

Hamulec wiropądowy o magnesach trwałych do badań silników elektrycznych małej mocy

Wstęp

Do badań silników elektrycznych małej i średniej mocy, z uwagi na wiele zalet, stosowane są — jako obciążenie — hamulce indukcyjne wiropądowe. Zazwyczaj elementem wzbudzającym pole magnetyczne w szczelinie powietrznej (częścią pierwotną), a także prądy wirowe w elemencie wirującym (części wtórnej) są elektromagnesy zasilane prądem stałym. Budowane są zarówno hamulce wiropądowe o części wtórnej cylindrycznej [1, 2, 3, 4], jak i tarczowej [3, 5, 6]. Przy stałej szczelinie powietrznej między biegunami elektromagnesów a tarczą wirującą regulowany jest prąd w ich uzwojeniach, a tym samym moment obciążenia. Tarcza wirująca hamulca powinna być wykonana z miedzi lub aluminium, tzn. materiału o jak największej przewodności, chociaż podejmowane są również próby stosowania tarcz stalowych [7, 8].

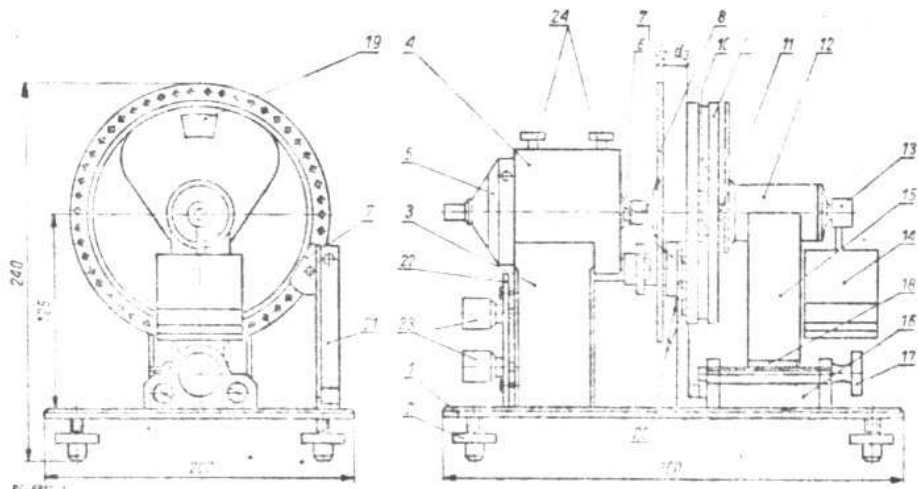
Hamulce o wzbudzeniu elektromagnetycznym spełniają dobrze swe zadanie w badaniach silników elektrycznych o mocy powyżej 0,1 kW. Do obciążenia silników o mocach mniejszych, bardziej odpowiednie są hamulce, w których pole magnetyczne jest wzbudzone za pomocą magnesów trwałych. Regulacja momentu obciążenia odbywa się tutaj w sposób bardziej płynny i dokładny — poprzez zmianę szczeliny powietrznej między magnesami trwałymi a tarczą wirującą za pośrednictwem śruby. W przeciwieństwie do hamulców elektromagnetycznych stosuje się tutaj obwód magnetyczny jednostronny, tzn. strumień magnetyczny główny przechodzący przez tarczę ma kierunek od bieguna N do bieguna S znajdującego się po tej samej stronie tarczy.

Konstrukcja hamulca

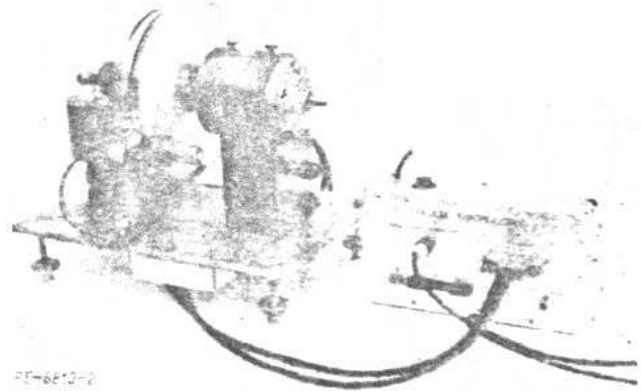
Budowę hamulca przedstawiono na rys. 1. Do sztywnej podstawy 1 spoczywającej na stopkach 2, których wysokość jest regulowana, przymocowany jest wspornik 3 z tuleją 4 obejmującą silnik badany 5. Na wał 6 silnika osadzona jest tarcza aluminiowa 8 o grubości $d_2 = 4$ mm i średnicy 170 mm,

Rys. 1. Hamulec wiropądowy o magnesach trwałych w wykonaniu modelowym

1 — podstawa stalowa; 2 — stopki o wysokości regulowanej; 3 — wspornik silnika badanego; 4 — tuleja obejmująca silnik badany; 5 — silnik badany prądu stałego; 6 — wał silnika; 7 — czujnik fotoelektryczny; 8 — tarcza aluminiowa (część wtórna); 9 — jarzmo stalowe w kształcie tarczy; 10 — magnesy trwałe; 11 — wał części pierwotnej; 12 — tuleja z łożyskami; 13 — pierścień przeciwwagi; 14 — przeciwwaga; 15 — wspornik części pierwotnej; 16 — przewodnica; 17 — śruba do regulacji szczeliny powietrznej; 18 — podziałka do odczytu wartości szczeliny powietrznej; 19 — podziałka do odczytu momentu obciążenia; 20 — czujnik Halla; 21 — wspornik czujnika fotoelektrycznego; 22 — tabliczka zaciskowa silnika; 23 — zaciski uzwojenia twornika silnika; 24 — śruby mocujące silnik

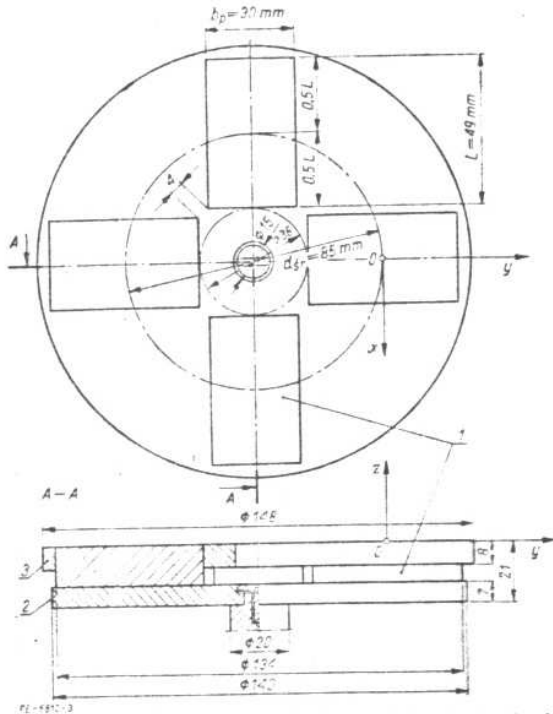


będąca częścią wtórną przetwornika. Do jarzma 9 ze stali konstrukcyjnej St3 przyklejone są magnesy trwałe 10. Jarzmo wraz z magnesami jest ułożyskowane, przy czym łożyska są umieszczone w tulei 12 na wsporniku 15. Na wał 11 nasadzony jest pierścień 13 połączony z przeciwwagą 14. Wspornik 15 przesuwa się swobodnie w prowadnicach 16 przymocowanych do podstawy 1. Do posuwu wspornika 15, a tym samym zmiany szczeliny powietrznej d_2 , między magnesami a tarczą wirującą służy śruba regulacyjna 17. Wartość szczeliny powietrznej można odczytać na podziałce 18, wartość mierzonego momentu hamującego zaś — na podziałce 19. Do pomiaru prędkości obrotowej silnika służy czujnik fotoelektryczny 7 zamocowany do wspornika 21. Do pomiaru indukcji magnetycznej na powierzchni magnesów trwałych służą natomiast czujniki hallotronowe 20. Widok wykonanego hamulca modelowego pokazano na rys. 2.



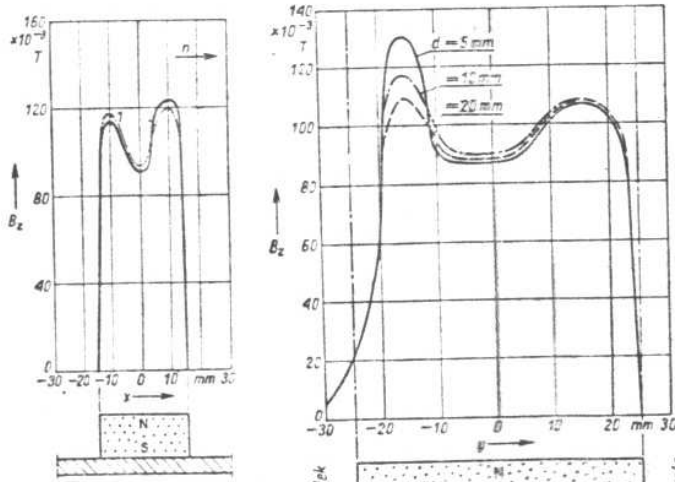
Rys. 2. Widok hamulca modelowego wraz z układem zasilania hallotronów

Magnesy trwałe w kształcie prostopadłościaków o wymiarach $49 \times 30 \times 14$ mm są wykonane z anizotropowego ferrytu barowego D 330 produkcji Zakładów Metalurgii Proszkowej Světlá Hora w Bruntálu (Czechosłowacja). Gęstość maksymalna energii magnetycznej tego typu magnesów $0,5 (BH)_{max} \geq 13200$ J/m³, pozostałość magnetyczna $B_r = 0,37$ T, natężenie powściąające $H_c = 160 \cdot 10^3$ A/m [9]. Wymiary jarzma o magnesach trwałych przedstawiono na rys. 3. Liczba biegunów $2p = 4$, podziałka biegunowa średnia $r = 0,0668$ m, szerokość bieguna $b_p = 0,03$ m, długość bieguna $L = 0,049$ m. Rozkład składowej normalnej indukcji magnetycznej na powierzchni magnesów trwałych wzdłuż osi x oraz y , przy części wtórnej zdemontowanej oraz podczas pracy hamulca dla:



Rys. 3. Jarzmo stalowe o magnesach trwałych (część pierwotna)

1 -- magnesy trwałe D 330; 2 -- tarcza stalowa; 3 -- tarcza ze szkła organicznego. Wykreślono układ współrzędnych prostokątnych x, y, z , w których wyznaczono rozkład pola elektromagnetycznego [11] i siłę hamującą



Rys. 4. Rozkład normalnej indukcji magnetycznej B_z na powierzchni aktywnej części pierwotnej wzdłuż współrzędnej x przy $n = 900$ obr/min, $y = 0$ i różnych szczelinach powietrznych

Krzywa 1 — $d_1 = 5$ mm; krzywa 2 — $d_1 = 15$ mm

Rys. 5. Rozkład składowej normalnej indukcji magnetycznej na powierzchni aktywnej części pierwotnej wzdłuż współrzędnej y przy $n = 900$ obr/min, $x = 0$ i różnych szczelinach powietrznych d_2 — pomiary

— różnych szczelin powietrznych d_2 i stałej prędkości obrotowej $n = 900$ obr/min zamieszczono na rys. 4 oraz rys. 5;

— różnych prędkości obrotowych i stałej szczeliny powietrznej $d_2 = 5$ mm zamieszczono na rys. 6 oraz rys. 7.

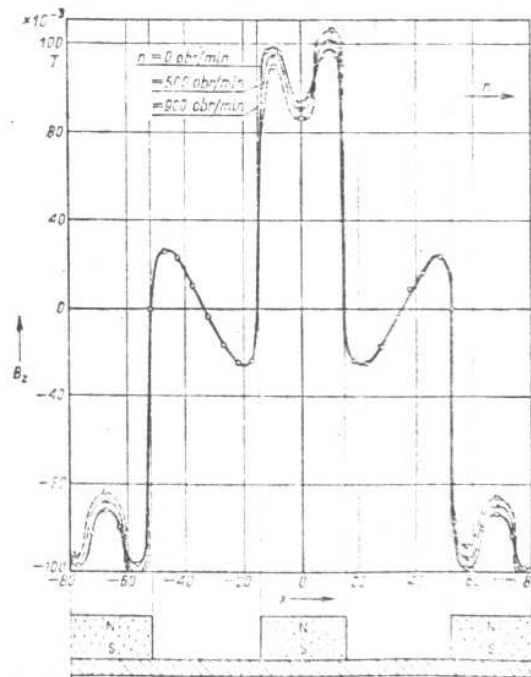
Pomiar momentu hamującego (momentu obciążenia silnika badanego) jest dokonywany w układzie wychyłowym. Moment hamujący

$$(1) \quad M_h = Ql \sin \alpha$$

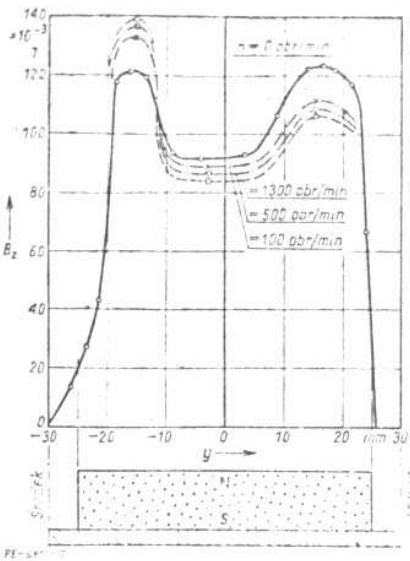
przy czym: Q — ciężar przeciwwagi; l — odległość od osi obrotu jarzma o magnesach trwałych do środka ciężkości przeciwwagi; α — kąt wychylenia ramienia przeciwwagi o długości l od położenia pionowego. Zmiana zakresu pomiarowego jest możliwa zarówno przez zmianę ciężaru Q , jak i przez zmianę odległości l . Hamulec modelowy ma cztery zakresy pomiarowe momentu obciążenia: 0—0,05 Nm, 0—0,1 Nm, 0—0,2 Nm, 0—0,4 Nm.

Zastosowano pomiar cyfrowy prędkości obrotowej. Jako czujnik fotoelektryczny pracuje fototranzystor typu BPYP 30. Między nim a źródłem światła obraca się tarcza aluminiowa (część wtórna). Na obwodzie tarczy jest 60 otworów o średnicy 3 mm rozłożonych równomiernie wzdłuż obwodu (średnica podziałowa 158 mm). Integralną częścią układu pomiarowego jest również przedwzmacniacz, wzmacniający impulsy z fototranzystora i umożliwiający ich zliczanie przez miernik cyfrowy, np. typu N-107.

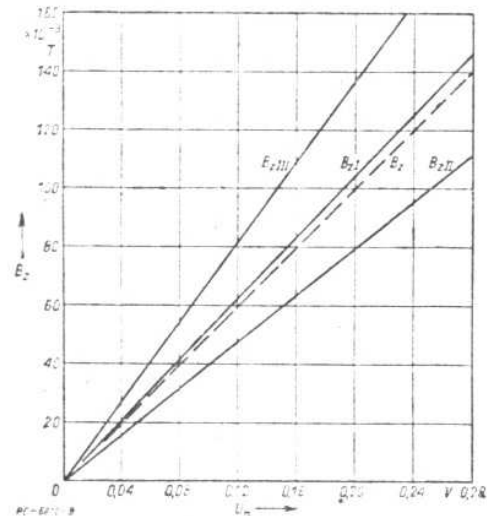
Pomiaru indukcji magnetycznej na powierzchni aktywnej magnesów trwałych przy tarczy nieruchomej (tarczy zdemontowanej) dokonano teslomierzem hallotronowym typu TH-26. Podczas pracy przetwornika natomiast, pomiar indukcji był dokonywany za pomocą hallotronów sygnałowych typu DKWP IV przyklejonych do powierzchni aktywnej jednego z magnesów trwałych. Do zasilania hallotronów prądem stałym zastosowano jako źródło wtórnik emiterowy. Trudno jest dobrać hallotrony o jednakowych charakterystykach $B_z = f(U_H)$ (B_z — składowa normalna indukcji magnetycznej; U_H — napięcie Halla). Dlatego też należało dobrać doświadczalnie wartości prądów sterujących w ten sposób, aby charakterystyki $B_{zI}, B_{zII}, B_{zIII} = f(U_H)$ pokrywały się tworząc charakterystykę uśrednioną zaznaczoną linią przerywaną na rys. 8. Schemat ideowy połączeń hal-



Rys. 6. Rozkład składowej normalnej indukcji magnetycznej na powierzchni aktywnej części pierwotnej wzdłuż współrzędnej x przy $d_1 = 5$ mm, $y = 0$ i różnych prędkościach obrotowych



Rys. 7. Rozkład składowej normalnej indukcji magnetycznej na powierzchni aktywnej części pierwotnej wzdłuż współrzędnej y przy $d_3 = 5$ mm, $x = 0$ i różnych prędkościach obrotowych



Rys. 8. Charakterystyki B_{zI} , B_{zII} , B_{zIII} oraz charakterystyka $B_z = f(U_H)$ (linia przerywana). Łottronów sygnałowych DKWP IV (U_H — napięcie Halla). Prąd sterujący 20 mA dla B_{zI} , B_{zII} , $B_{zIII} = f(U_H)$. Prądy sterujące dobrane doświadczalnie dla $B_z = f(U_H)$

Rys. 9. Układ zasilania hallotronów: a) schemat ideowy połączeń hallotronów naklejonych na powierzchni aktywnej magnesu trwałego; b) schemat ideowy zasilacza stabilizowanego. H_1 , H_2 , H_3 — hallotrony DKWP IV; mV — miliwoltomierz; H1, HII, HIII, W — łączniki miniaturowe; T_1 — tranzystor BC211; T_2 , T_3 , T_4 — tranzystory BC148; D_1 — dioda BA562; D_2 , D_3 — diody Zenera BZP611; T_r — transformator zasilający; C_1 , C_2 — kondensatory elektrolityczne; R_1 — R_8 — rezystory stałe; R_9 , R_{10} , R_{11} — rezystory zmienne; B — bezpiecznik

lotronów oraz schemat ideowy zasilacza pokazano na rys. 9.

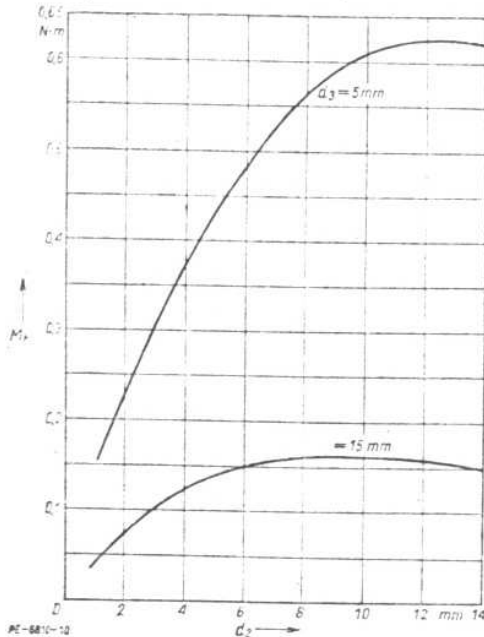
Moment elektromagnetyczny hamujący

Pulsację v -tej harmonicznej przebiegów elektrycznych i magnetycznych w części wtórnej w ogólnym przypadku wyraża zależność

$$(2) \quad \omega_{2v} = |\omega \pm \beta_v v_2|$$

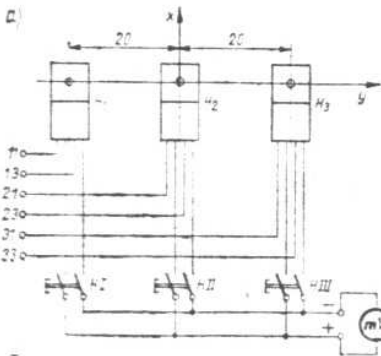
w której

$$(3) \quad \beta_v = v \frac{\pi}{\tau}$$



Rys. 10. Zależność momentu hamującego M_h od grubości d_3 tarczy aluminiowej dla $n = 1900$ obr/min, $B_0 = 0,09$ T, $\gamma_4 = 36 \cdot 10^4$ S/m, $v = 1$, oraz różnych szczelin powietrznych — wyniki obliczeń wg wzorów (7) i (16)

Dla hamulca zasilanego prądem przemiennym o pulsacji $\omega = 2\pi f$ pulsacja przebiegów elektrycznych i magnetycznych w tarczy $\omega_{2v} = \omega + \beta_v v_2$ (pole magnetyczne przeciwbieżne, znak „+”), dla hamulca zasilanego prądem stałym lub o magnesach trwałych natomiast $\omega_{2v} = \beta_v v_2$. Przy konstrukcji tarczowej podziałka biegunowa τ jest podziałką średnią części



pierwotnej ($\tau = \pi D_{sr}/2 p$), prędkość liniowa v_2 jest również prędkością średnią ($v_2 = \pi D_{sr} \pi$), odpowiadająca średnicy średniej $D_{sr} = 0,085$ m (rys. 3).

Do dalszych rozważań przyjmuje się pole magnetyczne dwuwymiarowe, tzn. nie zmieniające się wzdłuż współrzędnej y oraz prostokątny układ współrzędnych. Założenia te nie są w pełni słuszne (rys. 3, 5, 7), jednak zależności na moment hamujący wyprowadzone przy tych założeniach — jak to zostanie wykazane w rozdziale następnym — są poprawne. Rozkład składowej normalnej indukcji magnetycznej na powierzchni aktywnej części pierwotnej wzdłuż współrzędnej x (rys. 3, 4, 6) można wyrazić analitycznie za pomocą szeregu Fouriera:

$$(4) \quad B_z(x) = \sum_{\nu=1,3,5}^{\infty} B_\nu b_\nu \cos \beta_\nu x = \frac{B_0}{2} \sum_{\nu=1,3,5}^{\infty} (e^{-j\beta_\nu x} + e^{j\beta_\nu x}) b_\nu$$

przy czym: b_ν — współczynnik w szeregu Fouriera zależny od rzędu harmonicznej nieparzystej $\nu = 1, 3, 5, \dots$, podziałki biegunowej τ oraz szerokości biegunu b_p . Indukcja B_0 jest indukcją normalną w osi symetrii biegunu.

W pierwszym przybliżeniu, przy założeniu, że przebieg $B_z(x)$ (rys. 4 i 6) jest okresową funkcją trapezową (τ — podstawa, b_p — bok równoległy do podstawy, B_0 — wysokość), współczynnik b_ν wyraża wzór

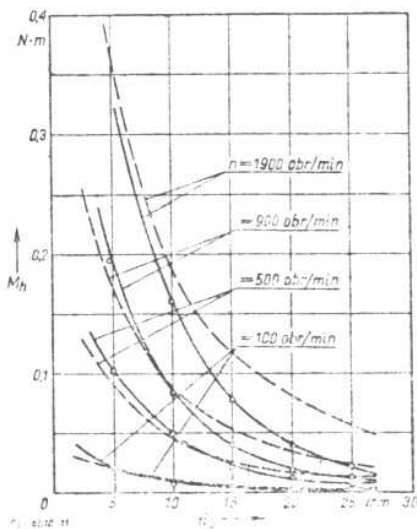
$$(5) \quad b_\nu = \frac{4\tau}{(\nu\pi)^2} \frac{2}{\tau - b_p} \cos\left(\beta_\nu \frac{b_p}{2}\right)$$

Wartość współczynnika b_ν wg wzoru (5) oraz stałej β_ν wg wzoru (3) dla harmonicznych $\nu = 1, 3, 5, 7$ w przypadku rozważanego hamulca modelowego wynoszą:

$\nu = 1$	$b_\nu = 1,1171$	$\beta_\nu = 47,03$ 1/m
3	-0,0848	141,09
5	-0,0545	235,15
7	0,0067	329,21

Wzory dokładniejsze na współczynnik b_ν zawiera praca [10]. Ponieważ podczas pracy hamulcowej przetwornika indukcyjnego w szczelinie powietrznej występuje tylko pole przeciwbieżne, w wyrażeniu (4) znika składnik $\exp(-\beta_\nu x)$, a więc

$$(8) \quad B_z(x) = \frac{B_0}{2} \sum_{\nu=1}^{\infty} e^{j\beta_\nu x} b_\nu$$



Rys. 11. Zależność momentu hamującego M_h od szczeliny powietrznej d_2 przy $n = \text{const}$. linia ciągła — wyniki pomiarów; linia przerywana — wyniki obliczeń wg wzorów (7) i (16) dla $\nu = 1$; $B_0 = 0,09$ T, $\gamma_2 = 30 \cdot 10^6$ S/m, $d_1 = 4$ mm

Równania rozkładu poszczególnych składowych pola elektromagnetycznego w części wtórnej przetwornika indukcyjnego o strukturze jak hamulec rozważany są podane w pracach autora [11, 12]. Na podstawie tych równań wyznacza się siłę hamującą (ze znakiem „—”) działającą na tarczę nieferromagnetyczną, która dla ν -tej harmonicznej pola [11]

$$(7) \quad F_{x\nu} = -p\tau L \frac{\omega_2 \gamma_2 (0,5 B_0 b_\nu)^2}{\beta_\nu |M_{3\nu}|^2} \xi_{x\nu}$$

przy czym:

$$(8) \quad M_{3\nu} = \left(\cosh \kappa_{2\nu} d_2 + \frac{\kappa_{2\nu}}{\beta_\nu} \sinh \kappa_{2\nu} d_2 \right) \sinh \beta_\nu d_2 + \left(\cosh \kappa_{2\nu} d_2 + \frac{\beta_\nu}{\kappa_{2\nu}} \sinh \kappa_{2\nu} d_2 \right) \cosh \beta_\nu d_2$$

$$(9) \quad \xi_{x\nu} = \left(1 + \frac{\beta_\nu^2}{|\kappa_{2\nu}|^2} \right) \frac{\sinh 2 a_{R2\nu} k_{2\nu} d_2}{4 a_{R2\nu} k_{2\nu}} + \left(1 - \frac{\beta_\nu^2}{|\kappa_{2\nu}|^2} \right) \frac{\sinh 2 a_{X2\nu} k_{2\nu} d_2}{4 a_{X2\nu} k_{2\nu}} - \frac{\beta_\nu}{2 k_{2\nu}^2} \frac{1 - \cosh 2 a_{R2\nu} k_{2\nu} d_2}{a_{R2\nu}^2 + a_{X2\nu}^2} + \frac{\beta_\nu}{2 k_{2\nu}^2} \frac{1 - \cosh 2 a_{X2\nu} k_{2\nu} d_2}{a_{R2\nu}^2 + a_{X2\nu}^2}$$

W wyrażeniach (8) i (9) występują następujące parametry:

— współczynnik tłumienia pola elektromagnetycznego w tarczy

$$(10) \quad k_{2\nu} = (0,5 \omega_2 \mu_0 \gamma_2)^{1/2}$$

— zespolona stała propagacji fal elektromagnetycznych w tarczy

$$(11) \quad \kappa_{2\nu} = (j\omega_2 \mu_0 \gamma_2 + \beta_\nu^2)^{1/2} = (a_{R2\nu} + ja_{X2\nu}) k_{2\nu}$$

przy czym

$$(12) \quad a_{R2\nu} = \frac{1}{k_{2\nu}} \operatorname{Re}[\kappa_{2\nu}] = \frac{1}{\sqrt{2}} \left\{ \left[4 + \left(\frac{\beta_\nu}{k_{2\nu}} \right)^4 \right]^{1/2} + \frac{\beta_\nu^2}{k_{2\nu}^2} \right\}^{1/2}$$

$$(13) \quad a_{X2\nu} = \frac{1}{k_{2\nu}} \operatorname{Im}[\kappa_{2\nu}] = \frac{1}{\sqrt{2}} \left\{ \left[4 + \left(\frac{\beta_\nu}{k_{2\nu}} \right)^4 \right]^{1/2} - \frac{\beta_\nu^2}{k_{2\nu}^2} \right\}^{1/2}$$

Konduktywność γ_2 części wtórnej należy przyjąć dla takiej temperatury, jaką osiąga część wtórna w stanie cieplnym ustalonym podczas pracy. Podstawiając do zależności (7) indukcję magnetyczną B_0 w osi symetrii biegunu na jego powierzchni taką, jaka występuje podczas pracy przetwornika, a więc zmierzoną przyklejonym do powierzchni aktywnej magnesu czujnikiem Halla, uwzględnia się osłabianie pola magnesów trwałych przez pole prądów wirowych w tarczy. Nie ma więc w tym przypadku potrzeby znajdowania punktu pracy magnesu na prostej powrotu metodą graficzną dla poszczególnych prędkości tarczy.

Wzór (7) nie uwzględnia tzw. zjawisk poprzecznych krańcowych w tarczy (występowania składowej gęstości prądów wirowych wzdłuż współrzędnej x). Długość części wtórnej przyjmuje się równą długości części pierwszej, tzn. L .

Moment hamujący jest iloczynem połowy średnicy średniej tarczy (ramienia przyłożenia siły hamującej) przez sumę arytmetyczną sił hamujących od wszystkich harmonicznych rozkładu przestrzennego pola:

$$(14) \quad M_h = \sum_{\nu=1}^{\infty} M_{h\nu} = \frac{D_{sr}}{2} \sum_{\nu=1}^{\infty} F_{x\nu}$$

Tablica 1. Moment hamujący od harmonicznej podstawowej oraz od wyższych harmonicznych przestrzennych $\nu = 3,5,7$ pola magnetycznego. Obliczenia wg wzorów (2), (5), (10), (12), (14), (15).

ν	Moment hamujący $M_{h\nu}$, Nm (znak „-” pominięto)			
	$n = 100$ obr/min	$n = 900$ obr/min	$n = 1900$ obr/min	$n = 3000$ obr/min
1	0,0491090	0,3038760	0,4782000	0,6172020
3	0,0000956	0,0007766	0,0013815	0,0018736
5	0,0000237	0,0002042	0,0003893	0,0005493
7	0,0000002	0,0000022	0,0000044	0,0000065
$\sum_{\nu=1}^7 M_{h\nu}$	0,0492285	0,3048590	0,4790752	0,6190320

x 2

wszystkie wartości w Tablicy 2 należy przemnożyć przez 2

Dla przypadku $d_3 k_2 \gg 1$, tzn. tarczy nieferromagnetycznej grubej w porównaniu z równoważną głębokością wnikań pola [13] oraz dla znanej wartości indukcji B_0 w osi symetrii biegun na powierzchni części wtórnej, zależność na siłę hamującą przybiera postać

$$(15) \quad F_{xy} = -p\tau L \frac{(0,5 B'_0 b'_v)^2}{\sqrt{d_{R2v} \beta_v \mu_0}} k_{2v} \quad \text{błąd - nie powinno być "2" w mianowniku}$$

Wartość momentu hamującego od harmonicznych $\nu = 1, 3, 5, 7$ dla rozważanego hamulca modelowego (rys. 1, 2, 3) o tarczy grubej obliczone wg wzorów (14) i (15) przy indukcji na powierzchni tarczy $B'_0 = 0,09$ T, konduktywności $\gamma_2 = 30 \cdot 10^6$ S/m oraz prędkości obrotowej $n = 100, 900, 1900, 3000$ obr/min zestawiono w tabl. I. Porównując liczby przedstawione w tabl. I dochodzi się do wniosku, że momenty hamujące od harmonicznych $\nu \geq 3$ są bardzo niewielkie w porównaniu z momentem od harmonicznej podstawowej $\nu = 1$ i w praktyce można pominać wpływ momentów od wyższych harmonicznych na moment wypadkowy hamulca, tzn.:

$$(16) \quad M_h \approx \frac{D_{st}}{2} F_{xy} = 1$$

Przykładową charakterystykę $M_h(d_3)$ hamulca modelowego obliczoną wg wzorów (7) i (16) dla $\nu = 1$, $B_0 = 0,09$ T, $\gamma_2 = 30 \cdot 10^6$ S/m, $n = 1900$ obr/min przedstawiono na rys. 10.

Badania eksperymentalne

Zależność momentu hamującego M_h od szczeliny powietrznej d_3 przy stałej prędkości obrotowej tarczy

Szczelinę powietrzną d_3 zmieniano w zakresie od 5 do 25 mm. Zależność momentu hamującego M_h od szczeliny powietrznej d_3 badano dla czterech prędkości obrotowych, tzn. $n = 100, 500, 900, 1900$ obr/min. Silnikiem napędowym tarczy (silnikiem badanym) był silnik magnetoelektryczny prądu stałego zasilany z prostownika półprzewodnikowego jednofazowego w układzie mostkowym. W trakcie pomiarów charakterystyk $M_h(d_3)$ dokonywano jednocześnie pomiaru indukcji na powierzchni aktywnej magnesów trwałych za pomocą czujników hallotronowych w układzie jak na rys. 9. Charakterystyki $M_h(d_3)$ przy $n = \text{const}$ przedstawiono na rys. 11. Wraz ze wzrostem szczeliny powietrznej d_3 moment hamujący maleje monotonicznie. Moment hamujący zależy w dużym stopniu od prędkości obrotowej, szczególnie przy małej szczelinie powietrznej rzędu kilku milimetrów. Na rysunku 11 zaznaczono również linią przerywaną charakterystyki $M_h(d_3)$ przy $n = \text{const}$ uzyskane z obliczeń wg wzorów (7) i (16) dla $\nu = 1$, $B_0 = 0,09$ T, $\gamma_2 = 30 \cdot 10^6$ S/m.

Zależność momentu hamującego M_h od prędkości obrotowej tarczy przy stałej szczelinie powietrznej d_3

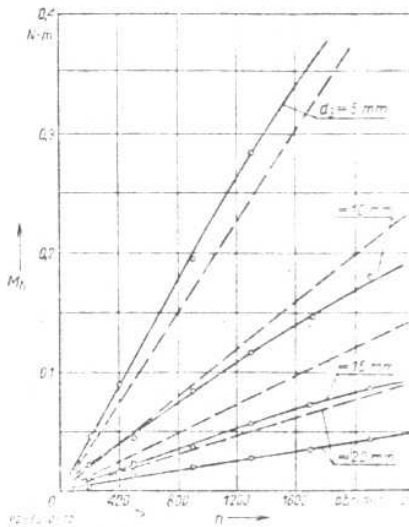
Pomiary charakterystyk $M_h(n)$ wykonano dla czterech wartości szczeliny powietrznej $d_3 = 5, 10, 15, 20$ mm (rys. 12). Prędkość obrotową tarczy zmieniano w przedziale od 100 do 2000 obr/min. Dla tego zakresu prędkości linią przerywaną zaznaczono również charakterystyki obliczone wg wzorów (7) i (16) dla $\nu = 1$, $B_0 = 0,09$ T, $\gamma_2 = 30 \cdot 10^6$ S/m. W zakresie stosowanych prędkości obrotowych moment hamujący zależy w przybliżeniu wprost proporcjonalnie od prędkości obrotowej. Z wykresów przedstawionych na rys. 11 i 12 wynika, że zależność momentu hamującego (w Nm) od prędkości obrotowej tarczy n i szczeliny powietrznej d_3 przy znanej indukcji B_0 dla $n = 0$, można ująć prostą zależnością:

$$(17) \quad M_h = C_h \frac{(B_0)_{n=0}^2}{d_3} n$$

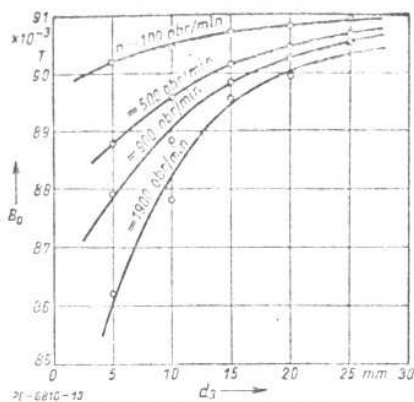
w której C_h — stała hamulca wiroprowadowego zależna od jego parametrów konstrukcyjnych, przede wszystkim grubości i materiału tarczy. W badanym hamulcu modelowym $C_h \approx 1,1 \cdot 10^{-2} \frac{\text{Nm}^2}{\text{T}^2 \text{obr/min}}$, przy czym $(B_0)_{n=0} = 0,09$ T, d_3 w m, n — w obr/min.

Zależność indukcji magnetycznej B_0 w osi symetrii biegunów od szczeliny powietrznej d_3 oraz od prędkości obrotowej tarczy

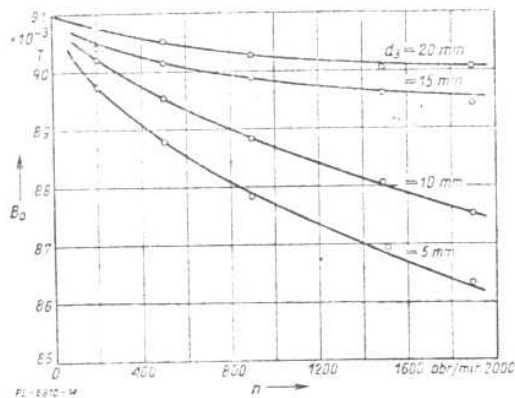
Charakterystyki $B_0(d_3)$ przy $n = \text{const}$ (rys. 13) oraz charakterystyki $B_0(n)$ przy $d_3 = \text{const}$ (rys. 14) wykreślono na podstawie badań opisanych w dwu poprzednich punktach. Indukcja magnetyczna B_0 jest indukcją normalną w osi symetrii biegunów na ich powierzchni aktywnej. Wraz ze wzrostem szczeliny powietrznej indukcja magnetyczna rośnie do wartości ustalonej, która w badanym hamulcu modelowym wynosi ok. 0,091 T. Oznacza to, że przy odpowiednio dużej szczelinie powietrznej nie występuje oddziaływanie pola magnetycznego prądów wirowych indukowanych w tarczy wirującej na pole magnesów trwałych. Zmiany składowej normalnej indukcji magnetycznej w szczelinie powietrznej wskutek oddziaływania części wtórnej są niewielkie i dla $n \leq 2000$ obr/min nie przekraczają 5% wartości ustalonej składowej normalnej indukcji, która występuje przy $n = 0$ (rys. 6, 7, 13). Wraz ze wzrostem prędkości obrotowej indukcja magnetyczna w szczelinie powietrznej maleje więc nieznacznie. Po-



Rys. 12. Zależność momentu hamującego M_h od prędkości obrotowej n tarczy przy $d_3 = \text{const}$. Linia ciągła — wyniki pomiarów; linia przerywana — wyniki obliczeń wg wzorów (7) i (16) dla $\nu = 1$, $B_0 = 0,09$ T, $\gamma_2 = 30 \cdot 10^6$ S/m, $d_3 = 4$ mm



Rys. 13. Zależność indukcji magnetycznej B_0 w osi symetrii biegunów (na ich powierzchni aktywnej) od szczeliny powietrznej d_3 przy $n = \text{const}$ — wyniki pomiarów



Rys. 14. Zależność indukcji magnetycznej B_0 w osi symetrii biegunów (na ich powierzchni aktywnej) od prędkości obrotowej n przy $d_3 = \text{const}$ — wyniki pomiarów

mialnie małe oddziaływanie części wtórnej na pole magnesów trwałych w zakresie stosowanych w praktyce szczelin powietrznych i prędkości obrotowych ułatwia obliczanie hamulców wiroprądowych, gdyż w zależnościach (7) lub (15) można przyjąć dla różnych prędkości stałą indukcję B_0 taką, jaka występuje przy prędkości $n = 0$. Błąd w obliczeniach momentu hamującego spowodowany tym uproszczeniem nie przekracza 10%. Zatem okazuje się, że podczas projektowania hamulca wiroprądowego o magnesach trwałych wystarczy znaleźć metodą wykreślną punkt początkowy prostej powrotu, który w praktyce jest bardzo bliski punktowi pracy obwodu magnetycznego na prostej powrotu (magnesowanie magnesu poza przetwornikiem).

Wnioski

Porównując wyniki pomiarów z wynikami obliczeń wg zależności (7), (16) charakterystyk $M_h(d_3)$ przy $n = \text{const}$ (rys. 11) oraz $M_h(n)$ przy $d_3 = \text{const}$ (rys. 12) hamulca modelowego, zauważa się ich dosyć dobrą zgodność. Rozbieżności nie przekraczają 20% dla szczeliny $d_3 \leq 10$ mm i maleją wraz ze zmniejszaniem się tej szczeliny. Dla szczeliny $d_3 \geq 20$ mm rozbieżności wzrastają aż do ok. 50%, jednak nie ma potrzeby na etapie projektowania hamulca wykonywać obliczenia aż dla tak dużych odległości magnesów trwałych od tarczy wirującej (interesujący jest przede wszystkim moment maksymalny dla danej prędkości obrotowej). Na wymienione rozbieżności wyników badań eksperymentalnych oraz wyników obliczeń mają wpływ następujące błędy spowodowane:

- obliczaniem współczynnika b , wg zależności przybliżonej (5);
- przyjęciem do obliczeń indukcji B_0 takiej, jak dla $n = 0$ w całym zakresie rozważanych prędkości obrotowych;

— założeniami upraszczającymi przy wyprowadzaniu wzoru (7), a przede wszystkim przyjęciem równomiernego rozkładu indukcji magnetycznej wzdłuż współrzędnej y oraz nieuwzględnieniem poprzecznych efektów krawędziowych w tarczy;

— uchybami pomiarów indukcji magnetycznej, momentu hamującego (głównie wskutek sztywności przewodów łączących czujniki Halla z miernikiem indukcji magnetycznej, sił tarcia w łożyskach jarzma o magnesach trwałych) prędkości obrotowej;

— niekontrolowanym przyrostem temperatury tarczy wirującej podczas pracy przetwornika (zmiany konduktywności w czasie).

Wykresy na rys. 10 wskazują, że grubość optymalna tarczy aluminiowej hamulca do badań silników o mocy znamionowej powyżej 100 W w stanach statycznych znajduje się w przedziale od ok. 8 do ok. 12 mm (moment hamujący przy tych grubościach osiąga wartość maksymalną). Zastosowana w hamulcu modelowym grubość tarczy $d_2 = 4$ mm nie mieści się w tym zakresie. Do badań bardzo małych silników elektrycznych, o mocy znamionowej poniżej 10 W należy jednak stosować tarcze aluminiowe cieńsze, o grubości ok. 2 mm, a to ze względu na wycielminowanie wpływu masy tarczy zamocowanej na wale na straty mechaniczne.

Wskazane jest wykonanie badań hamulca z innymi rodzajami tarcz, np. tarczą miedzianą lub tarczą dwu- oraz wielowarstwową.

Opracowana konstrukcja hamulca nadaje się do zastosowania praktycznego w laboratoriach dydaktycznych oraz w zapleczu badawczo-rozwojowym i stanowiskach kontroli jakości wyrobów zakładów przemysłowych produkujących maszyny elektryczne małej mocy. W projektowaniu takich hamulców można wykorzystać zależności (7) i (16).

Dalszym udoskonaleniem hamulca byłoby dobudowanie przetworników momentu i prędkości obrotowej, dostosowanych do współpracy z pisakiem współrzędnościowym X-Y, w celu rejestracji charakterystyk mechanicznych silników badanych [14].

LITERATURA

- [1] Ganzburg L. B., Głuchanow N. P., Riejfje E. D.: Mechanizmy s magnitnoj swiazii. Leningrad 1973 Maszynostrojenije.
- [2] Chajrullin I. Ch., Afanasjew J. W.: Elektromagnitnyj moment małomiercionnogo tormoza s polym niemagnitnym rotorem sztożnoj konfiguracji. Električestwo 1977 No 4 str. 42-47.
- [3] Potapow L. A., Juferow F. M.: Izmierjenje wraščezajuszczich momentow i skorostej wraščezajenijs mikroelektrodwigatielej. Moskwa 1974 Energija.
- [4] Davies E. J.: An Experimental and Theoretical Study of Eddy-Current Couplings and Brakes. IEEE Trans. Vol. PAS-82 August 1963 p. 401-417.
- [5] Schieber D.: Braking torque on rotating sheet in stationary magnetic field. Proc. IEE Vol. 121: 1974 No 2 p. 117-122.
- [6] Markielowski J., Warzecha A.: Wahlwa hamownica wiroprądowa o zwiększonej dokładności pomiaru małych maszyn elektrycznych. Materiały Międzynarodowej Konferencji Nauk. nt. Maszyny elektryczne specjalne, SEP. Bydgoszcz 1979 s. 179-184.
- [7] Panasienkow A. M.: Elektromagnitnyje rasčety ustrojstw s nieliniejnymi raspridiełennymi parametrami. Moskwa 1971 Energija.
- [8] Hebenstreit J., Paul P.: Analityczno-numeryczna metoda obliczeń sprzęgieł wiroprądowych o litiej ferromagnetycznej części wtórnej. Materiały Międzynarodowej Konferencji Nauk. nt. Maszyny elektryczne specjalne, SEP 1979 Bydgoszcz s. 135-149.
- [9] Katalog magnesów trwałych „Durox”. Závody práškové metalurgie Pramet n.p. Závod Světla Hora v Bruntálu (CSSR).
- [10] Gieras J., Paul P.: Pole magnetyczne wzbudzone przez stojan maszyny dwufazowej. Rozprawy Elektrotechniczne (w druku).
- [11] Gieras J.: Elementy teorii elektromechanicznych przetworników indukcyjnych w ujęciu polowym. Zeszyty Nauk. ATR Elektrotechnika Bydgoszcz 1979 nr 2. Rozprawa habilitacyjna.
- [12] Gieras J.: Electrodynamic levitation forces — theory and small-scale test results. Acta Technica CSAV 1981 nr 4 s. 389-414.
- [13] Turowski J.: Elektrodynamika techniczna. Warszawa 1968 WNT.
- [14] Gieras J., Smoczyk J.: Układ do przetwarzania momentu i prędkości obrotowej na wieloosi elektryczne w hamownicach o konstrukcji wychyłowej do pomiaru oraz automatycznej rejestracji charakterystyk mechanicznych silników elektrycznych, zwłaszcza małej mocy. Patent PRL nr 103230, zgł. 17.02.1977 opubl. 30.08.1979.