速度フィードバックを用いたローレンツ力型セルフベアリングモータの 非接触浮上回転試験*

荒川 毅郎^{*1}, 上野 哲^{*2}

Non-Contact Rotation Test of Lorentz-Force-Type Self-Bearing Motor with Rotational Speed Feedback

Takero ARAKAWA^{*1} and Satoshi UENO

^{*1} Graduate School of Science and Engineering, Ritsumeikan University
1-1-1 Nojihigashi, Kusatsu, Shiga, 525-8577 Japan

Magnetic bearing motors have the advantages of no friction loss, no lubrication, and so on. However, these motors are not used widely because of their high cost and large size. To overcome these limitations, a self-bearing motor having a simple structure with distributed windings has been proposed. The rotor consists of a permanent magnet and an iron yoke that rotates within the body. The stator consists of a six-phase distributed winding and is installed between the permanent magnet and the back yoke of the rotor. A Lorentz force, generated by the interaction between the stator current and the magnetic field of the permanent magnet, controls the rotational speed and radial position of the rotor. In this paper, a closed-loop torque controller with rotational speed feedback is introduced, and the performance of the controller is verified experimentally. The rotor was able to achieve speeds of up to 10,000 rpm, which is approximately twice the rotational speed achieved in a previous study. Moreover the dynamic torque and motor efficiency are determined, and the characteristics of the proposed motor are discussed.

Key Words : Rotary Machinery, Active Magnetic Bearing, Self-Bearing Motor, Lorentz Force

1. 緒 言

磁気軸受は、摩擦磨耗が無く高速回転が可能、潤滑油を必要としないため真空中や極低温といった環境でも使用可、軸の振動制御など高性能な軸の支持が可能といった多くの利点を有している⁽¹⁾。しかし高価である、軸受力が小さい、装置が大型化するなどの問題により、小型の機器に広く使用されるに至っていない。近年、小型モータの高性能化、高付加価値化の要求が高まっており、そのための磁気軸受の小型化、低価格化が望まれている。これらの実現のためには磁気軸受やモータの構造をできるだけ簡単にすることが望ましく、本研究では小型ブラシレスモータと同様の構造を用いることで、モータの構造を簡単にする。

現在、小型モータとして外径 2mm のスロットレスモータが開発されており、このモータと同様の構造で非接触浮上を実現できる。以前に分布巻線をステータに配置し、ローレンツ力によって軸受力や回転トルクを発生させる磁気軸受およびセルフベアリングモータを提案した^{(4)~(6)}。一般にローレンツ力を用いた磁気軸受では発生できる力が小さいため⁽⁷⁾、ロータ永久磁石による不安定力を打ち消すための力を得るためには大電流を流さなくてはならない。本研究で提案するモータはロータの永久磁石とヨークを一体化し、永久磁石による不安定力をゼロとする構造として、小電流での浮上を実現した。本研究で提案する磁気軸受は構造が簡単なため、小型モータと同程度の大きさで非接触浮上回転が実現できる。

以前の報告では、二つのセルフベアリングモータと一つのスラスト磁気軸受を用いた完全非接触浮上型モータを提案し、開ループトルク制御による浮上回転試験を行った⁽⁶⁾。しかし角度センサの出力変動のため、位置情報の

* 原稿受付 2011 年 10 月 19 日

^{*1} 立命館大学大学院理工学研究科 (〒525-8577 滋賀県草津市野路東 1-1-1)

^{*2} 正員, 立命館大学理工学部機械工学科

E-mail: sueno@se.ritsumeai.ac.jp

微分による回転速度の検出が行えず、閉ループでの回転速度制御は実現できていなかった．今回、回転速度の算出方法を見直すことで閉ループ制御を実現したので、その浮上回転試験の結果を報告する．またモータトルクおよびモータ効率の測定結果を示し、提案するセルフベアリングモータの特性を明らかにする．

2. スロットレスセルフベアリングモータ

2.1 構造と原理

本論文で提案するスロットレスセルフベアリングモータの構造を図1に示す．本モータは、回転トルクの発生とラジアル方向のロータの位置制御を一組のロータとステータで同時に行う．ロータには半径方向に着磁した2極の永久磁石を用いる．バックヨークに対して永久磁石がラジアル方向にずれると不安定力が発生するが、この不安定力が生じないようにバックヨークを永久磁石に固定している．

図2にステータ巻線の展開図を示す．ステータ巻線は空芯の6相分布巻で、永久磁石とヨークの間に挿入される．隣り合う相の間隔が $2\pi/3$ [rad]、各相の行きと戻りが $\pi/2$ [rad]の間隔となるように導線を配置している．

ラジアル方向力および回転トルクの発生原理を図3に示す．図はステータ巻線の巻数が1の場合を表している．図3(a)のように対向する位置にある巻線に同じ向きの電流を流すと、図のようにローレンツ力が発生する．巻線はステータに固定されているため、その反力としてロータにラジアル方向に力 f が発生する．また図3(b)のように対向する巻線に逆向きの電流を流すと回転トルクが発生する．そして図3(c)のようにラジアル方向力電流と回転トルク電流を足し合わせた電流を巻線に流すと、回転トルクとラジアル方向力が同時に発生する．

Fig. 1 Structure of slotless self-bearing motor

Fig. 2 Expanded winding

Fig. 3 Generation of radial force and rotation torque

2.2 軸受力および回転トルク

ラジアル方向の軸受力、回転トルクの理論式を示す．永久磁石により作られるエアギャップ磁束密度 B_g を

$$B_g = B \cos(\theta - \psi) \quad (1)$$

とする．ここで B はギャップ磁束密度の波高値， θ は角位置， ψ はロータの回転角度を表す．巻線に流れる電流 $i_{u1}, i_{u2}, i_{v1}, i_{v2}, i_{w1}, i_{w2}$ を次式とする．

$$\begin{aligned} i_{u1} &= i_{bu} + i_{mu}, & i_{v1} &= i_{bv} + i_{mv}, & i_{w1} &= -i_{bu} - i_{bv} - i_{mu} - i_{mv}, \\ i_{u2} &= i_{bu} - i_{mu}, & i_{v2} &= i_{bv} - i_{mv}, & i_{w2} &= -i_{bu} - i_{bv} + i_{mu} + i_{mv} \end{aligned} \quad (2)$$

ただし

$$\begin{aligned} i_{bu} &= i_x \sin(\psi) + i_y \cos(\psi), & i_{bv} &= i_x \sin(\psi - 2\pi/3) + i_y \cos(\psi - 2\pi/3), \\ i_{mu} &= i_m \cos(\phi), & i_{mv} &= i_m \cos(\phi - 4\pi/3) \end{aligned} \quad (3)$$

ここで i_x は x 方向の位置制御電流， i_y は y 方向の位置制御電流， i_m および ϕ はトルク制御電流の波高値と位相を表す．巻線に働くローレンツ力からラジアル方向の軸受力 f_x, f_y を求めると

$$\begin{cases} f_x = k_b i_x \\ f_y = k_b i_y \end{cases}, \quad k_b = -\left(3l_p + \frac{12l_t}{\pi}\right) \left\{1 + 2\cos\frac{2\pi}{3n} + \dots + 2\cos\frac{(n-1)\pi}{3n}\right\} B \quad (4)$$

と表される．ただし k_b は電流に対する力係数， l_p は巻線の平行部分の長さ， l_t は折り返し部分の長さ， n は巻数を表す．これより軸受力はモータ電流から独立しており， i_x, i_y により制御できることが分かる．

回転トルク τ は次式となる．

$$\tau = k_m i_m \sin(\phi - \psi + \pi/4), \quad k_m = -\left(3l_p + \frac{8(6-3\sqrt{2})l_t}{\pi}\right) \left\{1 + 2\cos\frac{\pi}{3n} + \dots + 2\cos\frac{(n-1)\pi}{6n}\right\} rB \quad (5)$$

ただし k_m はトルク係数， r は巻線の半径を表す．モータ電流の振幅および周波数を一定値 I_m, ω_m とし，ロータが角速度 ω_m で回転している場合，回転トルクは

$$\tau = k_m I_m \sin(\Delta\psi), \quad \Delta\psi = 2\pi\omega_m t - \psi - \pi/4 \quad (6)$$

となる．ここで $\Delta\psi$ はモータ電流とロータ角位置の位相差を表し，この値によって受動的に回転トルクが発生する．以下ではこのトルク制御方法を，ロータ角位置の情報を制御に用いていないことから開ループトルク制御と呼ぶ．

モータ電流にロータの角位置情報を利用する場合，

$$\phi = \psi + \pi/4 \quad (7)$$

とすることで，回転トルクは

$$\tau = k_m i_m \quad (8)$$

となる．この場合， i_m により回転トルクが制御できる．以下，この制御方法を閉ループトルク制御と呼ぶ．

3. 完全非接触型セルフベアリングモータ

3.1 実験装置の構造

実験装置の概要を図4に示す．完全非接触型の装置にするために二つのセルフベアリングモータと一つのスラスト磁気軸受を設けた．

セルフベアリングモータのロータは2極の円筒型永久磁石とバックヨーク，軸などで構成されている．永久磁石には外径 $\phi 22\text{mm}$ ，内径 $\phi 8\text{mm}$ ，長さ 46mm のネオジム磁石を用いた．バックヨークには材料 S45C を用い，外径 $\phi 38\text{mm}$ ，内径 $\phi 24\text{mm}$ ，長さ 51mm とした．コイル位置での磁束密度の波高値は約 0.6T ，ロータの質量は 0.33kg となった．

セルフベアリングモータのステータは永久磁石とバックヨークの隙間に挿入される．ステータコイルは線径 $\phi 0.26\text{mm}$ のエナメル線を1相57巻したものを製作した．ステータコイルの平行部の長さは 6mm ，折り返し部は 8mm ，コイルの半径 13.5mm である．コイルの各相の平均抵抗は 1.6Ω ，自己インダクタンスは $73\mu\text{H}$ となった．式(4)，(5)の力係数およびトルク係数は，それぞれ $k_b = -1.4[\text{N/A}]$ ， $k_m = -0.024[\text{Nm/A}]$ となった．

Fig. 4 Experimental rig

Fig. 5 Location of Hall ICs

(a) Experimental rig

(b) Stator

Fig. 6 Photograph of experimental rig

ロータのラジアル方向の変位を読み取るために、ラジアル方向に渦電流変位センサ（キーエンス：EX-500）を4つ設けた。またロータの角位置を検出するためにステータにホール素子（旭化成エレクトロニクス：HZ-312C）を設けた。ホール素子は下側コイルの下に図5に示すように90度間隔で取り付けられた。

ロータ軸の上部にスラスト磁気軸受、下部にスラスト変位センサを取り付けた。スラスト磁気軸受には永久磁石と電磁石を用い、永久磁石をロータ側に、電磁石をステータ側に取り付けた。電磁石は、直径8mm、長さ30mmのSS400の鉄心にφ0.26mmのエナメル線を210巻した物を製作した。永久磁石は、厚み方向に着磁した直径8mm、厚さ5mmのボタン型ネオジウム磁石を用いた。スラスト磁気軸受のエアギャップは、永久磁石の吸引力とロータの重力が釣り合う位置に設定し、浮上状態で制御電流がゼロとなるようにした。このときの電流に対する力係数は、0.84N/Aとなった。軸方向変位の測定は、下部に取り付けた渦電流センサ（キーエンス：EX-500）によって行う。

実験装置およびステータの写真を図6に示す。

Fig. 7 Control system

Table 1 Parameter of controller

	Radial (PID)	Thrust (PID)	Unit	Speed (PI)	Unit
Proportional gain	2000	8000	A/m	1000	A/rpm
Integral gain	1000	1000	A/(m s)	10	A/(rpm s)
Differential gain	20	50	A/(m/s)	-	-
Differential time constant	0.3×10^{-3}	0.3×10^{-3}	s	-	-

3.2 制御システムとコントローラ

制御システムとコントローラの構成を図7に示す．デジタルシグナルプロセッサ（DSP, dSPACE: DS1104）を核とした制御システムを用いた．変位センサ，ホール素子の電圧をA/DコンバータによりDSPに取り込み，DSPで制御電流を計算し，D/Aコンバータにより出力する．D/Aコンバータの数が制限されているため，DSPから図7に示されている信号を出力し，アナログ回路で式(2)の演算を行った．パワーアンプにはパワーオペアンプ（Burr-Brown:OPA548）を用いて製作した電流出力アンプを使用した．

ロータの位置制御には近似微分を用いたPIDコントローラを用いた．閉ループトルク制御の場合，回転速度の制御にはPIコントローラを用いた．実験に用いたコントローラのパラメータの値を表1に示す．コイルの温度上昇を避けるため，トルク電流に0.4Aの制限を設けた．サンプリング周期は 0.1×10^{-3} [s]とした．

3.3 ホール素子を用いた角位置と角速度の算出

ホール素子の出力電圧 $v_{h1}(t), v_{h2}(t)$ は，次式で表される．

$$v_{h1}(t) = B_H \cos \psi(t) + \Delta_1(t), \quad v_{h2}(t) = B_H \sin \psi(t) + \Delta_2(t) \quad (9)$$

ここで B_H は単位磁束密度当りの出力電圧， $\Delta_1(t), \Delta_2(t)$ は出力電圧の変動を表す．出力変動は永久磁石の着磁の不均一性，ロータ変位，ノイズの影響などによって生じる．

ロータの角位置の推定値 $\hat{\psi}(t)$ は

$$\hat{\psi}(t) = \tan^{-1} \left\{ \frac{v_{h2}(t)}{v_{h1}(t)} \right\} = \tan^{-1} \left\{ \frac{\sin \psi(t) + \Delta_2(t)/B_H}{\cos \psi(t) + \Delta_1(t)/B_H} \right\} \quad (10)$$

となり，出力変動 $\Delta_1(t), \Delta_2(t)$ が B_H に比べて十分に小さい場合， $\psi(t) \approx \hat{\psi}(t)$ となる．

図8にホール素子の出力電圧および推定したロータの角位置を示す．本測定は，スラスト磁気軸受の電磁石を取り外し，その場所にロータリーエンコーダを取り付け，カップリングを介してロータを上側から吊るし，ラジア

Fig. 8 Output of Hall ICs

Fig. 9 Estimated rotor speed

ル方向の位置制御を行いながら回転させて行った．モータのトルク制御は開ループトルク制御を用い，回転数は3,000rpmとした．図は一回転分の測定結果を示している．横軸はエンコーダで測定した角位置，縦軸はホール素子の電圧および推定した角位置である．赤色の線がホール素子1の電圧，青色の線がホール素子2の電圧，ピンク色と水色の線は理想的な正弦波を表している．緑色の線は推定した角位置である．この結果より，ホール素子の電圧に出力変動が見られるが，実際の角位置と推定値の間の誤差は十分に小さいことが確認できた．

ロータの角速度の推定値 $\hat{\omega}(t)$ は角位置の時間微分で得ることができる．しかし角速度の推定値 $\hat{\omega}(t)$ は

$$\begin{aligned}\hat{\omega}(t) &= \frac{d}{dt} \hat{\psi}(t) = \frac{1}{v_{h1}(t)^2 + v_{h2}(t)^2} \left\{ v_{h1}(t) \frac{d}{dt} v_{h2}(t) - v_{h2}(t) \frac{d}{dt} v_{h1}(t) \right\} \\ &= \frac{1}{1 + \frac{\Delta_1(t)\Delta_2(t)}{B_H^2 + B_H\{\Delta_1(t)\cos\psi(t) + \Delta_2(t)\sin\psi(t)\}}} \frac{d}{dt} \psi(t) - \frac{1}{B_H \cos\psi(t) + \Delta_1(t)} \frac{d}{dt} \Delta_1(t) + \frac{1}{B_H \sin\psi(t) + \Delta_2(t)} \frac{d}{dt} \Delta_2(t) \quad (11)\end{aligned}$$

となり，出力変動の時間微分の影響を大きく受け，特に高回転域で誤差が大きくなる．そこで出力変動の影響を取り除くため，一回転に要する時間を測定することで速度を算出した．ホール素子の電圧が，ある値をまたぐ角位置はほぼ一定になるため，電圧が設定した閾値をまたいでから再び同方向にまたぐまでの時間を測定することで，回転速度が計算できる．今回は閾値を， v_{h1} については0V， v_{h2} については $\pm B_H/2$ に設定し，それぞれの上昇時と下降時に時間を測定し，ロータが60度回転する毎に回転速度を算出するようにした．

回転速度の推定結果を図9に示す．開ループトルク制御では，モータトルクが受動的に発生するため，トルク変動が発生する．このトルク変動のため，ロータの回転速度は約2Hzの周期で変動していた．図の青色の線が微分により求めた場合，赤色の線が一周期の時間から求めた場合の結果である．微分による方法では，推定速度の変動が大きく現れているのに対し，一周期の時間から求めた方法では，変動が小さくなっている．しかし実験を行ったサンプリング周期では分解能が3000rpmで約15rpmとなり，これ以上の精度での測定は出来なかった．またこの手法は，一回転しないと正しい値を算出しない問題があり，特に停止時から回転を始めるときに正しく速度を得られない．しかし今回実験を行った回転域においては微分法に比べて良い精度が得られたので，以下の実験ではこの手法を用いて角速度を求めた．

4. 浮上回転実験

開ループトルク制御を用いた浮上回転試験の結果を示す．まず0rpmから10,000rpmまで加速させた時の回転速度，トルク電流，ロータの変位を図10に示す． x_1, y_1 が上側変位センサの出力， x_2, y_2 が下側変位センサの出力である．10,000rpmまで安定した浮上回転制御が実現できた．また目標速度では，開ループトルク制御で現れた速度の変動は発生せず，一定の速度となった．ロータ下側の変位が上側に比べて大きくなったが，これはスラスト磁気軸受により上側からロータを吊るした形になっているためである．ロータの一次および二次危険速度は，インパルス応答の測定結果から690rpm(11.5Hz)および960rpm(16Hz)付近であった．この影響により回転開始直後に振動振幅が大きくなったと考えられる．また x 方向に比べ， y 方向の振動が大きくなっているが，これは巻線の精度

Fig. 10 Acceleration test

Fig. 11 Power consumption

や組立誤差の影響と考えられる．さらに y_1 の振動が 1.2s 付近で小さくなっているが，それぞれの軸の特性の違いなどにより，このような結果になったと思われる．またモータ電流を加えたとき，ラジアル方向にロータが変位しているが，これは巻線の分布が理想的でないため，モータ電流によってもラジアル力が発生しているためだと考えられる．さらに 9,000rpm を越えたあたりから，うねりを伴う振動が現れている．原因としてホール素子の出力変動の影響などが考えられるが，今後さらなる検討を行う必要がある．

図 11 に開ループトルク制御，閉ループトルク制御における上下ステータの消費電力を示す．消費電力は，回転負荷を与えずに浮上回転させ，定常状態でのコイルの電圧・電流波形から電力の瞬時値を求め，一回転分の平均値を計算することで求めた．開ループトルク制御の電流 I_m は 0.2A および 0.4A とした．開ループトルク制御での最高回転数は 9000rpm，閉ループトルク制御での最高回転数は 10,000rpm となった．これ以上はロータの振動が大きくなったため測定を中止した．消費電力は回転数の上昇によって大きくなった．これは空気抵抗による回転抵抗とロータ不釣り合いによる振動が生じたためと考えられる．閉ループトルク制御では定常回転におけるトルク電流が小さくなるため，開ループ制御に比べて消費電力が小さくなっている．すべての制御方法で下側ステータの消費電力が大きくなっているが，これは下側の振幅が大きく，位置制御電流が大きくなったためである．

以上の結果より，閉ループトルク制御を用いることで，開ループトルク制御より正確な速度制御と高速回転が実現でき，さらに消費電力が低減できることが確かめられた．

5. モータ特性

5.1 トルク特性

モータのトルク特性を検証するため，回転時の回転トルクの測定を行った．回転トルクの測定にはバンドブレーキの原理を用いた．ロータのバックヨークの周りに糸を 1 周巻付け，張り側の張力と緩み側の張力の差を計測し，そこに軸半径を掛け合わせることで回転トルクを算出した．張り側の張力，緩み側の張力の測定にはロードセル（共和電業製 LTS-500A 定格容量 5N）を使用した．

Fig. 12 Torque characteristics

Table 2 Coefficients of regression lines

i_m [A]	Slope [mNm/rpm]	Y-intercept [mNm] (theoretical value)
0.4	-3.30×10^{-4}	18.3 (19.0)
0.3	-3.04×10^{-4}	13.7 (14.2)
0.2	-2.88×10^{-4}	9.13 (9.49)
0.1	-2.63×10^{-4}	4.47 (4.74)

モータの制御には閉ループトルク制御を用い、測定は以下の手順で行った。まずトルク制御電流を一定の値にし、回転数制御を行わず、回転負荷を加えた状態でロータを浮上回転させる。回転数が定常状態に達した後、その時の回転トルクと回転数を測定する。そしてロータへの負荷を大きくしながら同様の測定を行っていき、ブレーキトルクがモータトルクより大きくなり、モータが回転できなくなった時点で測定を終了する。図 12 に測定結果を示す。横軸が回転数、縦軸がトルクである。トルク制御電流を 0.1A, 0.2A, 0.3A, 0.4A とした場合について測定を行った。図の点でプロットされている点が測定値で、図の直線は測定値から求めた回帰直線である。回帰直線の係数を表 2 に示す。表中の Y 切片の括弧内の値は式 (5) より求めた理論値である。理論値と測定値がほぼ一致しており、妥当な測定が行われたことが確認できた。

回転トルクは、回転数の上昇によって低下した。一般にモータの損失は、鉄損、軸受損、風損、銅損などがあるが、本モータの場合、鉄心内部を通る磁束の変動がほとんど無いため鉄損は小さく、また摩擦による軸受損はゼロとなる。よってトルク低下の要因は、空気抵抗によるものが支配的であると考えられる。しかし回帰直線の傾きは、モータ電流の上昇によって大きくなっており、モータ電流の影響も原因として考えられる。今後、回転時のトルク特性をより詳細に調べ、トルク低下の原因を明らかにしていく予定である。

5.2 モータ効率

モータ効率 η は、以下の式で算出した。

$$\eta = \frac{P_o}{P_i}, \quad P_o = \tau_o \omega, \quad P_i = \sum_{k=1}^{12} \left[\frac{2\pi}{\omega} \int_0^{\omega/(2\pi)} v_k(t) i_k(t) dt \right] \quad (12)$$

ここで P_o は軸出力、 P_i は消費電力、 τ_o は回転トルクの測定値、 ω はトルク測定時の回転速度、 $v_k(t)$ 、 $i_k(t)$ はコイルの電圧と電流、 k はコイル番号で上下コイルの u_1 相から w_2 相に対応する。この式は、軸受力による電力を含めたモータ効率となる。測定結果を図 13 に示す。トルク電流が大きく、高回転であるほど効率が良く、最大効率は約 60% となった。同程度の大きさと出力を持つ市販のモータの最大効率は 80%~90% 程度であるため、実用化の為にさらなるモータ効率の改善が必要となる。

消費電力およびその内訳を図 14 に示す。この図は、消費電力を棒の高さで表し、軸出力を茶色、風損をオレンジ色、モータ電流による銅損を緑色、軸受力電流による銅損を水色、その他の損失を青色で表したものである。風損は、トルクの測定結果から回転時とゼロ回転時のトルク差に回転数を掛けて算出した。またステータ巻線での一回転当たりの平均銅損 P_c は、次式で表される。

$$P_c = \sum_{k=1}^{12} \left[\frac{2\pi}{\omega} \int_0^{\omega/(2\pi)} R i_k(t)^2 dt \right] = \frac{2\pi}{\omega} \int_0^{\omega/(2\pi)} [6R i_m(t)^2 + 3R \{i_{x1}(t)^2 + i_{y1}(t)^2 + i_{x2}(t)^2 + i_{y2}(t)^2\}] dt \quad (13)$$

これよりモータ電流による銅損 P_{cm} 、軸受力電流による銅損 P_{cb} は、 $i_m(t)$ を一定値 i_m としたため、

$$P_{cm} = 6R i_m^2, \quad P_{cb} = \frac{2\pi}{\omega} \int_0^{\omega/(2\pi)} 3R \{i_{x1}(t)^2 + i_{y1}(t)^2 + i_{x2}(t)^2 + i_{y2}(t)^2\} dt \quad (14)$$

Fig. 13 Total efficiency

Fig. 14 Power component

となり、モータ電流の指令値及び軸受電流の指令値よりそれぞれの銅損を計算した。そしてモータ全体の消費電力から、軸出力、風損、銅損を引いて、その他の損失を求めた。測定中のロータの触れ回り振動は、モータに巻き付けた糸の影響のため図 10 と異なる結果となったが、測定した振動振幅は、モータ電流、回転数に関係なくほぼ一定であった。

軸出力はモータ電流に比例し、モータ電流による銅損はモータ電流の二乗に比例した。風損は、低回転ではモータ電流に依らずほぼ一定、高回転ではモータ電流によって若干増加したが、その差は最大で約 0.6W と小さな値であった。軸受電流による銅損は、回転数およびモータ電流の増加によって二次関数的に増加した。その他の損失は、モータの回転数の増加による変化は小さく、モータ電流の増加によって大きく増加した。

今回の測定では、損失のうち軸受電流による銅損の割合が 25%~50% と大きくなった。このため軸受電流を減らすことが効率改善に効果的であるといえる。軸受電流は、ロータの振動振幅に依存するため、ロータの不釣り合いや軸受力の変動を小さくし、振動振幅を小さくすることが重要である。またモータ電流によるラジアル力が外乱として働き、軸受電流が増加していると考えられるため、モータ電流によるラジアル力を低減する方法を検討する必要がある。さらにその他の損失がモータ電流によって増加しているが、今後、この原因を明らかにし、効率改善につなげていきたいと考えている。

6. 結 言

本論文では、完全非接触型ローレンツ力型セルフベアリングモータに閉ループトルク制御を導入し、試作機による浮上回転試験を行い、その性能を検証した。その結果、10,000rpmでの浮上回転に成功し、従来の制御方法による最高回転数を引き上げることに成功した。またより高精度での速度制御および消費電力の低減が実現できることを確認した。

負荷トルク試験では、回転時におけるトルク特性および回転時の消費電力の内訳を明らかにした。回転数の上昇によるトルク低下は、空気抵抗によるものが支配的であると考えられるが、モータ電流による影響も確認できた。また消費電力の測定では、損失の約半分が軸受電力による銅損であることが分かり、ロータの振動を小さくすることが効率改善に効果的であることが分かった。

今後の課題として、今回明らかになったモータ電流による軸受電力への影響を低減する方法を検討すること、回転時の振動および損失の原因を明らかにし更なる高速回転と消費電力の削減を行うことが挙げられる。

文 献

- (1) 日本機械学会編, 磁気軸受の基礎と応用 (1995), 養賢堂.
- (2) Kanebako, H., and Okada, Y., "New Design of Hybrid Type Self-Bearing Motor for High-Speed Miniature Spindle", *Proceedings of the 8th International Symposium on Magnetic Bearings* (2002), pp. 65-70.
- (3) 上野 哲, 荒井貴行, 小田桐琴也, "バイアス電流を用いた 6 突極型小型磁気軸受の制御浮上回転試験", 日本 AEM 学会誌, Vol. 12, No. 1 (2010), pp. 54-61.
- (4) Ueno, S., Uematsu, S., and Kato, T., "Development of a Lorentz-Force-Type Slotless Self-bearing Motor", *JSME Technical Journal of System Design and Dynamics*, Vol.3, No.4 (2009), pp.462-470.
- (5) 加藤貴久, 上野 哲, "分布巻線を用いたローレンツ力型磁気軸受の磁気軸受特性とその制御", 日本 AEM 学会誌, Vol. 17, No. 2 (2009), pp. 240-246.
- (6) 上野 哲, 荒川毅郎, "スロットレスセルフベアリングモータの非接触浮上回転試験", 日本 AEM 学会誌, Vol. 19, No. 2 (2011), pp. 407-413.
- (7) 徳元隆人, 金箱秀樹, 上野 哲, 岡田養二, "ローレンツ型セルフベアリングモータのスロット有無による特性", 日本機械学会論文集 C 編, Vol. 68, No. 674 (2002), pp. 152-158.