

Bronisław DRAK¹⁾, Ryszard RUT²⁾

NAPRĘŻENIA W LUŻNYCH GŁĘBOKOŻŁOBKOWYCH PRĘTACH KLATEK SILNIKÓW INDUKCYJNYCH W CZASIE DŁUGOTRWAŁEGO ROZRUCHU

Streszczenie. W artykule przedstawiono algorytmy obliczeń sił elektrodynamicznych działających na pręt w żłobku oraz rozkładu temperatury w pręcie i pierścieniu zwierającym w czasie rozruchu silnika. Zaprezentowano wyniki obliczeń tych wielkości w różnych stanach rozruchu silnika. Przyjęto, że pręty w żłobkach rdzenia wirnika mają określony luz obwodowy i promieniowy. Przeprowadzono obliczenia naprężeń mechanicznych występujących w prętach klatki wirnika oraz przedstawiono analizę wyników obliczeń.

STRESSES IN LOOSE DEEP-GROOVING SQUIRREL-CAGE WINDING OF INDUCTION MOTORS DURING THE LONG TIME STARTING

Summary. Calculation algorithms of electrodynamic forces acting on a bar in a groove and temperature distribution in a bar and ring during the motor starting are presented. Results in different states of the motor starting are shown. Centrifugal and radial clearances in grooves of rotor core bars are assumed. Calculations of mechanical stresses acting in squirrel-cage winding bars and analysis of the results are made.

Key words: silnik indukcyjny, uzwojenie klatkowe, pręt głębokożłobkowy, naprężenia mechaniczne

1. WSTĘP

Przyjmując kołowo-symetryczny układ uzwojenia klatkowego i liniowo-sprężyste właściwości miedzi w całym obszarze nieustalonego pola temperatury, jaki w głębokożłobkowych prostokątnych prętach i pierścieniach zwierających wywołują działania cieplne składowej ustalonej prądu rozruchu, obliczono stan naprężeń w pręcie klatki oraz jego deformacje uwzględniając działanie na pręt siły elektrodynamicznej i odśrodkowej. Do obliczeń przyjęto określoną wartość luzu żłobkowego oraz uwzględniono wpływ stanu nagrzania na własności mechaniczne miedzi.

2. SIŁY ELEKTRODYNAMICZNE DZIAŁAJĄCE NA PRĘT W ŻŁOBKU WIRNIKA

Siła elektrodynamiczna F działająca na pręt klatki (rys. 1) powstaje jako efekt oddziaływania prądu pręta i strumienia rozproszenia żłobkowego wywołanego tym prądem i generowana jest tylko w żłobkowej części pręta [1]:

$$F = l_z \int_0^{h_{\text{m}}} B_y j(y, \tau) b_z dy, \quad (1)$$

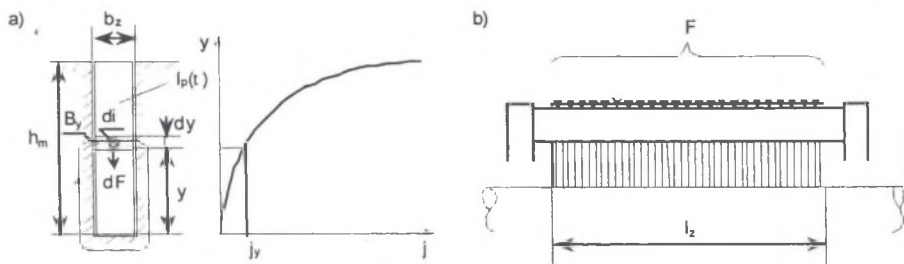
gdzie:

$$B_y = \mu_0 \int_0^y j(y, \tau) dy, \quad (2)$$

natomiast pozostałe oznaczenia podano na rys. 1.

¹⁾ Dr hab. inż., Politechnika Śląska, Katedra Maszyn i Urządzeń Elektrycznych, 44-100 Gliwice, ul. Akademicka 10a, tel./fax (+48)(+32) 2371447, e-mail: brdrak@zeus.polsl.gliwice.pl

²⁾ Dr inż., Politechnika Rzeszowska, Wydział Elektrotechniki i Informatyki, 35-959 Rzeszów, ul. W. Pola 2, tel./fax (+48)(+17) 8651360, e-mail: rrut@prz.rzeszow.pl



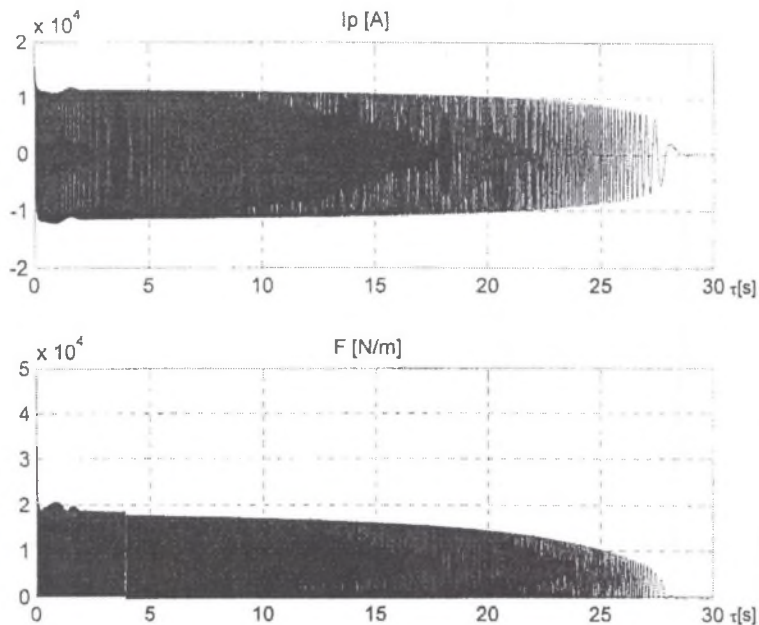
Rys. 1. Siła elektrodynamiczna wzbudzana w żłobkowej części głębokożłobkowego prostokątnego pręta uzwojenia klatkowego wirnika silnika indukcyjnego

Fig. 1. Electrodynamic force excited from slot part of deepbar rectangular bar of cage winding

Siła F jest zatem proporcjonalna do kwadratu prądu pręta $I_p^2(\tau)$, który wynosi

$$I_p(\tau) = b_z \int_0^{h_m} j(y, \tau) dy \quad (3)$$

i jest skierowana do dna żłobka. Siła ta zawiera składową stałą i składową zmienną o podwójnej częstotliwości prądu $I_p(\tau)$. Jej przebieg dla stanu rozruchu obliczono dla silnika modelowego typu SZJc 196T Ex, 320 kW, 6000 V i przedstawiono na rys. 2.

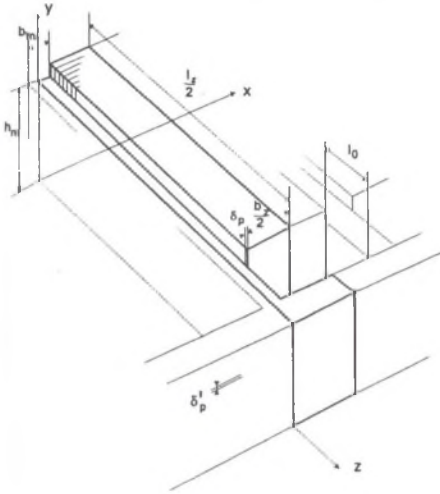


Rys. 2. Obliczony przebieg nieustalony prądu I_p w pręcie i siły elektrodynamicznej F działającej na pręt w czasie rozruchu silnika

Fig. 2. The transient run of current in the I_p bar and electrodynamic force F operating on the bar calculated during longtime start-up

3. MODEL WYMIANY CIEPŁA I OPIS ZAGADNIENIA BRZEGOWEGO

Model wymiany ciepła między prętem i pakietem zębów przedstawiono na rys. 3 w przestrzennym układzie współrzędnych prostokątnych.



Rys. 3. Model pręta i pakietu zęba przyjęty do analizy wymiany ciepła

Fig. 3. The model of bar and tooth packet taken to the heat conversion analysis

W modelu przyjęto założenia:

- równomierna szczelina powietrzna (luz) między prętem a rdzeniem jest szczeliną zastępczą,
- rdzeń nagrzewany jest stratami magnetycznymi o stałej wartości objętościowej,
- odpływ ciepła w górze pręta określa zastępczy współczynnik przejmowania ciepła,
- w analizie uwzględniono wpływ narastającej temperatury na rozkład źródeł ciepła w obszarze pręta i pierścienia.

W analizie oznaczono przez:

$\theta_m(y, \tau)$ – pole temperatury w przecię,

$\theta_z(y, \tau)$ – pole temperatury w pakiecie zęba,

a_m – współczynnik przewodzenia temperatury dla miedzi:

$$a_m = \frac{\lambda_m}{c_m \rho_m} \quad (4)$$

a_z – współczynnik przewodzenia temperatury dla pakietu blach:

$$a_z = \frac{\lambda_z}{c_z \rho_z} \quad (5)$$

λ_m, λ_z - przewodność cieplną właściwą miedzi oraz pakietu blach,

λ_{ap} – efektywną przewodność cieplną szczeliny powietrznej,

c_m, c_z – ciepło właściwe miedzi i pakietu blach,

α_m, α_z – współczynnik przejmowania ciepła dla miedzi oraz pakietu blach,

b_m, b_z – szerokość pręta oraz zęba,

δ_p – grubość szczeliny powietrznej między prętem a pakietem,

ρ_m, ρ_z – gęstość miedzi oraz pakietu blach,

$q_m(\theta_m)$ – straty mocy w jednostce objętości głębokożłobkowego prostokątnego pręta,

q_z – objętościowe straty mocy w zębie.

Przy powyższych założeniach i oznaczeniach wymianę ciepła z pręta do otoczenia w części żłobkowej i pozażłobkowej opisują równania przewodnictwa (6) i (7) z warunkami brzegowymi i warunkiem początkowym [2, 3]. Równania te przyjmują postać:

- dla obszaru pręta

$$\frac{\partial \theta_m}{\partial \tau} = a_m \left(\frac{\partial^2 \theta_m}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta_m}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta_m}{\partial z^2} \right) + \frac{q_m(\theta_m)}{c_m \rho_m}, \quad (6)$$

- dla obszaru zęba

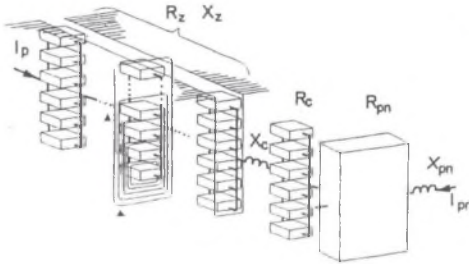
$$\frac{\partial \theta_z}{\partial \tau} = a_z \left(\frac{\partial^2 \theta_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta_z}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta_z}{\partial z^2} \right) + \frac{q_z}{c_z \rho_z}. \quad (7)$$

Uwzględniając jednowymiarowe wypieranie prądu oraz rzeczywiste wymiary pręta i zęba, można uśrednić temperaturę na szerokości pręta i zęba, co nie wprowadzi uszczerbku w prowadzonej analizie. W rezultacie otrzymuje się układ dwóch równań (8) i (9) opisujący uśrednione pole temperatury wzdłuż wysokości i długości dla pręta i pakietu zęba [2, 3]:

$$\frac{\partial \theta_m}{\partial \tau} = a_m \left(\frac{\partial^2 \theta_m}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta_m}{\partial z^2} \right) - \frac{2\lambda_{ep}}{c_m \rho_m \delta_p b_m} + \frac{q_m(\theta_m)}{c_m \rho_m}, \quad (8)$$

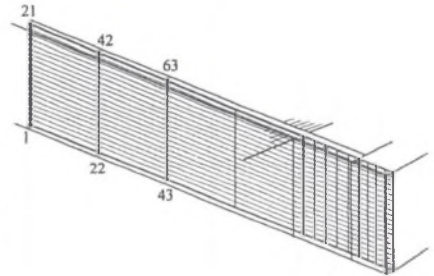
$$\frac{\partial \theta_z}{\partial \tau} = a_z \left(\frac{\partial^2 \theta_z}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \theta_z}{\partial z^2} \right) - \frac{2\lambda_{ep}}{c_z \rho_z \delta_p b_z} + \frac{q_z}{c_z \rho_z}. \quad (9)$$

W rozwiązaniu równań (8) i (9) posłużono się numeryczną metodą różnic skończonych, wykorzystując do obliczania modelu cieplnego metodę przewodów elementarnych. Rzeczywisty pręt (rys. 3) został zastąpiony przez konfigurację skończonej liczby przewodów elementarnych o jednakowym kształcie przekroju, odpowiednio sprzężonych z polem rozproszenia w części żłobkowej i pozażłobkowej (rys. 4) [4] i związanej z siatką temperatury (rys. 5).



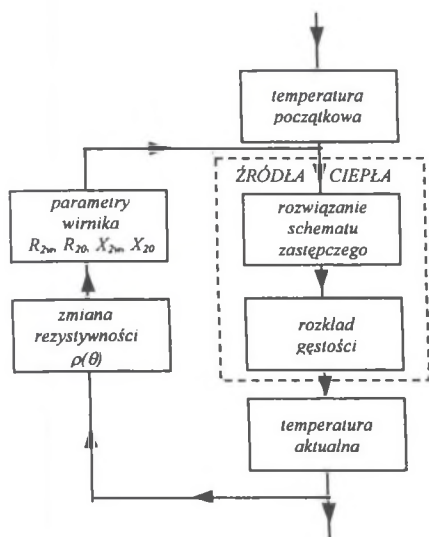
Rys. 4. Prostokątny pręt głębokożłobkowy uzwojenia klatkowego przedstawiony w postaci konfiguracji przewodów elementarnych

Fig. 4. Rectangular deepbar of cage winding shown in the form of elementary wiring configuration



Rys. 5. Siatka punktów węzłowych
Fig. 5. Nodal points grid

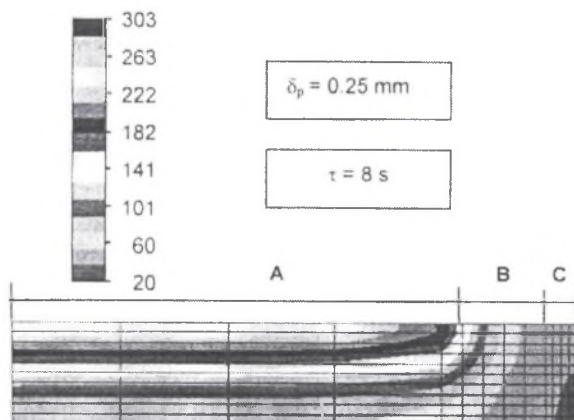
Położenie węzłów wynika z wymiarów podziałowych przewodów elementarnych i dyskretyzacji zmiennej liniowej metody różnic skończonych. Do obliczeń parametrów poszczególnych elementów, wprowadzono ich temperaturę średnią. Uzyskano w ten sposób równoległo-szeregowy model pręta, w którym każdy element posiada temperaturę średnią, wyliczoną z pola temperatury poprzedniego kroku czasowego zgodnie z algorytmem, którego uproszczony schemat przedstawia rys. 6.



Rys. 6. Uproszczony algorytm obliczeń rozkładu temperatury w prętach wirnika w określonym kroku czasowym obliczeń

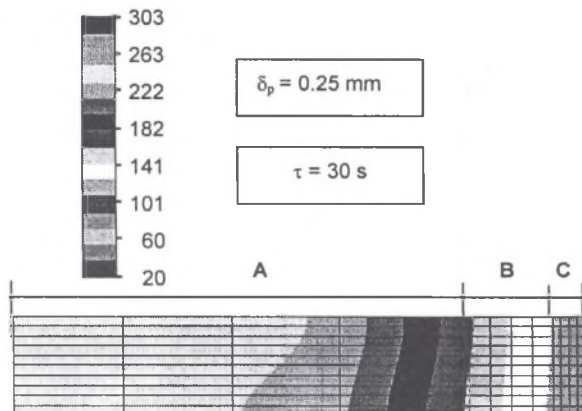
Fig. 6. Reduced algorithm of temperature distribution calculations in rotor bars in determinate time step

Zgodnie z przedstawionym sposobem wykonano obliczenia pola temperatury zarówno w żłobkowej, jak i pozażłobkowej części głębokożłobkowego pręta klatki silnika typu SZJc 196T Ex w czasie długotrwałego rozruchu. Wyniki obliczeń przedstawiono graficznie w postaci mapy izoterm po czasie $\tau = 8$ s trwania rozruchu, gdy różnica temperatury górnej i dolnej warstwy pręta jest największa oraz po zakończeniu rozruchu ($\tau = 30$ s) (rys. 7 i 8). Na tych rysunkach zaznaczono przez: A - część żłobkową pręta, B - wysięg prętów, C - pierścień zwierający.



Rys. 7. Pole temperatury klatki wirnika w chwili, gdy występuje największa różnica temperatury pomiędzy górną a dolną warstwą pręta w żłobkowej jego części

Fig. 7. Temperature area of rotor cage in the time of the highest difference of temperature between upper and lower layers of bar



Rys. 8. Pole temperatury klatki wirnika po zakończeniu rozruchu
 Fig. 8. Temperature area of rotor's cage after the start-up

4. OBLICZENIA WYTRZYMAŁOŚCIOWE ORAZ WNIOSKI

Obliczenia naprężeń mechanicznych w pręcie klatki wirnika przeprowadzono w programie PRO-MES-4 dla trzech przypadków:

1. Przy działaniu maksymalnej siły elektrodynamicznej, która występuje w połowie pierwszego półokresu nieustalonego prądu rozruchu. Obliczona amplituda tej siły wynosi $3,2 \times 10^4$ N/m. Dla tego przypadku pominięto naprężenia termiczne ze względu na pomijalną skuteczność cieplną prądu w całym obszarze pręta. Wyniki obliczeń podano na rys. 9a.
2. Przy działaniu na pręt siły elektrodynamicznej wywołanej składową ustaloną prądu rozruchu (obliczona amplituda siły wynosi $1,8 \times 10^4$ N/m) wraz z naprężeniami termicznymi w obszarze żłobkowej i pozażłobkowej części pręta, wywołanymi chwilowym rozkładem temperatury od strat mocy składowej ustalonej prądu rozruchu po czasie $\tau = 8$ s trwania rozruchu. Wpływ temperatury na naprężenia podano na rys. 9b, a wpływ temperatury i siły elektrodynamicznej zaprezentowano na rys. 9c.
3. Dla przypadku wymienionego w pkt.2 po zakończeniu rozruchu ($\tau = 30$ s) z uwzględnieniem sił odśrodkowych działających na masy własne klatki wirnika. Wpływ temperatury na naprężenia podano na rys. 9d, a wpływ temperatury, siły elektrodynamicznej i sił odśrodkowych zaprezentowano na rys. 9e.

Na rys. 9a do 9e został również uwidoczniony kształt deformacji pręta i pierścienia zwierającego przy wymienionych obciążeniach.

Analiza wyników obliczeń naprężeń i odkształceń, w tym wyników zaprezentowanych na rys. 9, prowadzi do następujących wniosków:

1. Decydujący wpływ na stan naprężeń mechanicznych w uzwojeniu klatkowym wirnika w czasie rozruchu silnika mają naprężenia wywołane rozkładem temperatury w prętach i pierścieniach zwierających.
2. Naprężenia wywołane maksymalną siłą elektrodynamiczną, występującą w pierwszym okresie prądu rozruchowego, wynoszą około 33 MPa (rys. 9a), a naprężenia pochodzenia termicznego po 8 s trwania rozruchu silnika wynoszą 191 MPa (rys. 9b).
3. Udział sił elektrodynamicznych w naprężeniach wypadkowych po 8 s trwania rozruchu silnika wynosi około 10%.
4. Pod koniec rozruchu (po 30 s) zmniejszają się naprężenia termiczne (rys. 9d) oraz wyraźnie zmniejsza się udział sił elektrodynamicznych w naprężeniach w klatce wirnika. Zwiększa się udział sił odśrodkowych działających na masy własne klatki wirnika (rys. 9e).

Mapy naprężeń zastępczych

Przedziały maksymalnych naprężeń zastępczych

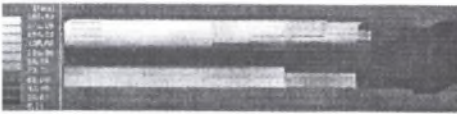
a) Naprężenia wywołane maksymalną siłą elektrodynamyczną

Przedział 32,88 do 29,82 MPa



b) Naprężenia termiczne po 8 s czasie trwania rozruchu silnika

Przedział 191,48 do 172,85 MPa



c) Naprężenia wywołane rozkładem temperatury i siłą elektrodynamyczną po 8 s rozruchu silnika

Przedział 211,5 do 191,3 MPa



d) Naprężenia termiczne w chwili zakończenia rozruchu silnika

Przedział 87,77 do 79,31 MPa



e) Wypadkowe naprężenia w chwili zakończenia rozruchu

Przedział 146,38 do 131,82 MPa



Rys. 9. Mapy naprężeń zastępczych i strefy o największych wartościach naprężeń zastępczych

Fig. 9. Maps of tensions supplementary and zones about greatest values of supplementary tensions

5. Siły elektrodynamiczne powodują drgania tętniące pręta klatki wirnika. W pierwszym okresie prądu rozruchu pręt w środkowej strefie długości jest dogniatany do dna żłobka (rys. 9a).
6. Przy znacznym wzroście temperatury w górnej warstwie części żłobkowej (po 8 s) pręt jest dociskany do górnej powierzchni żłobka (rys. 9b). Docisk ten nie jest duży i pod działaniem maksymalnej amplitudy siły elektrodynamicznej jest dociskany do dna żłobka w środkowej strefie jego długości (rys. 9c).
7. Wzrost temperatury pierścienia zwierającego pod koniec rozruchu silnika powoduje takie deformacje termiczne pręta i pierścienia zwierającego, przy wyjściu ze żłobka pręt dociska do powierzchni żłobka, a w strefie środkowej dociska do dna żłobka (rys. 9d). Działanie sił odśrodkowych w tym etapie rozruchu silnika powoduje docisk pręta do górnej powierzchni żłobka (rys. 9e).
8. Docisk pręta do dolnej i górnej powierzchni żłobka, wywołany naprężeniami termicznymi i tętniącą siłą elektrodynamiczną, wywołuje duże naprężenia stykowe między prętem i blachami rdzenia wirnika. Przy zmniejszonej wytrzymałości miedzi w temperaturach występujących w pręcie następują wgniecenia blach rdzenia wirnika w pręt klatki wirnika. Wgniecenia takie są widoczne w czasie remontów klatek wirników silników wysokonapięciowych.

LITERATURA

1. Paszek W.: Dynamika maszyn elektrycznych prądu przemiennego. Wyd. HELION, Gliwice 1998.
2. Rut R.: Wpływ przejmowania ciepła przez rdzeń wirnika na szybkość narastania temperatury w głębokożłobkowych prętach uzwojenia. Rozprawy Elektrotechniczne t.33, z.3-4, 1987, ss.787-797.
3. Rut R., Płoszyńska J.: Analiza stromości narastania temperatury w uzwojeniach klatkowych wysokonapięciowych silników indukcyjnych dużej mocy. XXXVI Międzynarodowe Sympozjum Maszyn Elektrycznych, Prace Naukowe Instytutu Maszyn, Napędów i Pomiarów Elektrycznych Politechniki Wrocławskiej Nr 48, Seria: Studia i Materiały Nr 20, Wrocław – Szklarska Poręba 2000, ss.77-85.
4. Śliwiński T., Głowacki A.: Parametry rozruchowe silników indukcyjnych. PWN, Warszawa 1982.

Recenzent: Dr hab. inż. Jerzy Hickiewicz
Prof. Politechniki Opolskiej

Wpłynęło do Redakcji dnia 12 kwietnia 2001 r.

Abstract

Electrodynamic, thermal and mechanical problems occurring in deep-grooving squirrel-cage winding of rotor in high power motors with rectangular bars are presented. Centrifugal and radial clearances in grooves of squirrel-cage winding bars are assumed.

Electrodynamic forces acting on a bar in a groove are calculated using equation (1). Forces acting during the motor starting versus time are shown in Fig. 2. The thermal model of a bar and a ring (Fig. 4) and equations (6) - (9) for temperature distribution calculations in a bar and a ring are presented. The numerical methods of finite differences are used. For the chosen motor of 320 kW power, temperature distribution in a bar and a ring after 8 s since the motor starting (Fig. 7) and at the end of full starting are presented, respectively.

The result of stresses and deformations of a bar and a ring calculated by the numerical method of finite element program are presented. These result are shown for:

- the acting of the maximum electrodynamic forces, occurring in the first half of half-period unsteady-state current of the motor starting (Fig. 9a),
- influence of the temperature distribution (Fig. 9b); distribution of the temperature and electrodynamic forces after 8 s since the motor starting (Fig. 9c), respectively,
- influence of the temperature distribution (Fig. 9d) and total reaction: temperature distribution, electrodynamic forces, centrifugal forces (Fig. 9e) at the end of the motor full starting, respectively.

Analysis of stresses and deformations of a bar and a ring in different states of the motor starting is made.