Andrzej RADECKI

Politechnika Łódzka, Instytut Automatyki

doi:10.15199/48.2016.06.08

Modelowanie zwarć międzyzwojowych w uzwojeniu stojana silnika indukcyjnego klatkowego

Streszczenie. *W artykule przedstawiono model matematyczny silnika indukcyjnego klatkowego uwzględniający zwarcia międzyzwojowe faz stojana. W proponowanym modelu matematycznym silnika stopień zwarcia międzyzwojowego ustalany jest z wykorzystaniem współczynników zwarć oraz współczynników ich kątowego przesunięcia, co umożliwia prostą kontrolę nad określeniem rozległości oraz kątowej lokalizacji zwarcia na potrzeby symulacji układów sterowania napędami z silnikami indukcyjnymi. Przedstawiony model matematyczny nie wymaga dodatkowych danych o silniku ponad te, które są typowe dla powszechnie stosowanego opisu matematycznego sprawnego silnika indukcyjnego klatkowego. W artykule zostały zawarte wyniki porównawcze uzyskane na drodze symulacji komputerowych oraz zarejestrowane na stanowisku laboratoryjnym z silnikiem indukcyjnym klatkowym o mocy 2.2kW.*

Abstract*. In this paper, a mathematical model of squirrel-cage induction motor with inter-turn short-circuits in stator phases is presented. In the proposed mathematical model an extent and angular localization of short-circuit fault is determined using a simply form of short-circuit coefficients and their angular offset coefficients. Presented mathematical model does not require any additional motor parameters than those that are required for conventional model of healthy induction motor. In the article, the comparative results obtained through computer simulations and acquired on a laboratory test-stand with 2.2kW squirrel-cage induction motor are contained. (****Stator winding inter-turn short-circuit modeling of a squirrel-cage induction motor****).*

Słowa kluczowe: modelowanie silnika indukcyjnego klatkowego, uszkodzenie silnika indukcyjnego, zwarcie międzyzwojowe fazy stojana.
Keywords: squirrel-cage induction motor modeling, induction motor fault, stator winding inter-turn short-circuit.

Wstęp

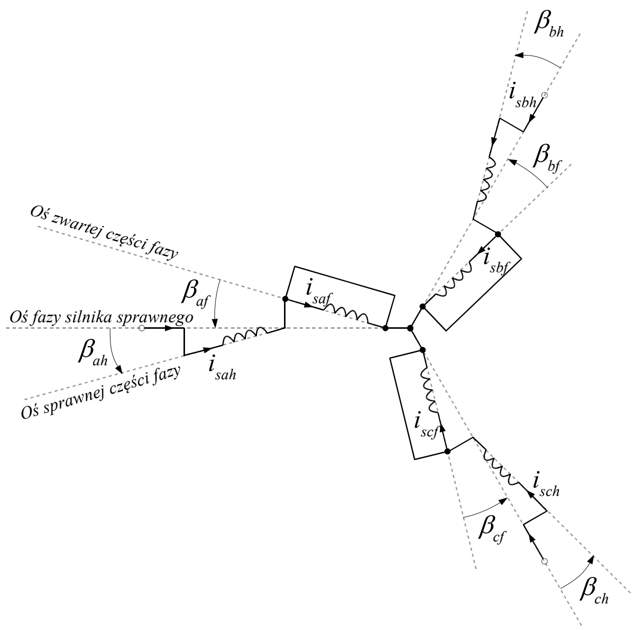
Napędy z silnikami indukcyjnymi są stosowane w przemyśle szczególnie powszechnie. Ich zalety w porównaniu z innymi typami silników to przede wszystkim wysoka niezawodność i trwałość. Niezawodność układów napędowych z silnikami indukcyjnymi można dodatkowo zwiększyć stosując ich diagnostykę realizowaną on-line oraz metody sterowania tolerujące uszkodzenia [1] - [4].

Awaryjność silników indukcyjnych jest związana głównie z mechanicznym uszkodzeniem łożysk wirników oraz uszkodzeniem uzwojeń stojana i prętów klatki wirnika [5]. Udział tych uszkodzeń we wszystkich awariach silników kształtuje się w przybliżeniu na poziomie: 40% - łożyska wirnika, 38% - uzwojenia stojana i 10% - klatka wirnika [4].

Zarówno w diagnostyce silników, jak i w algorytmach sterowania tolerujących ich uszkodzenia istotną rolę pełnią modele matematyczne uwzględniające dodatkowe równania opisujące uszkodzenia silnika. Modele te dają możliwość prowadzenia badań nieinwazyjnych z wykorzystaniem symulacyjnych środowisk obliczeniowych i w konsekwencji syntezy precyzyjnych algorytmów sterowania.

Modele matematyczne silników indukcyjnych klatkowych można podzielić między innymi ze względu na rodzaj modelowanych uszkodzeń. Stosowane są modele uwzględniające uszkodzone pręty klatki wirnika, ekscentryczne położenie wirnika, czy uszkodzenia elektryczne stojana [6] - [13]. Ponieważ głównym uszkodzeniem elektrycznym stojana jest wystąpienie zwarcia w uzwojeniach na skutek uszkodzenia izolacji sąsiadujących ze sobą zwojów, to też grupa modeli matematycznych opisujących to uszkodzenie wydaje się być szczególnie istotna.

Modele matematyczne silnika indukcyjnego klatkowego ze zwarciami międzyzwojowymi są przedmiotem licznych badań [6] - [13]. Parametry modeli silników indukcyjnych i synchronicznych uwzględniające zwarcia w stojanie często wyznaczane są metodami rozszerzonymi w stosunku do silników sprawnych [11] - [13] lub metodami elementów skończonych [14]. W pracy [13] proponuje się wykorzystanie dokładnej topologii uzwojeń stojana, co daje możliwość precyzyjnego wyznaczenia indukcyjności maszyny elektrycznej i umożliwia wykorzystanie takiego modelu do badań symulacyjnych metod diagnostycznych silników indukcyjnych, analizujących z dużą czułością widma jego sygnałów pomiarowych. Prezentowane przez autorów publikacji modele matematyczne głównie dotyczą zwarć międzyzwojowych występujących w pojedynczej fazie stojana. W niniejszym artykule został przedstawiony uproszczony opis matematyczny modelu silnika indukcyjnego klatkowego uwzględniający zwarcia międzyzwojowe występujące w dowolnych fazach stojana, w których rozmiar zwarcia ustalany jest poprzez współczynniki zwarć, a wprowadzone współczynniki przesunięcia kątowego zwartych części faz umożliwiają modelownie uszkodzenia w sytuacji, gdy jest ono niesymetryczne względem geometrycznej osi fazy silnika nieuszkodzonego (rys.1).



Rys.1. Model uzwojeń stojana silnika indukcyjnego uwzględniający fazowe zwarcia międzyzwojowe i przesunięcia kątowe poszczególnych części faz.

Wprowadzenie przesunięcia kątowego między uzwojeniami jednej fazy (uzwojeniem sprawnym i zwartym) daje możliwość uwzględnienia sytuacji, w której powstałe (w dużej mierze w przypadkowym miejscu) uzwojenie zwarte, zamodelowane jako skupione z osią symetrii pokrywającą się z osią symetrii uzwojenia fazowego silnika sprawnego, nie umożliwia prawidłowego odtworzenia prądów stojana.

Indukcyjności własne i wzajemne uzwojeń silnika są szacowane w sposób niewymagający znajomości ich topologii i wystarczający do prawidłowego odtworzenia przebiegów prądów w sprawnych i uszkodzonych częściach faz. Znajomość przebiegów tych prądów jest potrzebna do prawidłowej weryfikacji algorytmów sterowania tolerujących uszkodzenia

Proponowany model matematyczny silnika został opisany w układzie współrzędnych fazowych, który pozwala na naturalne modelowanie asymetrii uzwojeń stojana. W pracy wykazano zgodność przestawionego w artykule opisu matematycznego z silnikiem SIEMENS 1LA7096-2AA10-Z o mocy nominalnej 2,2kW.

Model matematyczny silnika indukcyjnego

Typowy model matematyczny silnika indukcyjnego o wirniku klatkowym sprowadzonym do zastępczego wirnika 3-fazowego, opisany w naturalnym układzie współrzędnych, przyjmowany jest w postaci:

$$\begin{aligned} \boldsymbol{U}_s &= \boldsymbol{R}_s \boldsymbol{I}_s + \frac{d\boldsymbol{\Psi}_s}{dt} \\ \mathbf{0} &= \boldsymbol{R}_r \boldsymbol{I}_r + \frac{d\boldsymbol{\Psi}_r}{dt} \\ \boldsymbol{\Psi}_s &= \boldsymbol{L}_{ss} \boldsymbol{I}_s + \boldsymbol{L}_{sr} \boldsymbol{I}_r \\ \boldsymbol{\Psi}_r &= \boldsymbol{L}_{rs} \boldsymbol{I}_s + \boldsymbol{L}_{rr} \boldsymbol{I}_r \end{aligned} \tag{1}$$

gdzie: $\boldsymbol{U}_s$, $\boldsymbol{I}_s$ – wektory napięć i prądów fazowych stojana, $\boldsymbol{\Psi}_s$, $\boldsymbol{\Psi}_r$ – wektory strumieni fazowych skojarzonych stojana i wirnika, $\boldsymbol{R}_s$, $\boldsymbol{R}_r$, $\boldsymbol{L}_{ss}$, $\boldsymbol{L}_{rr}$, $\boldsymbol{L}_{sr}$, $\boldsymbol{L}_{rs}$ – macierze parametrów modelu silnika. Wszystkie wektory zmiennych stanu są wymiarów 3x1.

Macierz rezystancji $\boldsymbol{R}$ oraz macierze indukcyjności $\boldsymbol{L}$ z równań (1) przyjmują postać:

$$\begin{aligned} \boldsymbol{R}_s &= \begin{bmatrix} R_{sa} & 0 & 0 \\ 0 & R_{sb} & 0 \\ 0 & 0 & R_{sc} \end{bmatrix}, \boldsymbol{R}_r = \begin{bmatrix} R_{ra} & 0 & 0 \\ 0 & R_{rb} & 0 \\ 0 & 0 & R_{rc} \end{bmatrix} \\ \boldsymbol{L}_{ss} &= \begin{bmatrix} L_{sasa} & L_{sasb} & L_{sasc} \\ L_{sbsa} & L_{sbsb} & L_{sbsc} \\ L_{scsa} & L_{scsb} & L_{scsc} \end{bmatrix}, \boldsymbol{L}_{rr} = \begin{bmatrix} L_{rara} & L_{rarb} & L_{rarc} \\ L_{rbra} & L_{rbrb} & L_{rbrc} \\ L_{rcra} & L_{rcrb} & L_{rcrc} \end{bmatrix} \\ \boldsymbol{L}_{sr} &= \begin{bmatrix} L_{sara} & L_{sarb} & L_{sarc} \\ L_{sbra} & L_{sbrb} & L_{sbrc} \\ L_{scra} & L_{scrb} & L_{scrc} \end{bmatrix}, \boldsymbol{L}_{rs} = \boldsymbol{L}_{sr}^T \end{aligned} \tag{2}$$

gdzie indeksy a, b, c oznaczają kolejne fazy, a indeksy s i r odpowiednio stojan i wirnik.

Moment elektromagnetyczny, jaki wytwarza silnik indukcyjny, opisany jest równaniem:

$$M_{el} = \boldsymbol{I}_s^T \frac{d\boldsymbol{L}_{sr}}{d\Theta} \boldsymbol{I}_r \cdot p \tag{3}$$

gdzie: Θ – kąt elektryczny położenia wirnika, p – liczba par biegunów.

W silniku sprawnym, w którym można przyjąć istnienie symetrii uzwojeń trójfazowych, macierze parametrów z równań (2) upraszczają się do postaci:

$$\begin{aligned} \boldsymbol{R}_s &= R_s \cdot \boldsymbol{I}, \ \boldsymbol{R}_r = R_r \cdot \boldsymbol{I} \\ \boldsymbol{L}_{ss} &= L_{\delta s} \cdot \boldsymbol{I} + L_{ms} \cdot \mathbf{cos}(\boldsymbol{\alpha}) \\ \boldsymbol{L}_{rr} &= L_{\delta r} \cdot \boldsymbol{I} + L_{mr} \cdot \mathbf{cos}(\boldsymbol{\alpha}) \\ \boldsymbol{L}_{sr} &= L_{sr} \cdot \mathbf{cos}(\boldsymbol{\alpha} + \Theta), \ \boldsymbol{L}_{rs} = \boldsymbol{L}_{sr}^T \end{aligned} \tag{4}$$

gdzie: R_s, R_r – rezystancje fazy stojana i wirnika, $L_{\delta s}$, $L_{\delta r}$ – indukcyjności rozproszenia fazy stojana i wirnika, L_{ms}, L_{mr} – indukcyjności główne fazy stojana i wirnika, L_{sr} – indukcyjność wzajemna między stojanem a wirnikiem, $\boldsymbol{I}$ – macierz jednostkowa o wymiarach 3x3, a operacja $\mathbf{cos}$ oraz jej argument α definiowane są jako:

$$\mathbf{cos}(\boldsymbol{A}_{n \times n}) = \begin{bmatrix} \cos(A_{11}) & \dots & \cos(A_{1n}) \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \cos(A_{n1}) & \dots & \cos(A_{nn}) \end{bmatrix}$$

$$\boldsymbol{\alpha} = \begin{bmatrix} 0 & \frac{2\pi}{3} & \frac{-2\pi}{3} \\ \frac{-2\pi}{3} & 0 & \frac{2\pi}{3} \\ \frac{2\pi}{3} & \frac{-2\pi}{3} & 0 \end{bmatrix} \tag{5}$$

Modelowanie zwarć międzyzwojowych w stojanie silnika indukcyjnego

Uwzględnienie zwarć międzyzwojowych stojana wymaga wprowadzenia do modelu silnika opisanego równaniami (1) wyodrębnionych fragmentów uzwojeń w ramach każdej z faz stojana, na zaciskach których przyłożony jest zerowy wektor napięcia. Nie ulegają przy tym zmianie równania wirnika, który modelowany jest jako symetryczny sprowadzony do zastępczego 3-fazowego. W pracach [7], [11], [12] uzupełniono równania (1) o zwarte uzwojenia faz stojana, co prowadzi do układu równań:

$$\begin{aligned} \boldsymbol{U}_s &= \boldsymbol{R}_{sh} \boldsymbol{I}_{sh} + \frac{d\boldsymbol{\Psi}_{sh}}{dt} \\ \mathbf{0} &= \boldsymbol{R}_{sf} \boldsymbol{I}_{sf} + \frac{d\boldsymbol{\Psi}_{sf}}{dt} \\ \mathbf{0} &= \boldsymbol{R}_r \boldsymbol{I}_r + \frac{d\boldsymbol{\Psi}_r}{dt} \\ \boldsymbol{\Psi}_{sh} &= \boldsymbol{L}_{shsh} \boldsymbol{I}_{sh} + \boldsymbol{L}_{shsf} \boldsymbol{I}_{sf} + \boldsymbol{L}_{shr} \boldsymbol{I}_r \\ \boldsymbol{\Psi}_{sf} &= \boldsymbol{L}_{sfsh} \boldsymbol{I}_{sh} + \boldsymbol{L}_{sfsf} \boldsymbol{I}_{sf} + \boldsymbol{L}_{sfr} \boldsymbol{I}_r \\ \boldsymbol{\Psi}_r &= \boldsymbol{L}_{rsh} \boldsymbol{I}_{sh} + \boldsymbol{L}_{rsf} \boldsymbol{I}_{sf} + \boldsymbol{L}_{rr} \boldsymbol{I}_r \end{aligned} \tag{6}$$

gdzie: $\boldsymbol{I}_{sh}$, $\boldsymbol{I}_{sf}$ – wektory prądów fazowych w sprawnych i uszkodzonych fragmentach faz, $\boldsymbol{\Psi}_{sh}$, $\boldsymbol{\Psi}_{sf}$ – wektory strumieni fazowych skojarzonych ze sprawnymi i uszkodzonymi uzwojeniami stojana, $\boldsymbol{R}_{sh}$, $\boldsymbol{R}_{sf}$, $\boldsymbol{L}_{shsh}$, $\boldsymbol{L}_{sfsf}$, $\boldsymbol{L}_{sfsh}$, $\boldsymbol{L}_{shsf}$, $\boldsymbol{L}_{shr}$, $\boldsymbol{L}_{sfr}$, $\boldsymbol{L}_{rsh}$, $\boldsymbol{L}_{rsf}$ – macierze parametrów modelu.

Macierz rezystancji $\boldsymbol{R}$ oraz macierze indukcyjności $\boldsymbol{L}$ z równań (6) przyjmują postać:

$$\begin{aligned} \boldsymbol{R}_{sh} &= \begin{bmatrix} R_{sah} & 0 & 0 \\ 0 & R_{sbh} & 0 \\ 0 & 0 & R_{sch} \end{bmatrix}, \boldsymbol{R}_{sf} = \begin{bmatrix} R_{saf} & 0 & 0 \\ 0 & R_{sbf} & 0 \\ 0 & 0 & R_{scf} \end{bmatrix} \\ \boldsymbol{L}_{sxsy} &= \begin{bmatrix} L_{saxsay} & L_{saxsby} & L_{saxscy} \\ L_{sbxsay} & L_{sbxsby} & L_{sbxscy} \\ L_{scxsay} & L_{scxsby} & L_{scxscy} \end{bmatrix}, \boldsymbol{L}_{sysx} = \boldsymbol{L}_{sxsy}^T \\ \boldsymbol{L}_{sxr} &= \begin{bmatrix} L_{saxra} & L_{saxrb} & L_{saxrc} \\ L_{sbxra} & L_{sbxrb} & L_{sbxrc} \\ L_{scxra} & L_{scxrb} & L_{scxrc} \end{bmatrix}, \boldsymbol{L}_{rsx} = \boldsymbol{L}_{sxr}^T \end{aligned} \tag{7}$$

gdzie indeksy h oraz f oznaczają odpowiednio sprawne i uszkodzone części uzwojeń fazowych, a indeksy x oraz y

reprezentują zarówno indeks h, jaki i indeks f i są niezmienne przy opisie danej macierzy.

Moment elektromagnetyczny wytwarzany przez silnik opisany równaniami (6) można wyznaczyć z równania:

$$(8)\qquad M_{el}=\begin{bmatrix}\boldsymbol{I}_{sh}\\ \boldsymbol{I}_{sf}\end{bmatrix}^T \frac{d\begin{bmatrix}\boldsymbol{L}_{shr}\\ \boldsymbol{L}_{sfr}\end{bmatrix}}{d\Theta}\boldsymbol{I}_r=\boldsymbol{I}_{sh}^T\frac{d\,\boldsymbol{L}_{shr}}{d\Theta}\boldsymbol{I}_r+\boldsymbol{I}_{sf}^T\frac{d\,\boldsymbol{L}_{sfr}}{d\Theta}\boldsymbol{I}_r$$

Uproszczona postać macierzy parametrów modelu silnika

Wyznaczenie macierzy (7) opisujących indukcyjności własne i wzajemne uzwojeń jest dość kłopotliwe. W przypadku ogólnym, wyznaczenie indukcyjności cewek w złożonych układach magnetycznych realizowane jest w oparciu o funkcje opisujące rozkład indukcyjności zwojów [11] - [13] oraz metody elementów skończonych [14]. Wykorzystanie tych metod do wyznaczenia wymaganych indukcyjności w zadaniu prototypowania regulatorów jest mało wygodne, ponieważ nie umożliwia łatwej kontroli nad zmianą rozległości zwarcia międzyzwojowego.

W celu uproszczenia zadania wyznaczenia macierzy indukcyjności występujących w modelu silnika (6), które z jednej strony umożliwi wykorzystanie znanych parametrów maszyny występujących w równaniach (4), a z drugiej umożliwi łatwą kontrolę rozmiaru i położenia zwarcia, proponowane jest przyjęcie następujących założeń upraszczających:

1. uzwojenia sprawne i zwarte są skupione,
2. sprawne i zwarte uzwojenia nie powodują zjawiska nasycenia magnetycznego,
3. przy zwarciu k_{xf}-tej części uzwojenia (gdzie k_{xf} zawarte jest w przedziale <0,1>, a indeks x jest oznaczeniem fazy) k_{xh} -ta część (gdzie $k_{xh}=1-k_{xf}$) pozostaje sprawna. Liczba zwojów uzwojenia zwartego i sprawnego wynosi odpowiednio:

$$(9)\qquad n_{sxf}=n_{sx}\cdot k_{xf}\,,\; n_{sxh}=n_{sx}\cdot k_h$$

4. indukcyjności własne i wzajemne zwartych i sprawnych części faz zmieniają się jedynie pod wpływem zmiany ich liczby zwojów oraz ich orientacji geometrycznej,
5. położenie zwartej część fazy jest przesunięte kątowo o kąt β_{xf} (gdzie β_{xf} zawarte jest w przedziale zależnym stopnia zwarcia k_x i topologii uzwojeń) względem geometrycznej orientacji fazy sprzed uszkodzenia. Ponieważ suma ważona kątowego położenia obu uzwojeń fazy (sprawnego i uszkodzonego) musi pokrywać się z osią fazy przed uszkodzeniem, to kąt, o który zostanie przesunięta sprawna część uzwojeń, można wyznaczyć z zależności:

$$(10)\qquad \beta_{xf}\cdot k_{xf}+\beta_{xh}\cdot k_{xh}=0\;\Rightarrow\;\beta_{xh}=\frac{-k_{xf}}{k_{xh}}\cdot\beta_{xf}$$

Założenia te umożliwiają przybliżenie wartości indukcyjności, uwzględniając odpowiednie części sprawne i uszkodzone uzwojenia:

$$(11)\qquad \begin{aligned} L_{sxy}&\approx\frac{\mu\cdot n_{sxy}^2\cdot S}{l}\approx k_{xy}^2\cdot L_{sx}\\ L_{sxyzv}&\approx\frac{\mu\cdot n_{sxy}\cdot n_{szv}\cdot S}{l}\cos(\alpha_{xz}-(\beta_{xy}-\beta_{zv}))\approx\\ &\approx k_{xy}\cdot k_{zv}\cdot(L_\delta+L_{ms}\cdot\cos(\alpha_{xz}-(\beta_{xy}-\beta_{zv})))\end{aligned}$$

gdzie: indeksy x i z oznaczają fazy a, b lub c, a indeksy y i v opisują uszkodzone lub sprawne części faz (tj. każdy z indeksów y oraz v możne zostać zastąpiony indeksem h lub f).

Powyższe uproszczenia prowadzą do uogólnionej postaci modelu matematycznego silnika indukcyjnego klatkowego z macierzami parametrów w postaci:

$$(12)\qquad \begin{aligned} &\boldsymbol{R}_{sh}=\boldsymbol{R}_s\circ\boldsymbol{k}_h,\;\boldsymbol{R}_{sf}=\boldsymbol{R}_s\circ\boldsymbol{k}_f\\ &\boldsymbol{L}_{shsh}=\left(L_{\delta s}\circ\boldsymbol{I}+L_{ms}\circ\mathbf{cos}(\boldsymbol{\alpha}-(\boldsymbol{\beta}_h-\boldsymbol{\beta}_h^T))\right)\circ\boldsymbol{k}_h\circ\boldsymbol{k}_h^T\\ &\boldsymbol{L}_{sfsf}=\left(L_{\delta s}\circ\boldsymbol{I}+L_{ms}\circ\mathbf{cos}(\boldsymbol{\alpha}-(\boldsymbol{\beta}_f-\boldsymbol{\beta}_f^T))\right)\circ\boldsymbol{k}_f\circ\boldsymbol{k}_f^T\\ &\boldsymbol{L}_{shsf}=L_{ms}\circ\mathbf{cos}(\boldsymbol{\alpha}-(\boldsymbol{\beta}_h-\boldsymbol{\beta}_f^T))\circ\boldsymbol{k}_h\circ\boldsymbol{k}_f^T,\;\boldsymbol{L}_{sfsh}=\boldsymbol{L}_{shsf}^T\\ &\boldsymbol{L}_{shr}=L_{sr}\circ\mathbf{cos}(\boldsymbol{\alpha}+\Theta-\boldsymbol{\beta}_h)\circ\boldsymbol{k}_h,\;\boldsymbol{L}_{rsh}=\boldsymbol{L}_{shr}^T\\ &\boldsymbol{L}_{sfr}=L_{sr}\circ\mathbf{cos}(\boldsymbol{\alpha}+\Theta-\boldsymbol{\beta}_f)\circ\boldsymbol{k}_f,\;\boldsymbol{L}_{rsf}=\boldsymbol{L}_{sfr}^T\end{aligned}$$

gdzie operator ∘ jest iloczynem po współrzędnych, a macierze zwarć $\boldsymbol{k}_h$ i $\boldsymbol{k}_f$ oraz kątowego przesunięcia uzwojeń $\boldsymbol{\beta}_h$ i $\boldsymbol{\beta}_f$ definiowane są jako:

$$(13)\qquad \begin{aligned}&\boldsymbol{k}=\begin{bmatrix}k_a\\ k_b\\ k_c\end{bmatrix},\;\boldsymbol{k}_f=\boldsymbol{k}\,[1\;\;1\;\;1],\;\boldsymbol{k}_h=1-\boldsymbol{k}_f\\ &\boldsymbol{\beta}=\begin{bmatrix}\beta_a\\ \beta_b\\ \beta_c\end{bmatrix},\;\boldsymbol{\beta}_f=\boldsymbol{\beta}\,[1\;\;1\;\;1],\;\boldsymbol{\beta}_h=-\boldsymbol{\beta}_f\circ\boldsymbol{k}_f./\boldsymbol{k}_h\end{aligned}$$

gdzie współczynniki k_a, k_b, k_c, zawarte w przedziale domkniętym <0,1>, określają względny rozmiar zwarcia międzyzwojowego w fazach a, b i c stojana, a współczynniki β_a, β_b, β_c ich przesunięcie kątowe względem osi fazy a, b i c maszyny sprawnej. Operator ./ jest prawostronnym ilorazem po współrzędnych.

Wyniki badań symulacyjnych i laboratoryjnych

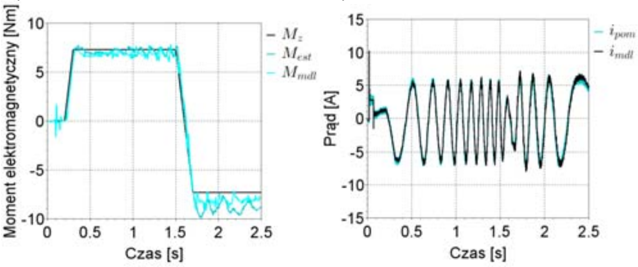
W celu weryfikacji modelu matematycznego silnika indukcyjnego uwzględniającego zwarcia międzyzwojowe fazy, równania (6), (8) i (12) zostały zaimplementowane w środowisku obliczeniowym SciLab. Wyniki symulacji komputerowych zostały porównane z wynikami badań laboratoryjnych przeprowadzonych z wykorzystaniem silnika indukcyjnego klatkowego SIEMENS o symbolu 1LA7096-2AA10-Z. Uzwojenia stojana tego silnika nie były nawijane specjalnie do badań zawartych w niniejszym artykule. Wykorzystany silnik jest typowym produkcyjnym egzemplarzem, w którym przerwano i wyprowadzono na zewnątrz obudowy wybrane, sąsiadujące ze sobą zwoje fazy a stojana. W trakcie badań zwartych zostało 20% zwojów fazy a.

Podstawowe parametry badanego silnika: P_n=2.20kW, U_s=400V, I_s=4.7A, $\cos\varphi$=0.85, M_n=7.30Nm, n_n=2880obr/min, Rs=3.06Ω, R_r=2.0Ω, L_s=L_r=339mH, L_m=338mH. Obciążeniem dynamicznym silnika w badaniach laboratoryjnych była masa wirująca o momencie bezwładności J=0,14kgm^2, przekraczająca 30-krotnie moment bezwładności wirnika silnika.

Na rysunkach 2 - 6 zostały przedstawione przebiegi momentów elektromagnetycznych oraz wybrane przebiegi prądów. Model symulacyjny układu napędowego, opisany równaniami (6), (8) i (12), miał podany na wejście zmienny w czasie wektor napięcia odpowiadający układowi rzeczywistemu. Silnik zasilany był falownikiem z zaimplementowanym algorytmem sterowania DTC. Oznaczenia stosowane na rysunkach: M_z – moment elektromagnetyczny zadany, M_{mdl} – moment elektromagnetyczny wyznaczony na drodze symulacji komputerowych, M_{est} – estymowany moment elektromagnetyczny wyznaczony w oparciu o równanie ruchu masy wirującej i zarejestrowany na stanowisku laboratoryjnym przebieg położenia kątowego wału, i_{pom} – prąd zmierzony, i_{mdl} – prąd wyznaczony w procesie symulacji komputerowej.

Proces weryfikacji laboratoryjnej został zaplanowany w taki sposób, aby napęd w trakcie rozpędzania nie przekraczał bezpiecznej (z punktu widzenia uzwojeń zwartych) prędkości kątowej. Prędkość ta została ustalona na podstawie założonego dopuszczalnego prądu w uzwojeniach zwartych, a jej wartość została przyjęta jako $0{,}2$ prędkości nominalnej. Na rysunku 2 przedstawiono przebiegi dla silnika sprawnego, stanowiące punkt odniesienia do analizy przypadku z uszkodzeniem (rys.3-6).

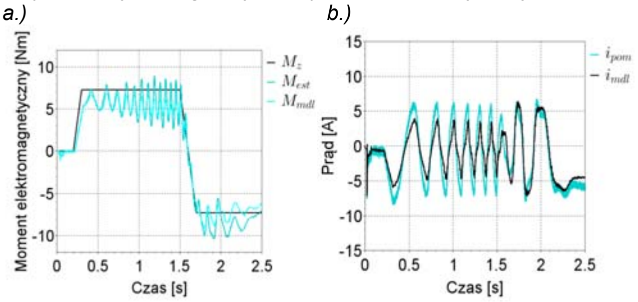
a.) *b.)*



Rys.2. Przebiegi a.) momentów elektromagnetycznych oraz b.) prądu fazowego silnika sprawnego.

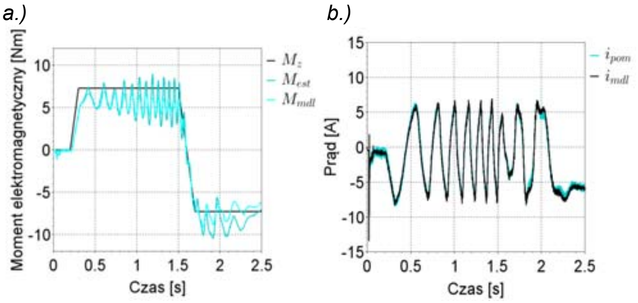
Przebiegi prądów fazowych zarejestrowanych na stanowisku laboratoryjnym z wykorzystaniem oscyloskopu oraz wygenerowanych przez model matematyczny opisany równaniami (6) wskazują na zgodność modelu z obiektem rzeczywistym w zakresie przeprowadzonych badań (rys. 4 - 6). Model matematyczny opisany równaniami (1), który nie uwzględnia zwarć, wyznacza silnie odkształcony prąd fazowy, niezgodny z prądem zmierzonym (rys. 3).

a.) *b.)*



Rys.3. Przebiegi a.) momentów elektromagnetycznych oraz b.) prądu fazowego silnika dla przypadku zwarcia 20% zwojów fazy i wykorzystaniu modelu matematycznego nie uwzględniającego zwarć międzyzwojowych (k_a=0).

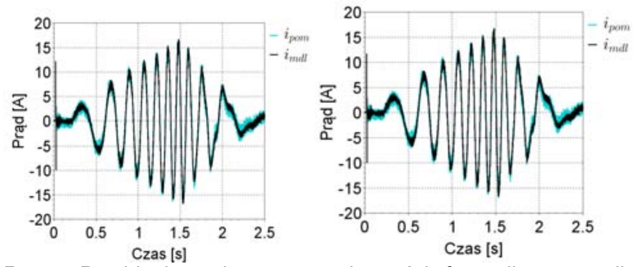
a.) *b.)*



Rys.4. Przebiegi a.) momentów elektromagnetycznych oraz b.) prądów fazowych silnika dla przypadku zwarcia 20% zwojów fazy (k_a=0.2) i wykorzystaniu modelu matematycznego uwzględniającego zwarcia międzyzwojowych

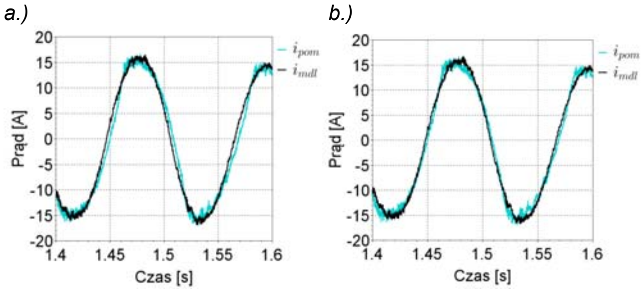
Wprowadzenie w modelu matematycznym silnika indukcyjnego dodatkowego przesunięcia kątowego między uzwojeniami umożliwia uzyskanie lepszego dopasowania przesunięcia fazowego przebiegu prądu uzwojeń zwartych. W badanym przypadku zwarcia międzywojowego, najlepsze dopasowanie przesunięcia fazowego prądu uzwojeń zwartych, wyznaczonego numerycznie, do prądu zmierzonego było nieznaczne i wynosiło β_a=-0.06rad. W celu uwypuklenia tego dopasowania, na rysunku 6 został przedstawiony wybrany zakres czasowy przebiegu prąd i_{saf}. Można przypuszczać, że w silnikach o nietypowych, wielosekcyjnych topologiach uzwojeń, kąt ten może być istotnie większy. Na uwagę zasługuje brak wpływu zwarcia na wyznaczony moment elektromagnetyczny przez model nieuwzględniający zwarć na podstawie silnie odkształconego prądu fazowego (rys.3).

a.) *b.)*



Rys.5. Przebiegi prądu w zwartej części fazy dla przypadku a.) nieuwzględnienia zmiany kątowego położenia uzwojeń (β_a=0rad), b.) z uwzględnieniem zmiany kątowego położenia uzwojeń (β_a=-0.06rad)

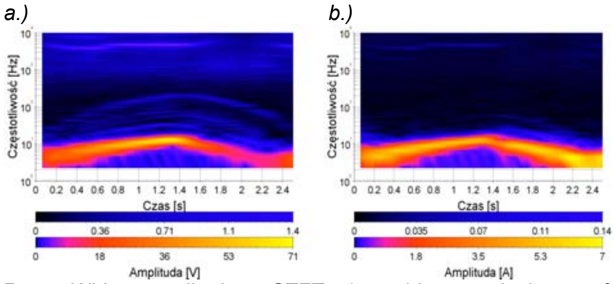
a.) *b.)*



Rys.6. Wybrany fragment przebiegu prądu w zwartej części fazy (powiększenie przebiegu z rysunku 5) dla przypadku a.) nieuwzględnienia zmiany kątowego położenia uzwojeń zwartych (β_a=0rad), b.) z uwzględnieniem zmiany kątowego położenia uzwojeń zwartych (β_a=-0.06rad)

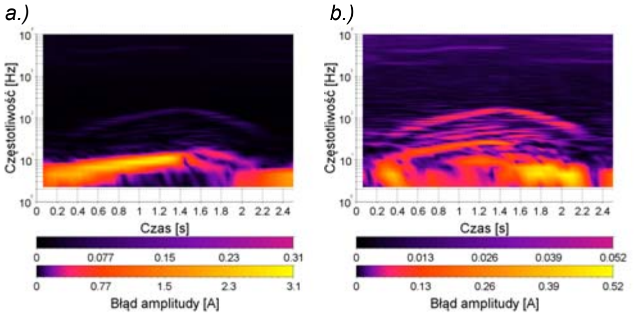
W celu dokonania dokładniejszej analizy jakości wyznaczanych przebiegów prądów przez proponowany model matematyczny, na rysunkach 8-9 zostały przedstawione różnicowe widma porównawcze krótkookresowej transformaty Fouriera (STFT) sygnałów zarejestrowanych na stanowisku laboratoryjnym z sygnałami wyznaczonymi na drodze symulacji. Punktem odniesienia dla przedstawionych widm różnicowych jest widmo wymuszenia napięciowego badanej fazy stojana (rys.7a) oraz widmo jego odpowiedzi prądowej (rys.7b).

a.) *b.)*



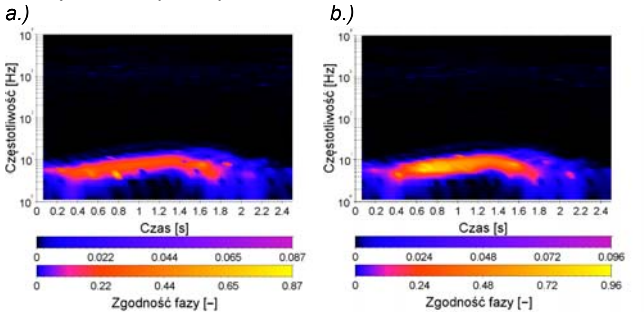
Rys.7. Widmo amplitudowe STFT a.) przebiegu napięciowego fazy (wykorzystanego do wszystkich badań symulacyjnych) i b.) jego odpowiedzi prądowej dla silnika sprawnego

Na rysunku 8 przedstawiono widma błędów odtwarzania amplitudy prądu sprawnej części fazy. W całym zakresie czasu pracy napędu błąd ten, dla harmonicznej podstawowej prądu, nie przekracza 250mA dla modelu uwzględniającego zwarcia międzyzwojowe. Widma współczynników $C(t,f)$, określających zgodność przesunięcia fazowego (dla $C(t,f)=1$ występuje pełna zgodność fazy sygnału) prądu i_{saf} zmierzonego i obliczonego na podstawie modelu, zostały przestawione na rysunku 9.



Rys.8. Różnica widm amplitudowych STFT prądu fazowego zmierzonego i wyznaczonego na drodze symulacji komputerowej dla przypadku wystąpienia zwarcia 20% uzwojenia i wykorzystaniu modelu a.) nie uwzględniającego zwarć międzyzwojowych b.) uwzględniającego zwarcia międzyzwojowe

Wprowadzenie przesunięcia kątowego uzwojeń (β_a=-0.06rad) pozwala na uzyskanie poprawy odtwarzania przesunięcia fazowego składowej podstawowej prądu uzwojeń zwartych (rys.9b).



Rys.9. Różnica widm przesunięć fazowych STFT prądu w zwartej części fazy wyznaczona zgodnie z zależnością (14) dla przypadku wystąpienia zwarcia 20% uzwojenia oraz a.) nie uwzględnia jego przesunięcia kątowego (β_a=0rad), b.) z uwzględnieniem jego przesunięcia kątowego (β_a=-0.06rad)

(14) $$C(t,f)=\frac{1}{\left(\left|X(t,f)-Y(t,f)\right|+\frac{1}{q}\right)q}$$

gdzie: $X(t,f)$, $Y(t,f)$ – przesunięcia fazowe sygnałów porównywanych, $C(t,f)$ – zgodność fazy sygnałów porównywanych, q – czynnik określający czułość analizy fazy, przyjęty na wartość 10^6 [1/rad].

Uzyskane wyniki różnicowych widm porównawczych STFT jednoznacznie wskazują, że zarówno określenie rozmiaru zwarcia poprzez przyjęcie współczynnika k_a=0.2, jak i zmiana lokalizacji kątowej uzwojenia zwartego, ustalona współczynnikiem β_a=-0.06rad, wpływają pozytywnie na dokładność odwzorowania prądów płynących w uzwojeniach stojana.

Podsumowanie

W artykule przedstawiono model matematyczny silnika indukcyjnego klatkowego opisany w układzie współrzędnych fazowych z uwzględnieniem zwarć międzyzwojowych występujących w dowolnych fazach stojana. W proponowanym modelu matematycznym do określenia położenia i zakresu zwarcia zostały zaproponowane współczynniki, z wykorzystaniem których w prosty sposób można kontrolować poziom rozległości zwarcia w zakresie od uzwojenia sprawnego do pełnego zwarcia wybranej fazy oraz ustalić przesunięcie kątowe zwartych części faz względem ich kątowych lokalizacji charakterystycznych dla silnika sprawnego. Przyjęcie takiego sposobu określenia zwarcia w dowolnych fazach stojana, dla którego nie jest konieczna precyzyjna znajomość topologii uzwojeń, umożliwia proste jego wykorzystanie do symulacji układów napędowych z silnikami indukcyjnymi, o zmiennych parametrach uszkodzenia uzwojeń stojana oraz w strukturach regulatorów tolerujących uszkodzenia silnika indukcyjnego. Zadaniem takich algorytmów sterowania powinno być zarówno bezpośrednie sterowanie prądami w sprawnych częściach faz, jaki pośrednia kontrola prądów w uzwojeniach zwartych. Zaprezentowany w artykule model matematyczny silnika odtwarza obydwa te prądy w sposób prawidłowy. Potwierdzeniem zgodności modelu z obiektem rzeczywistym są zbieżne wyniki badań symulacyjnych i laboratoryjnych przeprowadzone z wykorzystaniem silnika indukcyjnego klatkowego SIEMENS 1LA7096-2AA10-Z.

***Autor**: dr inż. Andrzej Radecki, Politechnika Łódzka, Instytut Automatyki, ul. Stefanowskiego 18/22, 90-924 Łódź, E-mail: andrzej.radecki@p.lodz.pl*

LITERATURA

[1] Zhang Y., Jiang J., Bibliographical review on reconfigurable fault-tolerant control systems, *Annual Reviews in Control*, 32 (2008), 229–252.
[2] Campos-Delgado D.U., Espinoza-Trejo D.R., Palacios E., Fault-tolerant control in variable speed drives:a survey, *IET Electric Power Applications*, 2 (2008), n.2, 121–134.
[3] Wierzbicki R., Kowalski C, Diagnostyka uszkodzeń stojana i wirnika silnika indukcyjnego pracującego w zamkniętej wektorowej strukturze sterowania prędkością, *Przegląd Elektrotechniczny*, 88 (2012), nr 4b, 265-269
[4] Khalaf S.G., Haider M., Diagnosis and Fault Tolerant Control of the Induction Motors Techniques a Review*, Australian Journal of Basic and Applied Sciences*, (2010), 227 – 246
[5] Kowalski Cz. T., Monitorowanie i diagnostyka uszkodzeń silników indukcyjnych z wykorzystaniem sieci neuronowych, *Prace Naukowe Instytutu Maszyn, Napędów i Pomiarów Elektrycznych Politechniki Wrocławskiej*, nr 57, Monografie, nr 18, Wrocław 2005.
[6] Antal M., Antal L., Zawilak J., Badania uszkodzeń uzwojenia stojana klatkowego silnika indukcyjnego, *Zeszyty Problemowe BOBRME KOMEL*, (2007), nr 76, 83-88.
[7] Wieczorek M., Rosołowski E., Simulation analysis of induction motor turn-to-turn faults in stator windings, *Scientific Papers of the Institute of Electrical Power Engineering of the Wrocław University of Technology*, *Present Problems Of Power System Control*, (2011), n.1, 43-53.
[8] Kowalski C., Wolkiewicz M., Wierzbicki R., Modelowanie zwarć zwojowych silnika indukcyjnego zasilanego z przemiennika częstotliwości, *Przegląd Elektrotechniczny*, (2010), nr 4, 220-224
[9] Ghate V.N., Dudul S.V., Dhole G. M., Generalized Model of Three-Phase Induction Motor for Fault Analysis, IEEE International Conference on Computational Technologies in Electrical and Electronics Engineering, (2008), 232 – 237
[10] Liang B., Ball A. D., Iwnicki S. D., Simulation and fault detection of three-phase induction motors, IEEE Conference on Computers, Communications, *Control and Power Engineering*, (2008), n.3, 1813 – 1817.
[11] Razafimahefa T. D., Heraud N., Sambatra E. J. R., Wailly O., Comparative study of inter-turn short circuit fault in stator and rotor windings on a small and medium power wound rotor induction machine, Conference on Control and Automation, (2015), 184 – 189
[12] Sahraoui M., Ghoggal A., Zouzou S. E., Aboubou A., Razik H., Modelling and Detection of Inter-Turn Short Circuits in Stator Windings of Induction Motor, 32nd Annual Conference on IEEE Industrial Electronics, (2006), 4981 – 4986.
[13] Maouche Y., Boussaid A., Boucherma M., Khezzar A., Modeling and Simulation of Stator Tum Faults. Detection Based on Stator Circular Current and Neutral Voltage, 9th IEEE International Symposium on Diagnostics for Electric Machines, (2013), 263 – 268
[14] Vaseghi B., Takorabet N., Nahid-Mobarakeh B., Meibody-Tabar F., Modelling and study of PM machines with inter-turn fault dynamic model–FEM model, *Electric Power Systems Research*, (2011), 81, 1715 – 1722