

doi:10.15199/48.2017.08.45

Termiczne ograniczenia pracy układów napędowych z silnikami indukcyjnymi dwuklatkowymi

Streszczenie. W artykule przedstawiono wyniki nagrzewania silnika indukcyjnego dwuklatkowego podczas załączenia z zablokowanym wirnikiem. Obliczenia pola temperatury wykonano za pomocą modelu 3D z siecią cieplną uzyskaną metodą bilansów elementarnych. Wobec wysokich kosztów badań eksperymentalnych związanych z przygotowaniem silnika i stanowiska pomiarowego pomiary zostały ograniczone do zarejestrowania zmian temperatury w kilku punktach pozapakietowej części wirnika przy zasilaniu silnika z zablokowanym wirnikiem.

Abstract. The results of heating of the double-cage induction motor during the start-up with a blocked rotor are presented in the paper. The motor's temperature field has been calculated using the 3D thermal network model created by means of the control volume method. Due to the high cost of experimental research related with the preparation of the motor and the measuring position, the measurements have been limited to keeping record of changes in temperature in a few points of the rotor's end region, in the case of a motor with a blocked rotor. (**Thermal constraints in driving systems with double-cage induction motors**).

Słowa kluczowe: silnik dwuklatkowy, silnik indukcyjny, pole temperatury, temperatura.

Keywords: double-cage motor, induction motors, thermal field, temperature.

Wstęp

O możliwości zastosowania silnika indukcyjnego klatkowego w układzie napędowym dużej mocy decydują w znacznej mierze jego właściwości rozruchowe, które mogą być kształtowane przez odpowiednią konstrukcję silnika (dwuklatkowy, głębokożłobkowy) lub w niektórych wypadkach przez sposób sterowania (rozruch bezpośredni, rozruch łagodny) oraz względy wytrzymałościowe. Termiczne aspekty długotrwałego rozruchu odgrywają, z punktu widzenia niezawodności napędu, rolę pierwszoplanową, gdyż niezależnie od wyboru sposobu rozruchu występują niekorzystne odkształcenia nagranych elementów uzwojenia klatkowego i towarzyszące im niekorzystne naprężenia mechaniczne. W warunkach przemysłowych zdarza się konieczność pracy z zablokowanym wirnikiem (np. gdy zasypane jest narzędzie urabiające kombajnu węglowego, zasypany młyn węglowy). Również długotrwałe rozruchy, związane z dużą bezwładnością urządzenia napędzanego, stanowią poważne zagrożenie dla pracy silnika. Na rysunku 1 pokazano wypalone w strefie pozapakietowej pręty klatki rozruchowej silnika dwuklatkowego o mocy 580 kW.



Rys. 1. Wypalone pręty klatki rozruchowej w strefie pozapakietowej silnika 580 kW

W celu opracowania konstrukcji spełniającej wymagania długotrwałych rozruchów konieczne staje się określenie pola temperatury w silniku, które może być podstawą

obliczeń wytrzymałości uzwojenia klatkowego. Uzwojenie klatkowe silnika indukcyjnego jest trudnym do analizy obiektem, gdyż oprócz skomplikowanej geometrii zachodzi tu szereg wzajemnie uzależnionych zjawisk elektromagnetycznych, cieplnych i mechanicznych.

W literaturze ostatnich lat opisane są liczne pomiary weryfikujące poprawność teoretycznych modeli, ale dotyczą one głównie silników małej mocy. Na przykład w pracy [1] przedstawiono wyniki nagrzewania uzwojeń silnika 1,1 kW pracującego w trybie zablokowany wirnik (10 s) – rozruch i praca ustalona (10 minut) – zablokowany wirnik (10 s). Do symulacji tego stanu zastosowano modele bazujące na MES w ujęciu 2D, zagadnienie elektromagnetyczne i termiczne rozwiązywane niezależnie. Identyczną moc miał silnik badany w [2], gdzie tymi samymi metodami analizowany był wpływ położenia uszkodzonych dwóch prętów uzwojenia klatkowego na parametry rozruchowe oraz pole temperatury silnika. Ten temat podjęto także w [3] dla silnika 1,5 kW z zasygnalizowaniem możliwości pomiarów pola temperatury z wykorzystaniem czujników podczerwieni. W [4] porównano wyniki nagrzewania silnika klatkowego w ustalonym stanie pracy uzyskane metodą połową w ujęciu 2D oraz metodą sieci cieplnej z pomiarami dla silnika 2,2 kW. W pracy [5] porównano własności termiczne silników indukcyjnych klatkowych z pakietowanym i masywnym wirnikiem. Analizowano stan blokowania wirnika i stan rozruchu. Weryfikację pomiarową przeprowadzono dla silnika 22 kW przy zablokowanym wirniku i przy rozruchu. Zadanie elektromagnetyczne rozwiązano w ujęciu 2D z uwzględnieniem efektów trójwymiarowych poprzez elementy skupione. Prace [6, 7] dotyczą badań silnika 7,5 kW weryfikujące model sieci cieplnej obliczający stan nagrzania silnika przy zablokowanym wirniku i podczas pracy ustalonej.

Problem badań eksperymentalnych silników dużej mocy związany jest z szeregiem czynności o charakterze logistycznym, gdyż zwykle muszą się one odbywać w warunkach przemysłowych. Wiąże się to z wysokimi kosztami eksperymentu. Dlatego publikacje dotyczące badań eksperymentalnych związanych z nagrzewaniem silników indukcyjnych klatkowych dużej mocy są stosunkowo nieliczne [8, 9, 10, 11]. Dla silników dużej mocy pewną możliwością weryfikacji modeli matematycznych jest pozyskiwanie wyników badań prowadzonych przez producentów. Ograniczają się one na ogół do badań stanów ustalonych - prace [8, 9] opisują sieć cieplną dla silnika

400 kW chłodzonego wodą w znamionowym stanie ustalonym. Porównano tam wyniki obliczeń symulacyjnych z wynikami pomiarów cieplnych wykonanych także przez producenta silnika. Praca [10] opisuje elektromagnetyczne i termiczne oddziaływania w silniku indukcyjnym 1150 KM zasilanym z wektorowego falownika. Wyniki symulacji weryfikują rezultaty pomiarów. Praca [11] opisuje techniki stosowane przez jej autorów w ostatnich 30 latach w pomiarach temperatury elementów wirników dużych maszyn indukcyjnych i synchronicznych (do 12,6 MVA) w ustalonym stanie pracy. Tak więc tego typu badania ograniczają się na ogół do ustalonych stanów pracy.

Niektóre aspekty badań silników indukcyjnych dwuklatkowych prowadzonych przez autora przedstawia niniejszy artykuł.

Obliczenia termiczne

W pracy [12] zaprezentowano model matematyczny i odpowiadający mu model symulacyjny 3D pozwalający na określenie pola temperatury silnika dwuklatkowego w nieustalonych stanach elektromechanicznych. Wykorzystano tam sieć cieplną utworzoną metodą bilansów elementarnych [13]. W analizowanym obszarze, dla którego obowiązuje równanie przewodzenia ciepła można wydzielić pewien dowolny element o objętości V_c zwanej objętością kontrolną (*Control Volume*). Można teraz scałkować to równanie po objętości. Dla wydzielonego elementu kontrolnego otrzymuje się zależność:

$$(1) \quad \int_{V_c} c\rho \frac{\partial \vartheta}{\partial t} dV = - \int_{V_c} \text{div} \dot{q} dV + \int_{V_c} \dot{q}_v dV$$

gdzie: c – ciepło właściwe, ρ - gęstość, t - czas, \dot{q}_v - moc jednostkowa objętościowych źródeł ciepła, ϑ - temperatura, \dot{q} - wektor gęstości strumienia ciepła. Jeżeli przyjmie się, że wydzielony element kontrolny jest na tyle mały, że temperatura w całym jego obszarze jest jednakowa i ma wartość $\vartheta_{(i)}$ oraz że wewnętrzne źródło ciepła o wydajności $\dot{q}_{v(i)}$ jest skupione w środku ciężkości elementu, wtedy poszczególne człony równania (1) mogą być wyrażone w postaci:

$$(2) \quad \int_{V_c} c\rho \frac{\partial \vartheta}{\partial t} dV \approx V_{c(i)} c_{(i)} \rho_{(i)} \frac{d\vartheta_{(i)}}{dt}$$

$$(3) \quad - \int_{V_c} \text{div} \dot{q} dV \approx \sum_j \dot{Q}_{(i,j)} + \sum_k \dot{Q}_{A(i,k)}$$

$$(4) \quad \int_{V_c} \dot{q}_{v(i)} dV \approx V_{c(i)} \dot{q}_{v(i)}$$

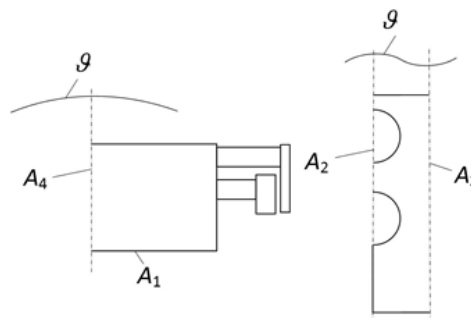
W zależności (3) $\dot{Q}_{(i,j)}$ jest strumieniem ciepła dopływającego do węzła i z elementu sąsiedniego j , natomiast $\dot{Q}_{A(i,k)}$ - strumieniem ciepła dopływającego z k -tej powierzchni zewnętrznej do węzła i .

W analizowanym obszarze wirnika silnika dwuklatkowego, przedstawionym na rysunku 2 występują 4 typy warunków brzegowych. Warunek brzegowy I rodzaju, w postaci:

$$(5) \quad \vartheta(\mathbf{r}, t)|_A = \vartheta_A(\mathbf{r}_A, t)$$

w miejscu określonym wektorem pozycyjnym \mathbf{r}_A . Dotyczy on przypadku, gdy znana jest temperatura maszyny na jej brzegu. Taka sytuacja występuje na powierzchni A_1 wirnika (rys. 2). Ponieważ ten brzeg jest bardzo oddalony od istotnych źródeł ciepła (uzwojenie) i oddzielony od nich

słabo przewodzącym ciepło obszarem blach wirnika, przyjęto, że ma stałą temperaturę ϑ_A .



Rys.2. Powierzchnie brzegowe rozpatrywanego obszaru

Na powierzchniach A_2, A_3, A_4 (rys. 2) występuje warunek brzegowy II rodzaju w postaci:

$$(6) \quad \Lambda \nabla \vartheta \cdot \mathbf{n}|_A = \dot{q}(\mathbf{r}_A, t)$$

gdzie: \mathbf{n} jest wektorem normalnym do powierzchni A skierowanym na zewnątrz obszaru, Λ - tensorem współczynników przewodzenia ciepła, a \dot{q} - mocą jednostkowa powierzchniowych źródeł ciepła. Pole temperatury wykazuje tu symetrię (nie występuje wymiana ciepła więc $\dot{q}(\mathbf{r}_A, t) = 0$) i zależność (6) występuje jako zerowy warunek brzegowy II rodzaju. W części pakietowej ciepło wymieniane jest pomiędzy prętami uzwojenia i rdzeniem wirnika. W przypadku idealnego styku elementów obowiązywałby tu warunek brzegowy IV rodzaju w postaci (7):

$$(7) \quad \begin{aligned} \vartheta_1|_A &= \vartheta_2|_A \\ \lambda_1 \frac{\partial \vartheta_1}{\partial n}|_A &= \lambda_2 \frac{\partial \vartheta_2}{\partial n}|_A \end{aligned}$$

gdzie: λ_1, λ_2 - współczynniki przewodzenia ciepła elementów 1 i 2 o wspólnej powierzchni A . W rzeczywistości styk pręta z rdzeniem nie jest idealny. Istnieje tu pewien kontakt obu elementów co można opisać za pomocą kontaktowego współczynnika wnikania ciepła α_{kt} (8):

$$(8) \quad -\lambda_1 \frac{\partial \vartheta_1}{\partial n}|_A = -\lambda_2 \frac{\partial \vartheta_2}{\partial n}|_A = \alpha_{kt} (\vartheta_2|_A - \vartheta_1|_A)$$

Pozostałe powierzchnie analizowanego obszaru są omywane medium chłodzącym (powietrze). W silnikach z chłodzeniem własnym występuje tu konwekcyjna wymiana ciepła, z konwekcją wymuszoną w przypadku ruchu wirnika lub z konwekcją naturalną, gdy wirnik jest nieruchomy. Występuje tu warunek brzegowy III rodzaju (9):

$$(9) \quad -(\Lambda \nabla \vartheta \cdot \mathbf{n})|_A = \alpha(\mathbf{r}_A, t, \vartheta_A) [\vartheta(\mathbf{r}_A, t) - \vartheta_a]$$

gdzie: ϑ_a - temperatura czynnika chłodzącego. W równaniu (9) α oznacza współczynnik przejmowania ciepła. Zaznaczono, że jego przestrzenno-czasowe zmiany zależą od temperatury powierzchni. Należy zauważyć, że na jego wartość wpływa również prędkość czynnika chłodzącego przy powierzchniach elementów oraz usytuowanie tych powierzchni. Uwzględniając w (2) przedstawione warunki brzegowe otrzymuje się:

$$(10) \quad \sum_j \Lambda_{(i,j)} \vartheta_{(j)} - \left(\sum_m \Lambda_{a(i,m)} + \sum_j \Lambda_{(i,j)} \right) \vartheta_{(i)} + \sum_l A_{(i,l)} \dot{q}_{A(i,l)} + \sum_m \Lambda_{a(i,m)} \vartheta_{a(i)} + V_{c(i)} \dot{q}_{v(i)} = V_{c(i)} c_{(i)} \rho_{(i)} \frac{d\vartheta_{(i)}}{dt}$$

przy czym $i = 1, 2, \dots, z_n$, gdzie z_n jest liczbą elementów na które podzielono rozpatrywany obszar. Warunek początkowy określa początkową temperaturę silnika w miejscu określonym wektorem pozycyjnym \mathbf{r} i ma postać:

$$(11) \quad \vartheta(\mathbf{r}, t)|_{t=0} = \vartheta_0(\mathbf{r})$$

gdzie: ϑ_0 - temperatura początkowa. Zapisując równanie (10) dla wszystkich elementów otrzymuje się układ z_n równań różniczkowych zwyczajnych, opisujących wraz z warunkiem początkowym (11) nieustalone pole temperatury w obszarze analizowanym z użyciem sieci cieplnej utworzonej metodą bilansów elementarnych. Dla obszarów cienkiej warstwy bez wewnętrznych źródeł ciepła można przyjąć, że kierunek przepływu przewodzonego ciepła na drodze l jest prostopadły do przekroju warstwy A . Wtedy przewodności cieplne w wyrażeniu (10) można określić jako:

$$(12) \quad \Lambda = \frac{\lambda A}{l}$$

gdzie: λ – współczynnik przewodności cieplnej warstwy. Gdy obszar wymienia ciepło z otoczeniem na drodze przejmowania ciepła, gdzie praktyczne znaczenie ma konwekcja wymuszona, przewodności cieplne Λ_a związane z przejmowaniem ciepła na brzegu elementu mogą być obliczone z zależności:

$$(13) \quad \Lambda_a = \alpha_A A$$

Przy konwekcji wymuszonej zależność współczynnika wnikania ciepła α_A od temperatury jest niewielka i w dalszej części została pominięta. Występujący w tej zależności współczynnik przejmowania ciepła α_A na powierzchni A w odniesieniu do maszyn elektrycznych, praktycznie nie zależy od kierunku przepływu ciepła. Przyjęto:

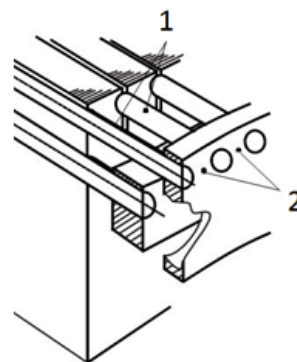
$$(14) \quad \alpha_A = \alpha_{A0} (1 + k \sqrt{v})$$

gdzie: A – powierzchnia oddawania ciepła, α_{A0} – współczynnik przejmowania ciepła przy nieruchomym wirniku, k – współczynnik uwzględniający sposób omywania powierzchni A , v – prędkość omywania powierzchni przez powietrze chłodzące (uwzględniono ruch powietrza spowodowany wentylacyjnym działaniem wirnika i ewentualnym chłodzeniem obcym

Wyniki obliczeń symulacyjnych oraz ich weryfikacja eksperymentalna

Badano nagrzewanie uzwojenia klatki rozruchowej silnika górniczego typu SGR315M4 z klatką lutowaną (Tabela 1) o mocy 200 kW, napięciu 1000 V, prędkości 1479 obr/min, w warunkach awaryjnie zablokowanego wirnika. Mierzono temperaturę w kilku punktach pozapakietowej części wirnika (rys. 3). Pręty klatki rozruchowej wykonane są z mosiądzu, pręty klatki pracy oraz obydwa pierścienie zwierające – z miedzi. Tabela 1 przedstawia wybrane parametry badanego silnika dwuklatkowego oraz kształt i wymiary żłobków stojana i wirnika. Temperatura otoczenia w czasie pomiaru wynosiła $\vartheta_a = 30,5 \text{ }^\circ\text{C}$, temperatura wnętrza silnika określona na podstawie wskazań termoelementów $\vartheta_0 = 27 \text{ }^\circ\text{C}$.

Rejestrowano temperaturę pręta klatki rozruchowej w pozapakietowej strefie (punkt 1 jak na rysunku 3) oraz temperaturę pierścienia klatki rozruchowej (punkt 3 jak na rysunku 3).



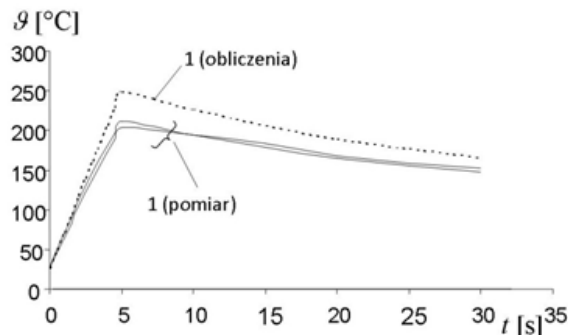
Rys.3. Miejsca pomiaru temperatury

W czasie pomiaru silnik był zasilany napięciem 968 V z zablokowanym wirnikiem przez okres 5 s, a następnie wyłączony. Szczegóły dotyczące układu zasilania przedstawiono w [12].

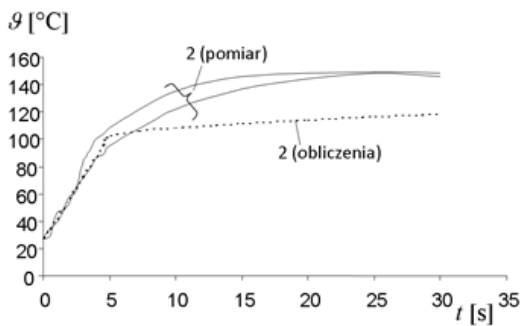
Tabela 1. Wybrane parametry badanego silnika dwuklatkowego

Parametr	SGR315M4
Moc, kW	200
Napięcie, V	1000
Częstotliwość, Hz	50
Liczba par biegunów	2
Szczelina powietrzna, mm	1.2
Wymiary blach stojana, m	0.520/0.334
Wymiary blach wirnika, m	0.3316/0.130
Długość, m	0.35
Liczba żłobków stojana/wirnika	48/38
Klasa izolacji	F
Poskok uzwojenia	10/12
Liczba zwojów/fazę	56
Rezystancja uzwojenia, Ω	0.0369

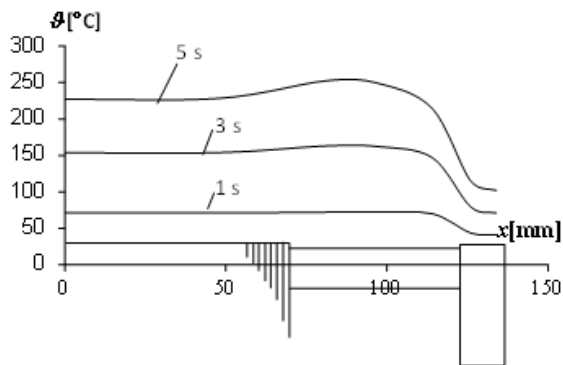
Rysunek 4 przedstawia zmierzone i obliczone, z zastosowaniem przedstawionej wcześniej metody, przebiegi temperatury pręta klatki rozruchowej a rysunek 5 – przebiegi temperatury pierścienia klatki rozruchowej.



Rys.4. Zmierzony i obliczony przebieg temperatury pręta klatki rozruchowej (silnik - tabela 1, oznaczenia jak na rys. 3)



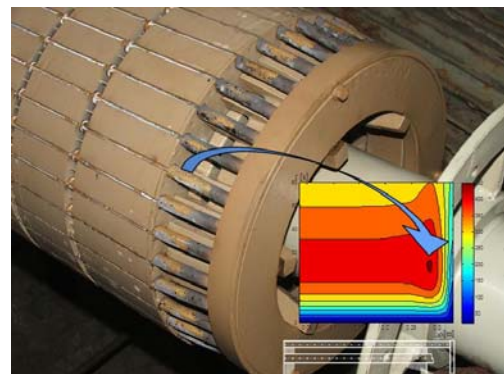
Rys.5. Zmierzony i obliczony przebieg temperatury pierścienia zwierającego klatki rozruchowej (silnik - tabela 1, oznaczenia jak na rys. 3)



Rys.6. Rozkład temperatury wzdłuż osi pręta klatki rozruchowej (obliczony)

W stanie krótkotrwałego zasilania z zahamowanym wirnikiem (5 sekund) decydujące znaczenie dla przebiegu temperatury w funkcji czasu zarówno w przecie jak i w wybranym miejscu pierścienia klatki rozruchowej ma wartość prądu płynącego w tych elementach – o wielkości różnic w przebiegach obliczonych i zmierzonych, poza wiedzą o wartości stałych materiałowych, decydują tu głównie: niedoskonałości związane z obliczeniem źródeł strat, asymetria prądów prętów wywołana różnym usytuowaniem żłobków wirnika względem żłobków stojana. Później następuje wyłączenie silnika. Teraz ciepło z prętów, w obszarze poza rdzeniem, przejmowane jest do otaczającego powietrza oraz oddawane w kierunku osiowym do pierścieni zwierających, które mają znacznie niższą temperaturę niż pręty. Obliczone przebiegi temperatury pręta w tej fazie mają charakter zbliżony do rezultatów pomiaru (rys. 4). Tu źródłem rozbieżności jest także fakt niejednakowego przylegania poszczególnych prętów do ścian żłobka. Natomiast do obszaru pierścieni zwierających ciepło jest w tym beźródłowym stanie doprowadzane od prętów (na drodze przewodzenia) oraz wyprowadzane do otaczającego pierścienia powietrza. Pomiar (rys. 5) wykazuje, że temperatura pierścienia po wyłączeniu zasilania silnika w początkowej fazie tego stanu jeszcze rośnie. Widać, że strumień ciepły wyprowadzony, zależny od współczynnika przejmowania ciepła oraz od różnicy temperatury powierzchni pierścienia i otaczającego powietrza jest zbyt mały, aby pierścień dogrzewany ciepłem płynącym od pręta w tej fazie się ochładzał. W obliczeniach założono, że temperatura powietrza we wnętrzu silnika jest stała. Tymczasem w stanie zasilania badanego silnika z zahamowanym wirnikiem następuje narastanie temperatury powietrza w otoczeniu części czołowych uzwojenia klatkowego. Funkcja określająca temperaturę otoczenia jest zależna od układu wentylacyjnego silnika i dla jej określenia konieczna byłaby analiza tego układu i ewentualny pomiar temperatury wnętrza silnika. Niestety ta temperatura nie

została zarejestrowana i wobec braku informacjami odnośnie jej przebiegu i wartości, założenie o jej stałości w czasie jest jak widać zbyt dużym uproszczeniem. Z przedstawionych na rysunkach 4 i 5 rezultatów wynika, że różnice między wartościami zmierzonymi i obliczonymi nie przekraczają kilkunastu procent. Można wyróżnić kilka zasadniczych źródeł tych rozbieżności: niedokładności związane z bezwładnością termoelementów i kalibracją aparatury rejestrującej, błędy związane z ustaleniem parametrów modelu (współczynniki przejmowania ciepła, wielkość luzu żłobkowego, itp.), niedokładności związane z obliczeniem źródeł strat, asymetrię prądów wirnika wywołaną różnym usytuowaniem żłobków wirnika względem stojana [12, 14, 15] oraz niejednakowe przyleganie poszczególnych prętów do ścian żłobka. Przedstawione na rysunku 6 rozkłady temperatury w przecie klatki rozruchowej w czasie załączenia z zablokowanym wirnikiem oraz w czasie rozruchu (rys. 7) wykazują, że pręt klatki rozruchowej osiąga najwyższą temperaturę w strefie pozapakietowej. Potwierdzeniem eksperymentalnym tego zjawiska jest widok wirnika silnika Sf355X4B-E 250 kW z przegrzanym uzwojeniem klatki rozruchowej przedstawiony na rysunku 7. Ciemne obszary na powierzchni prętów klatki rozruchowej to pozostałości lakieru, natomiast obszary jasne (kolor mosiądzu) to miejsca o znacznie wyższej temperaturze, gdzie lakier został całkowicie wypalony. Jest to także zbieżne z wynikami obliczeń symulacyjnych nagrzewania silnika dwuklatkowego z klatką lutowaną w czasie trwającego 60 sekund nieudanego rozruchu (utknięcie silnika) – co obrazuje zamieszczona na rysunku 7 mapa temperatury pręta klatki rozruchowej.



Rys.7. Wirnik silnika dwuklatkowego 250 kW (wypalony lakier w strefie pozapakietowej prętów klatki rozruchowej)

Wnioski

Obszar silnika w strefie połączeń czołowych uzwojenia dwuklatkowego dotyczący klatki rozruchowej, jest miejscem najbardziej narażonym na działania niszczące w omawianych stanach pracy i tu należy poszukiwać możliwości zwiększenia odporności uzwojenia dwuklatkowego na skutki długotrwałych rozruchów. W warunkach długotrwałego rozruchu efekty termiczne w uzwojeniu dwuklatkowym mają zasadnicze znaczenie w kontekście trwałości silnika. Istotną cechą opisanych badań i związanych z nimi własnych programów obliczeniowych jest możliwość wprowadzenia, w miarę potrzeb, uzupełnień i modyfikacji dla poprawienia ich dokładności. Istnienie takiej potrzeby w odniesieniu do przebiegu temperatury czynnika chłodzącego wykazała przedstawiona weryfikacja pomiarowa. Wobec stosunkowo nielicznych publikacji w tym zakresie istnieje potrzeba planowania i prowadzenia badań eksperymentalnych silników dużej mocy, dotyczących aspektów energetycznych w stanach nieustalonych dla potrzeb weryfikacji modeli symulacyjnych.

Autor: dr hab. inż. Jan Mróz prof. PRz, Politechnika Rzeszowska, Wydział Elektrotechniki i Informatyki, ul. Wincentego Pola 2, 35-959 Rzeszów, E-mail: janmroz@prz.edu.pl

LITERATURA

- [1] Weili Li, Junci Cao, Fei Huo, Jiafeng Shen, Numerical Analysis of Stator-Rotor Coupled Transient Thermal Field in Induction Motors with Blocked Rotor, *Automation Congress WAC World*, (2008), 1-6
- [2] Xie Ying, Performance Evaluation and Thermal Fields Analysis of Inductor Motor With Broken Rotor Bars Located at Different Relative Positions, *IEEE Transactions of Magnetics*, 46 (2010), n.5, 1243-1250
- [3] Antal M., Zawilak J., Sprężone pole magneto-termiczne silnika indukcyjnego z uszkodzoną klatką wirnika, *Zeszyty Problemowe - Maszyny Elektryczne, BOBRME KOMEL*, (2005), nr.5, 267-272
- [4] Ibtouen R., Mezani S., Touhami O., Nouali N., Benhaddadi M., Application of Lumped Parameters and Finite Element Methods to the Thermal Mode-ling of an Induction Motor, *Electric Machines and Drives Conference, IEMDS 2001, IEEE International*, (2001), 505-507
- [5] Drubel O., Runge B., Temperature rise within the rotor of squirrel cage induction machines with solid iron and laminated rotors during run up and standstill, *Electrical Engineering*, (2004), nr 86, 97-103
- [6] Okoro O.I., Steady and transient states thermal analysis of induction machine at blocked rotor operation, *European Transactions on Electrical Power*, (2006), n.16, 109-120
- [7] Okoro O.I., Steady and transient states thermal analysis of 7.5-kW Squirrel-Cage Induction Machine at Rated-Load Operation, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 20, (2005), nr 4, 730-736
- [8] Krok R., Wróblewski J., Badania wpływu zmian warunków chłodzenia na stan cieplny silników indukcyjnych pracujących w podziemiach kopalń, *Zeszyty Problemowe - Maszyny Elektryczne, BOBRME KOMEL*, (2004), nr 68, 141-146
- [9] Krok R., Influence of work environment on thermal state of electric mine motors, *Archives of Electrical Engineering*, 60, (2011), n.3, 357-370
- [10] Al'Akayshee Q., Staton D. A., 1150 hp motor design, electromagnetic and thermal analysis, *ICEM -15-th International conference on electrical machines, Bruges, Belgium* (2002)
- [11] Dymond J. H., Ong R., Stranges N., Instrumentation, Testing, and Analysis of Electric Machine Rotor Steady-State Heating, *IEEE Transactions on Industry Applications*, 38 (2002), n.6, 1661-1667
- [12] Mróz J., Analiza uzależnień elektromechanicznych i cieplnych w stanach nieustalonych silników indukcyjnych dwuklatkowych, *Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, Rzeszów*, (2013)
- [13] Taler J., Duda P., Rozwiązywanie prostych i odwrotnych zagadnień przewodzenia ciepła, *WNT, Warszawa* (2003)
- [14] Oberretl K., Stromverteilung im Kafig von Asynchronmaschinen in Abhängigkeit von der Rotorstellung, *Archiv für Elektrotechnik*, (1987), n.70, 217-225
- [15] Williamson S., Mueller M.A., Calculation of the impedance of rotor cage end rings, *Proc. IEE, Part B*, 140 (1993), n.1, 51-61