

Bronisław DRAK
Władysław PASZEK
Zbigniew RYCZKO

Zakład Maszyn Elektrycznych
Politechniki Śląskiej

WPŁYW SIŁ ELEKTRODYNAMICZNYCH NA NAPRĘŻENIA I DRGANIA POŁĄCZEŃ
CZOŁOWYCH UZWOJEŃ STOJANÓW SILNIKÓW INDUKCYJNYCH DUŻEJ MOCY

Streszczenie. Przedyskutowano badania sił elektrodynamicznych i wywołanych przez nie naprężeń i drgań połączeń czołowych uzwojeń stojanów w silnikach indukcyjnych dużej mocy. Wykorzystano maszyny analogowe i cyfrowe do wyznaczenia najbardziej korzystalnych punktów umocowań uzwojeń. Przedstawiono wyniki pomiarów odkształceń i drgań przeprowadzonych na silnikach indukcyjnych dużej mocy w warunkach eksploatacyjnych.

1. Analiza sił elektrodynamicznych działających na połączenia czołowe uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy

Połączenia czołowe stożkowych uzwojeń stojanów silników indukcyjnych rozpatruje się jako przestrzenny układ przewodów z prądem, przy następujących założeniach upraszczających przestrzeń połączeń czołowych silnika:

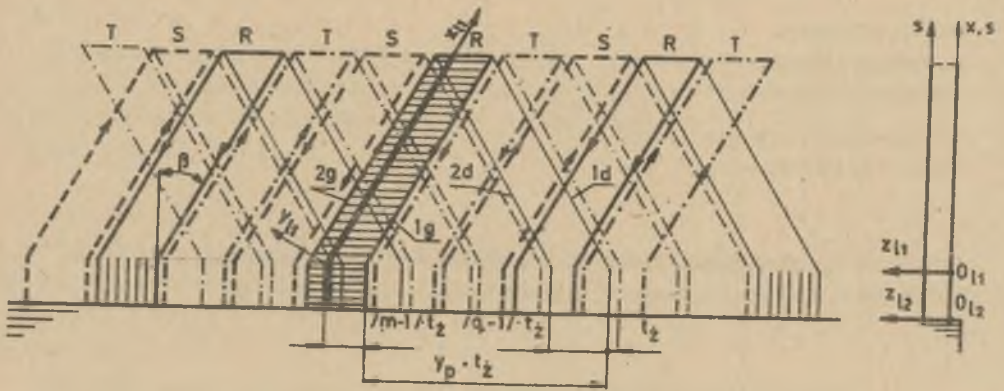
1. Zamiast stożkowego kształtu połączeń czołowych, przyjmuje się ułożenie cewek na powierzchniach walcowych. W obliczeniach połączenia czołowe rozpatruje się jako układ odcinków przewodów (rys. 1) ułożonych na dwóch płaszczyznach stanowiących rozwinięcia powierzchni walcowych.

2. Zamiast rzeczywistego przekroju poprzecznego cewek, przyjmuje się jednowymiarowe przewody nitkowe usytuowane w osiach cewek.

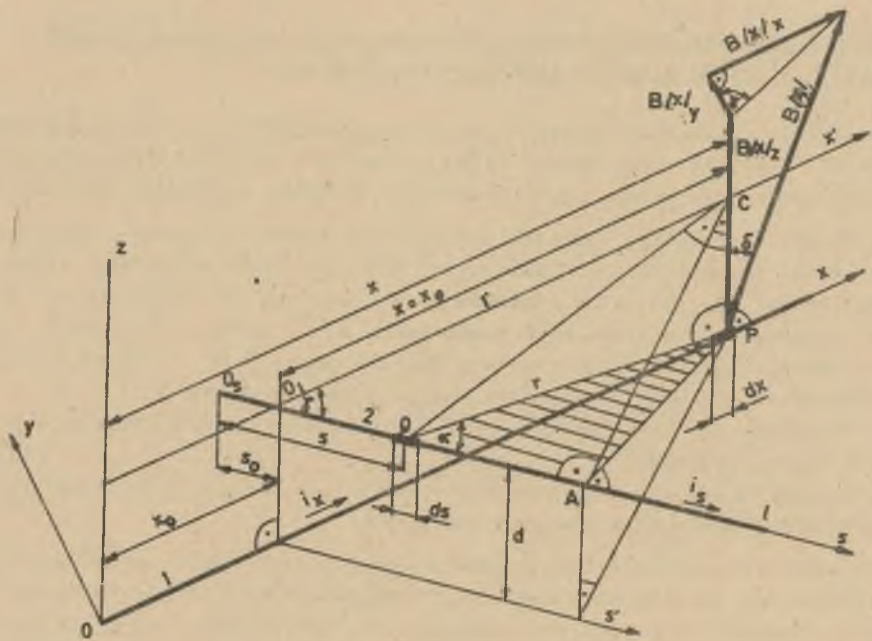
3. Przyjmuje się koncentrację prądu wirnika w nitkowym pierścieniu zwiernym klatkę wirnika.

4. Przyjmuje się, że przemieszczenia drganiowe cewek nie wpływają na pole magnetyczne w obszarze połączeń czołowych.

Siły elektrodynamiczne działające na połączenia czołowe uzwojeń stojana wyznacza się jako oddziaływanie elektrodynamiczne przewodów prostoliniowych. Przyjmuje się dowolnie usytuowane w układzie osi x - y - z dwa odcinki przewodów 1 i 2 (rys. 2), przez które płyną prądy i_x i i_s . Odległość między przewodami wynosi d .



Rys. 1. Wycinek rozwinięcia połączeń czołowych stojana



Rys. 2. Usytuowanie przewodów 1 i 2 w układzie osi x, y, z

Wyznaczenie jednostkowego obciążenia elektrodynamicznego w dowolnie obranym punkcie P przewodu 1, wywołanego oddziaływaniem prądu i_s płynącym w przewodzie 2, poprzedza się obliczeniem indukcji magnetycznej $B(x)$ w tym punkcie, wywołanej prądem i_s . Osie układu współrzędnych x-y-z obiera się tak, aby oś x pokrywała się z przewodem 1 oraz, aby początek układu O wypadł w punkcie początkowym tego przewodu. Przez x oznacza się odległość punktu P na przewodzie 1 od początku układu O. Przez oś s pokrywającą się z przewodem 2 poprowadzi się płaszczyznę równoległą do przewodu 1. Rzut prostokątny 1' przewodu 1 na tę płaszczyznę przecina się z osią s w punkcie O_1 i tworzy z nią kąt γ mierzony od rzutu 1' w kierunku zgodnym z ruchem wskazówek zegara. Odległość rzutu prostokątnego punktu O_1 na oś x od początku przewodu 1 oznacza się przez x_0 , a odległość punktu O_1 od początku przewodu 2 przez s_0 . Odległość dowolnego punktu Q na przewodzie 2 od rozpatrywanego punktu P na przewodzie 1 oznacza się przez r.

Wektor indukcji magnetycznej $\vec{B}(x)$ w punkcie P, prostopadły do płaszczyzny utworzonej przez ten punkt oraz oś s, jest określony iloczynem wektorowym.

$$\vec{dB}(x) = \frac{\mu_0 i_s}{4\pi} \cdot \frac{[\vec{ds} \times \vec{r}]}{r^3} \quad (1)$$

a jego moduł może być obliczony za pomocą całki (przy $\mu = \mu_0$)

$$B(x) = \frac{\mu_0 i_s}{4\pi} \int_0^1 \frac{ds}{r^2} \sin\alpha, \quad (2)$$

gdzie:

μ_0 - przenikalność magnetyczna próżni,

ds - elementarna długość przewodu 2,

r - odległość punktu Q od P,

α - kąt między przewodem 2 i bieżącym promieniem r.

Wyzyskując zależności trygonometryczne na rys. 2

$$B(x) = \frac{\mu_0 i_s}{4\pi} \cdot \frac{1}{\sqrt{d^2 + (x-x_0)^2 \sin^2 \gamma}} \gamma \quad (3)$$

gdzie:

$$\gamma = \frac{s - s_0 - (x - x_0) \cos \gamma}{\sqrt{s^2 - 2s[(x-x_0)\cos\gamma + s_0] + (x-x_0)^2 + 2s_0(x-x_0)\cos\gamma + s_0^2 + d^2}} \quad \begin{matrix} s=1 \\ | \\ s=0 \end{matrix} \quad (4)$$

Jednostkowe obciążenie elektrodynamiczne przewodu 1 w punkcie P

$$\vec{p}(x) = \vec{i}_x \times \vec{B}(x) \quad (5)$$

Składowe jednostkowego obciążenia elektrodynamicznego

$$p_x = 0 \quad (6)$$

$$p_y = -10^{-7} i_x i_s \frac{(x-x_0) \sin \gamma}{K_2} \eta \quad [\text{Ncm}^{-1}] \quad (7)$$

$$p_z = 10^{-7} i_x i_s \frac{d \cos \gamma}{K_2} \eta \quad [\text{Ncm}^{-1}] \quad (8)$$

gdzie:

$$\eta = \frac{1 - K_1}{\sqrt{(1 - K_1)^2 + K_2}} + \frac{K_1}{\sqrt{K_1^2 + K_2}} \quad (9)$$

oraz

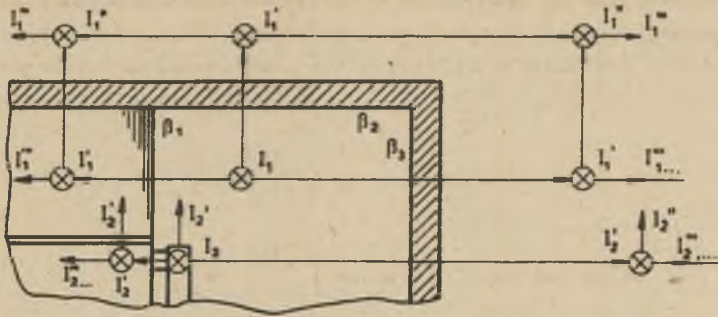
$$K_1 = s_0 + (x-x_0) \cos \gamma \quad K_2 = d^2 + (x-x_0)^2 \sin^2 \gamma \quad (10)$$

Dla kolejnych prętów przyjmuje się każdorazowo nowy układ współrzędnych prostokątnych x, y, z analogiczny jak dla pręta 1 na rys. 2.

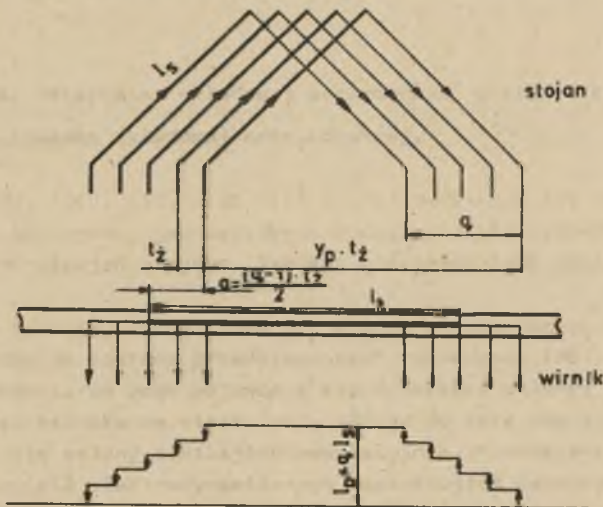
Oddziaływanie ferromagnetycznego pakietu stojana oraz obudowy silnika uwzględnia się w sposób przybliżony, przyjmując że ferromagnetyk wykazuje przenikalność magnetyczną $\mu = \infty$ i rezystywność $\rho = \infty$. Konsekwencją takiej idealizacji jest metoda zwierciadlanych odbić. Umiejscowienie odbić połączeń czołowych oraz pierścienia zwierającego klatkę wirnika podaje rysunek 3, na którym przewody z prądem są zaznaczone umownie jako I_1 i I_2 a odbicia jako I_1', I_1'' oraz I_2', I_2'' .

Oddziaływanie prądów klatki wirnika na siły elektrodynamiczne działające na połączenia czołowe uzwojeń stojana w czasie przebiegów niestacjonarnych można uwzględnić z wystarczającą dokładnością, przy założeniu pomijalnie małego prądu magnesującego w porównaniu z prądem stojana. Konsekwencją takiego założenia jest prąd w pierścieniu zwierającym, który jest odbiciem całkowitego prądu w strefach połączeń czołowych stojana (rys. 4).

Wypadkowe składowe p_y i p_z są sumą algebraiczną jednostkowych obciążeń elektrodynamicznych, będących wynikiem oddziaływania: prądów płynących w poszczególnych grupach cewek uzwojenia stojana, prądów wirnika, obudowy silnika oraz pakietu żelaza stojana.



Rys. 3. Zwierciadlane odbicia prądów stojane i wirniki



Rys. 4. Rozkład prądów w segmencie pierścienia zwierającego

Rozkład obciążeń elektrodynamicznych wzdłuż połączenia czołowego cewki uzwojenia stojana uzyskuje się z obliczeń ich składowych w kilku punktach na długości cewki.

Wartości składowych zależą od prądów płynących w poszczególnych grupach uzwojenia oraz współczynników syntetycznych zależnych od usytuowania rozpatrywanej cewki w przestrzeni połączeń czołowych. Metoda obliczeń jest przystosowana do obliczeń obciążeń elektrodynamicznych połączeń czołowych za pomocą maszyn cyfrowych.

Do wyznaczenia czasowych przebiegów obciążeń elektrodynamicznych oraz do wyznaczenia naprężeń i drgań połączeń czołowych uzwojeń stojana, można stosować technikę maszyn analogowych, wykorzystując maszyny cyfrowe do wyznaczania współczynników syntetycznych.

Równania (7) i (8) wyzyskuje się wówczas w postaci:

$$p_y = -k_y i_x i_s \quad [\text{Ncm}^{-1}], \quad (11)$$

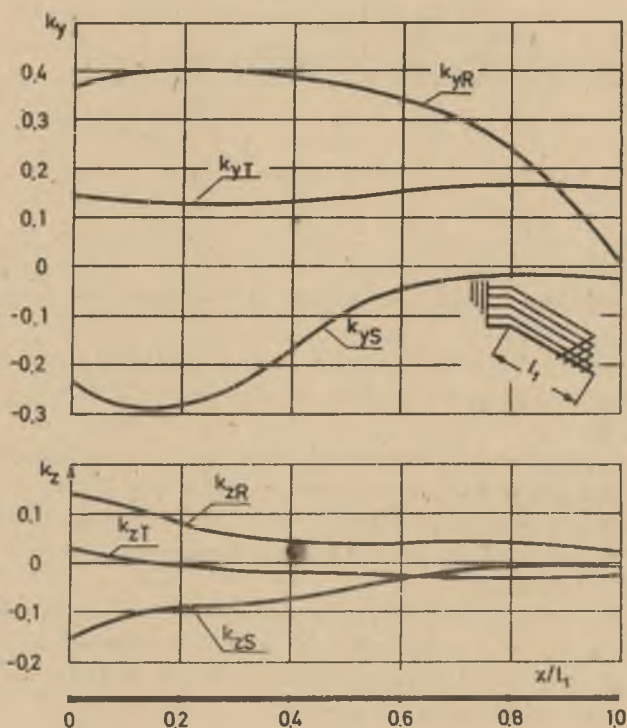
$$p_z = k_z i_x i_s \quad [\text{Ncm}^{-1}], \quad (12)$$

gdzie:

$$k_y = 10^{-1} \frac{(x-x_0) \sin \gamma}{K_2} \gamma \quad [\text{Ncm}^{-1} \text{KA}^{-2}] \quad (13)$$

$$k_z = 10^{-1} \frac{d \cos \gamma}{K_2} \gamma \quad [\text{Ncm}^{-1} \text{KA}^{-2}] \quad (14)$$

są współczynnikami syntetycznymi. Ich rozkłady wzdłuż długości linii czołowej skrajnej cewki 1g (rys. 1) silnika SCJem2 450 L-4 podano na rys. 5.



Rys. 5. Współczynniki syntetyczne dla skrajnej cewki 1g

Do analizy sił elektrodynamicznych działających na połączenia czołowe uzwojeń stojana silnika indukcyjnego w pierwszych okresach rozruchu, przy zerowych warunkach początkowych, można przyjąć przybliżone równania określające wartości prądów.

$$i_R = I_{rm} \left[e^{-t/T_A} \cdot \sin\alpha + \sin(\omega t - \alpha) \right] \quad (15)$$

$$i_S = I_{rm} \left[e^{-t/T_A} \cdot \sin(\alpha - 120^\circ) + \sin(\omega t - \alpha + 120^\circ) \right] \quad (16)$$

$$i_T = I_{rm} \left[e^{-t/T_A} \cdot \sin(\alpha + 120^\circ) + \sin(\omega t - \alpha - 120^\circ) \right] \quad (17)$$

gdzie:

I_{rm} - wartość maksymalna składowej periodycznej prądu rozruchowego,

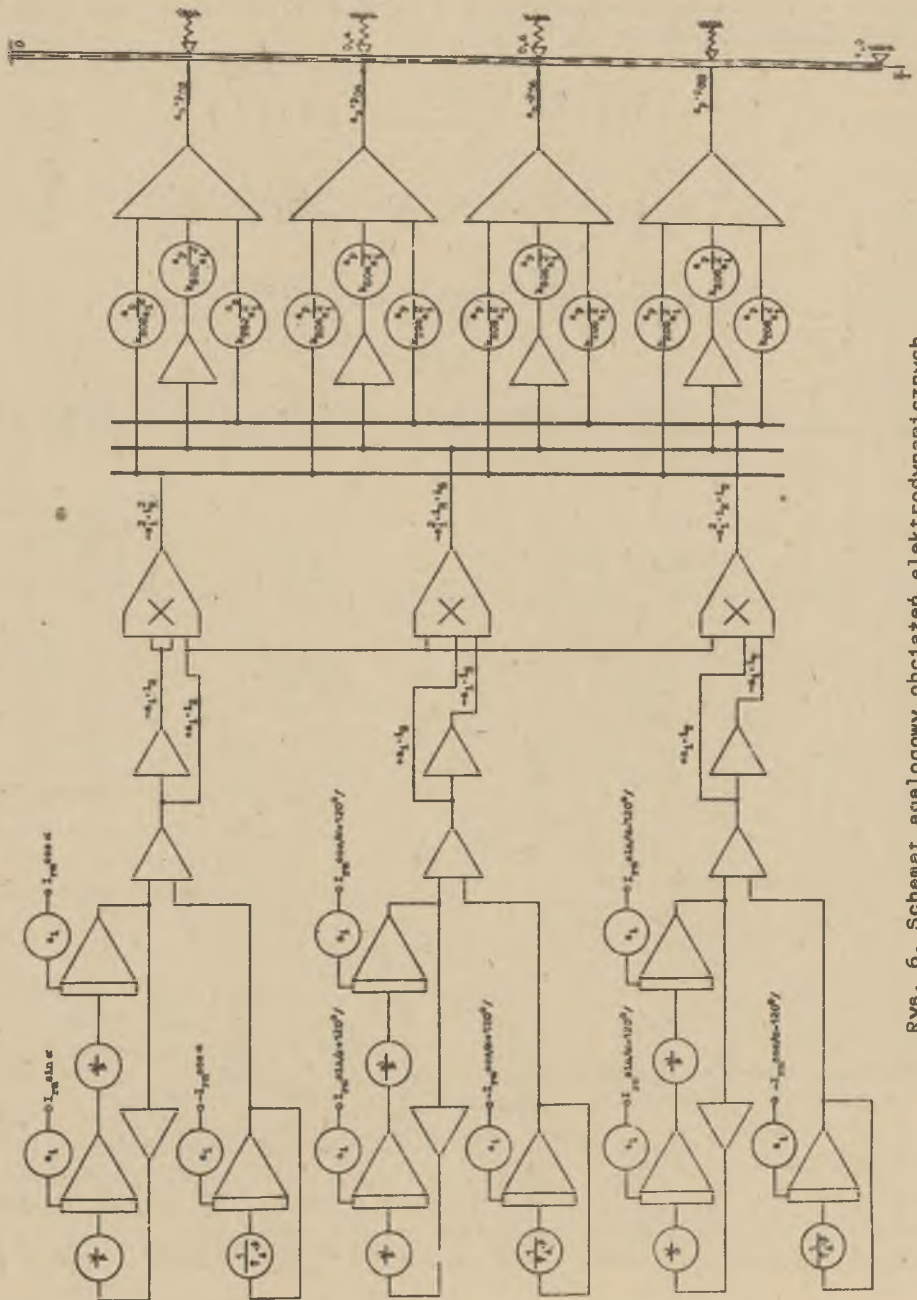
T_A - stała czasowa składowej aperiodycznej.

Równanie (15), (16), (17) oraz (11) i (12) wyzyskuje się przy modelowaniu w maszynie analogowej jednostkowych obciążeń elektrodynamicznych połączeń czołowych uzwojeń stojana. Schemat analogowy tych obciążeń podano na rys. 6.

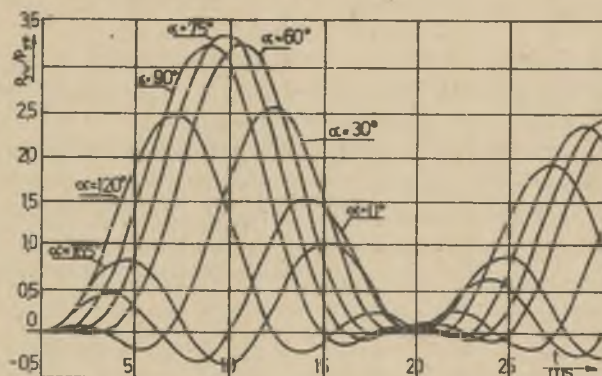
W przypadku bardziej skomplikowanych stanów nieustalonych, nie można sprowadzić prądów do postaci przedstawionych równaniami (15), (16), (17), ponieważ w wyrażeniu na prąd pojawiają się dodatkowe człony; np. przy ponownym włączeniu silnika do sieci, przy różnym od zera napięciu rezystywnym, pojawiają się człony zanikające oscylacyjnie. Przedstawiona metoda obliczeń i analizy sił elektrodynamicznych, wyzyskująca maszyny analogowe do określenia najbardziej niekorzystnej chwili włączenia w procesie nieustalonym, może być dostosowana do uwzględnienia tych warunków, jeśli tylko znany jest przebieg nieustalony prądu, wynikający z nieustalonego stanu elektromagnetycznego i elektrodynamicznego.

Jak wynika z badań analogowych, siły elektrodynamiczne działające na odcinek 1g (rys. 1) górnej cewki uzwojenia fazy R silnika typu SCJem2 450 L-4 o mocy 500 kW, są maksymalne przy kącie włączenia silnika do sieci $\alpha = 75^\circ$ (rys. 7). Przy kącie zbliżonym do $\alpha = 75^\circ$, również siły działające na odcinek 1d dolnej warstwy uzwojenia są największe.

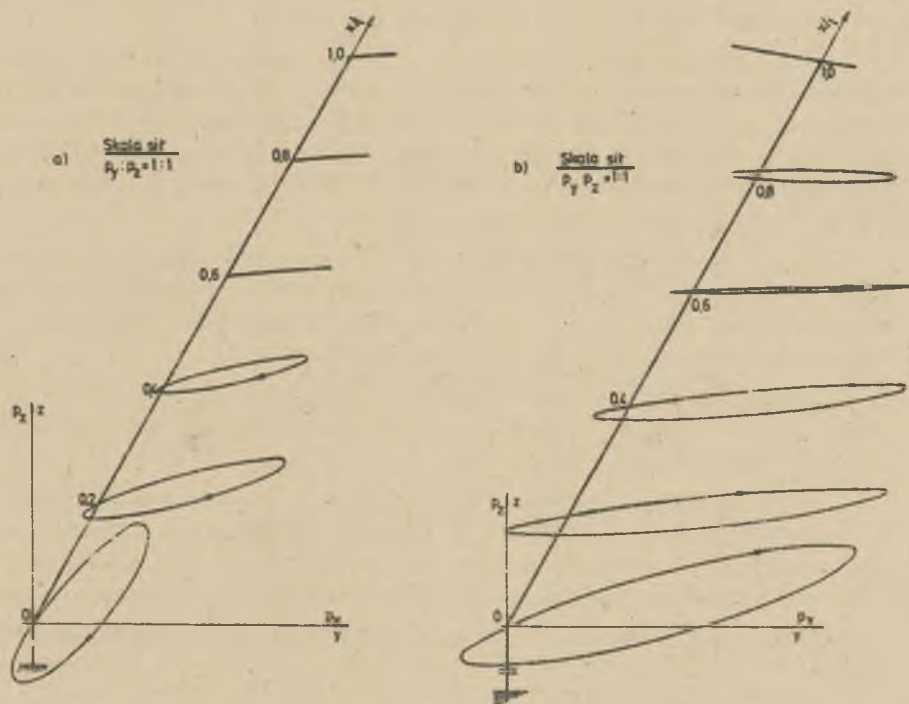
Z kolei, druga skrajna cewka 2 (rys.1) fazy R, będzie najbardziej obciążona przy kącie zbliżonym do $\alpha = 105^\circ$. W każdym z tych dwóch przypadków (przy kącie $\alpha = 75^\circ$ i 105°), składowe p_y sił elektrodynamicznych działających na połączenia czołowo skrajnych cewek 1 i 2 są skierowane do środkowej strefy zajętej przez cewki rozpatrywanej fazy na obwodzie silnika.



Rys. 6. Schemat analogowy obciążeń elektrodynamicznych



Rys. 7. Wpływ kąta α na wartości sił elektrodynamicznych działających na cewkę 1g



Rys. 8. Traktorie wektorów sił elektrodynamicznych w płaszczyznach y-z działających na cewkę 1g

a) oddziaływanie wirnika, b) siły wypadkowe

Z badań analogowych wynika, że o ile w obliczeniach można pominąć wpływ odbić elektromagnetycznych od obudowy eilnika na wartość składowych p_y , to nie można pominąć oddziaływania wirnika.

Trajektorie wektorów obciążeń elektrodynamicznych w różnych odległościach względnych x/l_1 , zakreślają elipsy w płaszczyznach prostopadłych do osi cewek. Analiza wykazała, że dla badanego uzwojenia stojana, kierunki obrotów są lewo lub prawoskrętne (rys. 8). Konsekwencją tego są naprężenia skręcające (oprócz zginających) w poszczególnych przekrojach poprzecznych cewek.

2. Analiza naprężeń i drgań połączeń czołowych

Połączenia czołowe stanowią pod względem mechanicznym pewnego rodzaju kratownicę przestrzenną w ogólnym przypadku statycznie niewyznaczalna. Przyjmuje się następujące założenia upraszczające analizę:

1. Uwzględnia się, że najbardziej są obciążone cewki na skraju fazy i dla tych cewek wyznacza się naprężenia i drgania.

2. Sztywność cewek w kierunku osi z jest wielokrotnie większa od sztywności w kierunku osi y , natomiast składowe siły elektrodynamicznych w kierunku osi z są mniejsze od składowych w kierunku osi y . W obliczeniach naprężeń mechanicznych pomija się wpływ składowych sił w kierunku osi z . Składowe siły w kierunku osi z , trzeba uwzględnić przy obliczeniach naprężeń w pierścieniach usztywniających.

3. Jeśli cewki są sztywno związane z pierścieniami usztywniającymi, zakłada się, że praktycznie nie przenoszą się poprzez przekładki dystansowe siły z jednych cewek na drugie. Czoło cewki można uważać jako belkę podpartą sprężycie w miejscu przekładek dystansowych.

4. Przyjmuje się, że cewka w części czołowej składa się z odcinków prostych, dla których oś x pokrywa się z cięciwą łączącą teoretyczne punkty: wykorbienia cewki i główki cewki.

5. Przy sztywnym zamocowaniu cewki w żłobku oraz przy małej odległości od wykorbienia cewki przyjmuje się: sztywne umocowanie w pobliżu wykorbienia, - swobodne podparcie na główce a sprężyste w miejscu przekładek dystansowych. - przegubowe podparcie na pierścieniach usztywniających.

Drgania cewki wymuszone działaniem sił elektrodynamicznych opisuje równanie

$$EJ \frac{\partial^4 y}{\partial x^4} + \mu_w \frac{\partial^5 y}{\partial x^4 \partial t} + \varphi F \frac{\partial^5 y}{\partial t^2} + \mu_z \frac{\partial y}{\partial t} = p(x, t) \quad (18)$$

gdzie:

- $y(x,t)$ - ugięcie cewki w funkcji położenia i czasu,
 E - moduł sprężystości podłużnej cewki,
 J - moment bezwładności przekroju poprzecznego cewki,
 Q - gęstość masy cewki,
 F - przekrój poprzeczny cewki,
 μ_w - współczynnik tłumienia wewnętrznego,
 μ_z - współczynnik tłumienia zewnętrznego,
 $p(x,t)$ - jednostkowe obciążenie elektrodynamiczne cewki.

Analizę naprężeń i drgań połączeń czołowych przeprowadza się na maszynie analogowej. W równaniu (18), funkcję dwóch zmiennych rozwiązuje się przy zastąpieniu pochodnych cząstkowych ilorazami różnicowymi. W tym celu cewkę o długości l dzieli się na segmenty $\Delta x = h$. Z podziału cewki, wynikają współrzędne $x = x_1, x_2 \dots x_{r-1}, x_r, x_{r+1} \dots x_n$. Równanie (18) można przekształcić do postaci

$$QF \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} = p(x,t) - \mu_z \frac{\partial y}{\partial t} - \frac{M_{r-1} - 2M_r + M_{r+1}}{h^2}, \quad (19)$$

przy czym M_r - moment gnący w odległości x_r cewki

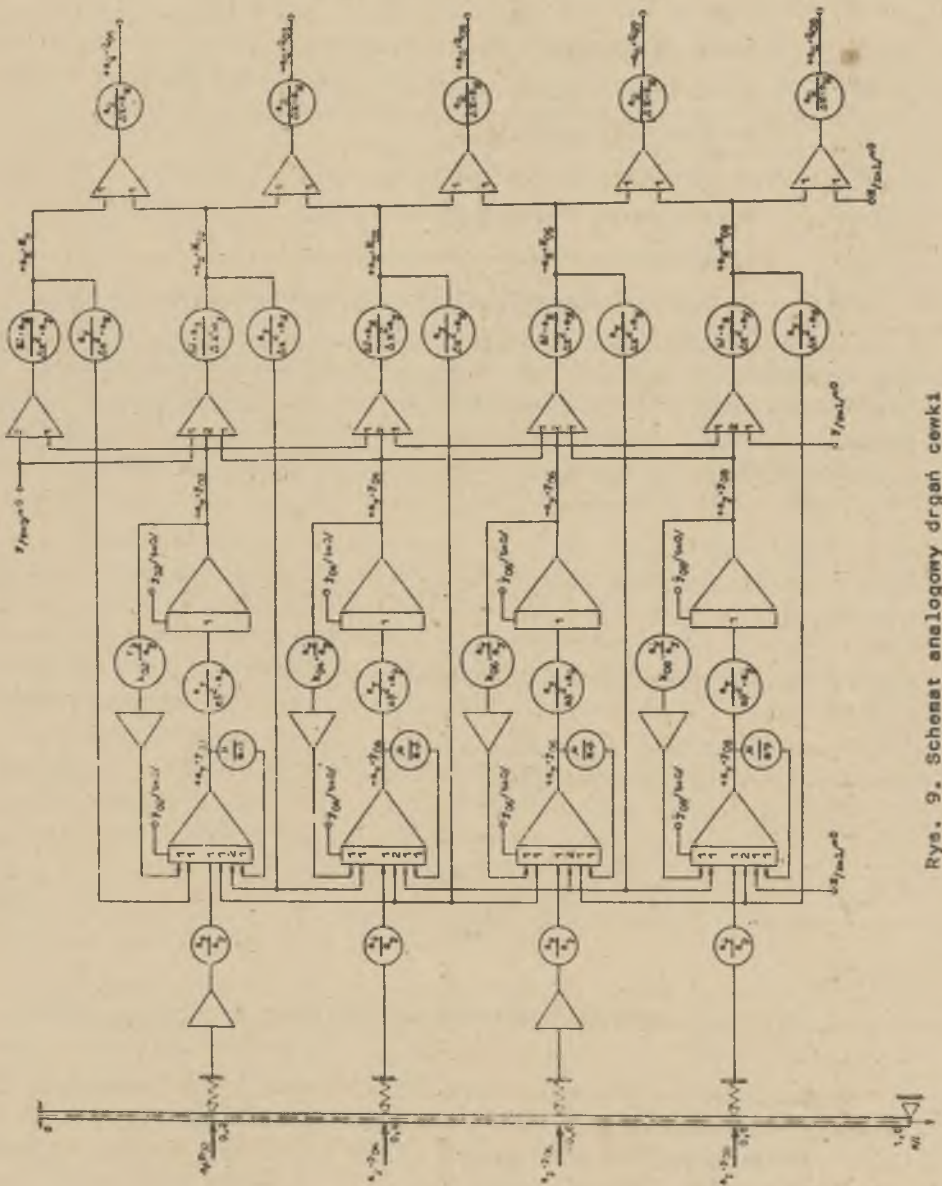
$$\begin{aligned}
 M_r = EJ \left[\frac{\partial^2 y_r}{\partial x^2} + \mu_w \frac{\partial^3 y_r}{\partial x^2 \partial t} \right] \approx EJ \frac{y_{r-1} - 2y_r + y_{r+1}}{h^2} + \\
 + \mu_w \frac{\partial}{\partial t} \left[\frac{y_{r-1} - 2y_r + y_{r+1}}{h^2} \right], \quad (20)
 \end{aligned}$$

gdzie:

y_{r-1}, y_r, y_{r+1} - ugięcia cewki w odległościach x_{r-1}, x_r, x_{r+1} cewki.

Tłumienie zewnętrzne można uwzględnić w schemacie analogowym przez wprowadzenie odpowiednich wielkości z trzech kolejnych integratów y_{r-1}, y_r, y_{r+1} . Jednak ze względu na trudności oddzielnego i wiarygodnego wyznaczenia współczynnika tłumienia zewnętrznego μ_z i wewnętrznego μ_w w równaniu (18) można uwzględnić tłumienie zastępcze μ_{zr} , proporcjonalne do prędkości wychylenia cewki $\partial y / \partial t$. Wówczas równanie (18) przyjmuje postać:

$$QF \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} = p(x,t) - \mu_{zr} \frac{\partial y}{\partial t} - EJ \frac{\partial^4 y}{\partial x^4}, \quad (21)$$



Rys. 9. Schemat analogowy drgań cewki

gdzie:

μ_{zr} - zastępczy współczynnik tłumienia zewnętrznego i wewnętrznego.

Jeśli w odległości x_r cewki istnieje podpora sprężysta, której reakcja jest proporcjonalna do ugięcia cewki w tym punkcie, wprowadzając człon ky_r (gdzie k - współczynnik sprężystości podpory).

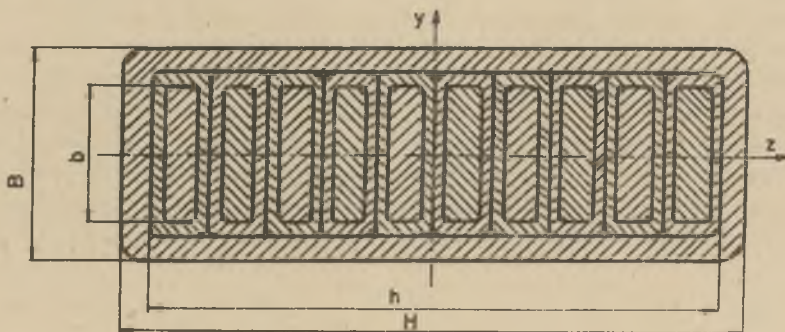
$$qF \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} = p(x,t) - ky - \mu_{zr} \frac{\partial y}{\partial t} - EJ \frac{\partial^4 y}{\partial x^4} \quad (22)$$

Schemat analogowy drgań cewki jednym końcem utwierdzonej a drugim podpartej na podporze stałej oraz z podporami sprężystymi między podporami stałymi, podano na rys. 9.

Dla rozpatrywanych przypadków drgań połączeń czołowych uzwojeń stojana podczas rozruchu silnika przy zerowych elektromagnetycznych warunkach początkowych, również warunki początkowe drgań są równe zero (ugięcie, prędkość i przyspieszenie drgań są równe zero dla wszystkich wartości x od 0 do 1). Warunki brzegowe zależą od sposobu zamocowania cewki.

Siły elektrodynamiczne wywołują moment gnący M_{gy} od sił działających w płaszczyźnie $x-z$ przyjętego wcześniej układu osi współrzędnych x, y, z .

W ogólnym przypadku występują naprężenia jak przy zginaniu ukośnym, tzn. przy takim zginaniu, przy którym kierunek wektora momentu głównego nie pokrywa się z kierunkiem jednej z głównych osi bezwładności przekroju cewki (rys. 10). Przy wymiarach B i H stosowanych w konstrukcjach cewek uzwojenia stojana silników indukcyjnych, moment bezwładności przekroju cewki J_y jest wielokrotnie większy od momentu J_z , natomiast składowe obciążenia elektrodynamicznego p_z są znacznie mniejsze od składowych p_y . Z tych powodów można pominąć wpływ momentu M_{gy} na naprężenia cewek. Naprężenia w skrajnych włóknach przekroju cewki (przekroju miedzi) od składowych p_y obciążenia elektrodynamicznego



Rys. 10. Przekrój poprzeczny cewki

$$G_m = \frac{M_{gz}}{W_{mz}}, \quad (23)$$

gdzie:

M_{gz} - moment gnący w danym przekroju,

W_{mz} - zastępczy wekaźnik wytrzymałości przekroju.

Wydłużenie względne na powierzchni miedzi

$$\epsilon_m = \frac{G_m}{E_m}, \quad (23)$$

gdzie:

G_m - naprężenia w skrajnych włóknach miedzi,

E_m - moduł sprężystości podłużnej miedzi.

Wydłużenie względne na powierzchni izolacji (przy założeniu płaskości przekroju podczas odkształceń)

$$\epsilon_{1z} = \epsilon_m \frac{B}{b}, \quad (24)$$

gdzie:

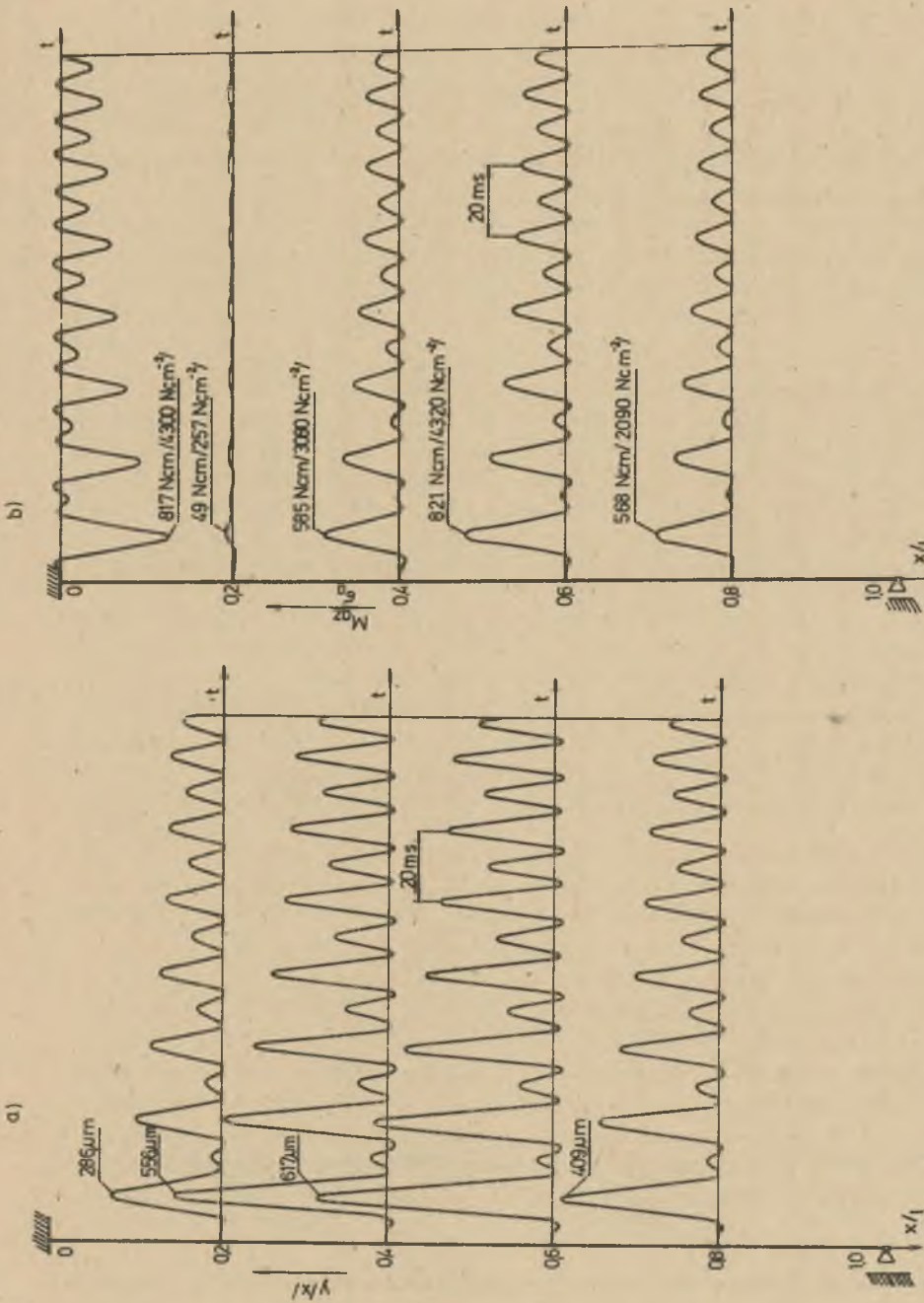
ϵ_m - wydłużenie względne na powierzchni miedzi,

B - szerokość cewki wraz z izolacją,

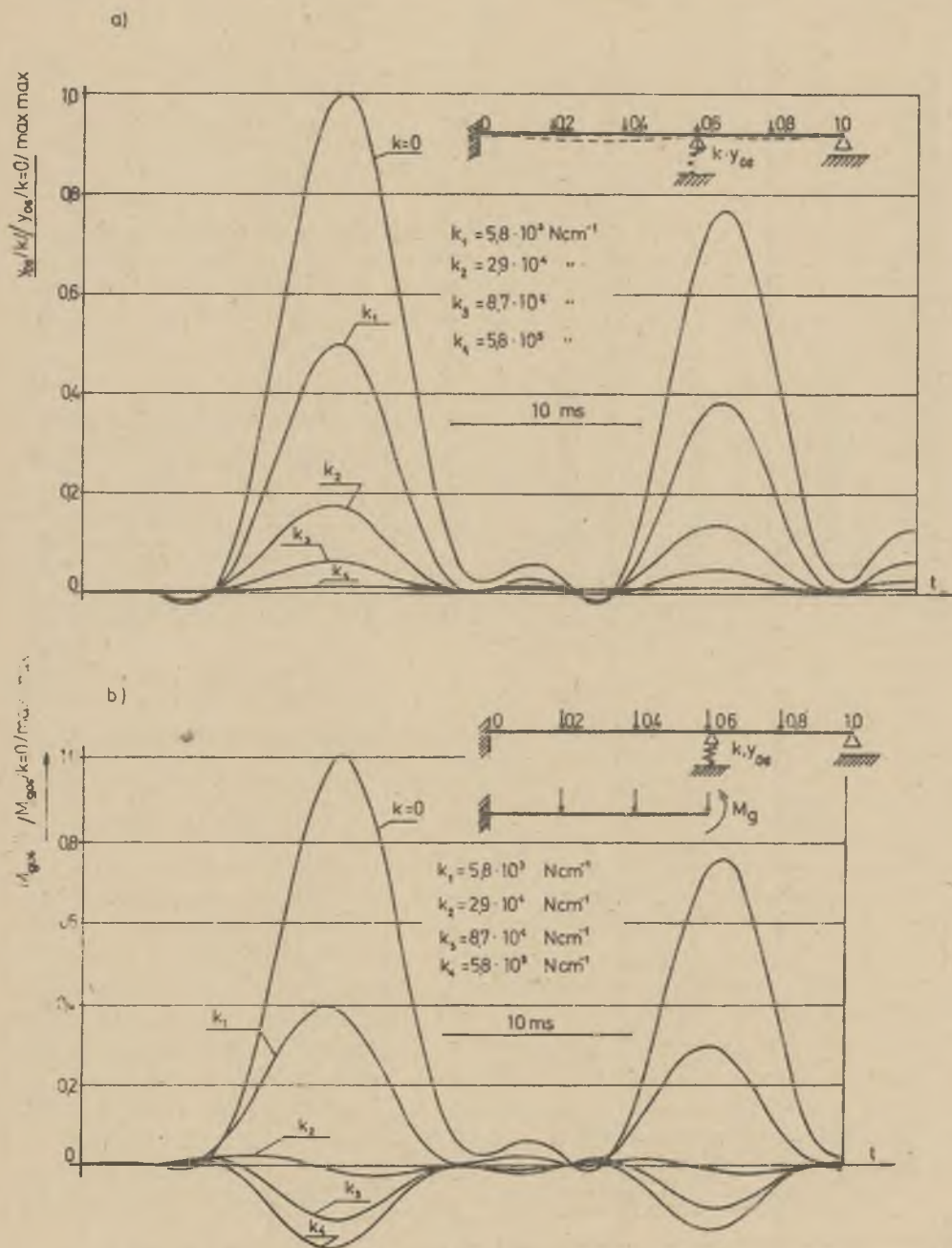
b - szerokość miedzi.

Założenie płaskości przekroju podczas odkształceń jest słuszne gdy temperatura połączeń czołowych nie przekracza 50°C. Przy wyższej temperaturze izolacja nie wpływa praktycznie na sztywność cewki.

Analizę analogową drgań cewki 1g (rys. 1) silnika typu SCJem2 450 L-4, przeprowadzono dla przyjętego uproszczenia w zamocowaniu cewki, a mianowicie: sztywnego zamocowania w pobliżu wykorbienia połączenia czołowego, przegubowo-przesuwnego zamocowania w główce cewki oraz sprężystego podparcia w miejscu przekładek dystansowych. Analizę przeprowadzono dla wyznaczonej wcześniej najbardziej niekorzystnej chwili włączenia silnika do sieci (dla kąta $\alpha = 75^\circ$). Rozpatrzono przebiegi drgań i momentów gnących oraz naprężeń (rys. 11). Zbadano wpływ podpory sprężystej na ugięcie, momenty i naprężenia w przekrojach poprzecznych cewki (rys. 12).



Rys. 11. Przebiegi drgań, momentów gnących i napiężeń cewki 1g bez przekładek dystansowych
 a) przebiegi amplitudy drgań, b) przebiegi momentów gnących i napiężeń



Rys. 12. Wpływ sprężystości podpory w odległości względnej $x/l_1 = 0,6$ na ugięcie i moment gnący w przekroju cewki 1g w miejscu podpory

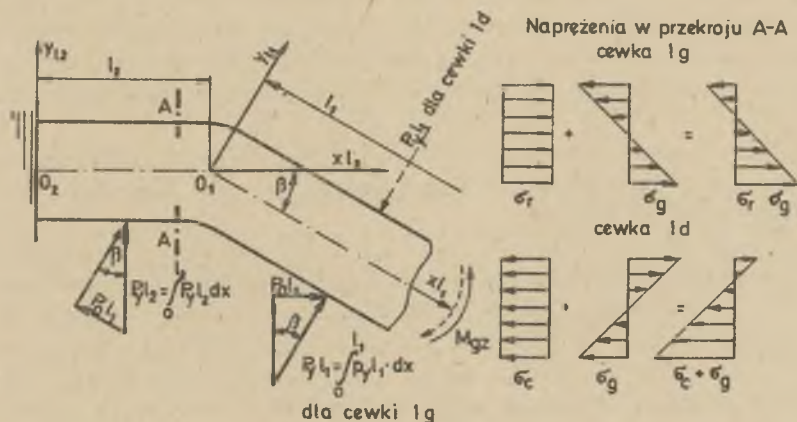
Z analizy wynika:

1. W przypadku braku przekładek dystansowych największe ugięcie cewki występuje w odległości względnej $x/l_1 = 0,6$, największy moment gnący i naprężenia występują w przekroju utwierdzenia cewki oraz w odległości względnej $x/l_1 = 0,6$.

2. Analiza sprężystości podpory (przekładki dystansowej) umieszczonej w odległości względnej $x/l_1 = 0,6$ wykazała, że przy sprężystości podpory $k = 5,8 \cdot 10^5 \text{ Ncm}^{-1}$, podporę można uważać za sztywną. Z analizy drgań i naprężeń rozpatrywanego uzwojenia stojana wynika, że najbardziej korzystny rozkład drgań i naprężeń występuje, gdy dodatkową podporę sprężystą o współczynniku sprężystości $k = 8,7 \cdot 10^4 \text{ Ncm}^{-1}$ umieści się w odległości względnej $x/l_1 = 0,6$.

3. Badania analogowe umożliwiły wybór najbardziej korzystnego usztywnienia połączeń czołowych, który dla rozpatrywanego uzwojenia silnika typu SCJem2 450 L-4 odpowiada zastosowaniu: pierścienia usztywniającego w pobliżu główek cewek, przekładek dystansowych w odległości względnej $x/l_1 = 0,6$, pierścienia z przekładek dystansowych w pobliżu wykorbienia cewek przy wyjściu ze żłobka stojana.

Wykorbiony kształt połączeń czołowych powoduje, że siły elektrodynamiczne działające w każdym miejscu w płaszczyźnie prostopadłej do fragmentu połączenia czołowego dają wypadkową, której składowa jest skierowana wzdłuż osi x/l_2 fragmentu cewki (rys. 13), wychodzącego ze żłobka stojana. Siły te są wynikiem działania siły elektrodynamicznych na odcinek l_1 . Z kolei siły elektrodynamiczne działające na odcinki połączeń czołowych o długości l_2 (między żłobkiem a wykorbieniem połączenia czołowego) są w pełni przenoszone przez założone usztywnienie cewki w miejscu zbliżonym do wykorbienia.



Rys. 13. Rozkład naprężeń w przekroju A-A cewki

Najbardziej narażone na działanie tych sił są przekroje cewki zbliżone do wykorbienia. Największe naprężenia występują zawsze w skrajnych włóknach miedzi cewki od strony mniejszego promienia krzywizny wykorbienia połączeń wzdłużnych. Również najbardziej narażona na odkształcenia względne jest izolacja po tej samej stronie.

Analiza składowych osiowych sił elektrodynamicznych działających na skrajną cewkę 1 fazy R silnika typu SCEm2 450 L-4 wykazała, że procentowy udział tych sił w całkowitych naprężeniach jest mały (około 6%). Wpływ ten będzie tym większy, im większy będzie kąt nachylenia połączeń czołowych w stosunku do osi wzdłużnej silnika.

3. Pomiary odkształceń i drgań połączeń czołowych

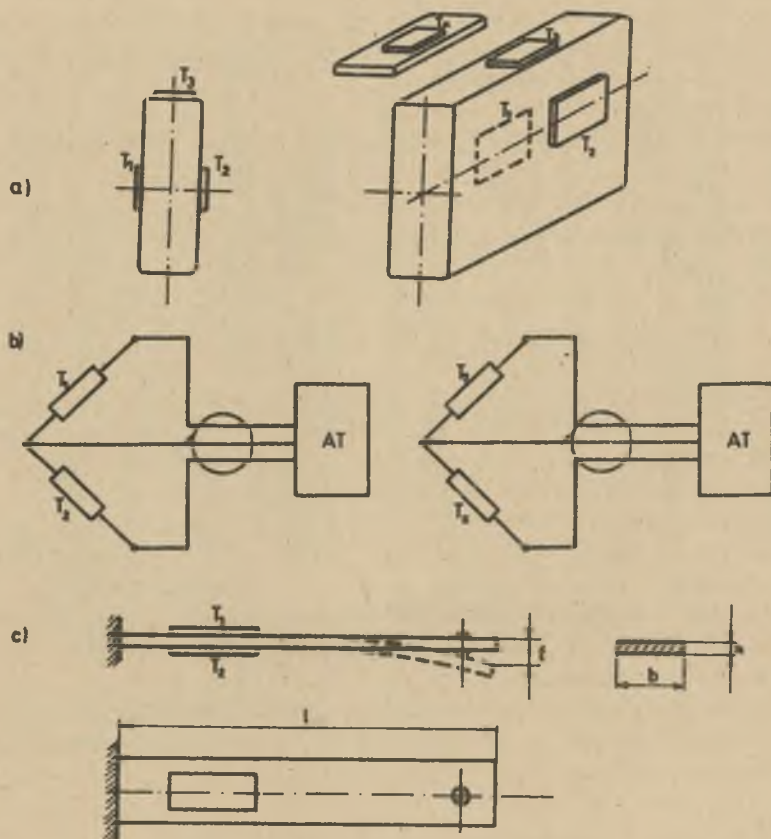
Do pomiaru odkształceń względnych stosuje się tensometry rezytancyjne. Mimo wielu wad, metoda ta okazała się najbardziej przydatna w warunkach przemysłowych. Dokładność tej metody zależy przede wszystkim od jakości stosowanych klejów oraz od techniki klejenia.

Odkształcenia względne cewek uzwojenia mogą być mierzone jedynie na powierzchni izolacji głównej. Rozmieszczenie tensometrów na zewnętrznej powierzchni izolacji i sposób łączenia z aparaturą tensometryczną, podano na rys. 14. Brak dostępu do powierzchni izolacji cewek między dolną i górną warstwę uzwojenia powoduje, że pomiar odkształceń względnych w płaszczyźnie większej sztywności dokonuje się jednym tensometrem T3.

Badania laboratoryjne i przemysłowe wykazały, że do pomiaru drgań połączeń czołowych uzwojeń stojanów, najbardziej odpowiednie są czujniki, mierzące bezpośrednio amplitudę drgań. Podstawowym elementem tych czujników jest belka pomiarowa, jednym końcem utwierdzona a drugim oparta o cewkę uzwojenia. Na belce pomiarowej rys. 14c są naklejone tensometry, mierzące jej odkształcenia względne, proporcjonalne do ugięcia końca belki opartej o cewkę. Belka pomiarowa przemocowana do specjalnego uchwytu przegubowego, umożliwi pomiar drgań cewek uzwojenia w dowolnych kierunkach. Za bazę odniesienia drgań połączeń czołowych, przyjmuje się korpus silnika.

Do pomiaru drgań połączeń czołowych stojana stosowano również metodę filmowania, przy zastosowaniu kamery filmowej do zdjęć szybkich (wykonującej do 4000 zdjęć na sekundę).

W celu sprawdzenia metod obliczeń sił elektrodynamicznych oraz badań naprężeń w połączeniach czołowych uzwojeń stojana, wykonano w skali 1:1 model fizyczny stanowiący rozwinięcie uzwojenia stojana. Badania na tym modelu wykazały dobrą zbieżność wyników obliczeń sił elektrodynamicznych na maszynie cyfrowej z wynikami pomiaru sił na modelu (około 6%), jak również dobrą zbieżność wyników badań analogowych i modelowych naprężeń w przekrojach poprzecznych połączeń czołowych (około 15%).



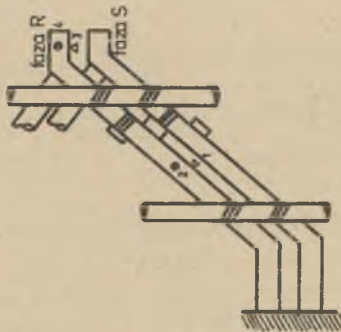
Rys. 14. Rozmieszczenie tensometrów oraz sposób łączenia z aparaturą pomiarową

a) rozmieszczenie tensometrów na powierzchni izolacji głównej, b) sposób łączenia tensometrów z aparaturą pomiarową, c) rozmieszczenie tensometrów na belce sprężystej

W latach 1970-1976 przeprowadzono szereg pomiarów odkształceń i drgań połączeń czołowych uzwojeń stojanów silników indukcyjnych o mocy 200 do 3150 kW. Pomiarów te przeprowadzono na stacjach prób zakładów produkcyjnych oraz w rzeczywistych warunkach pracy silników w Elektrowni KOZIENICE. Pomiarów prowadzono przeważnie na silnikach prototypowych nowych serii. Wyniki niektórych pomiarów podano w tablicach 1 i 2, w których oznaczenie czujników odpowiada rozmieszczeniom podanym obok tablic. Wnioski z pomiarów, przekazywane producentom i biurom projektowym, służyły do oceny rozwiązań konstrukcyjnych usztywnień połączeń czołowych uzwojeń stojanów.

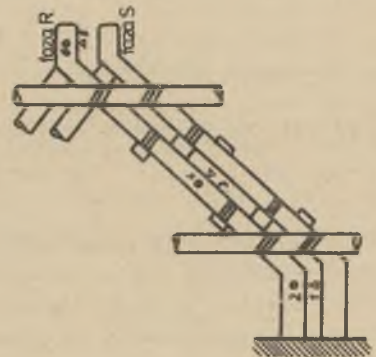
Tablica 1. Maksymalne wartości amplitudy drgań połączeń czolowych uzwojenia stojana silnika indukcyjnego typu SYJe - 142 r. podczas rozruchu

| Czujnik | Kierunek wychylenia | Amplituda drgań w μm / w chwili włączenia silnika do sieci | | na kilku okresach od rozruchu | |
|---------|-------------------------|---|---------|-------------------------------|---------|
| | | jednostr. | dwustr. | jednostr. | dwustr. |
| 1 | do cewki tej samej fazy | 370 | 470 | 270 | 330 |
| 2 | do korpusu | 280 | 330 | 150 | 170 |
| 3 | do cewki tej samej fazy | 400 | 630 | 380 | 600 |
| 4 | do korpusu | 220 | 400 | 350 | 600 |



Tablica 2. Maksymalne wartości amplitudy drgań połączeń czolowych uzwojenia stojana silnika typu SYJe - 142 r. podczas próby zwarcia

| Czujnik | Kierunek wychylenia | Amplituda drgań w μm / jednostronnie | |
|---------|--------------------------|---|------------|
| | | do cewki tej samej fazy | do korpusu |
| 1 | do cewki tej samej fazy | 10 | 10 |
| 2 | do korpusu | 23 | 23 |
| 3 | do cewki sąsiedniej fazy | 43 | 43 |
| 4 | do korpusu | 60 | 60 |
| 5 | do cewki tej samej fazy | 238 | 290 |
| 6 | do korpusu | 14,3 | 295 |



Pomiary przemysłowe wykazały przydatność przedstawionych metod pomiarowych oraz opracowanych czujników do pomiaru amplitudy drgań. Pomiar amplitudy drgań połączeń czołowych tymi czujnikami w porównaniu z wynikami uzyskanymi metodą filmowania, wykazały dobrą zbieżność (rozbieżność około 8%).

LITERATURA

- [1] Andreesen E.: Berechnung der Wickelkopfkraften von Synchron- und Asynchronmaschinen mit digitalen Rechenmaschinen. ETZ-A, 1965.
- [2] Adler H.: Elektronische Analog- und Hybridrechner. DVN, 1974.
- [3] Drak B.: Działanie sił elektrodynamicznych na połączenia czołowe uzwojeń stojanów silników elektrycznych dużej mocy. Zeszyty Problematyczne, "Komel" - 16/1972.
- [4] Drak B.: Analiza i badania oddziaływań elektrodynamicznych na połączenia czołowe uzwojeń stojanów silników indukcyjnych dużej mocy. Praca doktorska. Politechnika Śląska 1977.
- [5] Gogolewski Z., Paszek W.: Uszkodzenia maszyn elektrycznych. PWT, 1967.
- [6] Kryłow A.H.: O niekatorych difirencjalnych urawnienijach matematycznej fizyki. G.I.T., 1950.

Przyjęto do druku w lipcu 1977 r.

ВЛИЯНИЕ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКИХ СИЛ НА ЛОБОВЫЕ ЧАСТИ ОБМОТОК
СТАТОРОВ АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ БОЛЬШОЙ МОЩНОСТИ

Р е з ю м е

В статье предложен анализ и результаты исследований электродинамических сил и анализ возбуждаемых ими механических напряжений и вибрации лобовых частей обмоток статоров асинхронных двигателей большой мощности. Полученные из анализа результаты при помощи Э.В.М. используются при выборе наиболее целесообразного крепления лобовых частей обмоток статора. Предложены результаты экспериментальных исследований механических напряжений и вибрации лобовых частей, выполненных в эксплуатационных условиях.

THE INFLUENCE OF THE ELECTRODYNAMIC FORCES ON MECHANICAL
STRESSES AND VIBRATIONS IN THE HEAD CONNECTIONS OF WINDINGS
IN HIGH POWER INDUCTION MOTORS

S u m m a r y

The investigations of the electrodynamic forces and of the resulting stresses and vibrations in the head connections of windings in high power induction motors were discussed.

The analog and digital computers were used for determination of the most favourable fastening points of the windings.

The measurement results of mechanical strains and vibrations in windings performed on high power induction motors under normal operation conditions were presented.