



Title	高速回転機システムにおける磁気軸受の高付加価値化に関する研究
Author(s)	孫, 浩
Citation	北海道大学. 博士(工学) 甲第14628号
Issue Date	2021-06-30
DOI	10.14943/doctoral.k14628
Doc URL	http://hdl.handle.net/2115/82503
Type	theses (doctoral)
File Information	SUN_HAO.pdf



[Instructions for use](#)

北海道大学大学院情報科学研究科

[博士論文]

高速回転機システムにおける磁気軸受の

高付加価値化に関する研究

Study of Enhancing Added Value of Magnetic
Bearings in High-Speed Rotation Machine System

令和3年6月

主指導教員 小笠原 悟司 教授

提出者

専攻 システム情報科学専攻

学籍番号 79165029

学生氏名 孫 浩

内容

第1章 序論.....	1
1.1 研究背景.....	1
1.2 研究目的と論文の構成.....	3
第2章 高速回転機システムに関する磁気浮上技術の検討.....	6
2.1 伝統的な機械式ベアリングの問題点について.....	6
2.2 対策として採用される磁気軸受について.....	6
2.3 既存の磁気軸受とその課題.....	7
2.3.1 従来型のヘテロポーラ型磁気軸受について.....	7
2.3.2 従来型のホモポーラ型磁気軸受について.....	9
2.3.3 従来スラスト磁気軸受について.....	12
2.3.4 既存の磁気軸受の課題.....	12
2.3.5 低損失低価格が両立できる新型磁気軸受の必要性.....	13
2.4 磁気軸受を用いた5軸能動制御型回転機システムの検討.....	15
2.4.1 一般的な5軸能動制御システムの構造について.....	15
2.4.2 5軸能動制御システムに採用される磁気軸受の課題.....	16
2.4.3 新たな磁気軸受を検討する必要性.....	16
第3章 低損失・低価格を両立する4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究.....	19
3.1 提案構造と極間の形状を検討する必要性.....	21
3.1.1 提案構造.....	21
3.1.2 提案構造の組立方法と軸支持力の発生原理.....	24
3.1.3 極間の形状と幅を検討する必要性.....	28
3.2 オープンスロット形状と全閉スロット形状に関する解析と考察.....	33
3.2.1 軸支持力の比較.....	33
3.2.2 軸支持力の軸間の変動.....	36
3.2.3 回転子コアでの鉄損.....	42
3.2.4 最適形状に関する解析結果.....	45
3.3 結言.....	48
3.4 試作機および実験システムおよび制御系.....	49
3.4.1 製作した試作機および実験システム.....	49
3.4.2 スラストMBに関する制御系システム.....	53
3.4.3 ラジアルMBに関する制御系システム.....	55
3.5 実機における提案構造を考察するため実験の実施.....	57
3.5.1 浮上実験、ステップ外乱試験の実施.....	57

3.6 まとめ.....	61
第4章 円筒形回転子を備えた3軸磁気軸受の磁石レス化に関する研究.....	62
4.1 特定用途における3軸能動制御型磁気軸受の欠点について.....	62
4.2 円筒形回転子を備えたT+RMBの磁石レス化.....	66
4.2.1 機械的構造.....	66
4.2.2 バイアス機能をスラスト巻線に統合した構造.....	69
4.2.3 バイアス機能をラジアル巻線に統合した構造.....	71
4.2.4 ドライブシステムの検討.....	72
4.3 3次元FEMによる軸支持力の比較.....	77
4.3.1 T'+RMB構造の軸支持力特性.....	77
4.3.2 T+R'MB構造の軸支持力特性.....	84
4.3.3 損失の比較.....	89
4.4 結言.....	93
第5章 結論および今後の展望.....	94
5.1 結論.....	94
5.2 今後の展望.....	95
参考文献.....	96
著者が発表した論文.....	102
謝辞.....	103

概要

機械軸受を用いる回転機システムは機械的な接触により摩擦や摩耗が生じるため、高速回転することが難しい状態になっている。そこで、機械軸受の代わりに、電磁力により回転子を完全非接触で浮上回転できる磁気軸受を用いた高速回転機システムが注目されている。近年、回転機システム全体の高速化と小型化を求めているに加え、磁気軸受の低損失、低価格課題になっている。また、産業用のターボ分子ポンプなどの用途においては、永久磁石による吸引力が回転子の抜差しの作業性を悪化させるという問題が残っている。そのため、磁気軸受の磁石レス化やシステム全体の組み立て性の向上など現実問題があり、磁気軸受の高付加価値化が関心を集めている。

一般的な磁気軸受にはヘテロポーラ型とホモポーラ型 2 種類がある。従来型のヘテロポーラ型磁気軸受は構造が簡単で磁石がないのため安価である。しかし、軸支持力の発生原理によりギャップに交番磁束が生じるため回転子での鉄損が多い、冷却が難しいことが欠点である。一方、従来型のホモポーラ型磁気軸受は回転子での鉄損が少ないため冷却が容易ですが、欠点は磁石を大量に使用し、構造が複雑である。また、一定のスロット面積を保つ必要があるため極間の幅が広い、ギャップの磁束密度分布は不均一であり、高速回転時回転子での鉄損が大きいと考えている。そこで、我々の研究チームは 4 つの C 形コアを用いて新たなホモポーラ型磁気軸受を提案した。しかし、提案された新構造の磁気軸受は極間の幅が狭くできるが、ギャップでの磁束を集中するため固定子はストレート歯の形状を採用した。そのため、固定子ティース部に対向する回転子コアでの磁束密度は高くなるのに対し、極間の開口部に磁束密度が低いため、高速回転時ギャップでの磁束密度変化が損失の原因になっている。損失を抑制するため極間の幅をさらに抑える結果、極間に漏れ磁束が発生する恐れがあり、軸支持力特性の大幅な低下と繋がっている。そこで、本研究では以上の問題点に注目し固定子の形状を一般には使用されない全閉スロット形状を採用することで、回転子で発生する鉄損の一層の低減を図る。また、提案する構造は軸支持力の低下が発生しないことと組み立て性が悪化しないことを示し、従来のホモポーラ型磁気軸受の高価、構造が複雑などの課題を解決し、更なる性能向上が可能であることを明らかにする。

一方、5 自由度を能動的に制御する一般的な軸支持システムでは、軸支持部分にスラスト磁気軸受 (TMB) に円板状の回転子を用い、半径方向の軸支持のために 2 個のラジアル磁気軸受 (RMB) を組み合わせた構造が用いられている。しかし、電動機ユニットを含めシステム全体のユニット数が多いためにコストが高くだけでなく、サイズが大きくなることに従い軸長が長くなることで回転軸の共振周波数を低下させ、定格回転数まで危険速度を通過しなければならない恐れがある。また、TMB に円板所回転子が採用するため、システム全体のアセンブリ性が低下になり、回転軸のバランス取りも難しいになっている。そこで、ユニット数を減らすしながらシステム全体の組み立て性を向上させるために、我々の研究チームは円板状回転子の代わりに円筒型回転子を用いた、軸方向の変位と回転軸の傾きの 3 自由度を能動的に制御できる T+RMB 型磁気軸受を提案している。T+RMB を用いた

システムでは RMB と電動機を融合したベアリングレスモータ (BelM) と組み合わせることで、5 自由度を能動的に制御できながら小型化という優れた利点を持つ。また、ユニット数の減少により軸長の短縮が期待でき、定格回転まで危険速度の通過や回転子のバランス取りなどの課題の対策になっている。しかし、産業用のターボ分子ポンプなどの用途においては、定期的に分解して洗浄する必要があるため、T+RMB ではバイアス磁束を提供している永久磁石による吸引力が回転子の抜差しの作業性を悪化させている。そこで、本論文では、産業用のターボ分子ポンプなどの組み立て性の向上を目的として、T+RMB の磁石レス化について検討する。バイアス機能を付加する方法の違いによる 2 種類の構造を提案し、それぞれの構造の軸支持力特性と損失特性を 3D-FEM を用いて比較・検討し、提案構造の妥当性・有効性を検証する。

最後、本研究では磁気軸受の低損失・低価格・磁石レスの面から磁気軸受の高付加価値化を検討する。そして、磁気軸受の高付加価値・低コスト・省資源の面から今後の展望をまとめている。

キーワード: 高付加価値化磁気軸受、低損失、低コスト、省資源化、3 軸能動制御磁気軸受、磁石レス

Abstract

Conventional bearings are in a difficult condition to be applied to high-speed rotation because of the mechanical friction and wear out occur during high-speed rotation. Therefore, instead of the conventional bearings, magnetic bearings that can generate shaft bearing capacity while being non-contact with the rotor are widely adopted. In recent years, in addition to demanding higher speed and smaller size of the entire rotating machine system, low loss and low price of magnetic bearings become issues. What's more, in applications such as industrial turbo molecular pumps, there remains a problem that the attractive force of a permanent magnet deteriorates the workability of inserting and removing the rotor. Therefore, there are practical problems such as making magnetic bearings magnet-less and improving the assembleability of the entire system, and increasing the added value of magnetic bearings is attracting attention.

There are two types of general magnetic bearings, heteropolar type and homopolar type. Conventional heteropolar magnetic bearings are inexpensive because they have simple structures and do not have magnets. However, it has the disadvantages that it is difficult to cool down because there is a lot of iron loss in the rotor. The reason of the iron loss is there is an alternating magnetic flux generated in the gap. On the other hand, the conventional homopolar magnetic bearing is easy to cool down because it has less iron loss in the rotor, but the disadvantage is that it uses a large amount of magnets and its structure is complicated. In addition, since it is necessary to maintain a constant slot area, the width between the suspension poles is wide, the magnetic flux density distribution of the gap is uneven, and it is thought to be the reason of the iron loss in the rotor during high-speed rotation. Therefore, our research team proposed a new homopolar magnetic bearing using four C-shaped cores. However, although the magnetic bearing with the proposed new structure can narrow the width between the suspension poles, because of the stator adopts a straight tooth shape in order to concentrate the magnetic flux in the gap, the magnetic flux density of the rotor core facing the stator teeth is high, while the magnetic flux density is low between the suspension poles, the change of magnetic flux density in the gap causes loss during high-speed rotation. As a result of further suppressing the width between the suspension poles in order to suppress the iron loss, there is a possibility that cause the leakage flux between the poles, which leads to a significant decrease in the suspension force characteristics. Therefore, in this study, we pay attention to the above problems and adopt a fully closed slot shape, which is not generally used, to further reduce the iron loss generated in the rotor. In addition, the proposed structure shows that the suspension force does not decrease and the assembling property does not deteriorate, and it is possible to solve problems such as the high cost and complicated structure of the conventional homopolar magnetic bearing, and further improve the performance.

On the other hand, in general, suspension system that can actively controls 5 degrees of freedom, a disk-shaped rotor is used for the thrust magnetic bearing (TMB) and two radial magnetic bearings(RMB) for the rotor support part. However, by this structure not only the cost is high due to

the large number of units in the entire system, but also the critical speed of revolution is lowered by increasing the shaft length as the size increases. In addition, since the disk in rotor is used for TMB, the assemblability of the entire system is reduced, and it is difficult to balance the rotating rotor. Therefore, in order to improve the assemblability of the entire system and reduce number of units, our research team used a cylindrical rotor instead of a disk-shaped rotor for axial displacement. We are proposing a T+RMB type magnetic bearing that can actively control 3 degrees of freedoms. The system using T+RMB has the excellent advantage of miniaturization of the system while being able to actively control 5 degrees of freedom by combining with a bearingless motor (BeIM). In addition, the rotor length can be expected to be shortened by reducing the number of units of the system, which is a countermeasure for issues such as passing critical speeds and balancing of the rotor. However, in applications such as industrial turbo molecular pumps, it is necessary to disassemble and clean it regularly, but the attractive force of the permanent magnet in T+RMB that provides the bias magnetic flux make it hard to insert and remove the rotor. Therefore, in this study, we will examine the magnetless T+RMB for the purpose of improving the assembleability of industrial turbo molecular pumps. We propose two types of structures depending on the method of adding the bias function to the T+RMB, then compare and examine the suspension force characteristics and loss characteristics of each structure using 3D-FEM, and verify the validity and effectiveness of the proposed structure.

Finally, we examined the value added of magnetic bearings from the viewpoint of low loss, low cost, and magnet-less, and then summarizes the future task in terms of high added value, low cost, and resource saving of the magnetic bearings.

Keywords: high value-added magnetic bearing, low loss, low cost, resource saving, 3-axis active control magnetic bearing, magnet-less

第1章 序論

1.1 研究背景

近年、省資源の目的で高速回転機システム全体の低損失化・高付加価値化が求められている[1-23]。伝統的な機械式ベアリングは摩擦・摩耗が存在するため、高速回転時に適用するのは困難である[24-29]。このため、回転子と完全に接触せず、電磁力で回転子を浮上させることができる磁気軸受が幅広く応用されている。

一般的な磁気軸受はヘテロポーラ型とホモポーラ型 2 種類がある[36-65]。既存の磁気軸受の巻線に流すコントロール電流による生じられたコントロール磁束はバイアス磁束と強め合ったり、弱め合ったり、回転子ギャップにて磁束密度が強め合ったり、弱め合ったり、1つの方向における正負方向の磁束密度差によって軸支持力が発生する。磁気軸受ではバイアス磁束源として一般的に永久磁石が採用されている。しかし、永久磁石は高価であり、大量使用すると高速回転機システム全体のコストが高くなる欠点がある。また、現実問題として特定の用途においては永久磁石を使用することにより高速回転機システム全体構造が複雑になり、アセンブリ性を悪化させる場合がある。一方、永久磁石の代わりにバイアス磁束源をバイアス電流にする場合に、永久磁石を採用する構造よりバイアス電流が流すため、バイアス電流分の銅損が増えている。そこで、軸支持特性を維持しながら高速回転機システム全体の低損失や低コストと良好な組み立て性の中にトレードオフの関係が磁気軸受の課題として近年注目が集まっている。

一方、磁気軸受は回転子が静止浮上している状態に回転子と固定子の間に機械的な接触がないため、高速回転による摩擦・摩耗などの損失が発生しない、メンテナンスフリーの利点がある[13-29]。しかし、軸支持力の発生原理による軸支持力が生じる際にギャップに磁束密度差があり、高速回転時回転子に鉄損が発生するため熱が生じている。この時回転子は伝熱率が低い空気に包まれているため、回転子の冷却が課題になり、回転子での損失を抑制する対策が関心を集まっている。また、磁気軸受を回転機と組み合わせる際、一般的に5軸能動制御型高速回転機システム全体ではスラスト磁気軸受（TMB）に円板状の回転子を用い、半径方向の軸支持のために2個のラジアル磁気軸受（RMB）がある。しかし、この構造ではシステム全体のサイズが大きくなり、特に軸長が長くなるため回転子の共振周波数が低くなることを招いている[30-35]。定格回転数までに危険速度を通過する時、回転軸に変形があり、磁気浮上の制御が難しい、高速回転している回転子が不安定になる恐れがある。また、高速回転時回転子に莫大な運動エネルギーが生じし、回転軸の変形によりシステム全体が暴走になる可能性がある。そこで、高速回転機システムのユニット数を減らす、特に磁気浮上システムの小型化と高付加価値化が強く求められている。

前に述べたように一般的な磁気軸受はヘテロポーラ型とホモポーラ型 2 種類がある。従来のヘテロポーラ型磁気軸受は構造が簡単で磁石がないのため安価である[42-44]。しかし、軸支持力の発生原理による、高速回転時軸支持電流はギャップに生じる交番磁界により多くの鉄損が発生し、システム全体の冷却が難しいと考えられている。一方、従来のホモポーラ

タ型磁気軸受は大型永久磁石を採用し、ギャップに交番磁束が生じしないため、高速回転時へテロポーラ型磁気軸受より回転子での損失が少ない、回転子の冷却が容易の利点があるが、磁石が大量に使用するため、システム全体のコストが高い、構造が複雑などの欠点がある[63-65]。

そこで、磁気軸受の高付加価値化が現実問題の解法として注目を集まっている。

1.2 研究目的と論文の構成

本研究では上記の課題に注目し、高速回転機システムにおける磁気軸受の高付加価値化に関する研究を行う。まず、低損失・低価格が両立できる磁気軸受を開発するため、我々の研究チームで新たなホモポーラ型磁気軸受が提案された。提案された構造は低鉄損と言われる従来のホモポーラ型磁気軸受より極間の幅が更なる狭くできるため、もう一層低損失が実現した。しかし、軸支持力は回転子ギャップの磁束密度の二乗に比例しているため、一般的に軸支持磁束を集中するため巻線のティース部はストレート歯を採用している。固定子ティース部に対向する回転子コアでの磁束密度は高くなるのに対し、極間の開口しているスロットに対向する回転コアでの磁束密度は低くなる。この磁束密度の変化が高速回転時回転子コアに生じる鉄損の原因と考えている。一方、極間の間にブリッジを付ける結果、回転子ギャップの磁束密度変化を緩和できるが、磁束が集中できなくなるため、軸支持力特性が低下になる。また、極間にブリッジを付ける結果、巻線の巻き作業や磁気軸受全体のアSEMBリ性を悪化させているため、ホモポーラ型磁気軸受の軸支持力特性と損失特性のトレードオフ関係は課題になり、軸支持特性を維持しながら低損失が実現できる磁気軸受は強く求められている。そこで、提案する磁気軸受の構造の特徴に着目し、従来の磁気軸受では軸支持力の低下と組立性の低下の両方を招くために一般には使用されない全閉スロット形状を採用することで、回転子で発生する鉄損の一層の低減を図る。その際、提案する構造では、軸支持力の低下が発生しないことを示し、組立性も悪化しないことを説明する。また、提案している構造の極間の形状と幅に注目し、各方向の電磁石間の干渉や漏れ磁束を検討する上最適構造を提案する。最後、新たに提案している新たなホモポーラ型磁気軸受を実装している試作機を製作し、提案する構造の有効性を検証する。

近年ターボ分子ポンプなど産業用途の現実問題における、円筒形回転子を備えた3軸能動制御型磁気軸受の磁石レス化構造が提案されている。軸方向の変位と半径方向の直交する2つの変位の3自由度を能動的に制御するために、TMBとRMBを融合した3軸磁気軸受(T+RMB)の構造は、スラスト磁気軸受(TMB)に円板状の回転子を用い、半径方向の軸支持のために2個のラジアル磁気軸受(RMB)を組み合わせた構造より、軸長が短縮できながらシステム全体のユニット数が削減でき、軸方向に円板状のディスクがないため、システムの組み立て性が良い、回転子のバランス取りが容易などの利点がある。しかし、産業用のターボ分子ポンプなどの用途においては、定期的に分解して洗浄する必要があるため、T+RMBのバイアス磁束を提供している永久磁石は回転子の抜き差しの作業性を悪化させている。したがって、メンテナンス性を向上するためには、損失が増えたとしてもT+RMBの磁石レス化を実現することが強く望まれている。そこで、産業用のターボ分子ポンプなどのメンテナンス性の向上を目的として、円筒型回転子を備えた3軸能動制御磁気軸受の磁石レス化について検討する。永久磁石の代わりにバイアス巻線をバイアス磁束源としてラジアル方向とスラスト方向の軸支持力生じさせる。バイアス機能を付加する方法の違いによる2種類の構造を提案し、それぞれの構造の軸支持力特性と損失特性を3D-FEM

を用いて比較・検討し、提案構造の妥当性・有効性を検証する。

第2章では、5軸能動制御できる高速回転機システムでは磁気軸受の特徴と課題について検討を行う。近年、高速回転機システムの高速化、小型化、低損失化が注目され、伝統的な機械式ベアリングは機械的に接触しているため、摩擦や摩耗が存在し、高速回転時損失が高い、システム全体の保守が必要などの課題があり、高速回転システムに応用するには難しいである。一方、磁気軸受は回転子と固定子完全に非接触であるため、機械的な摩擦や摩耗がない、損失が少ない、メンテナンスフリーなどの利点がある。そこで、磁気軸受は幅広く高速回転機システムに採用されている。しかし、既存の各種類の磁気軸受に欠点や問題点があり、新たな磁気軸受を提案する必要がある。

第3章では、低損失・低価格を両立する4つのC形コアを用いた新たなホモポーラ型磁気軸受に関する検討を行う。低鉄損と言われる従来のホモポーラ型磁気軸受は永久磁石が大量に使用するため、コストが高い、構造が複雑などの課題に注目し、我々の研究チームで提案された4つのC形コアを用いた新型ホモポーラ型磁気軸受より更なる損失が低い新たなホモポーラ型磁気軸受を開発する。本研究ではさらに軸支持力の性能がいい、損失が低い固定子形状を一般的に採用しない全閉スロット形状の構造を提案する。提案する構造では、軸支持力の低下が発生しないことを示し、組立性も悪化しないことを説明する。また、軸支持力特性に大きな影響を及ぼすスロット開口幅についても、軸支持力の大きさと極間での軸支持力の変動を考慮しながら検討を行う。したがって、提案構造について、極間の形状と幅を検討し、最適形状を提案することで、更なる性能向上が可能であることを明らかにする。最後、提案構造を試作機に製作し、提案構造の優れる性能を検証する。試作機に応じてドライブシステムや実験システムを作り、実機での実験結果による提案している磁気軸受の有効性を検証する。

第4章では、円筒形回転子を備えた3軸能動制御型磁気軸受の磁石レス化に関する研究を行う。近年ターボ分子ポンプなどの産業用途では5軸能動制御型高速回転システムが用いられている。しかし、スラスト磁気軸受(TMB)に円板状の回転子を用い、半径方向の軸支持のために2個のラジアル磁気軸受(RMB)を組み合わせた、5自由度を能動的に制御する一般的な軸支持システムでは、ユニット数が多いためシステム全体のサイズが大きい、特に軸長が長い場合、定格回転数まで危険速度を通過する恐れがある。また、軸方向に円板状のディスクがあるため、システム全体の組み立て性を低下させている。そこで、軸方向の変位と半径方向の直交する2つの変位の3自由度を能動的に制御するために、TMBとRMBを融合した3軸磁気軸受(T+RMB)も提案されている。しかし、この構造ではバイアスの磁束源は永久磁石で提供している。産業用のターボ分子ポンプなどの用途においては、定期的に分解して洗浄する必要があるため、システム全体を解体する際磁石が作業性を低下させている。そこで、本章では先行研究の問題点を解決するため新たに3軸能動制御型磁気軸受の磁石レス構造を提案する。そしてバイアス機能を付加する方法の違いによる2種類の構造を提案し、それぞれの構造の軸支持力特性と損失特性を3D-FEMを用いて比較・検討

し、提案構造の妥当性・有効性を検証する。

第5章では、本研究で提案している4つのC形コアを用いた新たな全閉スロット式ホモポーラ型磁気軸受の有効性をまとめる。そして、特定の用途における現実問題を解決するため提案している、3軸能動制御型磁気軸受の磁石レス構造は10%以上に目標仕様に達成できることを示す。最後、磁気軸受の高付加価値化について今後の展望と課題を検討する。

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

第2章 高速回転機システムに関する磁気浮上技術の検討

本章では、高速回転機システムに関する磁気浮上技術の検討を行う。伝統的な機械式ベアリングと違い、磁気軸受は完全に非接触しながら電磁力で軸支持できるため、低損失、メンテナンスフリー、高速回転に応用できるなどの利点がある。磁気軸受は高速回転機システムに幅広い応用されているため、磁気軸受は一般的な高速回転機システムにての役割を紹介する。

2.1 伝統的な機械式ベアリングの問題点について

従来、回転システムにおける摩擦や摩耗を低減するために機械式ベアリングを用いられている。そして、定期的に潤滑油などの補助剤で回転機システムに保守やメンテナンスを実施する。しかし、伝統的な機械式ベアリングは固定子と回転子の間に接触があるため、高速回転時損失が莫大になり、システム全体は長時間の高速運転状態を維持するには難しい課題がある。また、高出力を実現するために長時間の高速運転による機械的な損傷やシステム全体の錆などの現実問題があるため、伝統的な機械式ベアリングは高速回転機システムに適用するには厳しいであると考えられている。

2.2 対策として採用される磁気軸受について

伝統的な機械式ベアリングは以上の課題があるため、固定子と回転子完全に非接触である電磁力で軸支持できる磁気軸受は注目されている。磁気軸受における軸支持力が発生時、巻線に通電することにより磁極を作り出す、ギャップの磁束密度差による軸支持力が生じる。軸支持巻線に流すコントロール電流の方向と大きさを調整し、コントロール電流による生じられたコントロール磁束はバイアス磁束とお互いに強め合ったり、弱め合ったり、回転子のギャップに磁束密度差を作り、回転子を固定子と非接触で浮上させる。一般的に磁気軸受はヘテロポーラ型とホモポーラ型 2 種類があり、それぞれの軸支持力発生原理は後節で説明する。そこで、磁気軸受は伝統的なベアリングと軸支持の原理が異なる、静止浮上する時に完全に機械的な接触がない利点があり、高速回転時摩擦や摩耗より機械的な損失をはるかに低減できる。また、潤滑油など定期的に保守が必要ではない、メンテナンスフリーなどのメリットがある。磁気軸受を採用するによりシステム全体の長寿命、低損失、保守なしが望めるようになった。

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

2.3 既存の磁気軸受とその課題

一般的に磁気軸受はヘテロポーラ型磁気軸受とホモポーラ型磁気軸受 2 種類がある。本節では、従来ヘテロポーラ型磁気軸受と従来ホモポーラ型磁気軸受における、各種類の磁気軸受の特徴とその課題について検討する。その上、既存の磁気軸受の課題について低損失低価格を両立できる新型な磁気軸受の必要性を議論する。

2.3.1 従来型のヘテロポーラ型磁気軸受について

図 2-1(a)は従来のヘテロポーラ型磁気軸受の構造を示している。従来のヘテロポーラ型磁気軸受は磁石がないため、構造が簡単、安価である。各巻線に流す電流ではバイアス成分とコントロール成分が重畳している。図 2-2(b)は y 方向に負荷時軸支持力の発生原理を示している。緑点線は各巻線に常に流しているバイアス電流により生じているバイアス磁束を示す。また、赤い点線はコントロール磁束を示す。y 正方向に軸支持力が発生する際に、y 正方向の巻線に流す電流 i_{y+} ではバイアス電流 i_b とコントロール電流 i_{yc} の方向が同じのため、各電流による生じる磁束はお互いに強め合い、回転子ギャップの磁束密度が高くなる。y 正方向の巻線に流す電流 i_{y+} は式(1)で示す:

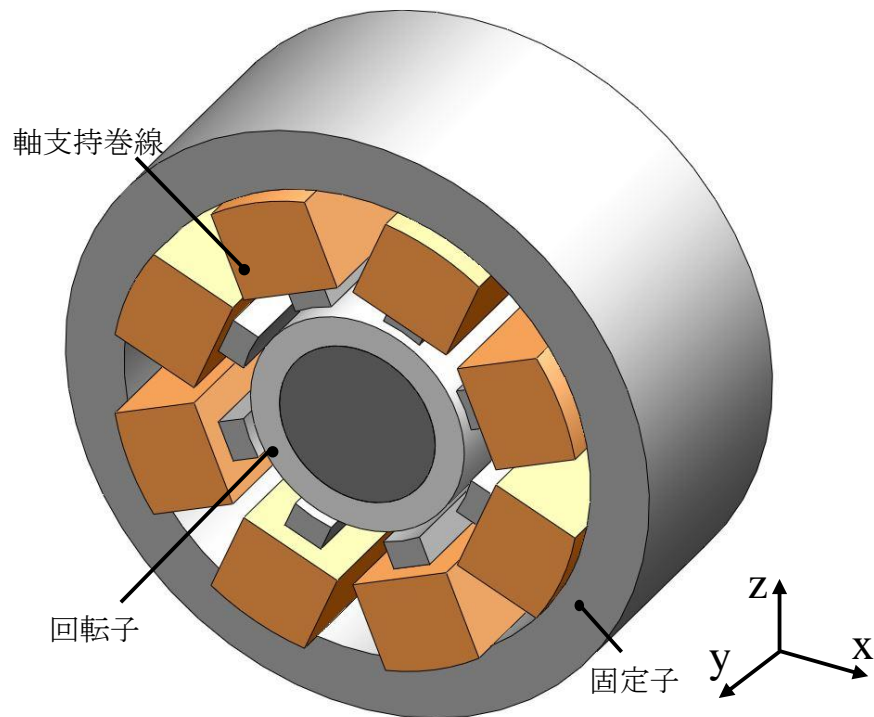
$$i_{y+} = i_b + i_{yc} \quad (1)$$

一方、逆方向の巻線に流す電流 i_{y-} はバイアス電流 i_b の方向とコントロール電流 i_{yc} の方向が逆のため、各電流による生じる磁束はお互いに相殺し、回転子ギャップの磁束密度が低くなる。y 負方向の巻線に流す電流 i_{y-} は式(2)で示す:

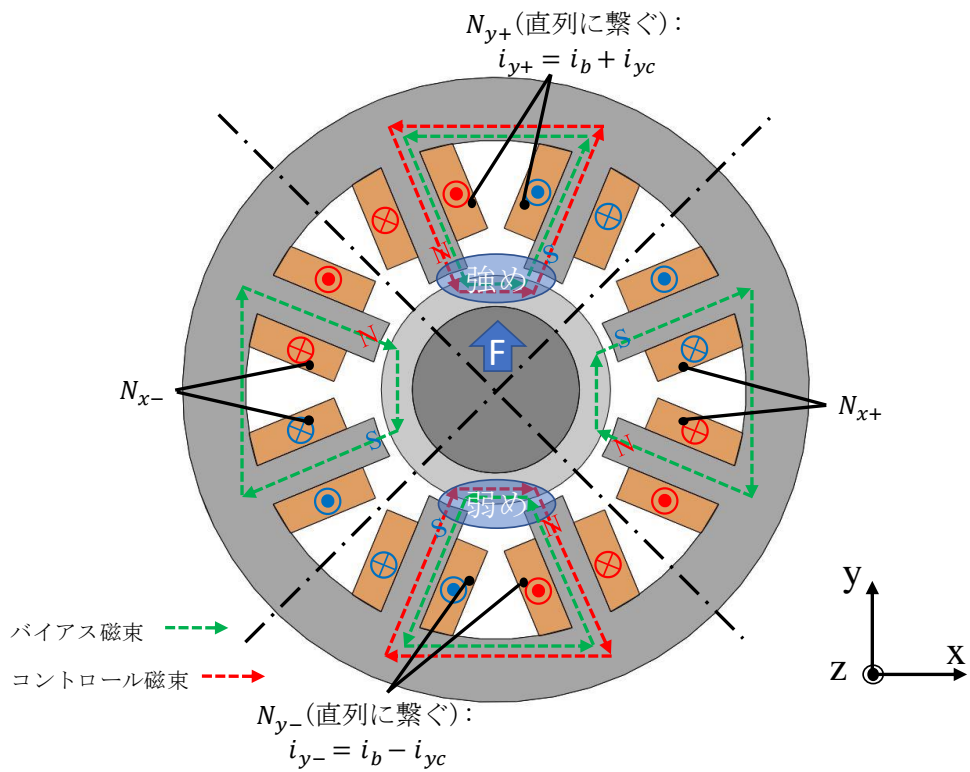
$$i_{y-} = i_b - i_{yc} \quad (2)$$

そこで、回転子ギャップにて磁束密度差があり、y 正方向に軸支持力を生じる。同一原理でほかの方向に軸支持力が発生できるため、各方向の合成力で従来のヘテロポーラ型磁気軸受は各方向の軸支持力が発生できることがわかる。

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究



(a) 一般的なヘテロポーラ型磁気軸受の構造



(b) 一般的なヘテロポーラ型磁気軸受の軸支持力発生原理図

図 2-1. 一般的なヘテロポーラ型磁気軸受の構造&軸支持力発生原理.

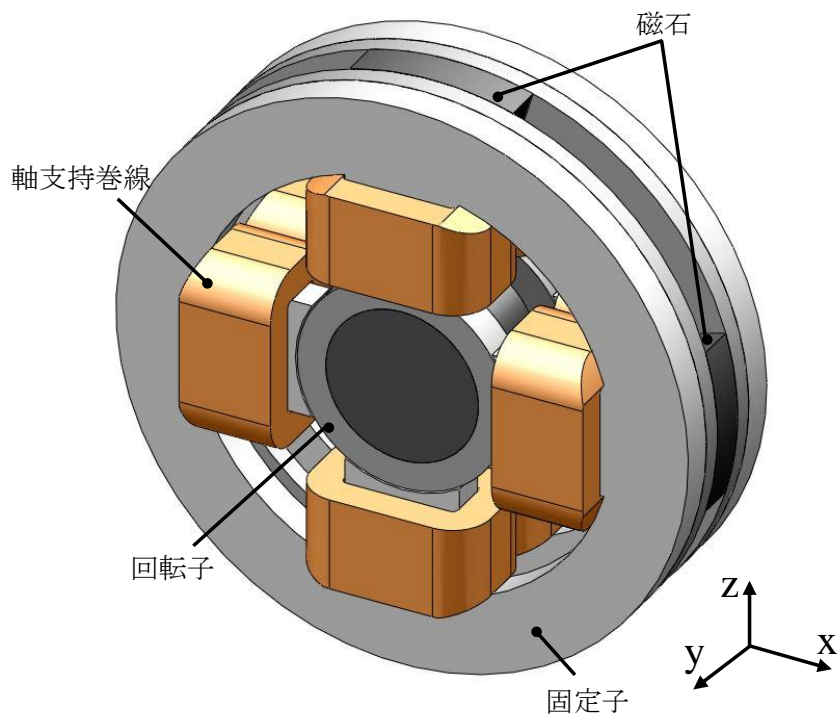
第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

2.3.2 従来型のホモポーラ型磁気軸受について

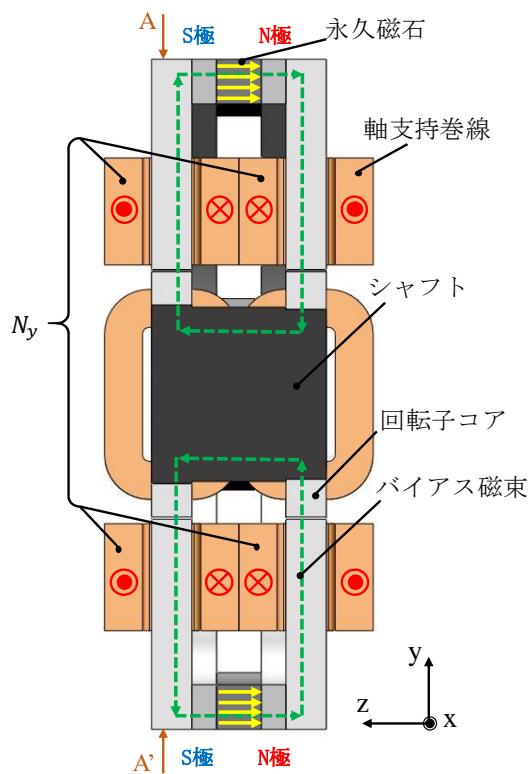
一方、図 2-2(a)は従来型のホモポーラ型磁気軸受の構造を示している。従来型のホモポーラ型磁気軸受は大型磁石を用いバイアス磁束を提供しているため、径方向の回転子ギャップの極性は同じである。図 2-2(b)は従来型のホモポーラ型磁気軸受のバイアス磁束の流れを示している。バイアス磁束は磁石の N 極から固定用のリングに通って固定子に入る。そして、回転子ギャップに介して回転子に流れ込んでからまた逆方向の回転子ギャップに通って逆方向の固定子に入る。最後、逆方向の固定用のリングから磁石の S 極に戻る。そして、図 2-2(c)に AA'切面による軸方向固定子での磁束流れを示す。巻線による生じるコントロール磁束は固定子の径方向に流している。巻線 N_x と N_y には各方向における正負方向で巻線 N_{x+} 、 N_{x-} と N_{y+} 、 N_{y-} に分け、図に示すように 1 つの方向に 4 つの巻線がそれぞれ直列に繋いでいる。軸支持力が発生する際 N_x や N_y の 4 つの巻線に 1 つのコントロール電流を流し、生じられるコントロール磁束は磁石で生じられたバイアス磁束と強め合ったり、弱め合ったり、回転子ギャップに磁束密度差を作り軸支持力が生じられる。

図 2-2(d)は y 正方向に軸支持力が発生時軸支持力の発生原理を示している。 y 正方向の軸支持巻線は直列に繋ぐのため、コントロール電流が流す際に垂直の正方向にコントロール磁束とバイアス磁束の方向が同じのため、正方向の回転子ギャップにての磁束密度は強め合っている。一方、負方向におけるコントロール磁束とバイアス磁束が相殺し、負方向の回転子ギャップにての磁束密度は弱め合っている。そこで、垂直正方向の磁束密度が強め合い、垂直負方向の磁束密度は弱め合い、ギャップにて y 正方向に磁束密度差があるため、垂直の正方向に軸支持力が生じられる。同一原理で垂直の負方向に軸支持力が発生できる。垂直方向と同様のように水平方向の正負方向に軸支持力が生じられる。そこで、従来型のホモポーラ型磁気軸受は各方向の軸支持力が生じられることがわかる。

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

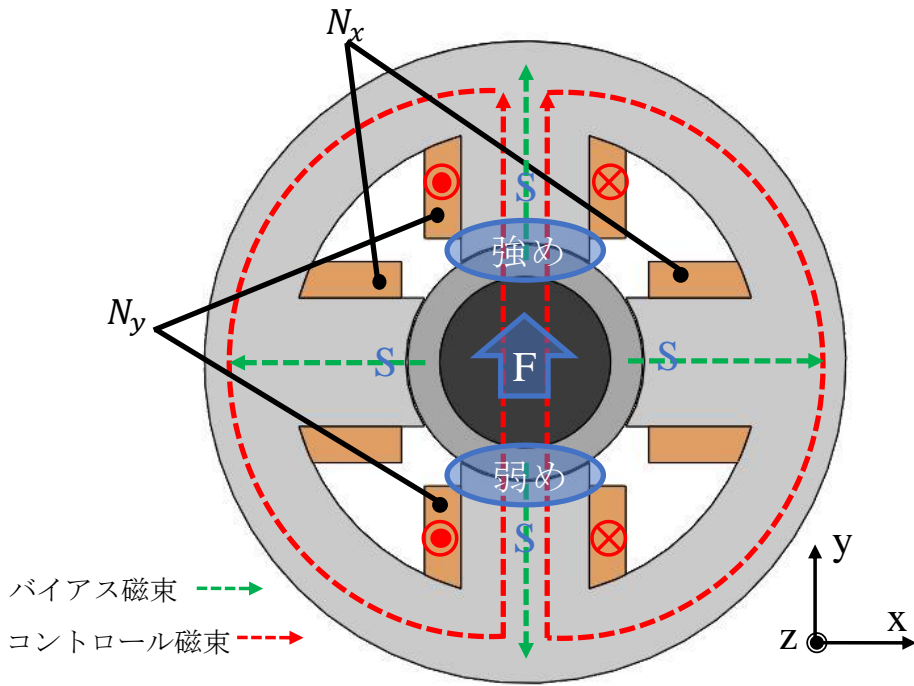


(a) 一般的なホモポーラ型磁気軸受の構造

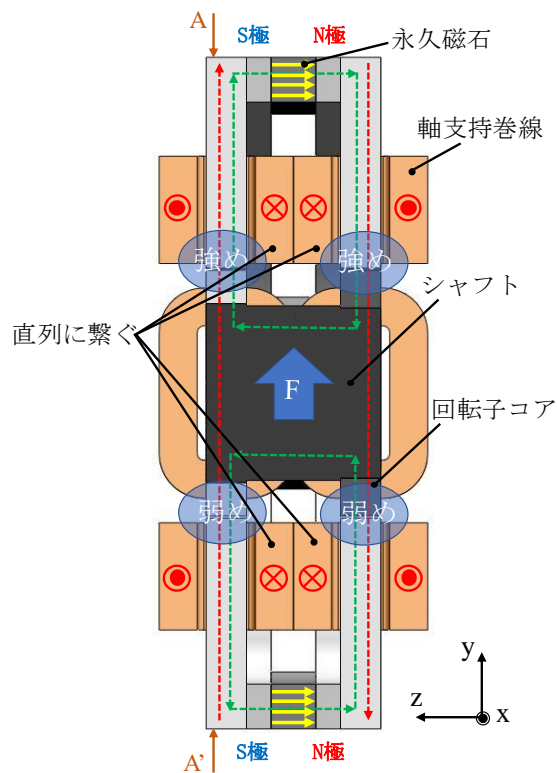


(b) 一般的なホモポーラ型磁気軸受の磁石磁束流れ

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究



(c) 一般的なホモポーラ型磁気軸受軸支持力が発生時磁束流れ図(AA'切面)



(d) 一般的なホモポーラ型磁気軸受の軸支持力発生原理

図 2-2. 一般的なホモポーラ型磁気軸受の構造&軸支持力発生原理.

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

2.3.3 従来スラスト磁気軸受について

一方、ラジアル平面にヘテロポーラ型磁気軸受やホモポーラ型磁気軸受により回転子径方向の運動制御ができるが、回転子の軸方向を制御するためスラスト磁気軸受が必要である[89]。図 2-3(a)は一般的なスラスト磁気軸受の構造を示している。シャフトに円板状ディスクを実装し、円板の軸正負方向に軸支持巻線巻いている。軸支持巻線に流すコントロール電流によりコントロール磁束が生じられ、緑点線で示すバイアス磁束と作用し、ギャップでの磁束密度の強さを強め合ったり、弱め合ったり、軸方向の軸支持力を生じさせている。そこで、回転子の軸方向を制御する。図 2-3(b)は単一方向の軸支持力が発生する時の軸支持力発生原理を示している。図に示すように軸方向の正方向に軸支持力が生じる時、軸性方向の巻線に流している電流 i_{z+} は式(3)で示す:

$$i_{z+} = i_b + i_{zc} \quad (3)$$

コントロール電流の方向をバイアス電流の方向と同じであるため、軸正方向の回転子ギャップの磁束密度を強め合っている。一方、軸負方向の巻線に流している電流 i_{z-} は式(4)で示す:

$$i_{z-} = i_b - i_{zc} \quad (4)$$

コントロール電流の方向をバイアス電流の方向と逆であるため、軸負方向の回転子ギャップの磁束密度を弱め合っている。そこで、回転子ギャップにて軸方向の正負方向に磁束密度差が生じられ、軸正方向の軸支持力が生じる。同一原理で逆方向の軸支持力も生じられる。そこで、スラスト磁気軸受で回転子の軸方向の運動を制御できるようになった。

2.3.4 既存の磁気軸受の課題

従来のヘテロポーラ型磁気軸受は永久磁石がないため構造が簡単で安価である。しかし、高速回転時回転子コアの一点から一周回転する際、回転子ギャップにN極とS極の交番磁束があり、回転子コアでは交流磁束が生じるため、高速回転時回転子での損失が高いことは欠点である。

一方、従来のホモポーラ型磁気軸受では永久磁石でバイアス磁束を提供しているため、回転子ギャップ内に磁界の極性が同じであり、高速回転時回転子コアでは磁極の変化がないため、従来のヘテロポーラ型磁気軸受より低損失である。そこで、高速回転時ヘテロポーラ型磁気軸受より回転子での損失を抑制できる。しかし、各巻線 $N_{x+}N_{x-}N_{y+}N_{y-}$ では二つの巻線が直列に繋ぐ、コイルエンドは4つがあり、構造のサイズや軸長が長くなる欠点がある。また、大型磁石が存在することによるヘテロポーラ型磁気軸受より構造が複雑で高価になる。

そして、軸支持力はギャップの磁束密度の二乗に比例していることによる、従来のヘテロポーラ型磁気軸受やホモポーラ型磁気軸受は軸支持磁束を集中するため、固定子形状はストレート歯を採用するのは一般的である。前に述べたように従来ホモポーラ型磁気軸受は従来のヘテロポーラ型磁気軸受により低損失できるが、極間の幅が大きいのため、固定子の

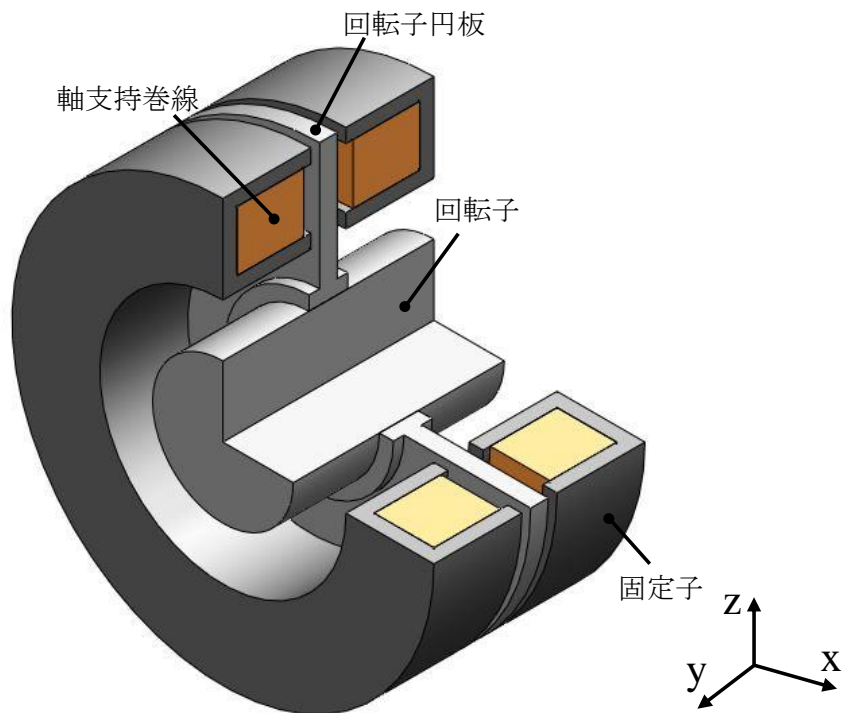
第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

ティース部と対向する回転子コアにての磁束密度が高く、一方、固定子極間の開口部と対向する回転子コアにての磁束密度が低く、高速回転時回転子ギャップの磁束密度変化が激しいである。そのため、従来のホモポーラ型磁気軸受の損失を抑制するには課題になっている。

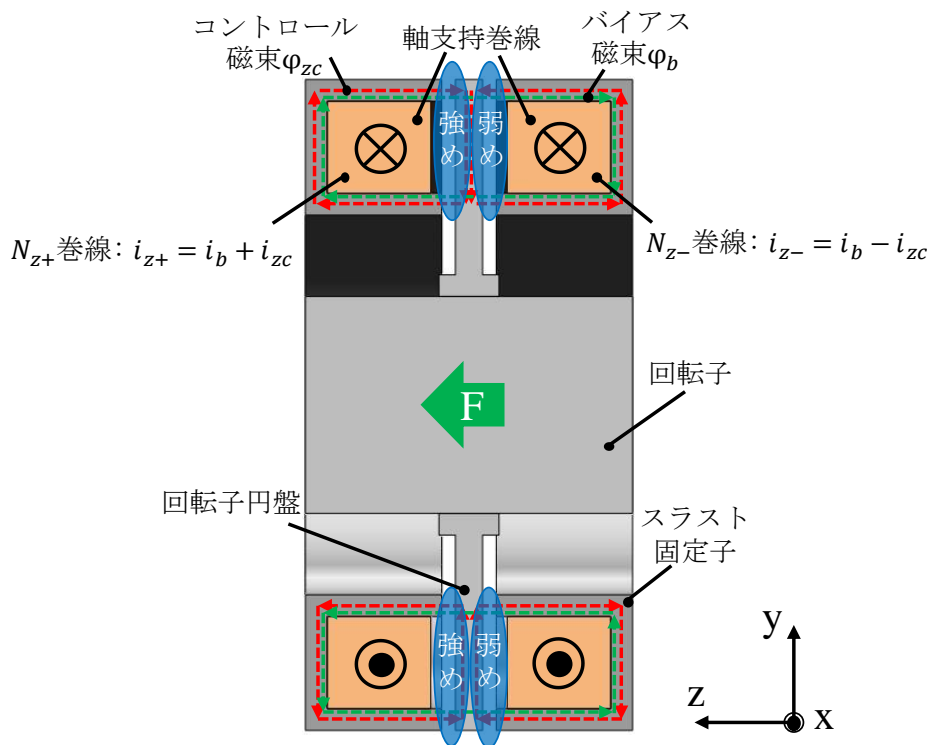
2.3.5 低損失低価格が両立できる新型磁気軸受の必要性

以上の既存の磁気軸受の課題に着目し、低損失低価格が両立できる新型磁気軸受が強く求められている。本論文の第3章では、従来のホモポーラ型磁気軸受の問題点に基づいて提案されたC形コアを用いてホモポーラ型磁気軸受の特徴と問題点を紹介する。そして、回転子での鉄損を抑制できる、従来「磁束が集中できない」と言われる全閉スロット形状を採用する新型ホモポーラ型磁気軸受を提案する。今までの先行研究で提案された従来型磁気軸受より性能が優れているホモポーラ型磁気軸受に基づく、極間の形状と幅に着目し、軸支持力特性と損失特性のトレードオフ関係について更なる性能がよい構造を提案している。従来のホモポーラ型磁気軸受では軸支持力特性と損失特性が両立することが難しい課題を解決している。最後、提案している低損失低価格が両立する磁気軸受が実装している試作機を製作し、回転試験で提案構造の優れている特性を検証する。

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究



(a) 一般的なスラスト磁気軸受の構造



(b) 一般的なスラスト磁気軸受の軸支持力発生原理図

図 2-3. 一般的なスラスト磁気軸受の構造&軸支持力発生原理.

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

2.4 磁気軸受を用いた5軸能動制御型回転機システムの検討

一般的に大容量な高速回転機システムでは安定な軸支持制御を実現するため、ラジアル磁気軸受、スラスト磁気軸受、電動機の組み合わせで実装している。本節では、本研究に関わる5軸能動制御型回転機システムの構造を検討する。

2.4.1 一般的な5軸能動制御システムの構造について

高速回転時回転子の運動エネルギーが大きいため、回転中の回転子は暴走する結果システム全体が不安定になり安全事故と繋がる。そこで、システム全体の安定性を測るため、一般的な高速回転機システムでは垂直方向2軸、水平方向2軸、軸方向1軸の配置で回転子を制御している。その構造の組み立ては図2-4に示す。この構造では回転子のバランスを確保するため、モータの両側にラジアル磁気軸受を配置されている。また、軸方向を制御するため反負荷側に円板状回転子コアを用いスラスト磁気軸受がある。回転子の抜き差しにはまず回転子を挿入する。次に、スラスト磁気軸受を実装する。そして、負荷を回転子に実装する。最後、図2-4(d)に示すように組み立て作業が完成する。

この構造は一般的であり、ラジアル磁気軸受が2ユニット、スラスト磁気軸受が1ユニットの組み合わせで回転子を制御している。しかし、この構造はシステム全体のユニット数が多い、アセンブリ性が低いなどの問題がある。また、スラスト磁気軸受に円板状ディスクがあるため、回転子を反負荷側から挿入しなければならない。そこで、負荷は回転子のバランス取りが難しくにさせ、試作機の制御系が複雑になる課題もある。

近年、省エネとシステム全体の小型化が注目され、システム全体のアセンブリ性を向上させるため、ラジアル磁気軸受とスラスト磁気軸受を結合し、軸方向と径方向が1つのユニットで制御できる3軸能動制御型磁気軸受が提案されている。その構造は図2-5に示す。この構造は負荷側に同じ負荷掛けているが、スラスト磁気軸受はラジアル磁気軸受を結合したため、システムの反負荷側に円板状ディスクがなくなる。そこで、図2-5(a)に示すように試作機を実装する時回転子を負荷側から直接システムに挿入できるになり、全体の組み立て性が向上させている。組み立て完成図は図2-5(b)に示す。また、システム全体のユニット数が少ないになり、小型化により回転子の軸長が短くになり、危険速度が高くなる利点もある。定格運転数まで危険速度を通過しなければ制御系もより簡単になれる。

さらに、軸支持巻線と電動機巻線をまとめているベアリングレスモータを採用することによる、図2-5(b)に示した構造より更なるシステム全体の小型化が望める。その構造を図2-6に示す。この構造における、ベアリングレスモータは垂直方向1軸、水平方向1軸制御できる。そして、T+RMBは垂直方向1軸、水平方向1軸、スラスト方向1軸が制御できるため、システムは合わせて5軸能動制御ができる。図2-6(a)はシステムの組み立て図を示している。また、BelMを採用するためこの構造の軸長は図2-4(b)に示した構造より短くでき、システム全体の小型化は更なる望めるようになった。

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

2.4.2 5軸能動制御システムに採用される磁気軸受の課題

5軸能動制御システムに実装している磁気軸受は伝統的なベアリング式磁気軸受と違い、幾何的な接触や摩耗などの機会損失から回避できるが、現実問題として解決すべき課題が存在する。

図2-4に示す構造はスラスト磁気軸受の円板状回転子が存在するため、試作機を実装する時、まず回転子を反負荷側から試作機に挿入した後負荷を実装する必要がある。そこで、システム全体の作業性が悪くなる。システムを解体する際まず負荷を外さないと回転子を取り出せない。また、負荷やラジアル磁気軸受やモータやスラスト磁気軸など、ユニット数が多い、全体のコストが高いやシステムのアセンブリ性が低いことを招いている。そして、回転子も長くにある。回転子には共振周波数があり、高速回転時共振周波数に軸の曲げモードに通過する必要があるため、制御系システムを設計する時危険速度の通過へ配慮しなければならない。制御系も複雑になる課題がある。

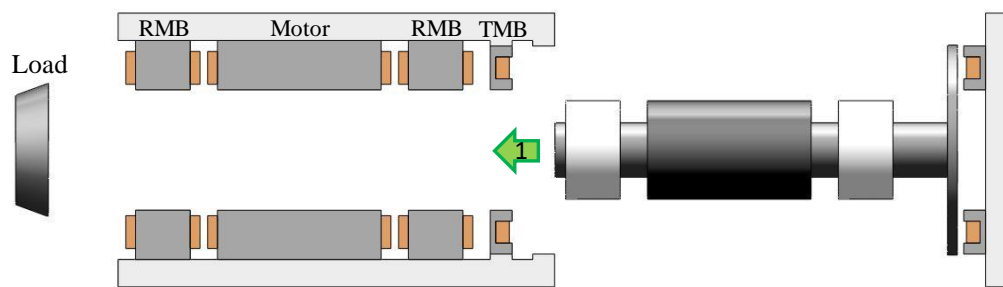
図2-5に示す構造では、スラスト磁気軸受とラジアル磁気軸受は結合できるため、ユニット数が減らすでき、回転子の長さが図2-4に示す構造より短くできる、アセンブリ性が良くなる利点がある。しかし、高速回転時磁気軸受における回転子ギャップにて磁束密度変化が大きいのため、ヒステリシス損や回転子鉄心での渦電流損が大きいである。回転子は伝熱性が低い空気に包まれ、磁気軸受やシステム全体の冷却が課題になる。

図2-6に示す構造は図2-5よりもう一段小型化に実現したが、システム全体の組み立て性がさらなる向上した。しかし、磁気軸受の軸支持力は近似的に回転子ギャップの磁束密度の二乗に比例できるため、磁気軸受にての軸支持力を追及するには、小型化したシステムにおける回転子ギャップにての磁束密度を高くさせなければならない。そこで、回転子ギャップでの磁束密度が高いため、高速回転時回転子での損失とシステムの冷却が課題になる。

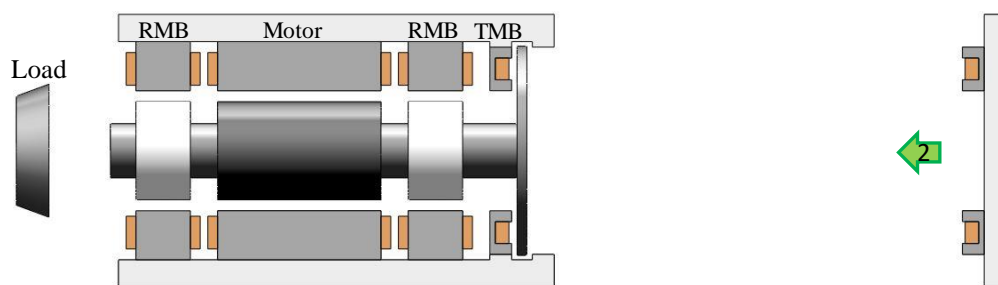
また、以上の5軸能動制御型高速回転システムでは、安定なバイアス磁束を提供できるため永久磁石を採用されている。現実問題では、特定の用途におけるある目的で定期的にシステムの解体や洗浄が必要である。永久磁石が存在するため回転子の抜き差し作業が難しくなる。この課題も現実問題として注目を集めている。

2.4.3 新たな磁気軸受を検討する必要性

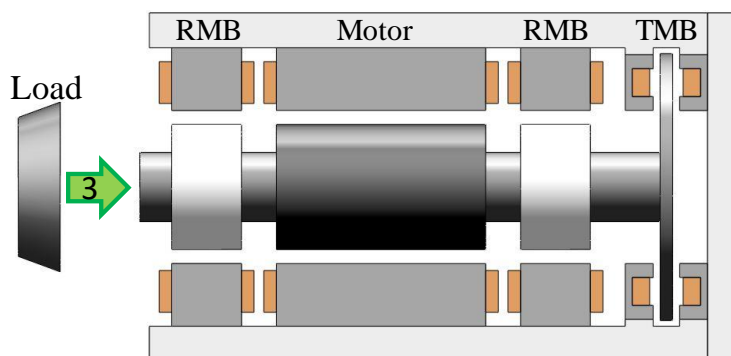
以上の課題が存在するため、第4章では現実問題であり高速回転機システムに着目し、磁気軸受の高付加価値化を図るため磁気軸受の磁石レス化に関する研究を行う。産業用のターボ分子ポンプは定期的な洗浄などの目的でシステムを解体する必要がある。しかし、回転子の抜き差し際にシステムの磁石はタッチダウンベアリングに付けるやシステムの部品を着磁させるなど、システムのアセンブリ性の悪化を招いている。そこで、高付加価値化があり新たなT+RMB磁気軸受の磁石レス化構造を検討する。そして、バイアス磁束を提供しているバイアス巻線の場所による2つの磁石レス構造を検討する上、性能が優れている構造を提案する。最後、提案構造の優れている性能の有効性を3D-FEMによる証明する。



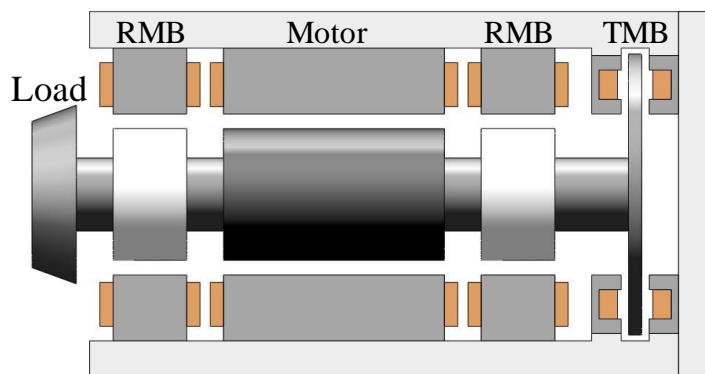
(a) 一般的な5軸能動制御型システムの組み立て図



(b) 一般的な5軸能動制御型システムの組み立て図



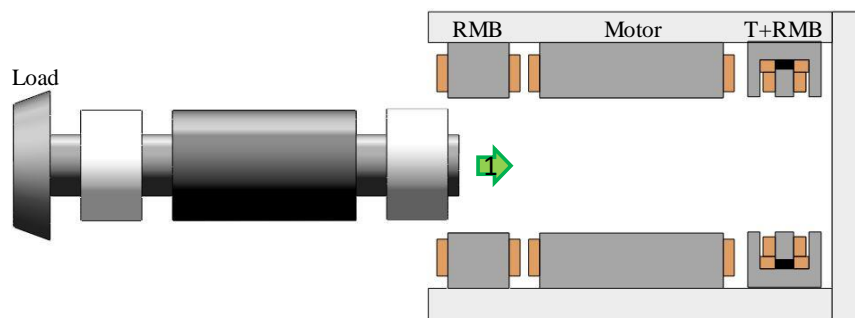
(c) 一般的な5軸能動制御型システムの組み立て図



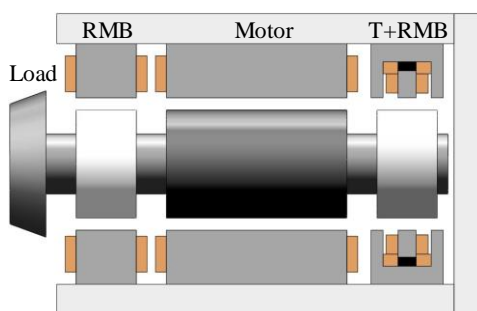
(d) 一般的な5軸能動制御型システムの組み立て図

図2-4. 一般的な5軸能動制御型システムの組み立てる手順.

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

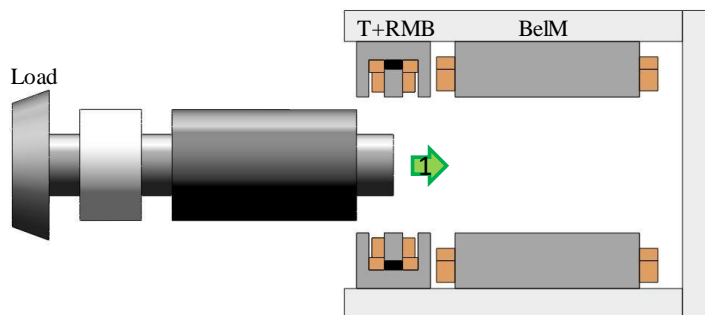


(a) T+RMB を実装した 5 軸能動制御型システムの組み立て図

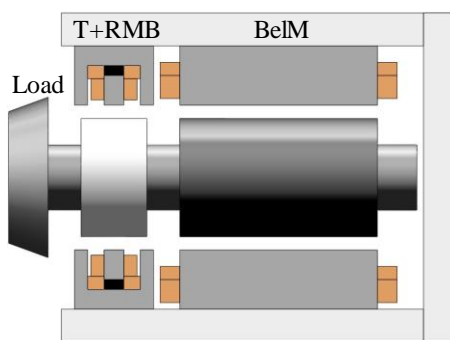


(b) T+RMB を実装した 5 軸能動制御型システムの組み立て図

図 2-5. T+RMB を実装した 5 軸能動制御型システムの組み立てる手順.



(a) T+RMB&BelM を実装した 5 軸能動制御型システムの組み立て図



(b) T+RMB&BelM を実装した 5 軸能動制御型システムの組み立て図

図 2-6. T+RMB&BelM を実装した 5 軸能動制御型システムの組み立てる手順.

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

第3章 低損失・低価格を両立する4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

一般的に磁気軸受には、ヘテロポーラ型磁気軸受とホモポーラ型磁気軸受の二種類がある[15-18]。従来のヘテロポーラ型磁気軸受(以下、ヘテロポーラ型と略記)は構造が簡単で、磁石を用いないため安価である[19-21]。しかし、高速回転時には、回転子に生じる交番磁界により多くの鉄損が発生し、回転子の冷却が難しいことが従来のヘテロポーラ型の欠点である。一方、従来のホモポーラ型磁気軸受(以下、ホモポーラ型と略記)は、回転子で発生する鉄損が少ないため冷却が容易であるが、磁石を大量に使用し、構造が複雑であるという欠点を持つ[22,23,30]。

そこで、これらの従来型磁気軸受の欠点を解決するために、我々の研究チームでは、4つのC型コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受を新に提案している[46]。提案する磁気軸受は、少量の磁石を使用するが、従来のホモポーラ型に比べて磁石使用量を大幅に抑制できるため安価である。また、従来型の二種類の磁気軸受と同等な軸支持力を発生可能である。そして、その構造上、磁束密度の変化を引き起こす固定子の極間の幅、すなわち、スロットの開口幅を従来型のホモポーラ型に比べて狭くできるため鉄損を更に低減できる[46]。

しかし、真空中などの特殊環境下で使用する場合、更なる低鉄損特性が求められる。提案する磁気軸受は、従来型の磁気軸受と同様に、磁束を集中させるために、固定子にはストレートティース形状を採用した[46]。そのため、固定子極間はずばの無い全開のスロット形状となる。その結果、固定子ティース部に対向する回転子コアでの磁束密度は高くなるのに対し、極間の開口しているスロットに対向する回転子コアでの磁束密度は低くなる。この磁束密度の変化が回転子コアに生じる鉄損の原因となり、対策が必要である。

そこで、提案する磁気軸受において、鉄損を更に抑制するには、スロット開口幅を更に狭くすれば良いが狭くしすぎると極間に漏れ磁束が発生し、軸支持力の低下と極間での軸支持力の変動を招き、軸支持力特性の大幅な低下を招く。

一方、従来型の磁気軸受に似た構造において、固定子ティース先端につばを設けて半閉スロット形状とすることで、磁束密度を正弦波状に滑らかに変化させて、回転子コアに生じる鉄損を抑制する検討がなされている[97,98]。そして、鉄損低減に効果があることが報告されているが、軸支持巻線を巻く関係上、スロットを完全に閉じられないことから、回転子コアでの磁束密度の変化は避けられず、鉄損が発生する要因となっている。

以上より、本章では、提案する磁気軸受の構造の特徴に着目し、従来の磁気軸受では軸支持力の低下と組立性の低下の両方を招くために一般には使用されない全閉スロット形状を採用することで、回転子で発生する鉄損の一層の低減を図る。その際、提案する構造では、軸支持力の低下が発生しないことを示し、組立性も悪化しないことを説明する。また、軸支持力特性に大きな影響を及ぼすスロット開口幅についても、軸支持力の大きさと極間での軸支持力の変動を考慮しながら検討を行う。したがって、本章では、提案構造について、極間の形状と幅を検討し、最適形状を提案することで、更なる性能向上が可能であることを明

第3章 低損失・低価格を両立する

4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

らかにする。

本章では、低鉄損と言われる従来のホモポーラ型磁気軸受の欠点し注目し、我々の研究チームで検討した先行研究に基づいて、更なる軸支持性能がいい、損失密度が低い新たなホモポーラ型磁気軸受を提案する。まず、3.1節に従来のホモポーラ型磁気軸受の課題における提案構造の設計コンセプトを説明する。そして、今までホモポーラ型磁気軸受の現状と我々の研究チームで提案された構造を紹介する。3.2節では先行研究の壁を破る軸支持力性能や損失など全面的に優れている新たなホモポーラ型磁気軸受の構造を提案する。3.3節では、今まで従来のホモポーラ型磁気軸受と先行研究における検討したことがない、提案構造の極間の形状と幅を検討する必要性を説明する。軸支持する時極間に干渉が発生する結果、システム全体の損失が増加するほか、軸支持性能も低下する。3.4節では軸支持力性能の面、極間の干渉の面、回転子コアの鉄損の面から提案構造の解析結果を示してから、最適な提案構造を検討する。解析結果をまとめ新たに提案している新型のホモポーラ型磁気軸受の特性を示す。3.5節では、提案している新構造の磁気軸受を考察するには、試作機を製作し、提案している磁気軸受の安定性と信頼性を考察するには、スラスト磁気軸受が1つ、ラジアル磁気軸受1つ、電動機2つ、ラジアル磁気軸受1つの構成で試作機を製作している。また、作した試作機の写真と試作機に応じて設計したラジアル磁気軸受のドライブシステムとスラスト磁気軸受のドライブシステムを含む、全体の実験設備を紹介する。3.6節では、新構造を実装している試作機で全閉スロット型磁気軸受の特性を考察し、静止浮上やステップ外乱試験を実施した上、実験の結果を示す。最後、提案している新構造の磁気軸受で静止浮上する状態を維持しながら試作機を5000rpmまで回転した。3.7節は本章のまとめになる。

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

3.1 提案構造と極間の形状を検討する必要性

3.1.1 提案構造

参考文献[46]で報告した4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受を提案構造と呼ぶ。そして、極間の形状と幅を検討するには、提案構造の特徴を理解する必要があるため、参考文献[46]を引用して、本節で構造を説明し、組立方法と軸支持力の発生原理を後節で示す。

提案構造のもととなる基本コンセプトを図3-1-1に示す。図3-1-1に示す構造では、4つの独立したC形コアにそれぞれ巻かれた軸支持巻線に通電する電流の大きさを適切に制御することで、任意の方向と大きさを持つ軸支持力を発生できる。そのため、軸支持力の発生に必要な軸支持制御磁束とバイアス磁束の両方を軸支持巻線で発生する。したがって、従来のホモポーラ型で必要となるバイアス磁束を発生するための大型な磁石が不用となり、従来のホモポーラ型より安価となる。また、C形コアに軸支持巻線を軸方向に巻くことで、半径方向の固定子ティースに軸支持巻線を巻く従来のホモポーラ型に比べて、固定子の極間の幅、すなわち、スロット開口幅を狭くでき、回転子で発生する鉄損を低減できる。しかし、この構造では、ケースに4つのC形コアを個別に固定する必要がある。そのため、回転子と対向する4つのC形コアの対向面の位置精度は低くなり、この4つの電磁石のギャップ長に差異が発生する。その結果、4つのC形コアに対向する回転子コアに生じるバイアス磁束の磁束密度は不均一になり、回転子で発生する鉄損の増加を招く。

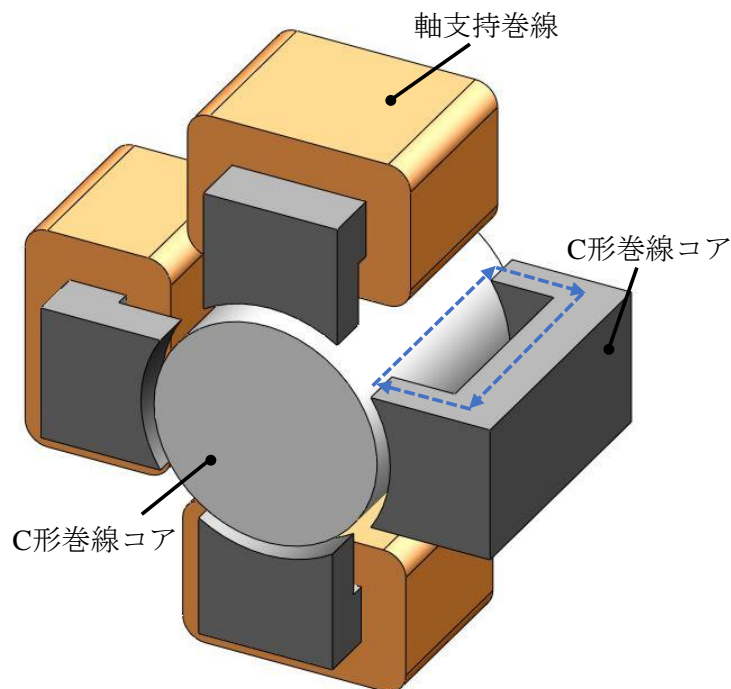


図 3-1-1 C形コアを用いた構造

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

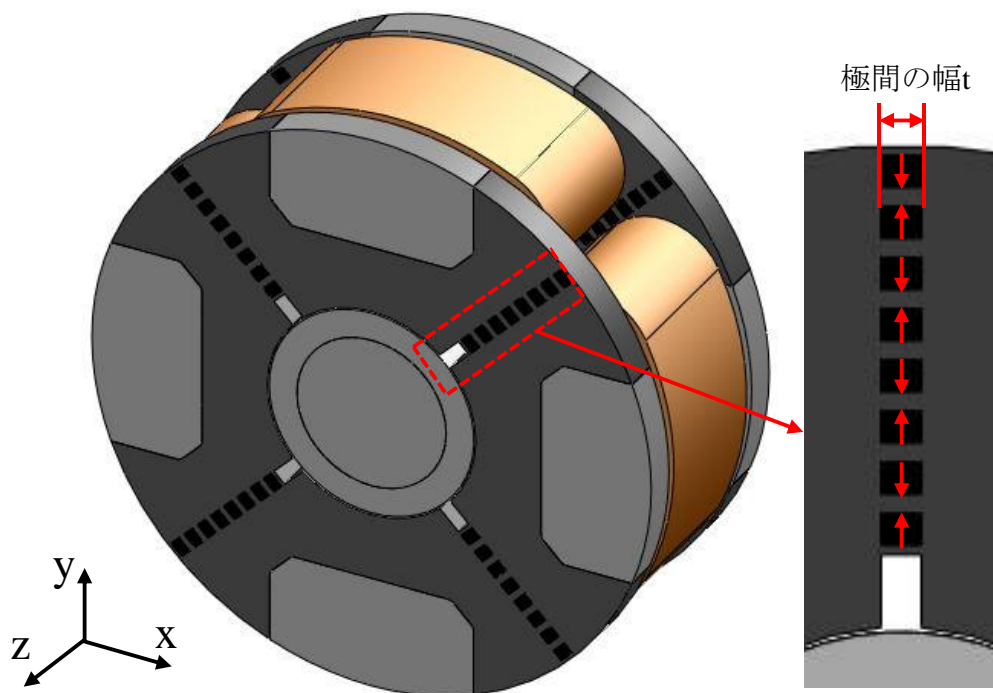


図 3-1-2 先行研究で提案された構造極間の形状

表 3-1 提案している構造の寸法

Stator outer diameter	ϕ 150 mm
Winding diameter	ϕ 1.4 mm
Airgap length	0.5 mm
Rotor outer diameter	ϕ 54.9
Thickness of bearing	60 mm
Winding turns	176 turns/pole

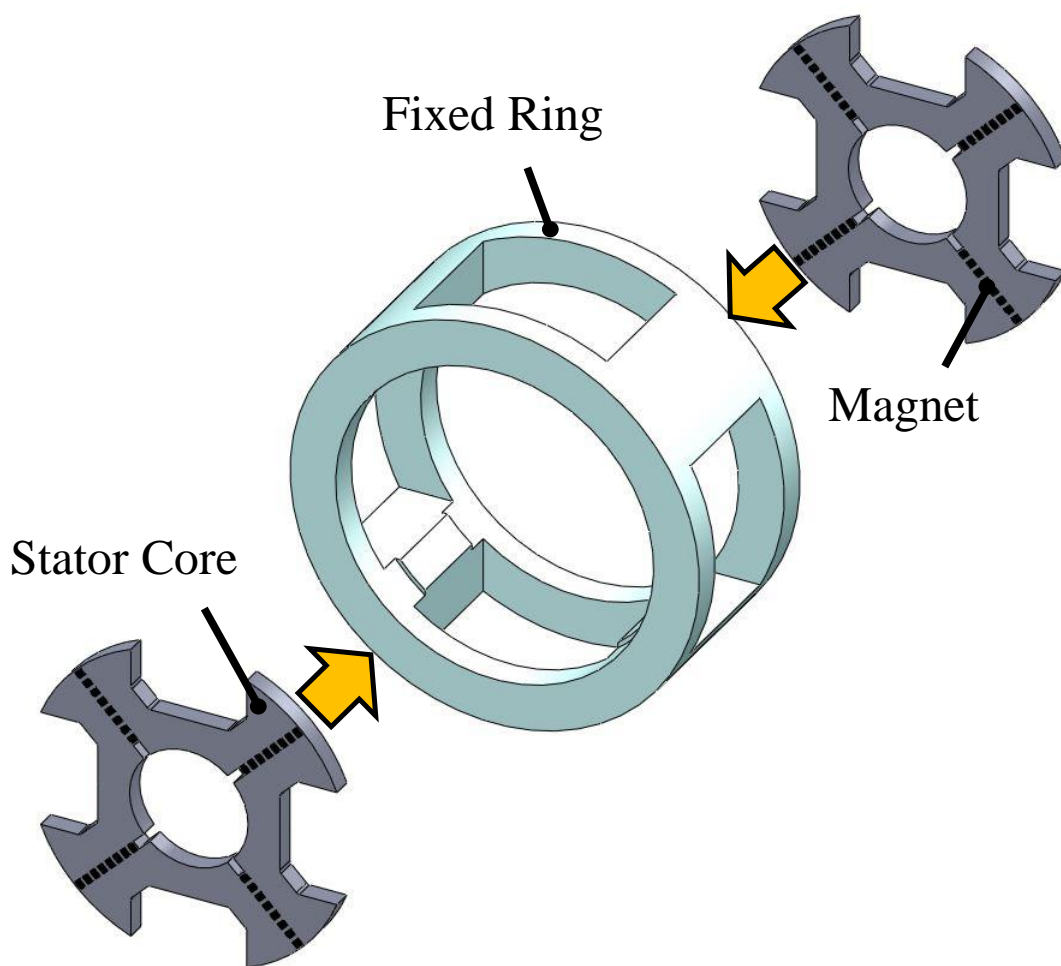
第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

そこで、我々の研究チームでは、上記の問題点を解決するために、4つのC型コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受を提案している。図3-1-2にその構造を示す。提案構造の寸法は表3-1に示す。この構造では、4つのC形コアの内、回転子と対向する部分をケイ素鋼板を使って一体化している。提案している構造は、図3-1-1に示す基本コンセプトの構造と同様に、従来の磁気軸受に比べて、極間の幅であるスロット開口幅を狭くできるため、回転子での鉄損を抑制できる。また、参考文献[46]で報告した提案構造では、電磁力は磁束密度の二乗に比例するため、固定子ティース形状は従来型の磁気軸受で一般的に用いられる磁束が集中できるストレートティースを採用した。

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

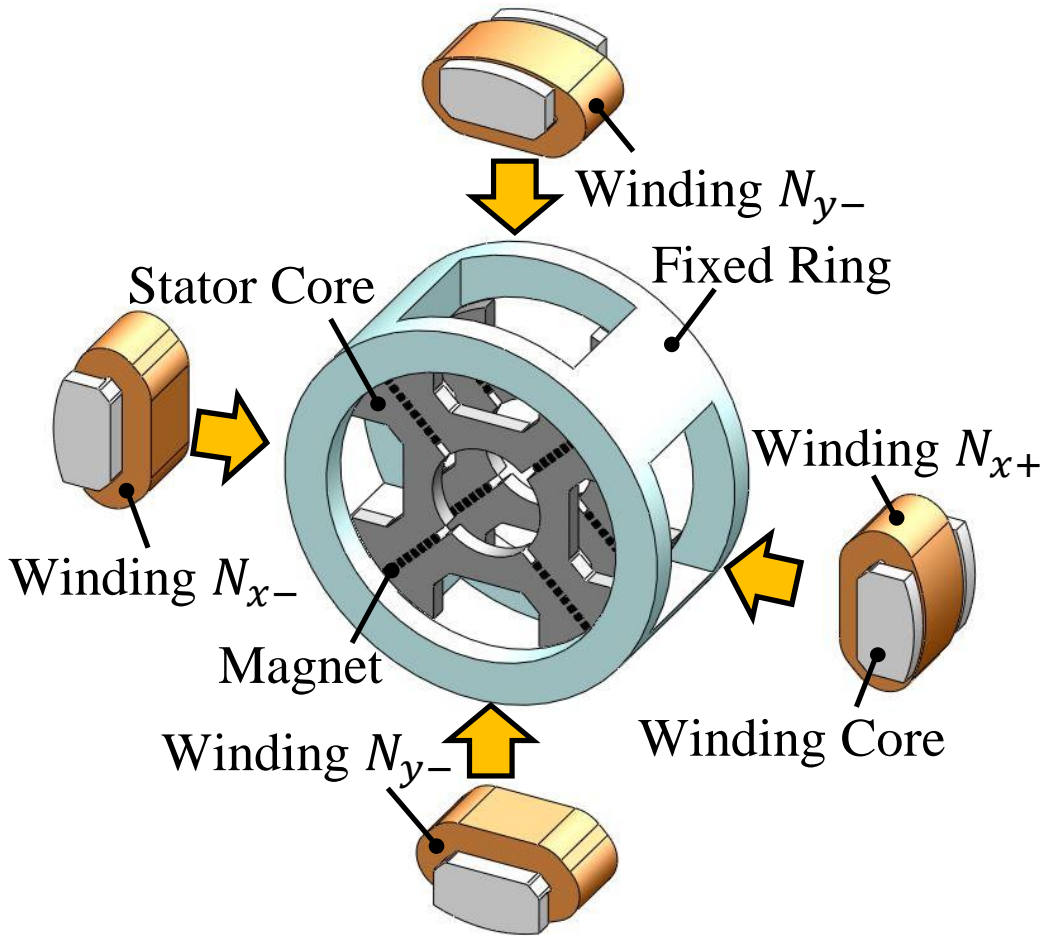
3.1.2 提案構造の組立方法と軸支持力の発生原理

図3-1-3は、提案構造の組立手順を示す。まず、図3-1-3(a)に示すように、4つのC形コアの内、回転子と対向する部分をケイ素鋼板で一体化して作った2個の固定子コアを、非磁性のステンレス鋼で製作したリング状のケースにそれぞれ軸方向から圧入する。次に、図3-1-3(b)に示すように、4つのC形コアの内、軸支持巻線をそれぞれ巻いた4個の巻線コアを、リング状のケースに開けた穴を通して半径方向から挿入して固定する。このようにして組み立てることによって、4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受を構成する。



(a) 提案構造の組み立て図

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究



(b) 提案構造の組み立て図

図 3-1-3 提案構造の組み立て手順

図 3-1-4 は、提案構造の x 軸正方向の軸支持力発生原理を示す。軸支持力を発生するために必要なバイアス磁束 φ_b を発生するために、4つの軸支持巻線にはそれぞれバイアス成分の電流 i_b を等しく通電する。そして、 x 軸正側の巻線 N_{x+} には、バイアス成分 i_b と同じ方向にコントロール成分 i_{xc} の電流を重畳する。一方、 x 軸負側の巻線 N_{x-} には、バイアス成分 i_b と反対方向にコントロール成分 i_{xc} の電流を重畳する。これにより、巻線 N_{x+} と N_{x-} に流れる電流 i_{x+} と i_{x-} はそれぞれ以下の式で表せる。

$$i_{x+} = i_b + i_{xc} \quad (5)$$

$$i_{x-} = i_b - i_{xc} \quad (6)$$

この結果、 x 軸正側のギャップ部分では、巻線 N_{x+} が発生するバイアス磁束 φ_b とコントロール磁束 φ_{xc} は同じ方向となり磁束は強め合う。一方、 x 軸負側のギャップ部分では、巻線 N_{x-}

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

が発生するバイアス磁束 φ_b とコントロール磁束 φ_{xc} は反対方向となり磁束は弱め合う。この結果、 x 軸正側の巻線 N_{x+} が発生する磁束 φ_{x+} と x 軸負側の巻線 N_{x-} が発生する磁束 φ_{x-} は、それぞれ以下の式のようになる。

$$\varphi_{x+} = \varphi_b + \varphi_{xc} \quad (7)$$

$$\varphi_{x-} = \varphi_b - \varphi_{xc} \quad (8)$$

以上より、 x 軸正側のギャップ部分では磁束密度が高くなるのに対して、 x 軸負側のギャップ部分では磁束密度が低くなるため、 x 軸正方向に軸支持力が発生する。一方、 x 軸負方向に軸支持力を発生する場合は、コントロール成分の電流 i_{xc} に負の電流を流せばよい。同様に、 y 軸方向の軸支持力も発生可能であり、 x 軸方向と y 軸方向の軸支持力の大きさを調整することで、提案構造は任意方向に軸支持力を発生できる。

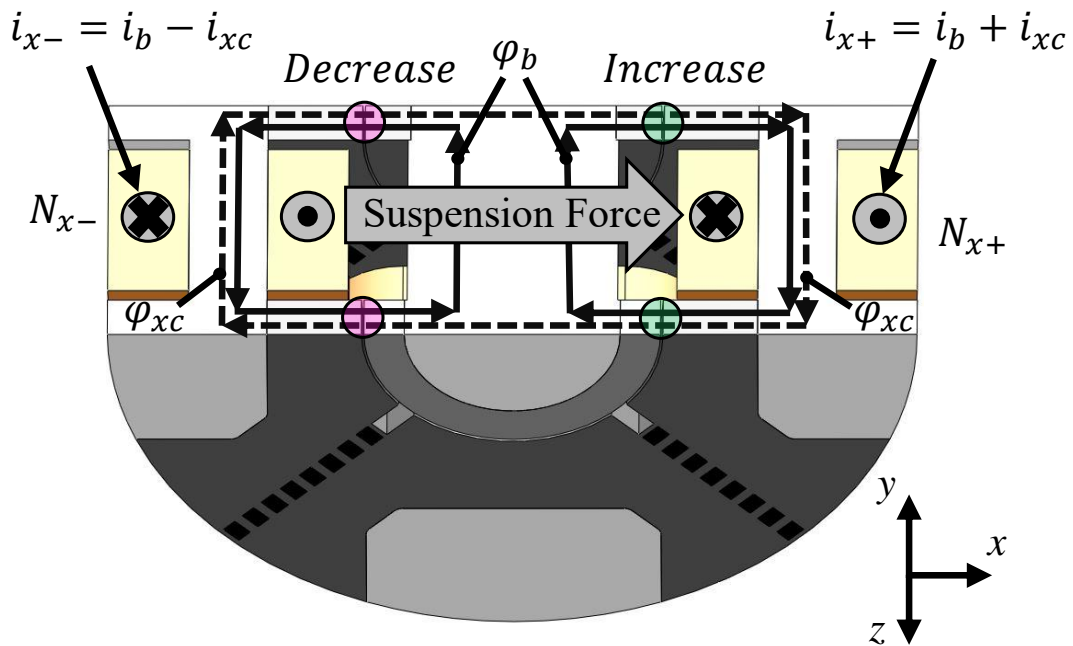


図 3-1-4 提案構造の軸支持力発生原理

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

図3-1-5は、提案構造において、極間に配置している複数の小型の磁石が発生する磁束の密度分布を示す。提案構造では、4つのC形コアを一体化するために、回転子と対向する4つのコアを複数のブリッジを設けて一体化している。そのため、このブリッジ部分が磁気飽和していないと、コントロール磁束 ϕ_{xc} はFig. 4に示すようなギャップ部分を通過する磁路とならず、このブリッジ部分を通過して迂回し、回転子を通過しない磁路となる。そうすると、軸支持力が効果的に発生できないのに加えて、極間の軸支持力の変動が発生してしまう。そこで、これらの問題を防ぐために、Fig. 5に示すように、複数の小型磁石の着磁方向を半径方向に交互に配置することで、ブリッジ部分に磁気飽和を発生させている。このように、提案構造では、ブリッジ部分を磁気飽和させるためだけに小型の磁石を使用しているため、従来のホモポーラ型よりも磁石の使用量を大幅に削減でき、コストを低減できる構造となっている。

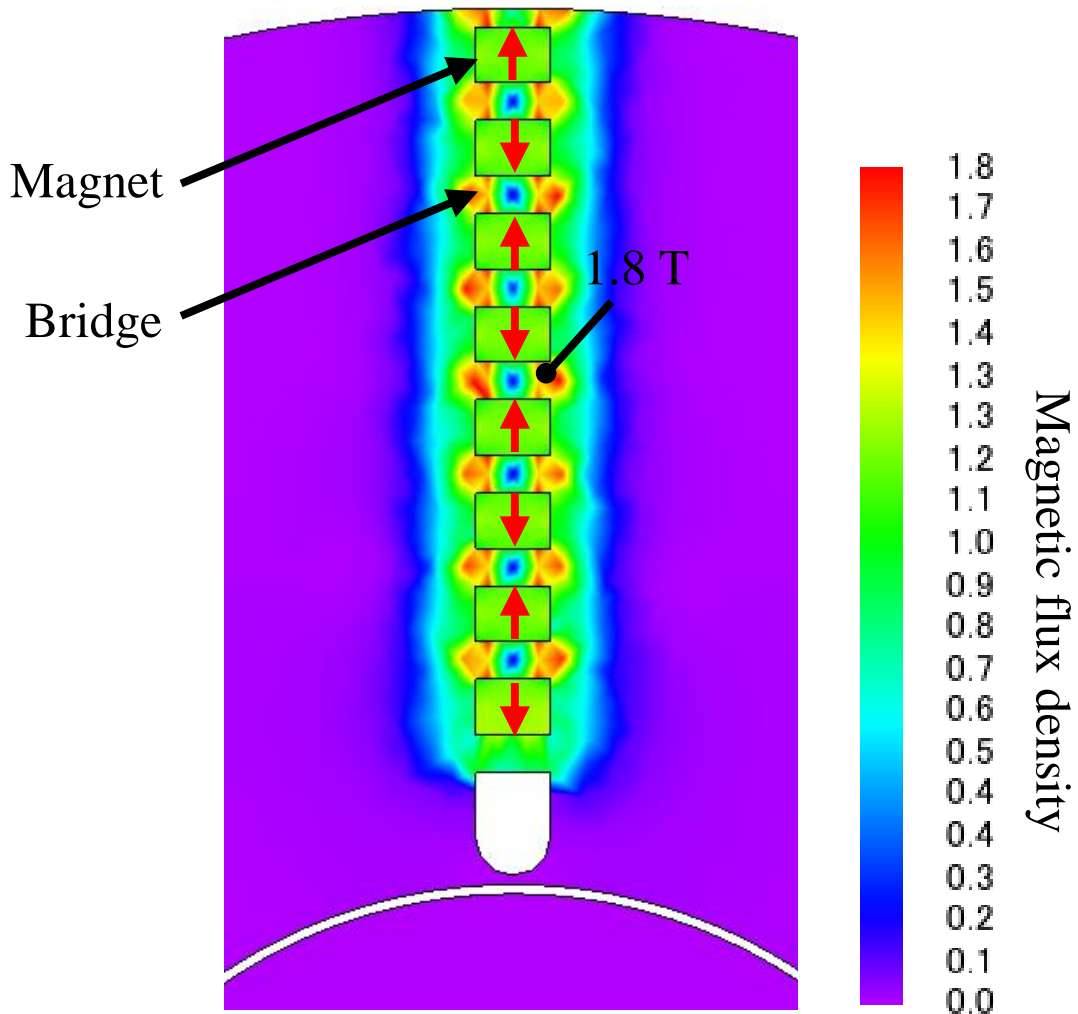


図3-1-5 提案構造における磁石の有用性

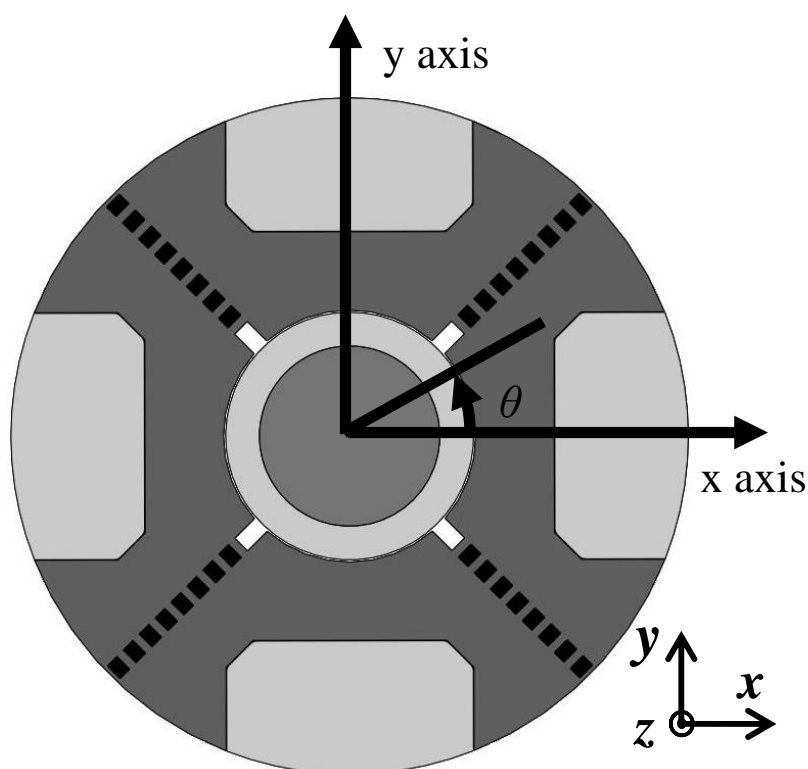
第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

3.1.3 極間の形状と幅を検討する必要性

従来のヘテロポーラ型やホモポーラ型といった磁気軸受では、半径方向の固定子ティースに軸支持巻線を巻くため、巻線が巻けるだけのスロットエリア面積とスロット開口幅を確保しなければならず、スロット開口幅を狭くすることができない。そして、電磁力はギャップ磁束密度の二乗に比例するため、従来の磁気軸受では、効率良く軸支持力を発生するために、ギャップ部で磁束を集中し磁束密度を高めることができるつばが無いストレートティース形状、すなわち、オープンスロット形状の固定子を一般的に採用する[15-22][46][99-101]。

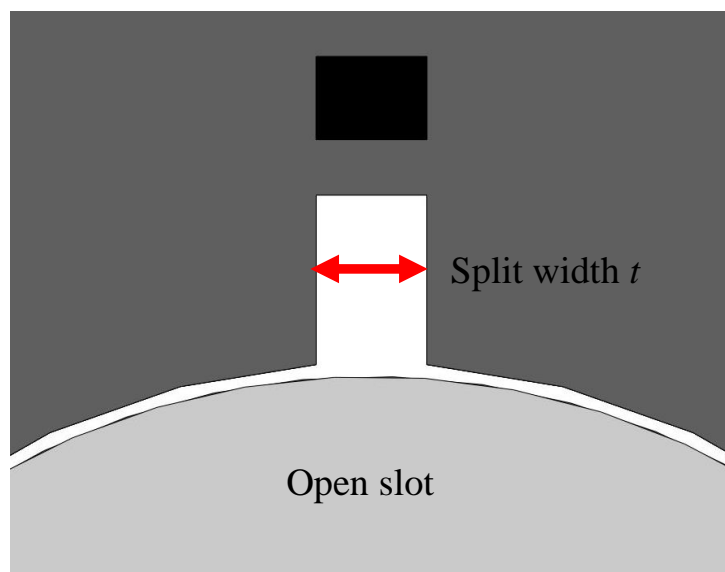
この従来型の磁気軸受に適用される知見に基づいて、先に述べたように、参考文献[46]で報告した提案構造でも、つばが無いストレートティース形状、すなわち、オープンスロット形状の固定子を採用した。

図3-1-6はそれぞれ提案構造におけるオープンスロット形状の固定子とそのオープンスロット形状の拡大図を示す。しかし、提案構造では、軸支持巻線を軸方向に巻くことができるため、軸支持力を発生するケイ素鋼板を用いた固定子コア部にスロットエリア面積を確保する必要はない。そして、回転子に鉄損を発生させる原因となるギャップ磁束密度の低下を招くスロット開口幅を狭くすることができる。



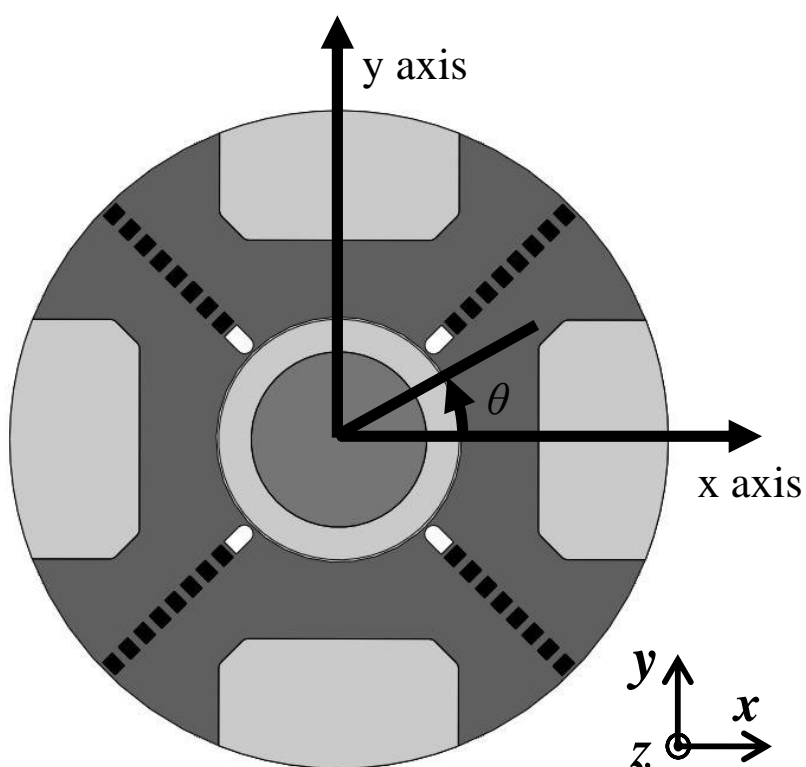
(a) オープンスロットの形状

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究



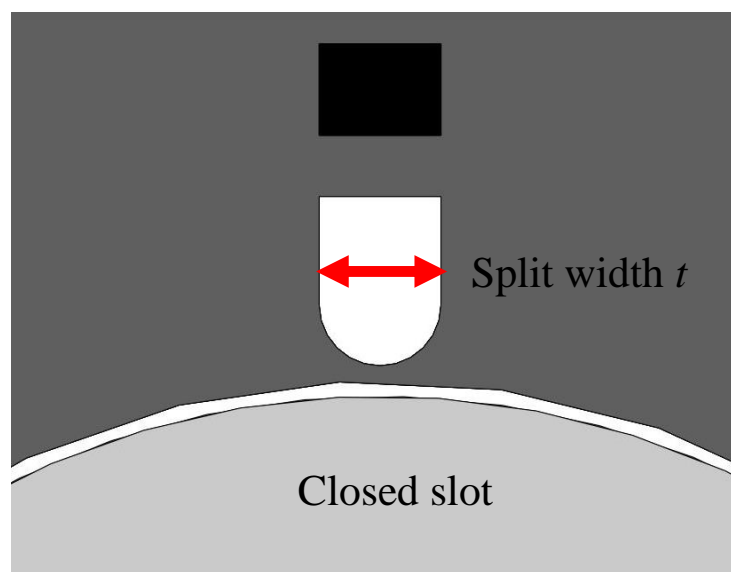
(b) 極間の開口幅およびスロットの形状

図 3-1-6 オープンスロット形状の拡大図



(a) 全閉スロットの形状

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究



(b) 極間の開口幅およびスロットの形状

図 3-1-7 全閉スロット形状の拡大図

提案構造は、スロット開口幅を狭くできる特長を備えているため、図 3-1-7 に示すように、全閉スロット形状を採用しても、もともと軸支持力の低下を招かない可能性がある。そして、軸支持力の低下を招かなければ、全閉スロット形状とすることで、ギャップ磁束密度の低下を招くスロットを無くせ、これまでの磁気軸受で問題となっていた回転子の鉄損を抑制することができる。

したがって、本論文では、オープンスロット形状と全閉スロット形状をそれぞれ備えた二つの提案構造について、極間の幅 t を変化させた際の軸支持力特性や損失特性について JSOL 製 JMAG-Designer による 3D-FEM 解析で比較検討を行い、全閉スロット形状を備えた提案構造の有用性について明らかにする。3D-FEM 解析を行う二つの提案構造は、図 3-1-6(b) と図 3-1-7(b) にそれぞれ示すスロット先端の形状以外は全く同じ形状とする。解析モデルの寸法などの諸元を表 3-1 に示し、各部の材質を表 3-2 に示す。

図 3-1-8 は、極間幅 $t=8\text{ mm}$ のオープンスロット形状と全閉スロット形状をそれぞれ備えた二つの提案構造において、定格値 6.16 A のバイアス成分電流 i_b だけを通電した際のギャップ磁束密度分布を示す。横軸の回転角度位置 θ の定義は、図 3-1-6(b) と図 3-1-7(b) にそれぞれ示すとおりである。そして、オープンスロット形状におけるギャップ磁束密度分布 $B_o(\theta)$ を破線で示し、全閉スロット形状のギャップ磁束密度分布 $B_c(\theta)$ を実線で示している。軸支持力の発生に必要なバイアス磁束の磁束密度は、オープンスロット形状の方が全閉スロット形状より大きいとその差は非常に小さく、全閉スロット形状にしてもギャップ磁束密度はほとんど低下していない。

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

表 3-2 提案している構造の各部の材質

Winding core	s45c
Stater core	35JN230
Rotor core	35JN230
Rotor shaft	s45c
Magnet	NXM-41SH

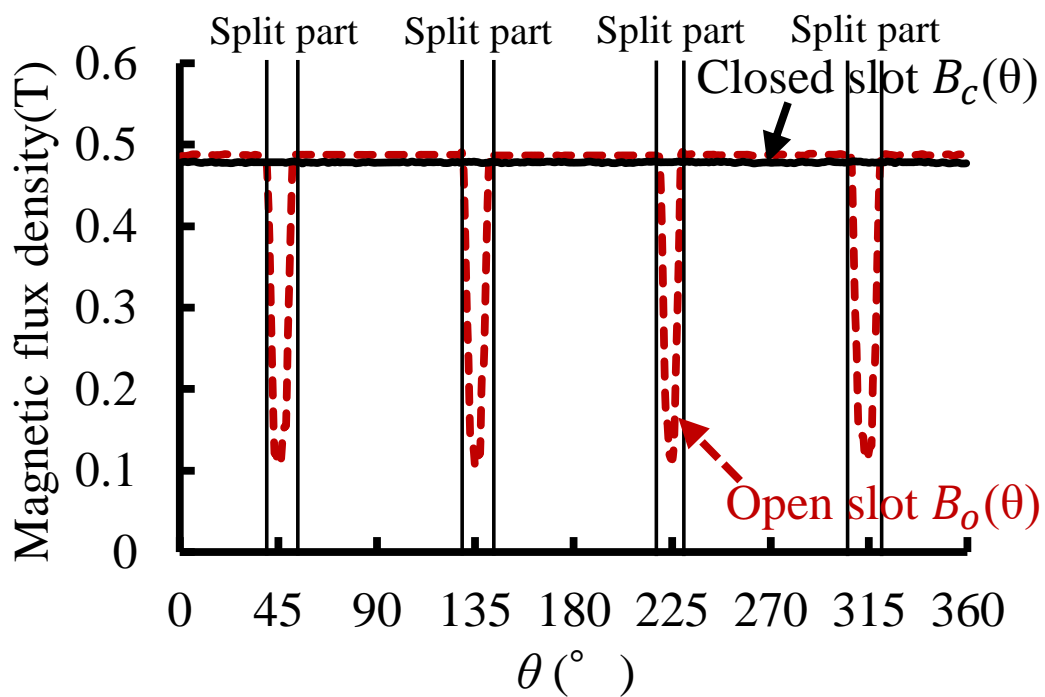


図 3-1-8 ギャップの磁束密度分布 ($i_b = 6.16 \text{ A}$)

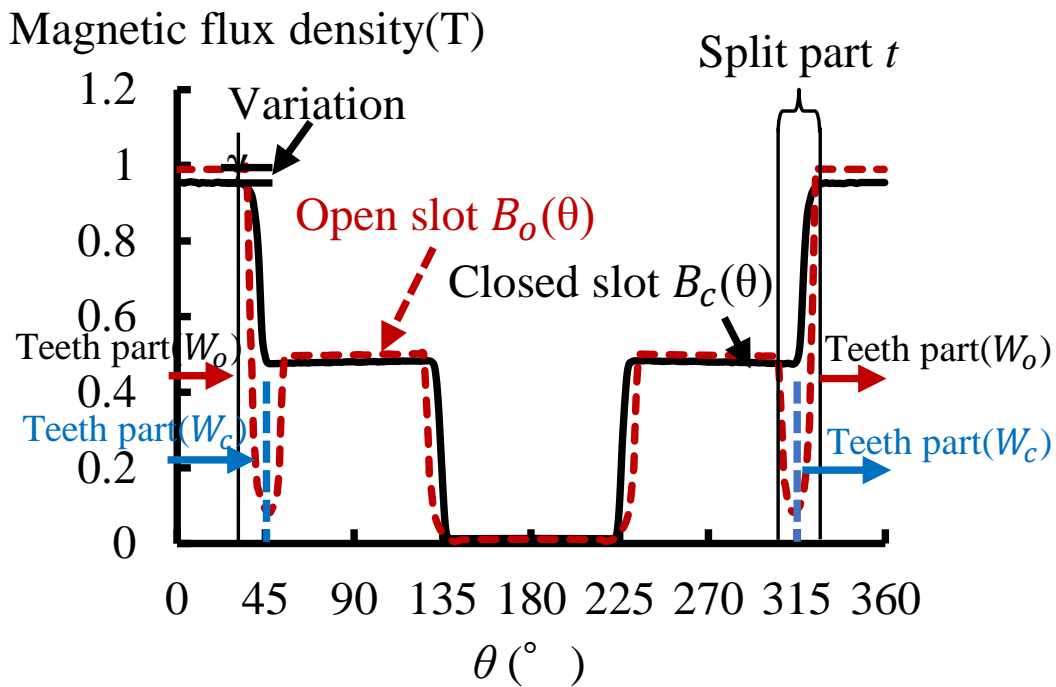


図 3-1-9 ギャップの磁束密度分布(x 軸正方向負荷時)

そして、オープンスロット形状では、スロットに対応するギャップ磁束密度が大きくパルス的に低下しているが、逆に、全閉スロット形状ではスロットに対応するギャップ磁束密度は全く低下しておらず、すべての回転角度位置において、ギャップ磁束密度は一定となっている。

図 3-1-9 は、極間幅 $t = 8 \text{ mm}$ のオープンスロット形状と全閉スロット形状において、 x 軸正方向に最大軸支持力を発生している時のギャップ磁束密度分布を示す。バイアス成分電流 i_b とコントロール成分電流 i_{xc} には共に定格値 6.16 A を通電している。ストレートティースを採用しているオープンスロット形状は磁束を集中できるため、 x 軸正方向のティース部のギャップ磁束密度は、全閉スロット形状より高いが、図 3-1-8 と同様にその差は小さい。そして、軸支持力の発生に寄与できる固定子ティース部の幅 (W_o) は、全閉スロット形状の幅 (W_c) より逆に狭い。したがって、全閉スロット形状はオープンスロット形状よりも軸支持力を発生できる一極あたりの幅を広くできるため、ギャップ磁束密度の低下が十分に小さければ、全閉スロット形状はオープンスロット形状と同等以上の軸支持力を発生できる可能性があることがわかる。

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

3.2 オープンスロット形状と全閉スロット形状に関する解析と考察

3.2.1 軸支持力の比較

オープンスロット形状と全閉スロット形状がそれぞれ発生できる軸支持力の大きさを比較するために、極間幅 t を変化させて、 x 軸正方向の最大軸支持力について解析を実施した。ただし、バイアス成分電流 i_b とコントロール成分電流 i_{xc} は共に定格値 6.16 A で一定とした。その解析結果を図 3-2-10 に示す。極間幅 t が 4 mm 以下の場合、二つの形状は共に軸支持力が急激に減少している。そして、極間幅 t が 4 mm 以上において、全閉スロット形状の軸支持力はオープンスロット形状の軸支持力より大きくなっている。そして、全閉スロット形状の軸支持力は極間幅 t が 4 mm から 12 mm の間においてほぼ一定となっており、 $t = 8$ mm において、軸支持力は最大となる。

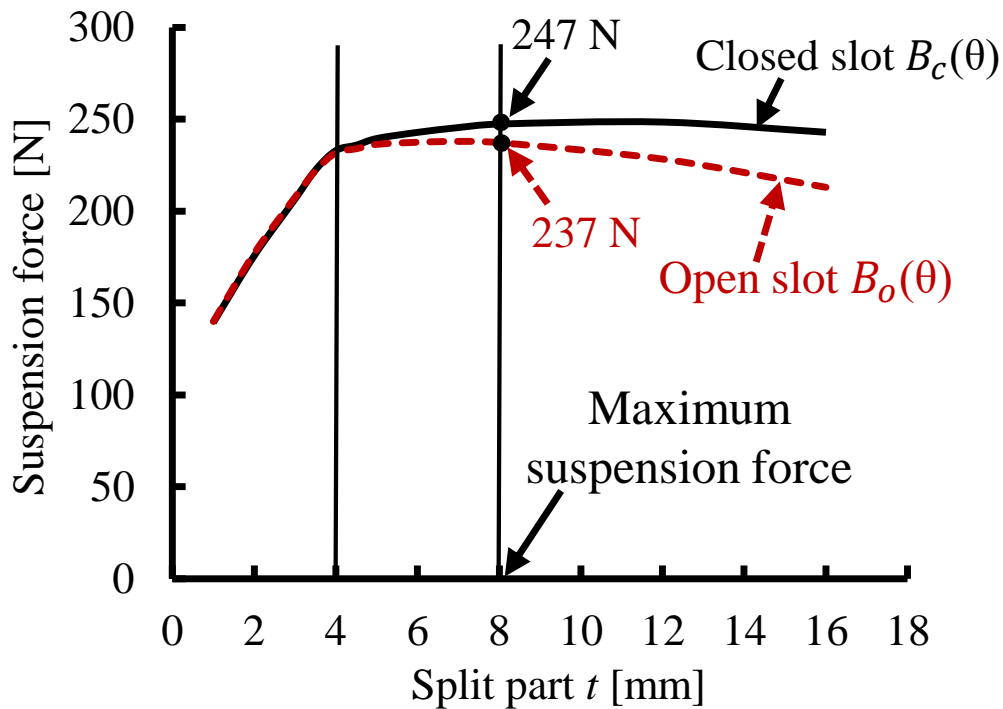


図 3-2-10 極間幅 t による x 軸正方向の最大軸支持力

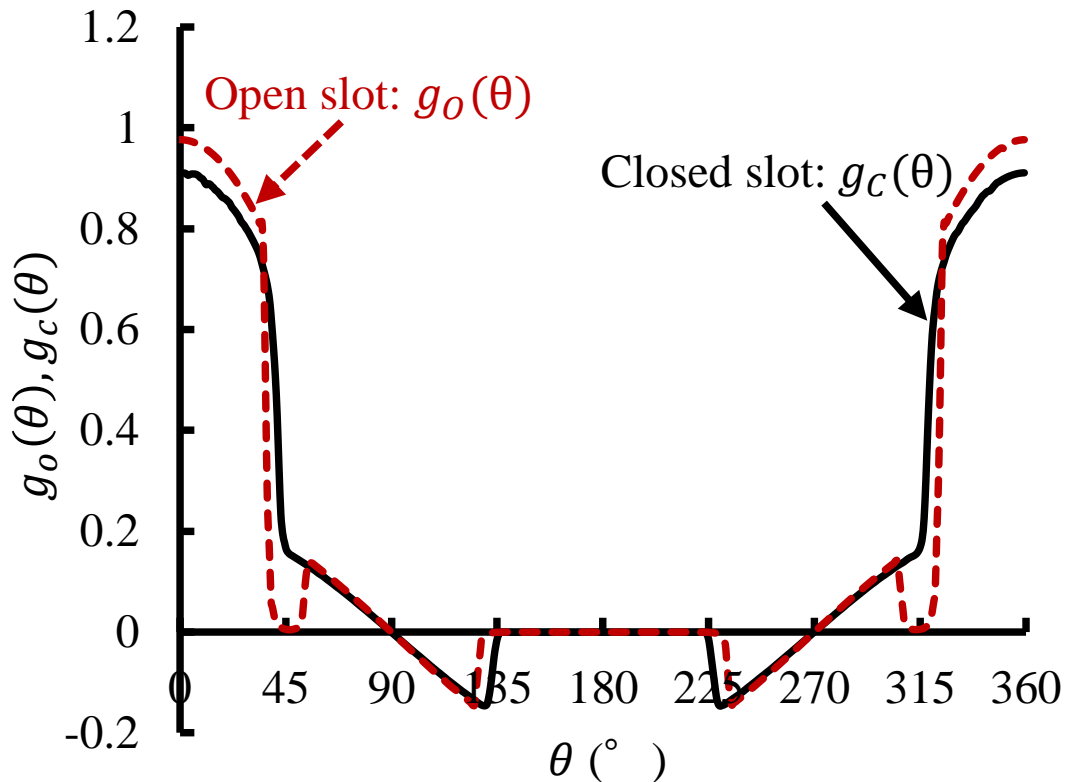


図 3-2-11 ギャップ内の磁束密度から計算された x 軸の軸支持力の比較

前節で示した図 3-1-9 は、全閉スロット形状の軸支持力が最大となる極間幅 $t=8\text{ mm}$ の時のギャップ磁束密度分布を示す。このギャップ磁束密度分布から簡易的に二つの形状における軸支持力の大きさについて検討してみる。ギャップ磁束密度分布 $B_o(\theta)$ と $B_c(\theta)$ は、半径方向の磁束密度の大きさを示している。各回転角度位置 θ における微小角度幅の x 軸成分の電磁力は、ギャップ磁束密度の二乗と $\cos \theta$ の積に比例する。オープンスロット形状と全閉スロット形状におけるギャップ磁束密度の二乗と $\cos \theta$ の積をそれぞれ $g_o(\theta)$ と $g_c(\theta)$ とすると、以下の式(9)と(10)で表せる。

$$g_o(\theta) = B_o^2 \cos \theta \quad (9)$$

$$g_c(\theta) = B_c^2 \cos \theta \quad (10)$$

図 3-2-11 は、式(9)と(10)に基づいて、各回転角度位置 θ における $g_o(\theta)$ と $g_c(\theta)$ を計算した結果を示す。そして、式(11)と(12)に示すように、オープンスロット形状と全閉スロット形状の x 軸正方向の軸支持力 F_o と F_c は、 $g_o(\theta)$ と $g_c(\theta)$ をそれぞれ周回積分した結果に比例する [47-48]。

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポラ型磁気軸受に関する研究

$$F_o \propto \int_0^{360^\circ} g_c(\theta) d\theta \quad (11)$$

$$F_c \propto \int_0^{360^\circ} g_c(\theta) d\theta \quad (12)$$

$$F_o < F_c \quad (13)$$

そして、式(11)と式(12)の計算結果より、式(13)に示すように、ギャップ磁束密度から計算しても全閉スロット形状の軸支持力 F_c はオープンスロット形状の軸支持力 F_o より大きいことが確認できる。

以上より、新たに提案する全閉スロット形状は、オープンスロット形状より、軸支持力を発生できる一極あたりの幅が広くなり、そして、ギャップ磁束密度の低下が小さいため、軸支持力はむしろ大きくなる。

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

3.2.2 軸支持力の軸間の変動

提案している4つのC型コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受は、従来のホモポーラ型磁気軸受より極間の幅を狭くできるため、スロット開口部分のギャップ磁束密度の変化を抑制でき、回転子に発生する鉄損を低減することができる。しかし、極間の幅を小さくしすぎると、極間に漏れ磁束が発生し、軸間で軸支持力の変動が発生する。軸間での干渉は軸支持力の変動の原因となるため、軸間の干渉を避けるために、極間の幅を適切に設定する必要がある。

図3-2-12は、極間の幅を極端に狭くした極間幅 $t=1\text{ mm}$ の時の全閉スロット形状を示す。図3-2-13は、 y 軸正方向に最大の軸支持力を発生した場合と発生しない場合、すなわち、コントロール成分電流 i_{yc} に定格値 6.16 A を通電した場合とゼロにした場合において、コントロール成分電流 i_{xc} を変化させた際の x 軸正方向の軸支持力の解析結果を示す。ただし、バイアス成分電流 i_b は定格値 6.16 A で一定である。実線は i_{yc} に定格値 6.16 A を通電した場合の x 軸正方向の軸支持力であり、破線は i_{yc} をゼロにした場合の x 軸正方向の軸支持力である。 i_{yc} をゼロにした場合、 i_{xc} が 1.2 A 以下では、 x 軸正方向の軸支持力はほとんど発生しない。そして、 i_{xc} が 1.2 A より大きくなると x 軸正方向の軸支持力は発生し始める。一方、 i_{yc} に定格値 6.16 A を通電した場合、 i_{xc} の増加と共に x 軸正方向の軸支持力は増加する。そして、 i_{yc} に定格値 6.16 A を通電した場合とゼロにした場合の x 軸正方向の最大軸支持力は、それぞれ 179 N と 139 N となり、その変動率は 22.3% もある。本論文では、この変動を軸支持力の軸間の変動率と呼ぶことにする。極間幅 $t=1\text{ mm}$ の場合、軸支持力の軸間に無視できない大きな干渉が発生する。

図3-2-14は、極間幅 $t=8\text{ mm}$ の時の全閉スロット形状において、図3-2-13と同様の条件で解析を実施した際の解析結果を示す。 i_{yc} に定格値 6.16 A を通電した場合とゼロにした場合の両方において、 i_{xc} の増加と共に x 軸正方向の軸支持力は増加しており、その軸支持力の値はほぼ同じである。そして、 i_{yc} に定格値 6.16 A を通電した場合とゼロにした場合の x 軸正方向の最大軸支持力は、それぞれ 252 N と 249 N となり、その変動率は僅かに 1.19% である。極間幅 $t=8\text{ mm}$ の場合、軸支持力の軸間にはほとんど干渉は発生しない。図3-2-13と図3-2-14より、極間幅は、軸支持力の軸間の干渉に大きな影響を与えることがわかる。

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

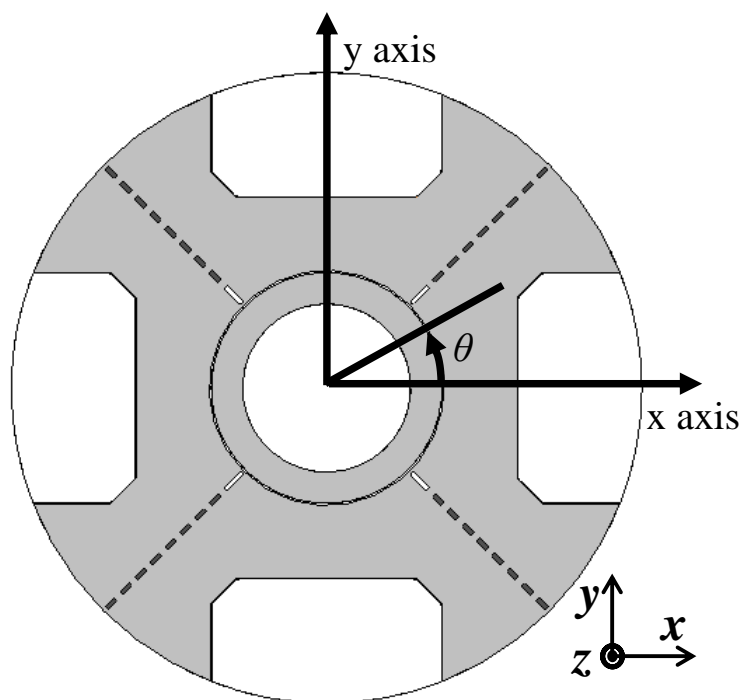


図 3-2-12 全閉スロット形状 $t = 1 \text{ mm}$ 時.

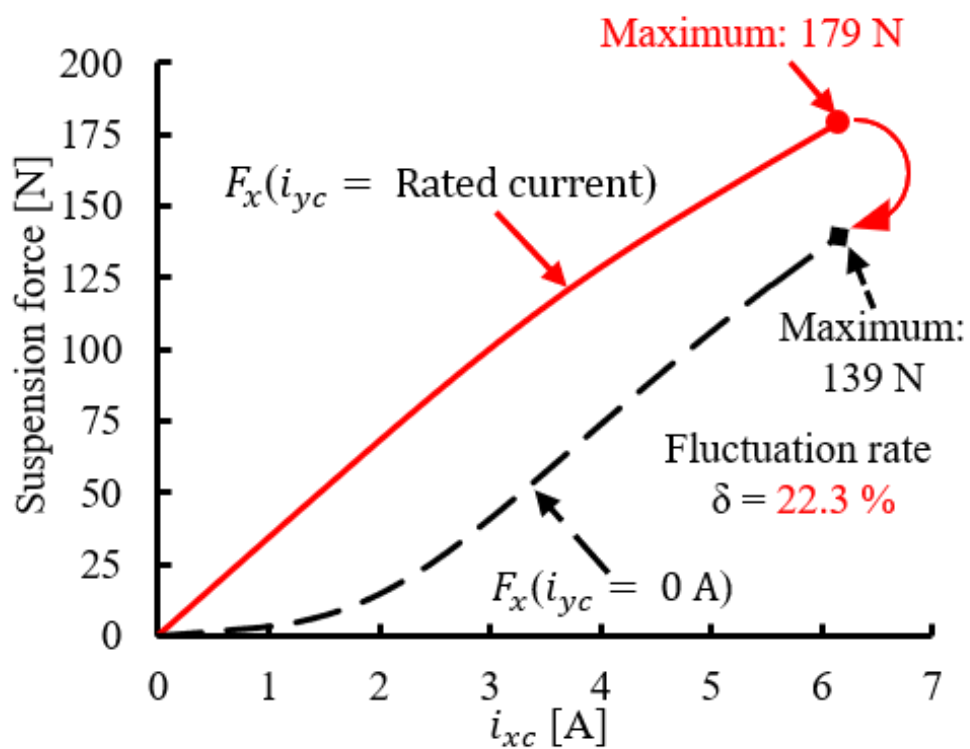


図 3-2-13 x 方向軸支持力 $t = 1 \text{ mm}$ 時.

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

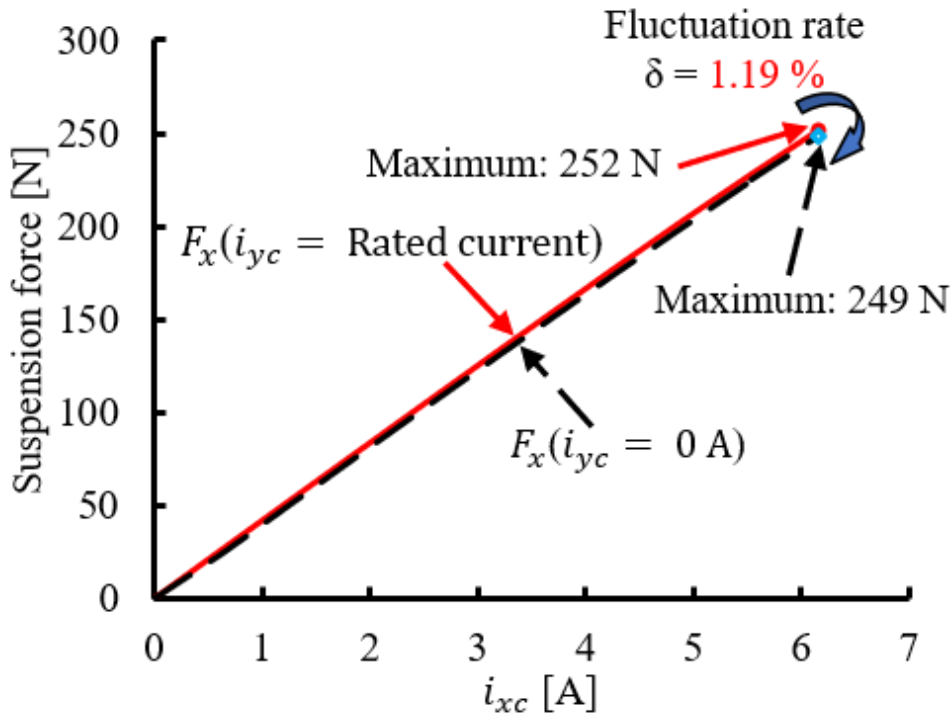


図 3-2-14 x 方向軸支持力 $t = 8 \text{ mm}$ 時.

図 3-2-15 (a)は、極間幅 $t = 1 \text{ mm}$ の全閉スロット形状において、 i_b だけに定格値 6.16 A を通電した際の磁束密度分布を示す。そして、図 3-2-15 (b)は、 i_{yc} をゼロとし、 i_{xc} と i_b にそれぞれ定格値 6.16 A を通電することで、 x 軸正方向に最大の軸支持力を発生している際の磁束密度分布を示す。Fig. 15(a)と Fig. 15(b)より、極間幅が $t = 1 \text{ mm}$ と極端に狭い結果、 i_{xc} が発生するコントロール磁束は、 y 軸方向の軸支持力を発生する固定子コアに漏れて流れ込んでいることがわかる。その結果、 i_{yc} をゼロとしているにも関わらず、 y 軸方向の軸支持力を発生する固定子コアの磁束密度は非常に高くなっている。

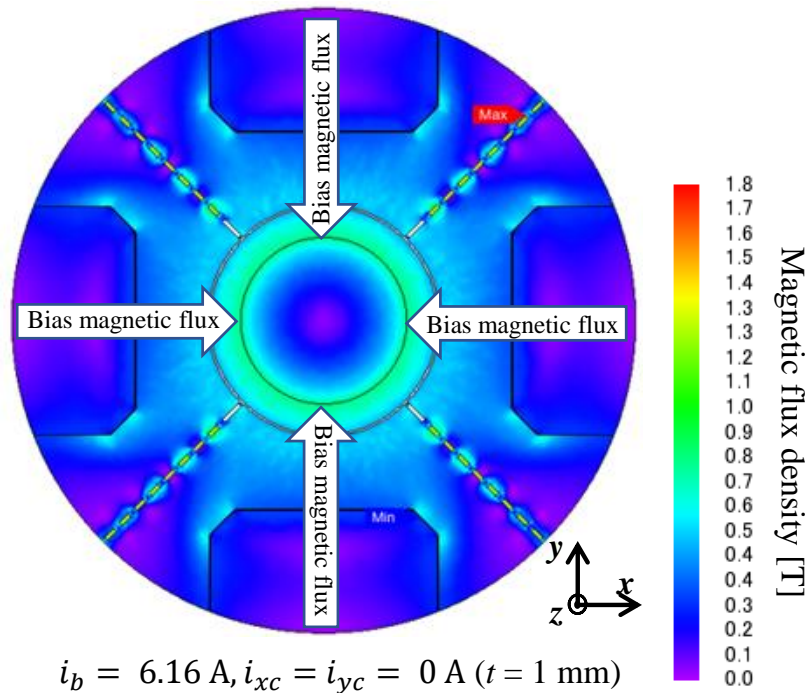
提案構造は、極間幅を狭くできるが、極端に狭くすると、軸支持力の軸間に干渉が発生し、軸支持力が低下すると同時に、軸支持力の線形性も悪化する。したがって、軸支持特性の悪化を防ぐためには、軸支持力の軸間の干渉を抑制する必要がある[19-22]。

一方、極間幅 $t = 8 \text{ mm}$ の全閉スロット形状についても、Fig. 15 と同じ解析条件で解析を実施した結果を図 3-2-16 に示す。図 3-2-16 (a)と図 3-2-16 (b)を比較することで、軸間の干渉がほとんど発生していないことが磁束密度分布からもわかる。

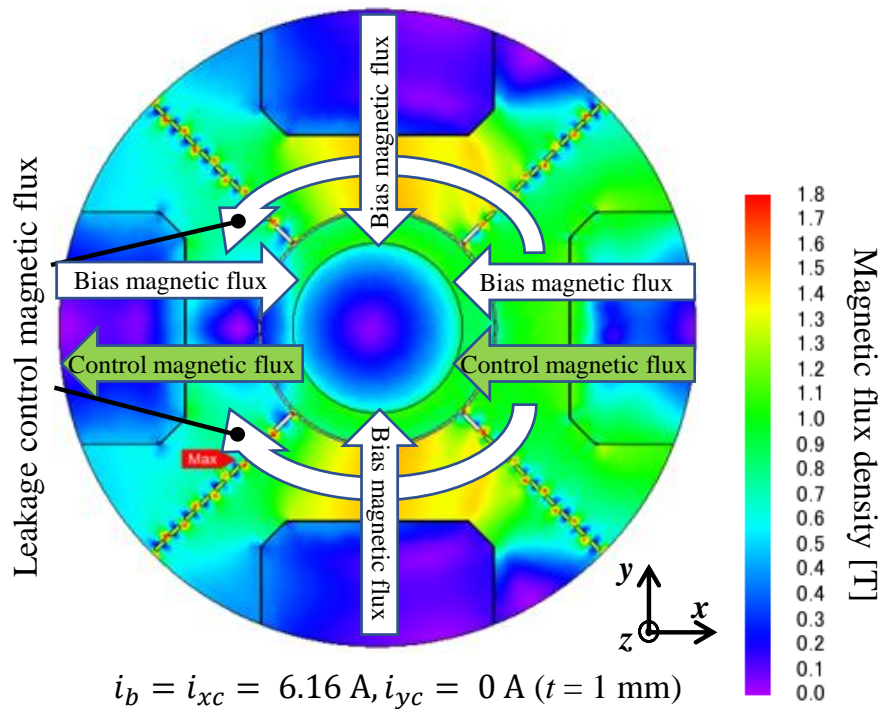
そこで、オープンスロット形状と全閉スロット形状の二つの形状について、極間幅を変化させた際の変動率について解析を行った。図 3-2-17 にその解析結果を示す。

極間幅が $t < 4 \text{ mm}$ の場合、二つの形状の両方において、無視できない大きな軸支持力の

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究



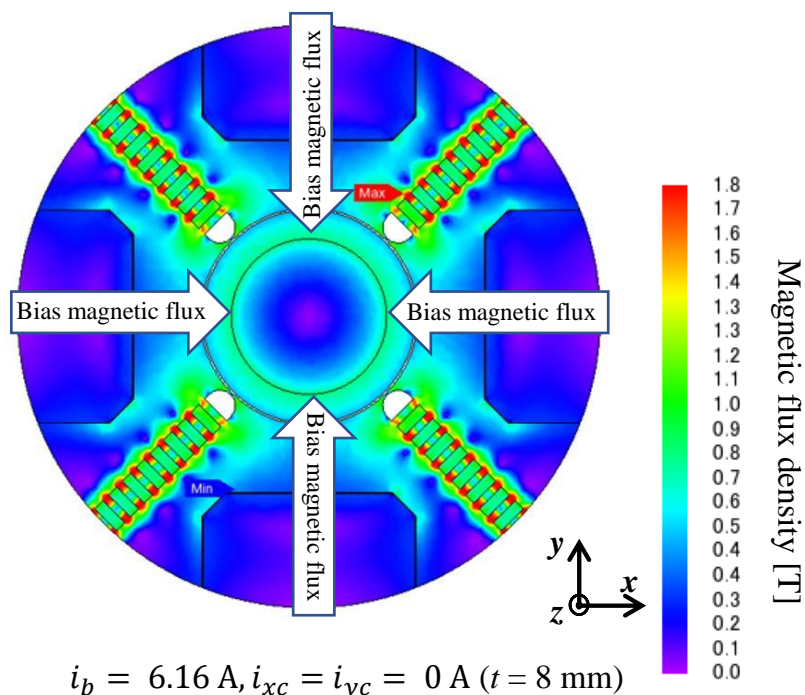
(a) バイアス磁束のみ時磁束密度分布.



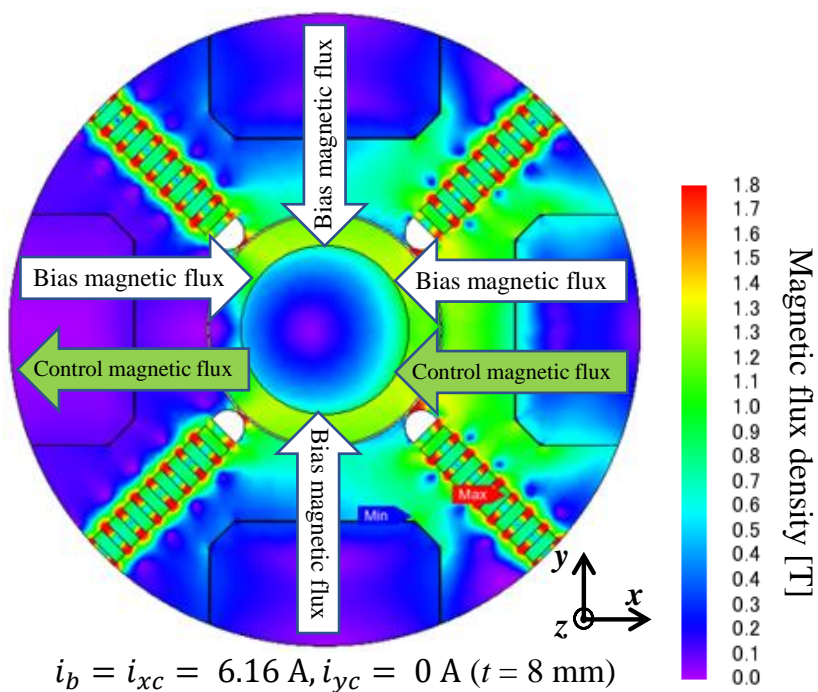
(b) x 正方向負荷時磁束密度分布.

図 3-2-15 x 方向軸支持力 $t = 8 \text{ mm}$ 時.

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究



(a) バイアス磁束のみ時磁束密度分布.



(b) x 正方向負荷時磁束密度分布.

図 3-2-16 x 方向軸支持力 $t = 8 \text{ mm}$ 時.

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

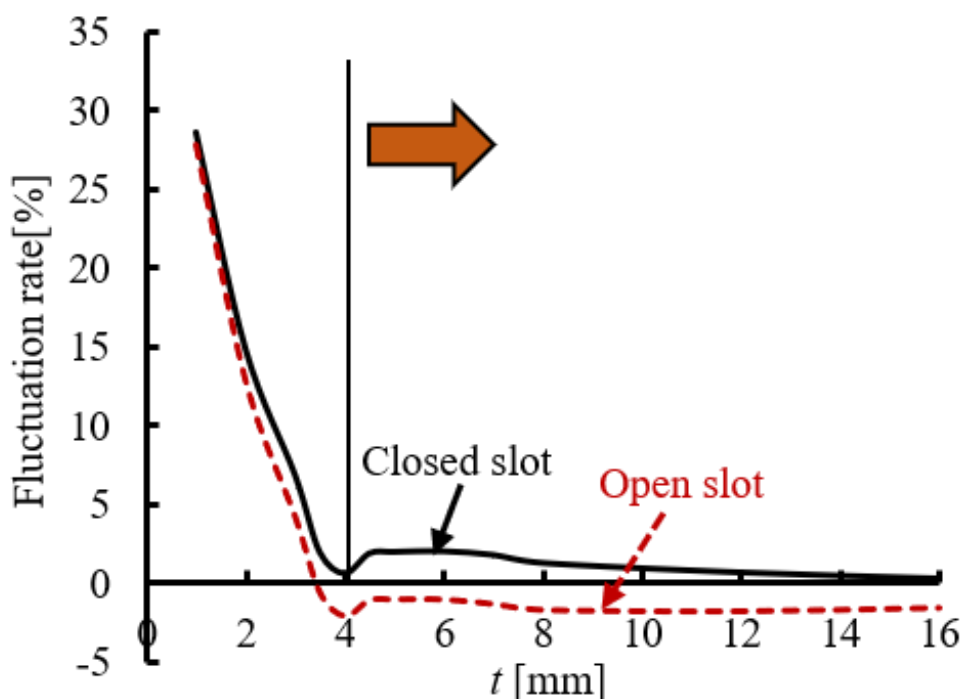


図 3-2-17 極間幅の変化により軸支持力の変動率の軌跡.

軸間の干渉が発生している。一方、極間幅が $t > 4$ mm の場合、二つの形状ともに変動率は 5%以下となっており、軸間の方に良好な非干渉性があることがわかる。そして、オープンスロット形状では、極間幅が $t > 4$ mm の場合、 i_{xc} が発生するコントロール磁束が y 軸方向の軸支持力を発生する固定子コアに漏れて流れ込むことにより生じる干渉の影響よりも、 x 軸正方向と y 軸正方向へ同時に最大軸支持力を発生した際に生じる回転子コアでの磁気飽和の影響の方が大きいため、変動率は僅かにマイナスとなっている。

これにより、二つの形状において、軸間の干渉の抑制を考慮した際の提案構造の極間幅の設計範囲は $t \geq 4$ mm となる。

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

3.2.3 回転子コアでの鉄損

参考文献[46]で述べたように、オープンスロット形状を持つ提案構造は、従来のホモポーラ型磁気軸受よりも回転子で発生する鉄損は大幅に小さい。しかし、回転子は冷却しにくいいため、回転子で発生する鉄損を抑制できることは、提案構造を実用化するうえで、極めて重要なキーポイントである。そして、新たに提案している全閉スロット形状を持つ提案構造は、オープンスロット形状よりも回転子で発生する鉄損をさらに抑制できる可能性があるため、回転子鉄損について検討を行うことは非常に大切である。

図 3-2-18 は、オープンスロット形状と全閉スロット形状の二つの形状について、極間幅を変化させた際に、回転速度 60,000 rpm における回転子コアで発生する鉄損を示す。ただし、実機での浮上回転試験を想定し、52.2 N (5.33 kg 相当) の軸支持力を発生させて解析を実施した。提案構造を負荷側と反負荷側にそれぞれ組み込んだ想定するモータシステムの回転子重量は 5.33 kg である。そのため、一つの提案構造あたり、回転子重量の半分を支える必要があるため、26.1 N の軸支持力となるが、重量と同等の外乱負荷が加わると仮定して、52.2 N の軸支持力とした。この値は、提案構造が単一軸で発生できる最大軸支持力の 21.7% である。実線は、全閉スロット形状の回転子コア鉄損を示し、破線はオープンスロット形状の回転子コア鉄損を示す。すべての極間幅に対して、全閉スロット形状の回転子コア鉄損は、オープンスロット形状よりも非常に小さい。そして、オープンスロット形状では極間幅の増加とともに回転子コア鉄損が増加しているのに対して、全閉スロット形状では極間幅が増加しても回転子コア鉄損はほぼ一定となっている。

3.2.1 節の検討結果より、全閉スロット形状の軸支持力が最も大きくなる極間幅は $t=8\text{ mm}$ であるが、極間幅 t が 4 mm から 12 mm の間において軸支持力はほぼ一定となっている。

そして、3.2.2 節の検討結果より、軸支持力の変動を抑制するには、極間幅は $t \geq 4\text{ mm}$ の範囲に設定すれば良い。また、前節で述べたように、従来のホモポーラ型は永久磁石を多く使用するためコストが高い。永久磁石の使用量を削減するためには、極間幅 t は小さいほうが望ましい。

以上の結果より、新たに提案している全閉スロット形状を持つ提案構造は、極間幅を $t=4\text{ mm}$ に設定するのが最適な形状である。

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

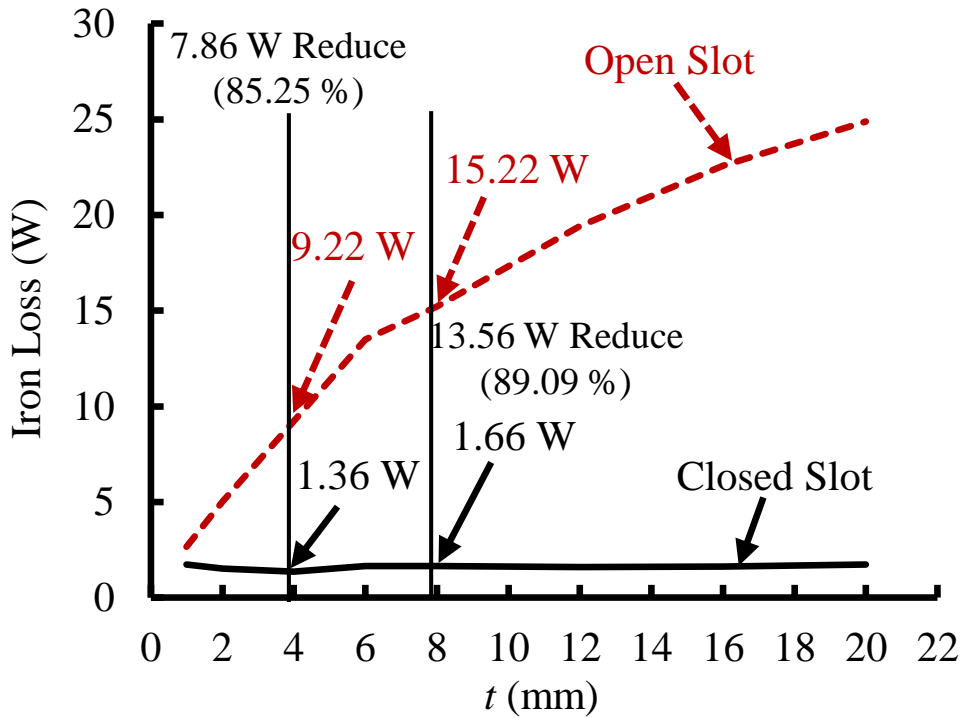
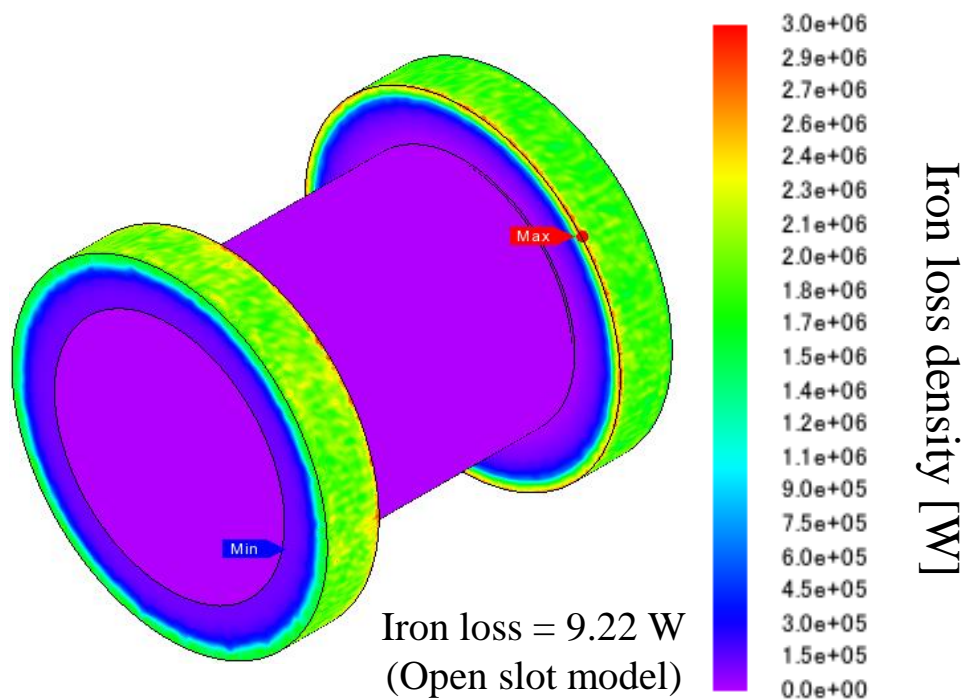


図 3-2-18. 極間幅の変化により回転子コア鉄損変化の軌跡.

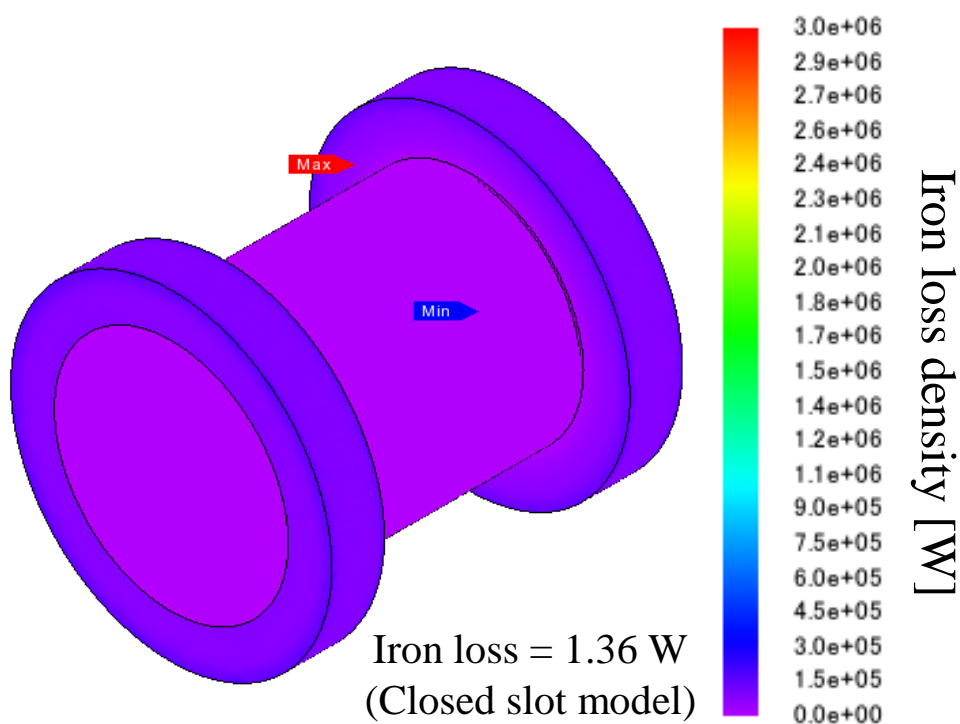
図 3-2-18 より、極間幅 $t = 4 \text{ mm}$ の場合、オープンスロット形状の回転子コア鉄損が 9.22 W に対して、全閉スロット形状の回転子コア鉄損は 1.36 W となり、全閉スロット形状を採用することで回転子コア鉄損を 85.3% も削減できる。そして、 1.36 W より全閉スロット形状の回転子コアの鉄損密度は 64.5 W/L となり、十分に冷却可能な値である。

図 3-2-19 (a) と図 3-2-19 (b) は、極間幅 $t = 4 \text{ mm}$ の時のオープンスロット形状と全閉スロット形状における回転子コアでの鉄損密度分布を示す。図 3-3-19 より、全閉スロット形状の回転子コア鉄損は、オープンスロット形状より非常に低いことが鉄損密度分布からも確認できる。

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究



(a) オープンスロット形状の回転子コア鉄損密度分布.



(b) 全閉スロット形状の回転子コア鉄損密度分布.

図 3-2-19. 回転子コア鉄損密度分布.

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

3.3.4 最適形状に関する解析結果

図 3-3-20 は、本論文において最適形状とする極間幅 $t = 4 \text{ mm}$ の全閉スロット形状において、 i_{xc} を変化させた際の軸支持力特性を示す。ただし、 i_{yc} と i_b は共に定格値 6.16 A で一定とする。 i_{xc} に対して x 軸正方向の軸支持力 F_x は良好な線形性を備えており、最大軸支持力は 241 N である。極間幅 $t = 8 \text{ mm}$ の時の最大軸支持力は 247 N であり、その差は 2.43% と非常に小さく、ほぼ最大軸支持力を発生できている。さらに、 i_{xc} の変化に対して y 軸正方向の軸支持力 F_y はほぼ一定値となっており、軸支持力の軸間の非干渉化ができています。

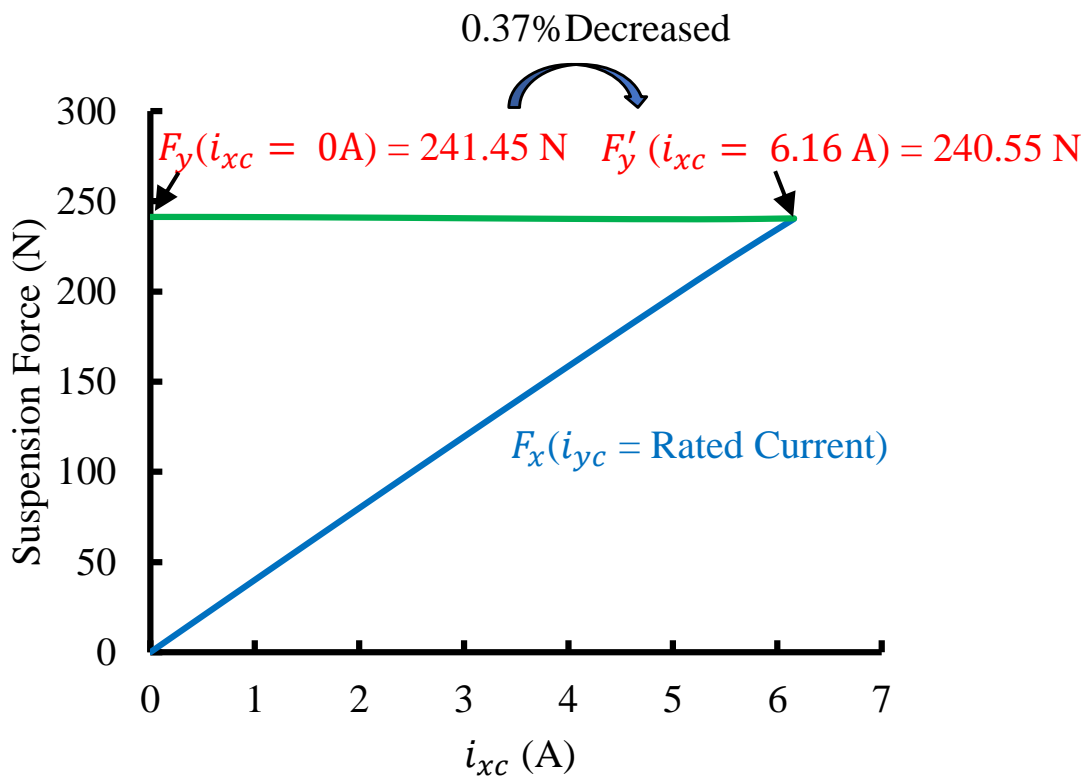


図 3-2-20. i_{xc} を変化させた際の軸支持力特性.

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

図 3-2-21 は、極間幅 $t=4\text{ mm}$ のオープンスロット形状と全閉スロット形状において、 x 軸正方向の軸支持力を変化させた際の回転子コア鉄損を示す。すべての軸支持力の範囲で、全閉スロット形状の回転子コア鉄損はオープンスロット形状より小さい。そして、軸支持力がゼロの時、全閉スロット形状の回転子コア鉄損は 0.002 W に対して、オープンスロット形状の回転子コア鉄損は 7.87 W であり、鉄損を 99.97% 削減できている。また、軸支持力が最大の時、全閉スロット形状の回転子コア鉄損は 28.9 W であるのに対して、オープンスロット形状の回転子コア鉄損は 37.2 W であり、鉄損は 22.3% 小さい。

図 3-2-22 は、図 3-3-18 と同様に、実機の浮上回転試験で想定される想定軸支持力を発生している際の損失内訳を示す。銅損を加味しても全損失で全閉スロット形状はオープンスロット形状よりも 21.9% の損失削減を達成している。

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

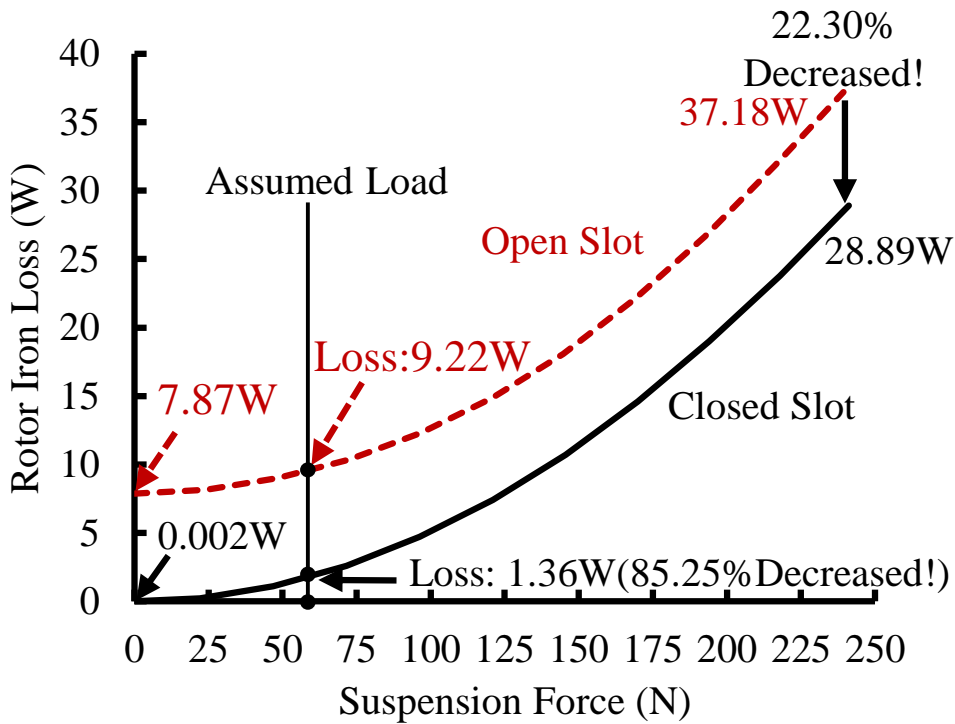


図 3-2-21. i_{xc} を変化させた際の回転子コア鉄損の軌跡.

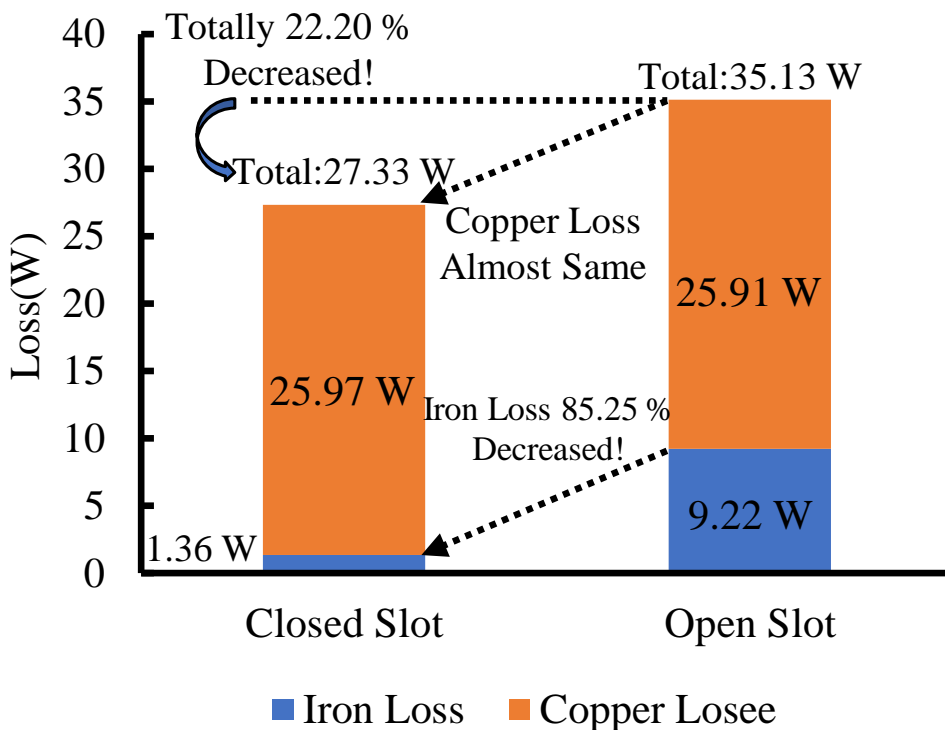


図 3-2-22. 想定負荷時損失の内訳.

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

3.3 結言

本論文では、低損失低価格を両立するために提案している4つのC型コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受において、提案構造の特長に着目し、従来の磁気軸受では軸支持力の低下と組立性の低下の両方を招くために一般には使用されない全閉スロット形状の適用について検討を行った。その結果、新たに提案する全閉スロット形状を持つ構造は、オープンスロット形状を持つ構造よりも軸支持力の増加と回転子で発生する鉄損の低減を両立できることを明らかにした。さらに、 $t \geq 4 \text{ mm}$ の極間幅において、軸支持力の軸間の非干渉化を達成できることを示し、提案構造の最適形状についても明らかにした。

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

3.4 試作機および実験システムおよび制御系

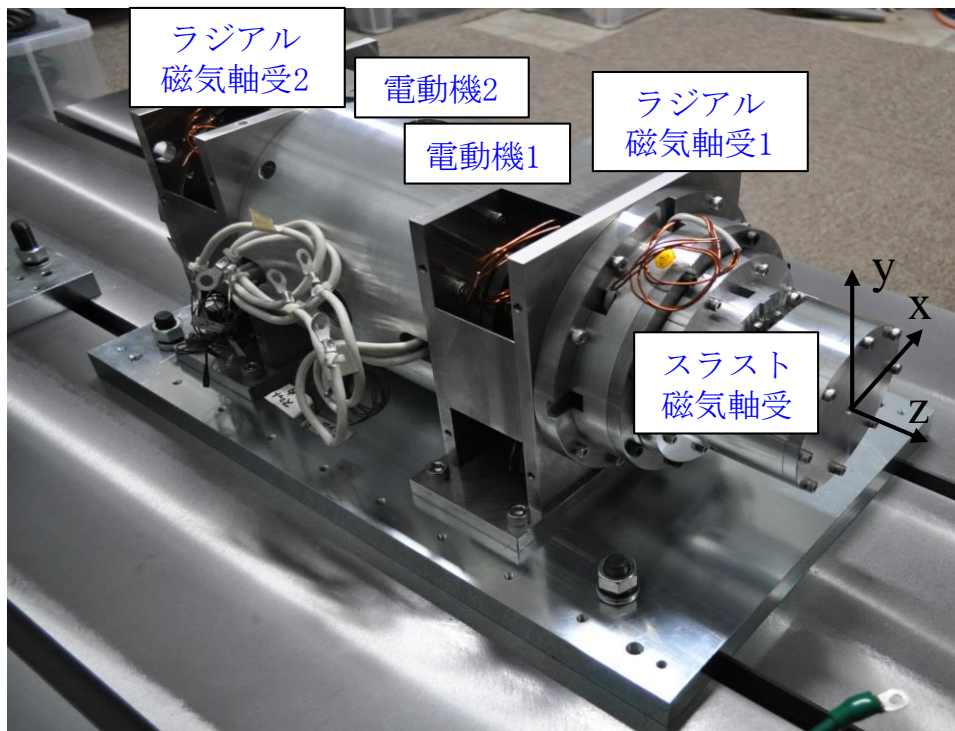
3.4.1 製作した試作機および実験システム

前節までに全閉スロット形状を採用できる低損失・低価格を両立する新たなホモポーラ型磁気軸受を提案している。そして、提案構造の優れている性能を3D-FEMによる解明した。そこで、実験室で提案構造の有効性を検証するために、提案している新たなホモポーラ型磁気軸受を実装し、図3-4-23(a)の試作機を製作した。そして、提案している全閉スロット形状を採用できる新構造のホモポーラ型磁気軸受の実装図は図3-4-23(b)に示す。

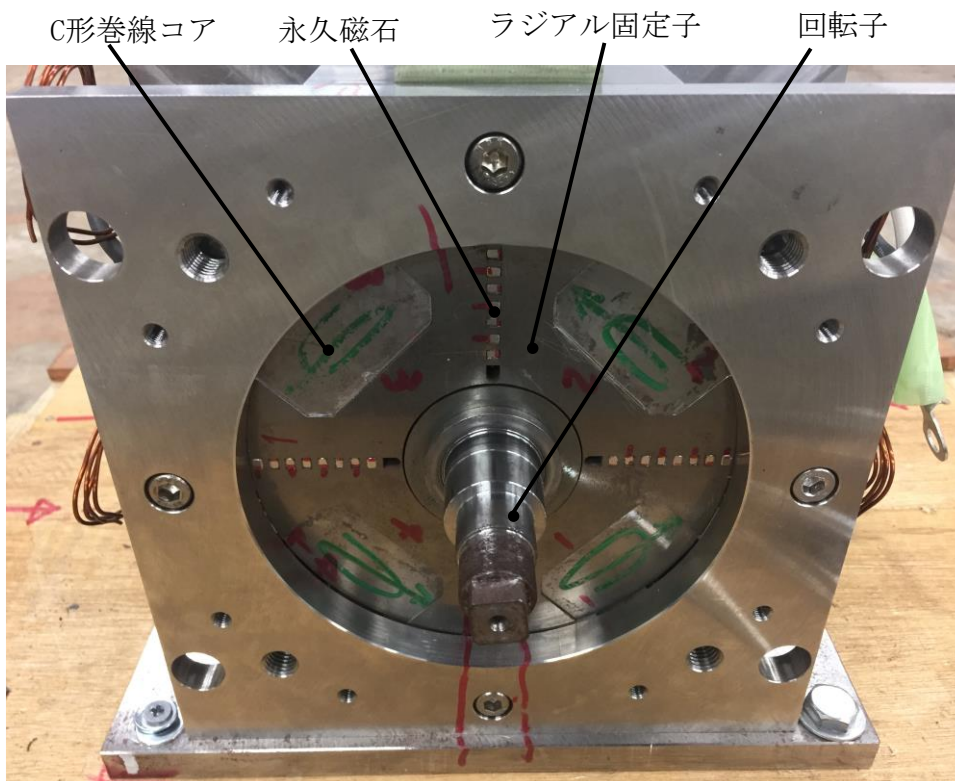
製作した試作機ではスラスト磁気軸受が1つ、ラジアル磁気軸受が2つ、電動機2つ合わせて5つのユニットで構成されている。示している試作機により、スラスト方向1軸、垂直方向2軸、水平方向2軸合わせて回転子が5軸能動制御できる。実機での位置センサ配置情報は図3-4-24(a)に示す。試作機では負荷側と反負荷側にラジアル磁気軸受二つがある。それぞれのラジアル磁気軸受における、水平方向の正負方向と垂直方向の正負方向にギャップセンサを実装する。回転子がある方向に変位がある時、該当するセンサの正負方向変位情報を計算し、制御システムにフィードバックすることにより回転子を制御する。そして、試作機全体の結線情報を図3-4-24(b)に示す。試作機に実装している全閉スロット形状のホモポーラ型磁気軸受を性能評価するため、試作機に浮上試験と荷重試験を実施する予定である。荷重試験を実施するにはある着重点が必要であり、また、試作機にユニット数がより多いのため、回転子が高速回転時電源ケーブルや信号線が回転子に巻き込まれない、安全の目的、以上2点への配慮による試作機の外側に安全フレームを作った。

そして、試作機を制御するため、実験システムの配置を図3-4-25(a)と図3-4-25(b)に示している。本研究では、ラジアル磁気軸受と電動機を制御するための三相インバータにコントローラが実装していないため、三相インバータを制御するためにPE-Expert4をコントローラとして採用している。ラジアル磁気軸受と電動機を制御するにはユニットごとに一枚のPE-Expert4のボードを用いている。スラスト磁気軸受を制御用の三相インバータにはコントローラがあり、信号線と電源ケーブルは設計に従う結線している。回転子の位置情報は試作機に実装している各方向のギャップセンサによりセンサーボードにより計算してからラジアル三相インバータとスラスト三相インバータに入力する。また、ラジアル磁気軸受と電動機は同じコントローラを共用しているため、試作機を制御する際一台のPCでラジアル磁気軸受2つと電動機2つを制御する。そのほか、スラスト磁気軸受用のインバータは別のコントローラを採用しているため、スラスト磁気軸受に制御用のPC一台を用意している。

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

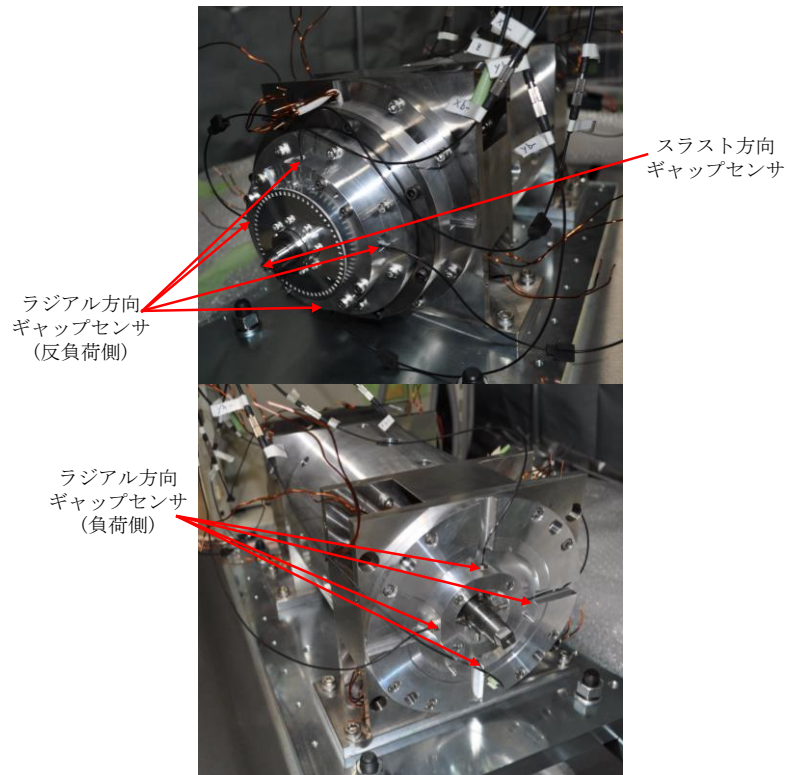


(a) 提案する新たなホモポーラ型磁気軸受を実装している試作機の全体図

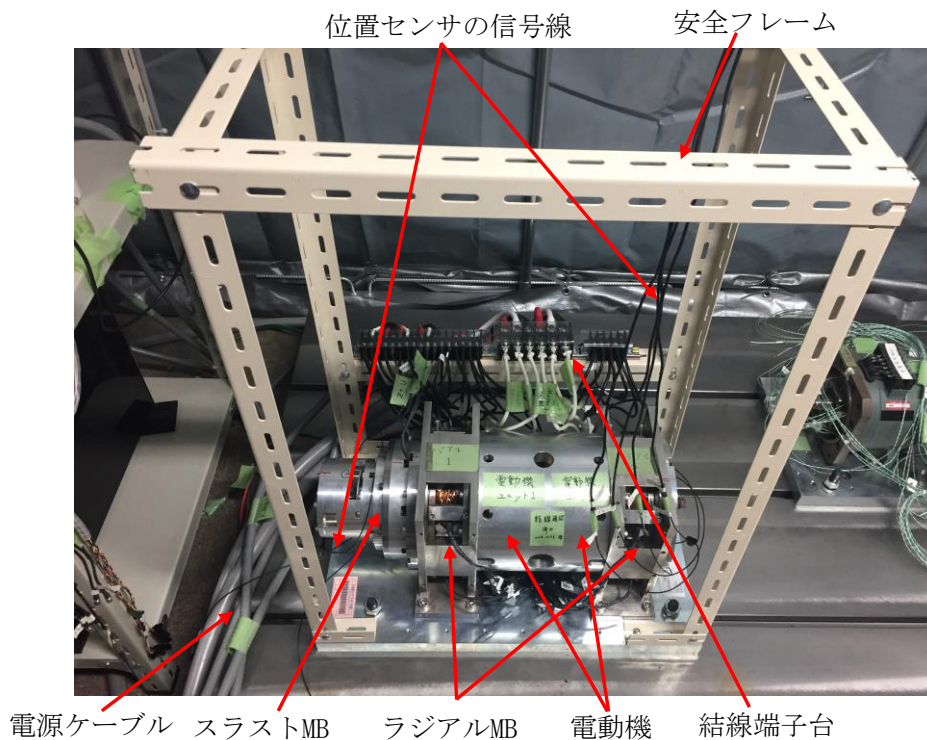


(b) 提案する新たなホモポーラ型磁気軸受の実機図
図 3-4-23. 提案構造を実装している試作機の実機図.

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究



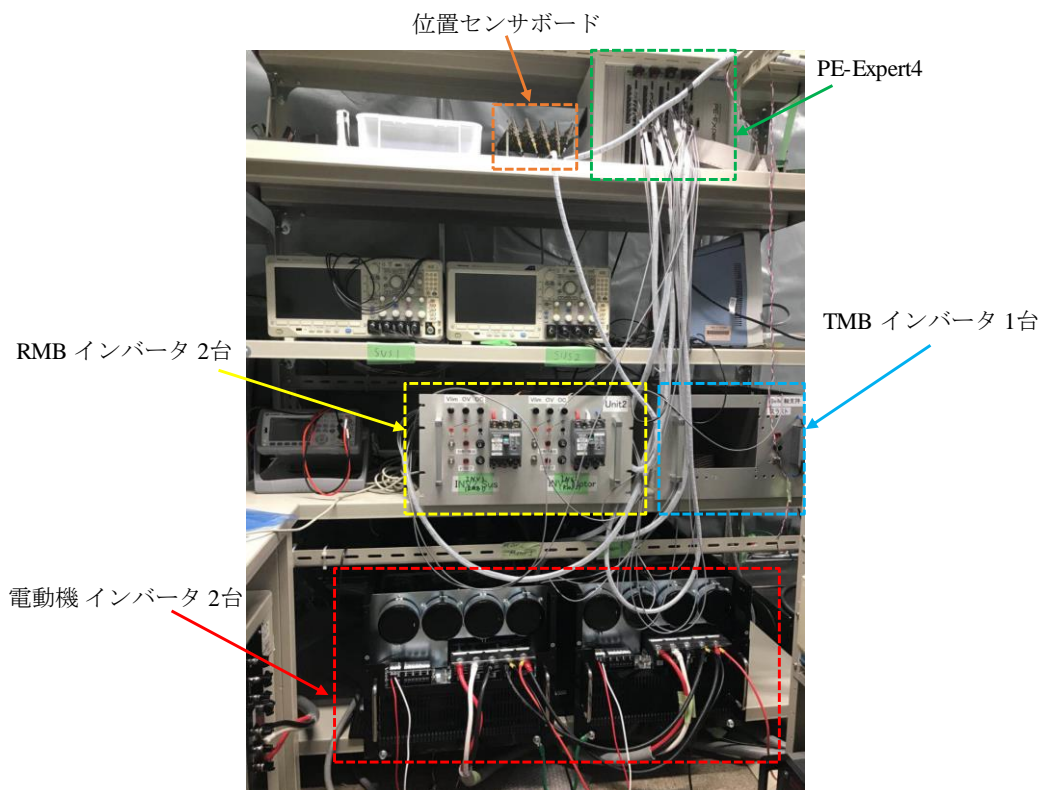
(a) 負荷側と反負荷側ギャップセンサの配置図



(b) 負荷側と反負荷側ギャップセンサの配置図

図 3-4-24. 磁気浮上特性を考察するため実験環境の搭載図.

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究



(a) 実験システムの構成



(b) 試作機を制御用 PC の配置

図 3-4-25. 試作機を制御するため制御装置の配置図.

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

3.4.2 スラストMBに関する制御系システム

これまで試作機を制御用の設備構成を説明した。本節では試作機を制御する際スラスト磁気軸受の制御システムを紹介する。

試作機のスラスト磁気軸受では回転子円板の両側に負荷側軸支持巻線と反負荷側軸支持巻線がある。結線する際、負荷側軸支持巻線はインバータのU相に繋ぐ、反負荷側軸支持巻線はW相に繋ぐ結線である。インバータのV相は常に0Vに設定している。

スラスト磁気軸受の制御系流れは図3-4-26に示す。実機を制御する際、軸方向のギャップセンサにより回転子の軸方向に変位 z を検出し、制御系のスラスト方向の指令値 z^* と偏差値を計算する。計算した結果PID制御により軸方向の軸支持力の指令値 F_z^* を算出する。 F_z^* は軸支持力係数と除算し、スラスト方向の軸支持電流の指令値 i_z^* を算出する。そして、PI制御によりスラスト磁気軸受の負荷側軸支持巻線と反負荷側軸支持巻線の電圧指令値 V_U^* と V_W^* を計算し、その結果を三相インバータに入力する。V相の電圧は常に0Vに設定している。三相インバータからUVW三相電流をスラスト磁気軸受に流れ込む。その同時、電流検出部はU相とW相の電流を検出し、実際にスラスト巻線に流れている電流値を軸支持電流の指令値にフィードバックする。

軸支持力係数は軸支持電流と軸支持力の関係より計算した比例係数である。スラスト軸支持力係数を K_T と仮定すれば、実際の制御では式(11)で軸支持電流の指令値を計算している。

$$i_z^* = F_z^* / K_T \quad (11)$$

本研究ではスラスト磁気軸受を以上の制御システムで制御している。

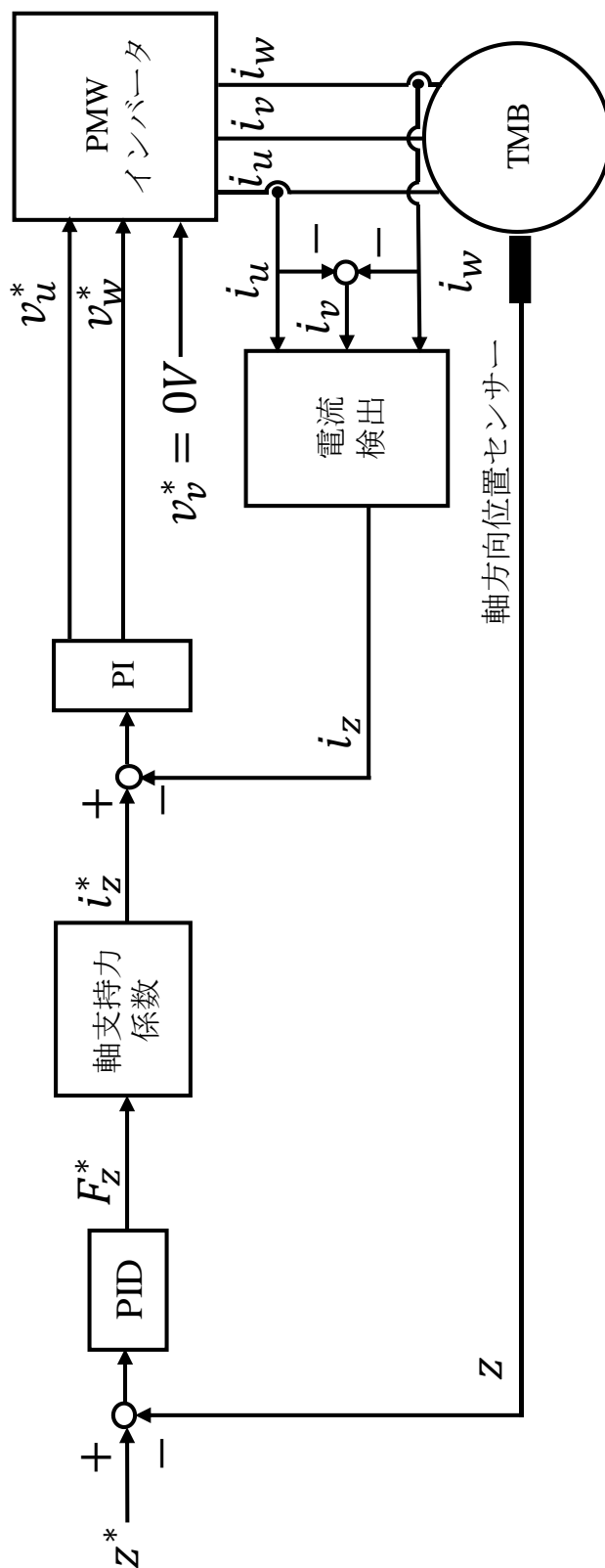


図 3-4-26. スラスト磁気軸受に関する制御系.

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

3.4.3 ラジアルMBに関する制御系システム

図 3-4-27 に試作機のラジアル部分の制御システムを示している。図 3-4-24(a)に示したようにラジアルの水平方向と垂直方向に 2 つずつギャップセンサを配置している。理解しやすいため、図 3-4-27 に示している制御系では、1 つの方向に 1 つのギャップセンサしか表示しない。

試作機を実際に制御する際、まず、ギャップセンサから回転子の変位情報 a と b を検出し制御システムのラジアル方向の指令値 a^* と b^* に差分を計算し、その結果を PID 制御による各方向の軸支持力指令値 F_a^* と F_b^* を算出する。算出した軸支持力の指令値を用いて軸支持力係数と除算し、ラジアル方向の軸支持電流値の指令値 i_a^* と i_b^* を作成する。作成した指令値は PI 制御による各方向の電圧指令値 v_a^* と v_b^* を計算し、2 相/3 相変換により三相インバータに入力するの UVW 相の電圧値の指令値を算出する。そして、三相インバータから実際にラジアル磁気軸受の各方向の巻線に流れ込む電流を出力する。その同時、電流検出部は U 相と W 相の電流を検出し、実際にラジアル磁気軸受の軸支持巻線に流れている電流値を軸支持電流の指令値にフィードバックする。

ラジアル軸支持力係数を K_R と仮定すれば、実際の制御では式(12)と式(13)で軸支持電流の指令値を計算している。

$$i_a^* = F_a^*/K_R \quad (12)$$

$$i_b^* = F_b^*/K_R \quad (13)$$

本研究ではラジアル磁気軸受を以上の制御システムで制御している。

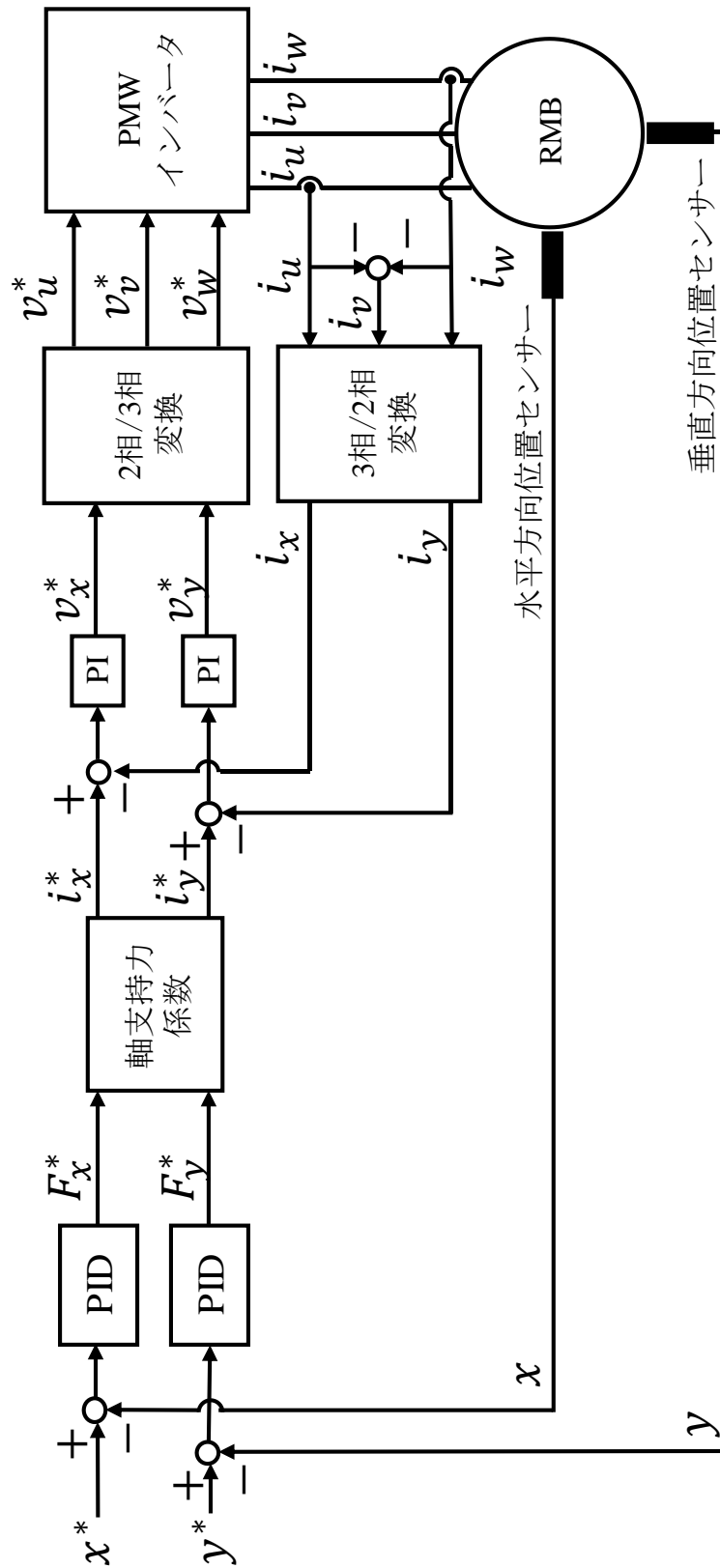


図 3-4-27. ラジアル磁気軸受に関する制御系.

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

3.5 実機における提案構造を考察するため実験の実施

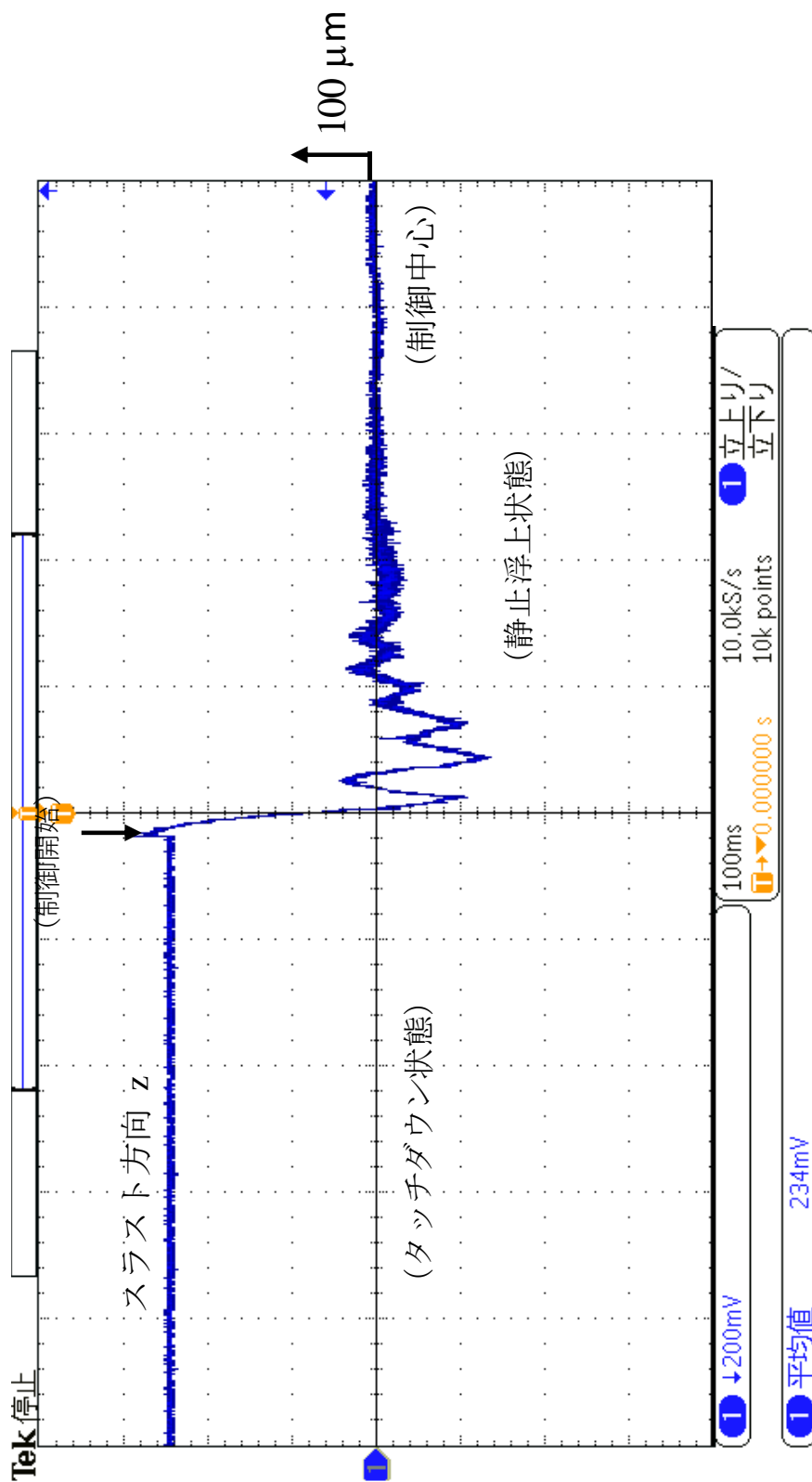
これまで、提案している新たなホモポーラ型磁気軸受を実装している試作機の実機構造と制御系の構成を紹介した。本節ではまず試作機に浮上試験を実施するにより、提案している新構造の磁気軸受の有効性を証明する。そして、静止浮上している回転子の半径方向にステップ外乱を追加し、回転子静止浮上状態の変化により磁気軸受の安定性と制御系の有効性を考察する。最後、製作した試作機にスラスト磁気軸受1つ、ラジアル磁気軸受2つ、電動機2つ合わせて5ユニットがあり、ユニット数がより多い回転子が長い間、回転子が高速回転時安定な軸支持力が出力できるため、試作機回転子の共振周波数を測定する。

3.5.1 浮上実験、ステップ外乱試験の実施

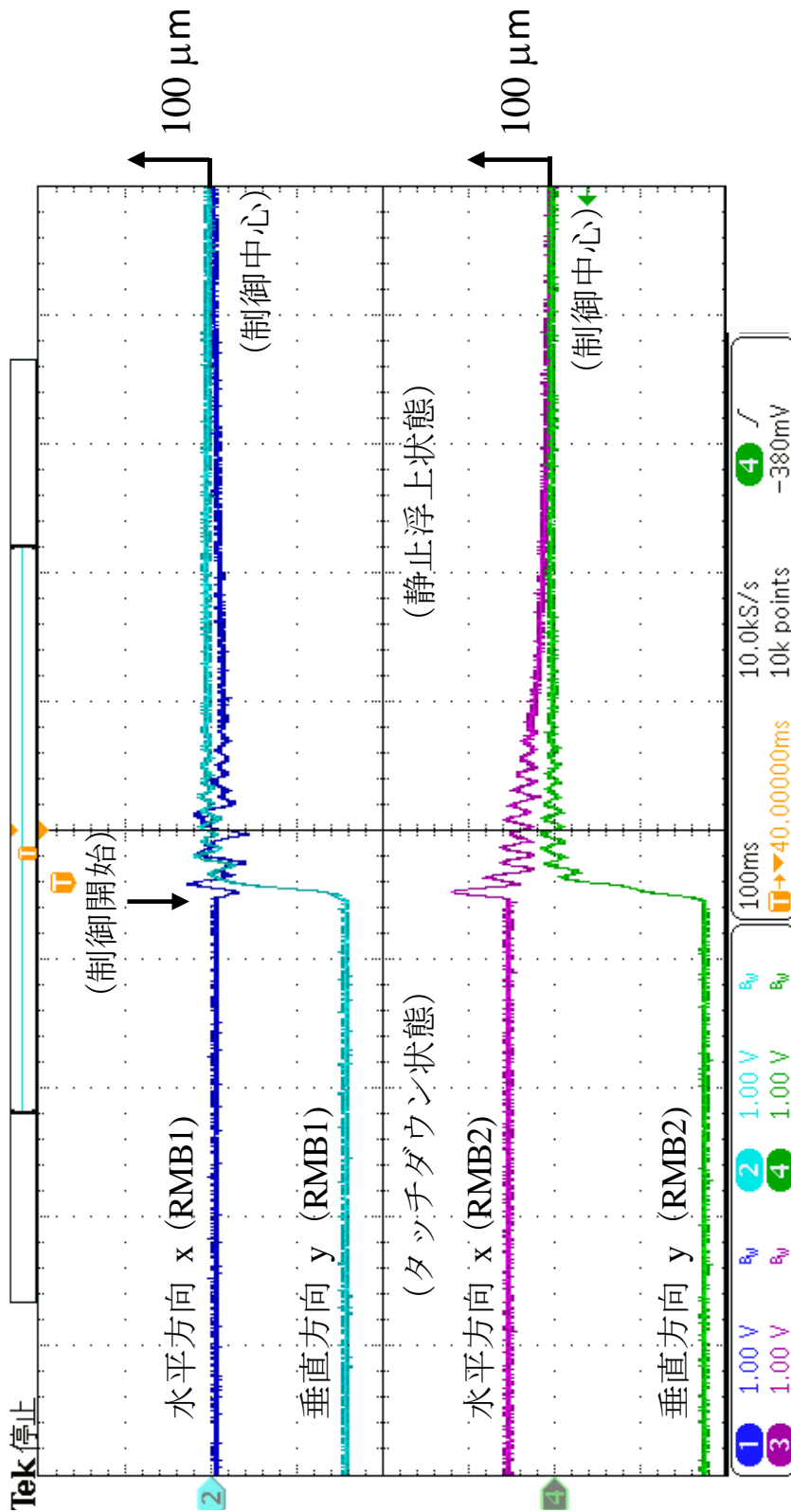
次に提案している磁気軸受を考察するため、浮上試験を実施した。その結果は図 3-4-28(a)と図 3-4-28(b)に示している。図 3-4-28(a)にスラスト磁気軸受に静止浮上試験を実施し、回転子軸方向の静止浮上波形を示している。実験波形による、軸方向に制御開始してから約 180ms 後に回転子はスラスト方向に静止浮上できた。

図 3-4-28(b)にラジアル磁気軸受の静止浮上実験の結果を示している。図 3-4-23(a)に提案する新たなホモポーラ型磁気軸受を実装している試作機の全体図に示す、ラジアル磁気軸受1は試作機の反負荷側にいる、ラジアル磁気軸受2は試作機の負荷側にいる。図 3-4-28(b)の波形による、制御開始後約 140ms 後ラジアル磁気軸受1とラジアル磁気軸受2は静止浮上できていることがわかった。そこで、製作した試作機に搭載されている、新たに提案している4つのC型コアを一体化したホモポーラ型ラジアル磁気軸受とスラスト磁気軸受共に、回転子の浮上制御が可能であることを確認した。

次に、静止浮上している回転子の安定性と信頼性を考察するため、ラジアル磁気軸受1とラジアル磁気軸受2にステップ外乱試験を実施した。実験はインパルスハンマーを用いて負荷側や反負荷側における回転子の端部に垂直下のステップ外乱を追加する。図 3-4-28(a)と図 3-4-28(b)は実験結果の波形を示している。図 3-4-28(a)の実験結果による、インパルスハンマーで反負荷側の垂直方向にステップ外乱を追加する時約 600ms 後回転子は元の安定状態に戻れることがわかった。そして、反負荷側に外乱を追加することより、回転子負荷側の方にも無視できない振動があった。一方、図 3-4-28(b)に示す、負荷側の垂直方向に外乱を追加する際に約 550ms 後回転子は元の安定状態に戻った。そして、負荷側に外乱を追加する際回転子の反負荷側に振動があったが、図 3-4-29(a)に示す実験の結果より遥かに小さい振動だった。その原因は以下の2点があると考えている。今回の試験にステップ外乱は人力で追加するため、毎回の力の大きさにはバラつきがあると考えている。また、反負荷側の端部に外乱を追加する際、ラジアル磁気軸受との間にスラスト磁気軸受があり、軸支持力の制御点まで距離がより遠いため、回転子安定状態への影響がより大きいであると考えている。一方、負荷側に外乱を追加する際、ラジアル磁気軸受2にまでの距離がより近い、軸支持制御がより強い間回転子への振動がより小さいと考えている。



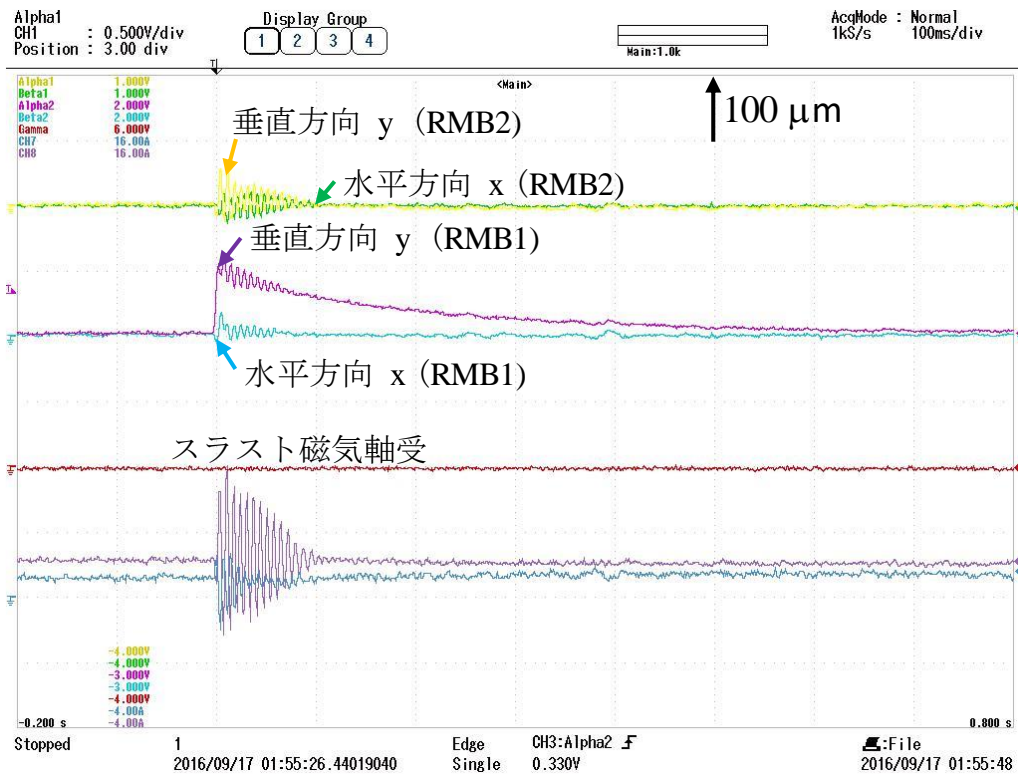
(a) スラスト方向静止浮上実験結果



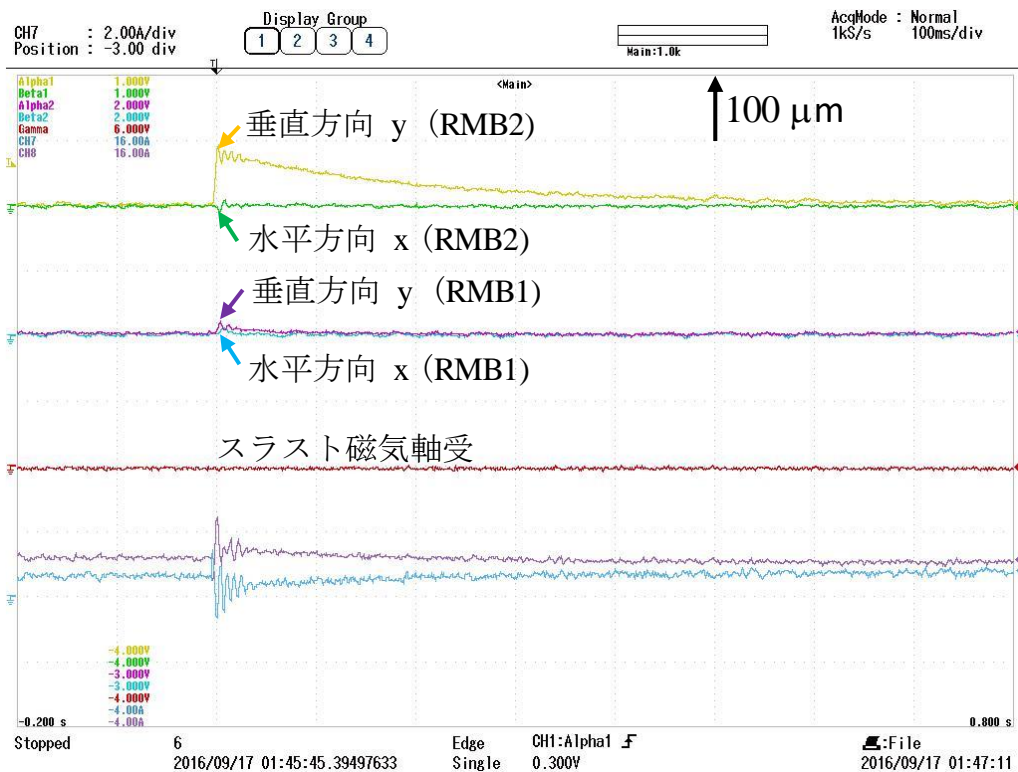
(b) ラジアル方向静止浮上実験結果

図 3-4-28. スラスト方向&ラジアル方向の静止浮上の実験結果.

第3章 低損失・低価格を両立する
4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究



(a) 反負荷側にステップ外乱試験を実施



(b) 負荷側にステップ外乱試験を実施

図 3-4-29. 静止浮上している回転子の外乱試験結果.

第3章 低損失・低価格を両立する 4つのC形コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受に関する研究

3.6 まとめ

これまでに低損失・低価格を両立する新たなホモポーラ型磁気軸受の構造を提案した。そして、性能に大きな影響を与える、極間の形状と幅について検討を行った。そのため、極間の干渉を回避するのほかに、損失を極限に抑える方針のため、以上の考察結果による、回転子での発熱を少しでも抑制可能、すなわち、低損失な磁気軸受を開発するには、開口幅 $t=4\text{mm}$ 全閉スロット型磁気軸受が最適であることがわかった。

そして、新たに提案している構造について試作機を製作し、実機で浮上試験やステップ外乱試験や荷重試験を実施した。その結果、提案構造は安定な軸支持力が生じられる、浮上試験では回転子安定状態の静止浮上波形を示した。一方、静止浮上の安定状態を考察するため、インパルスハンマーを用いて負荷側に外乱を加え、回転子の外乱に対して安定状態に回復能力について考察した。そこで、外乱がある時、回転子に安定状態から変位があり、制御系により約 600ms 後に回転子が静止浮上状態に戻ったため、提案構造と設計した制御系は良好な安定性を示した。最後、回転子が安定静止浮上の状態を維持しながら試作機を 5000rpm まで回転した結果、新たに提案している全閉スロット形状を用いて新型ホモポーラ型磁気軸受の有効性を証明した。

第4章 円筒形回転子を備えた 3軸磁気軸受の磁石レス化に関する研究

第4章 円筒形回転子を備えた3軸磁気軸受の磁石レス化に関する研究

本章では、現実問題に着目し磁気軸受の高付加価値化に関する研究を行う。前節に述べたように従来の5軸能動制御システムでは、通常TMBが1つとRMBが2つあります。しかし、システム全体のユニット数が多い、組み立て性が悪いというシステムのアセンブリ性が低下すると繋ぐと考えられます。また、磁気軸受では永久磁石があり、現実のターボ分子ポンプなどの産業用途では、永久磁石は回転子の抜き差しに作業性を悪化させている。本章では、現実問題に着目し、円筒形回転子を備えた磁石レス3軸磁気軸受の研究を行う。そして、軸支持力とシステムの損失の面により、2種類の磁石レス構造を検討する。

4.1 特定用途における3軸能動制御型磁気軸受の欠点について

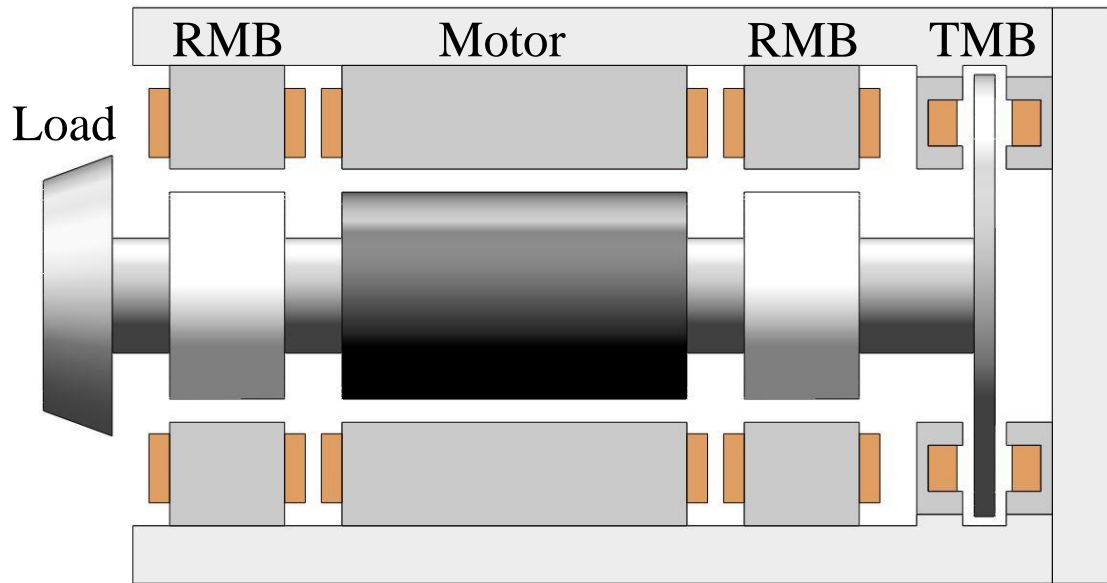
図4-1-1(a)は、スラスト磁気軸受(TMB)に円板状の回転子を用い、半径方向の軸支持のために2個のラジアル磁気軸受(RMB)を組み合わせた、5自由度を能動的に制御する一般的な軸支持システムを示す[77-80]。しかし、このシステムは電動機を含めたシステム全体のユニット数が多いためにコストが高く、TMBの円板状回転子のために組み立て性が悪いという問題があった。また、ユニット数が多いためサイズが大きく、特に軸長が長くなることは回転軸の固有振動周波数を低下させ、定格回転数までに危険速度を通過しなければならない恐れがある。さらにシステムを組み立てる際、負荷機を取り外した回転軸をシステムの右側から挿入し、後から負荷機を回転軸に左側より取り付ける必要があるため、回転軸のバランス取りが難しいことも課題になっている。

そこで、ユニット数を減らし小型化するために、軸方向の変位と回転軸の傾きの3自由度を能動的に制御するアキシヤル磁気ベアリングを用いたシステムが提案されている[81-83]。このアキシヤル磁気ベアリングは、RMBと電動機を融合したベアリングレスモータ(BelM)と組み合わせることで、5自由度を全て能動的に制御しながら小型化できるという優れた利点を持つ。しかし、回転軸の両端に円板状回転子を持ち、固定子を軸方向に挟み込む構造となっているため、組み立て性と回転軸のバランス取りの点で課題が残る。

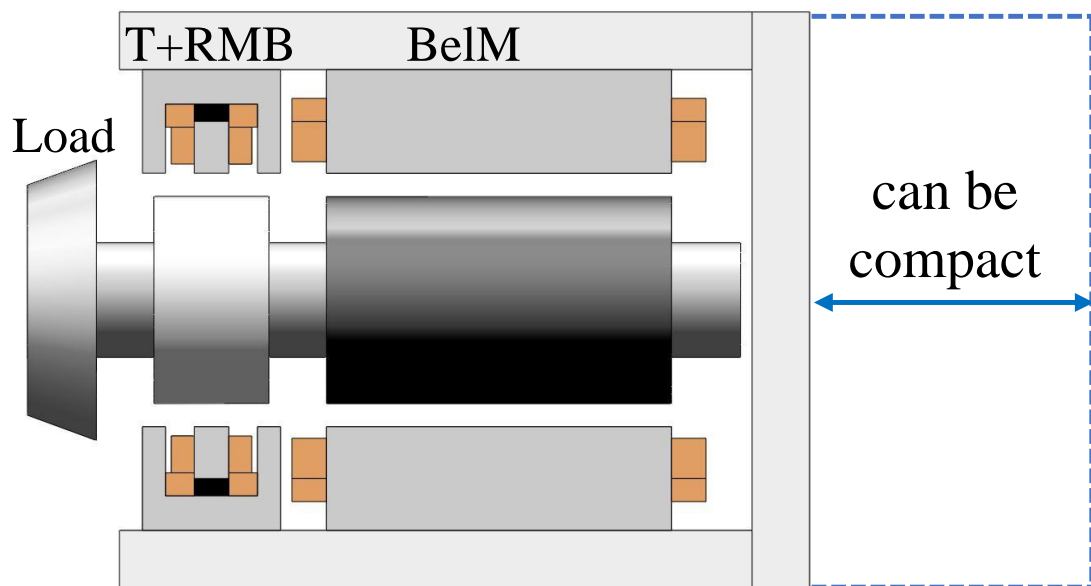
同様に、軸方向の変位と半径方向の直交する2つの変位の3自由度を能動的に制御するために、TMBとRMBを融合した3軸磁気軸受(T+RMB)も提案されている[84-89]。提案されているT+RMBは、TMBの固定子とRMBの固定子を軸方向に配置した構造と、TMBの固定子の中にRMBの固定子を配置した構造の二種類に大別される。しかし、どちらの構造も円板状回転子を持ち、その円板状回転子がTMBの固定子に軸方向に挟み込まれる構造となっているため、組み立て性と回転軸のバランス取りの点で課題がある。

そこで、筆者らの研究チームでは、図4-1-1(b)に示すように、円板状回転子の代わりに円筒型回転子を用いたT+RMBを提案している[90-94]。そして、円筒型回転子を用いたT+RMBとBelMを組合せたシステムは、従来と比較してユニット数の減少によりシステムの小型化・低コスト化が期待できるだけでなく、円板状回転子の除去による組み立て性の向上、軸長の短縮による危険速度の上昇、回転子のバランス取りの容易化などの効果が期待できる。

このように、3自由度を能動的に制御できる構造が多数提案され盛んに研究されているが、



(a). 一般的な5軸能動制御システム構成.



(b). 3軸能動制御型磁気軸受(T+RMB)を備えた5軸能動制御システム.

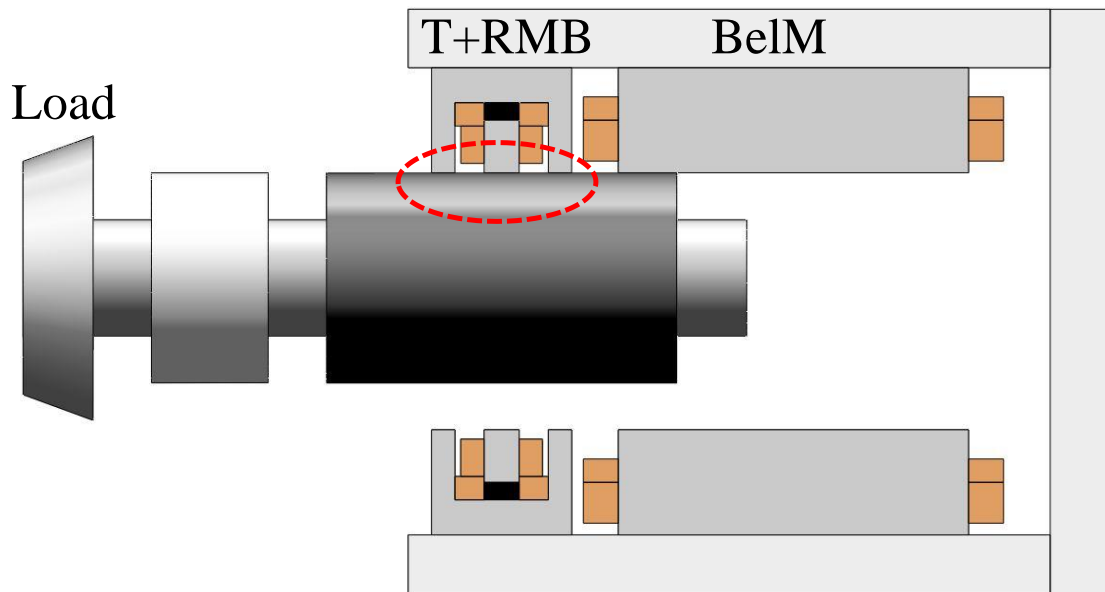
図 4-1-1. 5軸能動制御システム構成.

第4章 円筒形回転子を備えた 3軸磁気軸受の磁石レス化に関する研究

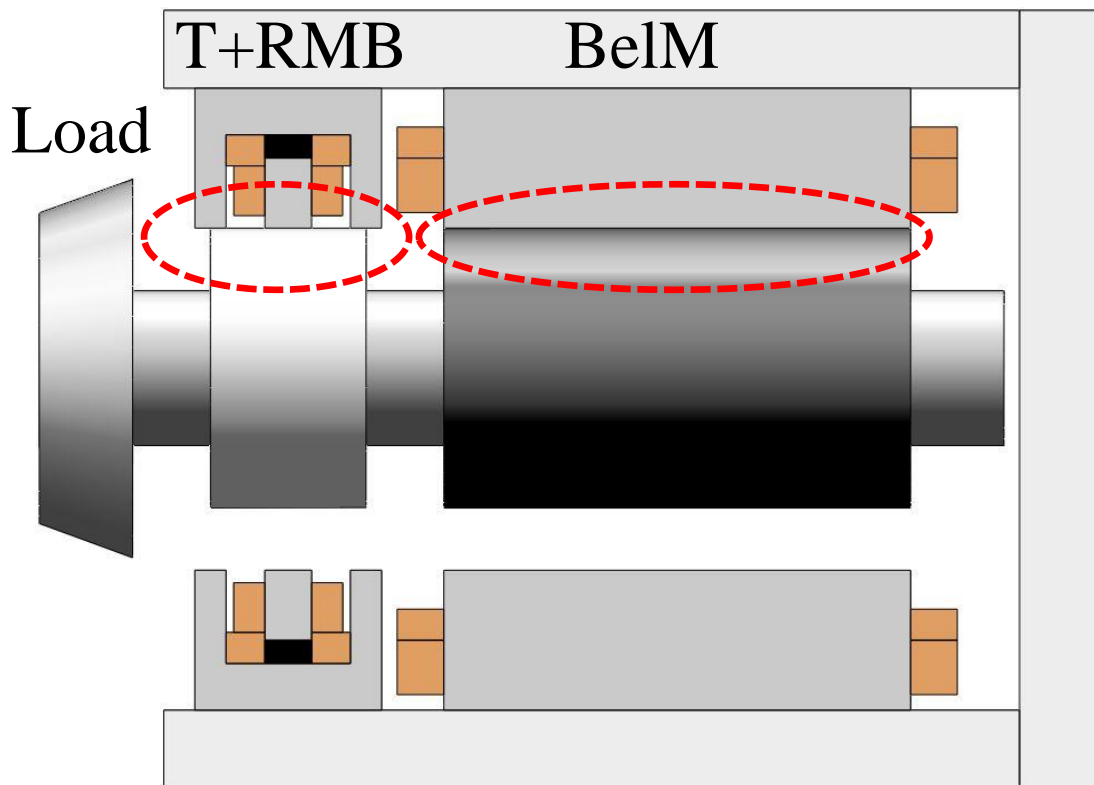
どの構造においても、軸支持力を発生するために必要なバイアス磁束を、永久磁石を用いて発生している。永久磁石を用いる場合、バイアス電流が必要ないため、銅損が発生せず損失が少ないという大きな利点がある。しかし、産業用のターボ分子ポンプなどの用途においては、定期的に分解して洗浄する必要があるため、負荷機として回転軸の一端に複雑形状のインペラを備えた回転子ユニットの抜差しが容易であることが非常に重要である。円筒型回転子を持つ T+RMB と BelM を採用してシステムのユニット数を削減したことにより、従来のシステムよりは組立て性は向上しているものの、永久磁石による吸引力が回転子の抜差しの作業性を悪化させるという問題が残っている。

図 4-1-2 に示すように、回転子を抜差しする際に、T+RMB の固定子に配置した永久磁石の吸引力が BelM あるいは T+RMB の回転子と固定子を衝突させ、作業性を悪化させる。したがって、メンテナンス性を向上するためには、損失が増えたとしても T+RMB の磁石レス化を実現することが強く望まれている。ヘテロポーラ型の RMB のように磁石を用いずに巻線のみで2自由度を能動的に制御する構造についての研究や開発事例は非常に多いが[95]、筆者らが調べた限り、T+RMB の磁石レス化に関する検討は無い。そして、これまでに提案された T+RMB ではネオジム焼結磁石が用いられていることから、磁石レス化することによって、レアアースレス化することも可能となる。

本論文では、産業用のターボ分子ポンプなどのメンテナンス性の向上を目的として、円筒型回転子を備えた 3 軸能動制御磁気軸受の磁石レス化について検討する。バイアス機能を付加する方法の違いによる 2 種類の構造を提案し、それぞれの構造の軸支持力特性と損失特性を 3D-FEM を用いて比較・検討し、提案構造の妥当性・有効性を検証する。



(a). T+RMB に配置した永久磁石は回転子の永久磁石と衝突する.



(b). T+RMB に配置した永久磁石は回転子コアと衝突する.

図 4-1-2. T+RMB は 5 軸能動制御システムの保守性を悪化させている.

4.2 円筒形回転子を備えた T+RMB の磁石レス化

4.2.1 機械的構造

図 4-2-3 に、TMB の固定子の中に RMB の固定子を配置した、従来の永久磁石を用いた円筒型回転子を持つ T+RMB の構造を示す[67]。ラジアル固定子に挿入した永久磁石によりバイアス磁束を作り、スラスト巻線およびラジアル巻線の電流により磁束のアンバランスを作ることで、スラスト力およびラジアル力を発生する。

本論文では、T+RMB のバイアス機能をスラスト巻線またはラジアル巻線と統合して磁石レス化することを考える。図 4-2-4 に、T+RMB の磁石レス化構造を示す。スラスト巻線は回転軸を囲むように、ラジアル巻線はラジアル固定子の x, y 軸上の 4 つのティース部にそれぞれ巻かれている。この構造では、従来は永久磁石で供給していたバイアス磁束を、ラジアル巻線あるいはスラスト巻線を用いて供給する。図 4-2-5 (a) にバイアス機能をスラスト巻線に統合した構造(T'+RMB)を、Fig. 5(b) にバイアス機能をラジアル巻線に統合する構造(T+R'MB)を示す。表 4-1 に、今回提案している磁気軸受の要求仕様を示す。以下ではこの 2 種類の磁石レス構造について検討する。

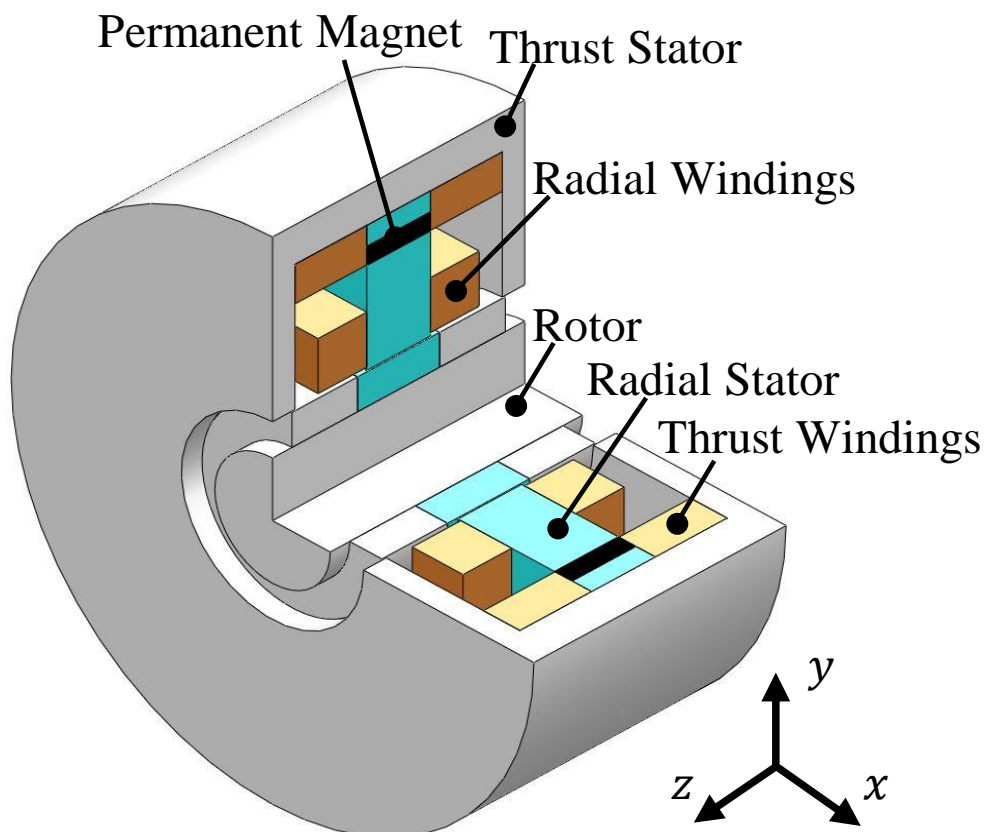


図 4-2-3. 伝統的な T+RMB 構造(磁石あり).

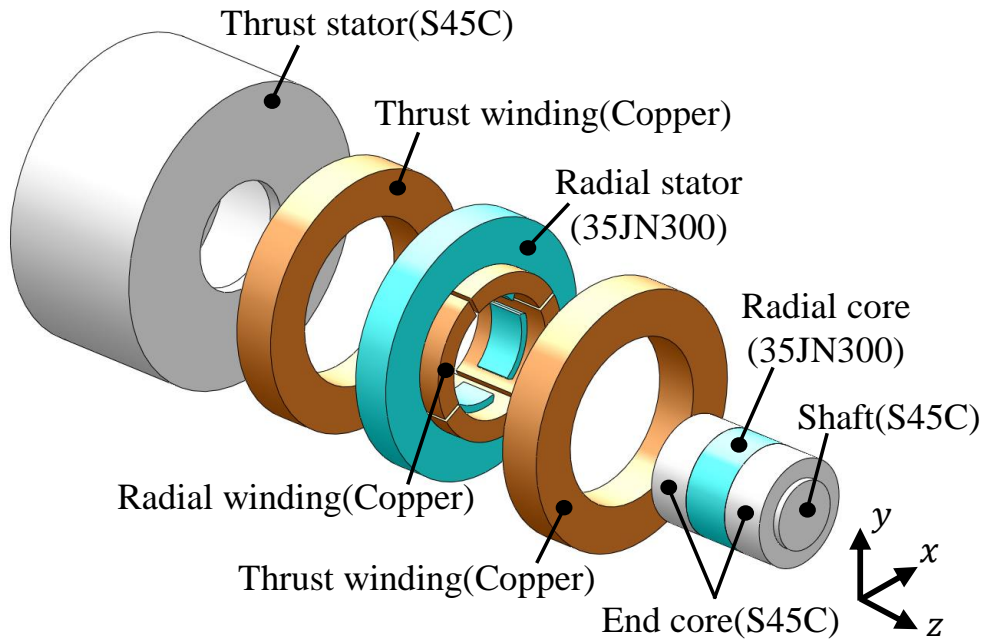
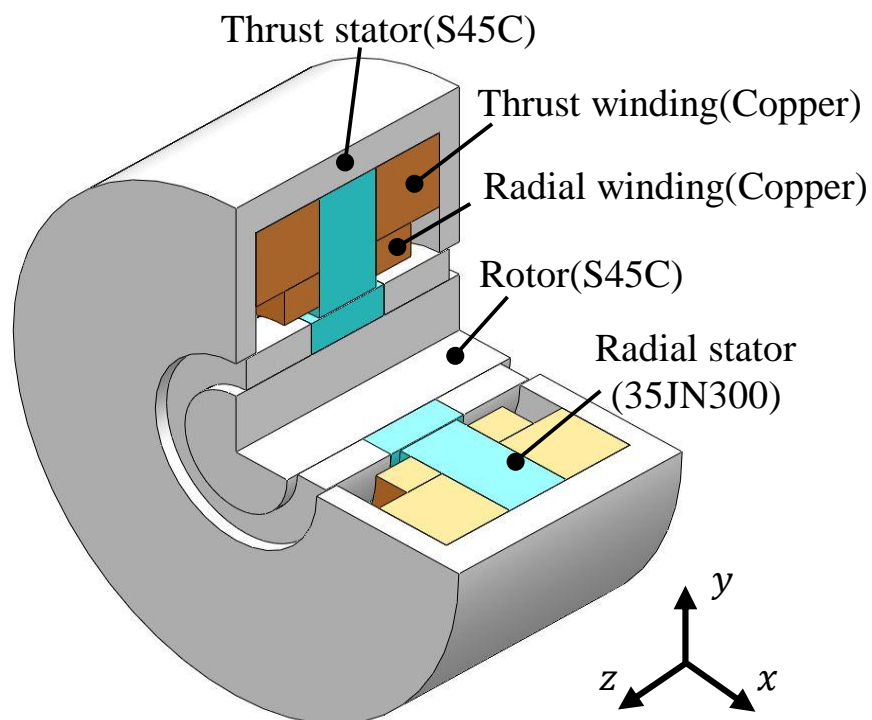


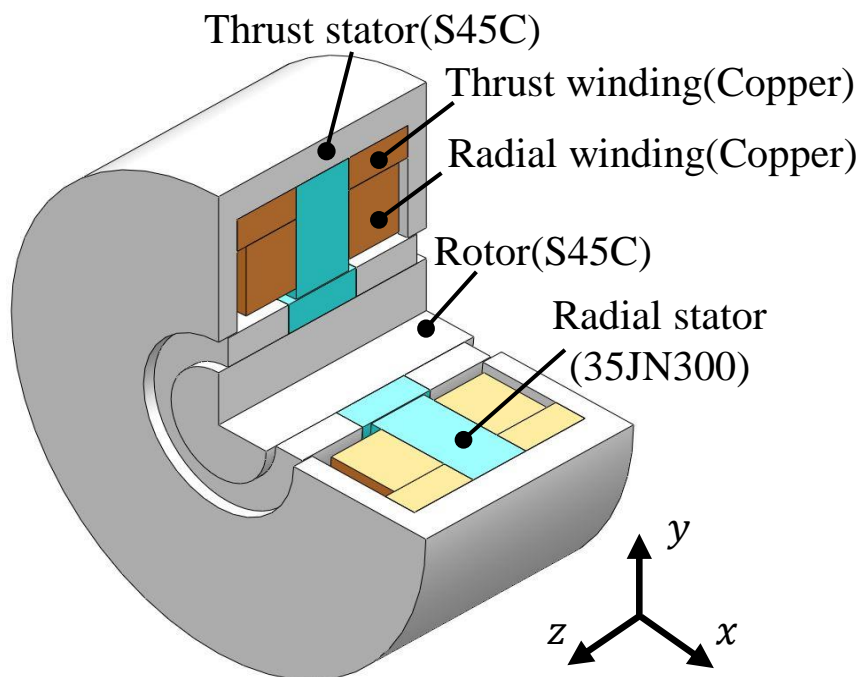
図 4-2-4. T+RMB 構造(磁石なし).

表 4-1 要求仕様

Thrust stator outer diameter	$\phi 82.8$ mm
Radial stator outer diameter	$\phi 70.8$ mm
Thickness of bearing	41.5 mm
Winding space factor	40 %
Target value of radial force	79 N or more
Target value of thrust force	31 N or more
Maximum current	2.26 A (8 A/mm^2)
Winding diameter	$\phi 0.6$ mm



(a) T'+RMB 構造



(b) T+R'MB 構造

図 4-2-5. T+RMB 型磁気軸受の磁石レス化構造.

4.2.2 バイアス機能をスラスト巻線に統合した構造

図 4-2-6 に、バイアス機能をスラスト巻線に統合した構造(T'+RMB)の軸支持力発生原理と巻線構造を示す。スラスト巻線電流には、バイアス成分 i_b とスラストコントロール成分 i_z が重畳している。回転軸を囲むように周方向に巻かれた2つのスラスト巻線に流す電流を、それぞれ次式に示す。

$$i_{T1} = i_b + i_z \quad (28)$$

$$i_{T2} = i_b - i_z \quad (29)$$

図 4-2-6 に示すように、バイアス成分 i_b により発生するバイアス磁束は、スラストコントロール成分 i_z によるスラスト磁束により、左側のエアギャップでは磁束が強め合い、右側では弱め合っており、 z 軸方向に軸支持力が生じる。結果として、スラストコントロール成分 i_z により、スラスト力を制御可能である。

本論文で提案する磁石レスの T+RMB は、スラストコントロール成分 i_z によるスラスト磁束とラジアル巻線の電流によるラジアル磁束の磁路が分離されている点に特長がある。このため、スラスト軸において左右のエアギャップの磁束密度は、それぞれラジアル軸の動作に関係なく周方向の角度位置に対して常に一定である。このため、回転子が回転しても回転子のエンドコアに鉄損が発生しにくく、バルクコアを使用できる。

一方、バイアス磁束はラジアル固定子直下のエアギャップも通過している。図 4-2-6 に示すように、 y 方向のラジアル巻線に電流 i_{Ry} を流すと、回転子の y 軸正側のエアギャップでは磁束が強め合い、負側では弱め合っており、 y 軸正方向の軸支持力が発生する。結果として、 y 軸ラジアル電流 i_{Ry} により、 y 軸ラジアル力を制御可能である。同様に、 x 方向のラジアル巻線に電流 i_{Rx} を流すことで、 x 軸ラジアル力が制御できる。このように、スラスト巻線により発生したバイアス磁束は、ラジアル方向においても利用可能である。そして、ラジアル固定子直下の x 軸上と y 軸上の4つのラジアルギャップでは、ラジアル力の発生方向と大きさに応じて、磁束密度がそれぞれ異なる。このため、回転子が回転した際にラジアル回転子コアで発生する鉄損を低減するために、積層電磁鋼板を使用する。

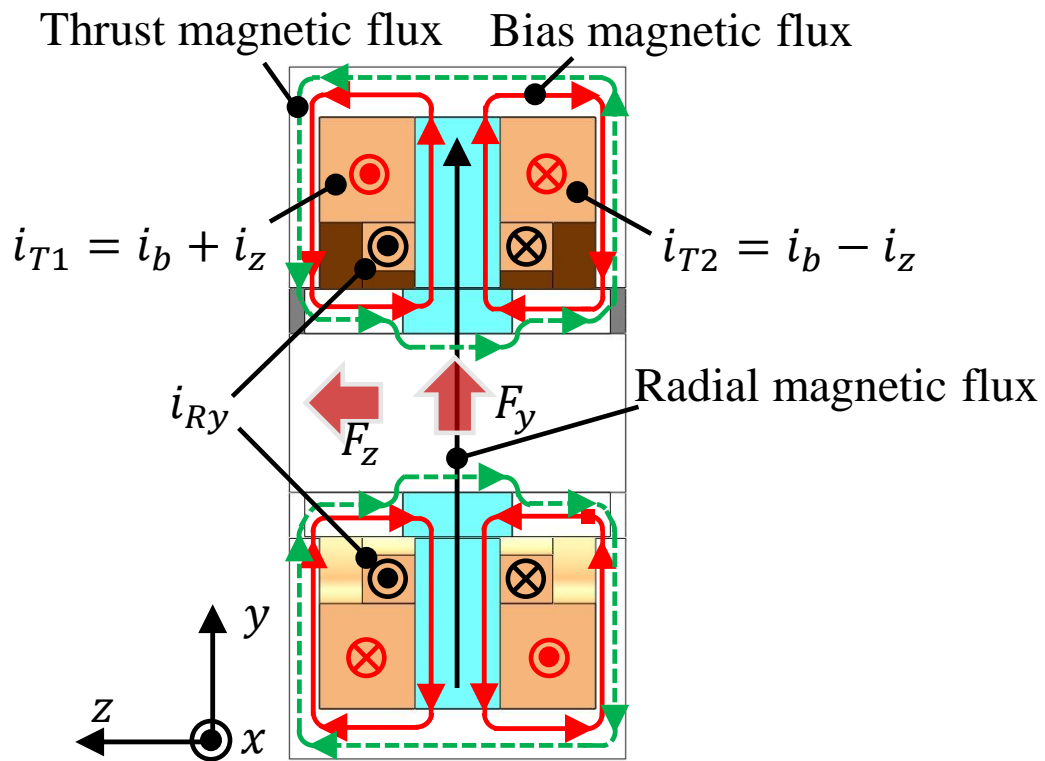


図 4-2-6. T'+RMB 型磁気軸受の軸支持力の発生原理.

4.2.3 バイアス機能をラジアル巻線に統合した構造

図 4-2-7 に、バイアス機能をラジアル巻線に持たせる構造(T+R'MB)の軸支持力の発生原理と巻線構造を示す。バイアス機能を統合している y 方向のラジアル巻線に流す電流を、それぞれ式(30)と式(31)に示す:

$$i_{Ry1} = i_b + i_y \quad (30)$$

$$i_{Ry2} = i_b - i_y \quad (31)$$

各巻線にはバイアス成分 i_b と y 軸ラジアルコントロール成分 i_y の和と差の電流を流す。同様に、 x 方向のラジアル巻線には、バイアス成分 i_b と x 軸ラジアルコントロール成分 i_x の和と差の電流を流す。図 4-2-7 に示すように、バイアス磁束をラジアル巻線を用いて発生している点は異なるが T'+RMB 構造と同様に、スラスト巻線電流 i_T により左右のエアギャップで、 y 軸ラジアル電流 i_y により y 軸の正方向と負方向のエアギャップでそれぞれ磁束のアンバランスを発生し、スラスト力とラジアル力を発生させる。

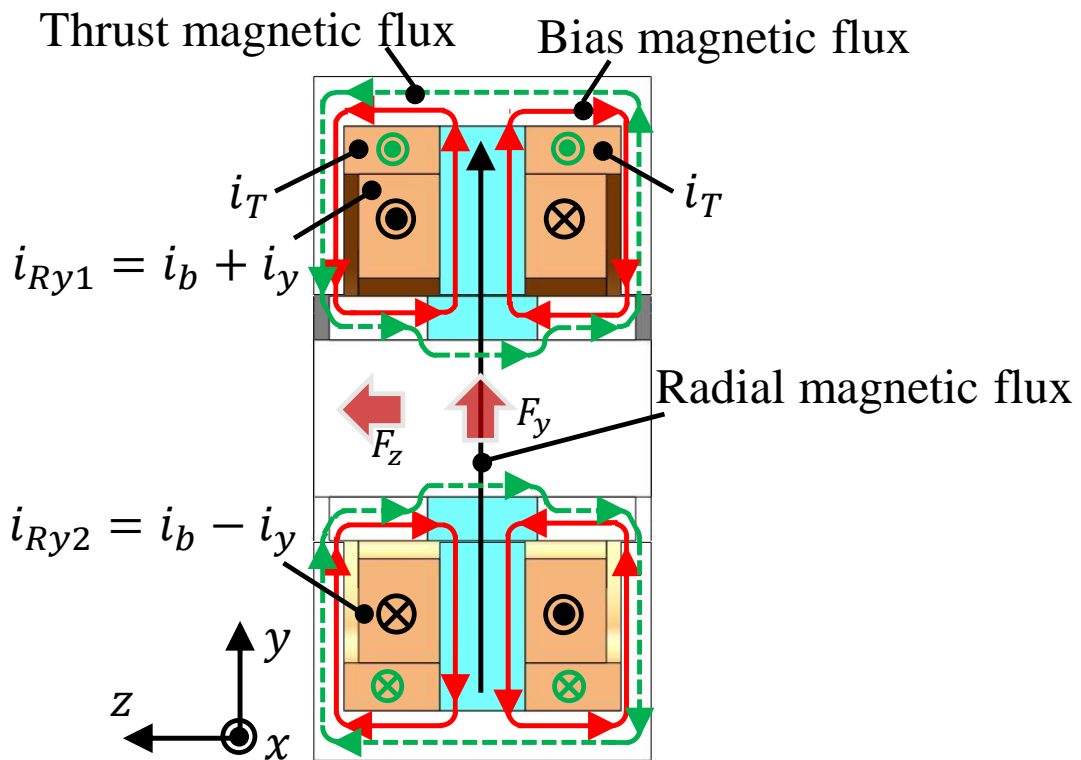


図 4-2-7. T+R'MB 型磁気軸受の軸支持力の発生原理.

第4章 円筒形回転子を備えた 3軸磁気軸受の磁石レス化に関する研究

4.2.4 ドライブシステムの検討

軸支持力の発生原理より、T'+RMB 構造と T+R'MB 構造のドライブシステムの構成と損失について検討を行った。図 4-2-8 に、バイアス機能をスラスト巻線に統合した構造(T'+RMB)の軸支持力発生原理と巻線構造を示す。

図 4-2-8(a)に、T'+RMB 構造の巻線の結線方法を示す。x 軸あるいは y 軸のラジアル巻線の各組は、同じ電流を流せばよいので直列接続する。一方、二つのスラスト巻線は異なる電流を流さなければならないので、独立結線とする。

図 4-2-8(b)に、T+R'MB 構造の巻線結線方法を示す。各組のラジアル巻線には、バイアス成分とラジアルコントロール成分を重畳して流すため、個別制御する必要があり、独立結線になっている。一方、2つのスラスト巻線には同じ電流を流せばよいので、直列接続する。

T'+RMB 構造における、ラジアル制御巻線に流す電流は式(32)と式(33)とする。

$$i_{Rx} : -2.26A \sim 2.26A \quad (32)$$

$$i_{Ry} : -2.26A \sim 2.26A \quad (33)$$

スラスト巻線 N_{T1} と N_{T2} は個別制御の必要があり、スラスト巻線に流す電流ではバイアス成分の定格電流とスラストコントロール成分の定格電流はそれぞれ 1.13 A (4 A/mm²) とする。この場合、流す電流の変化範囲は 0A~2.26A であるため、制御には図 4-2-9(a)に示す 2 台の非対称フルブリッジインバータを用いる。

一方、x 軸または y 軸のラジアル巻線は、各々直列接続するので、ラジアル電流の制御には図 4-2-9(b)に示す 1 台のフルブリッジ三相インバータを用いる。

T+R'MB 構造における、スラスト巻線に流す電流は式(7)と式(8)とする。

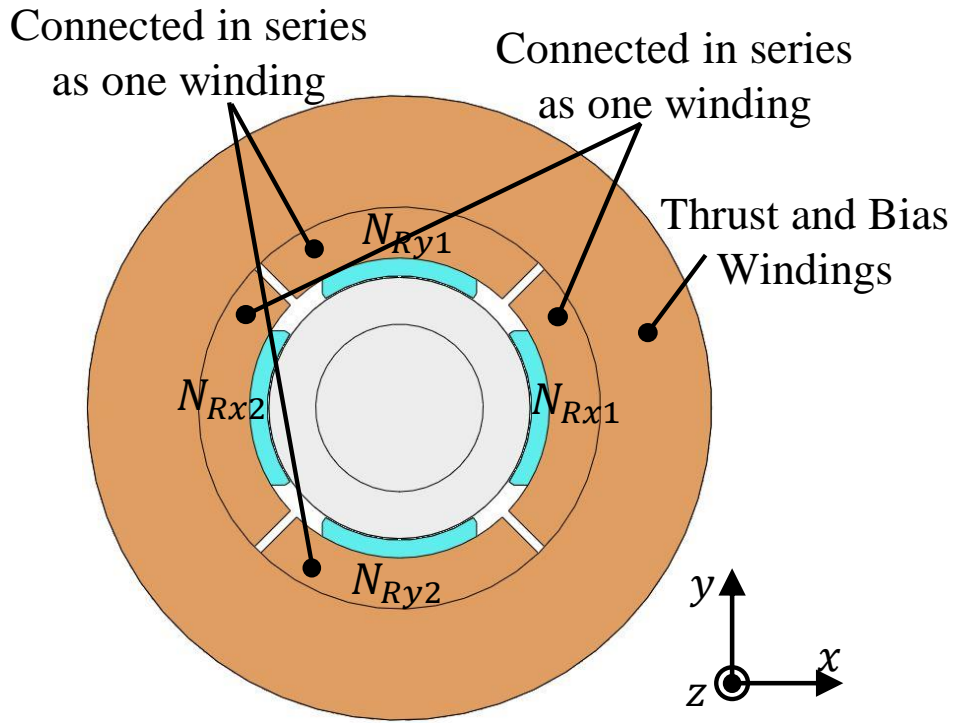
$$i_{Rx} : -2.26A \sim 2.26A \quad (34)$$

$$i_{Ry} : -2.26A \sim 2.26A \quad (35)$$

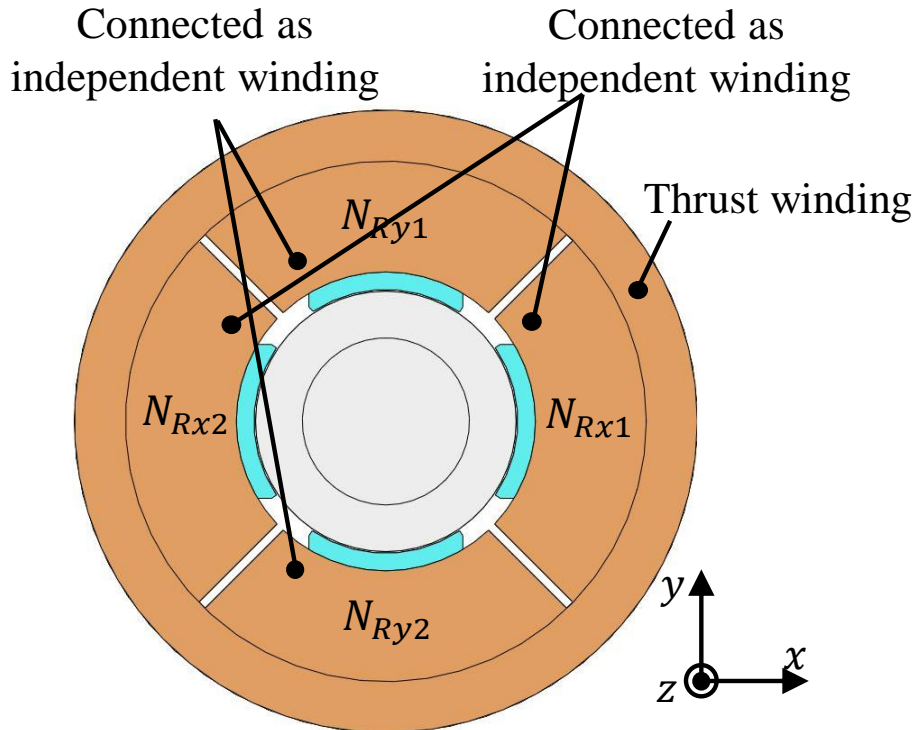
2 つのスラスト巻線は直列接続するので、電流制御のために図 4-2-10(a)に示すフルブリッジ単相インバータを用いる。

一方、ラジアル巻線に流す電流にはバイアス成分とコントロール成分があるため、各巻線を個別制御する必要がある。各方向の巻線に流している電流の変化範囲は 0 A~2.26 A であるため、ラジアル巻線を制御するには図 4-2-10(b)に示す 4 台の非対称フルブリッジインバータを用いる。

表 4-2 に 2 種類の巻線電流を制御する時にドライブシステムに必要な IGBT 数とダイオード数を示す。T'+RMB 構造は独立制御する必要がある巻線数が T+R'MB 構造より少ないため、IGBT 数とダイオード数は T'+RMB 構造の方が T+R'MB 構造より少なくなり、定格運転時のドライブシステムの損失も小さいと考えられる。

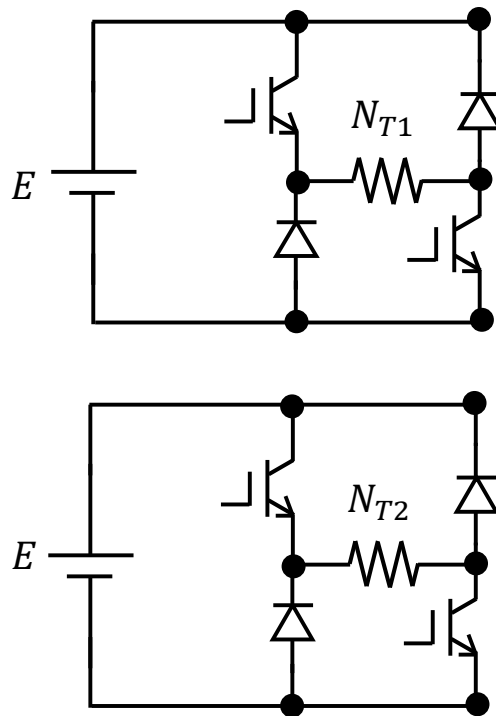


(a) T'+RMB 構造

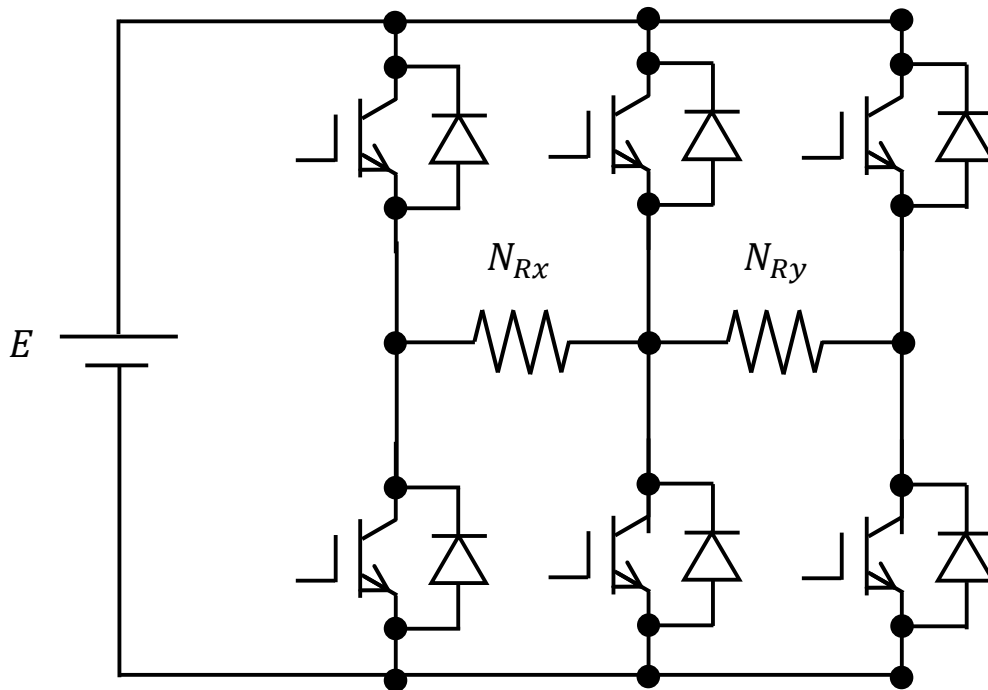


(b) T+R'MB 構造

図 4-2-8. T+RMB 型磁気軸受の磁石レス化構造.

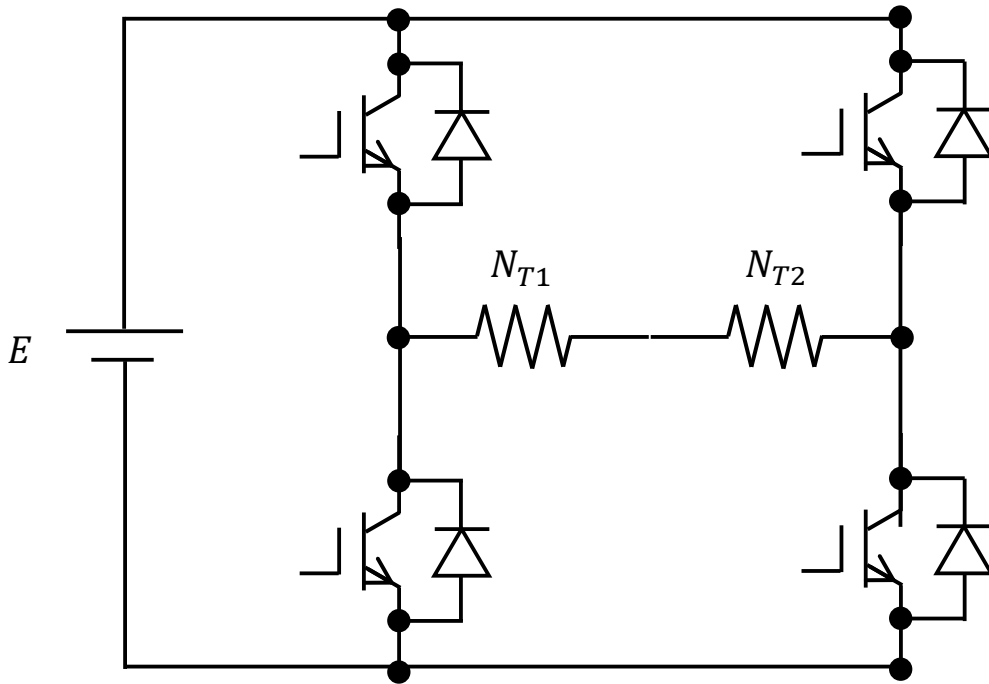


(a) スラスト方向を制御用2台の非対称フルブリッジインバータ

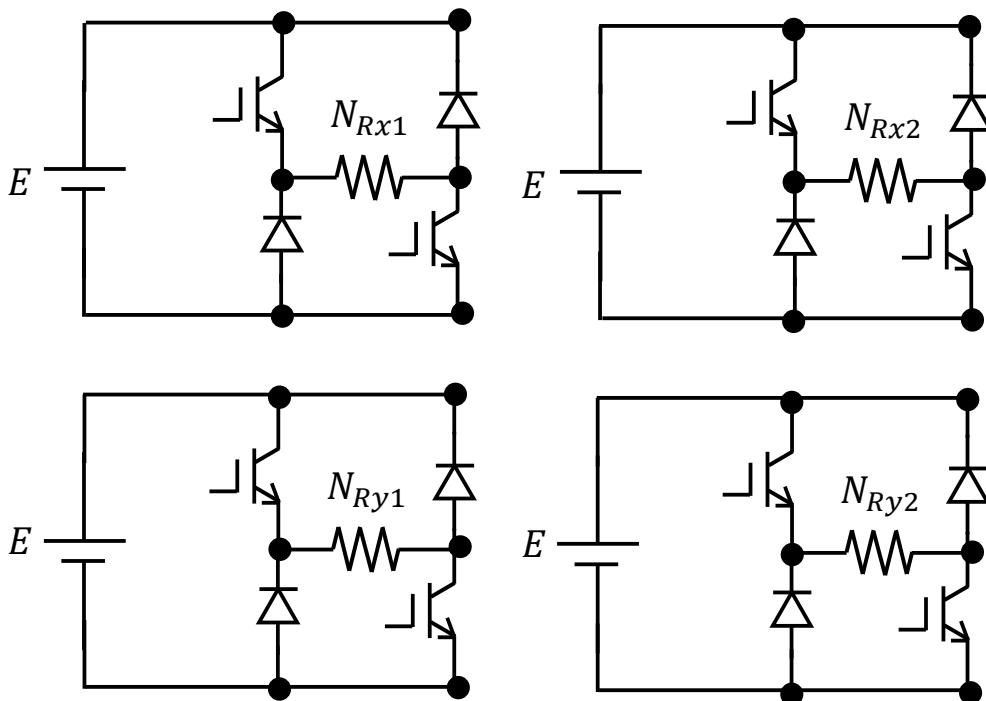


(b) ラジアル方向を制御用1台の三相フルブリッジインバータ

図4-2-9. T'+RMB構造のドライブシステム.



(a) スラスト方向を制御用フルブリッジインバータ



(b) ラジアル方向を制御用4台の非対称フルブリッジインバータ

4-2-10. T+R'MB 構造のドライブシステム.

表 4-2 ドライブシステムのまとめ

	Thrust Widings with Bias	Radial Widings with Bias
IGBT	10	12
Diode	10	12

4.3 3次元 FEM による軸支持力の比較

4.3.1 T'+RMB 構造の軸支持力特性

T'+RMB 構造について、表 4-1 に示す外形寸法において、ラジアル力の要求値 79 N の 10 N 増である 89 N を目標値として満足しながら、スラスト力が最大となるように、スラスト巻線とラジアル巻線のターン数とそれに伴い突極寸法などの固定子内部の各寸法をそれぞれパラメータスタディし、3D-FEM 解析を実施して設計を行った。ただし、パラメータスタディは、バイアス成分 i_b には 1.13 A の定格電流を、スラストコントロール成分 i_z には 1.13 A の定格電流を、そして、x 方向のラジアル巻線の電流 i_{Rx} には 2.26 A の定格電流をそれぞれ入力した条件下で行った。また、3D-FEM 解析には、JSOL 製の JMAG-Designer を使用した。表 4-3 は、設計した T'+RMB の巻線仕様と 3D-FEM 解析を実施した際の要素数などを示す。現在筆者ら把握する情報限りに根拠を持つ解析精度を担保できる解析ソフトがありませんため、本論文では 3D-FEM の解析原理を用い[96]、解析ソフトの限界に近くまで解析精度を上げる上、T+R'MB 構造に解析は約 140 万の要素数で実施した。

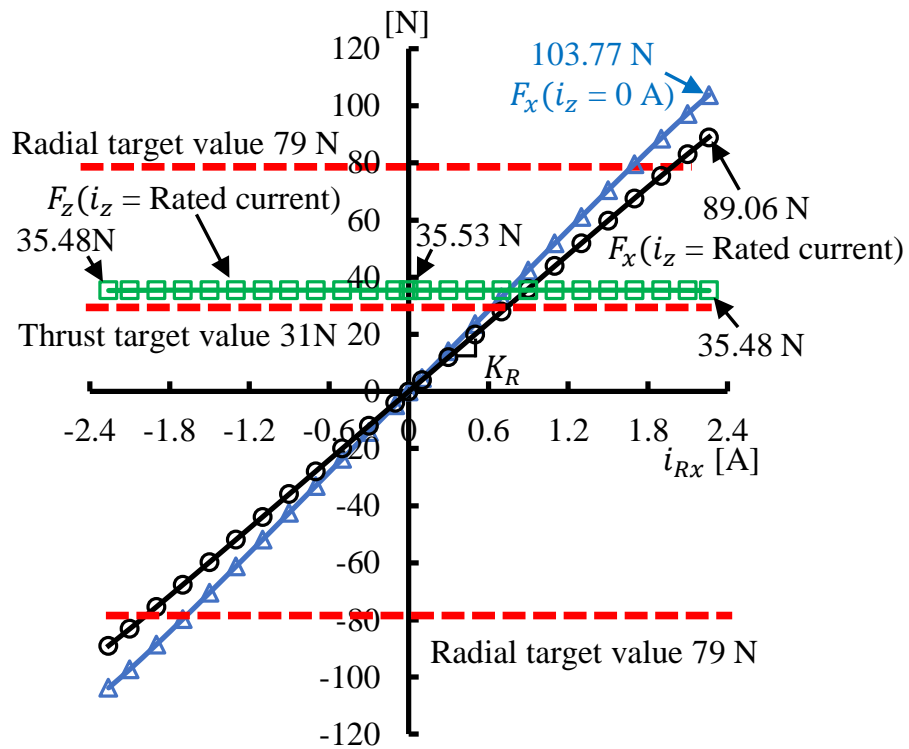
表 4-3 T'+RMB 構造の諸元

Turns of thrust & bias coil	210 turns
Turns of radial coil	50 turns
Coil resistance of thrust&bias coil	2.334 Ω
Coil resistance of radial coil	0.841 Ω
Number of simulation elements	14159587

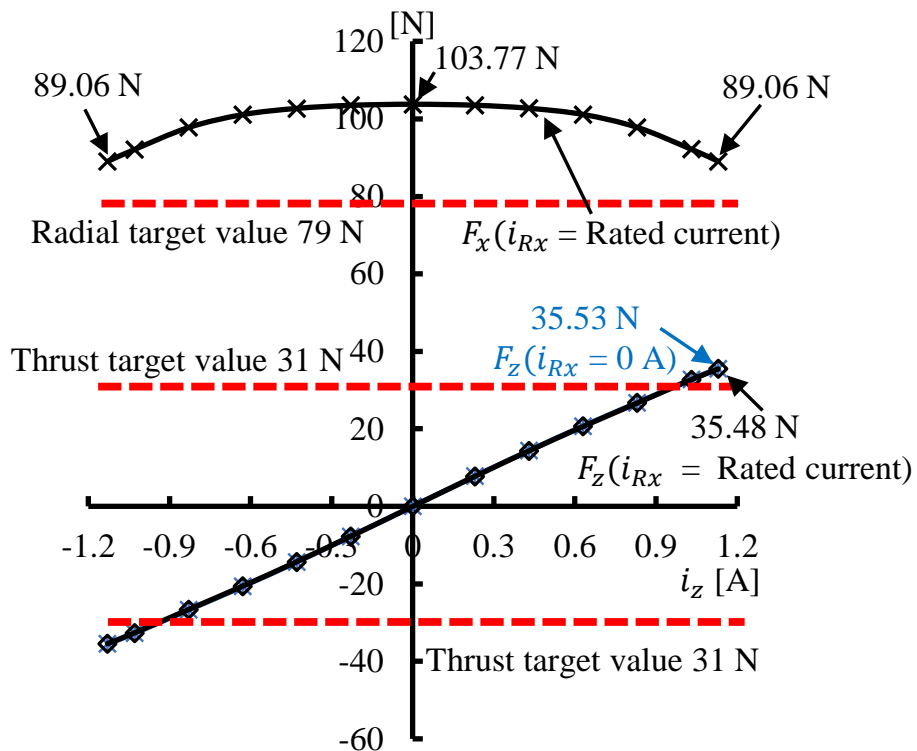
第4章 円筒形回転子を備えた 3軸磁気軸受の磁石レス化に関する研究

図 4-2-11 は、設計した T'+RMB 構造におけるラジアル方向の軸支持力特性とスラスト方向の軸支持力特性の解析結果を示す。ただし、これ以後のすべての解析において、バイアス成分 i_b は 1.13 A の定格電流で常に一定とする。図 4-2-11(a) のラジアル力の解析結果より、スラストコントロール成分 $i_z = 0$ A 時の最大ラジアル力は要求仕様 79 N より 23.82% 大きい 103.7 N であるのに対し、スラストコントロール成分 i_z が 1.13 A の定格電流時における最大ラジアル力は、要求仕様 79 N より 11.30% 大きい 89.06 N である。この値より、パラメータスタディした際の目標値 89 N を設計した T'+RMB 構造は満足していることが確認できる。ラジアル力は、スラスト電流による影響を幾分受けているが、ラジアル電流に対して線形性を保っている。また、ラジアル電流の増加に従い、 $i_z = 1.13$ A の定格電流時における最大スラスト力は、35.53 N から 35.48 N に僅かに減少したがラジアル電流からスラスト力への干渉はほとんど見られず、要求仕様 31 N を常に上回っている。

図 4-2-11(b) より、スラスト力の解析結果から、ラジアル電流によるスラスト力への影響はほとんどなく、スラスト電流に対してスラスト力は線形性を保っている。一方、最大ラジアル力は、スラスト電流に対して 103.77 N から 89.06 N (減少率は 14.18 %) まで変化している。以上のように、T'+RMB 構造では、ラジアル力がスラスト電流の干渉を幾分受けてはいるが、表 4-1 の要求仕様を満たしつつ良好な線形性を保っていることがわかる。



(a) i_{Rx} の変化によりラジアル軸支持力の軌跡



(b) i_z の変化によりスラスト軸支持力の軌跡

図 4-2-11. T'+RMB 構造の軸支持力特性.

第4章 円筒形回転子を備えた 3軸磁気軸受の磁石レス化に関する研究

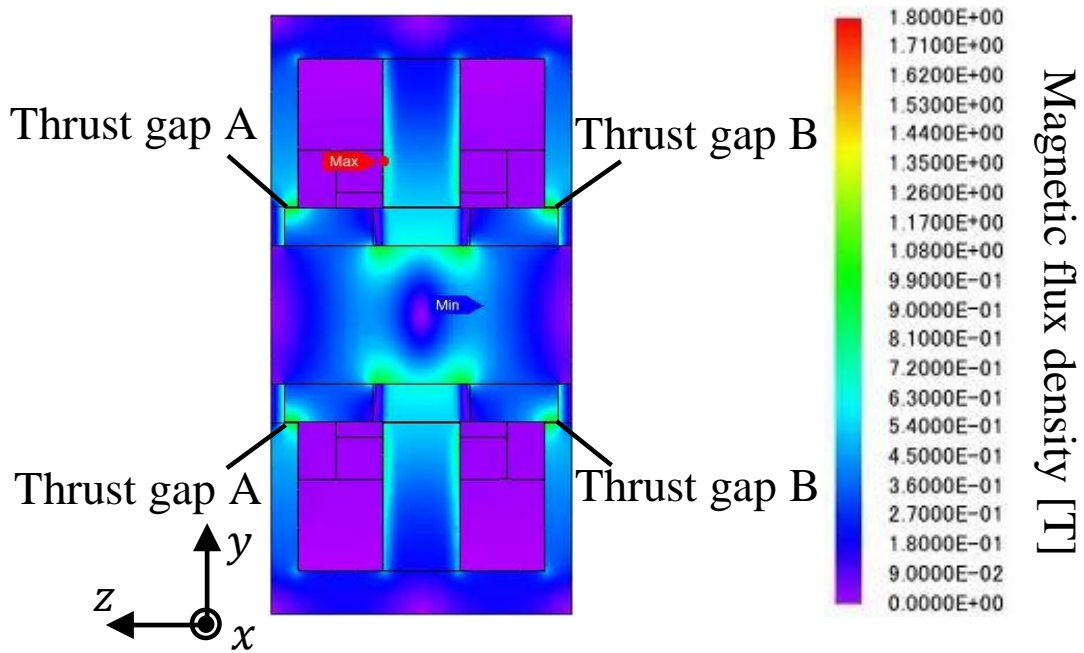
図 4-2-12 にバイアス磁束のみの場合の磁束密度分布を、図 4-2-13 に i_z と i_{Rx} に定格電流を同時に流した場合の磁束密度分布を示す。図 4-2-13(a) に示すように、 i_z と i_{Rx} に定格電流を同時に流した場合、ギャップ A に近接するエンドコア部のエッジにおいて磁気飽和が発生し、磁気抵抗の増加によりギャップ A を通過するバイアス磁束は減少する。このバイアス磁束の減少は、ラジアル固定子のティース部を通過するバイアス磁束の減少を意味する。一方、図 4-2-13(b) に示すように、前節にお報告した 35JN300 で作られたラジアル固定子では、 x 軸正側のティース部の磁束密度は 1.43 T であり、磁気飽和は発生してない。

T'+RMB 構造では、ラジアル巻線にバイアス機能を持たせていないため、ラジアル固定子に巻く巻線量が T+R'MB 構造より大幅に少ない。そのため、固定子のティース部がより短くでき、この部分での磁気飽和が発生しにくい。この結果、 i_z と i_{Rx} に定格電流を同時に流した場合、バイアス磁束の減少によりラジアル力は低下するものの、ラジアル電流に対するラジアル力の線形性は維持される。

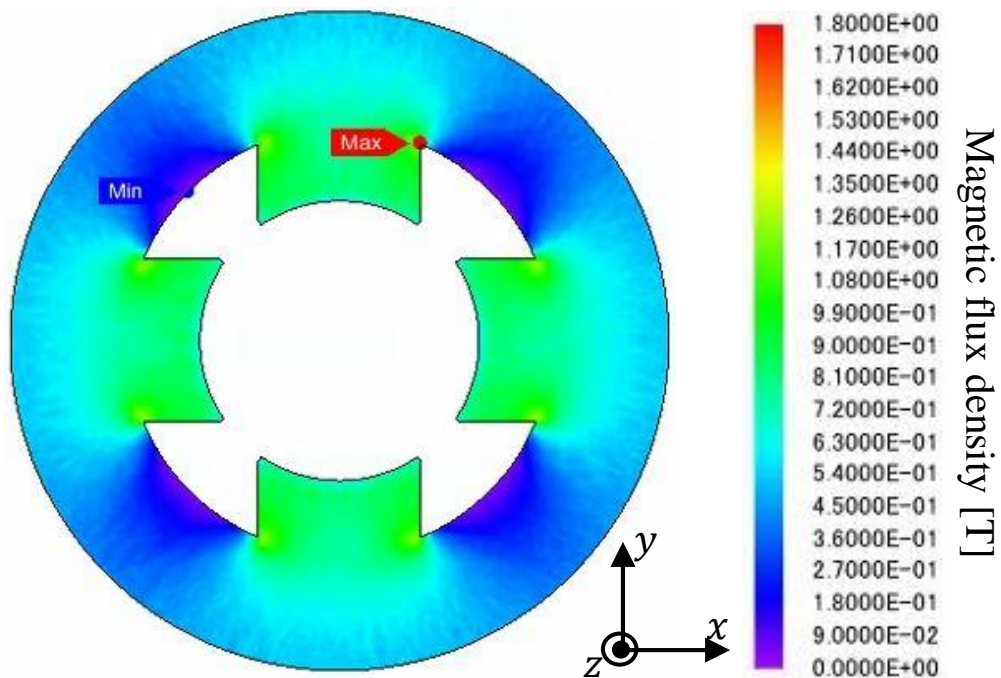
T'+RMB 構造では、エンドコア部のエッジでの磁気飽和に伴うスラスト電流からラジアル力への干渉を除いて、動作範囲内ではほぼ理想的な軸支持力特性を有している。しかし、この干渉が制御系に悪影響を与えることを防ぐために、制御的に非干渉化することを考える。図 4-3-14 に、スラスト電流に対するラジアル力係数 K_R の特性を示す。ここで、 K_R はラジアル電流に対するラジアル力の係数を表す。スラスト電流により K_R が 39.30~45.87 N/A の範囲で変化している。この変化に対する近似曲線関数を、次式に示す。

$$y = -5.1639x^2 + 0.0008x + 46.21 \quad (32)$$

ここで、 x はスラスト電流 i_z を、 y はラジアル力係数 K_R に対応している。このラジアル力係数 K_R の変化は T'+RMB 構造のラジアル力の制御特性に影響を与える。この近似曲線関数を用いてスラスト電流からラジアル力係数 K_R を推定し、ラジアル力の制御系の制御パラメータを逐次変更することにより、スラスト電流からラジアル力の制御特性への影響を補償して、非干渉化することが可能である。

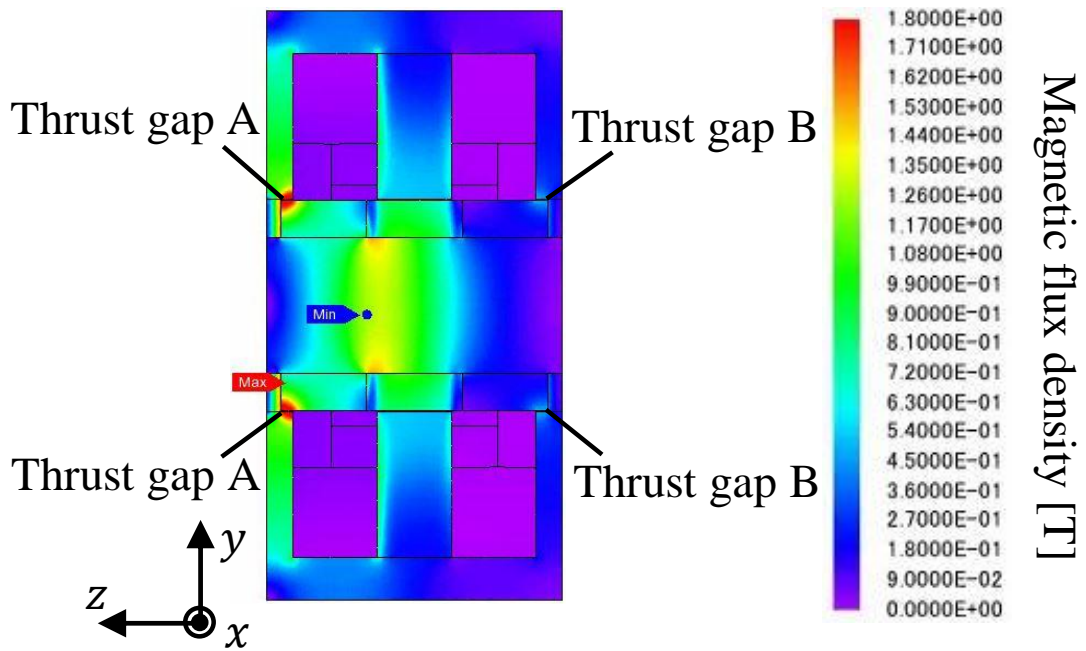


(a) yz 方向の磁束密度分布

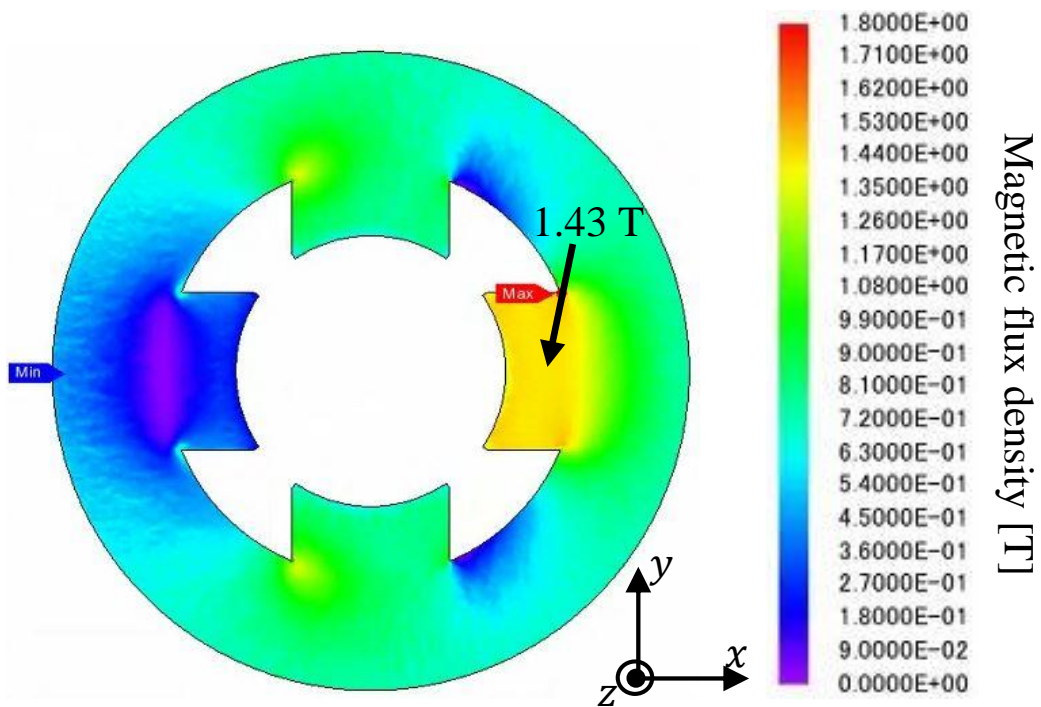


(b) xy 方向の磁束密度分布

図 4-2-12. バイアス磁束のみ時 T'+RMB 構造の磁束密度分布.



(a) yz 方向の磁束密度分布



(b) xy 方向の磁束密度分布

図 4-2-13. x 方向&z 方向が負荷時 T'+RMB 構造の磁束密度分布.

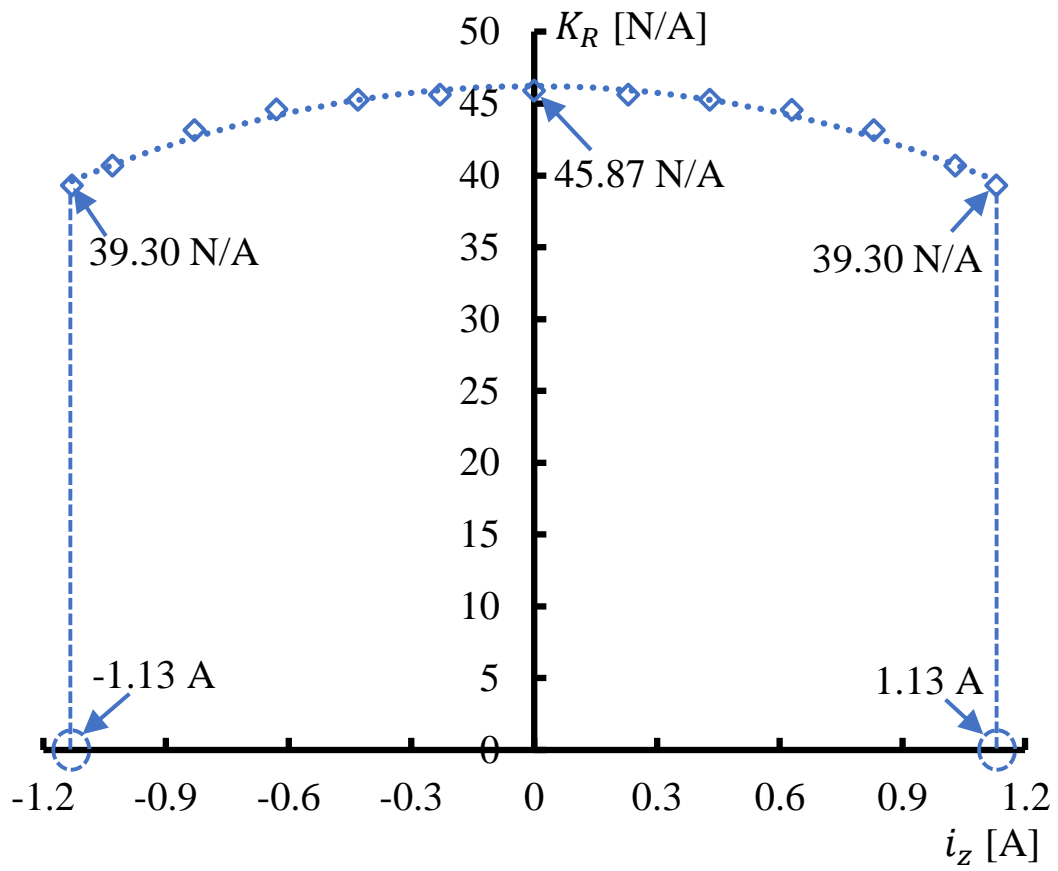


図 4-3-14. T'+RMB 構造の軸支持力の傾き.

4.3.2 T+R'MB 構造の軸支持力特性

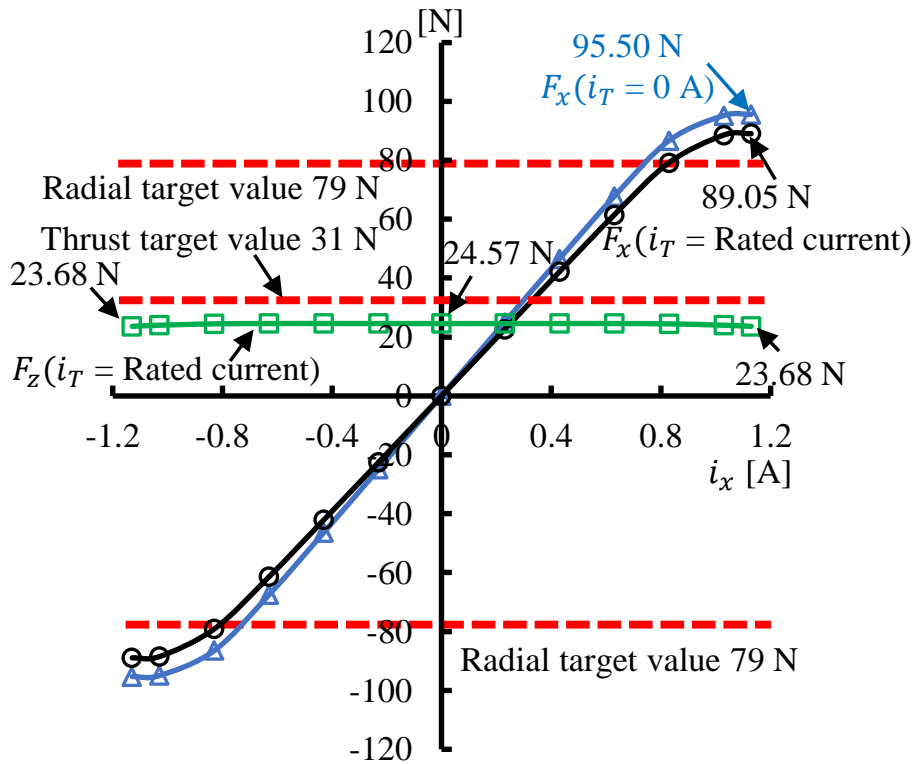
T'+RMB の場合と同様に T+R'MB 構造についても、同条件でパラメータスタディし、3D-FEM 解析を実施して設計を行った。ただし、パラメータスタディは、ラジアルコントロール成分 i_x には 1.13 A の定格電流を、スラスト巻線の電流 i_T には 2.26 A の定格電流をそれぞれ入力した条件下で行った。表 4-4 は、設計した T+R'MB の巻線仕様と 3D-FEM 解析を実施した際の要素数などを示す。十分な解析精度を得るために、解析は約 132 万の要素数で実施した。

図 4-3-15 に、T+R'MB 構造におけるラジアル方向の軸支持力特性とスラスト方向の軸支持力特性の解析結果を示す。図 4-3-15(a)に示すラジアル力の解析結果より、スラスト電流 $i_T = 2.26$ A の定格電流における最大ラジアル力は、パラメータスタディした際の目標値 89 N を満足している。しかし、T'+RMB の場合と同様にスラスト電流 i_T からのラジアル力への干渉があるだけでなく、ラジアルコントロール成分 i_x の定格値付近で磁気飽和がみられ線形性が保たれていない。さらに、スラスト電流の定格値においても、スラスト力の要求仕様 31 N を大きく下回っている。

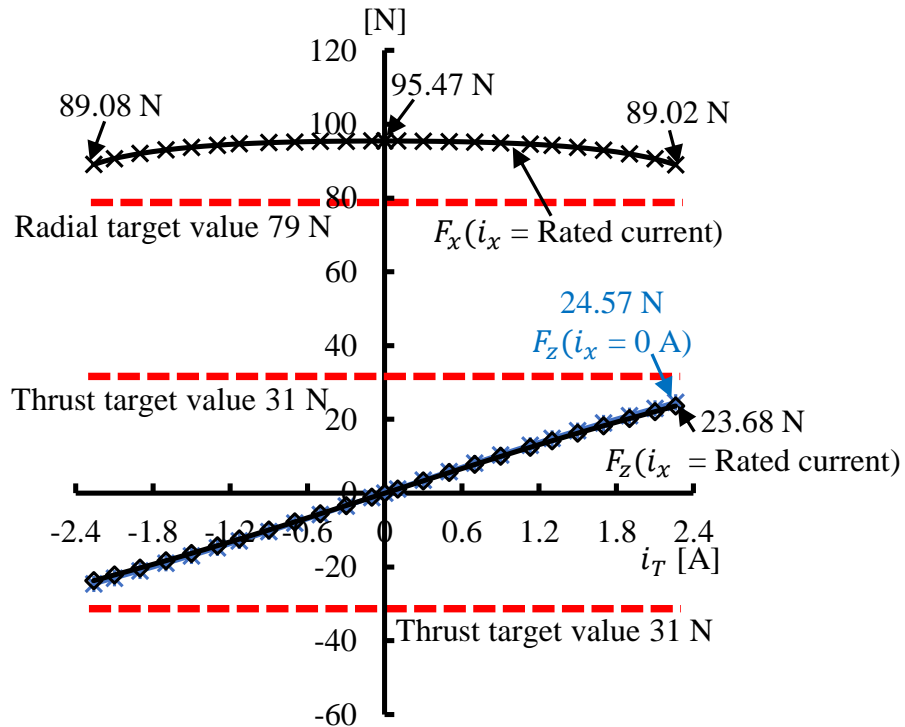
図 4-3-15(b)のスラスト力の解析結果より、スラスト電流に対するスラスト力の特性は、線形性は保たれているが要求仕様を達成できていない。これは、要求された寸法内で、T'+RMB の場合と同様のバイアス磁束を発生できる巻数を備えたラジアル巻線が巻けないことに起因している。

表 4-4 T+R'MB 構造の諸元

Turns of radial & bias coil	155 turns
Turns of thrust coil	96 turns
Coil resistance of radial&bias coil	1.821 Ω
Coil resistance of thrust coil	1.190 Ω
Number of simulation elements	13223465
Turns of radial & bias coil	155 turns



(a) i_x の変化によりラジアル軸支持力の軌跡



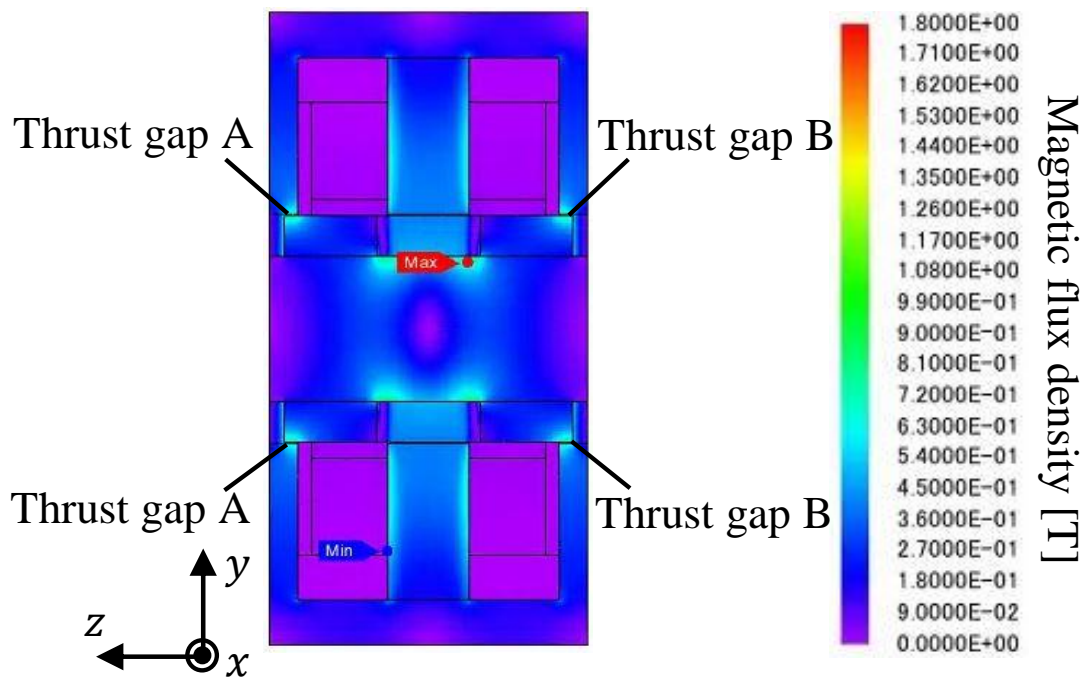
(b) i_T の変化によりスラスト軸支持力の軌跡

図 4-3-15. T'+RMB 構造の軸支持力特性.

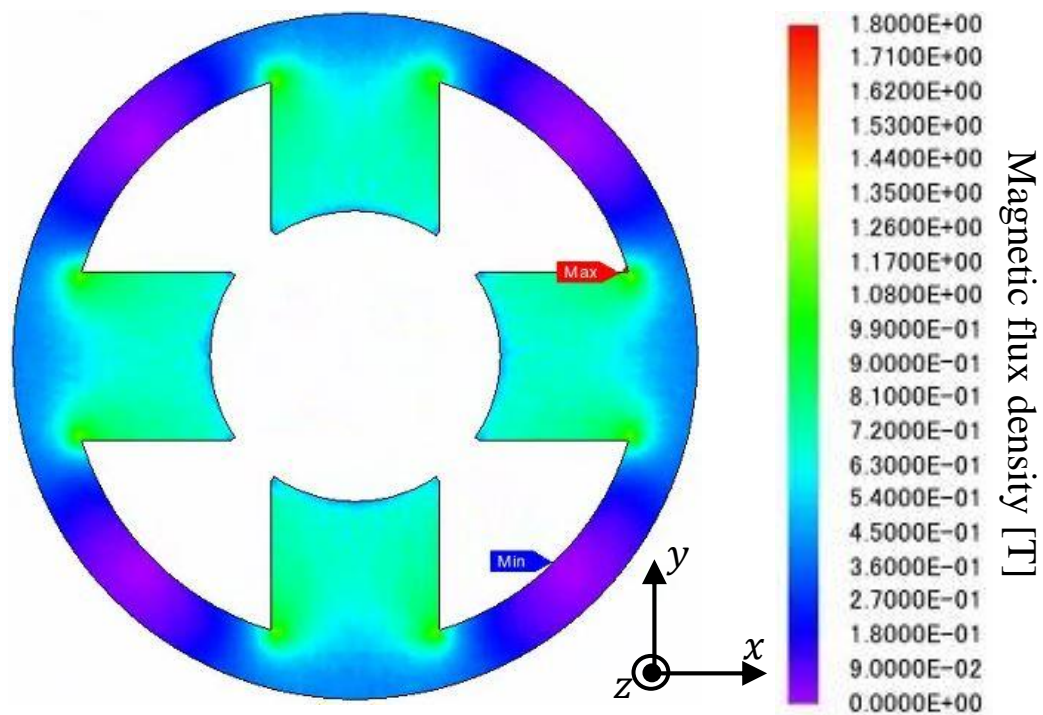
第4章 円筒形回転子を備えた 3軸磁気軸受の磁石レス化に関する研究

図 4-3-16 は、T+R'MB 構造におけるバイアス磁束のみの場合の磁束密度分布を、図 4-3-17 は、 i_T と i_x に定格電流をそれぞれ流した時の磁束密度分布を示す。T+R'MB 構造はラジアル巻線にバイアス機能を持たせているため、固定子に巻くラジアル巻線量が T'+RMB 構造より 3.1 倍も多い。このため、固定子のティース部がより長くなり、磁気飽和が発生しやすい。これが、ラジアル電流に対するラジアル力の非線形性の原因であると考えられる。

また、解析結果より、ラジアル方向に無負荷時の場合、T+R'MB 構造において、ラジアル固定子のティース部に磁気飽和は発生しないが、最大スラスト力は 24.57 N である。一方、同条件における T'+RMB 構造における最大スラスト力は 35.53 N であり、この値に比べて T+R'MB の構造の最大スラスト力は 30.85% も小さく、要求仕様を未達成である。加えて、T+R'MB の構造では、ラジアル電流に対してラジアル力は非線形となるため、T'+RMB より制御しにくい構造であり、提案する二つの磁石レス構造においては、T'+RMB 構造の方が T+R'MB 構造より軸支持力特性が優れている。

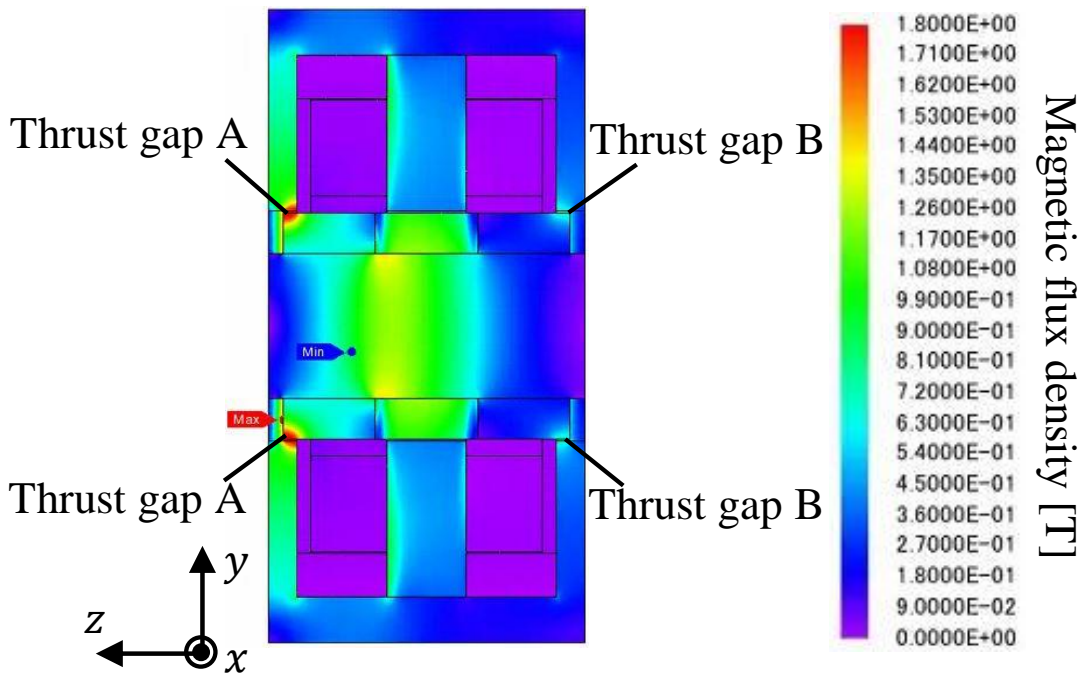


(a) yz 方向の磁束密度分布

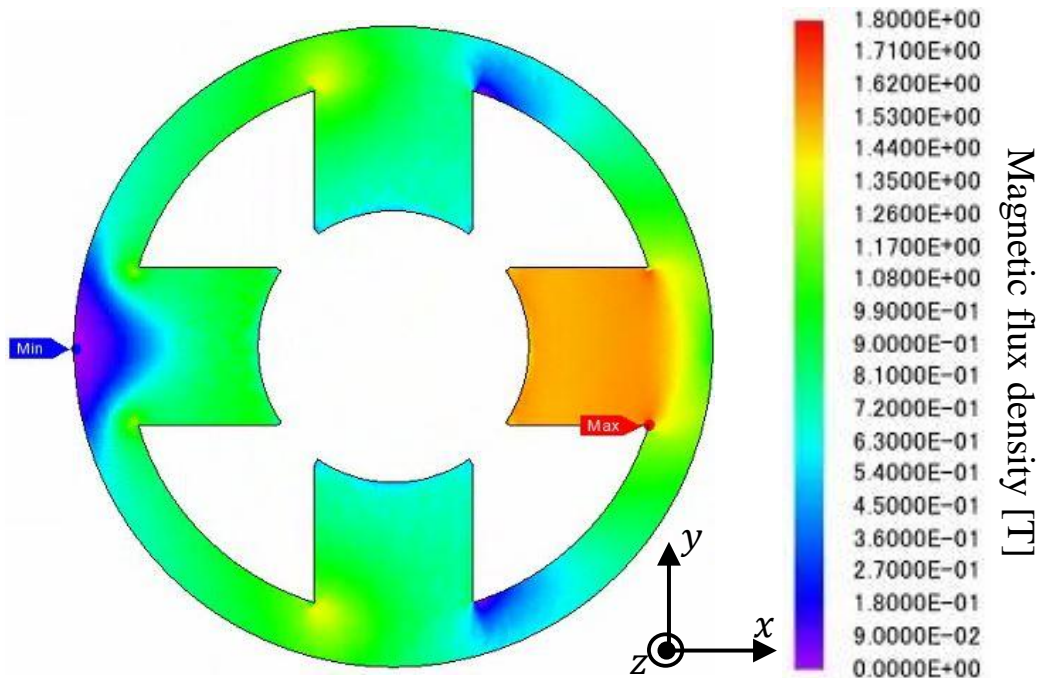


(b) xy 方向の磁束密度分布

図 4-3-16. バイアス磁束のみ時 T+R'MB 構造の磁束密度分布.



(a) yz 方向の磁束密度分布



(b) xy 方向の磁束密度分布

図 4-3-17. x 方向& z 方向が負荷時 T+R'MB 構造の磁束密度分布.

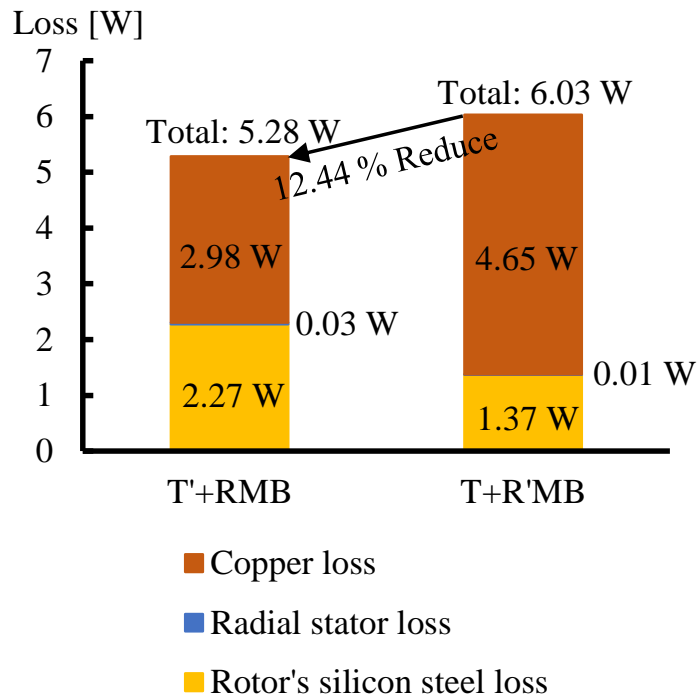
第4章 円筒形回転子を備えた 3軸磁気軸受の磁石レス化に関する研究

4.3.3 損失の比較

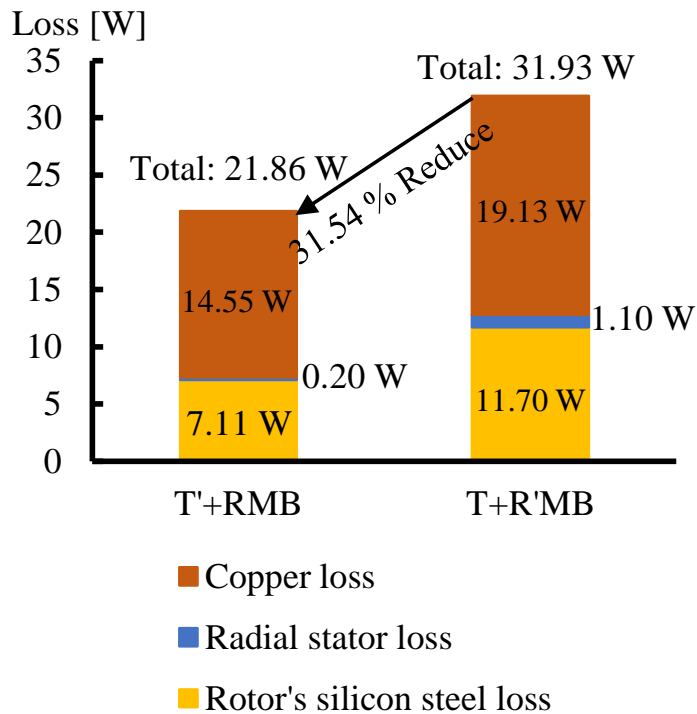
図 4-3-17 に、T'+RMB と T+R'MB の 2 種類の構造における定格回転速度 45,000 rpm における損失の内訳を示す。図 4-3-17(a) は、バイアス磁束のみの場合の損失の解析結果を示し、T+R'MB 構造の鉄損は T'+RMB 構造より小さいが、支配的な銅損が大きいために、T'+RMB 構造の全損失は T+R'MB 構造と比べて 12.44% 小さい。また、図 4-3-17(b) は、ラジアルとスラストの両方に定格電流を流して最大の力を発生している場合の損失の解析結果を示し、銅損ならびに鉄損の両方とも T+R'MB 構造の方が大きく、T'+RMB 構造の全損失は T+R'MB 構造と比べて 31.54% 小さい。T+R'MB 構造の銅損が大きい一因として、ラジアル固定子のスロット内のラジアル巻線において、バイアス電流の起磁力は打ち消し合うため、バイアス磁束の発生に寄与しないにもかかわらず、バイアス電流は銅損を発生するからと考えられる。

図 4-3-18(a) はラジアルギャップに x 軸の正方向を基準とし、反時計回り方向の角度位置を示す。図 4-3-18(b) はバイアス磁束のみの場合の磁束密度分布を示す。 $\theta=90^\circ$ の場合に T'+RMB 構造のバイアス磁束密度は T+R'MB 構造より 0.14T が高くことがわかる。2 種類の構造はスロットの開口部に磁束密度がほとんど 0T に近いいため、バイアス磁束のみの場合は図 4-3-17(a) に示すように定格回転速度 45,000 rpm における回転子コアの損失は T'+RMB 構造の方が高いである。しかし、バイアス磁束のみの場合は支配的なのは鉄損ではなく銅損であるため、全体の損失に T'+RMB 構造は優れている。一方、図 4-3-18(c) は i_T と i_x に定格電流をそれぞれ流した場合の磁束密度分布を示す。2 種類の構造における鉄損に大きい影響している極間の磁束密度変化を考察する結果、 $\theta=0^\circ$ と $\theta=90^\circ$ の磁束密度差、また、 $\theta=180^\circ$ と $\theta=270^\circ$ の磁束密度差、T+R'MB 構造の場合にそれぞれの磁束密度差は 0.91T と 0.26T になり、T'+RMB 構造の 0.68T と 0.24T より高いことがわかる。そこで、定格回転速度 45,000 rpm 時 T+R'MB 構造のラジアルギャップの磁束密度変化が T'+RMB 構造より激しいため、回転子コアにての損失が逆転に高くなる。また、この場合 T+R'MB 構造の銅損も T'+RMB 構造より大きいいため、全体の損失が大幅に大きいことがわかる。

以上のように損失の観点からも、T'+RMB 構造の方が T+R'MB 構造に比べて優れていると考えられる。

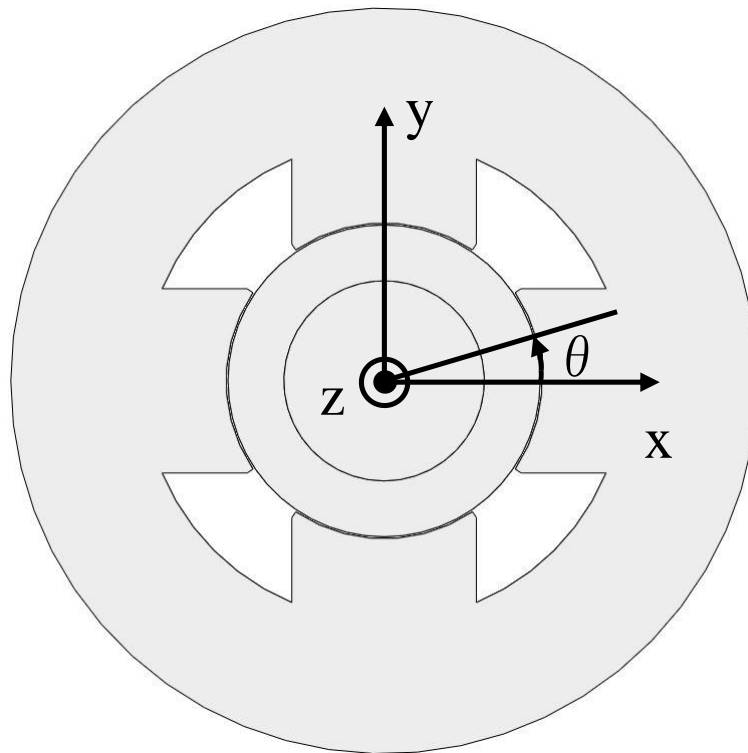


(a) バイアス磁束のみ時損失の内訳

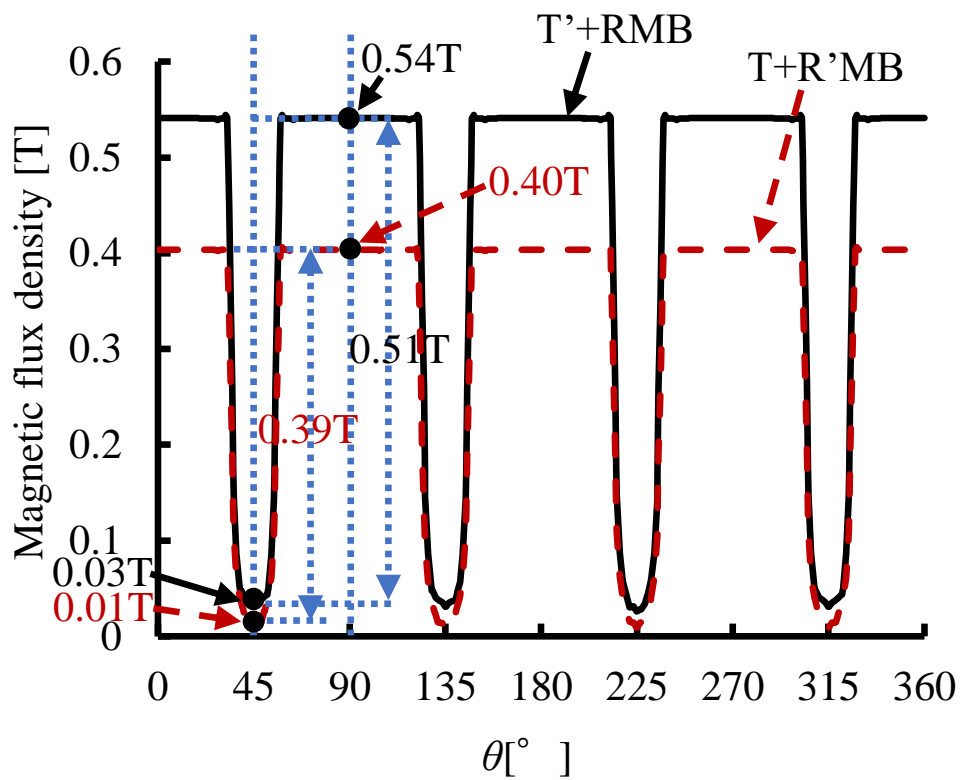


(b) x 方向& z 方向が負荷時損失の内訳

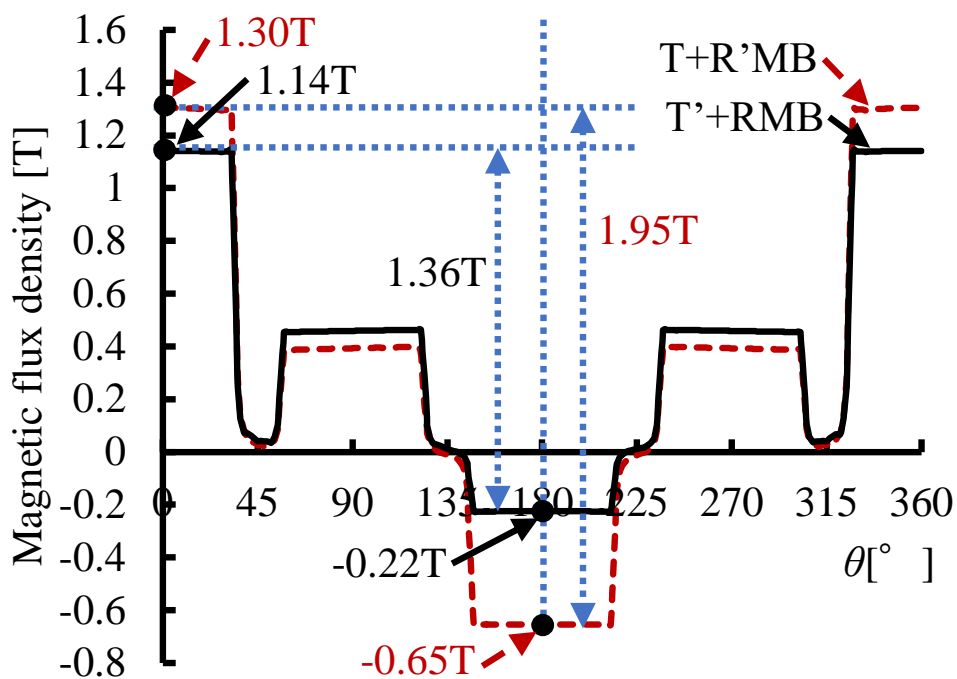
図 4-3-17. T'+RMB 構造と T+R'MB 構造損失の内訳.



(a) ラジアルギャップの角度位置情報



(b) バイアス磁束のみ時ラジアルギャップの磁束密度分布



(c) x 方向& z 方向が負荷時ラジアルギャップの磁束密度分布

図 4-3-18. ラジアルギャップの磁束密度分布.

4.4 結言

本論文では、円筒形回転子を備えた3軸能動制御型磁気軸受の磁石レス化に関する検討を行った。バイアス巻線の機能をスラスト巻線またはラジアル巻線と統合したT'+RMBとT+R'MBの2種類の構造の軸支持力特性と損失特性を3D-FEMを用いて比較・検討した。その結果、T'+RMB構造は軸支持力の要求仕様を満たし、かつ、T+R'MBに対して軸支持力の線形性が高い、そして、銅損が小さいことなどの点で優れていることを示した。今後は、実験による提案構造の有用性を検証する予定である。

第5章 結論および今後の展望

5.1 結論

本研究では、注目されている高速回転機システムにおける磁気軸受の高付加価値化に関する研究を行った。伝統的な機械式ベアリングは摩耗や摩擦などから避けられないため、損失が高い、保守性が低いなど欠点がある。そこで、非接触しながら電磁力で回転子を浮上できる磁気軸受は幅広く高速回転システムに応用されている。その同時、システム全体の低損失、高軸支持力、高メンテナンス性など、磁気軸受の高付加価値化は強く求められている。本研究では従来型の磁気軸受の課題に直面し、低損失と言われている従来型のホモポーラ型磁気軸受の軸支持力特性と低損失特性間のトレードオフ関係に着目し、従来の磁気軸受では軸支持力の低下と組立性の低下の両方を招くために一般には使用されない全閉スロット形状を採用することで、低損失・低損失が両立できる新たなホモポーラ型磁気軸受を提案している。提案構造は、常識の壁を乗り越え、ホモポーラ型磁気軸受における、「軸支持力特性と損失特性が両立しにくい」課題を解決し、極間の中にブリッジを付けても、回転子ギャップの磁束密度がほとんど下がらず、1極あたり軸支持力が発生できるより広い幅で磁束が集中できるストレート歯の構造より大きい軸支持力が実現した。また、極間にブリッジを付けることによる、ギャップと対向する固定子の開口部の磁束密度変化をかなり緩和し、高速回転時回転子での鉄損を抑制できた。そして、3D-FEMによる提案構造の優れた性能を検討してから試作機を製作し、実機で提案構造の優れている性能の有効性を検証した。

また、産業用のターボ分子ポンプなどのメンテナンス性の向上を目的として、円筒型回転子を備えた3軸能動制御磁気軸受の磁石レス化について検討する。近年省エネの目的や高速回転機システムにおける磁気軸受の小型化に着目し、ターボ分子ポンプなど産業用途の現実問題を解決するため、円筒形回転子を備えた3軸磁気軸受の磁石レス化の構造を検討した。しかし、永久磁石の吸引力がBelMあるいはT+RMBの回転子と固定子を衝突させ、作業性を悪化させる。したがって、メンテナンス性を向上するためには、損失が増えたとしてもT+RMBの磁石レス化を実現することが強く望まれている。そこで、永久磁石の代わりにバイアス巻線でバイアス磁束源を提供し、限定された空間にバイアス機能を付ける方法による2種類の磁石レスT+RMB構造を提案し、各構造の軸支持力特性と損失特性から性能について検討を行った。そして、検討された構造の優れた性能を3D-FEM解析による明らかにした。

5.2 今後の展望

第3章において低損失・低価格を両立する4つのC形コアを用いた新たなホモポーラ型磁気軸受を提案した。解析結果による提案構造は全閉スロット形状を採用してもオープンスロット形状と同等な軸支持力が生じられ、そして、さらに損失が低いなど優れている性能がある。今後の課題として更なる高位置精度で電磁石を固定される固定子を提案し、新たなホモポーラ型磁気軸受に関する技術は更なる優れている可能性があると考えている。

また、第4章で円筒形回転子を備えた3軸磁気軸受の磁石レス化に関する研究を行った。その結果、バイアス機能をスラスト巻線に持たせる構造は全面的に性能がいいことを明らかにした。磁気軸受の高付加価値化に関する様々な現実問題があり、これから勉強し続けてT+RMBの新たな磁石レス構造を目指して取り組んでいくと考えている。

参考文献

- [1]. 平松 大典, 堺 和人, “電動機の最新技術と今後の展望”, ターボ機械第 27 巻第 6 号, 1999 年 6 月
- [2]. 松岡 孝一, 村本 宏美, “最近の輸送システムにおける回転機技術”, 電学論 D, 117 巻 9 号, 平成 9 年
- [3]. 澤島 公則, 西濱 和雄, 郡 大祐, 飯塚 元信, 高速誘導電動機の損失評価, 2018 年 138 巻 4 号 p. 291-297
- [4]. Yuhui Zhou ; Yuhui Zhou ; Jiacheng Pei ; Yi Qian , “Proximity analysis on the life distribution functions of the high-speed rotating machine”, 2009 8th International Conference on Reliability, Maintainability and Safety
- [5]. 深尾 正, 千葉 明, “超高速回転機と駆動技術”, 電学論 D, 118 巻 2 号, 平成 10 年
- [6]. Chong Di; Ilya Petrov; Juha J. Pyrhönen, “Modeling and Mitigation of Rotor Eddy-Current Losses in High-Speed Solid-Rotor Induction Machines by a Virtual Permanent Magnet Harmonic Machine” IEEE Transactions on Magnetics, 2018, Volume: 54, Issue: 12, IEEE
- [7]. 松田 健一, 石川 達也, 増澤 徹, 近藤 度 “5 軸能動制御型セルフベアリングモータの開発” 日本 AEM 学会誌 Vol. 16, No. 2 (2006)
- [8]. Tatsuya MATSUZAKI, Kimio HIJIKATA, Kazuya MIYAMOTO, Masatsugu TAKEMOTO, Satoshi OGASAWARA, Masao HIRAGUSHI “Experiments for a Prototype Machine with Proposed High Power Structure in a 5-axis Active Control Type Bearingless Canned Motor Pump” 2013 Volume 21 Issue 2 Pages 196-202
- [9]. 山本 直人, 竹本 真 紹, 小笠原 悟司, 平櫛 真男 “5 軸能動制御形ベアリングレスキャンドモータポンプの開発” 日本 AEM 学会誌 Vol. 19, No.2 (2011)
- [10]. 松田 健一, 熊谷 渉, 近藤 良, 増澤 徹 “IPM 型 5 軸制御セルフベアリングモータの小型化とコギングトルク特性改善に関する研究” 日本機械学会論文集 2015 年 81 巻 827 号 p. 14-00567
- [11]. Ken-ichi MATSUDA, Tatsuya HIRANE, Ryou KONDO, Toru MASUZAWA “Study on Outer Rotor Type 5-DOF Self-Bearing Motor” Journal of the Japan Society of Applied Electromagnetics and Mechanics, 2014 Volume 22 Issue 3 Pages 386-392
- [12]. 平根 龍也, 松田 健一, 近藤 良, 増澤 徹 “小型・高性能アウターロータ型 5 軸制御セルフベアリングモータの開発” 茨城講演会講演論文集 (共催日本機械学会 関東支部・精密工学会・茨城大学, 2012 年 8 月 24 日 日立)
- [13]. Christopher H. T. Lee, K. T. Chau, Chunhua Liu, T. W. Ching, Fuhua Li “A High-Torque Magnetless Axial-Flux Doubly Salient Machine for In-Wheel Direct Drive Applications” IEEE Transactions on Magnetics (Volume: 50 , Issue: 11 , Nov. 2014).
- [14]. [12]. C. Yu, S. Niu, S. L. Ho, W. Fu “Magnetic circuit analysis for a magnetless double-rotor flux switching motor” 2015 IEEE International Magnetics Conference (INTERMAG), 11-15 May 2015.
- [15]. 宇根 総一郎, 斎藤 修, 栗原 和昭, 有我 祐一, “低損失磁気軸受の開発”, ターボ機械第 31 巻第 12 号, p.734-738(2003).
- [16]. 東京工業大学精密工学研究所, 進士 忠彦, “磁気軸受 基礎と応用”, 精密工学会誌 Vol.78, No. 12, 2012, pp.1054-1057.
- [17]. Jorge Guala-Valverde, Pedro Mazzoni, Ricardo Achilles, “The Homopolar Motor: A True Relativistic Engine”, New Energy Technologis Issue #4 (7) July-August 2002, pp.37-40.
- [18]. 静岡大, 夏目 龍一, 朝間 淳一, 大岩 孝彰, 東工大, 千葉 明, “ホモポーラ形ベアリングレスモータの磁気支持特性評価”, 2012 年度精密工学会秋季大会, A02, pp.3-4.
- [19]. Shilei Xu and Jinji Sun, “Decoupling Structure for Heteropolar Permanent Magnet Biased Radial Magnetic Bearing With Subsidiary Air-Gap”, IEEE TRANSACTIONSONMAGNETICS, VOL.50, NO.8, AUGUST 2014.
- [20]. Jinxiang Zhou, Shiqiang Zheng, Member, IEEE, Bangcheng Han, Member, IEEE, and Jiancheng Fang, “Effects of Notch Filters on Imbalance Rejection With Heteropolar and Homopolar Magnetic Bearings in a 30-kW 60000-r/min Motor”, IEEE TRANSACTIONS ON INDUSTRIAL ELECTRONICS, VOL.64, NO.10, OCTOBER 2017, pp.8033-8041.
- [21]. Marcel Topor, Sorin Ioan Deaconu, Lucian Nicoale Tutelea, “POLITEHNICA” UNIVERSITY OF TIMISOARA, “Homo-Heteropolar Synchronous Machine for Low Power Variable Speed

- Wind or Hydro Applications: Design, 3D FEM Validation and Control”, 2014 16th European Conference on Power Electronics and Applications, pp.1-10.
- [22]. Eric Severson, Student Member, IEEE, Robert Nilssen, Tore Undeland, Fellow, IEEE, and Ned Mohan, Life Fellow, IEEE, “Magnetic Equivalent Circuit Modeling of the AC Homopolar Machine for Flywheel Energy Storage”, IEEE TRANSACTION ON ENERGY CONVERSION, VOL. 30, NO. 4, DECEMBER 2015, pp.1670-1678.
- [23]. Wolfgang Gruber, Michael Rothbock, Institute of Electrical Drivers and Power Electronics Johannes Kepler University, Reto T.Schob, Levitronix GmbH, Zurich, Switzerland, “Design of a Novel Homopolar Bearingless Slice Motor with Reluctance Rotor”, 2013 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition, pp.1197-1204.
- [24]. 坂上 聡*1, 上道 茜*2, 山崎 由大*2, 金子 成彦*3, 窪山 達也*4, 森吉 泰生*5, ”ターボチャージャベアリング部で発生する摩擦損失予測のための数理モデルの構築”, No.18-00127, The Japan Society of Mechanical Engineers
- [25]. Masayuki TAIRA*, Kunio WAKASA*, Masao YAMAKI* and Akira MATSUI**, ”Comparison of Rotational Speeds and Torque Properties between Air-bearing and Ball-bearing Air-turbine Handpieces”, Dental Materials Journal 8(1): 26-34, 1989
- [26]. 角田 和雄, “玉軸受の摩擦モーメントに関する研究 : (スラスト荷重の場合)”, ISSN:0029-0270, Z16-109, 科学技術--機械工学・工業
- [27]. 正田 義雄, “転がり軸受の最新技術(III. 摩擦制御の利用, <特集> 摩擦制御利用の技術)”, ISSN:00214728, Z16-110, 科学技術--機械工学・工業
- [28]. 正丸山 広樹 (千葉工大), 秋場 潤一郎 (トックベアリング), “プラスチック転がり軸受に関する研究 : 表面処理鋼球を用いたポリアセタール玉軸受の摩擦特性(生産工学 III) [1]” 日本機械学会東海支部岐阜地区講演会講演論文集 CO1. 9. 15) NaO13-2
- [29]. Shoji NOGUCHI, “Trend of Technology and Research for Rolling Bearings” 日本機械学会論文集 (C 編 77 巻 779 号 (2011-7))
- [30]. H.M Cheshmehbeigi and E.Afjei, “Design Optimization of a Homopolar Salient-Pole Brushless DC Machine: Analysis, Simulation, and Experimental Tests”, IEEE Transactions on Energy Conversion, 2013, Vol. 28, pp.289-297.
- [31]. D. Gerling, M. Pyc, “Optimisation of a homopolar machine”, Ischia, Italy, 29 July 2008, IEEE.
- [32]. Thomas G. Engel, Senior Member, IEEE, and Evan A. Kontras, Graduate Student Member, IEEE “Modeling and Analysis of Homopolar Motors and Generators”, IEEE TRANSACTIONS ON PLASMA SCIENCE, VOL. 43, NO. 5, MAY 2015
- [33]. M Hippner , R G Harley “High speed synchronous homopolar and permanent magnet machines comparative study” Houston, TX, USA, USA, 06 August 2002, IEEE.
- [34]. M R Harris and G H Pajooman “Electric motors with heteropolar permanent magnets and homopolar windings: computational study of performance limits” Durham, UK, IEEE, 11-13 Sept. 1995
- [35]. Maxim Lashkevich, Alecksey Anuchin, Dmitry Aliamkin Fernando Briz “Investigation of self-sensing rotor position estimation methods for synchronous homopolar motor in traction applications” Beijing, China, IEEE, 29 Oct.-1 Nov. 2017
- [36]. Michael J. Superczynski, Jr., Member, IEEE and Donald J. Waltman, “Homopolar motor with high temperature superconductor field windings” IEEE TRANSACTIONS ON APPLIED SUPERCONDUCTIVITY, VOL. 7, NO. 2, JUNE 1997
- [37]. O. Ichikawa ; A. Chiba ; T. Fukao “Inherently decoupled magnetic suspension in homopolar-type bearingless motors” IEEE TRANSACTIONS ON INDUSTRY APPLICATIONS, VOL. 37, NO. 6, NOVEMBER/DECEMBER 2001
- [38]. H. Moradi ; E. Afjei ; A. Siadatan “A comprehensive design 12–8 Salient-Pole Homopolar brushless dc motor” 2012 International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion
- [39]. J.A.N. Msekela ; P.N. Materu ; A.H. Nzali “Development of a homopolar electrical machine for high power density high speed applications” 0-7803-3019-6/96/1996 IEEE.
- [40]. R.J. Thome ; W. Creedon ; M. Reed ; E. Bowles ; K. Schaubel “Homopolar motor technology development” 0-7803-7519-X/02/ 2002 IEEE.
- [41]. W. Xu ; R. Zhu ; C. Ye ; J. Zhu “Novel Heteropolar Hybrid Radial Magnetic Bearing with Dou-

- ble- Layer Stator for Flywheel Energy Storage System.” 2018 IEEE International Magnetics Conference (INTERMAG)
- [42]. Runze Zhu ; Wei Xu ; Caiyong Ye ; Jianguo Zhu “Novel Heteropolar Radial Hybrid Magnetic Bearing With Low Rotor Core Loss”, IEEE TRANSACTIONS ON MAGNETICS, VOL. 53, NO. 11, NOVEMBER 2017
- [43]. Jingzhe Wu ; Martin J Balchin “A novel sensorless position and speed estimation method for heteropolar inductor machines” Lappeenranta, Finland, IEEE, 26-28 Aug. 2014
- [44]. W. Xu ; R. Zhu ; C. Ye “A novel heteropolar radial hybrid magnetic bearing with low rotor core loss” Dublin, Ireland, 24-28 April 2017
- [45]. S. V. Ahamed ; E. A. Erdelyi “Non-Linear Vector Potential Equations for Highly Saturated Heteropolar Electrical Machines”, IEEE Transactions on Aerospace
- [46]. Tatsuya Matsuzaki, Masatsugu Takemoto, Satoshi Ogasawara, Kazuo Nishihama, Daisuke Kori, and Koichiro Nagata, “A Basic Study of a Novel Homopolar-Type Magnetic Bearing Unifying Four C-Shaped Core for High Output and Low Loss”, in IEEE TRANSACTIONS ON MAGNETICS, VOL. 51, NO. 11, NOVEMBER 2015.
- [47]. Shaoru Zhang, Lingling Liu, Shuai Wang, Yikun Jia, and Chenjie Qie, “Complete Control of Radial Suspension Force for Bearingless Induction Motors”, 2016 IEEE 11th Conference on Industrial Electronics and Applications (ICIEA), pp.2180-2184.
- [48]. J. Asama, R. Natsume, H. Fukuhara, T. Oiwa, Shizuoka University, Hamamatsu, Shizuoka, 432-8561, Japan, and A. Chiba, Fellow, IEEE, Tokyo Institute of Technology, Meguro-ku, Tokyo, 152-8550, Japan, “Optimal Suspension Winding Configuration in a Homo-Polar Bearingless Motor”, IEEE Transactions on Magnetics (Volume: 48, Issue: 11, Nov. 2012), pp.2973-2976.
- [49]. Huangqiu Zhu, Jianbo Huang, School of Electrical and Information Engineering, Jiangsu University, Zhenjiang 212013, People’s Republic of China, “Compensation control of suspension force for LS-BLPMMSM”, IET Electric Power Applications (Volume: 11, Issue: 4, 2017), pp.622-630.
- [50]. Junichi Asama, Takaaki Oiwa, Shizuoka University, 3-5-1 Johoku, Hamamatsu, Japan, Akira Chiba, Tokyo Institute of Technology, 2-12-1 Meguro, Tokyo, Japan, “Radial Force Investigation of a Bearingless PM Motor Considering Spatial Harmonics of Magnetic Flux Distribution”, Electrical Machines and Systems (ICEMS), 2016 19th International Conference, pp.1-5.
- [51]. Hiroya Sugimoto, Akira Chiba, “Stability Consideration of Magnetic Suspension in Two-Axis Actively Positioned Bearingless Motor with Collocation Problem”, Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE), 2012 IEEE, pp.1938-1945.
- [52]. Junichi Asama, Ryo Kawata, Tomoyasu Tamura, Takaaki Oiwa, Akira Chiba, “Reduction of force interference and performance improvement of a consequent-pole bearingless motor”, Precision Engineering, v.36, no. 1, 2012 Jan, P.10(9).
- [53]. Ren Tsunata, Masatsugu Takemoto, Satoshi Ogasawara, Asako Watanabe, Tomoyuki Ueno, Koji Yamada, “Development and Evaluation of an Axial Gap Motor with Neodymium Bonded Magnet”, 2016 XXII International Conference on Electrical Machines (ICEM), pp.272-278.
- [54]. Akira Chiba, Yuchi Takano, Motoki Takeno, Takashi Imakawa, Nobukazu Hoshi, Masatsugu Takemoto, and Satoshi Ogasawara, “Torque Density and Efficiency Improvements of a Switched Reluctance Motor Without Rare-Earth Material for Hybrid Vehicles”, IEEE Transactions on Industry Applications (Volume: 47, Issue: 3, May-June 2011), pp.1240-1246.
- [55]. Mohammadreza Baghayipour, Ahmad Darabi, Ali Dastfan, Faculty of Electrical Engineering, Shahrood University of Technology, Shahrood, Iran, “Detailed analytical method for predicting the steady-state time variations and entire harmonic contents of principal performance characteristics in a non-slotted axial flux permanent magnet motor, considering a precise iron loss model”, IET Electric Power Applications (Volume: 12, Issue: 3, 2018), pp.308-322.
- [56]. N. Denis, Y. Wu, S. Odawara, and K. Fujisaki, Toyota Technological Institute, 468-8511 Aichi Prefecture, Nagoya, Tenpaku Ward, Hisakata, 2-12-1, Japan, “Study of the Effect of Load Torque on the Iron Losses of Permanent Magnet Motors by Finite Element Analysis”, 2017 11th International Symposium on Linear Drives for Industry Applications (LDIA), pp.1-5.
- [57]. 松崎 達也, 土方 規実雄, 宮本 和弥, 竹本 真紹, 小笠原 悟司, 平櫛 真男, “5 軸能動制御形ベアリングレスキャンドモータポンプにおける高出力化のための新構造を備

- えた試作機による特性試験”, 日本 AEM 学会誌 Vol.21, No.2(2013).
- [58].宮本 和弥, 竹本 真紹, 小笠原 悟司, 平櫛 真男, “受動磁気軸受を活用する 5 軸能動制御形ベアリングレスキャンドモータポンプの小型・低損失化の検討” 日本 AEM 学会誌 Vol.23, No.2(2015).
- [59].栗田 伸幸, 石川 赴夫, 手塚 孝幸, 高田 敬夢, “5 自由度能動制御型磁気浮上モータに関する研究” 日本機械学会論文集 C 編, 79 卷 (2013) 801 号.
- [60].Kazuya Miyamoto, Masatsugu Takemoto, Satoshi Ogasawara, Masao Hiragushi, “Verification of a novel 5-axis active control type bearingless canned motor pump utilizing passive magnetic bearing function for high power” 2014 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE), 14-18 Sept. 2014.
- [61].Naoto Yamamoto, Masatsugu Takemoto, Satoshi Ogasawara, Masao Hiragushi “Experimental estimation of a 5-axis active control type bearingless canned motor pump” 2011 IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC), 15-18 May 2011.
- [62].Masatsugu Takemoto, Satoru Iwasaki, Hajime Miyazaki, Akira Chiba, Tadashi Fukao “Experimental evaluation of magnetic suspension characteristics in a 5-axis active control type bearingless motor without a thrust disk for wide-gap condition” 2009 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition, 20-24 Sept. 2009
- [63].Li Ji; Longxiang Xu; Chaowu Jin “Research on a Low Power Consumption Six-Pole Heteropolar Hybrid Magnetic Bearing” IEEE TRANSACTIONS ON MAGNETICS, VOL.49, NO.8, AUGUST 2013
- [64].Marcel Topor; Sorin Ioan Deaconu; Lucian Nicolae Tutelea “Homo-heteropolar synchronous machine for low power variable speed wind or hydro applications: Design, 3D FEM validation and control” 2014 16th European Conference on Power Electronics and Applications
- [65].Sorin Ioan Deaconu; Marcel Topor; Lucian Tutelea; Gabriel Nicolae Popa; Cristian Abrudean “Modeling and experimental investigations of a reactive homo-heteropolar brushless synchronous machine” 2009 35th Annual Conference of IEEE Industrial Electronics
- [66].Ryuhei Okumura, Masatsugu Takemoto, Satoshi Ogasawara, Masao Hiragushi “Investigation of a 5-axis active control type magnetic suspension pump capable of generating thrust suspension force in both positive and negative direction with only one electromagnet” IECON 2017 - 43rd Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society, 29 Oct.-1 Nov. 2017.
- [67].Tatsuya Matsuzaki, Masatsugu Takemoto, Satoshi Ogasawara, Satoru Ota, Kazunobu Oi, Daiki Matsuhashi “Novel Structure of Three-Axis Active-Control-Type Magnetic Bearing for Reducing Rotor Iron Loss” IEEE Transactions on Magnetics (Volume: 52 , Issue: 7 , July 2016).
- [68].Akira Heya, Katsuhiro Hirata, Noboru Niguchi “Dynamic Modeling and Control of Three-Degree-of-Freedom Electromagnetic Actuator for Image Stabilization” IEEE Transactions on Magnetics (Volume: 54 , Issue: 11 , Nov. 2018)
- [69].Kouhei Tsuchida, Masatsugu Takemoto, Satoshi Ogasawara “A novel structure of a 3-axis active control type magnetic bearing with a cylindrical rotor” 2010 International Conference on Electrical Machines and Systems, 10-13 Oct. 2010.
- [70].Christopher H. T. Lee, K. T. Chau, Chunhua Liu, T. W. Ching, Fuhua Li “A High-Torque Magnetless Axial-Flux Doubly Salient Machine for In-Wheel Direct Drive Applications” IEEE Transactions on Magnetics (Volume: 50 , Issue: 11 , Nov. 2014).
- [71].C. Yu, S. Niu, S. L. Ho, W. Fu “Magnetic circuit analysis for a magnetless double-rotor flux switching motor” 2015 IEEE International Magnetics Conference (INTERMAG), 11-15 May 2015.
- [72].Junichi Asama, Ryo Kawata, Tomoyasu Tamura, Takaaki Oiwa, Akira Chiba, “Reduction of force interference and performance improvement of a consequent-pole bearingless motor”, Precision Engineering, v.36, no. 1, 2012 Jan, P.10(9).
- [73].Ren Tsunata, Masatsugu Takemoto, Satoshi Ogasawara, Asako Watanabe, Tomoyuki Ueno, Koji Yamada, “Development and Evaluation of an Axial Gap Motor with Neodymium Bonded Magnet”, 2016 XXII International Conference on Electrical Machines (ICEM), pp.272-278.
- [74].Akira Chiba, Yuchi Takano, Motoki Takeno, Takashi Imakawa, Nobukazu Hoshi, Masatsugu Takemoto, and Satoshi Ogasawara, “Torque Density and Efficiency Improvements of a Switched Reluctance Motor Without Rare-Earth Material for Hybrid Vehicles”, IEEE Transactions on

- Industry Applications (Volume: 47, Issue: 3, May-June 2011), pp.1240-1246.
- [75]. Mohammadreza Baghayipour, Ahmad Darabi, Ali Dastfan, Faculty of Electrical Engineering, Shahrood University of Technology, Shahrood, Iran, "Detailed analytical method for predicting the steady-state time variations and entire harmonic contents of principal performance characteristics in a non-slotted axial flux permanent magnet motor, considering a precise iron loss model", IET Electric Power Applications (Volume: 12, Issue: 3, 3 2018), pp.308-322.
- [76]. N. Denis, Y. Wu, S. Odawara, and K. Fujisaki, Toyota Technological Institute, 468-8511 Aichi Prefecture, Nagoya, Tenpaku Ward, Hisakata, 2-12-1, Japan, "Study of the Effect of Load Torque on the Iron Losses of Permanent Magnet Motors by Finite Element Analysis", 2017 11th International Symposium on Linear Drives for Industry Applications (LDIA), pp.1-5.
- [77]. F. Matsumura, T. Yoshimoto, System modeling and control design of a horizontal-shaft magnetic-bearing system, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. MAG-22, No. 3, pp. 196-203, MAY. 1986.
- [78]. C. H. Park, S. K. Choi, S. Y. Ham, Design and Control for Hybrid Magnetic Thrust Bearing for Turbo Refrigerant Compressor, Proceedings of the IEEE International Conference on Automation Science and Engineering, Vol. 1, pp. 792-797, 13 October. 2011.
- [79]. Q. Li, S. Yin, L. Wan, J. Duan, Stability Analysis and Controller Design for a Magnetic Bearing with 5 Degree of Freedoms, Proceedings of the 6th World Congress on Intelligent Control and Automation, pp. 8015-8019, 21-23. June. 2006
- [80]. G. Martin, K. Stefan, Mechatronic system of levitation system, Proceedings of the International Conference on Process Control, pp. 75-78, 18-21. June. 2013.
- [81]. 栗田, 石川, 手塚, 高田, 5 自由度能動制御型磁気浮上モータに関する研究, 日本機械学会論文集C編, 79 巻, 801 号, pp. 1461-1474, 2013.
- [82]. T. Tezuka, N. Kurita, T. Ishikawa, Design and Simulation of a Five Degrees of Freedom Active Control Magnetic Levitated Motor, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 49, Issue. 5, pp. 2257-2262, May. 2013.
- [83]. N. Kurita, T. Ishikawa, H. Kamata, Magnetically levitated motor with five actively controlled degrees of freedom, Proceedings of the 19th International Conference on Electrical Machines and Systems, pp. 1-4, 13-16. Nov. 2016.
- [84]. B. Han, Q. Xu, Q. Yuan, Multiobjective Optimization of a Combined Radial-Axial Magnetic Bearing for Magnetically Suspended Compressor, IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol. 63, Issue. 4, pp. 2284-2293, April. 2016.
- [85]. J. Zhou, S. Zheng, B. Han, J. Fang, Effects of Notch Filters on Imbalance Rejection With Heteropolar and Homopolar Magnetic Bearings in a 30-kW 60000-r/min Motor, IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol. 64, Issue. 10, pp. 8033-8041, Oct. 2017.
- [86]. D. Fei, H. Zhu, Y. Sun, Decoupling control of 5 degree-of-freedom bearingless permanent magnet synchronous motor based on α -th order inverse system method, Proceedings of the International Conference on Electrical Machines and Systems, pp. 300-305, 27-29. Sept. 2005.
- [87]. X. Sun, H. Zhu, T. Zhang, Nonlinear decoupling control for 5 degrees-of-freedom bearingless permanent magnet synchronous motor, Proceedings of the IEEE 6th International Power Electronics and Motion Control Conference, pp. 1842-1847, 17-20. May. 2009.
- [88]. D. Zhu, X. Cheng, H. Zhu, Structure and performance analysis for AC-DC three degrees of freedom active magnetic bearings, Proceedings of the IEEE 6th International Power Electronics and Motion Control Conference, pp. 2005-2009, 17-20. May. 2009.
- [89]. W. Ni, Q. Wu, D. Jin, X. He, T. Zhang, Study on measuring and control system of AC radial-axial hybrid magnetic bearing used in wind energy generation system, Proceedings of the 31st Chinese Control Conference, pp. 6847-6850, 25-27 July. 2012.
- [90]. 松崎, 土方, 宮本, 竹本, 小笠原, 平櫛, 5 軸能動制御形ベアリングレスキャンドモータポンプにおける高出力化のための新構造を備えた試作機による特性試験, 日本 AEM 学会誌, Vol. 21, No. 2, pp.196-202, 2013.
- [91]. K. Miyamoto, M. Takemoto, S. Ogasawara, M. Hiragushi, Verification of a novel 5-axis active control type bearingless canned motor pump utilizing passive magnetic bearing function for high power, Proceedings of the Energy Conversion Congress and Exposition, pp. 2454-2461, 14-18 Sept. 2014.

- [92].宮本, 竹本, 小笠原, 平櫛, 受動磁気軸受を活用する 5 軸能動制御形ベアリングレスキヤンドモータポンプの小型・低損失化の検討, 日本 AEM 学会誌, Vol. 23, No. 2, pp. 250-257, 2015.
- [93].K. Tsuchida, M. Takemoto, S. Ogasawara, A novel structure of a 3-axis active control type magnetic bearing with a cylindrical rotor, Proceedings of the International Conference on Electrical Machines and Systems, pp. 1695-1700, 10-13 Oct. 2010.
- [94].T. Matsuzaki, M. Takemoto, S. Ogasawara, S. Ota, K. Oi, D. Matsuhashi, Novel Structure of Three-Axis Active-Control-Type Magnetic Bearing for Reducing Rotor Iron Loss, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 52, Issue. 7, Article Sequence Number: 8105404, July. 2016.
- [95].我妻, 金光, 高橋, 福島, 松下, 回転機械設計者のための磁気軸受ガイドブック, 日本工業出版, ISBN4-8190-1606-7, 2004.
- [96].邵, 基本からわかる有限要素法, 森北出版, ISBN 978-4-627-91991-4, 2008.
- [97].栗田, 岡田, 低回転損失磁気軸受の開発, 日本機械学会論文集(C 編), Vol. 70, No. 694, pp.1560-1565, 2004.
- [98].栗田, 岡田, 近藤, 磁束スムージング磁気軸受の開発と応用, 日本 AEM 学会誌, Vol. 14, No.3, pp. 304-310, 2006.
- [99].F.R.Ismagilov, V.E. Vavilov, I.F. Sayakhov, Research of Magnetic Fields In New Design of Homopolar Magnetic Bearing, 14th International Scientific-Technical Conference APEIE – 44894, 2018.
- [100]. H.Sugimoto , Y.Uemura , A.Chiba, M.A. Rahman , Design of Homopolar Consequent-Pole Bearingless Motor With Wide Magnetic Gap, IEEE Transactions on Magnetics, Vol.49, No.5, May 2013.
- [101]. X.Ye1, Q.Le2, Z.Zhou2, A Novel Homopolar Four Degrees of Freedom Hybrid Magnetic Bearing, 0018-9464 © IEEE 2015.

著者が発表した論文

- [1] 孫 浩, 竹本 真紹, 小笠原 悟司, 折川 幸司: 「4つのC型コアを一体化したホモポーラ型磁気軸受の固定子極間の形状に関する検討」, 日本 AEM 学会誌, Vol. 28, No. 4, pp.288-299, 2020.
- [2] 孫 浩, 竹本 真紹, 小笠原 悟司: 「円筒形回転子を備えた3軸磁気軸受の磁石レス化に関する検討」, 日本 AEM 学会誌, Vol. 29, No. 1, 2021.

謝辞

最後にこの何年間すごくお世話になった方にお感謝の気持ちを込めて、誠にありがとうございました。

私は北海道大学情報科学研究科電気エネルギー研究室の竹本 真紹准教授(現岡山大学竹本 真紹教授)に、研究だけではなく人生も含めていろいろ親切なご指摘をいただいたこと、心より感謝しております。研究室に入った際に「誠実な研究者になってほしい」、「研究中に安全を第一に注意すること」、「うちの研究室はキツイだよ」など大切な助言と先生立派な姿はこの一生私は忘れません。

そして、この何年間私は北海道大学情報科学研究科電気エネルギー研究室の小笠原 悟司教授より、研究室普段のゼミより研究に関するのご指摘だけではなく、私の普段生活にも関心一杯いただきました。毎年の年末年始に小笠原先生のお宅での忘年会はとても楽しかった。私は研究や生活が不順の際に小笠原先生の親切な助言は常に心の中に響いております。

また、私は北海道大学情報科学研究科電気エネルギー研究室の折川 幸司助教から、研究室のゼミや研究報告会などによってたくさんのご指摘をいただきました。折川先生はいつも笑顔で丁寧なアドバイスしていただいてとても感謝しております。

北海道大学大学院 五十嵐 一教授はご多忙のところ、本論文の副査を務めていただき、ありがとうございました。授業で五十嵐先生の優しい声が今でも覚えております。

最後、私は北海道大学情報科学研究科電気エネルギー変換研究室の村上 永恵秘書と研究室の皆様へ、普段の生活中に色々お手伝っていただいて、楽しい日々を一緒に経験させていただくこと、優しいの皆様と出会えたことに精一杯心より感謝する。