

Jerzy SKWARCZYŃSKI¹⁾, Edward BIRÓWKA²⁾, Tomasz DRABEK³⁾,
Aleksander DZIADECKI⁴⁾, Jacek ZARUDZKI⁵⁾

PRZEŁĄCZALNE SILNIKI ELEKTRYCZNE - PODSTAWOWE CHARAKTERYSTYKI

Streszczenie. W artykule zamieszczono wyniki badań laboratoryjnych, przeprowadzonych dla prototypów silników przełączalnych: przełączalnego silnika reluktancyjnego (SRM) i przełączalnego silnika indukcyjnego klatkowego (SICM). Podano również rezultaty badań symulacyjnych w oparciu o przygotowane modele, uwzględniające nieliniowość charakterystyk magnesowania. W końcowej części sformułowano wnioski, będące podstawą dalszych kierunków badań.

SWITCHED ELECTRIC MOTORS - BASIC CHARACTERISTICS

Summary. The paper presents laboratory test results obtained for the prototypes of switched motors: switched reluctance motor (SRM) and switched induction cage motor (SICM). The motor simulation results are also shown. The simulation investigation were performed basing on the worked out models, which take into account nonlinear magnetisation characteristics. The conclusions are formulated for further research on these types of switched motors as well.

Key words: switched electric motors

1. WSTĘP

Porównania właściwości elektrycznych silników przełączalnych SRM i SICM dokonano na podstawie pomiarów laboratoryjnych i wyników symulacji komputerowej. Najistotniejsza z punktu widzenia zastosowań jest charakterystyka mechaniczna, określana jako zależność mocy na wale od prędkości obrotowej silnika, otrzymana w stanie ustalonym pracy.

Celem podjętych badań laboratoryjnych było:

- porównanie własności SRM i odpowiadającego mu wielkością mechaniczną 3-fazowego silnika indukcyjnego,
- sprawdzenie możliwości i warunków przetwarzania energii w SICM,
- porównanie własności SRM i SICM podobnej wielkości mechanicznej,
- weryfikacja pomiarowa sformułowanych modeli matematycznych obu rodzajów silników przełączalnych,
- ocena strat dodatkowych w obwodach elektrycznych i magnetycznych, wywołanych specyfiką zasilania i sterowania.

W badaniach wykorzystano prototypy silników przełączalnych, wykonanych w ramach współpracy przez Fabrykę Maszyn Elektrycznych Tamel w Tarnowie. Przekroje blach badanych silników przedstawiono na rys.1. Każdy z prototypów wykonano, wykorzystując elementy konstrukcyjne silnika indukcyjnego Sg112M-2, przyjmując dla różnych wariantów budowy ten sam otwór stojana $\phi 99$ mm, zewnętrzną średnicę stojana $\phi 182$ i długość pakietu 122 mm, przy niezmiennym rozstawie łożysk. Pakiety wszystkich prototypowych silników wykonano z blachy o grubości 0,5 mm.

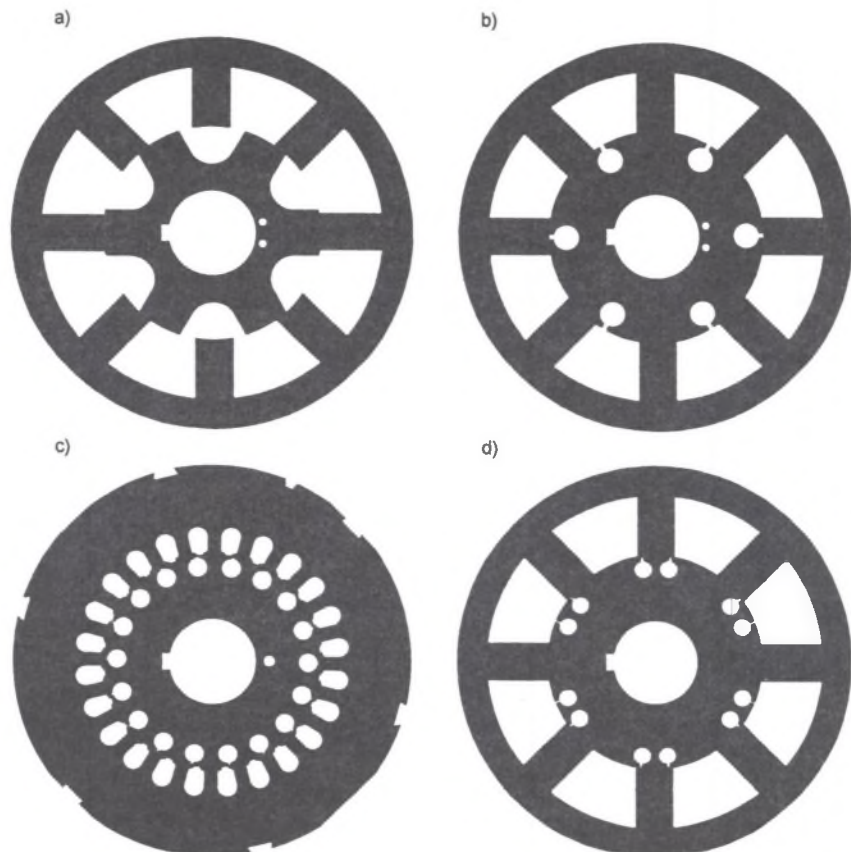
¹⁾ Dr hab. inż., Akademia Górniczo-Hutnicza, jskw@uci.agh.edu.pl

²⁾ Mgr inż., FSE Tamel w Tarnowie, tamel@mail.zetosa.com.pl

³⁾ Dr inż., Akademia Górniczo-Hutnicza, drabek@kme.agh.edu.pl

⁴⁾ Dr inż., Akademia Górniczo-Hutnicza, dziadeck@uci.agh.edu.pl

⁵⁾ Dr inż., Akademia Górniczo-Hutnicza, zarudzki@uci.agh.edu.pl



Rys. 1. Przekroje silników przełączalnych: a) SRM, b) SICM z wydatnymi biegunami stojana, c) SICM cylindryczny, d) proponowana konstrukcja SICM ze zmniejszonym momentem reaktywnym

Fig. 1. Cross-sections of switched motors: a) SRM, b) SICM with salient stator poles, c) cylindrical SICM, d) proposed construction of SICM with reduced reactive torque

Poszczególne konstrukcje charakteryzują się następującymi cechami:

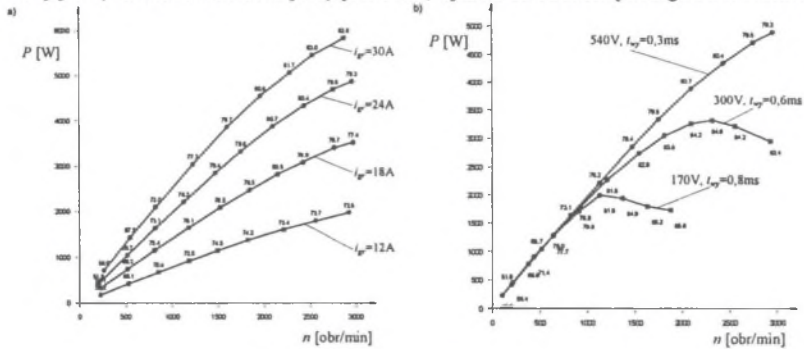
- silnik SRM (rys. 1a) ma 8 biegunów stojana i 6 biegunów wirnika (w skrócie oznacza się go 8/6), 4 uzwojenia fazowe tworzą połączone diametralnie cewki biegunów stojana. Rozmiary kątowe biegunów wynoszą odpowiednio ok. 26° wirnika i ok. 20° stojana. Cewki biegunów stojana nawinięto początkowo drutem 0,95 mm o liczbie zwojów 50;
- silnik SICM (rys. 1b) ma stojan identyczny jak w silniku SRM, natomiast cylindryczny wirnik wyposażono w klatkę aluminiową z 6 prętami bez skosów o przekroju kołowym $\phi 12$ mm;
- silnik SICM (rys. 1c) wykonano z pakietu stojana typowego silnika indukcyjnego klatkowego dwubiegunowego, z 24 żłóbkami na stojanie. Żłóbki wypełniono dwuwarstwowo cewkami wokółzębnymi. 24 cewki połączono po sześć w czterofazowe uzwojenie sześciobiegunowe. Dla takiego stojana odpowiedni był wirnik z klatką utworzoną z 18 prętów wypełniających półotwarte żłóbki proste,
- proponowana konstrukcja silnika SICM z wydatnymi biegunami stojana i z rozpiętością oczek klatki równą podziałce zębowej stojana. Poszczególne oczka klatki są separowane galwanicznie.

Prezentowane w kolejnych punktach wyniki badań dotyczą trzech pierwszych konstrukcji, natomiast czwarta konstrukcja jest propozycją związaną z wyeliminowaniem niekorzystnych zjawisk w silniku SICM, zmniejszających wytwarzany moment (obecnie w trakcie badań).

2. WYNIKI BADAŃ LABORATORYJNYCH SILNIKA SRM

Na rys.2a pokazano charakterystyki mechaniczne $P=f(n)$ uzyskane przy napięciu wyprostowanym 540 V (zasilanie z sieci 3x380 V), przy nastawach prądu granicznego $i_{gr}=12$ A, 18 A, 24 A i 30 A oraz przy czasie wyprzedzenia $t_{wy}=0,3$ ms i sterowaniu łącznym ($\theta_{w1}-\theta_{w2}=15^\circ$).

Przebieg charakterystyk wskazuje na występowanie punktu maksymalnej mocy na wale, który można przyjmować za punkt nominalny i wg niego określać dane znamionowe silnika SRM. W przypadku zasilania napięciem 540 V przyjęta liczba zwojów cewek biegunowych zdecydowała, że prędkość odpowiadająca punktowi maksymalnej mocy będzie znacznie powyżej 3000obr/min (szacunkowo przy ok. 3750 obr/min). Przy punktach pomiarowych umieszczono liczby, odpowiadające sprawności całkowitej napędu SRM, łącznie ze strukturą energoelektroniczną.



Rys.2. Rodzina charakterystyk $P=f(n)$: a) przy napięciu wyprostowanym 540V, czasie wyprzedzenia 0,3 ms oraz nastawach prądu granicznego 12 A, 18 A, 24 A i 30 A; b) przy różnych napięciach wyprostowanych 540 V, 300 V i 170 V oraz prądzie granicznym 24 A

Fig.2. Family of characteristics $P=f(n)$: a) at rectified voltages 540 V, advance time 0,3ms and chopping currents 12 A, 18 A, 24 A, 30 A; b) at different rectified voltages 540 V, 300 V, 170 V and chopping current 24 A

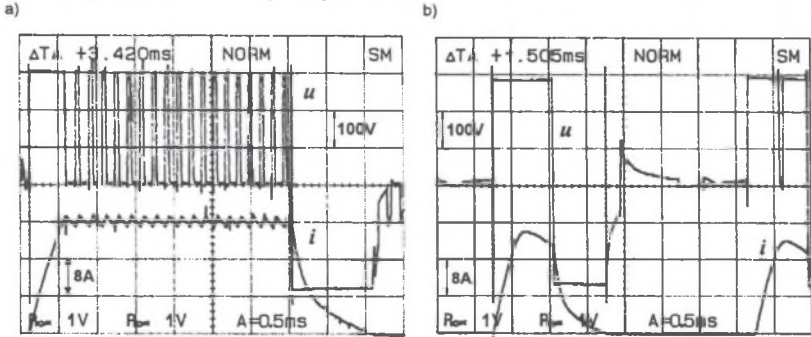
Na rys.2b zestawiono charakterystyki mechaniczne $P=f(n)$ uzyskane przy różnych napięciach wyprostowanych 540 V, 300 V i 170 V i odpowiadających napięciom czasach wyprzedzenia $t_{wy}=0,3$ ms, 0,6 ms i 0,8 ms oraz przy nastawie prądu granicznego $i_{gr}=24$ A. Punkt maksymalnej mocy przesuwa się w kierunku coraz niższych wartości prędkości obrotowej, natomiast przy niskim zakresie prędkości charakterystyki pokrywają się. Ten sam rezultat można uzyskać, dobierając dla napięcia 540 V odpowiednią liczbę zwojów i równocześnie utrzymując na stałym poziomie amperozwoje cewek biegunowych.

Wpływ prędkości obrotowej na kształt pulsu prądowego pokazują oscylogramy z rys.3, na których zestawiono prąd fazowy z napięciem fazowym, otrzymane przy napięciu wyprostowanym 300V. Oscylogram z rys.3a odpowiada pracy z modulacją prądu przy niskiej prędkości 730obr/min, natomiast oscylogram z rys.3b – pracy bez modulacji, tzw. pracy jednopulsowej przy dużej prędkości 3200obr/min. Wyraźnie zaznaczają się różnice pomiędzy warunkami pracy, w szczególności sposób widoczny w przebiegach napięcia fazowego oraz kształcie pulsu prądowego.

Przyjmując, że prąd graniczny 24 A odpowiada nominalnemu obciążeniu prądowemu uzwojeń fazowych 12 A, można badany silnik SRM uważać za porównywalny ze sterowanym częstotliwościowo silnikiem indukcyjnym klatkowym, ponieważ:

- moc na wale silnika SRM osiągnąca przy prędkości równej nominalnej prędkości silnika klatkowego wynosi ok. 4800 W, podczas gdy moc silnika Sg112M-2 wynosi wtedy 4 kW, natomiast moc Sg112M-2PC – 6 kW (silnik z podwyższoną mocą),
- sprawność całkowita w tym punkcie wynosi ok. 80%, łącznie ze strukturą energoelektroniczną, natomiast sam silnik klatkowy ma sprawność nominalną 85%, a łącznie z przemiennikiem częstotliwości sprawność układu napędowego zmniejsza do ok. 83%. Dokonując zmiany liczby zwojów, tak aby punkt maksymalnej mocy odpowiadał mniejszej prędkości ok. 3000 obr/min, można uzyskać podwyższenie sprawności o kilka procent z powodu zmniejszenia się strat,

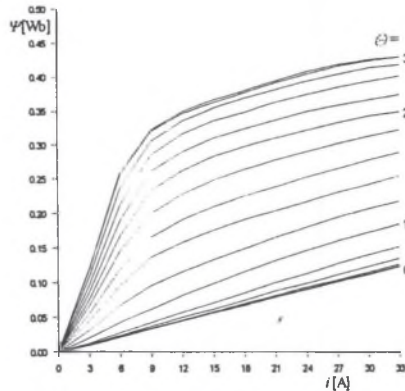
– stosunek mocy na wale do ciężaru jest korzystniejszy dla silnika SRM, nie tylko z powodu osiągnięcia porównywalnej wartości mocy, ale także pomniejszenia ciężaru konstrukcji przez wydatność biegunów zarówno stojana, jak i wirnika.



Rys.3. Oscylogramy prądów i napięć fazowych silnika SRM przy prędkości obrotowej: a) 730 obr/min, b) 3200 obr/min oraz napięciu wyprostowanym 300 V i czasie wyprzedzenia 0,6 ms

Fig.3. Current and voltage waveforms of SR-motor at angular speed: a) 730 r/min, b) 3200 r/min, rectified voltage 300 V and advance time 0,6 ms

Symulacyjny model napędu z silnikiem SRM 8/6 i układem energoelektronicznym, zasilającym uzwojenia fazowe, został wykonany, przy założeniu że pomiędzy uzwojeniami stojana nie ma sprzężeń magnetycznych w dowolnym położeniu wirnika. Przy takim założeniu strumień magnetyczny Ψ_j , sprzężony z j -tym uzwojeniem fazowym stojana, jest w ogólnym przypadku funkcją prądu w fazie i oraz kąta położenia wirnika θ . Zmierzone wartości tego strumienia pokazano na rys.4 [3].



Rys.4. Rodzina charakterystyk magnesowania przy kątach położenia wirnika w zakresie od w pełni rozszynchronizowanego (0°) do w pełni zsynchronizowanego (30°)

Fig.4. Magnetisation curve family at different rotor position angles from unaligned (0°) to aligned (30°) position

Dla każdego spośród j uzwojeń fazowych stojana ($j = 1$ do 4) obowiązuje zależność:

$$u_j = R_{i,j} + \frac{d\Psi_j(\theta, i_j)}{dt} \quad (1)$$

Model symulacyjny obwodu zasilania każdej fazy stojana zbudowano w oparciu o koncepcję stałej struktury obwodu przy zmiennych parametrach elementów. W modelu tym każdy z zaworów energoelektronicznych jest reprezentowany przez rezystor o wartości R_{Ton} , gdy zawór przewodzi, tzn. logiczny sygnał sterujący załączenia zaworu jest równy 1 i prąd zaworu jest większy od zera, rezystor o wartości R_{Toff} , gdy zawór jest wyłączony, tzn. logiczny sygnał sterujący załączenia

zaworu jest równy 0 lub rezystor o wartości $R_{D_{on}}$, połączony szeregowo ze źródłem napięcia o wartości u_D , gdy prąd zaworu jest ujemny, tzn. gdy prąd płynie przez diodę zwrotną. Napięcie u_D reprezentuje spadek napięcia na przewodzącej diodzie. Sygnał załączenia zaworu jest wypracowany w histerezowym regulatorze prądu na podstawie prądu zadanego i rzeczywistego prądu fazy.

Sygnał prądu żadanego dla każdej fazy jest zadawany w takim zakresie kątów położenia wału, w którym spodziewana jest największa wartość momentu chwilowego. Jednak z uwagi na skończony czas narastania prądu w uzwojeniu fazowym kątowny obszar zadanego prądu został przesunięty w kierunku wyprzedzenia o kąt Θ_{wy} .

W równaniach obwodowych istotne jest wyznaczenie wartości pochodnych prądów każdej fazy i. Określone są one zależnością:

$$\frac{di_j}{dt} = \frac{1}{\frac{d\Psi_j}{di_j}} \left\{ (u_z + R_{2j}i_j) \frac{R_{2j}}{R_{1j} + R_{2j}} - (u_z - i_j R_{4j}) \frac{R_{4j}}{R_{3j} + R_{4j}} - i_j (R_{2j} + R_{4j} + R) - \omega \frac{d\Psi_j}{d\Theta} \right\} \quad (2)$$

gdzie $\omega = \frac{d\Theta}{dt}$ – prędkość kątowna, u_z – napięcie zasilające.

Jeśli przyjąć liniowy model magnetyczny układu, tzn. że strumień magnetyczny sprzężony z fazą j silnika liniowo zależy od prądu tej fazy, to w zależności (2) pojawia się indukcyjność fazy L, będąca tylko funkcją kąta obrotu wału Θ . Wtedy moment T jest kwadratową funkcją prądu fazy.

Porównując wyniki otrzymane z modelu liniowego z wynikami otrzymanymi doświadczalnie stwierdzono, że przyjęcie założenia liniowości obwodu magnetycznego prowadzi do bardzo dużych błędów w otrzymanych rezultatach, przy czym istotne różnice objawiają się nie tylko w bezwzględnych wartościach sygnałów wyjściowych, ale także w samym charakterze zależności. W tej sytuacji opracowano model, uwzględniający nieliniowy charakter zależności strumienia skojarzonego z uzwojeniem fazowym od prądu fazy i kąta położenia wirnika.

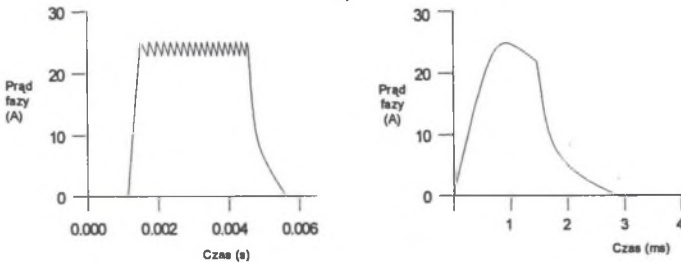
Wielkości

$$\frac{\partial \Psi_j(\Theta, i_j)}{\partial i_j} \quad ; \quad \frac{\partial \Psi_j(\Theta, i_j)}{\partial \Theta}$$

potrzebne w równaniu (2), są wyznaczone bezpośrednio z zależności $\Psi_j = f(\Theta, i_j)$. Moment chwilowy T jest wyliczony jako

$$T(\Theta, i_j) = \frac{\partial W'(\Theta, i_j)}{\partial \Theta} \quad (3)$$

gdzie $W'(\Theta, i_j)$ – koenergia związana z uzwojeniem j.



Rys.5. Symulacyjne przebiegi prądu fazowego przy warunkach jak na rys.3
Fig.5. Simulated waveforms of phase current at the same conditions as in fig.3

Program symulacyjny napisany został w języku FORTRAN. O wyborze języka zdecydowała łatwość zapisu nieliniowych modeli oraz dostępność sprawdzonych w symulacji układów energoelektronicznych procedur całkowania numerycznego. Na rys.5 pokazano przebiegi pulsu

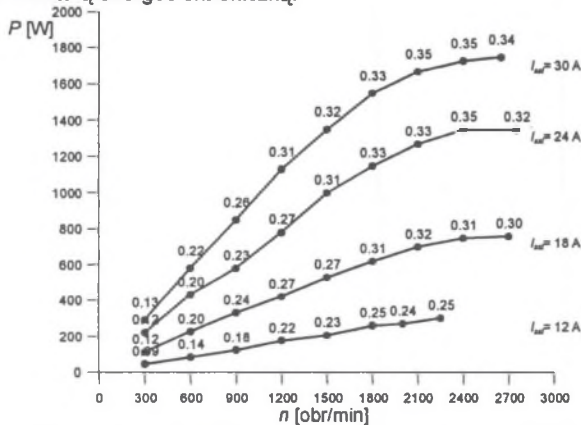
prądowego fazy przy różnych prędkościach otrzymane symulacyjnie i odpowiadające przebiegom rzeczywistym, pokazanym na rys.3.

3. WYNIKI BADAŃ LABORATORYJNYCH SILNIKA SICM

Dysponując egzemplarzem SRM z ośmioma biegunami na stojanie i sześcioma zębami na wirniku pierwszą wersję SICM uzyskano zastępując uzębiony wirnik SRM wirnikiem cylindrycznym, wyposażonym w klatkę o liczbie prętów równej liczbie zębów (rys.1b). Wyniki badań takiego silnika przedstawiono w [2]. Maszyna ma gorsze parametry niż SRM o identycznym stojanie. Staje się to oczywiste, jeśli zauważyć, że wytwarzany w silniku moment ma dwie składowe: „usuwającą” oczko klatki spod bieguna wzbudzającego i „reluktancyjną”, wynikającą ze zmiennej indukcyjności własnej oczka klatki. Nie można tak dobrać chwili wzbudzenia cewki stojana, aby oba momenty działały w jednym kierunku. Największy moment uzyskuje się wykorzystując praktycznie tylko zmienną indukcyjność wirnika, a więc silnik jest w istocie przełączalnym silnikiem reluktancyjnym.

W tej sytuacji uznano za celowe zbadanie własności SICM z cylindrycznym stojaniem i wirnikiem (rys.1c). Wybierając do badań pakiet stojana kierowano się jedynie jego dostępnością jako elementu silnika indukcyjnego produkowanego seryjnie. Oczywiście było „przewymiarowanie” jarzma stojana kosztem żłobków. Projektując specjalnie blachę do zastosowania w SICM należałoby znacznie „pogłębić” żłobki, równocześnie poszerzając ząb.

Wyznaczone pomiarowo charakterystyki prototypu cylindrycznego SICM przedstawiono na rys.6. Przy punktach pomiarowych umieszczono liczby, odpowiadające sprawności całkowitej napędu, łącznie ze strukturą energoelektroniczną.



Rys.6. Rodzina charakterystyk $P=f(n)$ przy nastawach prądu $I_{chop}=12$ A, 18 A, 24 A i 30 A
Fig.6. Family of characteristics $P=f(n)$ at chopping currents $I_{chop}=12$ A, 18 A, 24 A, 30 A

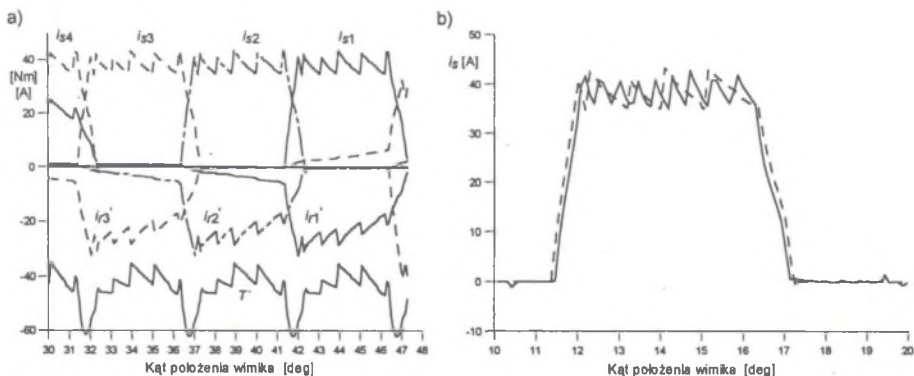
Za dopuszczalny przy trwałym obciążeniu można uznać, na podstawie danych fabrycznych, prąd skuteczny stojana równy ok. 15 A, który odpowiada prądowi maksymalnemu I_{st1} o wartości 30 A. Odnosząc tę wartość do rys.6 widać, że silnik SICM cylindryczny (rys.1c) rozwija niewielką moc w porównaniu z klasycznym silnikiem indukcyjnym o tych samych wymiarach i ma bardzo niską sprawność. Niewielka wytwarzana moc wynika z małego rozwijanego momentu, niska sprawność - przede wszystkim z dużej rezystancji stojana i dużych strat w żelazie. Blisko połowa mocy pobieranej wydzielana jest w cewkach stojana, poniżej 10% w klatce i kilkanaście procent w żelazie, przy czym straty w żelazie rosną ze wzrostem napięcia wyprostowanego u_z szybciej niż wytwarzany moment. Powiększenie przekroju żłobka stojana zmniejszy straty w uzwojeniach, ale i tak dla rozpatrywanej konstrukcji sprawność nie przekroczy 60%.

Wytwarzany moment jest mały na skutek występowania zwrotnego momentu reaktywnego, pochodzącego od otwart żłobków, a powiększonego przez nasycenie koronek zębów. Przy tym udział poszczególnych składników momentu jest tutaj znacznie mniej czytelny niż w rozpatrywanej wcześniej konstrukcji SICM 8/6 wg rys.1b. Wynika to między innymi stąd, że znaczne momenty

reaktywne powstają na skutek głębokich, przemieszczających się lokalnych nasyczeń zębów stojana i wirnika. W tej sytuacji poszukiwanie konstrukcji cylindrycznego SICM o lepszych własnościach niż badany prototyp ma sens jedynie metodami polowymi, poprzez poszukiwanie takiego kształtu żłobków, który zapewniłby rozkład naprężeń na powierzchniach zębów stojana i wirnika gwarantujący większe sily ponderomotoryczne działające na poszczególne zęby.

Korzystna dla uzyskania większego momentu może się okazać całkowita zmiana konstrukcji obwodów zwartych wirnika, np. dobranie takiej rozpiętości oczek klatki, która zapewniłaby brak momentów reaktywnych: $\gamma_w = \tau_s$ (rys.1d). Obliczenia wskazują nawet na celowość skrócenia rozpiętości takiego oczka: $\gamma_w < \tau_s$. Utrzymanie relacji pomiędzy podziałkami biegunowymi stojana i wirnika $\tau_s/\tau_w = 3/4$ wymagałoby wówczas galwanicznej separacji poszczególnych obwodów wirnika.

Do badania kolejnych wariantów konstrukcji wykorzystywany jest model polowo-obwodowy, przeznaczony do symulacji cyfrowych dowolnych stanów pracy silników przełączalnych [1]. W modelu uwzględniono nasycanie rdzeni i wypieranie prądu w prętach klatki. Przykładowe wyniki obliczeń wykonanych za pomocą tego modelu przedstawiono na rys.7. Dotyczą one pracy ustalonej cylindrycznego SICM 24/18 (24 żłobki na stojanie, 18 żłobków w wirniku) przy prędkości obrotowej 600 obr/min, napięciu wyprostowanemu 540 V i prądzie granicznym (maksymalnym) 38 A. Dla lepszej czytelności na rys.7 a prądy oczek klatki zmniejszono $N_s=21$ razy ($i_c' = i_c/21$), a moment obniżono o wartość 60 Nm ($T' = T - 60$). Na rys.7b zestawiono kształt pulsu prądowego stojana obliczony i pomierzony. Wartość średnia momentu przedstawionego na rys.7a wynosi 15,3 Nm, a pomierzona wartość momentu rozwijanego przez silnik w tych warunkach wynosi 16Nm.



Rys.7. Wybrane przebiegi w silniku SICM: a) obliczone przebiegi prądów fazowych, prądów oczek klatki oraz momentu, b) fragment przebiegu prądu fazy stojana: linia ciągła – pomierzona, linia przerywana – obliczona

Fig.7. Selected waveforms in SIC-motor: a) calculated waveforms of phase currents, cage circuit currents and torque, b) part of phase current waveform: continuous line – measured, dotted line – calculated

4. PODSUMOWANIE

Przeprowadzone badania laboratoryjne wykazały, że z dwóch rodzajów prezentowanych silników przełączalnych silnik SRM wykazuje właściwości ruchowe porównywalne z silnikiem indukcyjnym, zbliżonym pod względów gabarytowych. Natomiast silnik SICM wymaga dalszych zmian konstrukcyjnych, które pozwolą osiągnąć zadowalające parametry ruchowe, odpowiadające teoretycznym szacunkom, w szczególności pozwolą na wyeliminowanie momentu reaktywnego, w sposób znacząco obniżającego moment całkowity. Temu celowi, eliminacji momentu reaktywnego, podporządkowana jest propozycja konstrukcji pokazana na rys.1d, w której zastosowano separowane galwanicznie oczka klatki o odpowiednio dobranej rozpiętości kątowej. Z analizy teoretycznej wynika, że taka konstrukcja może w znacznym stopniu zredukować moment reaktywny, tym samym poprawić znacząco wielkości ruchowe, moc na wale i współczynnik sprawności.

LITERATURA

1. Gołębiowski L., Drabek T.: Model polowo-obwodowy silników elektrycznych przełączalnych, materiały XXXVII Sympozjum Maszyn Elektrycznych, 2001.
2. Skwarczyński J., Gołębiowski L., Drabek T.: Badania symulacyjne i pomiarowe przełączalnego silnika indukcyjnego klatkowego, Prace Naukowe Inst. Maszyn, Napędów i Pomiarów Elektrycznych Politechniki Wrocławskiej, nr 48, str.131-138, 2000.
3. Zarudzki J., Grzegorski J., Skotniczny J.: Metoda identyfikacji parametrów przełączalnego silnika reluktancyjnego, Przegląd Elektrotechniczny, nr 1, str.5-8, 2001.

Praca została wykonana w ramach projektu badawczego nr 8 T10A 031 17 finansowanego przez Komitet Badań Naukowych.

Recenzent: Prof. dr hab. inż. Zbigniew Stein

Wpłynęło do Redakcji dnia 15 lutego 2001 r.

Abstract

The paper presents the results of laboratory and simulation tests of switched motors: SR-motor and SIC-motor, that were constructed in cooperation with FSE Tamel Company in Tarnów, Poland. The prototypes of these motors use construction elements of the induction motor Sg112M-2. As the rating dimensions are assumed: inner diameter 99mm, outer diameter of stator 182mm, core length 122mm and sheet thickness 0,5mm. The cross-sections of all the types are shown in Fig. 1.

Mechanical characteristic family is presented in Figs.2a and 2b. It has been obtained at joint control and the following conditions: either at dc voltage 540V and different values of chopping current 12A, 18A, 24A, 30A, respectively or at different dc voltages 540V, 300V, 170V and the same chopping current 24A. All the curves have the maximal power points at different angular speeds, depending on the operation conditions.

The SR-motor simulation model that uses the measured nonlinear magnetisation characteristic (Fig.4) is presented. The equation (2) is the fundamental dependency of the simulation model. The simulation results are shown in Fig. 5 and compared with the phase current measured waveforms at two different operation points, presented in Fig.3. The use of the motor nonlinear magnetic model enables to obtain practically the same waveforms of simulation and measured oscillograms.

In the third part the results of cylindrical type SIC-motor (Fig1c) tests are presented in form of the mechanical characteristic family: output power versus rotational speed (Fig.6). Both the output power and efficiency are poor and it is necessary to reconstruct the SIC-motor for the reactive torque reduction. In Fig.7 the simulation and measured waveforms of the stator and rotor current as well as the torque are shown. The SIC-motor simulation model is found by means of the infinite element method, in opposite to the SR-motor simulation model which bases on the circuit equations. This difference results from the motor construction, particularly from impossibility of rotor magnetisation characteristic measurement.

Hence, one can draw a conclusion that an SR-motor has operating properties comparable to those of an induction cage motor of the same or close volume. On the other hand, a SIC-motor should be reconstructed to reduce the disadvantages of torque production, in particular to reduce reactive torque generated by the saturation of magnetic circuit elements.