

Maria Dems, Krzysztof Komeza, Jacek Szulakowski
Politechnika Łódzka, Łódź

STRATY PODSTAWOWE I DODATKOWE W RDZENIU WYSOKOOBROTOWYCH SILNIKÓW INDUKCYJNYCH MAŁEJ MOCY

BASIC AND ADDITIONAL CORE LOSSES OF THE HIGH-SPEED SMALL SIZE INDUCTION MOTORS

Abstract: The paper presents the calculation of the basic and additional core loss of the small size induction motor supplied from the power network for 50 Hz, and by a voltage-frequency converter for the frequency changing from 0 to 250 Hz. The calculations were made by use the field - circuit method, as well as by use known from the literature circuit methods. The calculation results were verified by measurement. Calculations were performed using the measured characteristics of the specific core losses of the electrical sheets as a function of the flux density and frequency.

1. Wstęp

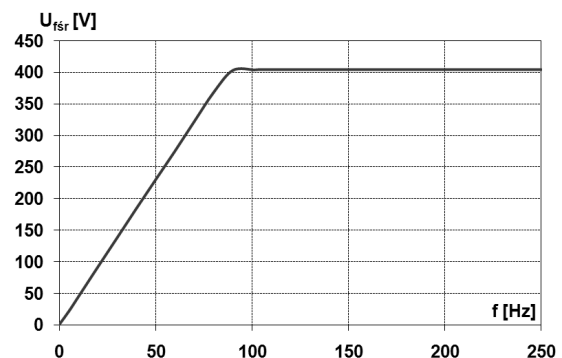
Straty mocy w silniku indukcyjnym można podzielić na straty jałowe i obciążeniowe. Dla silników powszechnego użytku, pracujących przy napięciu i częstotliwości sieciowej dominują straty obciążeniowe, natomiast w przypadku silników wysokoobrotowych proporcje strat ulegają zmianie i wraz ze wzrostem częstotliwości zasilania coraz większą rolę odgrywają straty jałowe: mechaniczne oraz w rdzeniu silnika. Dokładne obliczenie tych strat jest stosunkowo trudne, ze względu na różne źródła ich powstawania. Ponadto do strat w rdzeniu silnika zalicza się nie tylko straty występujące w blachach elektrotechnicznych, ale także w niektórych elementach konstrukcyjnych oraz w rdzeniu i klatce wirnika. W związku z tym, straty w rdzeniu dzieli się umownie na straty podstawowe i straty dodatkowe. W przybliżonych obliczeniach projektowych silników indukcyjnych straty podstawowe w rdzeniu obliczane są zwykle na podstawie wartości katalogowej stratności zastosowanej blachy elektrotechnicznej podawanej dla indukcji 1.5 T oraz częstotliwości 50 Hz, natomiast straty dodatkowe uwzględnia się przez zastosowanie często wyznaczanego empirycznie współczynnika korekcyjnego. W prezentowanej pracy zarówno jałowe straty podstawowe jak i dodatkowe w rdzeniu wyznaczono z uwzględnieniem ich struktury, metodą polowo - obwodową oraz metodami obwodowymi, korzystając głównie z zależności podanych w literaturze [3,14] oraz wyznaczonych pomiarowo charakterystyk stra-

tności blachy elektrotechnicznej w szerokim zakresie indukcji magnetycznej i częstotliwości.

2. Wyznaczenie strat jałowych w rdzeniu metodami obwodowymi

2.1 Obiekt badań

Obiektem badań był czterobiegunowy silnik indukcyjny klatkowy typu SEE 80-4B, o napięciu znamionowym $U_N=230/400V$, mocy znamionowej $P_N=0,75$ kW i częstotliwości znamionowej $f_N=50$ Hz, w wykonaniu energooszczędnym. Rdzeń silnika wykonany był z blachy prądnicowej M600 – 50A. Silnik ten zasilany był napięciem sinusoidalnie zmiennym o wartości od 0 do 400V o regulowanej częstotliwości, przy zachowaniu stałego stosunku $U/f=230V/50$ Hz do wartości napięcia $U=400V$, a następnie napięciem o stałej wartości i regulowanej częstotliwości. Przebieg wartości skutecznej podstawowej harmonicznej napięcia zasilającego silnik przedstawiono na rys. 1.

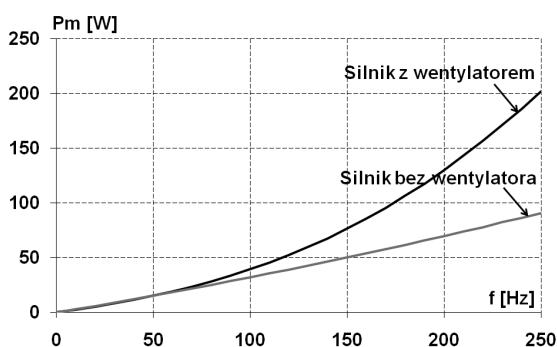


Rys. 1. Przebieg napięcia zasilającego silnik

Pomiary strat jałowych dla modelowego silnika zostały wykonane w zakresie częstotliwości do 100 Hz.

2.2 Straty mechaniczne

W celu wyodrębnienia z pomierzonych strat jałowych silnika strat w rdzeniu niezbędne jest dokładne wyznaczenie strat mechanicznych w całym zakresie pracy silnika. W literaturze [3,14] można spotkać wiele, głównie empirycznych wzorów do obliczania łącznych strat mechanicznych w funkcji prędkości obrotowej wirnika, jednak dają one wyniki przybliżone i nie uwzględniają rodzaju zastosowanych łożysk oraz ich stanu, a także rzeczywistego układu wentylacyjnego silnika. Ze względu na znaczny rozrzut strat mechanicznych, nawet dla silników tej samej konstrukcji, celowe jest wyznaczanie tych strat na drodze pomiarowej [4]. Dlatego też straty mechaniczne dla modelowego silnika zostały wyznaczone pomiarowo, dla dwóch przypadków: silnik z wentylatorem oraz silnik bez wentylatora. Otrzymane charakterystyki strat mechanicznych w funkcji częstotliwości, przedstawiono na rys.2.



Rys. 2. Pomierzone charakterystyki strat mechanicznych silnika modelowego w funkcji częstotliwości

Charakterystyki te, dla silnika bez wentylatora, aproksymowano wielomianem 2-go stopnia w postaci:

$$P_m = 0,0003f^2 + 0,2947f - 0,3137 \quad (1)$$

i wprowadzone do programu obliczeń obwodowych silnika STAT_WIN_F [6].

2.3 Stratność blachy elektrotechnicznej

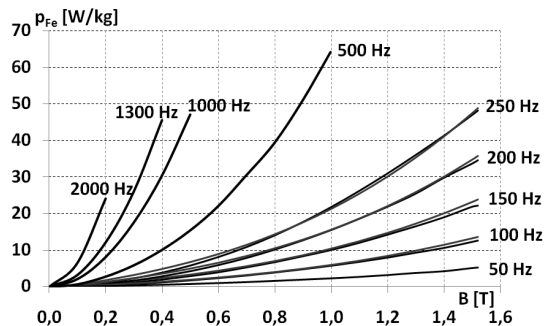
Stratność blachy elektrotechnicznej M600-50A wyznaczono pomiarowo dla próbki toroidalnej, w szerokim zakresie indukcji i częstotliwości. Wyznaczone charakterystyki przedstawiono na rys. 3.

W obliczeniach obwodowych pomierzone charakterystyki aproksymowano dla 50 Hz wielomianem w postaci:

$$p_{Fe50} = 0,609B^3 + 0,618B^2 + 1,072B - 0,059 \quad (2)$$

oraz przeliczono w funkcji częstotliwości w zakresie do 250 Hz zgodnie z zależnością [5]:

$$P_{fe} = p_{fe50} * \left(\frac{f}{50}\right)^{1,4} \quad (3)$$

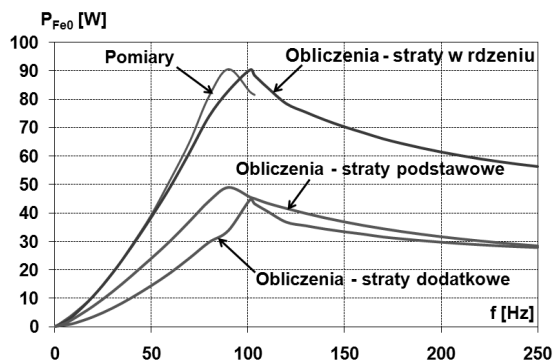


Rys. 3. Pomierzone i przeliczone charakterystyki stratności blachy M600-50A w funkcji indukcji magnetycznej dla różnych częstotliwości

Jak pokazano na rys.3, zależność ta w rozpatrywanym zakresie częstotliwości daje dobrą zgodność z wynikami pomiarów.

2.4 Straty jałowe w rdzeniu silnika

Korzystając z przedstawionych charakterystyk stratności obliczono straty jałowe w rdzeniu silnika w całym zakresie częstotliwości, przy założeniu, że silnik zasilany jest napięciem sinusoidalnie zmiennym o regulowanej częstotliwości. Przebieg tych strat podano na rys. 4.



Rys. 4. Straty jałowe w rdzeniu silnika modelowego w funkcji częstotliwości

Na rys. 4. podano również rozdział tych strat na straty podstawowe i straty dodatkowe. Straty podstawowe obliczono z wykorzystaniem krzywych stratności blachy wyznaczonych pomiarowo i aproksymowanych jako funkcje in-

dukcji i częstotliwości zgodnie z zależnościami (2) i (3). Ponadto w obliczeniach strat podstawowych w zębach stojana dokonano podziału zęba na 6 warstw i obliczenia wykonywano z uwzględnieniem wartości indukcji magnetycznej występujących w poszczególnych warstwach. Na rys. 4 przedstawiono również wyniki pomiarów całkowitych strat w rdzeniu, wykonanych przy zasilaniu silnika napięciem sinusoidalnie zmiennym o regulowanej częstotliwości w zakresie do 100 Hz. W tym zakresie częstotliwości uzyskano dobrą zgodność wyników obliczeń strat całkowitych w rdzeniu silnika z wynikami pomiarów.

2.5 Straty dodatkowe w rdzeniu

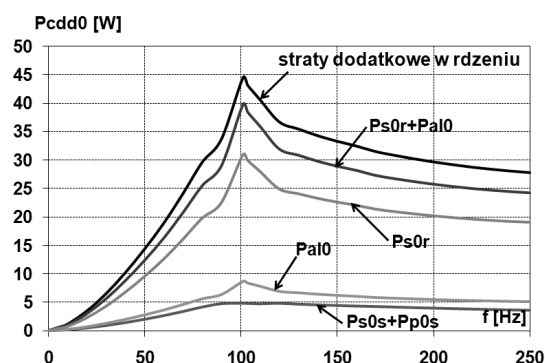
Problem obliczania strat dodatkowych w rdzeniu silnika indukcyjnego był przedmiotem wielu prac badawczych [2,3,12,16]. W Polsce wiodącym ośrodkiem w tym zakresie jest Zakład Maszyn Elektrycznych Instytutu Elektrotechniki w Warszawie, a wyniki prowadzonych tam badań zostały obszernie omówione w pracy [14]. Głównym źródłem strat dodatkowych w rdzeniu silnika indukcyjnego są harmoniczne przestrzenne pola magnetycznego w szczelinie powietrznej, spowodowane rozłożeniem uzwojenia w żłobkach (harmoniczne wzbudzenia), oraz nierównomierną grubością szczeliny powietrznej spowodowaną użłobkowaniem rdzenia stojana i wirnika (harmoniczne przewodnościowe). Harmoniczne te wywołują straty powierzchniowe na powierzchni zębów stojana Ps_0s i wirnika Ps_0r , oraz straty pulsacyjne w zębach stojana Pp_0s , spowodowane wnikiem strumieni harmonicznych pola do zębów stojana.

W przypadku wirnika straty pulsacyjne w zębach Pp_0r można pominąć, ponieważ pole harmonicznych indukcji stojana wnika do zębów wirnika jest wytłumiane polem wytworzonym przez prądy płynące w klatce wirnika. Harmoniczne pola stojana wywołują jednak straty powierzchniowe Pa_0 na przyszczelinowej powierzchni prętów klatki wirnika w obrębie szczytów żłobkowej.

Straty wywołane harmonicznymi polami wirnika na powierzchni uzwojenia stojana praktycznie nie występują, ponieważ szczyt żłobka stojana nie jest wypełniony materiałem przewodzącym.

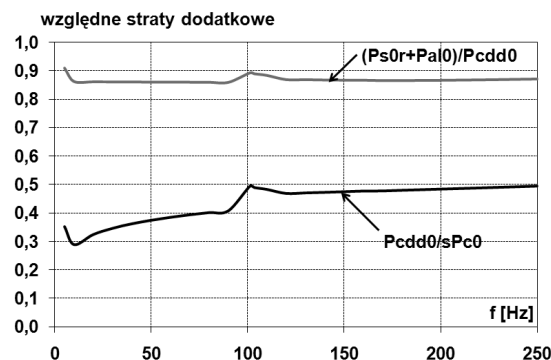
Zależności umożliwiające obliczenie poszczególnych składników strat dodatkowych podane w pracy [14] zostały wykorzystane do wyzna-

czenia ich wartości dla silnika modelowego w zakresie zmian częstotliwości podstawowej harmonicznej od 0 do 250 Hz. Wyniki obliczeń przedstawiono na rys. 5.



Rys. 5. Obliczone dodatkowe straty jałowe w rdzeniu silnika modelowego w funkcji częstotliwości

Na podstawie przebiegów przedstawionych na rys. 5 można stwierdzić, że w badanym silniku dominującą rolę przy biegu jałowym odgrywają straty dodatkowe w wirniku (Ps_0r+Pa_0), które stanowią średnio około 87% sumarycznych strat dodatkowych P_{cdd0} , przy czym, jak pokazano na rys. 6, proporcje tych strat praktycznie nie zależą od częstotliwości.



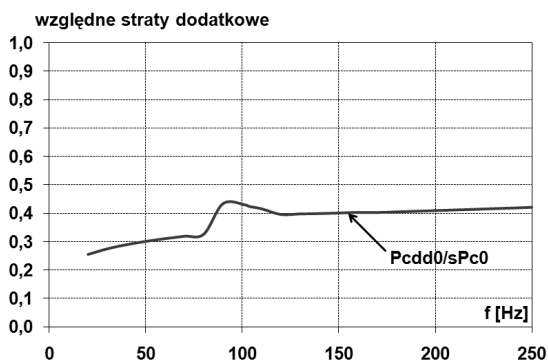
Rys. 6. Względne dodatkowe straty jałowe w wirniku oraz całkowite, odniesione do sumarycznych strat jałowych w rdzeniu

Sumaryczne straty dodatkowe w stanie jałowym w silniku modelowym wynoszą średnio około 44% całkowitych strat jałowych w rdzeniu, przy czym w miarę wzrostu częstotliwości podstawowej harmonicznej napięcia zasilającego, udział tych strat nieco wzrasta.

W przeprowadzonych obliczeniach nie uwzględniano wzrostu strat dodatkowych w silniku spowodowanych czynnikami technologicznymi.

2.6 Wpływ zamknięcia żłobków wirnika na straty dodatkowe w rdzeniu silnika

Zmniejszenie strat w rdzeniu silnika można uzyskać przez odpowiedni dobór liczby żłobków wirnika oraz zastosowanie silników o zamkniętych żłobkach wirnika, gdyż w wyniku tego zmianie ulega spektrum harmonicznych przestrzennych pola magnetycznego w szczelinie powietrznej, co ma wpływ zarówno na wartość sumarycznych strat w rdzeniu silnika jak i proporcje poszczególnych ich składników. Właściwy dobór liczby żłobków wirnika powoduje zmniejszenie wpływu harmonicznych wzbudzeniowych, bardziej skuteczne, niż zastosowanie skosu żłobków wirnika, natomiast zastosowanie żłobków zamkniętych eliminuje harmoniczne przewodnościowe wirnika, w wyniku czego straty powierzchniowe i pulsacyjne w zębach stojana są praktycznie równe zero. Ponadto, w silnikach o zamkniętych żłobkach wirnika nie występują straty powierzchniowe Pa0 na przyszczelinowej powierzchni prętów klatki wirnika w obrębie szczyrbiny żłobkowej.



Rys. 7. Względne dodatkowe straty jałowe odniesione do sumarycznych strat jałowych w rdzeniu silnika o zamkniętych żłobkach wirnika

W efekcie średni udział dodatkowych strat jałowych w silniku modelowym w wykonaniu z zamkniętymi żłobkami wirnika wynosi około 38% całkowitych strat jałowych, co ilustruje rys. 7.

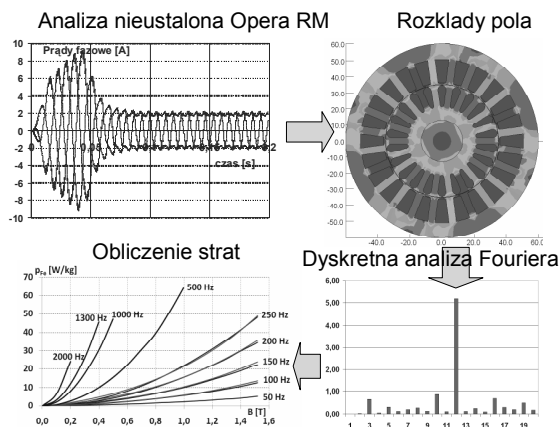
3. Wyznaczenie strat jałowych w rdzeniu metodami polowo - obwodowymi

Powstawanie strat w materiałach ferro-magnetycznych jest zjawiskiem bardzo skomplikowanym ze względu na występowanie jednocześnie szeregu zjawisk: indukowania prądów wirowych oraz ruchu i przekształcania domen pod wpływem pola magnetycznego. Dla częstotli-

wości 50 Hz podstawową część strat stanowią straty histerezowe, stąd też metody analizy strat dla silników zasilanych z sieci koncentrują się na problemie prawidłowego wyznaczenia strat tego typu. Na dokładny opis strat histerezowych pozwala zastosowanie wektorowych modeli histerezy Mayergoyz'a [7]. Szeroki przegląd metod stosowanych do odwzorowania histerezy można znaleźć w pracach [1,9].

Dla silników wysokoobrotowych wraz ze wzrostem częstotliwości udział strat histerezowych w bilansie strat maleje stąd też większą uwagę należy poświęcić stratom wiropądowym. Dla częstotliwości 50Hz straty wiropądowe są również znaczącym elementem strat ze względu na działanie pól o częstotliwości większej od 50 Hz potocznie nazywanymi polami wyższych harmonicznych. Pojawiają się one w maszynie na skutek użłobkowania stojana i wirnika powodując znaczący wzrost strat w rdzeniu maszyny. Ponieważ w dalszym ciągu spotyka się obliczenia strat bazujące na rozwiązaniu statycznym, nie uwzględniającym zjawiska wirowania wirnika, należy podkreślić, że takie podejście prowadzi do całkowicie błędnych wyników. Średnio brak uwzględnienia zjawisk związanych z wyższymi harmonicznymi powoduje, że obliczone straty są zwykle równe od 50% (dla maszyn małej i średniej mocy) do 70% (dla maszyn dużych) strat pomierzonych. Włączenie modelu histerezy do procesu obliczania rozkładu pola elektromagnetycznego dla wirującego silnika powoduje znaczne wydłużenie tego procesu. Z tego względu autorzy proponują bezpośrednie zastosowanie krzywych stratności blachy w procesie obliczania strat. Proces obliczania strat przedstawiony jest na rys. 8.

Obejmuje on wykonanie obliczeń dla silnika wirującego z prędkością synchroniczną za pomocą modelu obwodowo-polowego ze zmiennością czasu. W tym celu zastosowany został pakiet Opera RM. Obliczenie wymaga przejścia od stanu włączenia napięcia do stanu ustalonego, co wymaga zwykle około 10 okresów napięcia zasilającego. Model polowo-obwodowy pozwala również na uwzględnienie skosu wirnika poprzez zastosowanie metody wielowarstwowej. Ta faza obliczeń wymaga oczywiście optymalizacji siatki podziałowej tak, aby uzyskać wymaganą dokładność przy krótkim czasie obliczeń.



Rys. 8. Schemat obliczania strat w silniku indukcyjnym

Obrazy rozkładu pola magnetycznego dla wybranej liczby chwil czasowych z okresu napięcia zasilającego są następnie podstawą uzyskania przebiegów indukcji magnetycznej w elementach siatki podziałowej. Na podstawie przebiegów indukcji w czasie następuje obliczenie strat w ferromagnetyku. Można to zrobić albo bezpośrednio korzystając z przebiegu indukcji w czasie [2,10], bądź też stosując dyskretne przekształcenie Fouriera i wykorzystując pomierzone charakterystyki stratności.

Zastosowanie dyskretnego przekształcenia Fouriera ma tę zaletę, że pozwala wyznaczyć częstotliwości poszczególnych składowych pola, co z kolei ułatwia określenie ich pochodzenia.

Dodatkowym problemem, z którym spotykamy się przy wyznaczaniu strat w silnikach indukcyjnych (ale oczywiście nie tylko) jest zjawisko występowania przemagnesowania różnego od przemiennego, dla którego są wykonywane pomiary stratności na próbce pierścieniowej lub w aparacie Epstein'a. Dla harmonicznych otrzymujemy przemagnesowanie eliptyczne określane przy pomocy stosunku długiej i krótkiej osi elipsy. Uwzględnienie eliptyczności jest możliwe poprzez wprowadzanie współczynników korekcyjnych dla strat histerezowych i dodatkowych [2,10,17] lub współczynników korekcyjnych dla strat całkowitych [11,12,15]. Problem wpływu eliptyczności jest szczególnie ważny dla maszyn dużej mocy, gdzie w około 30% objętości rdzenia występuje ten typ przemagnesowania [16]. Dla silników małej mocy problem ten jest mniej istotny. Dla rozpatrywanego silnika obszar pola eliptycznego obejmował około 12% objętości, przy stosunkowo małym współczynniku eliptyczności (średnio 0,2). Zastosowana metoda obliczania strat

nie odzwierciedla dokładnie zjawisk występujących w silniku, ponieważ nie uwzględnia wpływu obecności pola innych harmonicznych na wartość strat wytwarzanych przez daną harmoniczną. Ma to jednak głównie znaczenie dla strat histerezowych związanych z występowaniem częściowych pętli przemagnesowania. Również straty wiropądowe szczególnie dla wyższych częstotliwości są zależne od stanu nasycenia blachy. Porównanie wyników obliczeń przy pomocy proponowanej metody dają wyniki zbliżone do wyników pomiarowych. Należy również zwrócić uwagę na możliwość obliczenia strat dodatkowych powstających w klatce wirnika, szczególnie dla przypadku wirnika o żłobkach półzamkniętych. Wyższe harmoniczne powodują, bowiem powstawanie prądów wirowych w prętach klatki i związanych z tym strat, które mogą osiągać znaczne wartości.

4. Podsumowanie

Zaproponowane w literaturze klasyczne metody obliczania jałowych strat podstawowych i dodatkowych w rdzeniu silnika indukcyjnego pozwalają uzyskać stosunkowo zbieżne wyniki z wynikami pomiarów, przy założeniu, że obliczenia wykonywane są w oparciu o charakterystyki stratności blachy wyznaczone dla szerokiego zakresu wartości indukcji i częstotliwości. Przy wyznaczaniu strat dodatkowych należy uwzględnić możliwie szerokie spektrum harmonicznym przestrzennych pola magnetycznego w szczelinie powietrznej.

Dokładniejsze wyniki można uzyskać przy zastosowaniu metod obwodowo – polowych, lecz w tym przypadku obliczenia powinny być wykonywane dla silnika wirującego z prędkością synchroniczną

5. Literatura

- [1]. Belahcen A., Arkkio A., "Comprehensive Dynamic Loss Model of Electrical Steel Applied to FE Simulation of Electrical Machines", *IEEE Trans. on Mag.*, Vol.44, Issue 6, pp. 886 - 889, 2008.
- [2]. Bertotti G., Boglietti A., Chiampi M., Chiarabaglio D., Fiorillo F., Lazzari M., "An improved estimation of iron losses in rotating electrical machines", *IEEE Trans. Magn.*, 34, pp. 5007–5009, 1991.
- [3]. Dąbrowski M.: *Projektowanie maszyn elektrycznych prądu przemiennego*, WNT, Warszawa 1988.
- [4]. Dems M., Komeza K., Szulakowski J., *Charakterystyki biegu jałowego wysokoobrotowych silników indukcyjnych małej mocy*, Zeszyty Problemowe Maszyny Elektryczne, nr. 82, 2008 wyd. BOBRME Komel, s.. 239-245.

- [5]. Dems M., Komeza K., Szulakowski J., *Influence of different magnetic material of the high-speed induction motors cores on motors fields distribution and integral parameters*, Proc. of XIV International Symposium on Electromagnetic Fields in Mechatronics, Electrical and Electronic Engineering, ISEF 2009, Arras, France, September 10-12, 2009, pp. 295-296.
- [6]. Dems M., Rutkowski Z.: STAT_WIN_F v.2, *Obliczenia elektromagnetyczne trójfazowych, wysokoobrotowych silników indukcyjnych*, Biblioteka Programów Instytutu Mechatroniki i Systemów Informatycznych Politechniki Łódzkiej, Łódź, 2010.
- [7]. Diaz G., Arbolea P., Gonzalez-Moran C., Gomez-Aleixandre J., “Revision of the hysteresis and excess loss computation method as a means of improving the rotational loss estimate in induction motors”, *IET Electric Power Applications*, Vol. 1 , Issue: 1, pp. 75 – 81, 2007.
- [8]. Dlala E., “Comparison of Models for Estimating Magnetic Core Losses in Electrical Machines Using the Finite-Element Method”, *IEEE Trans. on Mag.*, vol. 45, issue 2, part 1, pp. 716 – 725, Feb. 2009.,
- [9]. Fiorillo F., Novikov A., “An improved approach to power losses in magnetic laminations under nonsinusoidal induction waveform”, *IEEE Trans. on Mag.*, Vol. 26 , Issue 5, pp. 2904 – 2910, 1990.,
- [10]. Fiorillo F., Rietto A. M., “Rotational and alternating energy loss vs. magnetizing frequency in SiFe laminations”, *J. Magn. Magn. Mater.*, 83, pp. 402–404, 1990.
- [11]. Hernandez-Aramburo C.A., Green T.C., Smith A.C., “Estimating rotational iron losses in an induction machine”, *IEEE Trans. on Mag.*, Vol. 39 , Issue 6, pp. 3527 – 3533, 2003.
- [12]. Kochmann T., “Relationship between rotational and alternating losses in electrical steel sheets”, *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 160, pp. 145-146, 1996.
- [13]. Mayergoyz I. D., “Mathematical models of hysteresis,” *IEEE Trans. Magn.*, vol. 22, no. 5, pp. 603–608, Sep. 1986.
- [14]. Śliwiński T.: *Metody obliczania silników indukcyjnych, t.1 Analiza*, PWN, Warszawa 2008.
- [15]. Youguang G., Jian Guo Z., Jinjiang Z.; Haiyan L.; Jian Xun J., “Measurement and Modeling of Rotational Core Losses of Soft Magnetic Materials Used in Electrical Machines: A Review”, *IEEE Trans. on Mag.*, Vol.44 , Issue 2, pp. 279 – 291, 2008.
- [16]. Yujing L., Kashif S. K., Sohail A. M., “Engineering considerations on additional iron losses”, *Proc. 18th International Conference on Electrical Machines ICEM 2008*, pp. 1-4.
- [17]. Zhu J. G., Ramsden V. S., “Improved formulations for rotational core losses in rotating electrical machines”, *IEEE Trans. Magn.*, 34, pp. 2234–2242, 1998.

Praca wykonywana jest w ramach projektu badawczego własnego Nr N N510 388 235 finansowanego przez Ministerstwo Nauki i Szkolnictwa Wyższego.

Autorzy

Dr hab. inż. Maria Dems, prof. PŁ, dr hab. inż. Krzysztof Komeza, prof. PŁ, mgr inż. Jacek Szulakowski, Instytut Mechatroniki i Systemów Informatycznych Politechniki Łódzkiej, ul. Stefanowskiego 18/22, 90-537 Łódź, tel; (+48 42) 631 25 71, fax: (+48 42) 636 23 09, e-mail: mdems@p.lodz.pl; komeza@p.lodz.pl; jacek.szulakowski@p.lodz.pl