

Mateusz Rzeszowski, Jan Szczypior, Bartłomiej Kamiński
Politechnika Warszawska

KONSTRUKCJA I MODELOWANIE BEZZŁOBKOWEGO SILNIKA TUBOWEGO Z MAGNESAMI TRWAŁYMI

DESIGN AND MODELLING OF CORELESS PERMANENT MAGNET TUBULAR MOTOR

Abstract: The paper presents the construction of the coreless permanent magnet tubular linear motor. Detailed design and the manufacture technology of the complete physical model are described. The parametric field model of the machine is showed as well as the results of the calculation of the back-EMF and the force affecting the mover (moving part). The machine with the constant speed of the mover is analyzed in three cases: without power supply, with direct current source and sinewave voltage source. Simulation results are compared with measurements taken from the physical model. Additionally, an influence of a stator container tube length on cogging force characteristics was investigated, leading to a calculation of an optimal length, where the cogging force is minimal.

1. Wstęp

Silniki liniowe z magnesami trwałymi dzięki prostej budowie i znacznym wartościom siły przypadającym na jednostkę masy, uzyskiwanym dzięki wysokoenergetycznym magnesom trwałym znajdują coraz szersze zastosowanie. Nie jest to jednak zastosowanie powszechne, ponieważ trudno jest zawsze uzyskać z silników liniowych siły przypadające na jednostkę masy takie jak w napędach hydraulicznych lub w napędach z szybkoobrotowymi silnikami i przekładniami mechanicznymi. Istnieją jednak pewne specyficzne wymagania nałożone na napędy liniowe, w których silniki liniowe z magnesami trwałymi znajdują zastosowanie np.:

- w napędach elementów wykonawczych w samolotach ze względu na większą niezawodność niż napędy hydrauliczne lub napędy z przekładniami [1, 2].
- w robotach przemysłowych, w których wymagane są bardzo duże przyspieszenia liniowe elementów wykonawczych [3, 4].
- w przemyśle motoryzacyjnym, jako alternatory bezpośrednio napędzane tłokami silnika [5, 6].
- w niezawodnych napędach sprzętu powszechnego użytku [7].
- zamiast napędów hydraulicznych, w których oprócz dużych sił wymagane są duże przyspieszenia. [8].
- w napędach pomp oraz jako generatory drgań mechanicznych stosuje się specyficzne konstrukcje silników oscylacyjnych [9].

W każdym przypadku napęd silnikiem liniowym musi spełnić określone wymagania eksploatacyjne i specyficzne ograniczenia gabary-

towe. Z tego powodu istnieje duża różnorodność rozwiązań konstrukcyjnych silników liniowych z magnesami trwałymi. Klasyfikację konstrukcji tych maszyn z punktu widzenia formy geometrycznej i sposobu rozmieszczenia magnesów przedstawiono w [10]. Praca ta oraz [11] dotyczy oryginalnej konstrukcji modułowej. Ważną cechą konstrukcyjną, która wpływa na masową gęstość siły i poziom jej tętnień jest obecność zębów i zębów w tworniku maszyny. Wyróżnia się konstrukcje ze zębowanym twornikiem [6, 8, 15, 16] i silniki bezzębne [3, 4, 13, 14]. Silniki ze zębami mają większą masową gęstość siły, ale i większy poziom jej pulsacji [12]. Magnesy trwałe są zwykle umieszczone na ruchomej części – biegniku silnika i występują w następujących konfiguracjach: jako magnesy powierzchniowe [5, 13, 15, 17] – magnesowane radialnie, magnesy wewnętrzne [4, 8, 9, 11, 14] – magnesowane osiowo i magnesy w układzie Halbacha [6, 16].

2. Konstrukcja silnika

Bezzębne silniki liniowe z magnesami trwałymi są budowane w formie płaskiej lub tubowej. Silniki płaskie z powodu bardziej złożonego sposobu łożyskowania części ruchomej są zwykle wbudowywane w urządzenia napędzane. W tym przypadku odpowiednio ułożyskowana część ruchoma urządzenia napędzanego, która wykonuje ruch liniowy jest mechanicznie sprzęgnięta z częścią ruchomą – biegnikiem silnika. Może nim być krótszy układ magnesów przemieszczający się w obszarze dłuższego uzwojonego twornika lub odwrotnie. Konstrukcja silnika tubowego jest bardziej zwarta.

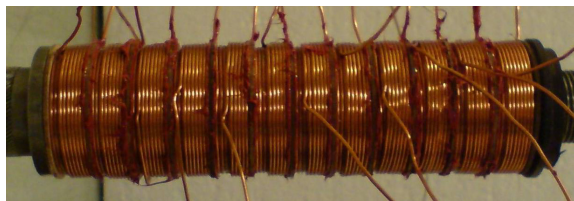
Uzwojenie na całej długości jest aktywne (brak połączeń czołowych). Część ruchoma silnika ma kształt walca, który można łatwo ułożyskować w łożysku ślizgowym. Z tego powodu silnik taki może być stosowany, jako oddzielny element wykonawczy – siłownik w układach napędowych o ruchu liniowym.

2.1. Budowa modelu fizycznego

Model fizyczny silnika tubowego został wykonany przy następujących założeniach:

- część nieruchoma - stojan silnika jest krótszy i składa się z zespołu cewek zamkniętych w stalowej tulei – tubie,
- biegnik silnika jest zbudowany ze stosu magnesów trwałych i przekładek stalowych zamkniętych w rurze miedzianej,
- podstawa silnika i pozostałe elementy montażowe są wykonane z aluminium.

Uzwojenie stojana składa się z dwunastu cewek (rys.1), trzy cewki przypadają na jeden biegun.



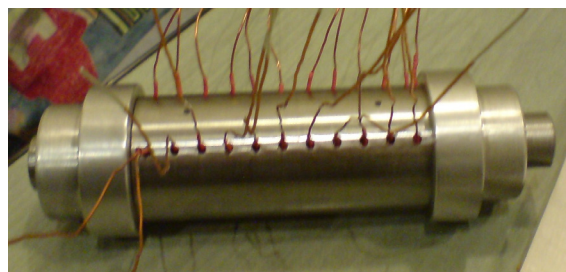
Rys. 1. Klejenie cewek stojana.

Układ cewek został zamknięty w stalowej tulei pełniącej rolę jarzma w obwodzie magnetycznym silnika. Dla wygody montażu tuleja stojana składa się z dwóch części łączonych ze sobą na zamek. Końce tulei są nagwintowane w celu skręcenia stojana w całość za pomocą aluminiowych końcówek. W górnej części tulei wykonano otwory do wyprowadzenia końców cewek (rys. 2). Cewki unieruchomiono wewnątrz tulei przez zalanie ich żywicą epoksydową (rys. 3). Taki sposób montażu zagwarantował osiowość uzwojenia i zewnętrznej tulei w stosunku do otworów w krańcowych nakrętkach. Umieszczono w nich tulejki ze specjalnego materiału (POM), które spełniają funkcję części samosmarownego łożyska ślizgowego (rys. 4). Cewki połączone w pasma fazowe, które skojarzono w gwiazdę. Wyprowadzenia początków pasm i punktu połączonego z korpusem stojana umieszczono na poliamidowej pokrywie (rys. 5). Biegnik silnika wykonano w postaci stosu magnesów trwałych magnesowanych osiowo i przekładek stalowych. Magnesy i przekładki zamknięto w miedzianej rurze. Grubość magnesu i przekładki jest równa po-

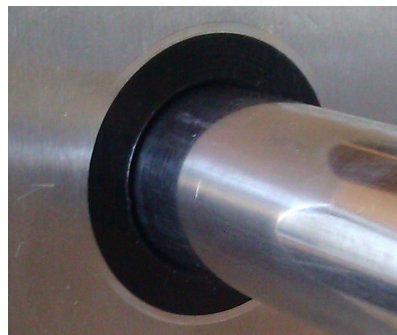
działce biegunowej silnika $\tau=33,6$ mm. W celu zapewnienia odpowiedniej dokładności i twardości powierzchni zewnętrznej rury poddano ją obróbce przeciągania i pokryto chromem



Rys. 2. Dzielona tuleja stojana, aluminiowe końcówki i wsporniki.



Rys. 3. Montaż stojana, zalanie cewek żywicą epoksydową.



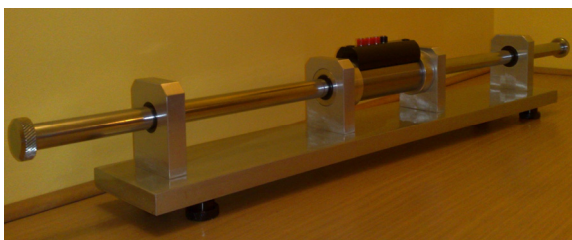
Rys. 4. Łożysko ślizgowe biegnika.

Stojan silnika tubowego zamontowano za pomocą podpór do podstawy.



Rys. 5. Stojan zamocowany do podstawy.

Aktywna długość biegnika jest ponad dwukrotnie większa od długości stojana i ok. dwa razy krótsza od całkowitej długości biegnika. Żeby aktywna część wzbudnika znajdowała się zawsze w obszarze stojana, ograniczono przemieszczenia biegnika za pomocą dodatkowych podpór z tulejami ślizgowymi (rys. 6). Tłumią one również drgania końców biegnika znajdującego się w skrajnych położeniach.

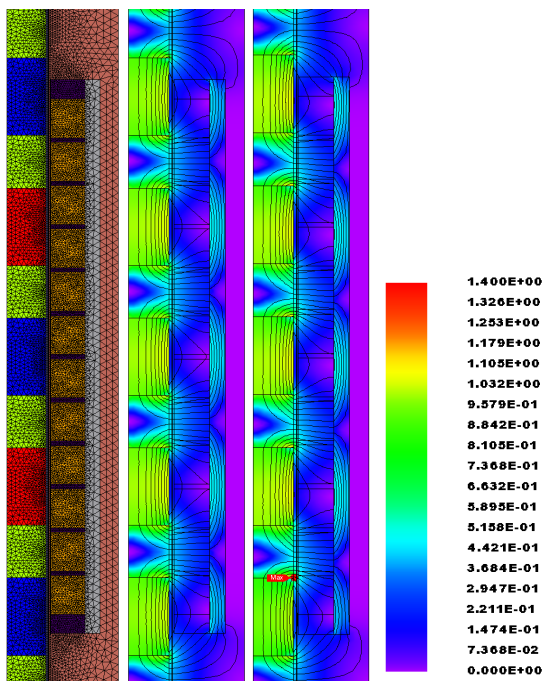


Rys. 6. Kompletny model fizyczny silnika

3. Model połowy maszyny

Do analizy pola w silniku oraz do wyznaczania parametrów całkowitych opracowano parametryczny model połowy umożliwiający łatwą modyfikację konstrukcji maszyny.

Na rys. 7 pokazano fragment modelu silnika i wyniki obliczeń rozkładu pola w stanie jałowym i przy obciążeniu.



Rys. 7. Fragment modelu połowego kolejno: dyskretyzacja, indukcja i linie sił w stanie jałowym i przy obciążeniu.

Z rys. 7. wynika, że przy obciążeniu prądy uzwojenia nieznacznie zmieniają rozkład linii sił pola i wartości indukcji magnetycznej.

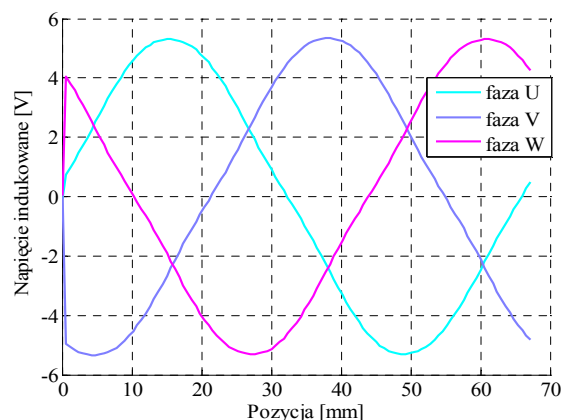
3.1. Modelowanie bez zasilania stojana

Posiadane oprogramowanie umożliwia efektywne modelowanie maszyny przy przemieszczającym się biegniku. Z takiego modelu, przy braku zasilania stojana wyznaczono charakterystyki napięcia indukowanego i siły zaczepowej w zależności od położenia biegnika. Napięcia indukowane w pasmach uzwojenia obliczono z zależności

$$E_i = \frac{\partial \psi_i(x)}{\partial x} \frac{dx}{dt} \quad (1)$$

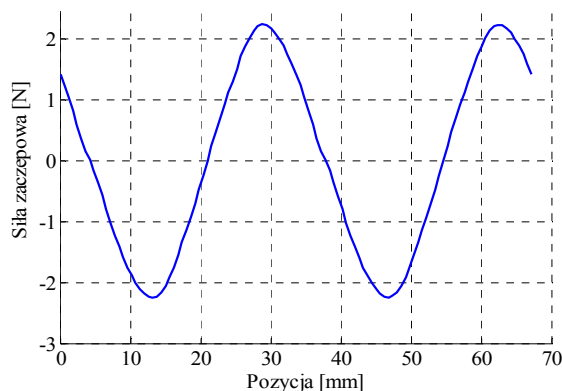
gdzie: $\psi_i(x)$ – strumień skojarzony z i -tym pasmem, uzwojenia, x – położenie biegnika.

Na rys. 8 pokazano zależności napięć indukowanych w pasmach uzwojeń w zależności od położenia biegnika przy prędkości $v=0,672$ m/s.



Rys. 8. Napięcia indukowane w pasmach w funkcji położenia biegnika, przy prędkości $v=0,672$ m/s.

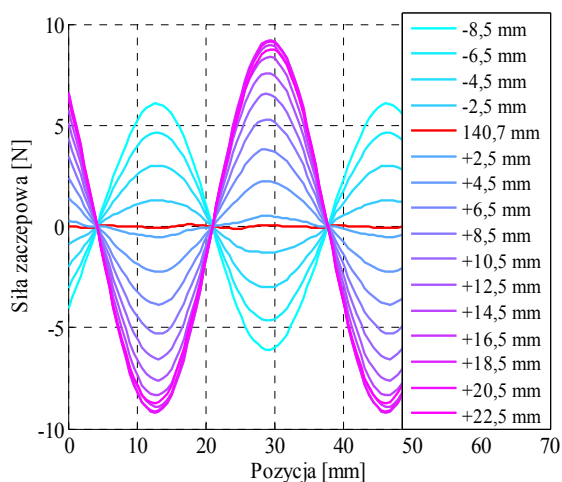
Z rys. 8 wynika, że kształt napięć jest zbliżony do sinusoidalnego. Przy zmianie położenia biegnika względem ferromagnetycznej tulei stojana następuje zmiana energii magnetycznej układu. Jest to przyczyną występowania siły zaczepowej (cogging force) [13, 16, 17] rys. 9.



Rys. 9. Siła zaczepowa w funkcji położenia biegnika.

Na rys. 9. pokazano przebieg siły zaczepowej w funkcji położenia biegnika przy długości tulei takiej jak w modelu fizycznym.

Charakterystyki siły zaczepowej i napięcia indukowanego są funkcjami okresowymi. Ponieważ wartość energii nie zależy od zwrotu indukcji magnetycznej, to okres siły zaczepowej w silniku bezżłobkowym jest równy podziałce biegunowej τ . Jest on dwukrotnie mniejszy od okresu napięcia indukowanego równego 2τ . Z powyższego wynika, że siła zaczepowa nie jest siłą użyteczną, powoduje pulsacje siły ciągu i dlatego powinna być minimalizowana. Na rys. 10 przedstawiono zbiór charakterystyk siły zaczepowej przy różnych długościach tulei.



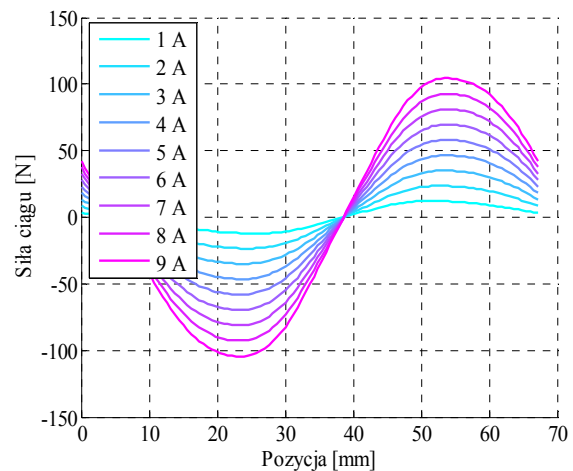
Rys. 10. Siła zaczepowa w funkcji położenia biegnika, przy różnych długościach tulei.

Maksymalną wartość siły zaczepowej można znacznie ograniczyć poprzez dobór odpowiedniej długości tulei [13]. Jest to zobrazowane na rys. 10. W [16] pokazano, że oprócz właściwego doboru długości tulei siłę zaczepową można zmniejszyć przez odpowiednie ukształtowanie końców tulei (skosy lub wycięcia).

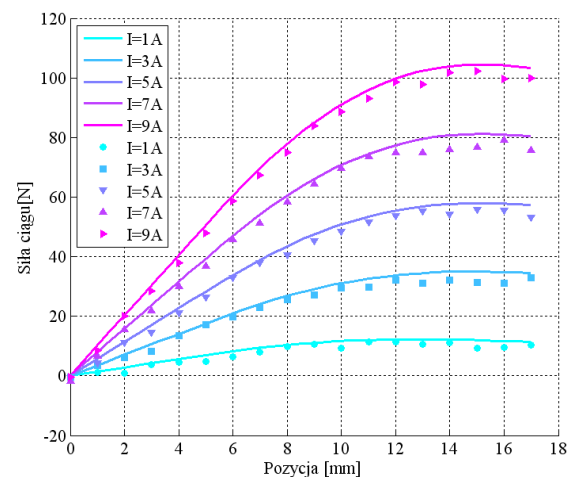
3.2. Modelowanie przy zasilaniu prądem stałym

Poprzedni model silnika rozbudowano dodając zewnętrzny obwód elektryczny ze źródłami prądu. W ten sposób zrealizowano wymuszenie stałego w czasie prądu w poszczególnych pasmach. Modelowano układ, w którym prąd o danej wartości wpływa do pierwszego pasma i równo rozplywa się do pozostałych pasm. Otrzymany model maszyny umożliwia wyznaczanie charakterystyk siły elektromagnetycznej od położenia biegnika, przy różnych wartościach prądu w pierwszym paśmie. Na rys. 11

pokazano charakterystyki siły od położenia biegnika przy różnych wartościach prądu. Obliczone charakterystyki porównano z wynikami pomiarów siły przy przesuwaniu biegnika względem stojana. Uzwojenia stojana zasilano ze źródła prądu w taki sam sposób jak przy modelowaniu. Wyniki pomiarów (znaczkki) i obliczeń (linie) przedstawiono na rys. 12. Z rysunku tego wynika, że różnice pomiędzy pomierzonymi i obliczonymi wartościami siły wynoszą ok. 8 %. Główną przyczyną rozbieżności były niedokładności pomiarów wynikające z dosyć dużej wartości siły tarcia, ok. 8 N.

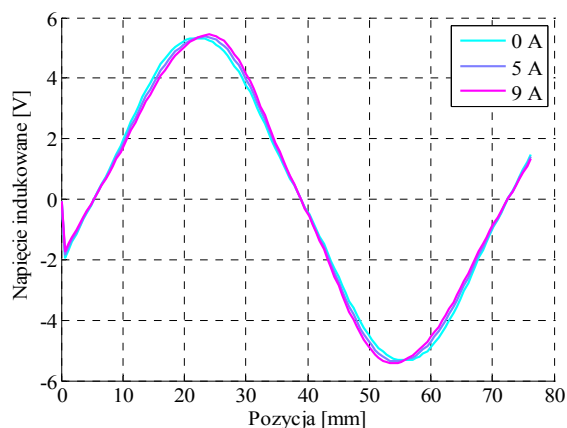


Rys. 11. Siła elektromagnetyczna w funkcji położenia biegnika przy różnych wartościach prądu.



Rys. 12. Siła elektromagnetyczna w funkcji położenia biegnika przy różnych wartościach prądu - obliczenia i pomiary (znaczkki).

Na rys. 13 pokazano przebiegi napięcia indukowanego w pierwszym paśmie w zależności od położenia biegnika w trzech przypadkach: bez prądu oraz gdy prąd jest równy 5 A i 9 A.



Rys. 13. Napięcia indukowane w 1 paśmie, przy prądach w paśmie równych 0, 5 i 9 A.

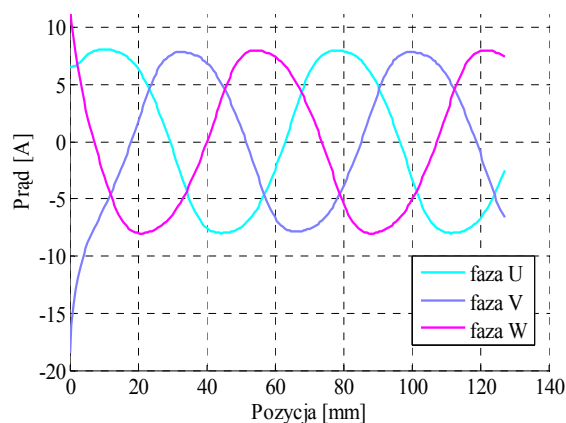
Z rysunku tego wynika, że przy różnych wartościach prądu w paśmie wartości napięć niewiele się różnią.

3.3. Modelowanie przy zasilaniu napięciem zmiennym

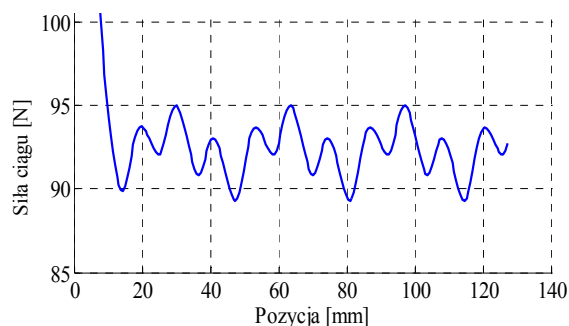
Następnym etapem modyfikacji modelu była symulacja silnika z biegnikiem poruszającym się z ustaloną prędkością, w którym stojan jest zasilany ze źródła napięcia. Ponieważ kształt napięć indukowanych jest zbliżony do sinusoidalnego, to wybrano sinusoidalne źródło napięcia trójfazowego. Częstotliwość napięć ustalono tak, żeby prędkość synchroniczna pola stojana była równa prędkości biegnika. Przy prędkości $v=0,672$ m/s i podziałce biegunowej $\tau=33,6$ mm częstotliwość wynosi $f=10$ Hz. Amplitudę napięcia dobrano tak, żeby maksymalne wartości prądów wynosiły ok. 9 A. Początkowe przesunięcie fazowe w źródłach napięcia określono w taki sposób, żeby siła ciągu silnika była jak największa. Zależność prądów w pasmach od położenia biegnika, przy zasilaniu silnika napięciem sinusoidalnym pokazano na rys. 14. Kształt prądów na rys. 14 wynika z sinusoidalnego przebiegu napięcia zasilania i niesymetrycznego napięcia indukowanego (rys. 13). Z rysunków 13 i 14 wynika, że rosnące fragmenty przebiegu napięć indukowanych są bardziej płaskie, natomiast rosnące fragmenty przebiegu prądów są bardziej strome.

Na rys. 15 pokazano przebieg siły ciągu. Pulsacje siły o częstotliwości $6f$ wynikają z niesinusoidalnych i niesymetrycznych kształtów prądów i napięć indukowanych. Amplituda pulsacji siły wynosi ok. 3 % wartości średniej. Nierówne amplitudy pulsacji siły są spowodowane występowaniem siły zaczepowej o częstotliwości $2f$ (rys. 9) i niewielką niesymetrią magne-

tyczną uzwojeń. Wynika ona z różnego umiejscowienia pasm w obwodzie magnetycznym stojana. Pasma pierwsze i drugie zawierają cewki skrajne natomiast pasmo trzecie cewki leżące w środku stojana.



Rys. 14. Prądy w pasmach w funkcji położenia biegnika przy zasilaniu silnika sinusoidalnym napięciem trójfazowym $f=10$ Hz.



Rys. 15. Przebieg elektromagnetycznej siły ciągu przy zasilaniu napięciem sinusoidalnym.

4. Podsumowanie

W pracy przedstawiono konstrukcję tubowego, liniowego silnika bezżłobkowego z magnesami trwałymi. Do wyznaczania parametrów eksploatacyjnych (siła, napięcie indukowane) zbudowano parametryczny model połowy 2D. Obliczone wartości porównano z pomiarami siły ciągu w zależności od położenia biegnika, przy stałym prądzie w uzwojeniu stojana. Opracowany model zastosowano do wyznaczenia długości tulei stojana, przy której jest znacząco ograniczona wartość siły zaczepowej powodującej pulsacje siły ciągu. Stwierdzono, że jeżeli napięcia indukowane od strumienia magnesów różnią się nawet niewiele od sinusoidy, to przy zasilaniu silnika napięciem sinusoidalnym występują pulsacje siły, które mają większą częstotliwość i mogą mieć większą amplitudę od pulsacji spowodowanych siłą zaczepową.

5. Literatura

- [1] Rosero J. A., Ortega J. A., Aldabas E. and Romeral L.: *Moving towards a more electric aircraft*, Aerospace and Electronics System Magazine IEEE, vol. 22, issue 3, pp. 3-9, March 2007.
- [2] Garcia A., Cusidó I., Rosero J. A., Ortega J. A. and Romeral L.: *Reliable electro-mechanical actuators in aircraft*, Aerospace and Electronics System Magazine IEEE, vol. 23, pp. 19-25, Aug. 2008.
- [3] Meessen K. J., Paulides J. J. H., Lomonova E. A.: *Modeling and experimental verification of a tubular actuator for 20g acceleration in a Pick and Place application*, Electrical Machines and Drives Conf. IEMDC'09, pp. 419--424, 2009.
- [4] Meessen K. J., Paulides J. J. H., Lomonova E. A.: *Modeling and experimental verification of a tubular actuator for 20g acceleration in a Pick and Place application*, IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 46, no. 5, September/October 2010 pp. 1891-1898
- [5] Cawthorne W. R., Famouri P., Chen J., Clarke N. N., McDaniel T. I., Atkinson R. J., Nandkumar S., Atkinson C. M., Petreanu S.: *Development of a linear alternator-engine for hybrid electric vehicle applications*, IEEE Trans. Veh. Technol., vol. 48, no. 6, pp. 1797--1802, Nov. 1999.
- [6] Wang J., West M., Howe D., Zelaya-De La Parra H., Arshad W.M.: *Design and experimental verification of a linear permanent magnet generator for a free-piston energy converter*, IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 22, no.2, pp. 299-306, June 2007.
- [7] Park K., E. P. Hong E. P., Lee K. H.: *Development of a linear motor for compressors of household refrigerators*, in Proc. LDIA'2001, pp. 283--286, Nagano, Japan, 2001.
- [8] Galea M., Gerada C., Raminosa T., Wheeler P.: *Design of a High Force Density Tubular Permanent Magnet Motor*, XIX International Conference on Electrical Machines - ICEM 2010, Rome
- [9] Tomczuk B., Waındok A., Wajnert D.: *Obliczenia pola magnetycznego i jego parametrów całkowitych w aktuatorze liniowym oscylacyjnym z magnesami trwałymi*, Zeszyty Problemowe – Maszyny Elektryczne Nr 87/2010, s. 79-84
- [10] Waındok A.: *Symulacja komputerowa i weryfikacja pomiarowa charakterystyk silnika liniowego tubowego z magnesami trwałymi*, Autoreferat pracy doktorskiej, Opole - czerwiec 2008
- [11] Tomczuk B., Schröder G., Waındok A.: *Finite-Element Analysis of the Magnetic Field and Electromechanical Parameters Calculation for a Slotted Permanent-Magnet Tubular Linear Motor*, IEEE Transactions on Magnetics, vol. 43, no. 7, July 2007 pp. 3229-3236
- [12] Bianchi N., Bolognani S., Dalla Corte D., Tonel F.: *Tubular Linear Permanent Magnet Motors: an Overall Comparison*, 0-7803-7420-7/02/\$17.00 © 2002 IEEE, pp. 1266-1273
- [13] Zhu Z. Q., Xia Z. P., Howe D., Mellor P. H.: *Reduction of cogging force in slotless linear permanent magnet motors*, IEE Proc.-Ecktr Power Appl., Vol. 144, No. 4, July 1997 pp.277-282
- [14] Jinghong Z., Xiaofeng Z., Junhong Z., Wei G., Shaocheng Q.: *Field Analysis of Tubular Permanent Magnet Linear Synchronous Motor*, Proceedings of the 2010 International Conference on Modeling, Identification and Control, Okayama, Japan, July 17-19, 2010, pp.290-293
- [15] Eastham J. F., Junese R. A., Lai H. C.: *Optimum Design of Brushless Tubular Linear Machines*, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 26, No. 5, September 1990
- [16] Wang J., Inoue M., Amara Y., Howe D.: *Cogging-force-reduction techniques for linear permanent-magnet machines*, IEE Proc.-Electr. Power Appl., Vol. 152, No. 3, May 2005 pp. 731-738
- [17] Wang J., Howe D., Jewell G. W.: *Fringing in Tubular Permanent-Magnet Machines: Part II. Cogging Force and Its Minimization*, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 39, No. 6, November 2003, pp. 3517-3522
- [18] Wang J., Jewell G. W., Howe D.: *A General Framework for the Analysis and Design of Tubular Linear Permanent Magnet Machines*, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 35, no. 3, May 1999 pp. 1986-2000

Artykuł współfinansowany z pracy ECO-Mobilność WND-POIG.01.03.01-14-154/09.



INNOWACYJNA
GOSPODARKA
NAKODOWA STRATEGIA SPÓJNOŚCI



UNIA EUROPEJSKA
EUROPEJSKI FUNDUSZ
ROZWOJU REGIONALNEGO



Praca współfinansowana ze środków Europejskiego Funduszu Rozwoju Regionalnego w ramach Programu Operacyjnego Innowacyjna Gospodarka

Autorzy

Mgr inż. Mateusz Rzeszowski, Instytut Sterowania i Elektroniki Przemysłowej, Politechnika Warszawska, ul. Koszykowa 75, 00-662 Warszawa, Tel. 22 234 61 40, rzeszowm@ee.pw.edu.pl

Dr inż. Jan Szczypior, Instytut Maszyn Elektrycznych, Politechnika Warszawska, pl. Politechniki 1, 00-661 Warszawa, Tel. 22 234 74 06, J.Szczypior@ime.pw.edu.pl.

Dr inż. Bartłomiej Kamiński, Instytut Sterowania i Elektroniki Przemysłowej, Politechnika Warszawska, ul. Koszykowa 75, 00-662 Warszawa, Tel. 22 234 61 40, kaminskb@isep.pw.edu.pl

Recenzent

Prof. dr hab. inż. Jan Zawilak