小型 1 軸制御シングルドライブベアリングレスモータの構造と原理

Structure and Principle in a Novel compact One-Axis Actively Positioned Single-Drive Bearingless Motor

杉元 紘也^{*1}, 田中 誠祐^{*1}, 千葉 明^{*1} (正員)

Hiroya SUGIMOTO, Seiyu TANAKA, Akira CHIBA (Mem.)

This paper presents a novel one degree-of-freedom (1DOF) actively positioned bearingless motor. The advantages of the proposed bearingless motor are a compact axial length and high radial stiffness compared with conventional 1DOF bearingless motors. In the proposed bearingless motor, single-drive bearingless motor (SDBM) concept has been adapted. Both torque and axial suspension force are regulated independently by only one three-phase inverter and one displacement sensor. Therefore, the single-drive bearingless motor is low cost and small size. Only axial direction z -axis is actively positioned. The other axes, radial movements x and y , and tilting movements θ_x and θ_y , are passively stabilized. In this paper, a structure and principle of the active axial force generation in a novel bearingless motor are presented.

Keywords: bearingless motor, magnetic bearing, single-drive, one degree-of-freedom, permanent magnet motor.

1 緒言

ベアリングレスモータは、磁気軸受と電動機を磁氣的に一体化し、非接触で回転軸を支持しながらトルクを発生させることができる。機械的な接触がないため、無摩擦、無摩耗、メンテナンスフリーという特長がある。したがって、半導体プロセスで用いられる超純水や薬液を送り出す遠心ポンプ、人工心臓用ポンプ、バイオリアクター用攪拌装置、電力貯蔵用フライホイール、揺動ステージなどへの応用が期待されている[1-7]。

1 軸制御型の磁気軸受モータ及びベアリングレスモータ[8-16]の磁気支持は、軸方向 z のみを能動的に制御し、半径方向 x , y および傾き方向 θ_x , θ_y は受動安定する構造である。したがって、変位センサは 1 台のみ、さらにインバータの数も削減できるので、従来の 5 軸制御や 2 軸制御と比較して低コストである。

1 軸制御型の磁気軸受モータ及びベアリングレスモータの応用として、燃料電池の燃料供給用小型ポンプ[12]や冷却ファン[14], 人工心臓用ポンプ[10, 11, 13]が検討されている。文献[10, 11]は、軸流ポンプや斜流ポンプであり、比較的軸長が大きく、回転子直径が小さい構造である。一方、文献[12-14]は、軸流ファンや遠心ポンプであるため、軸方向の長さに制約があり、軸

長を短くする必要がある。1 軸制御ベアリングレスモータは、一般的に、傾き方向の受動安定化のために、軸長は長く設計する場合が多く、軸長の短縮は容易でない。

本論文では、軸長が短く、さらに受動安定方向の剛性が高い、新しい 1 軸制御型ベアリングレスモータの構造と原理を明らかにする。3 次元有限要素法 (3D-FEM) による電磁界解析によって、支持力やトルクを比較する。ただし、1 台の 3 相インバータのみで、磁気支持力とトルクを発生可能なシングルドライブベアリングレスモータ (SDBM)[15] のコンセプトが適用可能であることを設計条件とする。

2 提案構造と動作原理

2.1 従来構造の特徴と課題

図 1 に 1 軸制御型の磁気軸受モータおよびシングルドライブベアリングレスモータの構造を示す。図 1(a) は磁気軸受モータであり、モータ、スラスト磁気軸受および反発受動型磁気軸受 (RPMB) で構成されている。モータ巻線と支持巻線を備え、少なくとも 3 相インバータと単相インバータが 1 台ずつ必要である。RPMB を大きくすることで半径方向の剛性を向上することが可能であるが、同時に不安定な軸方向の力が増加する。また、片端のスラスト磁気軸受では、一方向にしか軸方向の力を発生させることができない欠点がある。図 1(b) に吸引型の受動型磁気軸受が一体化されたシング

連絡先： 杉元 紘也, 〒152-8550 目黒区大岡山 2-12-1, 東京工業大学電気電子工学専攻,
e-mail: sugimoto@belm.ee.titech.ac.jp

^{*1} 東京工業大学

Fig. 1. Structures of one-axis actively positioned magnetic bearing motor and bearingless motors. (a) Thrust magnetic bearing motor with repulsive PMBs. (b) Single-drive bearingless motor with attractive PMB. (c) Single-drive bearingless motor with repulsive PMBs. (d) Compact single-drive bearingless motor with repulsive PMBs.

ルドライブベアリングレスモータを示す。1 種類の 3 相巻線, 1 台の 3 相インバータのみで軸方向の支持力とトルクを発生できるため, 構造や制御システムがシンプルである。半径方向の剛性を向上するためには, 回転子直径を大きくする必要があるが, 傾き方向の剛性が低下するため, 軸長を長くしなければならない。図 1(c)にラジアルギャップ型のシングルドライブベアリングレスモータを示す。シャフトの両端に RPMB を配置し, 図 1(b)でデッドスペースとなっていた回転子中央のスペースにベアリングレスモータを配置する構造である。著者らは文献[16]で, 図 1(c)の構造について, RPMB の不安定な軸方向の力に打ち勝つ構造を提案した。図 1(d)に RPMB を大きくし, 剛性を向上させ, 軸長を短縮し, 直径を大きくしたシングルドライブベアリングレスモータを示す。半径方向の剛性を高めると, 不安定な軸方向力が増加するため, SDBM はその不安定力に打ち勝つ支持力を発生させる必要がある。図 1(c)の構造の場合, 軸長を伸ばし, 巻数を増加させることにより, 支持力を増加させることは可能であるが, 軸長を短縮した場合, 支持力は低下する。したがって, 軸長を短縮した場合でも支持力を増加させることができる新しい SDBM が必要である。

2.2 半径方向の剛性向上

図 2 に 1 軸制御型の磁気軸受モータおよびベアリングレスモータについて, ギャップファクタに対する半径方向の剛性を示す。ギャップファクタは, 回転子と固定子の間のギャップ g を回転子半径 R で除した値である。一般的に半径方向の剛性は, $1/g$ に比例し, R に比例するため, それらの逆数の比を横軸とすることで, ベアリングレスモータの大きさに依存せずに剛性を比較することが可能となる。また, ギャップファクタが大きくなるに連れて, ギャップの磁束密度が減少

Fig. 2. Radial stiffness versus gap factor.

し, 半径方向の剛性は減少する傾向にある。ポンプ用途の場合, 回転子および固定子の表面に隔壁を設けるため, 3 mm 以上の磁気的ギャップを必要とする場合が多く, 比較的ギャップファクタは大きくなる。一方, 冷却ファンなどの用途の場合, ギャップファクタは大きい必要はない。つまり, ギャップファクタは用途によって要求が異なるが, いずれの用途の場合でも, 半径方向の振動を極力小さくするために, 剛性を高く設計する必要がある。文献[8]は, RPMB を備えたベアリングレスモータであり, ギャップファクタは 0.18 で比較的大きいが, 半径方向の剛性は 2.1 N/mm である。文献[14]は, ギャップファクタは 0.02 であるが, 半径方向の剛性は, 最も大きく 28 N/mm である。著者らは, 既にギャップファクタが 0.2, 半径方向の剛性が 11.2 N/mm の 1 軸制御シングルドライブベアリングレスモータを提案した[16]。従来構造は, 円筒ラジアルギャップ構造でギャップファクタが大きく, 遠心ポンプ向きの構造であった。一方, 本論文では, ギャップファクタは 0.04 程度であるが, 半径方向の剛性が大きいベアリングレスモータを設計する。半径方向の剛性の目標値は 51.6 N/mm であり, 従来構造の解析値に対して 2.5 倍である。

2.3 提案構造と動作原理

図 3 に基本構造および d 軸電流による能動的な z 方向の支持力発生原理を示す。図 3 は、図 1(d) の SDBM 部を示しており、RPMB は省略している。 xy 断面は一般的な表面貼付型永久磁石同期電動機 (SPM) であり、図 3 は 8 極 SPM を示している。固定子は 12 スロットであり、3 相 8 極巻線が施されている。 xz 断面では、回転子は固定子に対して z 軸負方向にシフトさせ、非対向面を設けている。したがって、巻線に電流が流れていない場合であっても、回転子の永久磁石の磁束によって、回転子と固定子の間に z 軸正方向の復元力が発生する。回転子は、例えば、回転子自重や RPMB の不安定な軸方向の力と釣り合う位置で静止する。回転子自重が重ければ、大きい復元力が必要となるため、 z 方向の変位は大きくなる。図 3 中の実線は永久磁石の磁束の向き、破線は巻線によって発生する磁束の向きを示している。正の d 軸電流、すなわち強め界磁電流を流した時、永久磁石の磁束方向と巻線によって発生する磁束方向は一致するため、永久磁石の磁束が強まったように見える。したがって、軸方向の剛性が高まるため、回転子は z 軸正方向に動く。図には示していないが、負の d 軸電流、すなわち弱め界磁電流を流した時、永久磁石の磁束は減少したように見えるため、軸方向の剛性が減少し、回転子は z 軸負方向に動く。以上の原理により、薄型 PM モータについて、回転子を固定子に対して、 z 軸方向にシフトさせ、非対向面を設けることにより、電動機巻線の d 軸電流を用いて、 z 軸方向の位置制御が可能となる。以降、図 3 を構造 A とする。

図 4(a)-(c) に構造 A の改良構造の xz 断面図を示す。図 4(a) は、構造 A の回転子上部に、永久磁石の着磁方向が逆向きの 8 極永久磁石回転子をタンデムに接続した構造である。ただし、上部に追加した永久磁石回転子は固定子鉄心と非対向になるように配置する。固定子と巻線は構造 A と同一であり、1 セットの 3 相巻線のみ施されている。つまり、電動機巻線と支持巻線は一体化されている。回転子上部に着磁方向が逆向きの永久磁石回転子を追加することにより、 z 軸負方向に支持力を発生させることができる。一方、上部の永久磁石回転子は下部と着磁方向が逆向きのため、トルクの減少が予想される。上下の磁石間は、非磁性体部品である。以下、図 4(a) を構造 B とする。

図 4(b) は、図 4(a) の回転子下側の永久磁石を軸方向

Fig. 3. Concept of the proposed compact 1DOF SDBM (structure A) and the principle of active axial force generation by d -axis current.

Fig. 4. xz cross-sectional views of structure B, C and D.

に 2 分割し、それらの間を非磁性体で構成する。つまり、回転子永久磁石は 3 層から成り、下側 2 層は同一着磁方向であり、上側 1 層の着磁方向は逆向きである。

固定子は構造 A 及び B と同一構造である。以下、図 4(b)を構造 C とする。構造 C は構造 A 及び B と異なり、 z 軸方向に関して対称構造である。したがって、 z 軸正方向及び負方向の支持力特性は原点对称となる。一方、固定子と対向する回転子永久磁石の面積は減少するため、トルクの低下が予想される。

図 4(c)は、回転子構造は構造 C と同一であるが、固定子の上下に固定子鉄心とヨークを設けた構造である。ただし、巻線は構造 A-C と同一である。以下、図 4(c)を構造 D とする。上下の固定子鉄心は、回転子永久磁石と非対向となるように配置する。上下の固定子形状は、 xy 平面について中央の固定子構造と同一構造であるが、積厚が異なり、中央の固定子の積厚に対して、3 分の 1 程度とした。上下の固定子鉄心を設けることにより、巻線の磁束の磁気回路が形成され、ギャップ磁束密度が高まるため、支持力の向上が期待される。また、上下固定子は、回転子と非対向であるため、トルクは構造 C と同等であると予想される。

図 5 に構造 D の z 軸方向の支持力発生原理を示す。図は xz 断面の x 軸正方向片側のみを示している。永久磁石の磁束を図中の実線で示し、 d 軸電流によって発生する磁束を破線で示す。3 段構造の上下の回転子磁石は、固定子鉄心と非対向であるので、永久磁石の磁束はギャップ中を斜めに通過し、固定子鉄心に入る。一方、巻線に正の d 軸電流を流した時、通常の d 軸磁束に加えて、中央の固定子鉄心と上または下の固定子鉄心の間で循環する漏れ磁束が新たに発生し、その漏れ磁束により軸方向の支持力が発生する。本論文では、この漏れ磁束を支持磁束と呼ぶ。ギャップ中では支持磁束は z 方向に磁束が流れ、図中のギャップ g_1 とギャップ g_3 では、永久磁石の磁束と支持磁束は強め合い、ギャップ g_2 とギャップ g_4 では磁束は弱め合うため、 z 軸正方向に支持力が発生する。図には示していないが、負の d 軸電流を流した時、 z 軸負方向に支持力が発生する。

3 軸方向の支持力及びトルク解析

3.1 寸法及び材料

構造 A~D について、回転子外径は 27 mm、回転子軸長は 12 mm、固定子外径は 58 mm、固定子と回転子の間のギャップは 0.5 mm である。固定子は 12 スロットであり、中央の固定子に 8 極の集中巻が施されている。回転子の永久磁石及び固定子鉄心材料は、それぞ

Fig. 5. Principle of active axial force generation in case of structure D.

れ N40SH (信越化学工業) 及び 35H360 (新日鉄住金) を用いる。実際、固定子鉄心は 1 枚当たり 0.35 mm のケイ素鋼板が積層される。構造 A~D の回転子質量は、それぞれ 0.080 kg, 0.082 kg, 0.080 kg, 0.080 kg である。構造 B は永久磁石量が多いため、他に比べて質量が大きい。

図 6 に構造 D の RPMB の断面図を示す。回転子、固定子共に、軸方向に着磁された 2 枚のリング型永久磁石の S 極を対向させた構造である。磁石厚、磁石幅は共に 3 mm である。

図 7 に RPMB を含めた構造 D の断面図を示す。RPMB は 3 層の固定子及び回転子の上部及び下部に配置され、半径方向と傾き方向の受動安定に寄与している。回転子と固定子の間のギャップは 0.5 mm である。構造 A~C も同様に、RPMB が上下に配置されている。ただし、RPMB の寸法は、半径方向の剛性が目標値以上となるように調整されている。

図 8 に図 6 の RPMB の半径方向の剛性の解析結果を示す。JMag-Designer (株式会社 JSOL) を用いて 3 次元有限要素法 (3D-FEM) 解析を行った。要素数及び接点数は、それぞれ 746441 及び 136798 であった。本解析は片側の RPMB のみで行い、半径方向の最大変位はタッチダウン幅を想定し、0.3 mm とした。半径方向の変位に対する復元力の係数 k_{rp} は 41.75 N/mm であった。実際は、図 7 に示すように上下両側に RPMB を配置するため、剛性は 2 倍になり、 k_{rp} は 83.5 N/mm となる。

3.2 スタートアップに必要な支持力

構造 A~D は、回転子に永久磁石、固定子に鉄心を持つため、半径方向に変位した時、半径方向に不平衡吸引力が発生する。したがって、半径方向の剛性 k_r は RPMB の正剛性 k_{rp} と SDBM の負剛性 k_{rc} の和となり以下の式で表される。本論文では、半径方向の剛性 k_r の目標値を 51.6 N/mm と定めているため、SDBM の負剛性が大きい場合、RPMB の正剛性を大きくする必要が

ある。

$$k_r = k_{rp} + k_{rc} \quad (1)$$

一方、軸方向の負剛性は RPMB の半径方向の正剛性が大きくなるほど大きくなる。3D-FEM 解析では、軸方向の負剛性は、半径方向の正剛性の約 2 倍となるが、実験では 2 倍より大きくなる傾向にある [17]。したがって、十分大きな能動的な軸方向の支持力が発生するように設計する必要がある。スタートアップするためには、能動的な軸方向の支持力が、RPMB の軸方向の不安定力と固定子鉄心と回転子磁石間の軸方向の不平衡吸引力の和に打ち勝つ必要がある。巻線に電流を流さない場合の z 軸方向の負剛性 k_z は、 k_{rp} 、安全係数 a 、固定子鉄心と回転子磁石間の軸方向の負剛性 k_{zc} を用いて以下の式で表される。

$$k_z = -2ak_{rp} + k_{zc} \quad (2)$$

本設計において、十分余裕を持ち、安全係数は $a = 1.4$ とした。また、軸方向が鉛直方向の場合、回転子の重量も考慮する必要がある。したがって、スタートアップ時の不安定な軸方向力 F_{zt} は、式(1)と軸方向最大変位 z_{max} 、回転子質量 m 、重力加速度 g を用いて以下の式で表される。

$$F_{zt} = -k_z z_{max} - mg \quad (3)$$

したがって、スタートアップを実現するため、電流による能動的な軸方向の支持力 F_{zi} を含めた全体の軸方向力 F_z の条件は、(i)正方向にタッチダウンしている場合と(ii)負方向にタッチダウンしている場合に分けられ、以下のように表される。

$$(i) z_{max} > 0 : F_z = F_{zi} + F_{zt} < 0 \quad (4)$$

$$(ii) z_{max} < 0 : F_z = F_{zi} + F_{zt} > 0 \quad (5)$$

3.3 3D-FEM 磁界解析結果

図 9 に d 軸電流に対する能動的な z 軸方向の支持力 F_{zi} を示す。構造 A 及び B は軸方向に非対称構造であるため、 d 軸電流が 0 の時でも、軸方向の支持力は 0 にならず、 z 軸正方向の支持力が発生している。したがって、 z 軸正方向の支持力は構造 C、D と比較して大きい、負方向の支持力は小さい。一方、構造 C 及び D は対称構造であり、曲線はほぼ原点对称となる。 z 軸正方向の支持力は、構造 A、B に劣るが、負方向

Fig. 6. Cross-sectional view of repulsive passive magnetic bearing in case of structure D.

Fig. 7. Cross-sectional view of structure D with the repulsive passive magnetic bearings.

Fig. 8. Stable radial restoring force in the repulsive passive magnetic bearing in case of structure D.

の支持力が向上している。構造 D は、構造 C の固定子の上下にさらに鉄心を設けたため、ギャップの磁束密度が増加し、支持力が向上した。また、構造 A、B は正の d 軸電流を増加させると、固定子鉄心内で磁気飽和が起こり、 $i_d = 4$ A 付近から支持力は飽和している。一方、構造 C、D は、3 層の永久磁石の内、中央の永久磁石の軸長を短くすることで、永久磁石の磁束を減少させ、固定子鉄心の磁気飽和を緩和している。構造 D の d 軸電流に対する支持力の傾き k_i は、構造 C に対して約 30 % 向上した。

図 10 に電流の位相に対するトルクを示す。回転子

の回転角度は図 3 の xy 断面図に示す位置に固定し、電流の位相を 0° から 180° まで変化させた。回転子は SPM 構造であるため、最大トルクとなる電流の位相は 90 度である。構造 A は、回転子永久磁石と固定子鉄心の対向面積が最も大きいため、トルクは最も大きい。構造 B は、構造 A の回転子上部に着磁方向が逆向きの永久磁石が取り付けられているため、構造 A と比較してトルクは減少している。構造 C 及び D は、中央の永久磁石の軸長を短くしたため、構造 A、B と比較してトルクは減少する。しかし、構造 D と構造 C を比較すると、上下に固定子鉄心を設けたことによるトルクの減少はほとんど無視できる。

図 11 に巻線に電流が流れていない時、回転子が z 軸方向に変位した時の不平衡吸引力を示す。ただし、この解析に RPMB は含まれていない。変位 0.0 mm は、図 3 および図 4 の xz 断面図で示した回転子位置である。構造 A は、変位に対して復元力が発生しているため正剛性であるが、構造 B、C 及び D は、不平衡吸引力が発生しているため、負剛性である。構造 C と D を比較すると、上下に固定子鉄心を設けた構造 D の方が軸方向の不平衡吸引力が大きく、負剛性は約 2.2 倍大きい。

図 12 に巻線に電流が流れていない時、回転子が半径軸方向に変位した時の不平衡吸引力を示す。ただし、RPMB は含まれていない。構造 A、B は回転子永久磁石と固定子鉄心の対向面積が大きいいため、半径方向の不平衡吸引力も大きい。構造 C、D は構造 A、B と比較して、回転子の中央の永久磁石の軸長が短いため、不平衡吸引力は小さい。構造 D の半径方向の負剛性は、構造 A より約 35 % 小さい。また、構造 D の半径方向の剛性 k_r は、 k_{rp} 及び k_{rc} はそれぞれ $k_{rp} = 83.5$ N/mm 及び $k_{rc} = -31.1$ N/mm であるので、式(1)より、 $k_r = 52.4$ N/mm となり、目標値を上回る設計ができていることが確認できる。

図 13 に z 軸正方向のスタートアップ特性を示す。この解析では RPMB が考慮されている。図 8, 9, 11, 12 の解析結果から算出した剛性値を式(4)に代入し、全体の支持力 F_z を算出した。RPMB 及び回転子自重を含めた全体の負剛性 k_z は式(2)により算出した。ただし、能動的な支持力 F_{zi} は、定格電流の 5 倍の電流 $i_d = 6$ A の時の値を用いた。また、安全係数 a は、理想的には 1 であるが、実際は実験値と解析値に誤差が生じるため 1.4 として計算した。構造 A は z 軸負方向の支持力が小さいため、 z 軸正方向からのスタートアップは困難である。構造 B、C 及び D はスタートアップ可能で、

Fig. 9. Active axial force versus d -axis current.

Fig. 10. Torque versus electric angle.

Fig. 11. Magnetic attraction force versus axial displacement.

Fig. 12. Magnetic attraction force versus radial displacement.

その距離はそれぞれ 0.032 mm, 0.065 mm, 0.085 mm である。

図 14 に z 軸負方向のスタートアップ特性を示す。図 13 と同様に式(5)より、全体の支持力 F_z を算出した。図 13 と異なり、構造 A～D の全てにおいてスタートア

ップ可能で、スタートアップ距離はそれぞれ 0.105 mm, 0.103 mm, 0.078 mm, 0.085 mm である。

図 13 及び図 14 の結果から、構造 B～D において、 z 軸正方向及び負方向両側のタッチダウンから、定格電流の 5 倍以内の d 軸電流でスタートアップ可能であることが明らかになった。構造 B と D を比較すると、構造 B は、 z 軸正方向のスタートアップ距離は構造 D の 38 % であり短い、トルクは約 55% 大きいことが利点である。一方、構造 D は、構造 B よりトルクは小さいが、スタートアップ距離が約 2.7 倍広い、 z 軸方向の振動に対して、許容範囲が広い利点がある。

4 結言

高い半径方向の剛性を持つ小型 1 軸制御シングルドライブベアリングレスモータの構造と基本原理を示した。4 種類の構造について、3D-FEM 磁界解析を行い、スタートアップ性能を比較した。タッチダウン距離が短くても良く、また z 方向の振動が小さい場合、構造 B が適している。一方、比較的広いタッチダウン距離が必要な場合は構造 D が適していることが明らかになった。

謝辞

本研究は JSPS 科研費基盤研究 (A) 24246046 の助成を受けて行われた。

(2014 年 4 月 2 日受付, 2014 年 12 月 2 日再受付)

参考文献

- [1] T. Masuzawa, T. Kita, and Y. Okada, "An Ultradurable and Compact Rotary Blood Pump with a Magnetically Suspended Impeller in the Radial Direction", *Artificial Organs*, Vol.25, No.5, pp.395-399, 2001.
- [2] M. T. Bartholet, T. Nussbaumer, S. Silber, and J. W. Kolar, "Comparative Evaluation of Polyphase Bearingless Slice Motor for Fluid-Handling Applications", *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol.45, no.5, pp. 1821-1830, 2009.
- [3] T. Reichert, T. Nussbaumer, and J. W. Kolar, "Bearingless 300-W PMSM for bioreactor mixing," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 59, no. 3, pp. 1376–1388, 2012.
- [4] W. Gruber and W. Amrhein, "Bearingless Segment Motor With Five Stator Elements—Design and Optimization", *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol.45, no.4, pp.1301-1308, 2009.
- [5] T. Nussbaumer, P. Karutz, F. Zurcher, and J. W. Kolar, "Magnetically levitated slice motors—An overview," *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 47, no. 2, pp. 754–766, 2011.
- [6] M. Ooshima, S. Kobayashi, and H. Tanaka, "Magnetic suspension performance of a bearingless motor/generator for flywheel energy storage systems", in *Proc. Power and Energy Society General Meeting*, pp.1-4, 2010.
- [7] A. Chiba, T. Fukao, O. Ichikawa, M. Oshima, M. Takemoto, and D.G. Dorrell, "Magnetic Bearings and Bearingless Drives", Newnes Elsevier ISBN 07506 5727 8, 2005.

Fig. 13. Axial force versus positive axial displacement.

Fig. 14. Axial force versus negative axial displacement.

- [8] T. Ohji, Y. Katsuda, K. Amei and M. Sakui, "Structure of One-Axis Controlled Repulsive Type Magnetic Bearing System With Surface Permanent Magnets Installed and Its Levitation and Rotation Tests", *IEEE Trans. Magn.*, vol. 47, no. 12, pp. 4734-4739, 2011.
- [9] J. Kuroki, T. Shinshi, L. Li, and A. Shimokohbe, "A micro-magnetic bearing using capacitive axial displacement sensing", *Precis. Eng.*, vol. 30, no. 1, pp. 54–62, 2006.
- [10] S. Yang and M. Huang, "Design and Implementation of a Magnetically Levitated Single-Axis Controlled Axial Blood Pump", *IEEE Trans. Industrial Electronics*, vol. 56, no. 6, pp. 2213-2219, 2009.
- [11] I. D. Silva, J. R. Cardoso, and O. Horikawa, "Design Considerations for Achieving High Radial Stiffness in an Attraction-Type Magnetic Bearing With Control in a Single Direction", *IEEE Trans. Magn.*, vol. 47, no. 10, pp. 4112–4115, 2011.
- [12] 岡村ら, 「アキシヤルセルフベアリングモータを用いた小型ポンプのポンプ特性」, 日本機械学会論文集 C 編 Vol. 76, No. 772, pp. 3535-3541, 2010.
- [13] 湯本ら, 「軸方向制御型磁気軸受モータを搭載した小型遠心血液ポンプ」, 日本機械学会論文集 C 編 Vol. 78, No. 792, p. 3064-3072, 2012.
- [14] W. Bauer and W. Amrhein, "Electrical design and winding selection for a bearingless Axial-Force/Torque Motor", in *Proc. International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion (SPEEDAM)*, pp. 1224-1229, 2012.
- [15] J. Asama, Y. Hamasaki, T. Oiwa, and A. Chiba, "A Novel Concept of a Single-Drive Bearingless Motor", *IEEE Trans. Industrial Electronics*, vol. 60, no. 1, pp. 129-138, 2013.
- [16] H. Sugimoto, S. Tanaka, A. Chiba, and J. Asama, "Design and Test Result of Novel Single-Drive Bearingless Motor with Cylindrical Radial Gap", in *Proc. Energy Convers. Congr. and Expo. (ECCE)*, pp. 2466-2473, 2013.
- [17] 齊田 陽, 千葉 明: 「反発受動型ラジアル軸受における 3D-FEM 解析値と実験の比較と考察」, 平成 23 年電気学会全国大会講演論文集, 第 5 冊分 5-227, pp.331-332, 2011.