

Maciej Antal, Jan Zawilak  
Politechnika Wroclawska, Wroclaw

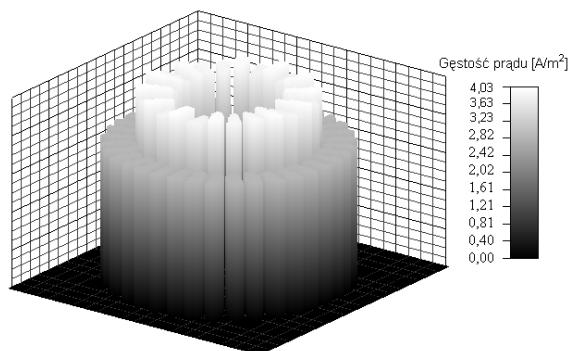
## SPRZĘŻONE POLE MAGNETO–TERMICZNE SILNIKA INDUKCYJNEGO Z USZKODZONĄ KLATKĄ WIRNIKA

### COUPLING MAGNETO-THERMAL FIELD OF INDUCTION MOTOR WITH BROKEN ROTOR BARS

**Abstract:** The work presented calculation results of a small power (1.5 kW) squirrel cage motor warm-up. Computation was realized with normal load. There is two models: one with non-damaged rotor and second one with three broken rotor bars. Calculation of coupling transient magneto-thermal field was realized with two-dimensional field-circuit motor model. There is a linear temperature characteristic of aluminum resistivity in squirrel cage, and a linear temperature characteristic of a thermal parameters in squirrel cage and core. Heating characteristic of motor with non-damaged rotor and another one with three broken rotor bars was compared. Heat distribution in rotor was investigated in both situation, in thermal transient state and after

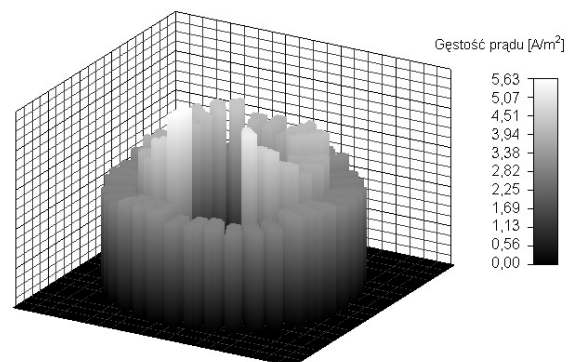
#### 1. Wstęp

W uszkodzonej klatce silnika indukcyjnego rozptyw prądów jest zakłócony, co skutkuje zwiększonym obciążeniem niektórych prętów (rys.1 i 2). Oczekuje się więc, że rozkład temperatur będzie odzwierciedlał skutki uszkodzenia [16, 18]. Stąd wynikają próby monitorowania stanu silnika przez estymację rezystancji klatki wirnika [10, 13, 17]. Obliczenia cieplne silników indukcyjnych zazwyczaj są wykonywane z wykorzystaniem różnych modeli cieplnych o parametrach skupionych [3, 4, 11, 14, 15, 19, 20, 21]. Jednak w coraz większym stopniu do obliczeń termicznych wprowadzane są modele polowe wykorzystujące metodę elementów skończonych [8, 9]. Pola termiczne obliczane tą metodą mogą być sprzężone z polami magnetycznymi stanowiącymi źródła ciepła, ale mogą również w sprzężeniu z polami naprężeń służyć do wyznaczenia naprężeń termicznych i deformacji cieplnych [12].



Rys. 1. Rozkład gęstości prądów w silniku nieuszkodzonym

W przedstawianej pracy podjęto próbę opisanie procesu nagrzewania się wirnika silnika indukcyjnego małej mocy z uszkodzoną klatką, przez obliczenie nieustalonego pola cieplnego sprzężonego z harmonicznym polem magnetycznym. Obliczenia wykonano posługując się polowo-obwodowym modelem silnika sprzężonym z równaniami obwodów elektrycznych i równaniem ruchu. Dla ustalenia termicznych skutków uszkodzenia wykonano takie same obliczenia dla silnika bez uszkodzeń.



Rys. 2. Rozkład gęstości prądów w silniku z trzema przerwanymi prętami klatki wirnika

#### 2. Sprzężone pole magneto-termiczne

Badania symulacyjne nagrzewania się wirnika silnika indukcyjnego wykonano przy pomocy modułu magnetotermicznego komercyjnego pakietu FLUX 8.10 [5, 6, 7]. Moduł ten pozwala rozwiązywać problemy opisane przez sprzężenie pomiędzy polem harmonicznym prądów wirowych i nieustalonym stanem prze-

wodzenia ciepłego. Równania nieustalonego pola ciepłego i magnetycznego pola harmonicznego są skojarzone. Szukaną zmienną nieustalonego pola termicznego jest temperatura  $T$  spełniająca równanie przewodnictwa ciepłego (1)

$$\rho C_p \frac{dT}{dt} + \text{div}(-k \cdot \text{grad}(T)) = q \quad (1)$$

z niejednorodnym warunkiem brzegowym Neumana (2):

$$\rho C_p \frac{dT}{dt} + k \frac{dT}{dn} = -F - h(T - T_o) - \varepsilon \sigma (T^4 - T_o^4) \quad (2)$$

W powyższych równaniach:

$T_o$  – temperatura otoczenia

$\rho C_p$  – ciepło właściwe [ $\text{J}/\text{m}^3\text{K}$ ]

$k$  – tensor przewodnictwa ciepłego [ $\text{W}/\text{mK}$ ]

$q$  – objętościowa gęstość mocy [ $\text{W}/\text{m}^3$ ]

$F$  – zewnętrzny strumień ciepły

$h$  – współczynnik wymiany ciepła na drodze konwekcji [ $\text{W}/\text{m}^2\text{K}$ ]

$\varepsilon$  – emisyjność (współczynnik wymiany na drodze promieniowania)

$\sigma$  – stała Stefana-Boltzmana.

Warunek brzegowy określa intensywność oddawania ciepła z wirnika do otaczającego go powietrza na drodze konwekcji, radiacji i przewodzenia.

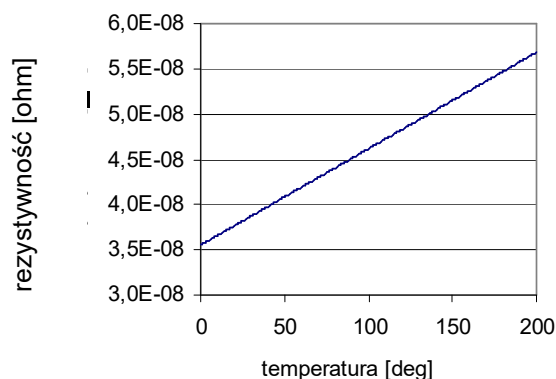
Źródła ciepła są skutkiem działania pola elektromagnetycznego i odpowiadają wartości średniej strat Joule'a podczas cyklu.

Harmoniczne pole magnetyczne opisuje zespolony potencjał wektorowy  $\mathbf{A}$  spełniający równanie (3):

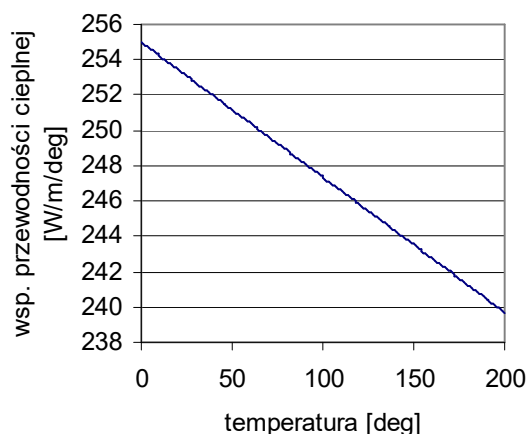
$$j\omega\mu_0\sigma\mathbf{A} + \text{rot}\left(\frac{1}{\mu_r}\text{rot}(\mathbf{A})\right) = \mu_0\mathbf{J} \quad (3)$$

Magnetyczne, elektryczne i ciepłe właściwości materiałów mogą być zależne, w różny sposób, od temperatury. W pierwszym kroku rozwiązania (dla czasu  $t=0$  s) obliczane jest pole magnetyczne dla wyznaczenia początkowego rozkładu strat mocy. W następnym kroku czasowym obliczane jest początkowe pole temperatur. Kolejne obliczenie rozkładu pola magnetycznego uwzględnia skorygowane właściwości magnetyczne i elektryczne, zależne od temperatury. Kolejne obliczenie rozkładu pola termicznego uwzględnia zmianę parametrów ciepłych zależnych od temperatury. W następnych krokach czasowych opisana procedura jest powtarzana, aż do osiągnięcia stanu termicznie ustalonego.

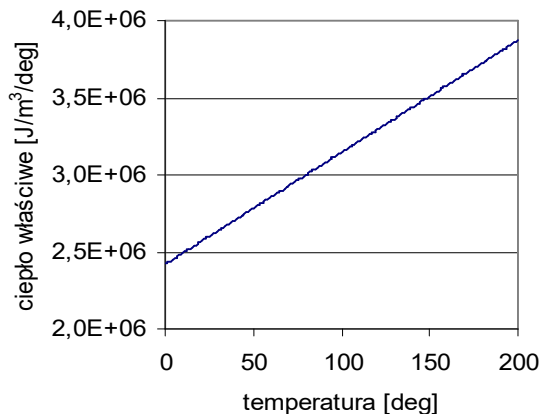
W użytym do obliczeń nagrzewania wirnika silnika indukcyjnego modelu, przyjęto liniową zależność od temperatury rezystywności aluminiowej klatki wirnika (rys. 3) oraz jej współczynnika przewodności ciepłej (rys. 4) i ciepła właściwego (rys. 5). Liniowo zależne od temperatury jest również ciepło właściwe pakietu blach wirnika (rys. 6).



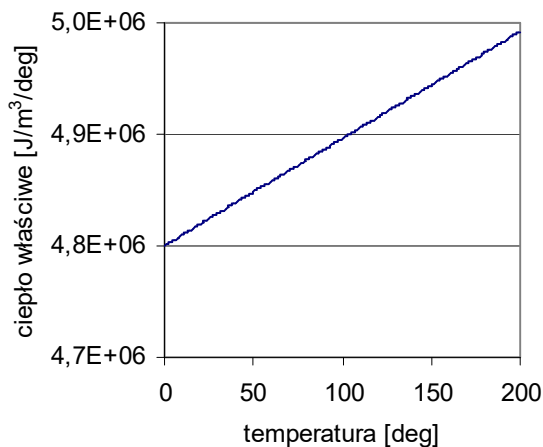
Rys. 3. Zależność rezystywności aluminiowej klatki wirnika od temperatury



Rys. 4. Zależność współczynnika przewodności ciepłej klatki wirnika od temperatury

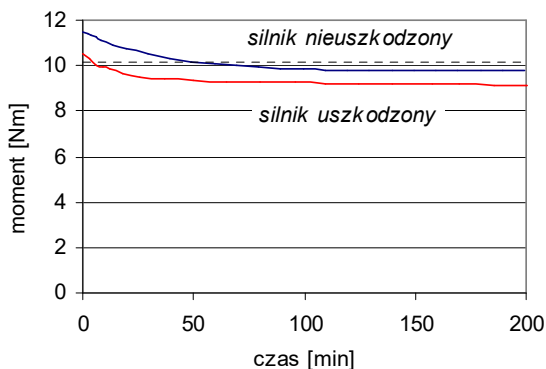


Rys. 5. Zależność ciepła właściwego klatki wirnika od temperatury



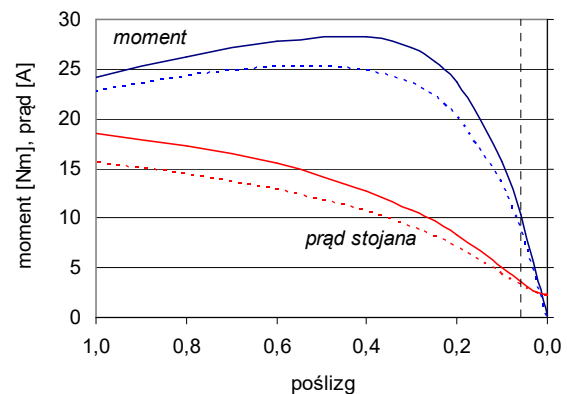
Rys. 6. Zależność ciepła właściwego pakietu blach wirnika od temperatury

Obliczenia magnetodynamiczne (magnetycznego pola harmonicznego z wirowaniem wirnika) wymagają przyjęcia stałej prędkości obrotowej. Przyjęto więc, że silnik pracuje ze stałą prędkością znamionową  $n = 1410$  obr/min. Odpowiadający tej prędkości moment (znamionowy, dla silnika nieuszkodzonego i mniejszy od znamionowego, dla silnika z uszkodzoną klatką) zmienia się ze zmianami temperatury z powodu zmian rezystywności klatki wirnika w wyniku jej nagrzewania. Charakter tych zmian ilustruje rysunek 7.

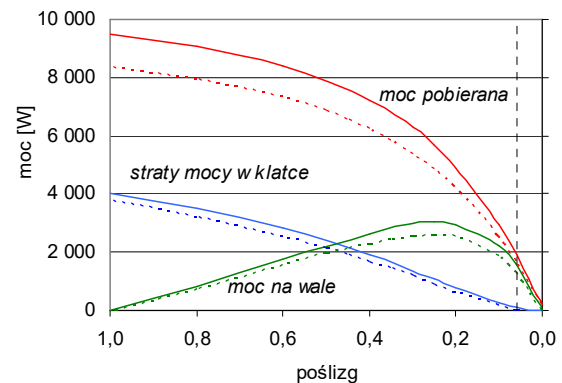


Rys. 7. Zmiany momentu w czasie nagrzewania silnika wywołane wzrostem rezystywności klatki

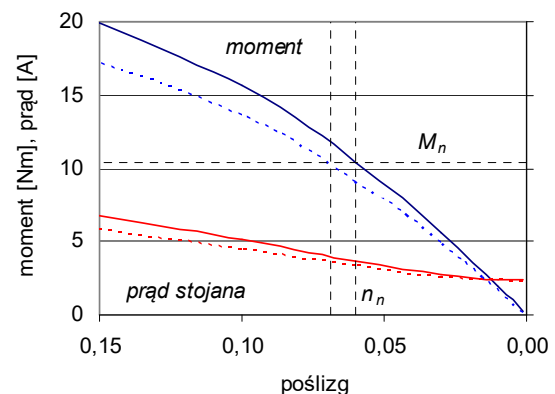
Mniejsza od znamionowej wartość momentu silnika uszkodzonego wynika ze zmian statycznych charakterystyk momentu i prądu wywołanych uszkodzeniem (rys. 8). W wyniku uszkodzenia zmniejszają się straty mocy w wirniku, moc na wale i moc pobierana (rys. 9). Na rysunkach 8 i 9 linią przerywaną zaznaczono charakterystyki silnika uszkodzonego, a pionową linią przerywaną – prędkość znamionową.



Rys. 8. Statyczne charakterystyki momentu i prądu stojana dla silnika uszkodzonego (linia przerywana) i silnika nieuszkodzonego



Rys. 9. Charakterystyki mocy i strat w klatce wirnika dla silnika uszkodzonego (linia przerywana) i silnika nieuszkodzonego



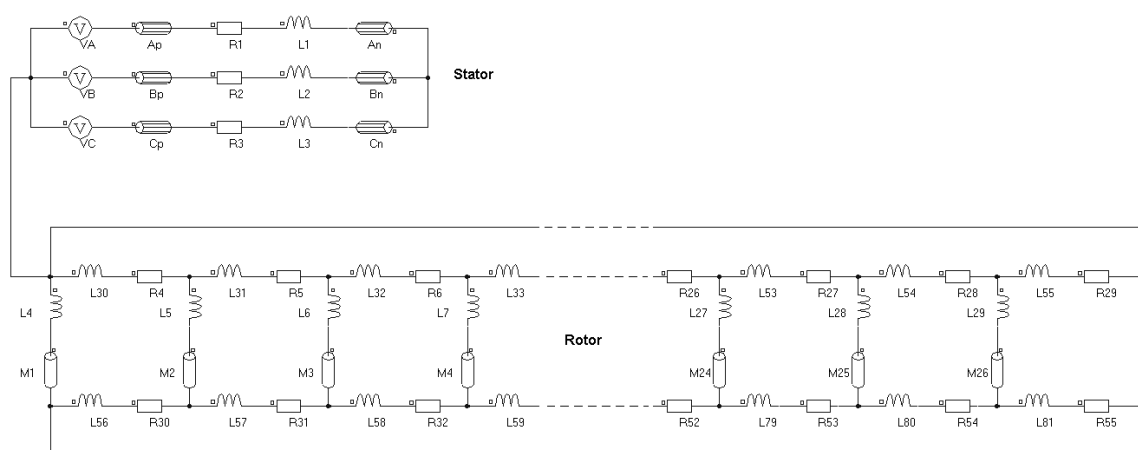
Rys. 10. Fragment charakterystyk momentu i prądu stojana dla silnika uszkodzonego (linia przerywana) i silnika nieuszkodzonego

Dla zachowania stałego momentu obciążenia silnika, jak wynika z rysunku 10, należałoby wykonać obliczenia magnetotermiczne dla silnika uszkodzonego przy mniejszej od znamionowej prędkości obrotowej ( $n = 1397$  obr/min). Wówczas jednak zmieniają się również warunki

chłodzenia. Przedstawione w dalszych rozdziałach wyniki obliczeń dotyczą stałej i znamionowej prędkości obrotowej dla obu badanych maszyn (nieuszkodzonej i uszkodzonej). W związku z tym wyznaczone charakterystyki nagrzewania się silnika nie są charakterystykami nagrzewania w rozumieniu norm.

### 3. Polowo-obwodowy model badanego silnika

W użytym do obliczeń dwuwymiarowym modelu polowo-obwodowym, szczegółowo opisanym w [1, 2 i 22], jego część obwodowa zawiera symetryczny układ napięć trójfazowych,



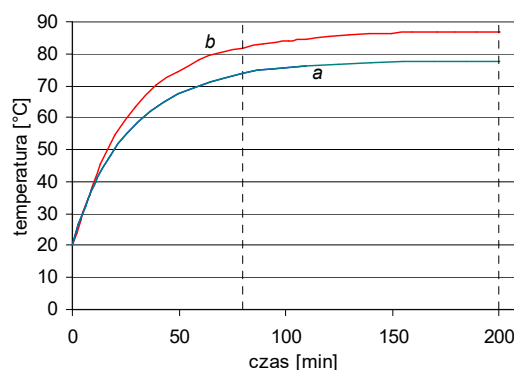
Rys. 9. Część obwodowa modelu klatkowego silnika indukcyjnego

### 4. Wyniki obliczeń

W wyniku opisanych wcześniej obliczeń uzyskano charakterystyki nagrzewania się wirnika silnika nieuszkodzonego i silnika z trzema przerwanymi prętami klatki przy stałej i równej znamionowej prędkości obrotowej (rys.10). Na każdym etapie trwającego ponad trzy godziny nagrzewania możliwe jest określenie rozkładu temperatur w przekroju wirnika. Przykładowe obrazy pola temperatur dla silnika nieuszkodzonego pokazano na rysunkach 11 i 12, a dla silnika z uszkodzoną klatką na rysunkach 13 i 14. Rysunki 11 i 13 ilustrują pola temperatur obu rozpatrywanych silników w 80-tej minucie nagrzewania, a rysunki 12 i 14 po ustaleniu się temperatury (po czasie  $t = 200$  min). Porównanie pól temperatur w różnych fazach nagrzewania pokazuje kierunek rozprzestrzeniania się ciepła.

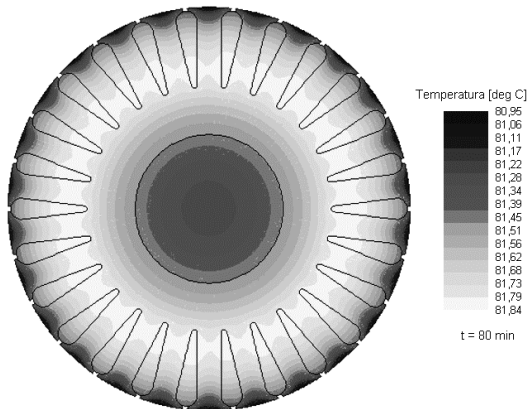
uzwojenia fazowe stojana o zmiennej indukcyjności i stałej rezystancji jak również stałych rezystancji i indukcyjności jego połączeń czołowych oraz klatkę wirnika o zmiennych parametrach prętów i stałych wartościach rezystancji i indukcyjności pierścienia zwierającego. Dodatkowo w klatce wirnika uwzględniono indukcyjności odpowiadające reaktancji rozproszenia wywołanego skosem prętów wirnika ( $L_4$  do  $L_{29}$  na rysunku 9).

Model polowy uwzględnia częstotliwość i wartość napięcia zasilającego, nieliniowość elementów obwodu magnetycznego oraz ruch obrotowy wirnika.

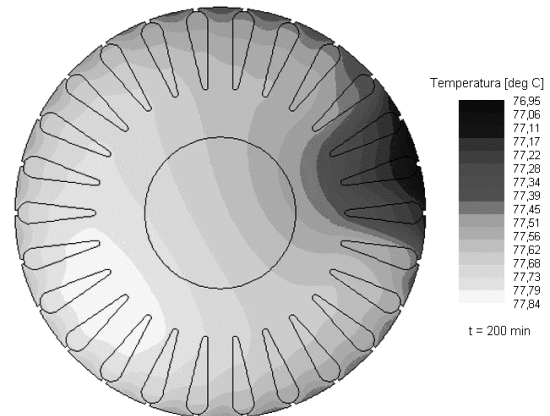


Rys. 10. Charakterystyka nagrzewania wirnika silnika a) z trzema przerwanymi prętami, b) bez uszkodzeń

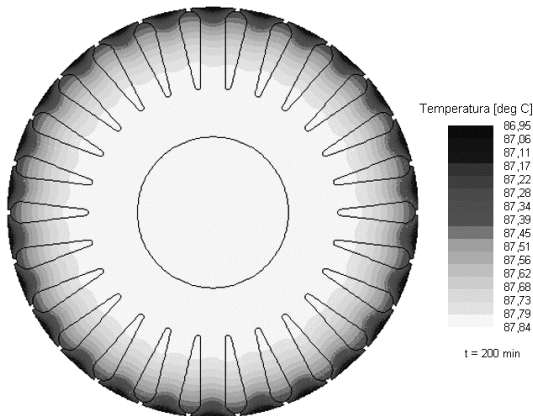
W maszynie uszkodzonej rozkład temperatur jest nierównomierny, lecz maksymalna różnica temperatur, podobnie jak w silniku nieuszkodzonym, nie przekracza 1 deg.



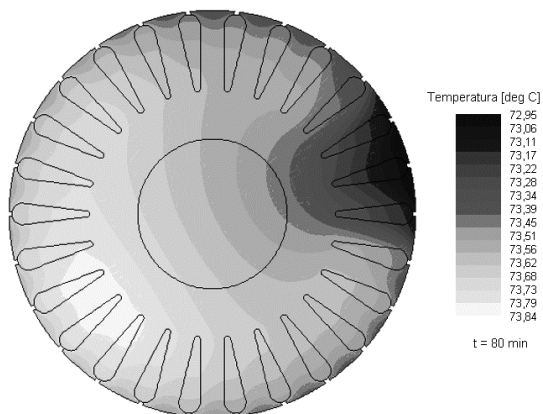
Rys. 11. Rozkład temperatury w wirniku silnika bez uszkodzeń ( $t = 80$  min)



Rys. 14. Rozkład temperatury w wirniku silnika z trzema uszkodzonymi prętami ( $t = 200$  min)



Rys. 12. Rozkład temperatury w wirniku silnika bez uszkodzeń ( $t = 200$  min)



Rys. 13. Rozkład temperatury w wirniku silnika z trzema uszkodzonymi prętami ( $t = 80$  min)

## 5. Podsumowanie

Uzyskane wyniki obliczeń symulacyjnych pokazują, że przy tej samej prędkości obrotowej wirnik silnika z przerwanymi trzema prętami nagrzewa się do temperatury o 10 deg niższej niż wirnik silnika nieuszkodzonego. Przy założeniu stałej prędkości obrotowej moment silnika uszkodzonego stanowił 88,6% momentu obciążającego silnik nieuszkodzony. Różnica ta uzasadnia niższą temperaturę silnika uszkodzonego, ale nie wskazuje na to by uszkodzenie prętów prowadziło do przegrzania wirnika.

Uzyskane wyniki wymagają weryfikacji pomiarowej. Weryfikacja taka z wykorzystaniem czujników podczerwieni będzie przeprowadzona w najbliższej przyszłości.

## 7. Literatura

- [1]. Antal L., Antal M., Weryfikacja eksperymentalna obwodowo-polowego modelu silnika indukcyjnego, Prace Naukowe Instytutu Maszyn, Napędów i Pomiarów Elektrycznych Politechniki Wrocławskiej, Nr 54, Studia i Materiały, Nr 23, Wrocław 2003, s. 39-48
- [2]. Antal L., Antal M., Zawilak J., Weryfikacja modelu obliczeniowego silnika klatkowego pomiarami statycznych i dynamicznych stanów pracy, Problemy eksploatacji maszyn i napędów elektrycznych. PEMINE. Ustroń, 19-21 maja 2004, Zeszyty Problemowe BOBRME Komel, nr 69 2004, s. 99-104
- [3]. Boglietti, A.; Cavagnino, A.; Lazzari, M.; Pastorelli, M.; A simplified thermal model for variable-speed self-cooled industrial induction motor, IEEE Transactions on Industry Applications, Volume: 39, Issue: 4, July-Aug. 2003, pp. 945 – 952

- [4]. Duran, M.J.; Fernandez, J., Lumped-parameter thermal model for induction machines, IEEE Transactions on Energy Conversion, Volume: 19, Issue: 4, Dec. 2004, pp. 791 - 792
- [5]. FLUX® 8.10 User's guide, Cedrat, MEYLAN Cedex, June 2003, <http://www.cedrat.com>
- [6]. FLUX® 8.10 2D Application. Tutorial of steady state and transient thermal, Cedrat, MEYLAN Cedex, August 2003, <http://www.cedrat.com>
- [7]. FLUX® 8.10 2D Application. Induction heating tutorial, Cedrat, MEYLAN Cedex, December 2003, <http://www.cedrat.com>
- [8]. Ho, S.L.; Fu, W.N., Analysis of indirect temperature-rise tests of induction machines using time stepping finite element method, IEEE Transactions on Energy Conversion, Volume: 16, Issue: 1, March 2001, pp. 55 - 60
- [9]. Ibtouen, R.; Mezani, S.; Touhami, O.; Nouali, N.; Benhaddadi, M., Application of lumped parameters and finite element methods to the thermal modeling of an induction motor, Electric Machines and Drives Conference, 2001. IEMDC 2001 IEEE International, 2001, pp. 505 - 507
- [10]. Kral, C.; Habetler, T.G.; Harley, R.G.; Pirker, F.; Pascoli, G.; Oberguggenberger, H.; Fenz, C.-J.M., Rotor temperature estimation of squirrel-cage induction motors by means of a combined scheme of parameter estimation and a thermal equivalent model, IEEE Transactions on Industry Applications, Volume: 40, Issue: 4, July-Aug. 2004, pp. 1049 - 1057
- [11]. Lee Y.; Hahn S. Y.; Kauh, S.K., Thermal analysis of induction motor with forced cooling channels, IEEE Transactions on Magnetics, Volume: 36, Issue: 4, July 2000, pp. 1398 - 1402
- [12]. Liu Y.; Lee Y.; Jung H.K.; Hahn S.Y.; Youn J. H.; Kim K. W.; Kwon J. L.; Bae D.; Lee J. I.; 3D thermal stress analysis of the rotor of an induction motor, IEEE Transactions on Magnetics, Volume: 36, Issue: 4, July 2000, pp. 1394 - 1397
- [13]. Maximini, M.; Koglin, H.-J., Determination of the absolute rotor temperature of squirrel cage induction machines using measurable variables, IEEE Transactions on Energy Conversion, Volume: 19, Issue: 1, March 2004, pp. 34 - 39
- [14]. Mihalcea, A.; Szabados, B.; Hoolboom, J., Determining total losses and temperature rise in induction motors using equivalent loading methods, IEEE Transactions on Energy Conversion, Volume: 16, Issue: 3, Sept. 2001, pp. 214 - 219
- [15]. Okoro, O.I.; Weidemann, B.; Ojo, O., An efficient thermal model for induction machines, Industry Applications Conference, 2004. 39th IAS Annual Meeting. Conference Record of the 2004 IEEE, Volume: 4, 3-7 Oct. 2004, pp. 2477 - 2484
- [16]. Rajagopal, M.S.; Seetharamu, K.N.; Ashwathnarayana, P.A., Transient thermal analysis of induction motors, IEEE Transactions on Energy Conversion, Volume: 13, Issue: 1, March 1998, pp. 62 - 69
- [17]. Said, M.S.N.; Benbouzid, M.E.H., H-G diagram based rotor parameters identification for induction motors thermal monitoring, IEEE Transactions on Energy Conversion, Volume: 15, Issue: 1, March 2000, pp. 14 - 18
- [18]. Said, M.S.N.; Benbouzid, M.E.H.; Benchaib, A., Detection of broken bars in induction motors using an extended Kalman filter for rotor resistance sensorless estimation, IEEE Transactions on Energy Conversion, Volume: 15, Issue: 1, March 2000, pp. 66 - 70
- [19]. Staton D., Pickering S., Lampard D., Recent Advancement in the Thermal Design of Electric Motors, SMMA 2001 Fall Technical Conference "Emerging Technologies for Electric Motion Industry", Durham, North Carolina, USA, 3-5 Oct, 2001
- [20]. Valenzuela, M.A.; Verbakel, P.V.; Rooks, J.A., Thermal evaluation for applying TEFC induction motors on short-time and intermittent duty cycles, IEEE Transactions on Industry Applications, Volume: 39, Issue: 1, Jan.-Feb. 2003, pp. 45 - 52
- [21]. Xyprtras, J.; Hatziathanassiou, V., Thermal analysis of an electrical machine taking into account the iron losses and the deep-bar effect, IEEE Transactions on Energy Conversion, Volume: 14, Issue: 4, Dec. 1999, pp. 996 - 1003
- [22]. Zawilak J., Antal M., Obwodowo-polowy model silnika indukcyjnego klatkowego z uszkodzonym prętem wirnika. 39th International Symposium on Electrical Machines SME 2003. Conference proceedings, Gdańsk-Jurata, June 9-11, 2003. Gdańsk, P103, 6 s.

### Autorzy

Inst. Maszyn, Napędów i Pomiarów Elektr.  
 Politechnika Wrocławska  
 Wybrzeże Wyspiańskiego 27  
 50-370 Wrocław  
[maciej.antal@pwr.wroc.pl](mailto:maciej.antal@pwr.wroc.pl)  
[jan.zawilak@pwr.wroc.pl](mailto:jan.zawilak@pwr.wroc.pl)