RMS}}$ A	6,73	6,08	6,32
$I_{V_{RMS}}$ A	6,73	6,50	6,21
$I_{W_{RMS}}$ A	6,73	7,20	7,07
$I_{X_{RMS}}$ A	6,73	6,51	7,02
$\eta$ [%]	96,6	90,8	89,1

W tabeli 2 przedstawiono wyniki obliczeń prędkości obrotowej, wytwarzanego momentu, wartości skuteczne prądów płynących przez poszczególne uzwojenia fazowe, prądu pobieranego ze źródła, sprawności poszczególnych maszyn dla obciążenia ich taką samą mocą na wale przy takim samym sterowaniu.

Można stwierdzić, że wraz ze zwiększeniem kąta przewodzenia rosną różnice wartości skutecznych poszczególnych prądów fazowych w maszynie niesymetrycznej w porównaniu do prądów maszyny symetrycznej. Maleje także sprawność tych maszyn.

## 6. WNIOSKI

Przeprowadzone badania pokazały, że istnieje znaczny wpływ wartości niecentryczności na rozkład indukcji czy też strumienia magnetycznego w silniku. Sama pozycja niecentryczności nie ma wpływu na wartości indukcji, lecz określa pozycję minimalnej szczeliny powietrznej, a przez to i obszar o większym nasyceniu. W obszarach znajdujących się w pobliżu minimalnej szczeliny powietrznej następuje dużo większe nasycenie obwodu magnetycznego, a także istnieją tam większe strumienie rozproszenia.

Wykonane obliczenia obwodowe dla stanu pracy ustalonej przy różnych warunkach zasilania i obciążenia pozwalają stwierdzić wpływ niecentryczności na przebiegi czasowe prądów i momentów. Różnice w przebiegach czasowych prądów i momentów w stosunku do maszyny symetrycznej powiększają się wraz ze wzrostem prędkości obrotowej oraz kąta wysterowania. Jest to dobitnie widoczne w widmach harmonicznym tych przebiegów. W związku z tym maszyna o niecentrycznie osadzonym wirniku będzie wytwarzała dużo większy hałas i drgania niż maszyna symetryczna.

W statycznych charakterystykach mechanicznych i prądowych dla wszystkich modeli maszyn wpływ niecentryczności w zakresie większych obciążeń jest nieznaczny, większy dla obciążeń bardzo małych. Występują różnice w wartościach prądów fazowych maszyny niesymetrycznej, natomiast sprawność maszyn o niecentrycznie osadzonym wirniku jest nieco mniejsza niż w maszynie symetrycznej

## LITERATURA

1. Barnes M., Pollock Ch.: Power electronic converters for switched reluctance drives. IEEE Transaction on Power Electronics, vol. 13, No. 6, November 1998, p.1100-1111.
2. Hong J.P.: Dynamic rotor eccentricity analysis by coupling electromagnetic and structural time stepping FEM. Brain Korea 21 Project Corps at Changwon National University.



3. Laube F., Canders W.R.: Compensation of unbalanced magnetic pull in switched reluctance machine using parallel pole winding. Institute for Electrical Machines, Traction and Drives Technical University Braunschweig.
4. Miksiewicz R.: Modelowanie połowo-obwodowe silników reluktancyjnych przełączalnych. Zeszyty Naukowe Politechniki Śląskiej, Seria: Elektryka z.176, 2001, s.283-290
5. Miller T.J.E.: Switched Reluctance Motor and Their Control. Magna Physics Publishing and Clarendon Press, Oxford 1993.
6. Mueller M.A.: Switched reluctance machines with rotor skew. ICEM 1998, p.1680-1685
7. Sahin F., Etan H.B., Leblebicioglu K.: Optimum geometry for torque ripple minimization of switched reluctance motors. ICEM 1996, p.110-115
8. Sawata T.; Kjaer P.C.; Cossar C.; Miller T.J.E.; Hayashi Y.: Fault-tolerant operation of single-phase SR generators. IEEE Transactions on Industry Applications, Volume: 35 Issue: 4, Jul/Aug 1999, p. 774 –781.
9. Włodarz K.: Właściwości eksploatacyjne silników reluktancyjnych przełączalnych (SRM) w warunkach niesymetrii szczeliny powietrznej. Praca dyplomowa magisterska. Politechnika Śląska, Wydział Elektryczny, Katedra Maszyn i Urządzeń Elektrycznych, 2003.

Recenzent: Dr hab. Jerzy Skwarczyński

Wpłynęło do Redakcji dnia 5 stycznia 2004 r.

## Abstract

The paper presents the results of simulation of a 4-phase switched reluctance motor of 8/6 poles with unsymmetrical air-gap. The field simulations show the considerable influence of asymmetry on the distribution inductance (Fig.4) and the flux linkage (Figs.5-6). The position of the asymmetry has no influence on the distribution inductance, but defines the area of intensive magnetic saturation. The unsymmetrical air-gap causes in the increase leakage flux.

The results of circuit calculations for different types of control and different value of load and supply parameters prove the influence of the air-gap asymmetry on the torque and current waveforms (Fig.8-10). Distortion of the waveforms increases together with increase in the motor speed and the conduction angle. The motor with an unsymmetrical rotor produces a larger noise and vibrations than the symmetrical machine. The FFT analysis confirms this conclusion (Fig.11).

In the characteristics of speed-torque (Fig.12) and currents versus the load torque (Fig.13) do not appear the differences between symmetrical and unsymmetrical machines for close the rated one load. If the load is very small the differences between the characteristics can be seen. Position of asymmetry has no influence on the operating characteristics. The efficiency of the unsymmetrical motor is a lower than that of the symmetrical machine (Fig.17). Pulsations of the torque increase with the growth in the speed and conduction angles (Fig.14). The unsymmetrical motor produces higher pulsation than the symmetrical one (Fig.15).