回転子に銅溶射を施した半径方向磁束形 ヒステリシス電動機

正員 湧井 源二郎 (茨城大)

正員 栗原 和美 (茨城大)

正員 久保田 朋次 (茨城大)

Radial Flux Type Hysteresis Motor with Rotor Ring of Copper Sprayed Surface Layer

Genjiro Wakui, Member, Kazumi Kurihara, Member, Tomotsugu Kubota, Member (Ibaraki University)

This paper describes a new form of the radial flux type hysteresis motor having large output, high efficiency, and high power factor. The rotor has the copper sprayed surface layer on the rotor ring, which is made of Fe-Cr-Co magnet steel and has magnetic anisotropy and slits. The new configuration has two features. First, it is designed to give a combined hysteresis and reluctance-motor action effectively, particularly at synchronous speed. Secondly, it is designed to give a combined hysteresis torque and large torque due to eddy current at asynchronous operation, particularly at starting.

In order to analyze motor performance at synchronous and asynchronous operations, the finite-element method is used. In this paper, magnetic hysteresis is considered by using complex permeability. An agreement between predicted and measured values of motor performance characteristics is good.

キーワード：ヒステリシス電動機，半径方向磁束形，磁気異方性，Fe-Cr-Co 磁石鋼，金属溶射，反作用トルク，渦電流トルク，有限要素解析

1. ま え が き

ヒステリシス電動機は構造が簡単で，振動・騒音が小さいなど優れた特長をもつ反面，他種の電動機に比較して単位体積あたりの出力が小さいという欠点がある。著者らは，ヒステリシス電動機の出力増大を図るために，(i)回転子リングにヒステリシスループ面積が大きい磁気異方性 Fe-Cr-Co 磁石を採用し，ヒステリシストルクの増大⁽¹⁾，(ii)回転子リングにスリットを設けて大きな反作用トルクの付加⁽²⁾を行った。ここでは，磁気異方性 Fe-Cr-Co 磁石にスリットを設けた半径方向磁束形ヒステリシス電動機を対象とする(図1参照)⁽³⁾⁽⁴⁾。

図1の試料電動機が上記(i)，(ii)に基づく同期時特性の改善が著しいことは，既に著者らにより文献

(3)，(4)で報告された。ところで，同期時特性改善のために設けたスリットにより，非同期時には電源周波数 f 成分以外に $(2s-1)f$ 成分のギャップ磁束密度が発生する。これにより， $(2s-1)f$ 成分の平均トルクが生じ，滑り s が $s>0.5$ の範囲では非同期時トルクは増大するが，逆に $s<0.5$ では非同期時トルクが減少するため，非同期時特性は部分的に低下する。そこで，非同期時特性の改善を図るために，既に著者らの一部は，回転子リング表面に銅めっきを施すことにより渦電流トルクを付加して始動トルクの改善を行った⁽¹³⁾。この方法は，例えばめっき厚さ 0.025 mm で約30%始動トルクを増加させるなど，効果は期待できる。しかし，めっきに長時間を要し，実用性は低い。ここでは最近の高度な金属溶射技術を利用し，回転子リングの表面と端面に希望する厚さの銅溶射膜を

図 1 試料電動機の断面図
Fig. 1. Cross section of sample motor.

作ることによって非同期時のトルク改善を図った。

本研究では次の二つの方法で特性改善を行う。

(1) 磁気異方性の回転子リングに極数と同数のスリットを設けて、異方性とスリットの両方による大きな反作用トルクを付加して脱出トルクを増加させる。

(2) 回転子リングの表面と端面に銅を溶射して、非同期時、特に始動時の渦電流トルクを増大させる。

本論文では、初めに(i)有限要素法によるヒステリシス電動機の解析⁽⁶⁾に $(2s-1)f$ 成分を考慮した解析法を提案し、その計算結果が試料電動機の実験結果とよく一致することを述べ、本解析法の妥当性を明らかにする。次に(ii)試料電動機の実験結果と解析結果について述べ、同時期、非同期時の特性が従来のヒステリシス電動機に比較して格段に改善されることを明らかにする。特に、始動時特性については、本提案の半径方向磁束形ヒステリシス電動機と回転子に銅溶射を施した円周方向磁束形ヒステリシス電動機⁽¹²⁾との比較を行い、銅溶射の効果により本提案の半径方向磁束形ヒステリシス電動機の始動トルクの改善が著しいことを明らかにする。

2. 試料電動機

〈2・1〉 試料電動機の仕様 固定子は三相4極、巻線係数0.9331、一次漏れインピーダンス $r_1+jx_1=105+j89.3\ \Omega$ (35°C)、固定子内径 $2R_4=51.2\text{ mm}$ 、軸方向の積厚 $L'=26.0\text{ mm}$ 、試料回転子はA、B、C、Dの4種でAは、図1(a)、(b)の寸法のもの、Bは銅溶射前のもので図1で導体リング(銅溶射)のないもの、Cは回転子リングにスリットがなく、回転子表面に銅溶射も施されていない普通形のもので、リ

表 1 試料回転子
Table 1. Sample Rotors.

単位: mm

試料回転子	A	B	C	D
スリット形状	T字形	T字形	なし	1字形
$2R_3$	50.890	—	—	50.80
$2R_2$	50.590	50.590	50.590	50.20
$2R_1$	37.0	37.0	37.0	36.5
L	26.1	26.1	26.1	26.0
L'	33.31	—	—	32.0
銅溶射	あり	なし	なし	あり

ング寸法および磁気定数はAと同一である。試料回転子Dは回転子に銅溶射を施した円周方向磁束形ヒステリシス電動機で、寸法および磁気定数などの詳細については文献(12)の試料を参照されたい。以上の試料回転子のA~Dの仕様を表1に示す。表1で、 $2R_3$ と $2R_2$ はそれぞれ銅溶射がある場合とない場合の回転子の外径で、 $2R_1$ は回転子リングの内径である。 L と L' はそれぞれ銅溶射がない場合とある場合の回転子の軸方向の長さである。

なお、解析では回転子リング(Fe-Cr-Co 磁石鋼)の導電率を $1.61 \times 10^6\text{ S/m}$ 、導体リング(銅)の導電率を $5.81 \times 10^6\text{ S/m}^{(12)*}$ とした。

〈2・2〉 終端効果 図1に試料電動機(4極)の断面図を示す。図で、斜線の部分が今回新たに銅溶射を施した部分である。また、矢印の破線は磁気異方性の方向を示す。(b)図は(a)図のAA'の断面図を示したものである。ここでは、回転子終端での銅溶射の厚みを終端効果を考慮して厚くしている。Russellは回

*：軟銅の導電率は $5.81 \times 10^7\text{ S/m}$ であるが、溶射することによってその導電率が約1/10程度に減少することが知られているので、ここでは $5.81 \times 10^6\text{ S/m}$ の値を用いた。

表 2 銅溶射前後の終端効果係数 k
Table 2. Coefficients relating end effect before and after copper spray.

	回転子リング部	銅溶射部
銅溶射前	0.3027(1)	---
銅溶射後	0.7121(2.35)	0.9509

注：() 内の数字は銅溶射前の k を 1 とした場合の値。

転子終端付近での軸方向電流成分の減少を、回転子材料の導電率 σ の減少 $ko(k \leq 1)$ として、二次元解析からこの k を求めている⁽⁷⁾。ところで、この係数を用いた電動機の解析結果はトルク-滑り曲線などの実験結果とよく一致することが既に知られているので⁽⁸⁾⁽⁹⁾、ここでもRussellの式を採用することにする。Russellの式を用いて、銅溶射前後の終端効果係数 k の相違を表2に示した。表から、銅溶射後は k が大きくなり、従って軸方向電流が大きくなり増加し、非同期時のトルクが大きくなることが推察できる。

3. 有限要素法によるヒステリシス電動機の解析

〈3・1〉 解析モデルと解析方法 図2は電動機の解析モデルである。ここでは電動機を軸方向に無限に長い円筒と仮定し、二次元断面の一極分だけ（本解析の電動機は三相4極である）を考える。(a)図はスリット中心が固定子歯の中央にある場合、(b)図はスリット中心が固定子スロットの中央にある場合である。同期時、非同期時の磁界分布は一般に上記(a)、(b)図の極端な二つの状態の間で連続的に変化すると考えられる。従って、磁界解析は上記(a)、(b)の二つの状態で行い、それぞれの特性値を求め、実際の特性はその平均をとることとする。ただし、回転子を拘束した始動時の場合、固定子開口スロットによるパーミアンス脈動により発生するトルク T_p は常に基本波成分のトルク、すなわち、ヒステリシストルクと渦電流トルクとの合成を減ずるように働く⁽¹⁴⁾。しかし、(a)図の場合に、 T_p がほぼ零となるので、始動時特性の比較は(a)図の場合について行うことにする。

次に具体的な解析方法について述べる。

本研究では、突極構造のヒステリシス電動機の始動時特性、非同期時特性を対象とする。ここでは、著者ら提案の“複素透磁率を有限要素法に採用した解析法⁽⁶⁾”により磁気ヒステリシス性を考慮する。更に、回転子の突極構造に基づく周波数 $(2s-1)f$ 成分の磁束密度を新たに加えて解析を行うことにする。磁気ヒ

図 2 解析モデル
Fig. 2. Analytical model.

ステリシス性を考慮したヒステリシス電動機の同期時および非同期時特性解析は文献(6)、(3)に詳細に述べてあるので、ここでは省略する。

〈3・2〉 突極構造に基づくトルク 回転子が突極構造であると、ギャップパーミアンス P は一般に次式のように表すことができる⁽¹⁰⁾。ただし、ここでは、固定子鉄心の磁気抵抗とスロットの影響を無視し、回転子の磁気抵抗とスリットのみを考慮する。ギャップを含めた回転子の単位断面積あたりのパーミアンス P は既に明らかにされているように⁽²⁾、回転子座標 θ_2 に対して次式で表される。

$$P = P_0 + P_1 \cos(2p\theta_2) \dots \dots \dots (1)$$

ただし、 θ_2 ：回転子座標からの角度、 P_0 ： θ_2 に対して変化しない一定なパーミアンス、 P_1 ： θ_2 とともに脈動するパーミアンスの最大値、 p ：極対数

次に、基本波起磁力 F は既に知られているように回転子座標系に対して次式となる。

$$F = F_0 \cos(s\omega t - p\theta_2 - \phi_1) \dots \dots \dots (2)$$

$$F_0 = \sqrt{2} m W_1 k_{w1} I_1 / (p\pi) \dots \dots \dots (3)$$

ただし、 s ：滑り、 ω ：電源角周波数、 m ：固定子の相数、 W_1 ：一相の巻数、 k_{w1} ：巻線係数、 I_1 ：励磁電流

エアギャップの磁束密度 B_g は、(1)式と(2)式から次式のように求めることができる。

$$\begin{aligned} B_g &= FP \\ &= F_0 P_0 \cos(s\omega t - p\theta_2 - \phi_1) \\ &\quad + F_0 P_1 \cos(s\omega t - p\theta_2 - \phi_1) \\ &\quad \times \cos(2p\theta_2) \dots \dots \dots (4) \end{aligned}$$

ここで、 B_g を複素表示（時間ベクトル表示）すると次式になる。

$$\begin{aligned} B_g &= \{F_0 P_0 + F_0 P_1 \cos(2p\theta_2)\} \\ &\quad \times e^{j(s\omega t - p\theta_2 - \phi_1)} \dots \dots \dots (5) \end{aligned}$$

複素透磁率を用いた有限要素解析は、滑り周波数の三相電流で励磁した状態を近似して計算するものであ

る⁽⁶⁾。従って、(5)式のギャップ磁束密度の最大値を容易に求めることができる。回転子座標 θ_2 と固定子座標 θ_1 との関係は次式で表せる⁽²⁾。

$$\theta_1 = \theta_2 + (1-s)\omega t / p \dots\dots\dots (6)$$

これから(5)式は次式となる。

$$\begin{aligned} B_g = & F_0 P_0 \cos(\omega t - p\theta_1 - \phi_1) \\ & + (F_0 P_1 / 2) \{ \cos\{(3-2s) \\ & \times \omega t - 3p\theta_1 - \phi_1\} \\ & + \cos\{(2s-1)\omega t + p\theta_1 - \phi_1\} \} \end{aligned} \dots\dots\dots (7)$$

(7)式の第2項と第3項は回転子が突極構造のため発生する磁束密度で、第3項の $(2s-1)\omega$ 成分は文献(2)，(11)でも取上げられているが、文献(11)による方法は $(2s-1)\omega$ 成分（これ以外に高調波成分を含む）に対応するパーミアンスをあらかじめ求めておかなければならない。従って、便利ではあるが膨大な計算量を必要とするので、ここでは以下に示す簡単な方法により、突極構造のため発生する固定子電流成分とそのトルクとを計算する。まず最初に、有限要素解析から $B_{gr} = (F_0 P_1 / 2)$ を求める。次に、 $(2s-1)f$ と $(3-2s)f$ 成分による固定子巻線の誘起電圧の計算を行う。

ところで、 $(3-2s)f$ 成分は三次の空間高調波であるため、その誘起電圧により発生する合成起磁力は零となり、トルクに影響を与えない。従って、以下では、 $(2s-1)f$ 成分によるトルクのみを考慮すればよい。 $(2s-1)f$ 成分による誘起電圧 E_r は次式のように求められる。

$$\sqrt{2} E_r = \sqrt{2} \pi W_1 k_{w1} (2s-1) f \Phi e^{j\omega t} \dots\dots\dots (8)$$

ただし、

$$\Phi = 2\tau L' B_{gr} / \pi \dots\dots\dots (9)$$

τ : エアギャップの1極ピッチ、 L' : 固定子鉄心の有効積厚

次に、この E_r により生じる固定子巻線電流 I_r を求めることにする。この I_r は図3の等価回路から容易に求めることができる。

$$\dot{I}_r = I_r e^{-j\varphi} \dots\dots\dots (10)$$

図で、 X_0 は次式で表される固定子巻線の有効自己リアクタンスである。

図3 一相についての等価回路
Fig. 3. Equivalent circuit per phase.

$$X_0 = E_1 / I_0 \dots\dots\dots (11)$$

ここで、 E_1 : 固定子巻線の誘起電圧（基本波の実効値）、 I_0 : 無負荷時の励磁電流（基本波の実効値）

X_0 は E_1 の関数で、試料機の値を第4章の図15に示す。

I_r は次式となる。

$$I_r = E_r / \sqrt{r_1^2 + \{(2s-1)(x_1 + X_0)\}^2} \dots\dots\dots (12)$$

$$\varphi = \tan^{-1}\{(2s-1)(x_1 + x_0) / r_1\} \dots\dots\dots (13)$$

周波数 $(2s-1)f$ 成分による回転子トルク T は、固定子に作用するトルクに等しいので、次式から求めることができる。

$$T = mp E_r I_r \cos(\varphi) / \{(2s-1)\omega\} \dots\dots\dots (14)$$

4. 銅溶射前後の試料電動機の特性比較

〈4・1〉 同期脱出時特性 図4に同期脱出時特性を示す。同図で、実線が試料機Aの実験値で、一点鎖線が銅溶射前の試料機Bの実験値である。破線が計算値で、計算値は基本波のみを考慮しているので、銅溶射後の計算値も溶射前の値と同じになる。また、×印の実線が試料機Cの実験値である。図から、試料機A、Bの両方の脱出トルク T_{po} は試料機Cのものより格段に大きく、同期時特性の改善が著しいことがわかる。一方、実際の試料機AとBとは、

図4 同期脱出時特性
Fig. 4. Synchronous pull-out characteristics.

T_{p0} がほとんど相違しないように見えるが、入力電流、力率、効率は幾分相違することがわかる。次に、図4の T_{p0} (実験値) をヒステリシストルク T_H と反作用トルク T_r に分離してみる。同期を脱出した時点で T_r は零となり、 T_{p0} は T_H となる。従って、同期脱出の前後におけるトルクを測定して、 T_H と T_r ($=T_{p0}-T_H$) に容易に分離できる⁽⁹⁾。 T_H と T_r の計算値の求め方は文献の(6)、(3)にそれぞれ詳細に述べてあるので、ここでは省略する。銅溶射前後の T_H と T_r をそれぞれ図5、図6に示す。図から、銅溶射後は溶射前に比較し、 T_H は幾分小さく、逆に T_r は幾分大きくなっていることがわかる。しかし、銅溶射の前後でこれらの相違の程度は小さく、銅溶射による同期時特性への影響はかなり小さいと考えられる。また、図5、図6の計算値と実験値の誤差は入力電圧の高いところで大きくなるが、これは実験値の T_H に後記の $(2s-1)f$ 成分のトルクが含まれているためである。

図5 ヒステリシストルク
Fig. 5. Hysteresis torque.

図6 反作用トルク
Fig. 6. Reaction torque.

〈4・2〉 始動時特性 図7に始動時特性を示す。図の計算値は基本波成分のみを考慮した場合で、文献(6)の解析法により求めたものである。実験結果と計算結果が比較よく一致していることがわかる。なお、×印の実線は試料機Cの実験値で、溶射前の試料機Bとほぼ等しいことがわかる。また図から、溶射後の試料機Aの始動トルクはかなり大きく、試料機B、Cより格段に大きいことが明らかである。この始動トルクを構成するヒステリシストルク T_H と渦電流トルク T_E を図8に示す。図から、銅溶射の前後で、 T_H はほとんど変わらないことがわかる。従っ

図7 始動時特性
Fig. 7. Starting characteristics.

図8 始動トルク
Fig. 8. Starting torque.

表 3 銅溶射前後の始動トルクの比較
($V_i=300$ V での計算値)

Table 3. Comparison of starting torques before and after copper spray (calculated values at $V_i=300$ V).

単位: kg-cm		
	銅溶射なし	銅溶射あり
始動トルク	4.16 (1)	5.15 (1.24)
ヒステリシストルク	2.93 (1)	2.75 (0.94)
渦電流トルク	1.23 (1)	2.40 (1.95)
〃 (銅溶射部)	0	0.35
〃 (回転子リング部)	1.23 (1)	2.05 (1.67)

注: () 内の数字は銅溶射なしの数値を 1 とした場合の値。

(a) 試料機 B (銅溶射前)

(b) 試料機 A (銅溶射後)

図 9 磁束分布 ($V_i=300$ V)

Fig. 9. Flux distribution ($V_i=300$ V).

て、始動トルクの増加の大部分は T_E に基づくものであるといえる。更に、このトルク発生部を回転子リング部と銅溶射部に分けると、渦電流トルクの大部分が

図 10 始動時特性 (D 機)

Fig. 10. Starting characteristics (D machine).

回転子リングで発生していることがわかる。表 3 に入力電圧 300 V (同期脱出時で効率最大の電圧) における銅溶射前後の始動トルクとそれを構成する T_H , T_E などを示す。以上から、この始動トルクの増加の要因は回転子リング端部の銅溶射部によるエンドリング効果に基づくものであることは明らかである。図 9 に銅溶射の前後における瞬時磁束分布を示す。銅溶射の前後で磁束分布がほとんど相違しないことがわかる。これは、回転子リングの比透磁率が 20 以下⁽⁹⁾ と小さいため、表 2 程度の k の相違では、磁束分布に相違が現れないことによるもので、ヒステリシス電動機の特長の一つと考えられる。従って、前述したように銅溶射前後の T_H が変化しないことは明らかである。

次に、始動時特性において本提案の半径方向形ヒステリシス電動機 (A 機) が円周方向形ヒステリシス電動機 (D 機)⁽¹²⁾ より格段に優れていること、また、本解析に用いた銅の導電率および終端効果係数がほぼ正しいことを示すために、図 10 に D 機の解析結果と実験結果を示す。図から、実験結果と計算結果が極めてよく一致していることがわかる。これは、(i) 回転子リングが等方性の Alnico 磁石鋼で磁気定数が正確に求められていることと、(ii) 上述のように、溶射後の銅の導電率の値が妥当なことを示している。表 4 に D 機の終端効果係数を示す。A 機と D 機とで、終端効果係数がほとんど等しいことがわかる。図 11 に A 機と D 機との始動トルクの比較を示す。また、表 5 に、A 機と D 機の導体リングの厚さを示す。表か

表 4 銅溶射前後の終端効果係数(D 機)
Table 4. Coefficients relating end effect before and after copper spray(D machine).

	回転子リング部	銅溶射部
銅溶射前	0.3051(1)	—
銅溶射後	0.7185(2.35)	0.9129

注：()内の数字は銅溶射前の k を 1 とした場合の値。

図 11 始動トルク
Fig. 11. Starting torque.

表 5 導体リングの厚さ
Table 5. Thickness of copper sprayed surface layer.

	単位: mm
A 機	0.15(1)
D 機	0.30(2)

注：()内の数字は A 機の導体リングの厚さを 1 とした場合の値。

図 12 磁束分布 ($V_i=200$ V)
Fig. 12. Flux distribution ($V_i=200$ V).

ら、D 機の導体リングの厚さは、A 機のものの 2 倍であることがわかる。図 11 の T_{st} において、D 機が A 機よりも大きいのはこのためである。しかし、入力電圧が 250 V 以上で、 T_e において A 機、D 機ともほぼ等しくなる。これは回転子リング端部の銅溶射部によるエンドリング効果に基づくもので、回転子リング部の渦電流トルク T_e の増加の割合が D 機より A 機のほうが格段に大きいためである。図 12 に試料機 D の磁束分布を示す。

〈4・3〉 非同期時特性 図 13 にトルク-滑り特性の実験値を示す。図から、銅溶射後は溶射前に比較しトルクが、特に滑りの大きいほど大きくなる。ただし、入力電圧が 300 V 以上で、滑り s が 0.1 以下の小さい範囲において、この関係が逆になっているのが見られる。

ここでは、〈3・2〉節に述べた解析法を用いて、試料電動機の非同期時の解析を行う。図 14 に有限要素解析⁽⁶⁾ から得られたギャップ磁束密度分布 B_g を示す。実線は図 2(a) の場合、破線は図 2(b) の場合の計算値である。いずれもスロット高調波の影響が大きく、脈動している。従って、ここでは、(a)、(b)図の平均を求めることで、両者の場合を考慮すると共に、スロット高調波の影響を相殺させる。そして、この結果は一点鎖線で図に示した。更に図に、一点鎖線の B_g の一極あたりの平均値を直線として表した。ここで、(5)式の F_0P_1 は図 14 の B_g の波形を調波分析し

図 13 トルク-滑り曲線
Fig. 13. Torque curves versus slip.

図 14 ギャップ磁束密度
Fig. 14. Flux density at air-gap.

図 15 B_{gm} に対する X_0
Fig. 15. X_0 versus B_{gm} .

図 16 非同期時特性
Fig. 16. Asynchronous characteristics.

て求めることができる。

次に、無負荷時特性から求めた $X_0(\Omega)$ を図 15 に示す。この X_0 と (12), (14) 式から、周波数 $(2s-1)f$ 成分の電流とトルクが求まる。この結果を図 16 に示す。ここで実線は実験値で、固定子巻線電流は高速波形記憶装置を用いて測定し、FFT により基本波成分の I_n と $(2s-1)f$ 成分の I_r とに分離している。破線は計算値である。また、一点鎖線はトルクの計算値で基本波と周波数 $(2s-1)f$ 成分のトルクの和である。

図から、 I_n, I_r の計算値と実験値とはよく一致し、更に $(2s-1)f$ 成分を考慮するとトルクの計算値も実験値に近くなることがわかる。

図 16 から、同期脱出時直後のトルクはこの $(2s-1)f$ 成分の負トルク T_r とヒステリシストルク T_H との和であることがわかる。従って、図 5 で求めた実験値の T_H は、実際の T_H より小さくなる。

5. む す び

本研究で得られた結果をまとめると以下のようになる。

(1) 磁気異方性の回転子リングに極数と同数のスリットを設けて、同期時には異方性とスリットの両方による大きな反作用トルクをヒステリシストルクに加え、また、回転子リングの表面と端面に銅を溶射して、非同期時、特に始動時には回転子リングのヒステリシスおよび渦電流トルクに銅溶射部による渦電流トルクを加えたハイブリッド電動機 (A) を提案した。

この電動機は従来のヒステリシス電動機より格段に大出力、高効率化ができるばかりでなく、著者らによ

ってこれまで提案されてきたB機、C機、D機などより更に大きく特性を改善できることがわかった。

(2) 回転子の突極構造により発生する $(2s-1)f$ (Hz)の平均トルクを考慮した非同期時の特性解析を行った。これにより、トルクの計算値も実験値に近くなった。計算値と実験値の誤差については、本解析法で、(i)空間高調波に基づくトルクの減少と、(ii)磁気異方性に基づく反作用トルクを考慮しなかったためと考えられる。これらについては、いずれも困難な問題であり今後の課題としたい。

ヒステリシス電動機に反作用トルクを付加して、ヒステリシストルクと反作用トルクを複合したHybrid形電動機として脱出トルクの増大を図ったのが提案した電動機の特長の一つであるが、この場合、反作用トルクが脈動トルク、振動、騒音などの増加につながるため、これがあまり大きいと、反作用電動機などに対するメリットが小さくなることが考えられる。しかし、試料電動機では、ヒステリシストルクと反作用トルクがほぼ等しいので、トルクの均一化は十分に行われ、ヒステリシス電動機のメリットは十分保持していると考えられる。

また一般に、ヒステリシス電動機はヒステリシストルクと渦電流トルクによるダンパ作用が大きく、更に試料電動機は非同期時、銅溶射部による渦電流トルクが加わるので、同期電動機としてのダンパ作用は更に大きくなり、従って、振動トルクが抑えられることが十分考えられる。ただし、半径方向磁束形ヒステリシス電動機の脈動トルク、振動、騒音の定量的解析や実験などは、円周方向磁束形ヒステリシス電動機⁽¹²⁾との相違も含め、今後の重要課題と考えている。

本研究にあたり、銅溶射に援助された茨城大学長坂名誉教授、および東京メタリコン(株)の関係各位、試作を援助されたオリエンタルモータ(株)丸島、鈴木氏の両氏、実験に協力された卒研究生竹沢、羽生の諸君に厚くお礼申し上げる。

(平成2年7月26日受付、同3年3月1日再受付)

文 献

- (1) 湧井・久保田・板垣:「Fe-Cr-Co磁石ヒステリシス電動機の実用性に対する実験的検討」, 電学論B, 106, 17 (昭61-1)
- (2) 湧井:「反動トルクをもったヒステリシス電動機とその解析法」, 同上B, 98, 781 (昭53-9)
- (3) G. Wakui, K. Kurihara & T. Kubota: "Radial Flux Type Hysteresis Motor with Reaction Torque-Numerical Analysis of Hysteresis Motor Using Finite Element Method", *IEEE Trans. Magnetics*, MAG-23, 3845 (1987)
- (4) 湧井・協所・久保田:「反作用トルクをもった半径方向磁束形ヒステリシス電動機とその解析」, 電学論D, 107, 1379 (昭62-11)
- (5) 湧井・栗原:「回転子リングに銅溶射したヒステリシス電動機」, 同上B, 97, 238 (昭52-4)

- (6) 湧井・栗原:「有限要素法のヒステリシス電動機への適用」, 電気学会回転機研究, RM-83-5; SA-83-5 (昭58)
- (7) R. L. Russell & K. H. Norsworthy: "Eddy Currents and Wall Losses in Screened-Rotor Induction Motors", *Proc. Inst. Elect. Engrs. Paper*, No. 2525U 163 (1958)
- (8) 片岡:「塊状回転子形誘導電動機とヒステリシス電動機の統一的解析法」, 電学論B, 95, 233 (昭50-5)
- (9) 野中・吉田:「両側式リアモータの等価回路定数と特性計算式」, 電学誌, 90, 890 (昭45-5)
- (10) 誘導機常置専門委員会:「誘導電動機の負荷部の騒音について」, 電気学技報, 120 (昭52-5)
- (11) 山本・石崎:「三相永久磁石同期電動機の解析」, 電気学会回転機研究, RM-83-19 (昭58)
- (12) 湧井・弓削・久保田:「回転子に銅溶射を施した円周方向磁束形ヒステリシス電動機」, 電学論D, 111, 319 (平3-4)
- (13) 湧井・草刈・山本・佐々木:「ヒステリシス電動機特性改善に関する一、二の実験」, 昭35電気四学会連大, 627
- (14) 湧井・板垣・久保田:「回転子リングにスリットを設けたヒステリシス電動機特性」, 電学論B, 100, 189 (昭55-4)

湧井 源二郎 (正員)

昭和4年6月21日生。28年3月東北大学工学部電気工学科卒業。同年4月原電気(株)入社。32年岩手大学工学部電気工学科助手、46年2月同教授。48年4月茨城大学工学部電気工学科に配置換となり、現在に至る。交流電動機および磁気ヒステリシス現象の研究に従事。工学博士。日本応用磁気学会、計測自動制御学会、IEEE 会員。

栗原 和 美 (正員)

昭和29年1月6日生。53年3月茨城大学大学院工学研究科修士課程修了。同年4月(株)日立製作所入社。56年4月茨城大学工学部助手、現在に至る。主として、有限要素法を用いた回転機の解析、永久磁石材料を用いた交流電動機の研究に従事。日本応用磁気学会、日本シミュレーション学会、IEEE 会員。

久保田 朋 次 (正員)

昭和26年12月12日生。49年3月茨城大学工業短期大学部電子工学科卒業。同年1月茨城大学工学部電気工学科技官、現在に至る。小形回転機およびそれに関する磁性材料の研究に従事。日本応用磁気学会、電子情報通信学会会員。