

Andrzej Wilk, Piotr Dobrowolski, Grzegorz Kostró
Politechnika Gdańska, Gdańsk

WPLYW FALISTOŚCI PIERŚCIENIA ŚLIZGOWEGO NA ROZPŁYW PRĄDU W ZESTYKU ŚLIZGOWYM MASZYNY SYNCHRONICZNEJ

INFLUENCE OF SLIP-RING WAVINESS ON CURRENT DISTRIBUTION IN THE SLIDING CONTACT OF A SYNCHRONOUS MACHINE

Abstract: An investigation of the influence of slip-ring waviness on current distribution in the sliding contact with several brushes connected in parallel has been the objective of the paper. The authors have presented their own measurement results of slip-ring waviness and have made decomposition of this waviness into harmonic components. The authors' model of the sliding contact with two mechanical degrees of freedom (published earlier) has been used for calculations. This model takes into consideration nonlinear visco-elastic interactions among the brush, the slip-ring and the brush holder.

The results of calculations of radial vibrations of the brush were used to determine the resistance of the transition between the brush and the slip-ring. A nonlinear dependence of this transition resistance R_{sp} has been proposed. It is assumed that R_{sp} is a function of current flowing through the brush and of the distance between the sliding surfaces of the brush and the slip-ring. Several simplifying assumptions had to be adopted while deriving this dependence. Necessity of simplifications is a result of complexity of the problem as well as the lack of some essential parameter data in literature.

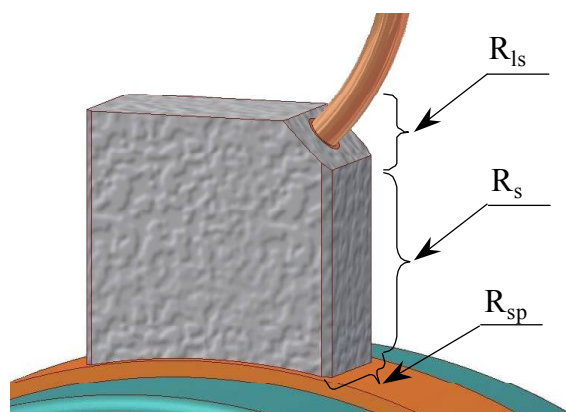
On the basis of the sliding contact model with a single brush the authors have worked out an electromechanical model of the whole sliding contact of a synchronous machine with parallel brushes. This model allows for determination of current distribution in the sliding contact during transient states and for steady states. The angular speed and the excitation current can be a time dependant forcing.

Simulation results of the influence of the waviness amplitude spectrum on current distribution in the sliding contact have been shown.

1. Wstęp

Problem rozplywu prądu w zestyku ślizgowym dotyczy szczotek pracujących równolegle. Dotychczasowe doświadczenia wynikające z eksploatacji takiego zestyku wykazują, że poszczególne szczotki nie są równomiernie obciążone. Taki niekontrolowany stan pracy zestyku może doprowadzić do nadmiernego obciążenia prądowego niektórych szczotek i w konsekwencji do uszkodzenia zestyku.

Rozplyw prądu w zestyku ślizgowym zależy od wielu czynników natury elektrycznej i mechanicznej. Istotne znaczenie ma tutaj chwilowa wartość rezystancji R_{sp} przejścia pomiędzy szczotką i pierścieniem. Nie bez znaczenia są: rezystancja przejścia linka szczotka R_{ls} i rezystancja szczotki R_s (Rys.1). Mechanizm kształtowania się rezystancji R_{sp} jest bardzo złożony [1,6,7,8]. Zależy on od siły docisku szczotki, konstrukcji oprawki szczotkowej i dynamiki drgań elementów zestyku. Szczotka drga w kierunku promieniowym na skutek zmiennych wymuszeń mechanicznych i w kierunku stycznym na skutek zmiennych sił tarcia.



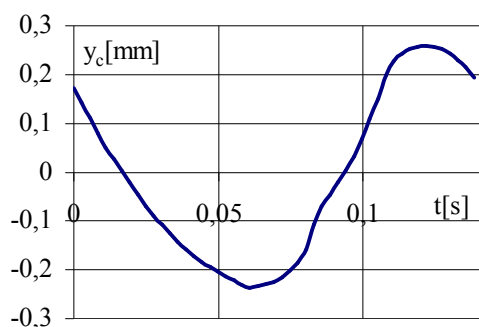
Rys.1. Charakterystyczne rezystancje pierścieniowego zestyku ślizgowego: R_{ls} - rezystancja przejścia linka szczotka, R_s - rezystancja szczotki, R_{sp} - rezystancja szczotka pierścien

Zmienne wymuszenia mechaniczne w kierunku promieniowym wynikają z falistości wirującego pierścienia. Zmienność sił tarcia jest bardziej złożona [3,4,5,9], gdyż wynika ze zmienności sił promieniowych i ze zmian współczynnika tarcia pomiędzy szczotką i pierścieniem.

Prezentowane w niniejszej pracy wyniki pomiarów i symulacji dotyczą hydrogeneratora o mocy 1,75 MVA i 7 parach biegunów. Na każdym pierścieniu znajdują się 4 symetrycznie rozmieszczone szczotki połączone równolegle. Jest to maszyna wyprodukowana przez firmę Siemens-Schuckert eksploatowana w ZEW Straszyn na rzece Raduni.

2. Falistość pierścienia

Powierzchnia ślizgowa pierścienia nie jest dokładnie kołowa. Jest ona falista, co oznacza, że występują na niej odchylenia od idealnej krzywizny okręgu. Wynik pomiaru falistości powierzchni ślizgowej pierścienia hydrogeneratora dla jednego obrotu pokazano na rys.2. Wykonane przez autorów pomiary wskazują, że maksymalne różnice pomiędzy wierzchołkiem i doliną fali mogą dochodzić do 0.5 mm. Należy jednak zaznaczyć, że hydrogeneratory to maszyny wolnobieżne, stąd tak duże amplitudy falistości nie muszą jeszcze powodować złej pracy zestyku ślizgowego.



Rys.2. Falistość powierzchni ślizgowej pierścienia ślizgowego hydrogeneratora

Eksperymentalne badania [10] wykazały, że falistość wirującego kolektora (pierścień, komutator) ulega zmianie w czasie eksploatacji maszyny. Oznacza to, że kolektor zużywa się nierównomiernie a zużycie to ma charakter falowy.

Podczas wirowania wirnika profil pierścienia charakteryzowany jako odkształcenie $y_c=f(t,x)$ w kierunku promieniowym jest funkcją czasu t i położenia x wzdłuż obwodu. Jest to funkcja powtarzalna pod warunkiem, że położenie osi obrotu wału nie zmienia się. W takim przypadku powierzchnia ślizgowa pierścienia może być reprezentowana przez superpozycję harmonicznnych fal wędrujących według wzoru

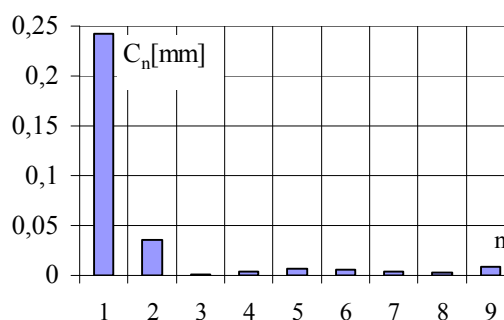
$$f(t,x) = \sum_{-\infty}^{+\infty} c_n e^{jn(\omega t - kx)} \quad (1)$$

gdzie: ω jest prędkością kątową wirnika, k jest liczbą falową, c_n jest zespolonym trygonometrycznym współczynnikiem szeregu Fouriera funkcji $f(t,x)$ dla $n=0, \pm 1, \pm 2, \dots$

$$c_n = \frac{1}{T} \int_0^T f(t,x) e^{-jn(\omega t - kx)} dt \quad (2)$$

gdzie T jest okresem obrotu wirnika.

Widmo amplitudowe falistości pierścienia z rys.2 pokazano na rys.3. W tym przypadku dominujące znaczenie ma 1 harmoniczna.



Rys. 3. Widmo amplitudowe falistości powierzchni ślizgowej pierścienia

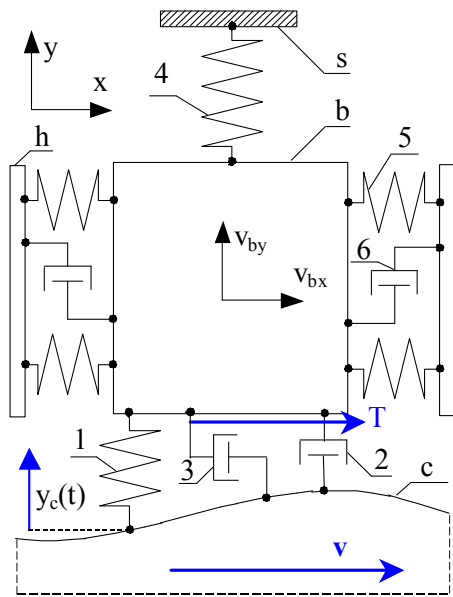
Szczotki znajdują się w oprawkach rozmieszczonych wzdłuż obwodu pierścienia. To sprawia, że pracują one w tej samej chwili czasowej na różnych fragmentach pierścienia ślizgowego. Zatem na każdą szczotkę będą oddziaływały chwilowo inne naprężenia mechaniczne. Dynamika drgań każdej szczotki będzie odmienna, co wpłynie na chwilową wartość rezystancji przejścia szczotka pierścień. Chwilowy rozptył prądu w szczotkach pracujących równolegle nie będzie zatem równomierny. Aby wyznaczyć wartość dynamicznej rezystancji przejścia szczotka pierścień należy znać dynamikę drgań szczotki. Do symulacji tych zjawisk jest zatem potrzebny model matematyczny szczotki uwzględniający falistość wirującego pierścienia.

3. Model aparatu szczotkowego

3.1 Model mechaniczny zestyku

Model fizyczny zestyku ślizgowego, którego dynamika drgań jest zależna od falistości pierścienia pokazano na rys.3.1. Powstał on przez podzielenie aparatu szczotkowego na skupione elementy zachowawcze (elementy sprężyste

i bezwładnościowe) oraz skupione elementy dyssypatywne (tłumiące). Uwzględnia on nieliniowe oddziaływania lepko-sprężyste pomiędzy szczotką i pierścieniem oraz pomiędzy szczotką i oprawką szczotkową. Szczotka jest reprezentowana jako pojedyncza masa skupiona o dwóch stopniach swobody. Pobudzenie drgań szczotki w kierunku stycznym występuje w wyniku zmienności siły tarcia, która jest spowodowana zmiennością sił nacisku mechanicznego w kierunku promieniowym.



Rys.3.1. Model mechaniczny zestyku ślizgowego na podstawie skupionych elementów bezwładnościowych, sprężystych i tłumiących: *b*-szczotka, *c*-pierścień, *h*-oprawka, *s*-zamocowanie sprężyn, 1-element uwzględniający sprężystość przestrzeni międzystykowej w kierunku promieniowym, 2- element uwzględniający tłumienie przestrzeni międzystykowej w kierunku promieniowym, 3- tłumik uwzględniający zjawisko tarcia pomiędzy szczotką a komutatorem w kierunku tangencjalnym, 4- sprężyna dociskowa, 5- element uwzględniający sprężystość pomiędzy szczotką a oprawką szczotkową, 6- element uwzględniający tarcie pomiędzy szczotką a oprawką

Przy budowie modelu przyjęto szereg założeń upraszczających. Do najbardziej istotnych należy zaliczyć:

- potraktowanie całej szczotki jako pojedynczej masy skupionej;
- nieuwzględnienie wpływu gęstości prądu na właściwości lepko-sprężyste przestrzeni

międzystykowej;

- nieuwzględnienie naprężeń wymuszających drgania szczotki w kierunku osiowym;
- dynamikę drgań szczotki w zakresie, przy którym nie odskakuje ona od pierścienia.

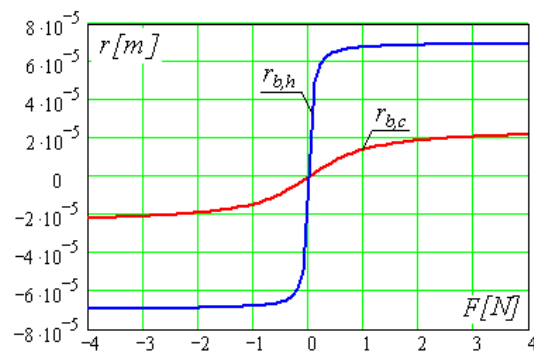
Są to uproszczenia dosyć znaczące. Należy jednak stwierdzić, że dynamika drgań zestyku ślizgowego jest bardzo złożonym procesem. Opis analityczny tych zjawisk jest niezwykle trudnym zagadnieniem.

3.2 Charakterystyki elementów sprężystych i tłumiących zestyku ślizgowego

Dynamika drgań szczotki będzie zależała od funkcji stanu poszczególnych elementów skupionych. Bezwładność szczotki jest reprezentowana poprzez skupioną masę m , która maleje na skutek zużycia szczotki. W przypadku sprężyny dociskowej zależność pomiędzy jej ściśnięciem a siłą nacisku na szczotkę jest zazwyczaj liniowa.

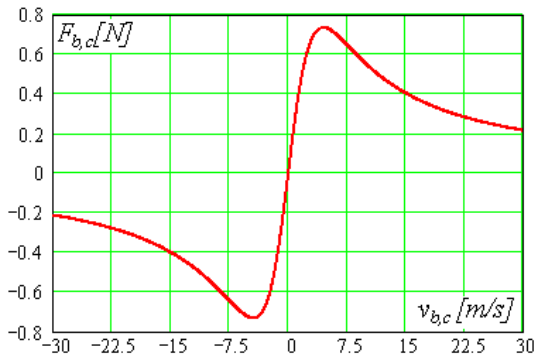
Najtrudniejsze są do wyznaczenia charakterystyki elementów sprężystych i tłumiących pomiędzy szczotką i pierścieniem oraz szczotką i oprawką szczotkową. Funkcje stanu tych elementów z analitycznym opisem zostały przedstawione w pracy [11] Autorzy przytoczyli tutaj jedynie same charakterystyki w celu pokazania stopnia nieliniowości.

Funkcję stanu elementu sprężystego przestrzeni międzystykowej $r_{b,c} = f(F_{b,c})$ pokazano na rys.4. Na tym samym rys. pokazano funkcję stanu elementu sprężystego $r_{b,h} = f(F_{b,h})$ pomiędzy szczotką i oprawką szczotkową.



Rys.4. Funkcja stanu nieliniowych elementów sprężystych: $r_{b,c}$ - w przestrzeni międzystykowej, $r_{b,h}$ pomiędzy szczotką i oprawką

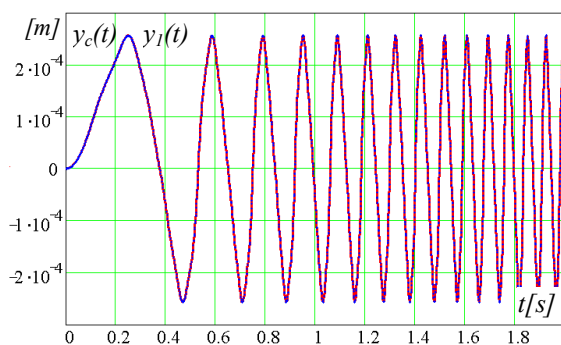
Funkcję stanu elementu tłumiącego pomiędzy szczotką i pierścieniem pokazano na rys.5.



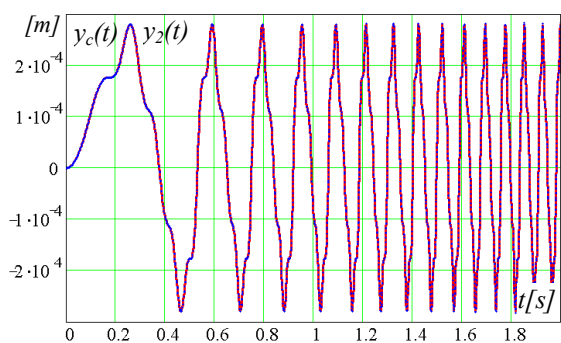
Rys.5. Funkcja stanu tłumika reprezentującego tarcie suche pomiędzy powierzchnią ślizgową szczotki i pierścienia w kierunku stycznym

3.3 Wyniki symulacji drgań szczotek

Ze względu na bardzo małą podatność elementu sprężystego w przestrzeni międzystykowej dynamika drgań szczotki jest zbliżona do pobudzającego ją wymuszenia. Wyniki symulacji drgań $y_1(t)$ wybranej szczotki pokazano na rys.6. Wymuszeniami są tutaj składowe falistości, których widmo pokazano na rys.3. Na rys.7 pokazano drgania $y_2(t)$ tej samej szczotki przy 5 krotnym wzroście 5 harmonicznej falistości.



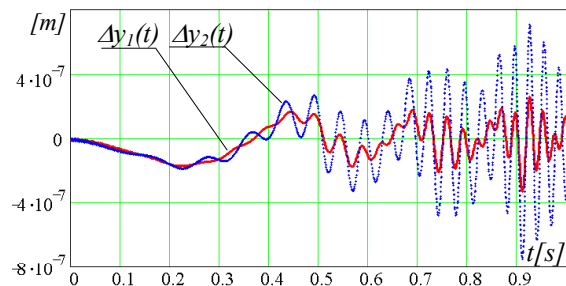
Rys.6. Wyniki symulacji promieniowych drgań szczotki $y_1(t)$ przy wymuszeniu $y_c(t)$



Rys.7. Wyniki symulacji promieniowych drgań szczotki $y_2(t)$ przy wymuszeniu $y_c(t)$ o zwiększonej wartości 5 harmonicznej falistości

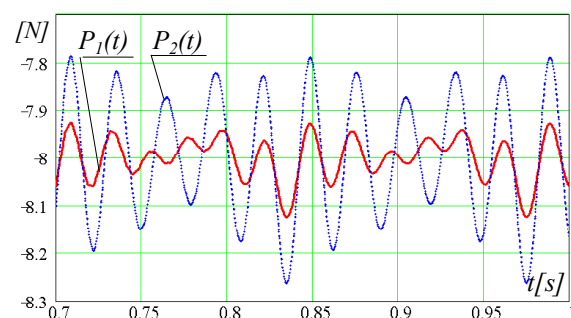
W obu przypadkach założono liniowe narastanie prędkości kątowej wirnika. Po upływie jednej sekundy występuje prędkość synchroniczna $n_s = 428,57$ obr/min.

Istotną rzeczą w ocenie wpływu dynamiki drgań zestyku na wartość rezystancji przejścia jest różnica przemieszczeń $\Delta y_1(t) = y_1(t) - y_c(t)$, $\Delta y_2(t) = y_2(t) - y_c(t)$ pomiędzy szczotką i pierścieniem. Wyniki tych symulacji pokazano na rys.8.



Rys.8. Różnica przemieszczeń drgań $\Delta y_1(t) = y_1(t) - y_c(t)$ i $\Delta y_2(t) = y_2(t) - y_c(t)$ pomiędzy szczotką i pierścieniem

Chwilowa różnica odległości pomiędzy szczotką i pierścieniem przekłada się na promieniową siłę dynamiczną $P_1 = f(\Delta y_1(t))$ oraz $P_2 = f(\Delta y_2(t))$ w przestrzeni międzystykowej. Przebiegi w czasie tych sił dynamicznych pokazano na rys.9.



Rys.9. Przebiegi w czasie sił dynamicznych w przestrzeni międzystykowej przy różnych falistościach pierścienia

4. Wyznaczenie rozplywu prądu w szczotkach równoległych

4.1 Funkcja stanu konduktancji przejścia szczotka pierścień

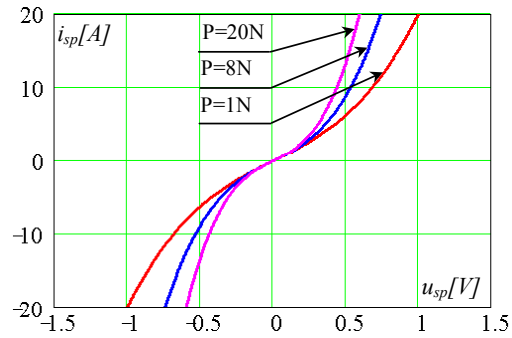
Zależność prądu i_{sp} przepływającego przez zestyk w funkcji napięcia u_{sp} pomiędzy zaciskiem linki i pierścieniem jest nieliniowa [2]. Ponadto

jest ona zależna od szeregu innych parametrów w tym od siły docisku szczotki do pierścienia. Do wyznaczenia charakterystyki $i_{sp}=f(u_{sp})$ autorzy posłużyli się danymi katalogowymi firm produkujących szczotki. Do określenia wpływu siły na konduktancję przejścia wykorzystano szereg danych przytaczanych w pracy [6,7]. Do obliczeń numerycznych autorzy zastosowali analityczną postać funkcji stanu $i_{sp}=f(u_{sp})$ mającą postać

$$i_{sp}(u_{sp}, P) = u_{sp} \cdot (a + b(P) \cdot u_{sp}^2) \quad (3)$$

gdzie: a - jest współczynnikiem określającym liniową konduktancję przejścia linka szczotka oraz materiał szczotki, $b(P)$ jest funkcją siły w wyrażeniu na nieliniową konduktancję przestrzeni międzyszykowej.

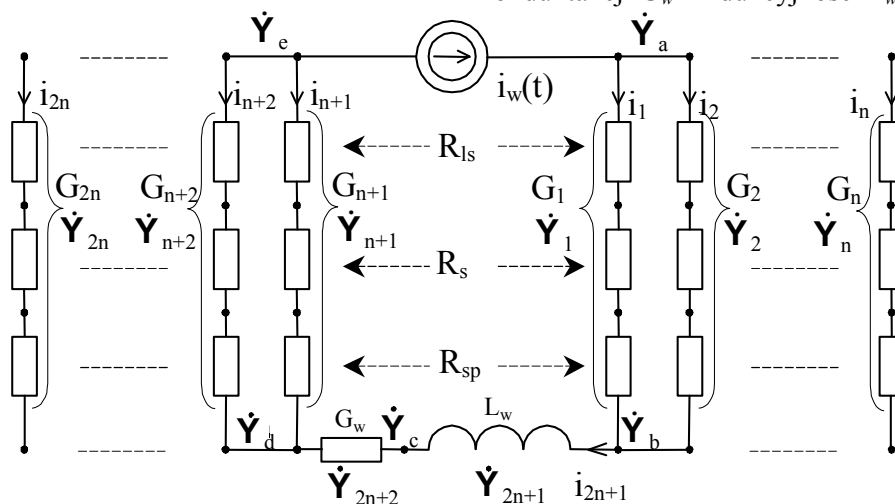
Przykładowe charakterystyki $i_{sp}=f(u_{sp})$ przy trzech różnych siłach w przestrzeni międzyszykowej pokazano na rys.10.



Rys.10. Zależność spadku napięcia od prądu płynącego przez szczotkę przy różnych siłach docisku

4.2 Model elektryczny zestyku ślizgowego

W celu wyznaczenia rozplywu prądu w szczotkach należy wyznaczyć potencjały w poszczególnych węzłach obwodu. Zaproponowany przez autorów schemat (rys.11) zawiera źródło prądowe $I_w(t)$, które zasila obwód wzbudzenia o konduktancji G_w i indukcyjności L_w .



Rys.11. Schemat ideowy układu elektrycznego zestyku ślizgowego

Energia dostarczana jest do magnesnicy przez równoległy układ konduktancji G_1, \dots, G_n na pierwszym pierścieniu i G_{n+1}, \dots, G_{2n} na drugim pierścieniu. Każda szczotka jest zamodelowana przez jedną wypadkową konduktancję. Potencjały elektryczne w poszczególnych węzłach układu oznaczono jako

$$\dot{\Psi}_a, \dot{\Psi}_b, \dot{\Psi}_c, \dot{\Psi}_d \text{ i } \dot{\Psi}_e$$

Do utworzenia modelu matematycznego zastosowano metodę energetyczną Lagrange'a. Przyjęto podejście węzłowe, które wymagało wyznaczenia energii magnetycznej zawartej w indukcyjności L_w i wyznaczenia kofunkcji dysypacji Rayleigha poszczególnych rezystorów.

Uzyskano w ten sposób układ równań różniczkowych (4) w postaci.

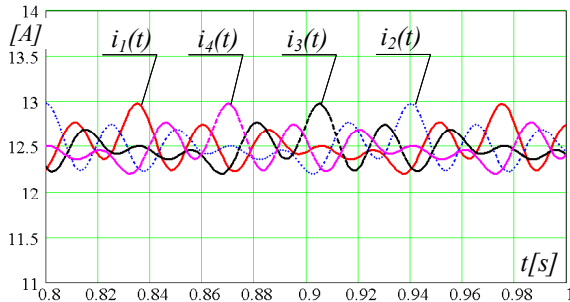
$$\begin{aligned} & \sum_{k=1}^n b_k(P) \cdot (\dot{\Psi}_a)^3 + \sum_{k=1}^n a_k(P) \cdot \dot{\Psi}_a - 3 \cdot \sum_{k=1}^n b_k(P) \cdot (\dot{\Psi}_a)^2 \cdot \dot{\Psi}_b + \\ & + 3 \cdot \sum_{k=1}^n b_k(P) \cdot \dot{\Psi}_a \cdot (\dot{\Psi}_b)^2 - 3 \cdot \sum_{k=1}^n b_k(P) \cdot (\dot{\Psi}_b)^3 - \sum_{k=1}^n a_k(P) \cdot \dot{\Psi}_b = I_w(t) \\ & \frac{(\Psi_b - \Psi_c)}{L_w} - \sum_{k=1}^n b_k(P) \cdot (\dot{\Psi}_a)^3 - \sum_{k=1}^n a_k(P) \cdot \dot{\Psi}_a + 3 \cdot \sum_{k=1}^n b_k(P) \cdot (\dot{\Psi}_a)^2 \cdot \dot{\Psi}_b + \\ & - 3 \cdot \sum_{k=1}^n b_k(P) \cdot \dot{\Psi}_a \cdot (\dot{\Psi}_b)^2 + 3 \cdot \sum_{k=1}^n b_k(P) \cdot (\dot{\Psi}_b)^3 + \sum_{k=1}^n a_k(P) \cdot \dot{\Psi}_b = 0 \\ & -\frac{1}{L_w} (\Psi_b - \Psi_c) + G_w \cdot \dot{\Psi}_c - G_w \cdot \dot{\Psi}_d = 0 \\ & -G_w \cdot \dot{\Psi}_c + \sum_{k=n+1}^{2n} b_k(P) \cdot (\dot{\Psi}_d)^3 - G_w \cdot \dot{\Psi}_d + \sum_{k=n+1}^{2n} a_k(P) \cdot (\dot{\Psi}_d)^3 = 0 \end{aligned} \quad (4)$$

gdzie: a_k - są współczynnikami określającymi liniowe konduktancje k -tej szczotki, $b_k(P_k)$ są funkcjami określającymi wpływ siły na kon-

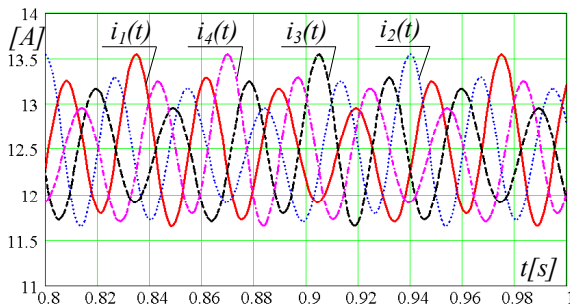
duktancję przestrzeni międzyszykowej k -tej szczotki.

4.3 Wyniki symulacji rozplywu prądu

Po wyznaczeniu poszczególnych potencjałów obliczono rozplyw prądu w poszczególnych szczotkach na obu pierścieniach. Wyniki symulacji przy widmie amplitudowym falistości z rys.3 przedstawiono na rys.12. Na rys.13 pokazano rozplyw prądu przy 5-krotnie powiększonej 5 harmoniczej falistości.



Rys.12. Rozplyw prądu w 4 szczotkach pracujących równolegle na pierścieniu, którego widmo falistości przedstawia rys.3



Rys.13. Rozplyw prądu w 4 szczotkach pracujących równolegle przy 5-krotnie powiększonej 5 harmoniczej falistości

Zmienność prądu z rys.11 w pojedynczej szczotce w stosunku do wartości średniej wynosi około 6%. W przypadku wzrostu amplitudy 5 harmoniczej falistości zmienność ta rośnie do 16%.

5. Wnioski

Chwilowy rozplyw prądu w szczotkach pracujących równolegle jest niesymetryczny. Badania wykazują, że przez szczotkę płyną składowe przemienne zależne od widma amplitudowego i fazowego falistości pierścienia. Wzrost amplitud wyższych harmoniczych falistości powo-

duje wzrost składowych zmiennych prądu, ale nie zmienia jego wartości średniej.

6. Literatura

- [1]. Bar G., Hilpert G.: *Brush wear and contact resistance in electrical slip ring contacts*. Zeitschrift für Elektrische Informations – und Energietechnik, vol.4, no.2, 1974, pp.86-96. Germany.
- [2]. Chow T.W.S., Bishop H.W.: *The effect of high current density and uneven current distribution on a current collection system*. IEEE Transactions on Components Hybrids & Manufacturing Technology, vol.14, no.3, Sept. 1991, pp.650-6. USA.
- [3]. Dąbrowski M., Idziak P.: *An impact of some parameters of sliding contact on tangential vibrations of a brush*. Przegląd Elektrotechniczny, vol.63, no.10, Oct. (1987) 269-71, Poland.
- [4]. Dridzo M.L., Glebova Iyu.: *Radial mechanical vibrations of electrical-machine brushes*. Elektrotechnika, vol.55, no.8, (1984) 11-13, USSR.
- [5]. Gabrielli G., Schweitzer G.: *Thermoelastic effects on slipping surface leading to brush vibrations*. IEEE Transactions on Energy Conversion, vol.6, no.3, Sept. (1991) 522-8, USA.
- [6]. Holm R.: *Electric Contacts*. Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, New York, 1979.
- [7]. Idziak P.: *Wpływ wybranych czynników mechanicznych na spadek napięcia w zestyku ślizgowym maszyny elektrycznej*. XXVII Sympozjum Maszyn Elektrycznych, Sopot, 19-21 września 1991, s.106-114.
- [8]. Muszalski Z.: *Teoria i fizyka komutacji maszyn elektrycznych*. PWN Warszawa 1997.
- [9]. Плохов И. В.: *Исследования механических свойств щеточного контакта электрических машин*. XXVII Sympozjum Maszyn Elektrycznych, Sopot, 19-21 września 1991, s.97-105.
- [10]. Wilk A., Mosoń I.: *The wave character of commutator wear in electrical machines*. Wear 253 (2002) 935-945.
- [11]. Wilk A., Mosoń I., Kostro G., Dobrowolski P., Ronkowski.: *Influence of the wave character of commutator wear on the vibration dynamics of the sliding contact in AC commutator motors*. XVI International Conference on Electrical Machines – ICEM'2004, Sept. 5-8, 2004, Cracow, Poland, CD-ROM.

Autorzy

Andrzej Wilk, E-mail: awilk@ely.pg.gda.pl

Piotr Dobrowolski, E-mail:

pdobrow@ely.pg.gda.pl

Grzegorz Kostro, E-mail:

gkostro@ely.pg.gda.pl