UDC [621.313.39.062.4-9:62-523-55]:621.3.016.1

論文

57-B 81

ハイブリッドステッピングモータのスティフネス特性のひずみ

正 員 横 塚 勉 (群馬大学)

1. ま え が き

ハイブリッドステッピングモータはプリンタや磁気ディスクなど計算機の端末機器あるいは計測器、工作機械などに広く使用されているが、これらの用途に使用されるステッピングモータでは速く、しかも安定した応答が要求され、そのためにはトルクの発生機構を明らかにし、トルク特性を正確に知ることが肝要である。

トルクの基本的計算法については文献(1)~(3)に、回転時の高調波成分トルクについては文献(4)に報告があり、これらによってトルクの計算法はほぼ明らかになったと考える。しかし、回転角に対するトルク特性(スティフネス特性)がひずむ原因、歯の寸法と誘起電圧波形およびトルクとの関係、マグネットの磁束による無励磁時の吸引トルク(ディテントトルク)特性などについてはまだ具体的データがほとんどない。これらのトルクの発生機構およびトルク特性を知することはモータの最適設計ならびに動特性を知るうえで極めて重要である。本文では既に一部報告した⁽¹⁾ように、

(1) 外部から定速回転させたときの誘起電圧波形と歯の寸法、マグネットによる空げきの磁束分布、およびトルク特性の関係を明らかにする。

(2) 資料機種3機種についてマグネットによる1極の磁束、空げき磁束密度および高調波の大きさ、一相の起磁力など電気機械としての設計資料を示す。

(3) 次に(1)の結果から一相励磁および二相励磁時のスティフネス特性を求め、マグネットによる空げきの磁束分布の影響、スティフネス特性がひずむ原因などを明らかにする。更にミニステップ運転時の特性およびその改善法についても検討する。

(4) ディテントトルクの発生機構およびその特性を明らかにし、更にスティフネス特性への影響を求め

る。ディテントトルクは空げきの磁気エネルギーだけを考慮したのでは実際と合わず、磁気回路中のすき間およびマグネットに蓄えられる磁気エネルギーを考慮する必要があることを示す。(1)については<2・2>節、<3・1>節、(2)については<2・3>節、(3)は第3、4章で、(4)については第5章で検討する。

2. 構造および磁束分布

<2・1> 構造および記号 本文で扱う主な記号は次の諸量を示す。

θ_1 : 固定子歯の半分の角度 (rad.)

θ : 回転角 (rad), A 極の中央の歯を基準とする。

α 相励磁の場合 $\theta=0$ で安定

B_m : マグネットによる基本波磁束密度の振幅 (T)

Φ_m : マグネットによる1極あたりの基本波成分磁束の振幅 (W_b), p : 極数

l : 前後の合計した鉄心有効積厚 (m)

R : 回転半径 (m), g : 空げき長 (m)

n_r : 回転子歯数, n_s : 固定子1極の歯数

N : 一相全巻数, i : 電流 (A)

v : 回転数 (rps), ω : 軸角速度 (rad/s)

e_a, e_b : a 相, b 相の誘起電圧 (センタタップと1端子間) (V)

ϵ_{sn} : n 次の短節巻係数に相当する係数

ϵ_{pn} : n 次の分布巻係数に相当する係数

T_1, T_2 : 一相励磁, 二相励磁時のマグネットの磁束と固定子電流とのさ交によるトルク (N·m)

T_i : 固定子起磁力による磁束と固定子電流とのさ交によるトルク (N·m)

T_θ : 空げきの磁気エネルギーによるディテントトルク (N·m)

k_3, k_5 : 第3, 第5調波(空間的)磁束の基本波成分に対する比

本論では固定子歯と回転子歯のピッチの等しい等間隔みぞ形とピッチの異なるバーニアスロットリング形のハイブリッドステッピングモータについて論ずる。まず、代表的な機種である二相(a, b 相から成る)等

Distortion of the Stiffness Curve in Hybrid Stepping Motors.
By Tsutomu Yokozuka, Member (Faculty of Engineering,
University of Gunma)

横塚 勉: 正員, 群馬大学工学部電気工学科

(a) 典型的なハイブリッドステッピングモータの内部構造
(a) Internal construction of the typical hybrid stepping motor.

(b) 巻線の接続
(b) Winding connection.

図 1

Fig. 1

間隔みぞ形の歯の構造ならびに巻線の結線法を図1 (a), (b)に示す。同図の機種は8極で、それぞれの極の先端に回転子と同一ピッチの5本の歯をもっている。回転子は軸方向に二つに分かれていて（以後、出力軸側を前側、反対側を後側と呼ぶ）それぞれ50本の歯 $n_r=50$ があり、その中に軸方向に着磁されたマグネットが入っている。そして、回転子の前側と後側の歯では1/2ピッチずれている。この関係は逆に固定子歯の方をずらしても同様の特性が得られるが、ここでは前者の場合について検討することにする。

固定子歯と回転子歯との位置の関係は第1図 (a) のように、固定子 A 極の前側の歯と回転子のみぞが向き合っているとすると、固定子 E 極の前側の歯および C, G 極の後側の歯で同じく固定子歯と回転子みぞが向き合う。また、固定子極 C, G の前側の歯および A, E 極の後側の固定子歯は回転子歯と向き合う位置の関係となる。本文では固定子歯のピッチが回転子歯のピッチからずれたバーニアスロットング形図2についても言及するが、特にことわらない場合は等間

図 2 バーニアスロットング形ハイブリッドステッピングモータの歯の配列

Fig. 2. Teeth arrangement of a vernier slotting hybrid stepping motor.

図 3 磁束と磁束密度

Fig. 3. Magnetic flux and magnetic flux density.

隔みぞ形とする。

〈2・2〉 巻線からみた等価的磁束分布 マグネットによる磁束は前側の磁束 Φ_a と後側の磁束 Φ_b とがあり、これらは回転角 θ で変化するが向きが逆になることはありえない。 Φ_a , Φ_b の符号は回転子から出る磁束を正にとっている。固定子巻線と交差する一相あたりの有効磁束 Φ_e は Φ_a と Φ_b の和なり図3 (a) のような関係となる。 Φ_a , Φ_b などは空けき長、歯幅などの寸法によって変化すると考えられる。巻線が切る磁束の変化 $d\Phi_e/d\theta$ は図3 (b) のようになり、奇数次高調波から成る。A 極の巻線が切るマグネットによる空けきの等価的磁束密度の基本波成分の振幅を B_m とし、固定子歯幅 $2\theta_1$ がみぞ幅と等しく π/n_r とすると A 極の巻線が切る等価的磁束密度は (1) 式で表わせる。但し、本文では歯の部分の磁気飽和は無視するものとする。なお、空けきの磁束密度の資料については〈2・3〉節で示す。

$$B_a = -B_m(\sin n_r \theta + k_3 \sin 3n_r \theta)$$

$$+k_5 \sin 5n_r \theta + \dots) \text{ (T)} \dots \dots \dots (1)$$

この種の機種では一般に空けき長 g は均一で、ピッチと g との比は 30~50 程度に大きくとられる⁽³⁾ので空けきのマグネットによる磁束分布は正弦波と矩形波の中間となり、 k_3, k_5 などとはかなり大きな値になると考えられる。

固定子の歯幅 $2\theta_1$ が π/n_r からずれた場合には歯の左右で切る磁束に位相差を生じ、これを補正係数 ϵ_{s1} 〔(付1)式〕で補正する必要がある。また、バーニアスロットリング形の場合は同一極の中でも歯によって切る磁束に位相差を生ずるのでこれを係数 ϵ_{pn} 〔(付2)式〕で補正する。このように固定子歯幅およびピッチのずれを考慮すると、A 極および電気角で $\pi/2$ ずれた B 極の巻線が切る等価的磁束密度 B_a, B_b は

$$B_a = -B_m(\epsilon_{s1} \epsilon_{p1} \sin n_r \theta + \epsilon_{s3} \epsilon_{p3} k_3 \sin 3n_r \theta + \epsilon_{s5} \epsilon_{p5} k_5 \sin 5n_r \theta + \dots) \text{ (T)} \dots (2)$$

$$B_b = B_m(\epsilon_{s1} \epsilon_{p1} \cos n_r \theta - \epsilon_{s3} \epsilon_{p3} k_3 \cos 3n_r \theta + \epsilon_{s5} \epsilon_{p5} k_5 \cos 5n_r \theta - \dots) \text{ (T)} \dots (3)$$

A 極の磁束密度(2)式から一定速度 v で回転させたときの誘起電圧の式を誘導する。固定子歯が磁束を切る点 Q(図4)の回転子歯の中心からの角度 θ_0 は、A 極の歯で $\theta_1 - \theta$ 、C 極の歯で $(\pi/n_r) - \theta - \theta_1$ となる。回転子を速度 v で回転させたときの A、C、E、G 極から成る a 相の誘起電圧 e_a は A、C 極の電圧の和を $p/4$ 倍して(4)式で表わせる。また、b 相の誘起電圧 e_b は(5)式で表わすことができる。 e_a と e_b は共に基本波と奇数次高調波から成っている。

$$e_a = -(p/2)B_m(N/P)l \cdot 2\pi R v n_s \{ \epsilon_{s1} \epsilon_{p1} \sin n_r \theta + \epsilon_{s3} \epsilon_{p3} k_3 \sin 3n_r \theta + \epsilon_{s5} \epsilon_{p5} k_5 \sin 5n_r \theta + \dots \} = N l \pi R v n_s \times B_a \text{ (V)} \dots (4)$$

$$e_b = N l \pi R v n_s \times B_b \text{ (V)} \dots \dots \dots (5)$$

A 極の巻線が切る等価的磁束密度(2)式と誘起電圧 e_a (4)とは完全に比例関係があり、磁束の高調波成分の比 k_3, k_5 などは $\epsilon_s \cdot \epsilon_p$ 倍に小さくなって誘起電圧に現われるので、マグネットによる空けきの磁束密度(1)式は誘起電圧波形よりかなりひずみが大きいと考えられる。このことは歯幅とピッチの比の最適値が約 0.4 であること⁽³⁾⁽⁵⁾と符合する。

〈2・3〉 設計の基礎資料 本節では資料3機種 A、B、C を取り上げ、磁束分布など具体的検討を行なう。A、C 機種は等間隔みぞ形、B 機種はバーニアスロットリング形である。A 機種に $3 \times 10^{-4} \text{ kg} \cdot \text{m}^2$ の慣性負荷を付けて外部から定速回転させたときのセンタタップと1端子間の誘起電圧波形を図5(a)に示す。各

A 極

Fig. 4. Stator and rotor teeth dimensions.

(a) 等間隔みぞ形 (b) バーニアスロットリング形

図5 外部から回転させられたときの固定子巻線の誘起電圧波形

Fig. 5. An induced voltage waveshape in a stator winding under externally rotated conditions.

高調波に対する ϵ_s の値を固定子歯幅 $2\theta_1$ から(付1)式で求めると、 $\epsilon_{s1}=0.98$ 、 $\epsilon_{s3}=0.82$ 、 $\epsilon_{s5}=0.53$ となった。 ϵ_{pn} は等間隔みぞ形なので 1.0 である。(a) 図の波形は周波数が 131.6 Hz で電圧の振幅は 22.6 V となっている。この電圧波形をフーリエ展開し、上の ϵ_s の値を(4)式に代入すると、 $B_m=0.879$ 、 $k_3=0.06$ 、 $k_5=0.01$ となった。

バーニアスロットリング形の B 機種を一定速度で回転させたときの誘起電圧波形を図5(b)に示す。同図の波形は A 機種に比べてかなり正弦波に近いが、これはバーニアスロットリング形のため ϵ_{pn} が 1.0 より小さくなるのが主な原因とみられる。資料機種の ϵ_{sn} 、 k_n などの値を整理して表1に示す。B 機種の k_3 の値が負になっているが、これは1極の合成した磁束分布が三角波に近くなるためである。

資料機種について1極の基本波成分磁束 ϕ_m 、一相の起磁力 $iN/2 \text{ AT}$ 、磁束密度 B_m 、二相励磁時の電気比装荷(電機子周辺 1cm あたりの AC で $iN/(\pi R$

表 1 ハイブリッドステッピングモータの設計定数の値

Table 1. Values of the design parameters for hybrid stepping motors.

	A	B	C
R (m)	146×10^{-3}	148×10^{-3}	148×10^{-3}
$n_r \theta_r$	1.37	1.24	1.47
ε_{s1}	0.98	0.95	1.00
ε_{s2}	0.82	0.55	0.95
ε_{s3}	0.53	-0.09	0.87
ε_{r1}	1.0	0.93	1.0
ε_{r2}	1.0	0.48	1.0
ε_{r3}	1.0	-0.04	1.0
h_s	0.06	-0.18	0.12
h_r	0.01	1.02	0.01
$\Phi_m (\text{Wb})$	0.277×10^{-6}	0.188×10^{-6}	0.199×10^{-6}
$\frac{1}{2} i N (\text{AT})$	312	300	224
$B_m (\text{T})$	0.879	0.559	0.602
$\frac{1}{\pi R \cdot 100}$	135.6	128.8	96.6
$\frac{\Phi_m p}{i N}$	0.356×10^{-6}	0.251×10^{-6}	0.355×10^{-6}

$$P=8, n_r=50, n_s=5$$

($\times 100$)) および一相の全磁束と一相の起磁力の比 $\Phi_m p / i N$ などを求め表 1 に合せて示す。 $\Phi_m p / i N$ は 1 極あたりの磁束 (Wb) と起磁力 (AT) (センタタップ 1 端子間励磁) の比とみることもでき、設計の基礎となる数値と考える。資料機種ではこの値は $0.25 \times 10^{-6} \sim 0.36 \times 10^{-6}$ となっている。ステッピングモータは同期機の一つとみることができるが、 B_m は $0.55 \sim 0.88$ T となっており小形同期機と同程度にとられている。巻線の起磁力によって磁束が B_m に重量されるが、A 機種の場合、巻線によって重量される空げきの磁束密度は 0.7 T であった。また、電気比荷荷は $96 \sim 136$ A/C/cm となっており、小形同期機より低めになっている⁽⁶⁾。表 1 の機種は応答周波数およびスターティング特性などの運転特性、ならびに磁束密度、歯の寸法などからみて最適値に近い (マグネットの特性、寸法精度の向上などで将来変化する可能性があるが) 値と考える。

3. 一相励磁時のスティフネス特性

〈3.1〉 トルク式の誘導 a 相のセンタタップと 1 端子間に直流電流 i (A) を流したときの一つの歯に働くトルク T_{1a}' は、巻線が切る磁束密度 B_a 、電流 i 、回転子半径 R 、1 極のセンタタップ間巻数 N/p および鉄心有効積厚に比例し

$$T_{1a}' = 2 B_a i \frac{l}{2} R \times \frac{N}{2} \times \frac{2}{P} \quad (\text{N} \cdot \text{m}) \dots (6)$$

図 6 一相励磁時のスティフネス特性

Fig. 6. Stiffness curve with one field current held constant.

(6) 式右辺の最初の 2 は、回転子の前と後側でそれぞれの積厚 $l/2$ の部分に等しい大きさで同方向のトルクが働くためである。すなわち、図 4 の前側の固定子歯の右側の部分に左方向の力 (回転子では右回転トルク) が働くとする、後側では固定子歯の左側の部分に左方向の力が働き、同方向のトルクとなる。 a 相のセンタタップと 1 端子間を励磁したときの全トルクは 1 本の歯に働くトルク (6) 式を $n_s p/2$ 倍して

$$T_{1a} = B_a i l R (N/2) n_s \quad (\text{N} \cdot \text{m}) \dots (7)$$

b 相のセンタタップと 1 端子間を励磁したときは

$$T_{1b} = B_b i l R (N/2) n_s \quad (\text{N} \cdot \text{m}) \dots (8)$$

A 機種を 1 相直流励磁した場合のスティフネス特性を (7) 式で計算し、実験結果とともに図 6 に示す。同図の実験結果では θ が $(\pi/2n_r) = 1.8$ 度より大きいところで 1 つの山ができ、最大トルクの位置は $\theta = (\pi/2n_r)$ の点より大きい方へずれている。これは (7)、(8) 式では説明できない現象である。図 6 から θ が $(\pi/2n_r)$ より小さいところではトルクは弱められ、 $(\pi/2n_r)$ より大きいところで強められる作用があるとみられる。トルク式 (7)、(8) 式はパーニアスロツティンク形にも適用できる式である。(7)、(8) 式は文献 (4) の誘起電圧と電流の積からトルクを算出する方法と結果は一致するが、(7)、(8) 式では歯の寸法、歯のピッチの関係を明らかにしている。

〈3.2〉 スティフネス特性のひずみ (7)、(8) 式はマグネットの磁束と固定子電流とが交差してトルクが発生するとして求めた式であり、固定子電流によって発生する磁束と固定子電流との交差によるトルクは無視されている。本節では後者のトルク特性を明らかにする。図 7 (a) のように、 θ が $0 < \theta < \pi/(2n_r)$ の範囲では固定子起磁力による磁束は図 7 (b) のように

(a) 歯の構造 (b) 磁束の通路 (c) 磁気回路
(d) 等価なブリッジ回路

図 7 磁気等価回路の誘導

Fig. 7. Steps in the development of the magnetic equivalent circuit.

$\phi_1, \phi_2, \phi_3, \phi_4, \phi_{m1}, \phi_{m2}$ で表わすことができ、A、C 極の磁気回路 (A、G 極は対称なので省略) は図 7 (c) で表わせる。これを書き直すと図 7 (d) のブリッジ回路となる。図の P_a, P_a', P_c, P_c' などは A、C 極の空けき部パーミアンス (Wb/AT) の $1/2$ 、 P_m はマグネットのパーミアンス、AT は A、C 極の起磁力 (AT) の和である。

A 機種について $\theta=0$ における P_a を求めると 0.424×10^{-6} Wb/AT、 P_m は 1.37×10^{-6} Wb/AT となり、電流 0.25A 流したときの $\phi_3, \phi_4, \phi_{m2}$ および $d(\phi_3 + \phi_4 + \phi_{m2})/d\theta$ を計算し図 8 に示す。A 極を通る磁束は C 極および G 極の磁束の和となり、 $2(\phi_3 + \phi_4 + \phi_{m2})$ となる。この磁束は $\theta = \pi/(2n_r)$ で最大となり、 $\theta=0$ で最小となる。 θ に対する A 極の磁束の変化 $d(\phi_3 + \phi_4 + \phi_{m2})/d\theta$ は、図 8 のように $0 < \theta < \pi/(2n_r)$ の範

図 8 固定子起磁力によって発生した磁束と電流とのさ交によって発生したトルク T_i 。

Fig. 8. Developed torque T_i due to interaction of the magnetic flux produced by the stator mmf at the stator current.

囲では正の値、 $\theta = \pi/(2n_r)$ で零となる。固定子起磁力による磁束 ($\phi_3 + \phi_4 + \phi_{m2}$) は θ によって変化し、巻線が切る等価的な磁束密度 B (T) との間には次の関係がある。

$$d(\phi_3 + \phi_4 + \phi_{m2})/d\theta = B l n_s R \times (1/2)$$

この磁束密度 B と固定子電流によるトルク T_i は

$$\begin{aligned} T_i &= B i (N/2) l n_s R \\ &= -\frac{d(\phi_3 + \phi_4 + \phi_{m2})}{d\theta} \times 2 \times i \times \frac{N}{2} \quad (\text{N} \cdot \text{m}) \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (9)$$

A 機種について (9) 式で T_i を計算し図 8 に示す。 T_i の方向は θ が $0 < \theta < \pi/(2n_r)$ の範囲では $d(\phi_3 + \phi_4 + \phi_{m2})/d\theta > 0$ となって $T_i < 0$ であるのに対し、マグネットによる磁束の変化は負となり (7) 式によるトルク $T_1 > 0$ となって、 T_i と T_1 は逆向きとなる。 θ が $\pi/(2n_r) < \theta < \pi/n_r$ の範囲では $d(\phi_3 + \phi_4 + \phi_{m2})/d\theta < 0$ となり、 T_i と T_1 は同符号となって T_i は T_1 を強める方向に働くことがわかる。この T_i の方向は図 6 のトルク曲線のひずみと一致している。

この現象は次のように考えることもできる。 $\theta = \pi/(2n_r)$ の位置 (歯が半分だけ向き合う) で固定子起磁力による磁束は磁気抵抗の大きいマグネットの中を通らずにすむので固定子からみた回転子側のパーミアンスは最大となり、 $\theta=0$ および π/n_r でパーミアンスは最小となる。固定子起磁力 U (AT) が一定とすると、磁気エネルギーの変化によるトルク $T = (1/2) U^2 d p / d\theta$ が発生し、このトルクはパーミアンスが最大になる点、すなわち歯の半分が向き合う位置の方向に働くと考えられる。このトルクが (9) 式のトルクと考えられ、リラクタンストルクとみることができる。しかし、このトルクは単に空けきの磁気抵抗だけでは決定でき

ない。

図8の T_i で図6の計算値を修正すると実験結果に近付くことがわかる。スティフネス特性をひずませる原因としてディテントルクも考えられるが、この件については第5章で検討する。

以上は等間隔みぞ形の A 機種を中心に考察したが、バーニアスロットリング形の場合は1極の中で固定子歯と回転子歯の位置の関係がずれるのでスティフネス特性のひずみはかなり小さくなり、B機種のスティフネス特性は誘起電圧波形図5(b)とほぼ一致した。

本文では歯の部分の磁気飽和は無視したが、電流を図6のように小さく(0.125A)して磁束密度が低い状態でスティフネス特性を測定しても曲線のひずみは消えなかった。このことからスティフネス特性をひずませる主な原因は歯の磁気飽和でないと考える。

図6のスティフネス特性の測定は1回転2,000パルスのエンコーダとマイコンで軸角度を測定し、トルクは磁わい式トルク計で測定した。この方法によると $\theta > \pi/(2n_r)$ の範囲のトルクも測定が可能となる。

4. 二相励磁時のスティフネス特性

両相のセンタタップとそれぞれの1端子間を励磁した場合のトルク T_2 は(7), (8)式の和から

$$T_2 = B_m \{ \varepsilon_{s1} \varepsilon_{p1} \sin n_r (\theta + \pi/4) + \varepsilon_{s3} \varepsilon_{p3} k_3 \times \sin 3 n_r (\theta - \pi/4) + \varepsilon_{s5} \varepsilon_{p5} k_5 \sin 5 n_r (\theta + \pi/4) \} \times i_l R N n_s \times (1/\sqrt{2}) \quad (\text{N} \cdot \text{m})$$

.....(10)

A 機種を二相励磁したときのスティフネス特性を(10)式で計算し、実験結果とともに図9に示す。同図では一相励磁時のスティフネス特性(図6の実測値)を空間的に $\pi/(2n_r)$ だけずらせて重畳した曲線も示したが、この重畳した曲線は実験結果と良く一致している。二相励磁時のスティフネス曲線の立ち上がりは実験結果および重畳した曲線でかなり小さくなっているが、これは一相励磁時のスティフネス曲線のひずみに原因があることがわかる。

両相の電流の大きさを段階的に変化させて1ステップ角を更に細かく制御する方法(ミニステップ)がある⁽²⁾⁽⁵⁾。A機種について a, b 相の電流をそれぞれ任意の角度 θ_a, θ_b (rad) の関数とし、 $i_0 \cos n_r \theta_a, i_0 \sin n_r \theta_a$ とした場合の θ_a と θ_b の関係を測定し図10の実線で示す。 θ_a と θ_b は直線関係になるのが望ましいが、実線は原点と $\theta_a = \theta_b = \pi/2n_r$ の点を結ぶ直線とかなりずれている。

a 相あるいは b 相を励磁したときのトルクはそれぞ

図9 二相励磁時のスティフネス特性

Fig. 9. Stiffness curve with two phase currents held constant.

図10 ミニステップ駆動時の変位特性

Fig. 10. Displacement performance for the case of mini-step drive.

れの電流に比例するとして、図6のスティフネス特性(実測値)から a 相電流によるトルクと b 相電流によるトルクがバランスする角度を求め図10の破線で示した。計算結果と実験結果はほぼ一致している。図10で θ_a の小さいところでは θ_b の立ち上がりは小さくなり、歯と歯が向き合う位置の近辺では軸の回転角が小さくなる傾向がみられる。このように θ_a と θ_b がずれる原因は、図10で計算結果と実験結果がほぼ一致することから、一相励磁時のスティフネス特性のひずみに原因があることがわかる。

次に θ_a と θ_b が直線関係になるように電流の大きさを調整する方法について検討する。 a 相を励磁したときのスティフネス特性を(11)式、 b 相励磁時のそれを(12)式で表わしたとする。

$$T_a = F(\sin n_r \theta + b_3 \sin 3 n_r \theta + b_5 \sin 5 n_r \theta + \dots) \quad (\text{N} \cdot \text{m}) \quad \text{.....(11)}$$

$$T_b = F(\cos n_r \theta - b_3 \cos 3 n_r \theta + b_5 \cos 5 n_r \theta - \dots) \quad (\text{N} \cdot \text{m}) \quad \text{.....(12)}$$

a 相電流を b 相励磁時のスティフネス特性の形状、 b

相電流を a 相励磁時のステイフネス特性の形状とし、また、トルクは電流に比例するとすると a 相、 b 相のトルク ($\text{N}\cdot\text{m}$) は

$$\begin{aligned} T_a &= F'(\cos n_r \theta_e - b_3 \cos 3n_r \theta_e \\ &\quad + b_5 \cos 5n_r \theta_e - \dots) \times (\sin n_r \theta \\ &\quad + b_3 \sin 3n_r \theta + b_5 \sin 5n_r \theta + \dots) \quad (13) \\ T_b &= F'(\sin n_r \theta_e + b_3 \sin 3n_r \theta_e + b_5 \sin 5n_r \theta_e \\ &\quad + \dots) \times (\cos n_r \theta - b_3 \cos 3n_r \theta \\ &\quad + b_5 \cos 5n_r \theta - \dots) \quad \dots\dots\dots (13') \end{aligned}$$

上の二つの式で $\theta_e = \theta$ のとき $T_a = T_b$ となり、バランスして θ_e と θ は直線関係となることわかる。

A 機種について電流を図 9 の破線 (図 6 の実線とも一致) のように変化させたときの θ を測定し図 10 の点線で示した。同図から電流を一相励磁時のステイフネス特性の形で変化させると θ のずれはかなり小さくなることわかる。

5. ディテントトルク

ハイブリッドステッピングモータでは、電流が流れないときでもある位置に回転子歯を拘束するようなトルク (ディテントトルク) が発生する。無励磁時の安定位置は $\theta = 0$ を含む $4n_r$ 箇所となり、 $\pi/(2n_r)$ の整数倍だけずれた位置で安定する。励磁したときと比較すると、一相励磁時の安定位置は励磁相の歯が向き合った位置で安定し、1 周で n_r 箇所存在する。二相励磁した場合は歯が向き合った位置から $\pi/(4n_r)$ だけずれた位置で安定し、1 周で $2n_r$ 箇所 (励磁の向きをかえた場合) の安定位置が存在する。

軸の角度に対する A 極の固定子歯が切る磁束密度は図 4 の Q 点の磁束密度とみることができる。A 極の前側の歯が切る点の角度は $\theta_0 = \theta_1 - \theta$, B 極の前側で $\theta_0 = \theta_1 + \theta - (\pi/2n_r)$, C 極の前側で $\theta_0 = (\pi/n_r) - \theta - \theta_1$, D 極の前側で $\theta_0 = (\pi/2n_r) + \theta - \theta_1$ となる。1 本の歯の微小角度 $\Delta\theta$ の間の空げきに蓄えられる磁気エネルギー ΔW は

図 11 ディテントトルク特性

Fig. 11. Detent torque characteristics.

$$\Delta W = \frac{B^2}{2\mu_0} \cdot g \cdot \frac{l}{2} \cdot R \cdot \Delta\theta \quad (\text{J}) \quad \dots\dots (14)$$

1 本の歯 (片側) に働くトルク T_o' は

$$T_o' = \frac{\Delta W}{\Delta\theta} = \frac{B^2}{2\mu_0} \cdot g \cdot \frac{l}{2} \cdot R \quad (\text{N}\cdot\text{m}) \quad (15)$$

空げきによる全体のディテントトルク T_o は A 極から D 極まで片側について B^2 を重畳し、 n_r 倍して更に $p/2$ 倍し

$$\begin{aligned} T_o &= \frac{\sum B^2}{2\mu_0} \cdot g \cdot \frac{l}{2} \cdot R \cdot n_r \cdot \frac{p}{2} \quad (\text{N}\cdot\text{m}) \\ &\dots\dots\dots (16) \end{aligned}$$

A 機種について (16) 式で T_o を計算し、ディテントトルクの実測値とともに図 11 に示す。実測値は同図に示したように回転子の位置によって大幅 (図は大小両極端を示す) に変化しているが、(16) 式による計算値は実測値よりかなり小さいことがわかる。

マグネットによる磁束は軸方向にも通るので成層鉄心のすき間、ケース間すき間およびマグネットの中などにも磁気エネルギーは蓄えられる。このエネルギーも θ で変化するのでディテントトルク (このトルクを T_4 とする) の発生原因になると考えられる。A 極の 1 本の歯の磁束 (片側) は $0 \leq \theta \leq (\pi/2n_r) - \theta_1$ で

$$\begin{aligned} \phi_{af} &= \int_{-(\theta+\theta_1)}^{-(\theta-\theta_1)} B_m(\cos n_r \theta - k_3 \cos 3n_r \theta \\ &\quad + k_5 \cos 5n_r \theta + \dots) d\theta \times (l/2)R \quad (\text{Wb}) \end{aligned}$$

θ が $(\pi/2n_r) - \theta_1 \leq \theta \leq \pi/2n_r$ の範囲では

$$\begin{aligned} \phi_{af} &= \int_{-\pi/2n_r}^{-(\theta-\theta_1)} B_m(\cos n_r \theta - k_3 \cos 3n_r \theta \\ &\quad + k_5 \cos 5n_r \theta + \dots) d\theta \times (l/2)R \quad (\text{Wb}) \end{aligned}$$

B, C, D 極について同様に 1 本の歯の磁束を求め、A ~ D 極の磁束の和 ϕ_0 (Wb) を得る。 ϕ_0 による磁気エネルギーを θ で微分して、全体のトルク T_4 は

$$T_4 = \phi_0 (\partial \phi_0 / \partial \theta) R_4 \times n_s (p/4) \quad (\text{N}\cdot\text{m}) \quad (17)$$

R_4 は成層鉄心間のすき間の磁気抵抗、ケース間のすき間の磁気抵抗およびマグネットの磁気抵抗から成り、前の二つ (すき間) の磁気抵抗は空げきの磁気抵抗 R_g の 10% とみることとする。また、マグネットの磁気抵抗は (3.2) 節に示した空げきパーミアンス $P_g = 0.424 \times 10^{-6} \text{ Wb/AT}$, マグネットのパーミアンス $P_m = 1.37 \times 10^{-6} \text{ Wb/AT}$ の値から R_g の 30% とみられ、 R_4 はこれらの和から $R_4 = 0.4 R_g$ となる。(17) 式で $R_4 = 0.4 R_g$ として T_4 を計算し図 11 に併せて示した。同図で T_4 を考慮することによってディテントトルクの計算結果と実験結果はかなり近付くことがわかる。 θ_1 に対する T_o および T_4 は $n_r \theta_1 = \pi/2$

で $T_0=0$, $T_4=0$ となり $n_r \theta_1 > 1.22$ の範囲では $n_r \theta_1$ が小さいほど T_0 , T_4 は大きくなる傾向がみられた。

一相励磁時のスティフネス特性はディテントトルク (T_0 および T_4) も重畳されると考えられる。図 6 の計算値に T_i , T_0 , T_4 を重畳して同図の破線で示した。重畳した曲線 (破線) の形状はスティフネス特性の実測結果と良く一致している。図 6 の実験値は外部からトルクを与えて測定したので摩擦トルクは実験値の方に含まれており、実験値が計算値を上回る原因として摩擦が考えられる。

6. ま と め

ハイブリッドステッピングモータを外部から定速回転させたときの出力電圧式を誘導し、出力電圧と巻線が切る等価的磁束密度、固定子歯幅 $2\theta_1$ および固定子歯のピッチとの関係を求めた。この結果をもとに一相励磁したときのマグネットによる磁束と電流とのさ交によるトルク T_i の式を磁束分布、 θ_1 などを考慮して誘導した。この計算法はパーニャスロット形にも適用できる。最適設計に近いとみられる 3 機種について磁束と起磁力の比、マグネットによる空けきの磁束密度など設計の基礎資料を求めた。

実験で求めたスティフネス特性は T_i の式から求めた曲線に対しかなりひずむことがわかった。その一つの原因として固定子起磁力による磁束と電流とのさ交によるトルク T_i があることを示した。 T_i は $0 < \theta < \pi/(2n_r)$ では T_i を弱め、 $\pi/(2n_r) < \theta < \pi/n_r$ では強めるように働くことがわかった。

二相励磁時のスティフネス特性は安定点からのトルクの立ち上がりが小さくなること、その原因は一相励磁時のスティフネス特性のひずみにあることなどを示した。ミニステップ駆動したときの特性を求め、歯が向き合う近辺で軸の回転角が小さくなる傾向があること、電流を一相励磁時のスティフネス特性の形で変化させると誤差が小さくなることなどを示した。

固定子と回転子間の空けきの磁気エネルギーによるディテントトルク T_0 の計算法を示し実験結果と比較した。 T_0 はディテントトルクの実測値よりかなり小さな値となった。次に固定子と回転子間の空けき以外の磁気回路のすき間、およびマグネットの磁気エネルギーによるトルク T_4 を求め、 $T_0 + T_4$ の計算結果はディテントトルクの実験結果にかなり近付くことを示した。

ディテントトルクは T_i と同じく一相励磁時のスティフネス特性をひずませる原因となり、一相励磁時のスティフネス特性は T_i , T_0 , T_4 などを重畳し

て求められること、二相励磁時のスティフネス特性も T_i , T_0 , T_4 の影響を受けることがわかった。 T_i の計算では巻線の起磁力による鉄心の飽和を無視したがこの問題は今後の課題としたい。

終わりに、御指導賜った本学の須藤全教授、また、計算ならびに実験に多大な協力をいただいた研究室の馬場英治氏、野寺俊夫氏、貴重な資料を提供して下さった日本サーボ(株)の松本工場長、池田部長に深く感謝します。

(昭和 56 年 4 月 27 日受付, 同 57 年 4 月 8 日再受付)

文 献

- (1) A. Hughes, et al.: "Pull-out Torque Characteristics of Hybrid Stepping Motors" *IEE Small Electrical Machines* p. 117 (1976-3)
- (2) 見城・新村: 「ステッピングモータの基礎と応用」 p. 53, 85 92 (昭 54-2) 総合電子出版
- (3) M. R. Harris, et al.: "Static Torque in PM and VR Stepping Motors" *IEE Small Electrical Machines* p. 100 (1976-3)
- (4) M. L. Patterson: "Analysis and Correction of Torque Harmonics in Permanent-magnet Step Motors" Symp. (Univ. of Ill.) p. 25 (1977)
- (5) 大木: 「ステップモータの理論と応用」 p. 43 (昭 54-5) 実教出版
- (6) 竹内: 「電機設計学」 p. 51 (昭 54-10) オーム社
- (7) 横塚, 他: 「ハイブリッドステッピングモータのスティフネス特性」 昭 55 電気四学会北陸支大 No. A-66
- (8) 野寺, 他: 「ハイブリッドステッピングモータのトルク特性」 昭 56 電気学会全大 No. 724
- (9) 高橋: 「電気機器設計 II」 p. 21, 27 (昭 31) 共立全書

付 録

補正係数 ε_{sn} と ε_{pn} について 固定子歯幅 $2\theta_1$ が π/n_r (電気角で π) の場合は歯の左右で切るマグネットによる磁束 (巻線が切ると考えることもできる) は逆になり、巻線の誘起電圧は巻線の左右の電圧の和 (同相) となる。 $2\theta_1$ が π/n_r より狭くなると巻線の左右の誘起電圧に位相差を生じ、1 極の巻線の電圧はベクトル和となる。この関係はみぞ間隔が $2n_r \theta_1 / \pi$ の短節巻⁽⁹⁾と等価となり、 n 次調波に対する係数は

$$\varepsilon_{sn} = \cos n \{ (\pi/2) - n_r \theta_1 \} \dots \dots \dots (付 1)$$

パーニャスロットでは同一の極の中でも固定子歯が切る磁束密度に位相差を生ずる。歯のピッチのずれ角を図 2 のように α (rad.) とすると、隣の歯が切る磁束密度と $n_r \alpha$ の位相差を生じ、 $n_r \alpha$ ずつ位相差をもつ磁束密度を n_s 本の歯で切ることになる。これは隣の巻線の誘起電圧と $n_r \alpha$ の位相差をもつ n_s 個の巻線 (毎極毎相溝数 n_s) を分布させたと等価⁽⁹⁾であり、 n 次調波に対する係数は (付 2) 式で表わせる。

$$\varepsilon_{pn} = \frac{\sin(n \alpha n_r n_s / 2)}{n_s \sin(n \alpha n_r / 2)} \dots \dots \dots (付 2)$$