



Title	コアレス回転子構造を用いたアキシシャルギャップモータの高効率化に関する研究
Author(s)	網田, 錬
Citation	北海道大学. 博士(工学) 甲第14579号
Issue Date	2021-03-25
DOI	10.14943/doctoral.k14579
Doc URL	http://hdl.handle.net/2115/81139
Type	theses (doctoral)
File Information	Ren_Tsunata.pdf



[Instructions for use](#)

北海道大学大学院情報科学研究科
[博士論文]

コアレス回転子構造を用いたアキシアルギャップモータ
の高効率化に関する研究
Investigation of Enhancing Efficiency of Axial Gap Motor Employing
Coreless Rotor Structure

令和3年3月

主指導教員 小笠原 悟司 教授

提出者

専攻 システム情報科学コース

学生番号 46195031

学生氏名 綱田 錬

概要

我が国において家庭用や産業用に使用されているモータは約 1 億台あると言われており、それらの電力消費量は、全体の約 55%を占めている。したがって、モータのエネルギー効率を向上させることができれば、高い省エネルギー効果を見込めるため、高効率特性を有するモータが強く求められている。また、上記のモータの電力消費の中でも産業用途のモータが占める割合が高く、より高効率化が重要であることが考えられる。その一方で、システムの小型化も重要であり、モータを組み込むシステムによっては、システムの小型化のために扁平な形状を有するモータが望まれる場合もある。これまでの技術の進歩によって、近年は高効率のみならず、扁平な形状を有するといった付加価値の高いモータが求められるようになってきている。そこで、本研究では、産業用途のモータにおいて、扁平形状かつ高効率を有するモータの実現を目的としている。また、モータ本体の小型化も実現するため、ターゲットとする運転領域は小型化に有効である高速回転領域としている。

現状、一般的に使用されているモータの多くはエアギャップが径方向に存在するラジアルギャップモータと呼ばれる構造である。しかし、ラジアルギャップモータは本研究でターゲットとしている扁平形状においては、構造上、高いトルク及び効率を実現することが難しい。そこで本研究では、扁平形状において高いトルクを実現しやすいアキシヤルギャップモータの採用を検討している。アキシヤルギャップモータは回転軸方向にエアギャップが存在し、扁平形状でも高いトルクを実現できる。これまでに我が国を含め世界中の研究・開発機関によって検討されてきた従来のアキシヤルギャップモータは一般的にネオジム焼結磁石を採用している。ネオジム焼結磁石は残留磁束密度が高いため、トルク密度を高くすることに有効である。しかし一方で、電気伝導率が高いため、ターゲットの高速回転領域では磁石内で渦電流損が大きくなり、効率が非常に悪いモータとなっていた。また、従来構造は回転子の磁気抵抗を小さくするために、回転子コアとして磁性材を用いていたが、高速回転領域ではそこで発生する渦電流損も効率低下の一因となっていた。

そこで本研究では、まずコアレス回転子を採用することによって、より回転子構造を簡単にしつつ、回転子コアでの渦電流損の抑制を検討した。加えて、電気伝導率の低いネオジムボンダ磁石を採用することで、アキシヤルギャップモータにおいて高速領域において高効率化することを検討した。本研究においては、提案モータの有効性を 3 次元の電磁場解析及び試作機による実験の双方で明らかにしている。

また、提案モータの今後の更なる高効率化のために、固定子コアに用いる圧粉磁心(SMC)の適切な開発方針に関しても検討を行った。

キーワード：永久磁石同期モータ，アキシヤルギャップモータ，ネオジムボンダ磁石，コアレス回転子構造，高効率化，高速重負荷領域，圧粉磁心(SMC)

Abstract

In recent years, more than half of the electric power generated in the country is being consumed by electrical motors. Therefore, it is extremely important to enhance the efficiency of motors from perspective of the energy saving. In addition, ratio of energy consumption in industry applications is much larger than other applications. On the other hand, in order to reduce the system size including motors, flat-shape motors are sometimes desired. Accordingly, the target of this study is to achieve motors having both high efficiency and flat-shape at the same time for industry applications. In addition to that, the target of operating area is set to high-rotational-speed region because an increase in the rotational speed is very effective in reducing motor size under constant output power.

In general, most motors employ the radial gap structure which has the air gap in radial direction. However, motors having the radial gap structure cannot generate enough torque in flat-shape application. Therefore, in this study, the axial gap motor, which has the air gap in axial direction, is chosen because it can generate high torque in flat-shape. Conventional axial gap motors frequently employ Neodymium sintered permanent magnets (Nd sintered PMs) which has very high residual magnetic flux density in order to achieve high torque density. Whereas, Nd sintered PMs have high electric conductivity, hence, this means that the eddy current loss in PMs might be large in high-speed region. Accordingly, conventional axial gap motors employing Nd sintered PMs have low efficiency in high-speed region. Moreover, the rotor of conventional models consists of PMs and the rotor core. The magnetic resistance is small because magnetic materials are used for the rotor core, but large eddy current occurs in the rotor core.

In this study, two measurements are proposed for improving the above problems of conventional axial gap motors. First, the coreless rotor structure is employed for axial gap motors. The coreless rotor gives the axial gap motors more simply structure and much smaller eddy current loss than that of the conventional one. Second, Nd bonded PMs which have almost zero conductivity is chosen for a PM material. Therefore, axial gap motors employing Nd bonded PMs can restrain the eddy current in PMs in high-speed region. Eventually, the proposed axial gap motor employing both the coreless rotor structure and Nd bonded PMs dramatically improves the efficiency in high-speed region. Validity of the proposed axial gap motor is evaluated by three-dimensional finite element analysis (3D-FEA) and experiments.

Furthermore, in order to get higher efficiency of axial gap motors, suitable development policy of soft magnetic composite (SMC), which is used for the stator core, is indicated.

Keywords : Permanent magnet synchronous motor, Axial gap motor, Nd bonded PM, Coreless rotor structure, Enhancing efficiency, High-speed and high-torque region, Soft magnetic composite (SMC)

目次

1 章 序論	1
1.1 研究背景	1
1.1.1 社会的背景とモータへの要求	1
1.1.2 本研究における研究対象と課題	2
1.2 本研究の目的	2
1.3 本論文の構成	3
2 章 アキシシャルギャップモータの概要と課題点	5
2.1 ラジアルギャップモータとアキシシャルギャップモータの特徴	5
2.1.1 扁平形状における従来のラジアルギャップモータの問題点	5
2.1.2 扁平形状におけるアキシシャルギャップモータの優位性	7
2.2 アキシシャルギャップモータの構造別分類	9
2.3 ラジアル及びアキシシャルギャップモータの材料の違いについて	12
2.4 本研究における研究課題と提案手法	14
2.5 2章のまとめ	16
3 章 コアレス回転子構造のアキシシャルギャップモータへの適用	17
3.1 検討するアキシシャルギャップモータの概要	17
3.2 従来の回転子構造とコアレス回転子構造	20
3.3 3D-FEA によるトルク・効率・加速度性能の評価	24
3.3.1 解析モデルと統一条件について	24
3.3.2 3D-FEA による解析結果	25
3.4 3章のまとめ	31
4 章 ネオジムボンド磁石での高速重負荷領域の高効率化	32
4.1 従来のアキシシャルギャップモータの高速重負荷領域での課題	32
4.1.1 永久磁石材料について	32
4.1.2 ネオジム焼結磁石を用いたアキシシャルギャップモータの課題	35
4.1.3 フェライト磁石を用いたアキシシャルギャップモータの課題	36
4.1.4 ネオジムボンド磁石の適用の提案	37
4.2 ネオジムボンド磁石を用いた提案モータの解析による検証	38
4.2.1 提案モータと比較対象モデルについて	38
4.2.2 トルク性能及び磁束密度分布の比較	39
4.2.3 各損失及び効率特性の比較	43
4.3 実験による提案アキシシャルギャップモータの有効性の検証	49
4.3.1 作製した試作機及び実験システム構成	49
4.3.2 誘起電圧波形及びトルク特性の比較	53

4.3.3	全運転領域における各損失及び効率の評価	56
4.4	4章のまとめ	62
5章	提案アキシシャルギャップモータのラジアルギャップモータに対する優位性の検証	63
5.1	ラジアルギャップモータを扁平化した際の課題点	63
5.2	アキシシャルギャップモータの扁平形状での有効性検証(解析)	67
5.2.1	解析モデルと解析条件	67
5.2.2	両モータに使用する磁性材料について	69
5.2.3	有限要素法による解析結果	72
5.3	提案モータの実験による有効性の検証	78
5.3.1	アキシシャルギャップモータとラジアルギャップモータの試作機について	78
5.3.2	機械損を評価するためのダミーロータ	82
5.3.3	実験結果	84
5.4	5章のまとめ	88
6章	更なる高効率化のための SMC 材料の開発方針の検討	89
6.1	コアレス回転子構造を有するアキシシャルギャップモータの磁気回路構成	89
6.2	開発方針の検討に用いる仮想 SMC 材料の特性	90
6.3	3D-FEA による一定電流条件下におけるトルク特性の評価	94
6.4	3D-FEA による一定出力条件下における特性評価	96
6.4.1	電流と銅損の増加について	96
6.4.2	固定子の磁束密度について	98
6.4.3	各運転点における SMC 材料毎の鉄損特性マップ	99
6.4.4	各運転点における SMC 材料毎の効率特性マップ	101
6.5	解析結果に基づいた SMC 材料の開発方針の検討	103
6.6	6章のまとめ	106
7章	本論文の結論及び展望	107
7.1	本論文のまとめと結論	107
7.2	今後の展望	108
	参考文献	110
	研究業績	120
	謝辞	123

1 章 序論

1.1 研究背景

1.1.1 社会的背景とモータへの要求

現代社会において、電気エネルギーは人々の生活において欠かせないものとなっており、その用途は冷暖房や照明、モータのような動力など、非常に多岐にわたっている。日本電機工業会などの調査によると、近年の日本における全消費電力のうち、約 55%がモータによって消費されている^{[1],[2]}。また、モータは用途別に家庭用・業務用・産業用に大別することができ、日本における合計の普及台数は1億台を超えられている。消費電力の割合が高いとされているモータの中でも、特に産業用途部門での消費電力量がモータ全体の約75%を占めると推定されている^[1]。このことから、産業用途向けのモータの高効率化が省エネルギー化へ大きく貢献できると言える。そこで、本研究においては省エネルギー化への貢献度の大きさを考慮し、産業用途向けのモータにおける高効率化を検討していく。

また、有限要素法(FEM)などの様々な解析技術の発展により、近年では鉄損解析やコアの磁気飽和の影響などを考慮しながら、モータを開発することが可能となってきた。そのことから検討の初期段階でより詳細な設計が可能となり、モータの高効率化に大きく貢献してきた。それに伴いモータの特性に対する要求もより高度となり、高効率化のみではなく同時に小型化も実現できるなどといった、付加価値の高いモータが求められるようになっていく。

上記のように、近年では高効率化と同時にモータの小型化も強く求められている。現状普及しているモータの多くは誘導電動機である一方で、近年は永久磁石同期モータ(PMSM)の普及が進んでいる。PMSMは永久磁石を採用しているため、誘導電動機に比べてトルク密度を高くすることができる^{[3],[4],[29]}。したがって、モータの小型化を容易に実現することが可能となり、様々な用途でPMSMが実用化されている。また、効率面でもPMSMは優れており^[5]、産業用途のみならず、家電用途^{[6]-[8]}や自動車駆動用^{[9]-[16]}のモータなどでも広く普及している。

今後、モータの更なる小型化が求められるが、小型化をしていくと一般的にトルクの低下は避けられない。そこで、出力を維持するためには、モータを高速化しなければならない。一方で、モータの回転数を高くしていくと、ファンやポンプ等のモータ負荷は約2~3乗で大きくなっていくため、重負荷領域で運転する必要がある。したがって、モータの小型化には高速化が重要となるが、重負荷において運転する必要があるため、高速かつ重負荷の領域で連続運転が可能で高効率な運転特性が求められる。以上より、産業用途向けのモータにおいて、小型かつ高速重負荷領域における高効率特性を有するモータが求められている。

1.1.2 本研究における研究対象と課題

ここまで、モータの小型化や省エネルギー化の観点から、産業用途のモータを高速重負荷領域において高効率化することの重要性を述べた。その一方で、上述したようなモータ本体の小型化に加えて、モータを組み込むシステム全体のサイズを小型化するため、扁平形状を有するモータが求められる場合もある。一般的な PMSM の多くは半径方向にエアギャップを持つラジアルギャップモータである。しかし、ラジアルギャップモータは扁平形状には適しておらず、要求されるトルクを出力することが扁平形状においては困難となる。そこで、扁平形状において高いトルク密度を実現することができるアキシシャルギャップモータが注目を集めている^{[17]-[24]}。アキシシャルギャップモータは軸方向にエアギャップが存在するモータであり、扁平形状においても磁石の表面積を大きくとれることなどから、高トルク密度化が可能となる。しかし、これまでに研究・開発がなされてきた従来のアキシシャルギャップモータは小型化に重要な高速重負荷領域において効率の悪いモータとなっていたため、非常に用途が限られていた^{[55],[56]}。従来のアキシシャルギャップモータが高速重負荷領域において効率が低い要因としては、大きく分けて以下の2点が挙げられる。

- 1). 回転子の磁気抵抗を小さくするため、回転子に磁性材を設けている
- 2). トルクを向上するために、ネオジム焼結磁石を採用している

上記のような特徴を持つ従来のアキシシャルギャップモータは高速領域において、回転子のバックコア及びネオジム焼結磁石で発生する渦電流が非常に大きくなり、効率の低下を招いていた。そこで、これまでに渦電流損の対策として、埋込磁石型(IPM)構造の採用^[23]や、磁石の分割^[24]等が提案されてきた。しかし、これらの対策はコストが高くなってしまいうため、本研究においてターゲットとしている産業用途向けのモータに適用することは難しい。

以上より、上記のアキシシャルギャップモータの課題を解決し、低コストで産業用途向けの扁平なアキシシャルギャップモータの高速重負荷領域における高効率化を実現することができれば、省エネルギー化かつシステムの小型化といったニーズに対して、大きく貢献できる可能性がある。

1.2 本研究の目的

本研究では、扁平形状において有利なトルク特性を持つアキシシャルギャップモータを高速重負荷領域で高効率化することが目的である。また産業用途であり、大量生産を想定しているため、上記の目的をできるだけ低コストで実現することが重要となる。前節で述べたように、従来のアキシシャルギャップモータは回転子コア及び永久磁石内で発生する渦電流損が原因で高速領域では効率が低く、冷却無しで連続運転することが難しいため、産業用途にはあまり適していなかった。そこで本論文では以下の2つの対策によって上記課題を克服し、アキシシャルギャップモータの高効率化を図っている。

- 1). コアレス回転子構造の採用

2). ネオジムボンド磁石の採用

1点目のコアレス回転子構造とは、従来のアキシアルギャップモータとは異なり、回転子を永久磁石と非磁性の支持部材のみで構成するものである。これによって回転子の構造を簡単にしつつ、回転子のバックコアで発生する渦電流損を低減することが期待できる。

2点目のネオジムボンド磁石に関しては、残留磁束密度こそ従来のアキシアルギャップモータで採用されることが多いネオジム焼結磁石に比べて低くなってしまふものの、電気伝導率がほとんど零であるため、磁石内で発生する渦電流の抑制が期待できる。以上のような対策を実施し、アキシアルギャップモータの高効率化を図るが、最終的には試作機による実機検証によってその有効性を確認することも本研究における目的の一つである。

また、以上の内容は主にアキシアルギャップモータの回転子に関する検討であるが、本研究では、アキシアルギャップモータの更なる高効率化を実現するために、固定子に関しても検討を実施する。その際に、アキシアルギャップモータの固定子に用いる圧粉磁心(SMC)の高効率化に適した材料開発方針を示し、モータの高効率化はもちろんのこと、材料開発時の要求仕様を決める際の一助とすることが目的である。

1.3 本論文の構成

本論文は7章構成となっており、第1章では本研究の社会的な意義と技術的な研究背景について述べた。第2章では、本研究における研究対象であるアキシアルギャップモータについて、構造的特徴と分類等について述べる。また、一般的なラジアルギャップモータに比べて、アキシアルギャップモータが扁平形状において、トルクの観点で優位性を持つことを示す。また、これまでに様々な研究機関によって報告されてきた従来のアキシアルギャップモータの高速重負荷領域における課題点に関して述べる。

第3章では、コアレス回転子の構造及び特徴に関して説明する。また三次元有限要素法(3D-FEA)による電磁場解析を用いて、従来モデルに比べてコアレス回転子構造が特に高速重負荷領域において効率の観点で優位性があることを明らかにする。

第4章では、ネオジムボンド磁石をアキシアルギャップモータに採用した場合に高速重負荷領域において、高効率化を実現できることを明らかにする。それに加えて、従来のネオジム焼結磁石やフェライト磁石を用いたアキシアルギャップモータと比べて高速重負荷領域において高効率化できることを、3D-FEA及び試作機による実験から明らかにする。

第5章では、コアレス回転子構造とネオジムボンド磁石を採用した提案アキシアルギャップモータが、一般的なネオジム焼結磁石を用いたラジアルギャップモータに対して、トルク及び効率に関して優れていることを3D-FEA及び試作機による実験で明らかにする。

第6章では、第5章までに主に回転子に関する検討を実施しているが、アキシアルギャップモータの固定子に使用しているSMCの開発方針について検討する。これまでアキシアルギャップモータ用のSMCが、高効率化のために求められる特性が詳細に検討された例は

無く、本論文では仮想 SMC 材料と 3D-FEA による解析結果から、新たな SMC 材料の開発方針を示している。

最後に第 7 章でこれまでに得られた研究成果についてまとめ、本論文の結論とする。また、今後更にアキシアルギャップモータを高効率化していくにあたっての課題と展望を述べる。

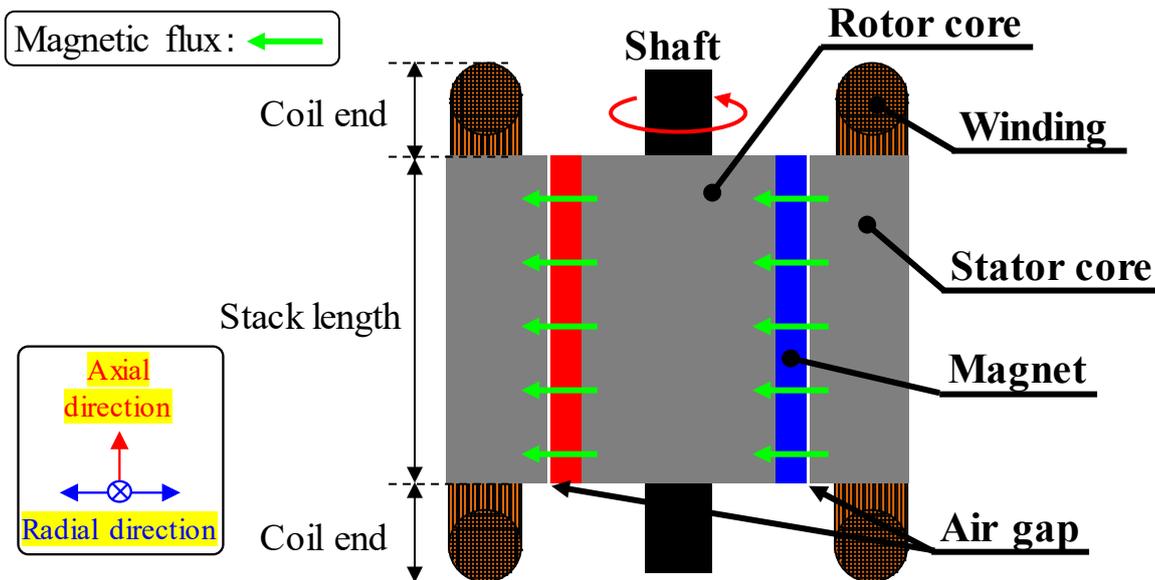
2章 アキシシャルギャップモータの概要と課題点

本章では、本研究における研究対象であるアキシシャルギャップモータの概要と、従来モデルにおける高速重負荷領域での課題点に関して説明する。

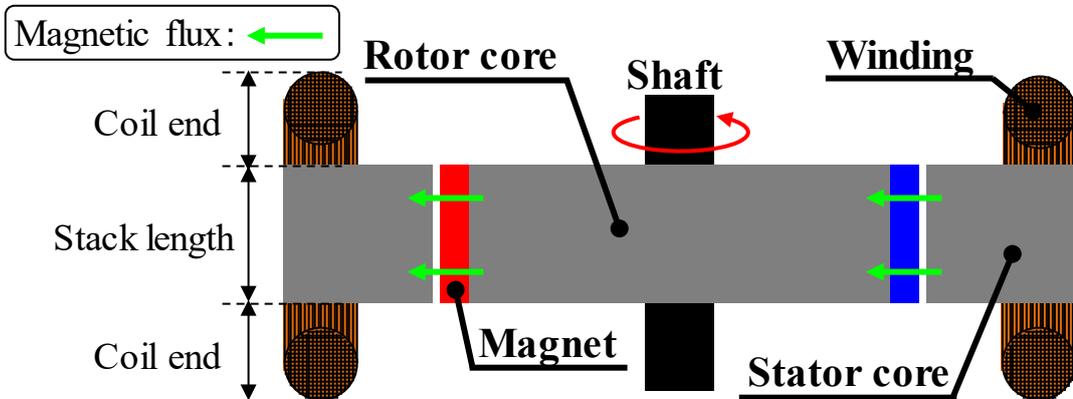
2.1 ラジアルギャップモータとアキシシャルギャップモータの特徴

2.1.1 扁平形状における従来のラジアルギャップモータの問題点

図 2.1 に現状、一般的に使用されることの多いラジアルギャップモータ^{[6]-[16],[25]-[30]}の模式図を示している。ラジアルギャップモータは図 2.1 に示しているように、回転子の永久磁石が発生した磁束が、回転子と固定子の間のエアギャップを径方向(Radial direction)に通過してトルクを発生する。言い換えると、エアギャップが径方向に存在するため、ラジアルギャ



(a) 軸長が長く径が小さい場合：エアギャップ面積が広い



(b) 軸長が短く径が大きい場合：エアギャップ面積が狭い

図 2.1 一般的なラジアルギャップモータの模式図

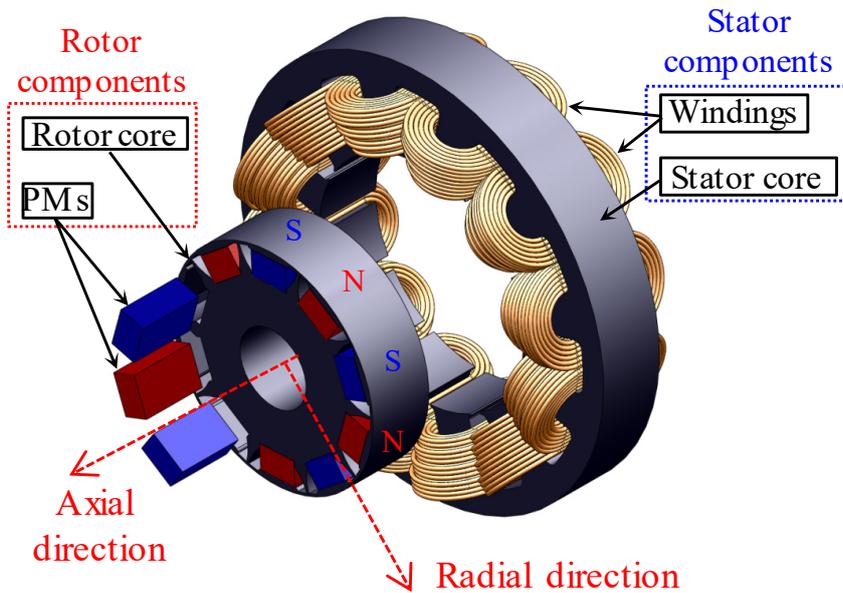


図 2.2 扁平形状におけるラジアルギャップモータの三次元 CAD モデル

ップモータと呼ばれている。または、磁束が径方向に通過するということから、ラジアルフラックスモータと呼ばれることもある。

図 2.1(a)はラジアルギャップモータにおいて、モータの回転軸方向の高さである軸長が最外径に対して比較的長いモデルを示している。モータ内でトルクが発生するのは、回転子と固定子においてコアが存在し、磁束が通過しているエアギャップ部分となる。したがって、図 2.1(a)のように回転子と固定子のコアが軸方向に大きいほど、大きいトルクを出力することが可能となる。一般的にラジアルギャップモータにおいては、軸長が長くなるように設計した方が高いトルクを出力することが可能となる。

一方で、モータを組み込むシステムによっては、扁平な形状のモータが要求されることがある。そのようなアプリケーションの場合、図 2.1(b)に示すようにラジアルギャップモータの軸長を小さくして、扁平な形状とすることが必要になる。図 2.1(b)は図 2.1(a)のモデルよりも軸長が短くなった分、外径が大きくなっている。しかし、軸長が短くなったことによって、トルクの発生に寄与することができないコイルエンド部分が軸長の大半を占めてしまうため、トルクの発生面であるエアギャップ面積が小さくなり、要求されるトルクを出力することが困難になってしまう。以上より、一般的に広く使用されているラジアルギャップモータは、扁平な形状が求められるアプリケーションにおいては、所望の出力を得ることが非常に難しいという課題がある。

図 2.2 は本論文において検討している扁平形状におけるラジアルギャップモータの 3 次元 CAD モデルである。前述したように、ラジアルギャップモータが扁平形状になると全軸長のうち、トルクに寄与できないコイルエンド部分が大半を占めてしまうことが、図 2.2 のモデルからも分かる。その結果、軸長が長い場合に比べてトルク密度が小さくなってしまう。図 2.2 のモデルに関する詳細な解析・実験結果は本論文の第 5 章にて述べる。

2.1.2 扁平形状におけるアキシアルギャップモータの優位性

ここまで、モータに扁平形状が求められる場合において、従来のラジアルギャップモータでは、トルク密度が小さくなってしまいう課題に関して述べた。そこで、ラジアルギャップモータに代わって、扁平形状においても高いトルク密度を実現することのできるアキシアルギャップモータに注目が集まっている[17]-[24],[31]-[46],[56],[57]。

図 2.3 にアキシアルギャップモータの模式図を示している。ラジアルギャップモータとは異なり、モータの回転軸であるシャフトに円盤状の回転子が設置してあり、そこに軸方向に着磁された永久磁石が設けられている。その結果、永久磁石の磁束はエアギャップを軸方向 (Axial direction) に通過して回転子の上下に存在する固定子に流入する。言い換えると、エア

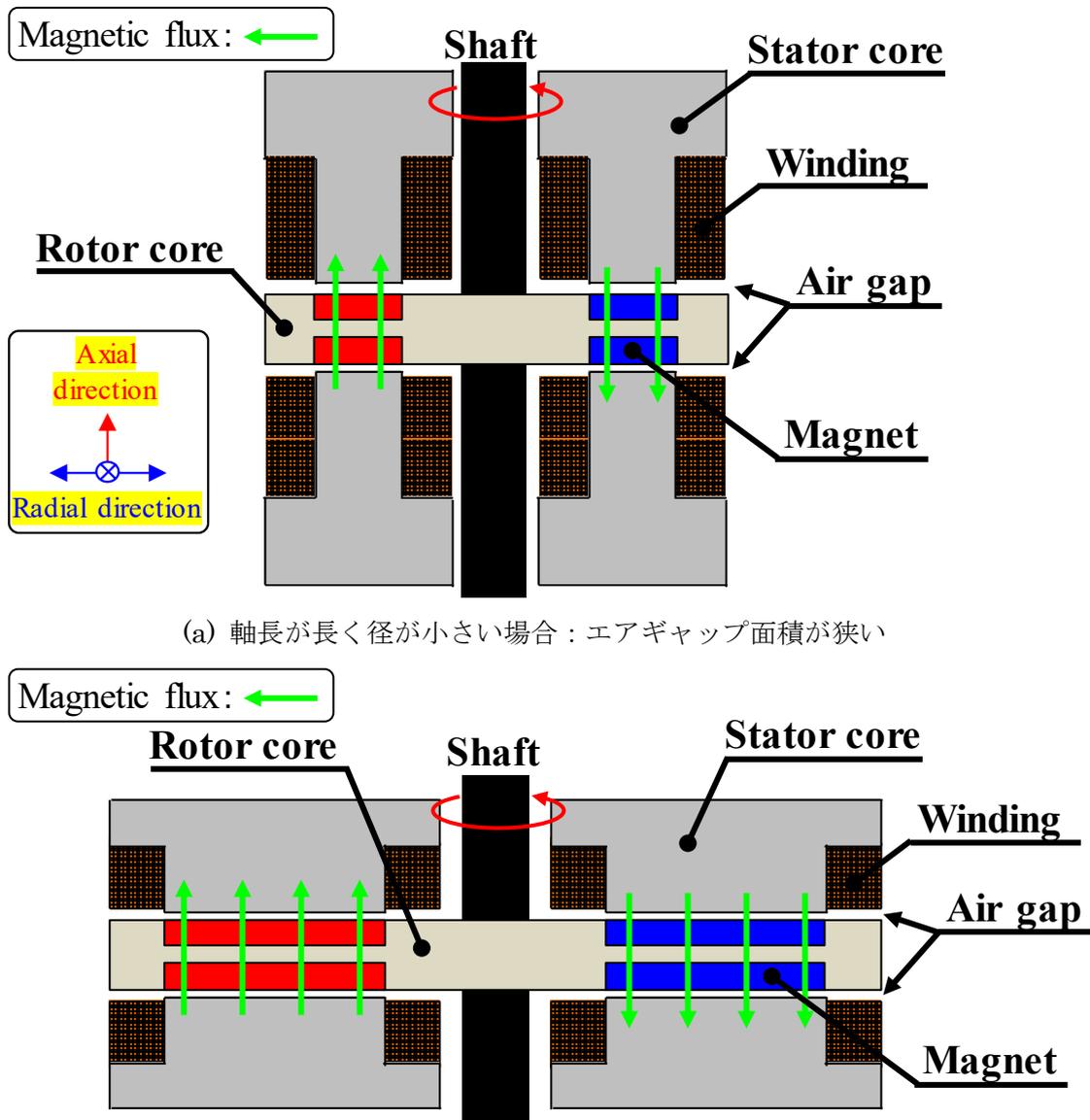


図 2.3 アキシアルギャップモータの模式図

ギャップが軸方向に存在するため、アキシヤルギャップモータと呼ばれる。また、磁束が軸方向に流れるため、アキシヤルフラックスモータとも呼ばれている。

図 2.3(a)は軸長が長く、最外径が大きい場合のアキシヤルギャップモータの模式図を示している。ラジアルギャップモータの場合、軸長が長ければその分、トルク発生面であるエアギャップ面積を広くとることが可能であった。しかしアキシヤルギャップモータにおいては図 2.3(a)に示すように、回転子が円盤状であるため、軸長が長くてもエアギャップ面積を広くとることができない。また、最外径が小さいため、むしろエアギャップ面積が小さくなってしまふ。したがって、軸長が長いようなアプリケーションにおいては、アキシヤルギャップモータが高いトルク密度を実現することは難しく、あまり適していないことが予想できる。

一方で、図 2.3(b)に軸長が短く、最外径が大きい扁平形状の場合のアキシヤルギャップモータの模式図を示している。ラジアルギャップモータの場合、このような扁平形状において、トルクに寄与することができないコイルエンド部分が全軸長の大半を占めてしまうため、トルク密度が小さくなってしまふことが課題であった。しかし、アキシヤルギャップモータにおいては、図 2.3(b)のような扁平形状においてはエアギャップ面積を広くとることができる。理由としては、(1)コイルエンド部分がラジアルギャップモータとは異なり、軸方向に存在しない、(2)円盤状の回転子であるため、軸長が短くても外径が大きければ回転子表面積を大きくできる、などが挙げられる。以上より、一般的に扁平形状において、アキシヤルギャップモータは従来のラジアルギャップモータよりも高いトルク密度を実現することが可能となる。したがって、モータを扁平化しつつ、高いトルク密度を実現するためにはアキシヤルギャップモータを採用することが有効である。また、モータを扁平にすることによってシステムサイズの縮小を図りつつ、モータ本体の小型化と高効率化も実現するために、アキシヤルギャップモータにおいて高速重負荷領域において高効率化することが非常に重要となり、本研究においてはその部分に着手している。

2.2 アキシタルギャップモータの構造別分類

アキシタルギャップモータは、図 2.4 に示すように回転子や固定子の配置や個数によっていくつかのタイプに分類することができる^{[17]-[24],[31]-[46]}。それぞれ特徴が異なり、用途に応じて適切な構造が検討される。

図 2.4(a)はシングルステータ・シングルロータ型^{[31]-[35]}のアキシタルギャップモータの構成であり、図 2.5 にもその模式図を示している。シングルステータ・シングルロータ型の構造は最もシンプルであり、部品数も少ない。また軸方向に重ねる構成要素が少ないため、最も扁平形状にしやすいといった利点がある。しかし一方で、トルク発生に寄与するエアギャップ面が一面しか存在せず、巻線を設置する固定子も1つであるため、起磁力を大きくすることが難しい。また軸方向に非対称の形状となるため、回転子の片側に電磁力が大きくなることが予想される。その結果、ベアリングに負担がかかり寿命を低下させることや、振動や騒音が大きくなってしまおうといった懸念がある。

図 2.4(b)はシングルステータ・ダブルロータ型^{[17],[19],[21],[22],[36]-[39]}のアキシタルギャップモータの構成であり、図 2.6 にもその模式図を示している。この構造は、中央の1つの固定子を両側から2つの回転子で挟み込むような構造となる。図 2.4(a)のシングルステータ・シングルロータ型に対して、軸方向に対称な形状となるため、回転子にかかる軸方向の電磁力が

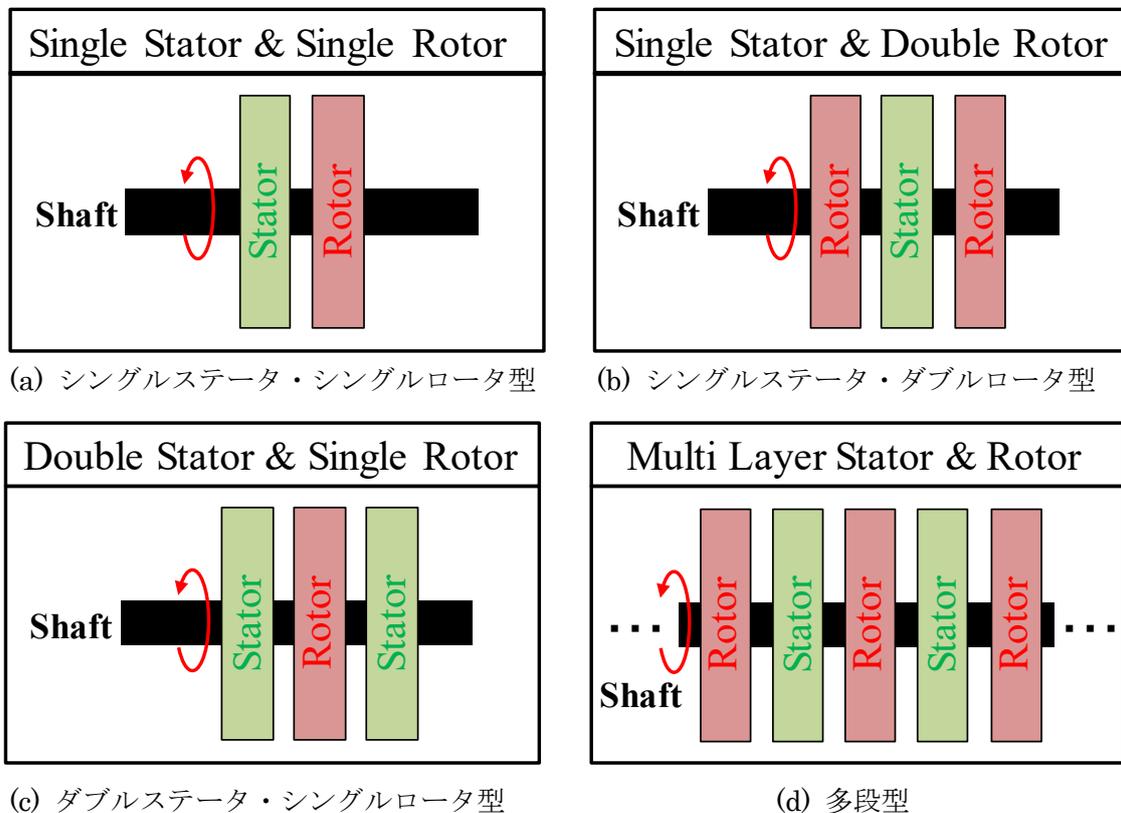


図 2.4 アキシタルギャップモータの構造別の分類

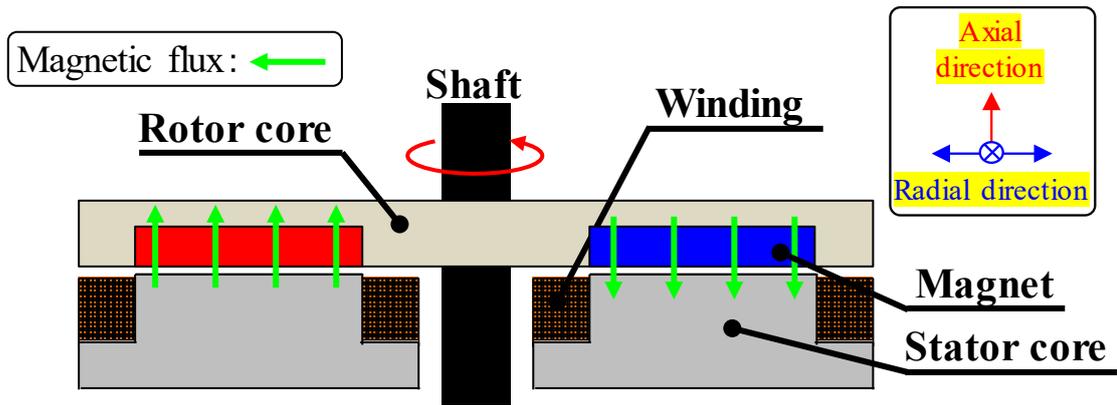


図 2.5 シングルステータ・シングルロータ型アキシシャルギャップモータの模式図

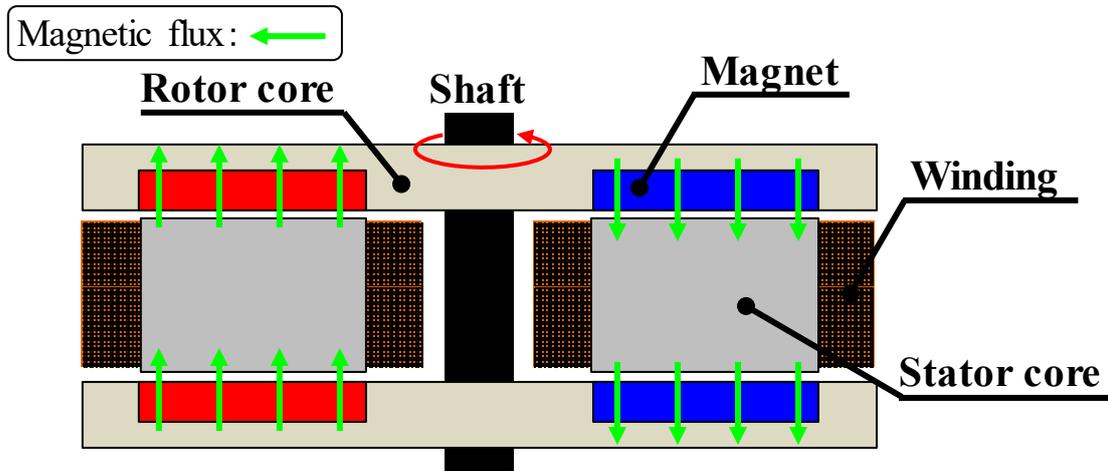


図 2.6 シングルステータ・ダブルロータ型アキシシャルギャップモータの模式図

打ち消され、ベアリングにかかる負荷を軽減することが可能となる。また、トルクの発生面も二面にすることができるため、永久磁石の厚みが一定以上ある場合においては、高いトルク密度を実現しやすい形状といえる。しかし一方で、モータの外側に回転子が存在するため、固定子をケースに固定する際に樹脂などでモールドする必要がでてくる。そのため製造面でコストが増加することに加えて、外側の回転子はケースとの接触を避けるため、2つの回転子の両側にエアギャップが必要となる。その結果、シングルステータ・ダブルロータ型のアキシシャルギャップモータは軸長が長くなりやすい傾向がある。また、固定子とケースの接触面積も小さくなるため、巻線に電流を通電することによって発生する銅損による発熱をケースに逃がしにくくなる。

図 2.4(c)はダブルステータ・シングルロータ型^{[20],[23],[24],[40],[41]}のアキシシャルギャップモータの構成であり、前節の図 2.3 にもその模式図を示している。この構造も図 2.4(b)のシングルステータ・ダブルロータ構造と同様に、軸方向に対称な構造であるため、不均衡な軸方向の電磁力によりベアリングにかかる負担を軽減できる。また固定子が外側に存在するため、ケースへの固定もしやすく、製造性が良い。加えて、ケースと固定子の接触面積も大きくとれるため、発熱を逃がしやすい。本研究においては産業用途のアプリケーションを対象として

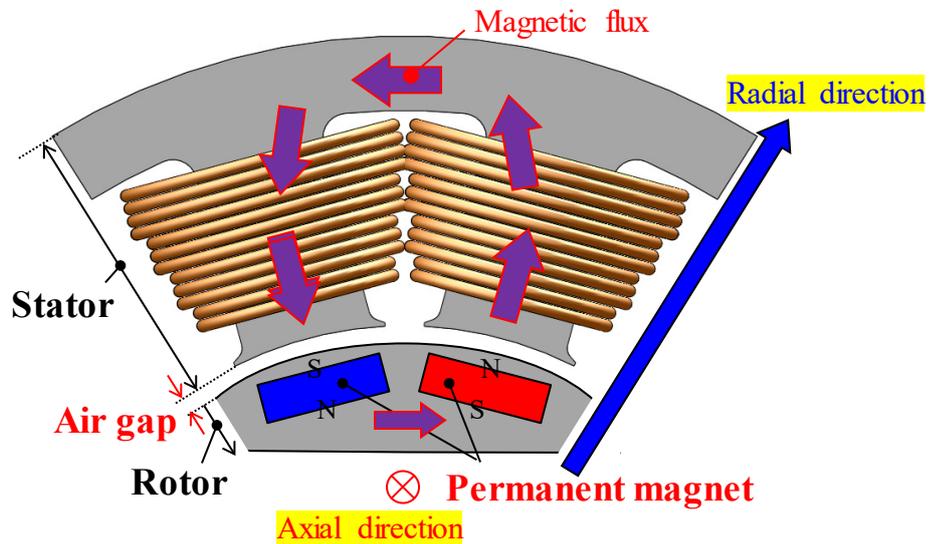
第2章 アキシシャルギャップモータの概要と課題点

いるため、大量生産を想定している。その際に冷却が必要な設計としてしまうと、コストが増加し、応用できるアプリケーションも減ってしまうため、冷却無しで連続運転できることが望ましい。その観点からも固定子の発熱をケースに逃がしやすいダブルステータ・シングルロータ型は優れている。以上の理由から、本研究においては図 2.4(c)のダブルステータ・シングルロータ型のアキシシャルギャップモータで検討を実施することとする。しかし、この構造は固定子が2つ存在し、巻線の個数の増加に伴い巻線の接合部も増えるため、巻線間の接触不良などの不具合が発生しやすくなるため、注意する必要がある。

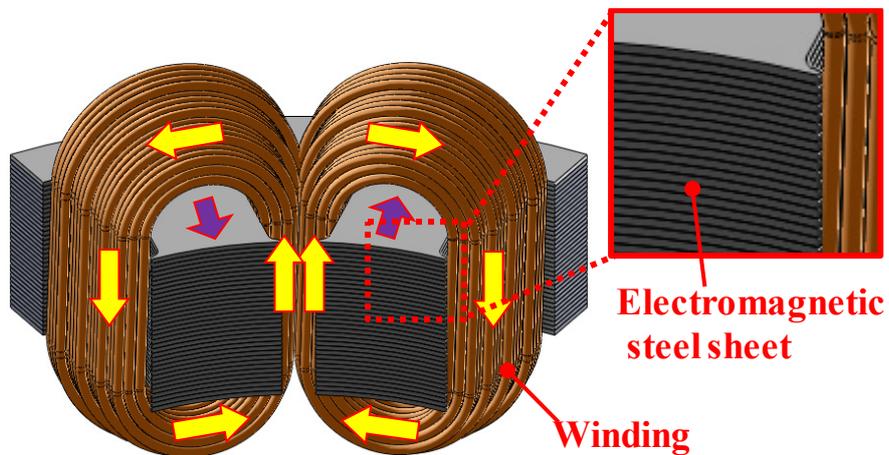
また、図 2.4(d)に多段型^{[18],[42]-[46]}のアキシシャルギャップモータの構成を示している。この構造は複数個の固定子及び回転子を何層にも組み合わせた構造であり、他の構造と比べると複雑な形状となる。構造が複雑であるためコストの低減が難しく、本研究における検討対象である産業用途向けとしてはあまり適さない。しかし、固定子が複数個存在するため、仮に一部の巻線が破損した場合でも、出力の低下が小さく収まる可能性がある。これはフェールセーフの観点から優れていると考えられ、例えば、航空機や潜水艦などの出力を失ってはならないアプリケーションなどに適していると考えられる。

2.3 ラジアル及びアキシシャルギャップモータの材料の違いについて

2.1節で述べたように、ラジアルギャップモータとアキシシャルギャップモータでは、磁束の流れ方が異なる。それに伴い、両モータに一般的に使用される材料も異なっている。図2.7はラジアルギャップモータにおける磁束の流れのイメージを示したものである。図2.7に示すように、ラジアルギャップモータにおいては、基本的に2次元平面内で磁束が流れるため、軸方向に磁束が流れることがあまり無い。軸方向での磁束の流れがほとんど無いため、図2.7(b)のように軸方向に電磁鋼板を積層しても磁気抵抗は大きくならない。また、ラジアルギャップモータではこのように電磁鋼板を積層することによって、コアで発生する渦電流損を低減している^{[47],[48]}。一般的にラジアルギャップモータでは回転子のコアにも、積層鋼板が用いられる。



(a) 軸方向から見たラジアルギャップモータ



(b) ラジアルギャップモータの磁束向きと積層鋼板

図2.7 ラジアルギャップモータ内の磁束の流れのイメージ

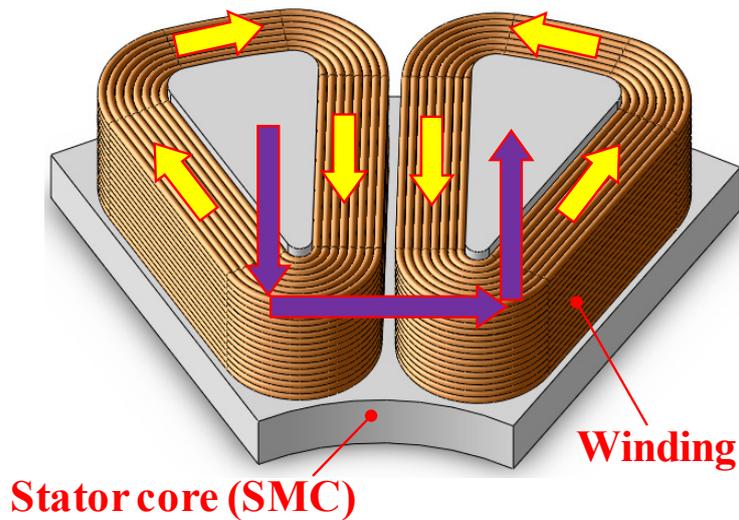


図 2.8 アキシアルギャップモータ内の磁束の流れのイメージ

図 2.8 はアキシアルギャップモータにおける固定子内の磁束の流れのイメージを示したものである。アキシアルギャップモータにおいて、ティースに入った磁束は軸方向に流れた後にバックヨークに到達する。バックヨークにおいて磁束は周方向に通過した後に、隣のティースから再び軸方向に流れて回転子に戻っていく。以上のように、ラジアルギャップモータの場合と異なり、アキシアルギャップモータでは磁束が3次元的に流れることがわかる。したがって、ラジアルギャップモータの場合のように電磁鋼板を積層することは難易度が高く製造コストが高くなってしまう。

そこでアキシアルギャップモータにおいて、固定子コアに圧粉磁心(SMC)がよく使用される。SMCは軟磁性鉄粉を金型によってプレスすることによって3次元形状に造形した磁心であり、積層鋼板に対して形状の自由度の観点で優れている^{[49][51]}。また、SMCは小さな鉄粉で構成されているため、渦電流損が小さく、高周波における鉄損特性が優れていることが知られている^[51]。これまでSMCは自動車用のリアクトル等の用途で使用されることが多かったが、近年では低周波数帯においても低損失なSMCが開発され、モータへの適用も現実的のものとなっている^[52]。SMCを固定子コアに適用することで、渦電流の発生を抑制しつつ、アキシアルギャップモータにおける3次元的な磁束の流れにも対応することが可能となる。

また回転子のコアに関しても、ラジアルギャップモータは積層鋼板を使用することが一般的であるが、アキシアルギャップモータは軸方向に磁束が通過するため、軸方向に電磁鋼板を積層することは難しい。径方向に積層した場合は機械強度が低くなってしまうため、現実的ではない。そこで、アキシアルギャップモータでは、回転子コアに炭素鋼(S45C)などが用いられる。

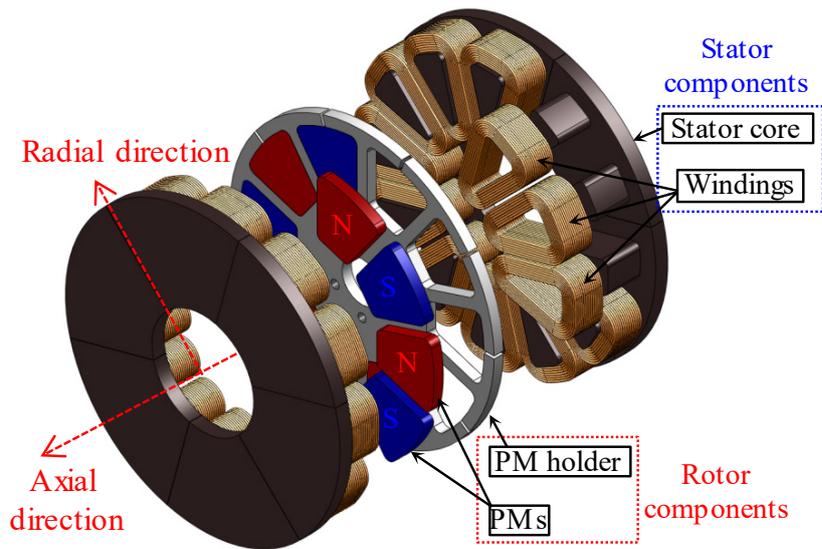


図 2.10 コアレス回転子構造を用いた提案アキシアルギャップモータの 3 次元 CAD モデル

発生する渦電流損が非常に大きく、高速領域で効率が悪いモータとなっていた。その課題を解決すべく、本研究においては、電気伝導率が非常に低いネオジムボンド磁石をアキシアルギャップモータに適用することを提案する。ネオジムボンド磁石は残留磁束密度こそネオジム焼結磁石よりも約 30%程度低いですが、電気伝導率がほとんど零であるため、磁石内で発生する渦電流損を抑制することが可能となる。

以上のように、従来のアキシアルギャップモータでは、回転子のバックコア、ネオジム焼結磁石で発生する渦電流損が非常に大きく、ターゲットとしている高速重負荷領域において効率が悪いモータとなっており、低速のアプリケーションで使用されることがほとんどであった。そこで、本論文においてはコアレス回転子構造及びネオジムボンド磁石を組み合わせた回転子の採用を提案している。図 2.10 は本論文における提案アキシアルギャップモータの 3 次元 CAD モデルであり、詳細な解析結果及び実験による評価は第 3 章以降で記載する。

2.5 2章のまとめ

本章では、一般的によく用いられているラジアルギャップモータの特徴と扁平形状における課題について述べた。また、その扁平形状におけるラジアルギャップモータの代替としてアキシシャルギャップモータが有効であり、その理由に関して模式図を用いて論じた。さらに、アキシシャルギャップモータにおける構造別の分類に関して述べ、本論文においては、製造性や放熱性、ベアリングへの負荷を考慮し、ダブルステータ・シングルロータ型を対象に検討をすることを説明した。

また、従来のアキシシャルギャップモータは回転子のバックコアやトルク密度を高くするために採用しているネオジム焼結磁石内で渦電流損が大きくなることから、本研究においてターゲットとしている高速重負荷領域で効率が低下してしまう。そのため、本研究では上記問題を解決してアキシシャルギャップモータにおいて高速重負荷領域で高効率化するために、「コアレス回転子構造」と「ネオジムボンド磁石」を適用することを述べた。第3章以降、提案するアキシシャルギャップモータを3D-FEAや試作機での実験によって、その有効性を明らかにしていく。

3章 コアレス回転子構造のアキシシャルギャップモータへの適用

前章では、従来のアキシシャルギャップモータが高速重負荷領域において効率が低下する要因の一つとして、回転子のバックコアで発生する渦電流損があると述べた。本章では、実際に 3D-FEA による電磁場解析を用いて、従来モデルの渦電流損や、コアレス回転子構造を採用した提案モデルの有効性について明らかにする。

3.1 検討するアキシシャルギャップモータの概要

図 3.1 に本研究で提案するアキシシャルギャップモータの外観を示している。図 3.1(a) はアキシシャルギャップモータの回転子を示しており、円盤状の形状となっている。極数は 10 極を採用しており、磁石を非磁性の支持部材にはめ込むだけの簡単な構造となっている。支持部材が非磁性のステンレス材(SUS304)であることから、回転子にコアが無く、このような構造を本論文ではコアレス回転子構造と呼んでいる。また、回転子の磁石の外周部に 1.0 mm のスリットを設けているが、これは回転子支持部材で発生する渦電流損を抑制するためである^[61]。また、SPM 構造となっているためリラクタンストルクは発生せず、マグネットトルクのみを出力する構造となっている。

図 3.1(b) は検討アキシシャルギャップモータの固定子コアを示しており、コアには SMC を採用している。また材料には、SMC の中でも良好な鉄損特性を有している住友電工製の HB2 材^[62]を使用している。本検討アキシシャルギャップモータにおいて、固定子コアは 12 突を選定している。SMC コアにおいて 2 突ずつを 1 ピースとして金型によってプレスすることを想定しており、6 ピースを組み合わせることによって 1 つの固定子コアを形成する。各ピース間には 0.1 mm のスリットギャップがあることを想定しており、このスリットギャップは 3D-FEA による解析においても考慮している。

図 3.1(c) は回転子と固定子を組み合わせた提案アキシシャルギャップモータのアセンブリであり、本研究ではダブルステータ・シングルロータ型の構造を採用しているため、中心の回転子を両側から 2 つの固定子で挟み込んだような構造となっていることが分かる。また、アキシシャルギャップモータであるため、図中に示しているように磁石の磁束が軸方向に流れるような磁路を持っている。

また、今回の検討において対象とするアプリケーションは、産業用モータにおいて多くの割合を占める小・中容量のウォーターポンプであり、モータの出力としても約 1 kW 前後を想定している。そこで、モータの軸長 L 及び最外径 D は図 3.1(c) に示しているように、それぞれ 41.3 mm, 110 mm であり、比較的小さいサイズとなっている。なお、本論文では最外径 D に対する軸長 L の割合(L/D)を扁平率としているが、検討モータの扁平率は 0.375 であり、

第3章 コアレス回転子構造のアキシアルギャップモータへの適用

軸長が最外径に対して4割以下の扁平形状となっている。

表 3.1 に検討アキシアルギャップモータの諸特性を示している。電機子巻線には銅線の丸線を使用しており、大量生産において十分に巻くことができるように巻線占積率を 40%としている。また、インバータの直流側の電圧を 282 V と想定しており、モータの最高速度において十分に運転可能な設計としている。モータに入力する電流の定格値は 2.51 Arms であり、このときに巻線の電流密度が 4.0 Arms/mm² となるように設定している。これは、巻線を冷却無しで十分に連続運転が可能な数値としている。また、本検討においては最高回転速度を 6000 rpm としている。これは、本論文における対象である産業用モータのアプリケー

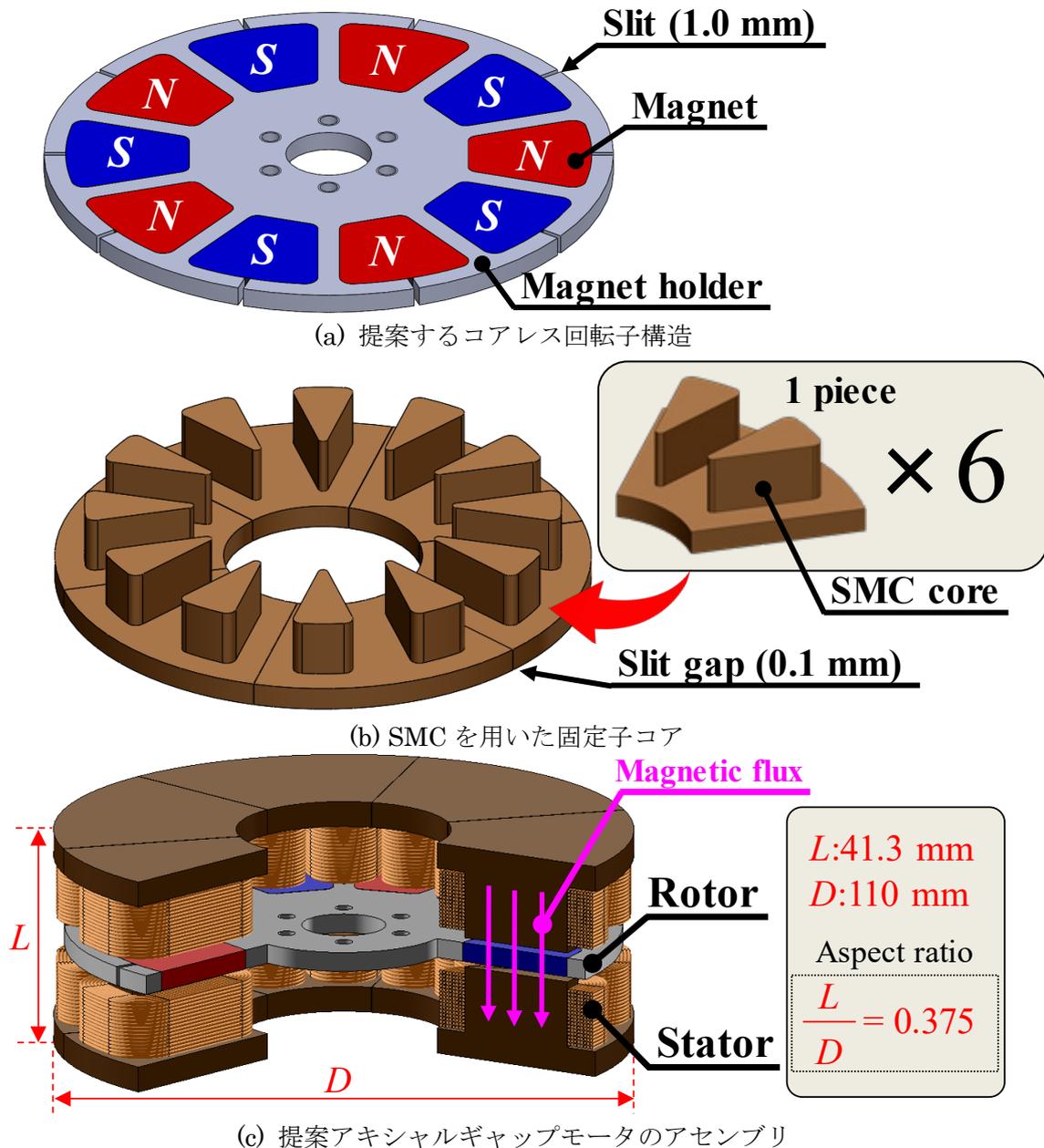


図 3.1 コアレス回転子構造を採用した検討モータの各構成要素とアセンブリ

表 3.1 検討アキシシャルギャップモータの各パラメータ

Parameter	Value
Outer diameter D	110 mm
Axial length L	41.3 mm
Aspect ratio (L/D)	0.375
Motor volume	0.392 L
Poles / Slots	10 pole / 12 slot
Coil space factor	40%
DC-bus voltage	282 V
Rated current	2.51 Arms
Rated current density	4.0 Arms/mm ²
Max. rotational speed	6000 rpm
Air gap length	1.0 mm
Total magnet weight	89.2 g

ションとして多くの割合を占める小・中容量のウォーターポンプにおいて、6000 rpm を上回るとキャビテーションが発生しやすくなる^{[63],[64]}ことが理由である。したがって、本論文では6000 rpm を高速領域と定義しており、6000 rpm 付近の回転数かつ重負荷において高効率化を図っていく。

また、片側のエアギャップを1.0 mm と大きくとっており、ワイドエアギャップとなっている。これは今回の検討モータが大量生産を考えていることから、製造時にエアギャップ長の微調整を必要無いようにするためである。アキシシャルギャップモータは製造時に軸方向にいくつかの部品を重ねる必要がある。しかし、軸方向の寸法の精度を高くすることは径方向に比べて難しい。そこで、アキシシャルギャップモータにおいてエアギャップ長を短くすると回転子と固定子が接触する可能性もでてくるため、望ましくない。したがって、ワイドエアギャップにすることによって、製造性を向上することが可能となる。

3.2 従来の回転子構造とコアレス回転子構造

図 3.2 に従来のアキシアルギャップモータにおいて採用されているコア材を用いた回転子構造と、提案するコアレス回転子の違いを示している。図 3.2(b)が従来の回転子構造であり、回転子の磁気抵抗を低減するためにコア材が用いられている。一般的によく用いられているラジアルギャップモータの場合、回転子コアは積層鋼板を軸方向に積層して構成されるが、アキシアルギャップモータの場合は軸方向に磁束が通過するため、積層鋼板で面内渦電流損^{[65],[66]}が発生してしまう。また径方向に鋼板を積層し、ワイヤーカットによってコア

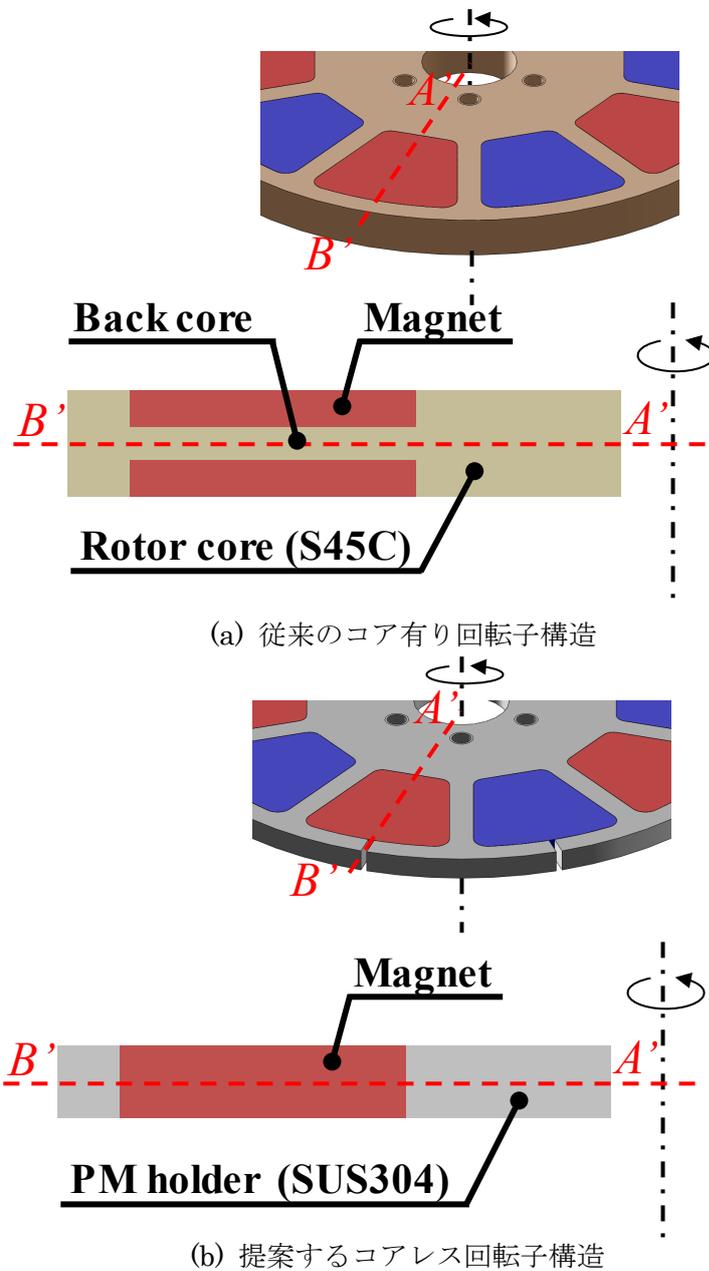


図 3.2 従来のコアを用いた回転子と提案するコアレス回転子構造の違い

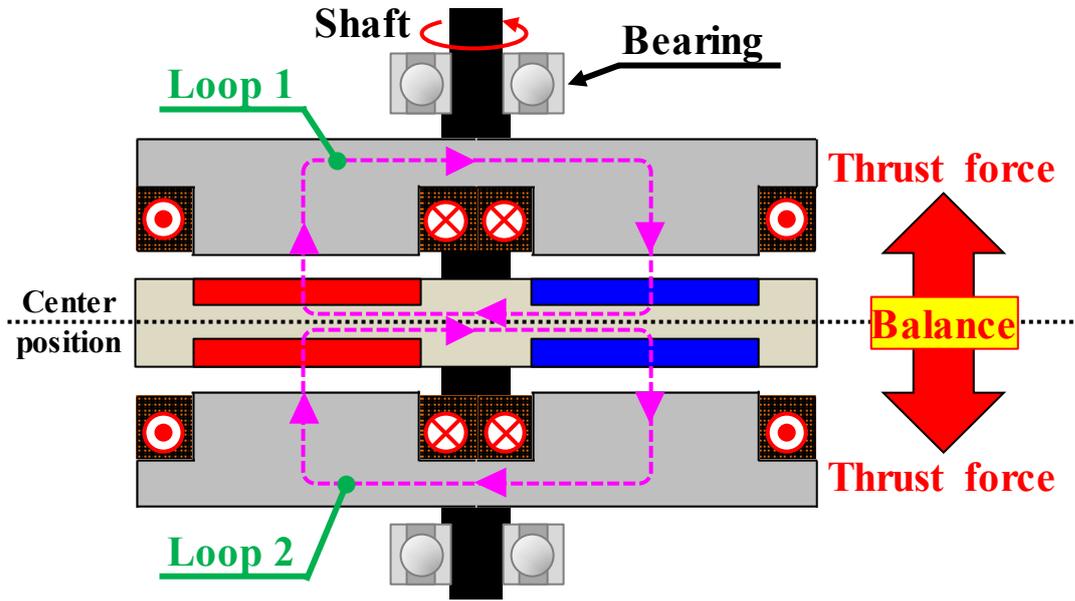
第3章 コアレス回転子構造のアキシシャルギャップモータへの適用

を形成するといった方法^{[67]-[69]}もあるが、製造コストが高くなってしまいうため本研究において対象としている産業用途に適していない。その結果、炭素鋼(S45C)などが回転子コア等に用いられるが、バックコアなどで無視できない渦電流損が発生してしまう。また、バックコアによって永久磁石が軸方向に分割されるため、磁石の部品数が増加することや、磁石の厚みが小さいことから、不可逆減磁に対する耐性が低下する懸念がある^{[70]-[71]}。

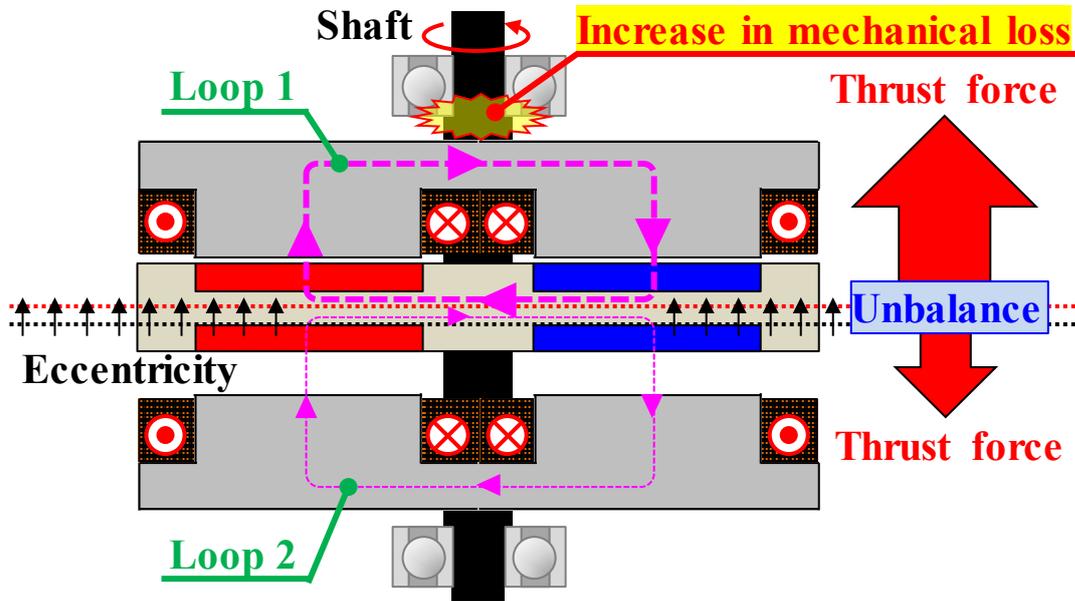
図 3.2(b)が本論文において提案しているコアレス回転子構造であり、バックコア部を取り除いて磁石を一枚物としている。バックコアが無い場合、支持部材に非磁性材を採用しても回転子の磁気抵抗はほとんど変わらない。そのため、回転子支持部材は非磁性のステンレス材(SUS304)となっており、コア材が回転子内に存在しないため、コアレス回転子構造と呼んでいる。磁石を一枚物とするため、従来の回転子構造よりも磁石の部品数が半分になるため製造コストの削減にもつながる。また、磁石一枚当たりの厚みも大きくなるため、不可逆減磁に対する耐性も向上することが予想される。

図 3.3 は従来の回転子構造を持つアキシシャルギャップモータにおける回転子の軸方向の電磁力を説明するための模式図である。図 3.3(a)は回転子が2つの固定子間の中心に存在する場合のモータ内の磁束のイメージと回転子に発生するスラスト力を示している。従来の回転子構造においては、回転子にバックコアが存在するため、バックコアを介して磁束のループが上下の固定子と回転子間において2つできる。固定子コアの SMC の密度のムラや回転子の永久磁石の着磁のムラを無視すると、回転子が中心に存在する場合は、2つの磁路を通る磁束量は同じであると考えられる。したがって、回転子の上下に発生するスラスト力は等しくなるため、キャンセルされる。その結果、回転子を支えるベアリングにかかるスラスト力を抑制することができる。

しかし本論文において検討しているような大量生産を考えた場合、特に軸方向は製造誤差が生じやすいため、図 3.3(b)のように回転子が中心位置から軸方向に若干ずれてしまうことがある。その結果、上下のエアギャップ長が僅かに異なる状態となってしまう。図 3.3(b)は回転子が軸方向上側に変位した場合の例を示しているが、このような場合には上側のエアギャップ長が短くなるため、上側の磁路を通る磁束が大きくなる。対照的に、下側のエアギャップ長は長くなるため、磁束は小さくなる。したがって、回転子の上下の磁束量の差が大きくなってしまふ。その結果、図中に示しているように回転子に作用するスラスト力に差ができてしまふ。この場合は上側に作用するスラスト力が大きくなるため、回転子全体としては、常に上側のスラスト力が働くことになる。この定常的なスラスト力が上側のベアリングに常に作用するため、ベアリングの寿命の低下、機械損の増加、振動や騒音の増加等につながってしまう^{[72]-[75]}。特に、産業用途のモータは運転時間が非常に長いため、ベアリングに常に一定の異常荷重がかかると、想定した寿命よりもはるかに短い期間で交換が必要となってしまうなど、維持・管理コストも増加してしまう。したがって、従来の回転子構造では軸方向に回転子がずれてしまふとスラスト力の増加につながりやすいため、大量生産において非常にシビアな管理が求められる。

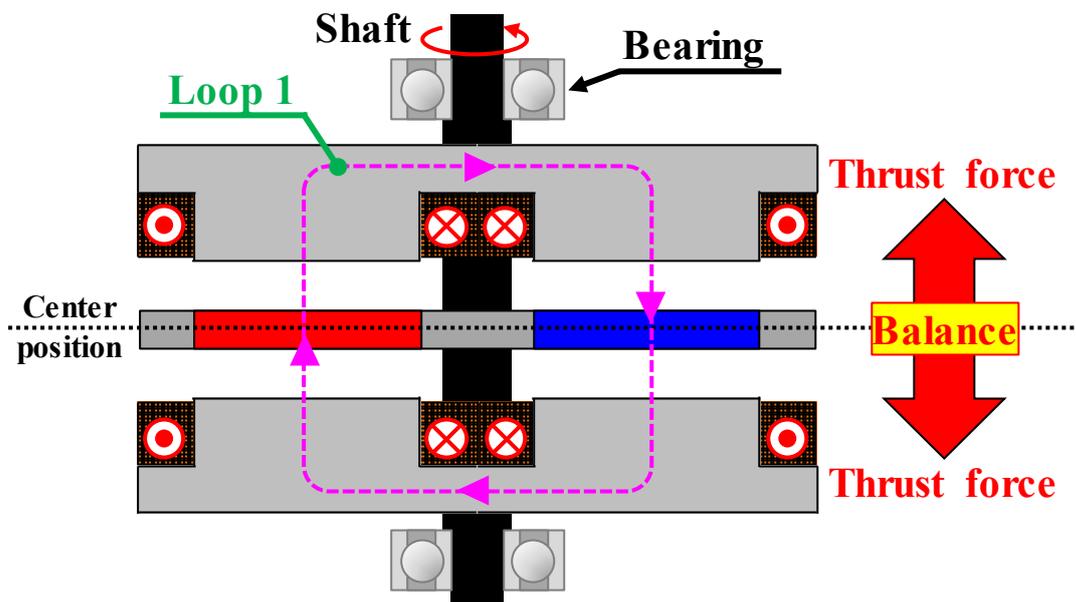


(a) 軸方向変位が無い場合

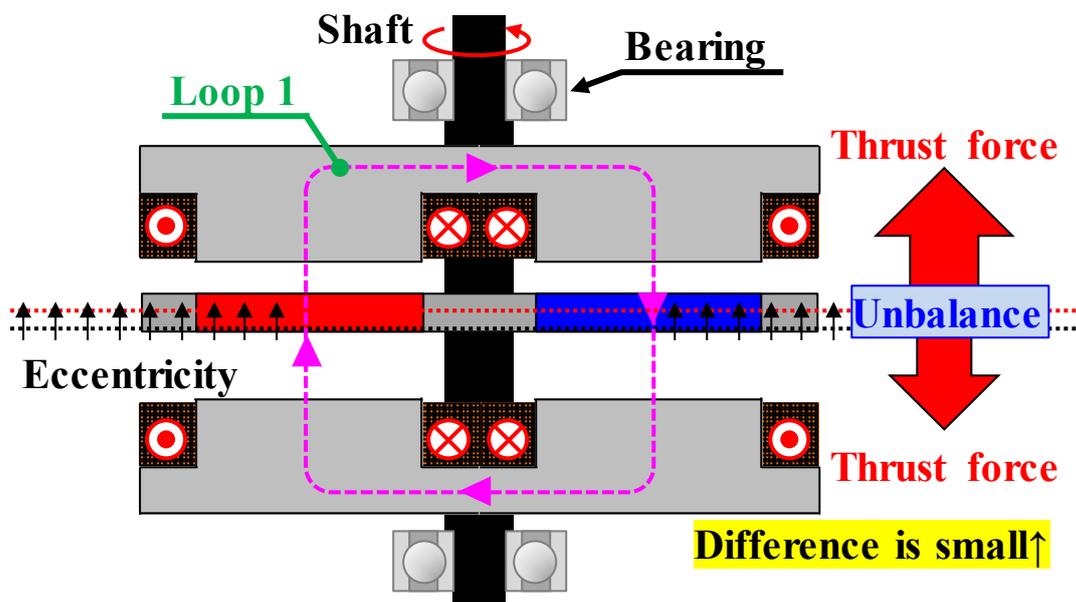


(b) 軸方向に変位が発生した場合

図 3.3 従来のアキシヤルギャップモータにおける軸方向の電磁力について



(a) 軸方向変位が無い場合



(b) 軸方向に変位が発生した場合

図 3.4 提案するアキシアルギャップモータにおける軸方向の電磁力について

一方で、図 3.4 は提案するコアレス回転子構造を持つアキシシャルギャップモータにおける磁束や電磁力のイメージを示している。図 3.4(a)は回転子が2つの固定子間の中心に位置する場合であるが、コアレス回転子構造はバックコアが存在しないため、図 3.3(a)に示した従来構造のように2つの磁路は形成されない。コアレス回転子構造においては、バックコアが無い場合、片側の固定子を通った磁束が回転子を通過し、もう片側の固定子に流れるような1つの磁路が形成される。なお、回転子が中心位置にある場合は、従来の回転子同様に上下のスラスト力がつり合っているため、ベアリングに対するスラスト方向の負荷の増加は抑えることができる。

また、図 3.4(b)は提案するコアレス回転子構造を持つアキシシャルギャップモータにおいて軸方向の変位が生じた場合を示しており、従来の回転子同様に上下のスラスト力に差異が生じてしまう。しかし、上記で述べたようにコアレス回転子構造はバックコアがなく、基本的に上下の固定子を含めて磁路が1つであるため、回転子の位置に関わらず磁路上の磁束量はほとんど変わらない。したがって、従来の回転子構造に比べて軸方向に回転子位置がずれた場合のスラスト力を大幅に低減できることが考えられる。したがって、コアレス回転子構造を採用することによって、回転子そのものの構造を簡単にするだけでなく、製造時の軸方向の寸法誤差への許容範囲も広くとることが可能となる。

3.3 3D-FEA によるトルク・効率・加速度性能の評価

3.3.1 解析モデルと統一条件について

3.3 節においては、従来の回転子構造と提案するコアレス回転子構造を有するアキシシャルギャップモータについて、3次元有限要素法(3D-FEA)による電磁場解析でトルクや効率といった運転特性を明らかにする。また、アキシシャルギャップモータは回転子が円盤状であるため、構造的に外径が大きくなりやすく、その結果回転子の慣性モーメントが大きくなる傾向にある。したがって、構造上、ラジアルギャップモータに比べて加速度が低くなってしまいう可能性が高いが、コアレス回転子構造を採用することによって加速度性能の向上が見込めるため、加速度特性に関する検討も同時に実施している。なお、3D-FEA には、株式会社 JSOL 製の JMAG-Designer を用いている。

図 3.5 に回転子コアを有する従来のアキシシャルギャップモータのモデルを示しており、図 3.5(a)が回転子のバックコアの厚み t が 4 mm の場合であり、図 3.5(b)が回転子のバックコアが存在しない場合である。バックコア厚み t が 4 mm のモデルは磁石がバックコアによって軸方向に2分割されている。これに対して、バックヨークが無くなると分割されていた磁石が一体化し、一枚物となっていることが分かる。まずは、従来の回転子構造においてバックコアの厚み t が変化した場合のアキシシャルギャップモータの特性への影響を明らかにする。

図 3.5 のように回転子のバックコア t を変更する際に、磁石の総重量が表 3.1 にも示しているように 89.2 g 一定となるようにしている。したがって、磁石の表面積が同じであるの

で、磁石1枚あたりの厚みも等しくなる。その結果、固定子が全く同じであるため、バックコアの厚み t の分だけ、モータの軸長が異なるモデルとなっている。また、永久磁石には残留磁束密度の高いネオジム焼結磁石(NMX-37SH, Hitachi Metal, Ltd.)を、回転子のコアには磁性材料である炭素鋼S45Cを用いている。また大量生産を想定しているため、固定子にはSMCを用いており、材料にはSMCの中でも特に優れた低鉄損特性を有するもの(HB2, Sumitomo Electric Industries, Ltd.)が使用されている。また、表3.1に示しているようにトルクリプルを低減するために10極12スロットの分数スロット構造を採用している^{[76]-[80]}。加えて、10極12スロットの組み合わせは巻線係数も0.933と高く、比較的高いトルク密度を実現できることから、選択肢として検討されることが多い^{[81]-[86]}。

また、従来構造においてバックコア厚み t を変えた場合のみならず、コアレス回転子構造を採用した場合に関しても解析を実施し、その特性を比較する。表3.2に従来のものと提案するコアレス回転子構造の回転子比較モデルを示している。どちらのモデルもバックコアが無く、Model Aは磁石の支持部材にS45Cを採用している従来の回転子構造であり、Model Bが支持部材に非磁性のステンレス材を採用しているコアレス回転子構造である。Model Aの回転子は図3.5(b)のモデルであり、バックコアが無い場合コアレス回転子構造のModel Bと回転子の厚みは等しく、2.7 mmとなっている。また、Model Bは支持部材で発生する渦電流損を低減するために、磁石の外周部に1.0 mmのスリットを設けている^[61]。なお、どちらの回転子も永久磁石には同じネオジム焼結磁石を採用している。

3.3.2 3D-FEAによる解析結果

図3.6に従来の回転子においてバックコア厚み t を変化させた際のアキシシャルギャップモータの各特性の変化を示している。また、表3.2に示しているModel A, Bの特性はそれぞれ $t=0$ mmにプロットされている。解析を実施しているのは、表3.1で示している最高回転数の6000 rpm、定格電流の4.0 Arms/mm² (2.51 Arms)の高速重負荷の運転点である。また、回転子のみによる性能差を評価するため、固定子は全て同じものを用いて解析を実施している。

図3.6(a)はバックヨーク厚み t に対する平均トルクを示している。回転子コアを有する従来のモデルにおいて、 $t=0, 1, 2, 3, 4$ mmの5つのパターンのモデルを解析しているが、バックヨークが無い $t=0$ mmのModel A以外の平均トルクはほとんど変わらないことが分かる。言い換えると、回転子のコアを厚くしてモータの軸長が長くなっているにも関わらず、トルクが増加していないため、トルク密度は低下していることになる。それどころか、 $t=0$ mmのバックコアが無いModel Aはその他のモデルに比べて約37%も高いトルクを出力できるという結果となった。この原因は、運転点が6000 rpmという高速領域であることから、バックコアを有するモデルでは回転子のバックコアで非常に大きい渦電流損が発生しており、トルクに寄与するはずのエネルギーが失われていたことが考えられる。したがって、この解析結果より、従来の回転子で磁気抵抗を小さくするために採用していたバックコアを除去した方が高速領域では渦電流損が抑制でき、トルクが向上することが分かる。

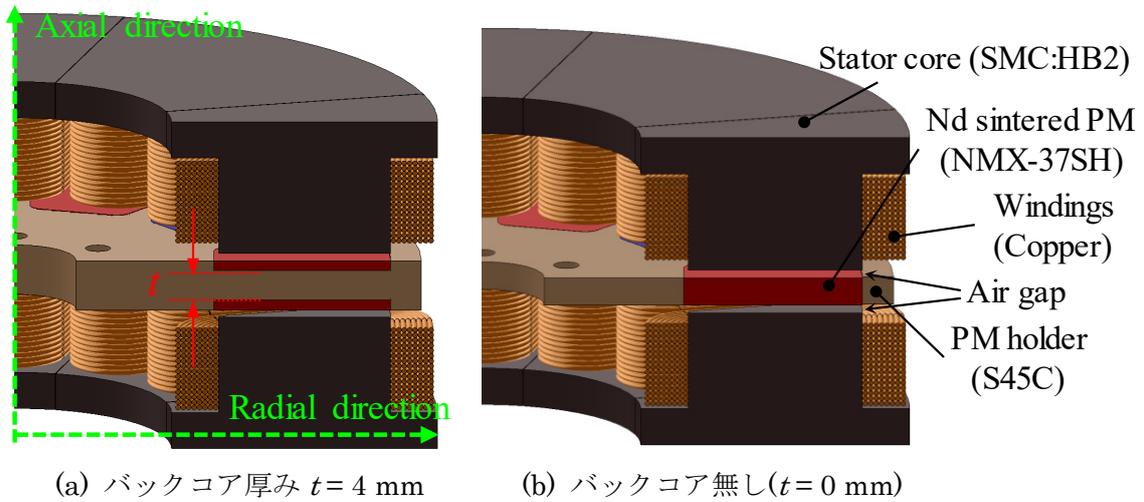
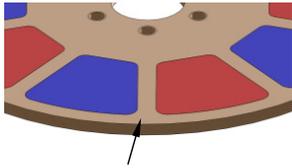
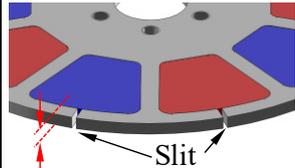


図 3.5 回転子コアを有する従来のアキシアルギャップモータにおいてバックコアの厚みが異なるモデル

表 3.2 バックコアの無い従来構造とコアレス回転子構造の比較モデル

	Model A	Model B
PM holder	S45C (Rotor core)	SUS304
PM material	Nd sintered PM	Nd sintered PM
Weight of PMs	89.2 g	89.2 g
Slit	None	1 mm
Thickness of PM	2.7 mm	2.7 mm
Appearance	 Rotor core (S45C)	 Slit Thickness of PM: 2.7mm

さらに提案するコアレス回転子構造を用いた Model B のトルクは、Model A と比べても更に約 5.3%も向上していることが明らかである。これは、非磁性材を用いたことによって磁石支持部材に鎖交する磁束量が減ったことと、渦電流損を低減するために表 3.2 に示すようなスリットを回転子外周部に設けているためである。Model A で渦電流損として失われていたエネルギーが Model B ではトルクとして出力されるため、約 5.3%のトルク改善につながっている。

図 3.6(b)はバックヨーク厚み t に対する回転子の慣性モーメントと角加速度を示している。前述したように、全ての回転子の磁石の重量及び厚みは同じであり、バックコアの分だけ回転子の厚みが大きくなっている。したがって、バックコア厚み t が大きいモデルほど、慣性モーメントが大きくなっていることがわかる。アキシアルギャップモータであり、もともと

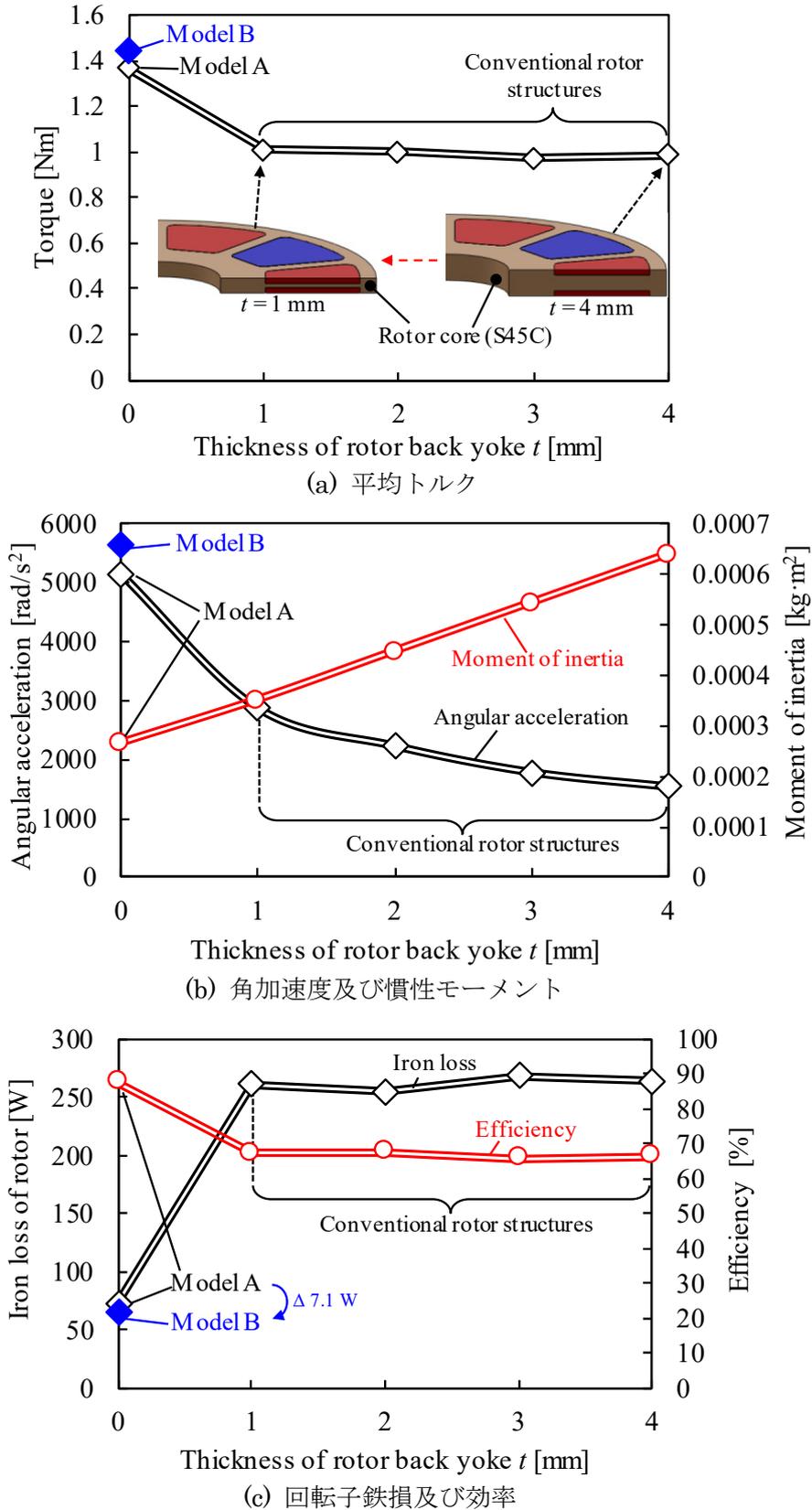


図 3.6 回転子バックヨーク厚み t に対する各特性の変化(6000 rpm, 4 Arms/mm²)

第3章 コアレス回転子構造のアキシシャルギャップモータへの適用

回転子が薄いため、バックコア部が回転子厚みにおいて占める割合が高いため、慣性モーメントも大きくなりやすい。バックコアが無いモデルに比べると $t = 4 \text{ mm}$ のモデルの慣性モーメントは2倍以上となってしまふ。また、角加速度 α は以下の式(3.1)によって算出している。

$$\alpha = T / I \quad (3.1)$$

ここで、 T はモータの出力する平均トルク、 I はモータの回転子の慣性モーメントである。式(3.1)より、慣性モーメントが大きいと加速度が低下してしまふ。そのため、図3.1(a)に示したようにトルクがほとんど一定となっているバックコアを有するモデルにおいては、慣性モーメントが大きくなってしまふ分、 t が大きくなるにつれて角加速度が低下してしまふことが分かる。なおバックコアが無い Model A に関しては、最も回転子が薄い形状となるため慣性モーメントが小さくできることと、前述したようにトルクが約 37%も大きくできることから、角加速度がバックコアを有するモデルに比べて約 2 倍とすることができている。さらに、コアレス回転子構造を用いた Model B においては、慣性モーメントは Model A とほとんど同じであるが、トルクが大きくなっている分だけ角加速度が大きくなっている。以上より、慣性モーメントや角加速度の観点においても、回転子のバックコアを無くした方が特性が優れていることが分かった。また、コアレス回転子構造にすることによって更に角加速度を向上することが可能である。

図3.6(c)は各モデルにおける回転子で発生する鉄損と、モータの効率を示している。まず回転子で発生する鉄損について、バックコアを有するモデルに関しては 6000 rpm という高速回転ということもあり、バックコアで発生する渦電流損が非常に大きく、鉄損が 250 W 以上となってしまっている。また、図3.7に同じ運転条件(6000 rpm, 4 Arms/mm²)の場合の回転子の渦電流密度の分布図を示している。図3.7(a)が従来の回転子構造において $t = 4 \text{ mm}$ の場合であるが、バックコアで約 206.9 W もの渦電流損が発生していることが分かる。また、ネオジム焼結磁石を採用しているため、磁石での渦電流損も 57.4 W と大きく、合計で約 264.3 W もの損失が回転子で発生している。図3.6(c)を見ると、バックコアを薄くしても回転子で発生する損失はほとんど変わっていないことが明らかである。したがって、少しでも回転子にバックコアを設けると高速回転時には渦電流損が非常に大きくなってしまふと言える。その結果、バックコアを有するモデルは回転子での大きな損失によって効率が 70% を下回ってしまっている。またモータ内の損失のほとんどを回転子が占めており、回転子は一般的に熱を逃がしにくいいため、自然空冷を考えている本アプリケーションにおいては冷却の観点で連続運転できない可能性が高い。

図3.6(c)において、バックコアを取り除いた Model A はバックコアでの渦電流損を無くすることができるため、バックコアがあるモデルに比べて回転子での鉄損を約 72%も低減することができる。その結果、効率に関しても 87.6%まで向上することが可能となる。図3.7(b)が Model A の回転子における渦電流密度分布であるが、バックコアで発生する渦電流

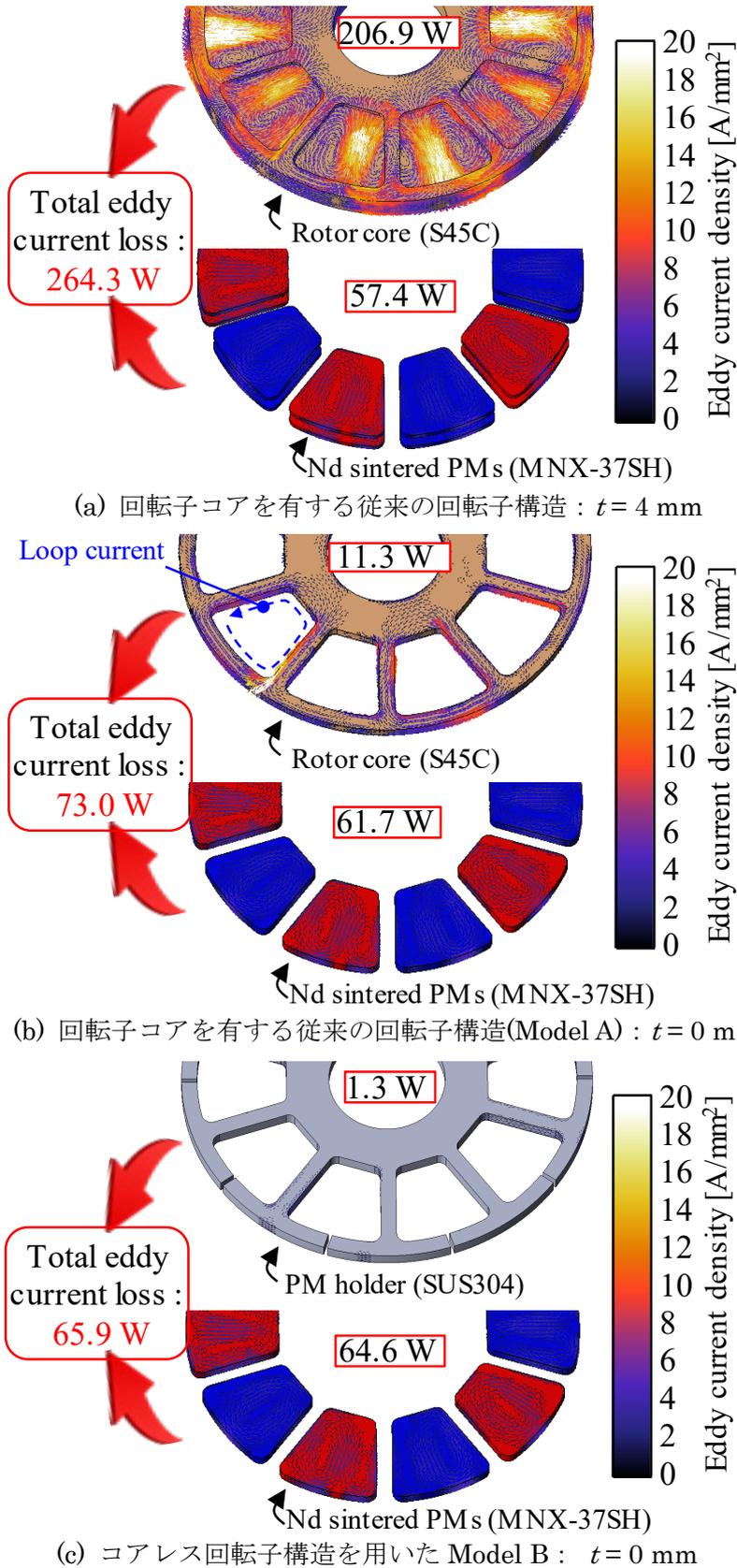


図 3.7 各モデルにおける回転子の渦電流密度分布図(6000 rpm, 4 Arms/mm²)

第3章 コアレス回転子構造のアキシシャルギャップモータへの適用

損が抑制された結果、回転子コアで発生する渦電流損が約 11.3W と $t = 4 \text{ mm}$ のモデルから約 94.5%も低減することができている。その結果、回転子の合計損失は約 73.0 W まで減少し、その減少分がトルクに寄与することができるため、6000 rpm において Model A ではバックコアを有するモデルよりも高いトルクを実現することができる。

また図 3.7(c)はコアレス回転子構造を用いた Model B の渦電流密度分布であるが、磁石の支持部材に非磁性のステンレス材を設けたことに加えて、磁石の外周部に 1mm のスリットを入れたことによって渦電流損が 1.3 W と更に低減できている。回転子全体での損失は 65.9 W となり、その結果効率も Model A に比べて 1.1%pt.向上することができている。以上より、コアレス回転子構造を用いることによって、アキシシャルギャップモータのトルク、効率、角加速度を向上できることがわかった。しかし、永久磁石で発生する渦電流損が 64.6 W とまだ非常に大きいため、対策する必要がある。磁石内の渦電流損の対策に関しては、次の第4章で詳細を述べる。

図 3.8 では、Model A と Model B の 6000 rpm, 4 Arms/mm²における全ての損失の内訳を示している。両モデルにおいて同じ固定子を用いており、通電している電流も同じであるため銅損が 18.1 W と等しくなっている。また、固定子コアの材料と形状も同じであるため、固定子コア鉄損もほとんど同じ値となっている。磁石の支持部材の損失に関しては、図 3.7 でも比較したように、Model A が 11.3 W であるのに対し、Model B が 1.3 W と大幅に低減することができている。しかし、両モデルにおいて磁石の渦電流損が 60 W を超えており、全損失の約半分を占めていることが分かる。これは、磁石に電気伝導率が高いネオジム焼結磁石を採用しているためである。なお、Model B の磁石で発生する渦電流損が Model A よりも若干大きくなっているのは、回転子コアで発生する渦電流損が低減された分、モータ内の磁束量が増えているためである。Model B の固定子コア鉄損が若干高くなっているのも同様の理

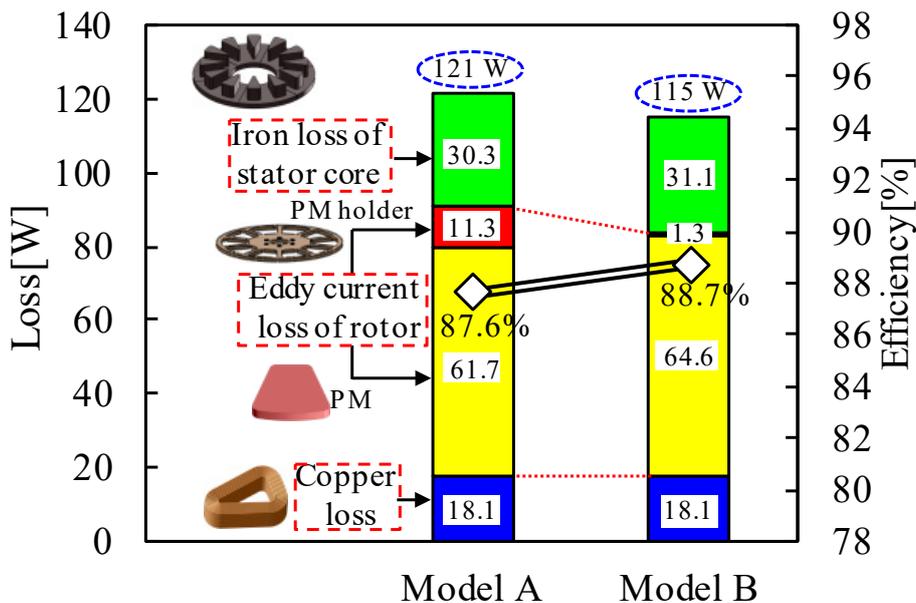


図 3.8 Model A と Model B における損失内訳と効率(6000 rpm, 4 Arms/mm²)

由である。それでも Model B の合計損失は約 5.0%低減できており、効率の向上につながっている。

3.4 3章のまとめ

本章ではアキシシャルギャップモータにおいて、回転子コアを有する従来の回転子構造と提案するコアレス回転子構造を 3D-FEA による解析で比較を行った。その結果、コアレス回転子構造を用いることによってアキシシャルギャップモータのトルク、効率及び角加速度等の特性を改善できることを明らかにした。以下にアキシシャルギャップモータにおいて、コアレス回転子構造を採用することの利点を列挙する。

- 1). 回転子コアで発生する渦電流損を抑制し、高速回転での高効率化に寄与する
- 2). 渦電流損を低減した分モータ内の磁束量が増え、トルクの増加を実現する
- 3). 回転子のバックコアが無くなるため回転子が軽くなり、加速度性能が向上する
- 4). 回転子のバックコアが無くなる分だけ回転子を薄くでき、より扁平な形状をとれる
- 5). 大量生産時に回転子の位置が軸方向にずれた場合でもベアリングへの負荷が小さい
- 6). 磁石が一枚物となり部品数が減るため、大量生産時のコストを低減できる^[87]
- 7). 磁石を穴の開いた支持部材にはめ込むだけの簡単な構造となり、製造が容易
- 8). 磁石一枚あたりの厚みが大きくなるため、減磁に対する耐性が向上する^[88]
- 9). 回転子の磁気抵抗が大きいため、固定子コアに透磁率の低い SMC を採用できる

上記のうち、1). ~ 3).がモータとしての特性に関する項目であり、実運転する際のメリットとなる。また 4)., 5).が構造上の利点であり、アキシシャルギャップモータとしての付加価値をより高めることができる。5). ~ 7).が大量生産時のコスト面に関する利点であり、アキシシャルギャップモータの諸特性を改善しつつ、より量産に適した構造にできることがわかる。特に本論文では産業用途のアプリケーションを対象としているため、コアレス回転子は非常に適した構造であるといえる。また、8)., 9).はアキシシャルギャップモータにおける材料選択の幅の拡大に関する利点である。9).の SMC 材料の適切な選定に関しては、本論文の第 6 章で詳細を記載する。

上記のように、コアレス回転子構造の利点は非常に多岐にわたり、アキシシャルギャップモータにおいて高速重負荷領域において効率を改善できることを明らかにした。しかし一方で、6000 rpm における磁石での渦電流損が非常に大きいため、対策をする必要がある。本論文では、磁石での渦電流損を低減するためにネオジムボンド磁石の採用を提案するが、次の第 4 章において詳細な検討を実施する。

4章 ネオジムボンド磁石での高速重負荷領域の高効率化

前章では、アキシシャルギャップモータにおいてコアレス回転子構造を採用することによって、トルク、効率、加速度性能を向上できることを解析によって示した。しかし 6000 rpm という高速回転であることから、回転子の磁石で発生する渦電流損が非常に大きく、モータ全体の損失のうち約半分を占めていた。冷却無しでの連続運転をする際に、回転子で損失が大きいことは設計上できるだけ避けたい。また高速重負荷領域において更なる高効率化を実現するためにも、磁石で発生する渦電流損の対策は必須である。そこで本章では、アキシシャルギャップモータにおいてネオジムボンド磁石を適用して磁石での渦電流損を低減することを提案する。従来のアキシシャルギャップモータにおいて用いられることの多いネオジム焼結磁石やフェライト磁石を用いたアキシシャルギャップモータと比較をすることによって、ネオジムボンド磁石を用いた提案モータの有効性を明らかにする。また本章においては、3D-FEA での解析のみならず、試作機による実験を実施することによって提案モータの有効性をより厳密に評価する。

4.1 従来のアキシシャルギャップモータの高速重負荷領域での課題

4.1.1 永久磁石材料について

近代産業において、永久磁石同期モータ(PMSM)は様々な機器に応用されている。今日までの PMSM は永久磁石材料と共に発展を遂げており、非常に密接な関係を持っている。永久磁石が人類の手によって人工的に作り出されるようになったのは 20 世紀に入ってからであり^{[89]-[92]}、その間、様々な発展を遂げてきた。近年では非常に高いエネルギー積を持つネオジム焼結磁石を採用したモータが、自動車駆動用^{[10]-[16]}、電動パワーステアリング(EPS)^{[93]-[96]}、エアコンのコンプレッサー^{[97]-[99]}、産業用ロボット^{[100],[101]}等の非常に多くのアプリケーションに使用されている。

このネオジム系の磁石が登場する以前は、フェライト磁石やアルニコ磁石が主流であったが、図 4.1 に示すようにフェライト磁石は残留磁束密度が低く、アルニコ磁石は保持力が小さかったためエネルギー密度が小さいことが課題であった。また、1970 年頃になるとフェライト磁石、アルニコ磁石に比べてエネルギー密度が高いサマリウム・コバルト磁石が登場したが、機械強度や材料のコストが高いこと等から、近年のネオジム系の磁石のような用途の広がりは無かった。その後、1980 年代にネオジム磁石が誕生し、磁石材料のエネルギー密度が飛躍的に向上するとともにモータへの永久磁石の適用例も増えていった。図 4.2 は 1990 年以降の日本におけるネオジム焼結磁石の生産量とモータ用途の関係を示したものである^[102]。モータへのネオジム焼結磁石の応用が増加していくにつれて、ネオジム焼結磁石の総生産量も増加していることが分かる。このグラフから日本におけるネオジム焼結磁石の総生産量のうち、およそ 3 割がモータに使用されていることが分かる。また、1990 年代前半は様々な用途において AC サーボモータが普及し始めたことによって、ネオジム焼結磁

石の使用量が増加した。その後、1990年代後半からエアコンのコンプレッサー用のモータにネオジム焼結磁石が使用されるようになった。また2000年代からはハイブリッド自動車の駆動用モータにネオジム焼結磁石が使用され始めたことで、飛躍的に生産量が増加している。

このようにモータにネオジム焼結磁石が使用されることが一般的になり、小型化や高出力密度化が進んだが、アキシシャルギャップモータにおいても高いトルク密度を達成するためにネオジム焼結磁石を採用する例が非常に多い^{[22],[24],[56],[57]}。しかし、前章でも述べたように高速領域になると磁石内で発生する渦電流損が非常に大きくなってしまふことから、ア

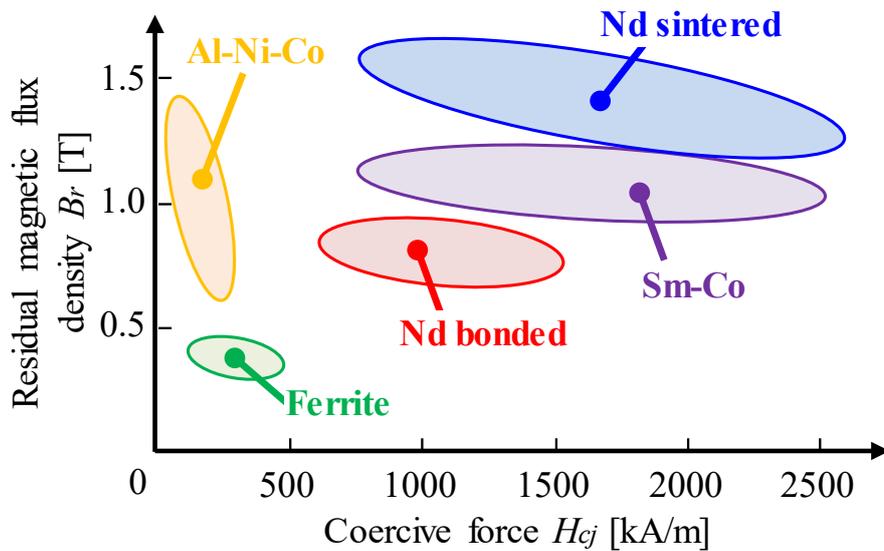


図 4.1 主要な永久磁石材料の磁気特性マップ

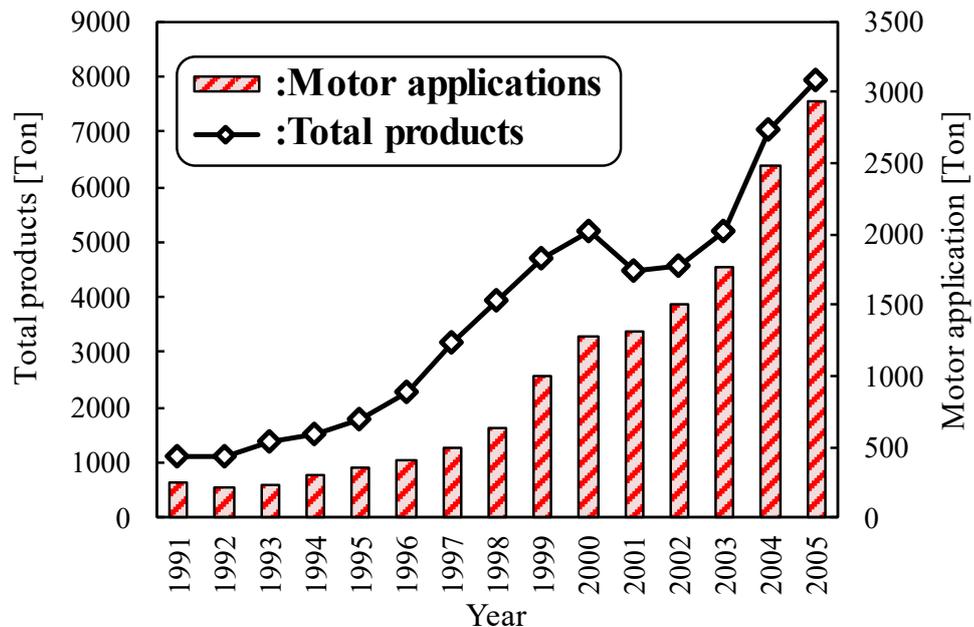


図 4.2 日本におけるネオジム焼結磁石の生産量とモータ用途の関係(参考文献[102]を基に筆者が作成)

キシャルギャップモータの効率が低下してしまう。そこで本章ではネオジムボンド磁石の採用を提案するが、その有効性をより明確にするため、アキシャルギャップモータにおいてネオジム焼結磁石及びフェライト磁石を採用したモデルと比較する。本章では、図 4.3 に示すような $B-H$ 特性を持つ 3 つの磁石材料をアキシャルギャップモータに採用している。また、表 4.1 には各磁石材料の電気伝導率や質量密度等の特性を示している。磁石材料によって、残留磁束密度 B_r が大きく異なることが明らかであり、ネオジム焼結磁石はフェライト磁石の約 3 倍であることから、モータの小型化や高出力化に寄与することができる。次節より、ネオジム焼結磁石及びフェライト磁石を用いた従来のアキシャルギャップモータにおける課題点について述べる。

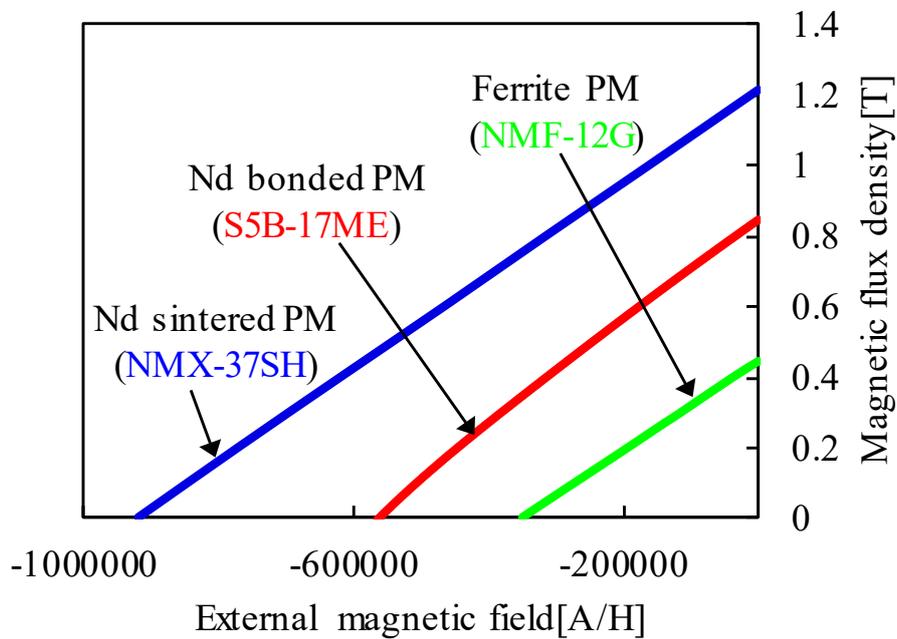


図 4.3 本検討における 3 つの磁石材料の $B-H$ 特性

表 4.1 本検討における 3 つの磁石材料の特性まとめ

Parameter	Nd sintered PM	Nd bonded PM	Ferrite PM
Product name	NMX-37SH	S5B-17ME	NMF-12G
Company (Maker)	Hitachi Metals, Ltd.	Aichi Steel Co., Ltd.	Hitachi Metals, Ltd.
Electric conductivity	6.25×10^5 S/m	14.3 S/m	0.10 S/m
Mass density	7600 kg/m ³	5500 kg/m ³	5100 kg/m ³
Remanence (80 deg. C)	1.2 T	0.81 T	0.41 T

4.1.2 ネオジム焼結磁石を用いたアキシシャルギャップモータの課題

図 4.3 や表 4.1 に示しているように、ネオジム焼結磁石の残留磁束密度は磁石材料の中でも非常に高く、そのことからこれまでの PMSM の小型化や高出力化に貢献してきた。本検討において選択しているネオジム焼結磁石(NMX-37SH: Hitachi Metals, Ltd.)の残留磁束密度も 1.2 T であり、ネオジムボンド磁石(S5B-17ME: Aichi steel Co., Ltd.)の約 1.48 倍、フェライト磁石(NMF-12G: Hitachi Metals, Ltd.)の約 2.93 倍となっている。したがって、ネオジム焼結磁石を採用したアキシシャルギャップモータは高トルクを達成できることが予想できる。

しかし一方でネオジム焼結磁石は表 4.1 に示しているように、電気伝導率が $6.25 \cdot 10^5$ S/m と金属並みに高いことがわかる。したがって、ネオジム焼結磁石を採用したアキシシャルギャップモータを何の対策も無しに高速領域にて運転すると、磁石内で大きな渦電流損が発生してしまう。その結果、図 4.4 に示すようにネオジム焼結磁石を用いた従来のアキシシャルギャップモータは、高速領域で非常に効率が低いモータとなってしまう。したがって、ネオジム焼結磁石を用いたアキシシャルギャップモータが高速領域で使用されることはほとんど無く、低速重負荷領域におけるアプリケーションが現実的な適用先であった。

そこで、これまでにアキシシャルギャップモータにおいて磁石の渦電流を抑制するために様々な対策が実施されてきた。例えば、磁石を回転子コアの内側に設置する埋込磁石型(IPM)構造を採用することで、磁石をエアギャップ中の空間高調波にさらさないことで渦電流を抑制する手法などがある^[23]。また、磁石自身を最適に分割することによって渦電流を流れにくくするという対策も検討されている^[24]。さらに、固定子につばを設けて磁束変化を緩やかにすることも磁石での渦電流損を低減することができる。しかし、これらの手法はどれも

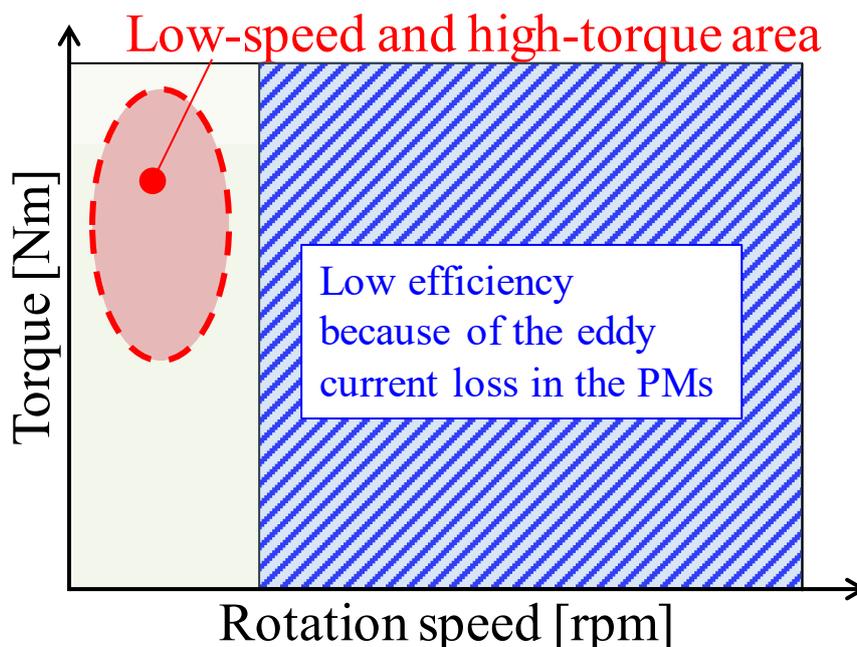


図 4.4 ネオジム焼結磁石を用いたアキシシャルギャップモータの使用範囲のイメージ

構造が複雑になる、または製造コストが増加してしまうことが考えられる。したがって、上記の手法は大容量の自動車駆動用モータ等には適用できても、産業用途であり小・中容量を想定している本研究においてはコストの観点から適用することが難しい。したがって、ネオジム焼結磁石を用いたアキシシャルギャップモータが磁石での渦電流損によって高速領域で効率が低下してしまうという課題を低コストで改善することが求められている。

4.1.3 フェライト磁石を用いたアキシシャルギャップモータの課題

ネオジム焼結磁石は希土類元素であるネオジム(Nd)やジスプロシウム(Dy)を使用することから高価であるだけでなく、材料を輸入に頼らざるを得ない。そのため、レアアースショックのような事態が発生すると、ネオジム焼結磁石の価格が高騰してモータをこれまでのように生産することが困難となる^{[103]-[105]}。そこで、ネオジム焼結磁石の供給に対する懸念から、フェライト磁石を用いたモータが近年でも多く研究されている^{[106]-[109]}。また、表 4.1 に示しているようにフェライト磁石は電気伝導率がほとんど零であるため、渦電流が非常に流れにくい。そのため、ネオジム焼結磁石で課題となっていた高速領域における渦電流損を抑制することが可能となる。

しかし一方で、図 4.3 の B-H 特性からも分かるようにフェライト磁石は残留磁束密度が非常に小さく、ネオジム焼結磁石の 1/3 程度である。そのため、ネオジム焼結磁石を用いたモータと同等のトルクを得るためには電流を大きくする必要がある。その結果、図 4.5 に示すように重負荷の運転領域において銅損が大きくなり、効率が低下してしまう。したがって、本研究において高効率化のターゲットとしている高速重負荷領域においても効率が低下し

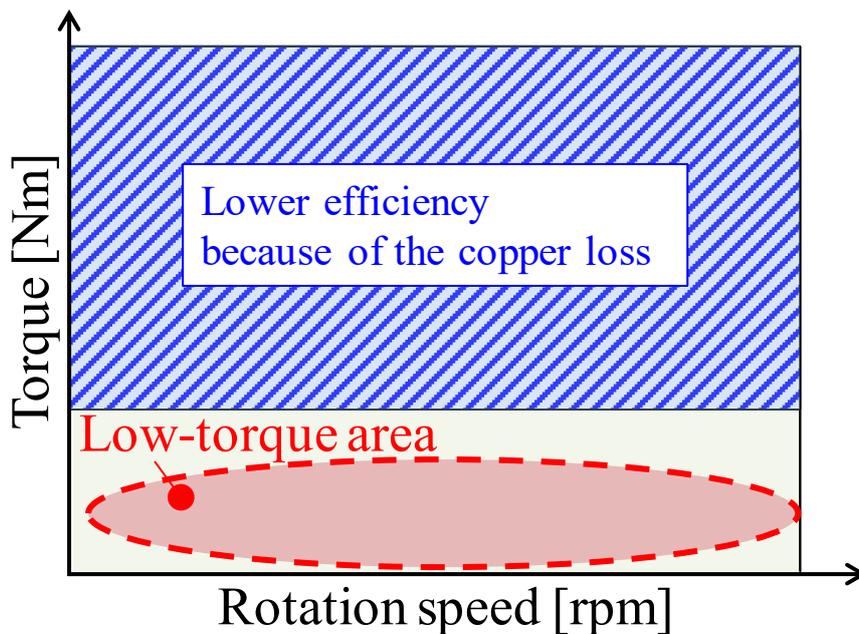


図 4.5 フェライト磁石を用いたアキシシャルギャップモータの使用範囲のイメージ

てしまう。以上より、フェライト磁石をアキシシャルギャップモータに適用することによって、ネオジム焼結磁石の場合に問題となっていた磁石での渦電流損を抑制できるものの、残留磁束密度の低さを電流でカバーする必要があるため、重負荷領域では銅損増加が原因で効率が低下してしまう。そこで、高速領域において磁石で発生する渦電流を抑制しつつ、重負荷においても効率が低下しないような対策がアキシシャルギャップモータにおいて求められている。

4.1.4 ネオジムボンド磁石の適用の提案

ここまで、ネオジム焼結磁石及びフェライト磁石をアキシシャルギャップモータに適用した場合の高速重負荷領域での課題に関して述べた。ネオジム焼結磁石を用いた場合は高速領域における渦電流損、フェライト磁石を用いた場合は重負荷領域における銅損が原因となり効率が低下していた。そこで、本論文においてはネオジムボンド磁石をアキシシャルギャップモータに適用することを提案する。表 4.1 に示すようにネオジムボンド磁石は電気伝導率がフェライト磁石と同様にほとんど零である。このことから、高速領域における磁石での渦電流損も簡単に対策することが可能である。また図 4.3 に示すように、ネオジムボンド磁石はネオジム焼結磁石とフェライト磁石の中間的な残留磁束密度を有している。そのため、フェライト磁石ほどトルクの低下も無く、重負荷における銅損の増加も抑制できると考えた。ネオジムボンド磁石の以上のような特性によって、図 4.6 のような本研究におけるターゲットである高速重負荷の高効率化をアキシシャルギャップモータで達成できる可能性がある。また、本研究において検討している扁平形状ではアキシシャルギャップモータ

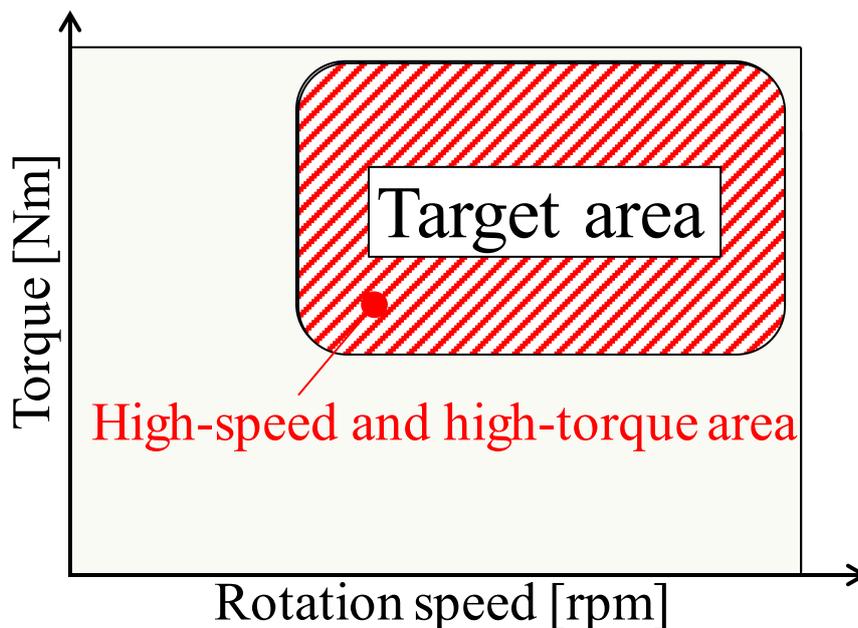


図 4.6 ネオジムボンド磁石の適用により高効率化を目指す運転領域のイメージ

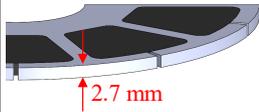
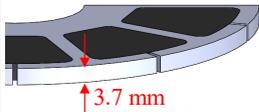
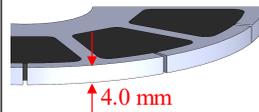
は構造的にラジアルギャップモータよりもトルクの観点で有利である。したがって、ネオジムボンド磁石はネオジム焼結磁石よりも残留磁束密度は低下するものの、ネオジム焼結磁石を用いた一般的なラジアルギャップモータよりも高いトルクを達成することができる考えた。提案するネオジムボンド磁石を用いたアキシシャルギャップモータと、一般的なネオジム焼結磁石を用いたラジアルギャップモータの比較は第5章で詳細を述べる。

4.2 ネオジムボンド磁石を用いた提案モータの解析による検証

4.2.1 提案モータと比較対象モデルについて

第2章と同様に、JMAG-Designerで3次元有限要素法による磁場解析を実施することで、3つの異なる磁石材料を回転子に採用したアキシシャルギャップモータの特性を検証する。表4.2に比較する3つのアキシシャルギャップモータの諸元をまとめている。磁石材料と質量密度に関しては前節で述べた通りであるが、3つのアキシシャルギャップモータにおいて、使用する磁石材料の重量を89.2gで統一している。一般的に、モータ全体の材料コストにおいて永久磁石は多くの割合を占める。また磁石の価格は重量毎に決まるため、重量を3つの磁石で統一することによって、コスト面でも分かりやすい評価としている。また磁石の重量を統一しており、3つの磁石材料はそれぞれ質量密度が異なるため、体積が異なることを意味する。質量密度が最も高いネオジム焼結磁石は、89.2gの重量において最も体積が小さくなる。また質量密度が最も低いフェライト磁石は、最も体積が大きくなる。ここで、回転子の磁石の表面積を同一の条件で比較を行うため、回転子の厚み、すなわち永久磁石の厚みがそれぞれ異なる回転子となっている。表4.2に示すように、ネオジム焼結磁石、ネオジムボンド磁石、フェライト磁石を用いたそれぞれの回転子の厚みは2.7mm、3.7mm、4.0mmとなっている。3つのアキシシャルギャップモータにおいて、固定子は全く同じものを使用し、エアギャ

表 4.2 解析によって比較する3つのコアレス回転子構造を有するアキシシャルギャップモータの諸元

Parameter	Nd sintered PM	Nd bonded PM	Ferrite PM
Product name	NMX-37SH	S5B-17ME	NMF-12G
Mass density	7600 kg/m ³	5500 kg/m ³	5100 kg/m ³
PM weight	89.2 g	←	←
Thickness of PM	2.7 mm	3.7 mm	4.0 mm
Axial length	40.3 mm	41.3 mm	41.6 mm
Outer diameter	110 mm	←	←
Pole / Slot	10 pole / 12 slot	←	←
Appearance (3D model)			

アップ長も 1.0 mm で固定子しているため、回転子の厚みの分だけ軸長が異なるモデルとなっている。また、全てのモデルにおいてモータの最外径は固定子の 110 mm となっている。なお、前章でコアレス回転子構造の有効性が明らかとなったため、全てのモデルにおいてコアレス回転子構造を採用しており、磁石の支持部材には非磁性のステンレス材(SUS304)を使用している。したがって、各永久磁石を支持部材にはめ込むだけの非常に簡単な構造となっている。固定子コアには前節同様に低鉄損特性を備えた SMC 材料(HB2, Sumitomo Electric Industries, Ltd.)を採用している。

4.2.2 トルク性能及び磁束密度分布の比較

本節では、まずは回転子のみの違いによる影響を評価するために、各アキシシャルギャップモータの固定子に同じ電流を通電した場合の特性を比較する。その後、より厳密に効率を比較するために、回転数とトルクを合わせた同じ運転点での比較を実施する。その際に、より広範囲の運転領域において 3 つのアキシシャルギャップモータの特性を比較するために、本節では主に次の 3 つの運転点において解析を実施している。

- 高速重負荷：6000 rpm, 1.15 Nm
- 低速重負荷：1000 rpm, 1.15 Nm
- 高速軽負荷：6000 rpm, 0.23 Nm (= 1.15 Nm × 0.2)

ここで高速領域を 6000 rpm としているのは、本論文において対象としている産業用モータにおいて多くの割合を占めている小・中容量のウォーターポンプが、6000 rpm を超える

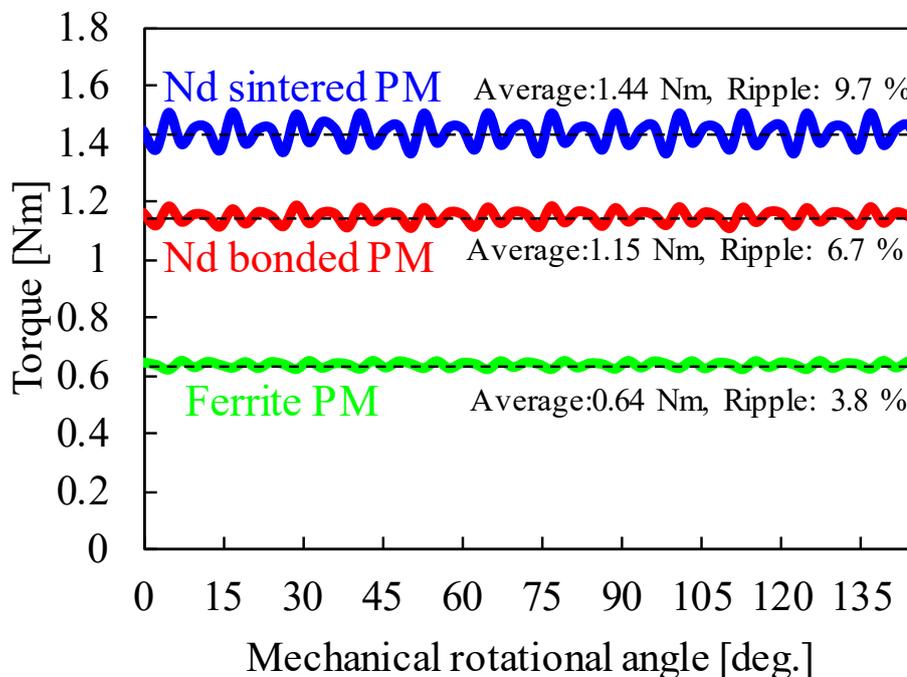


図 4.7 3 つのアキシシャルギャップモータの同一電流条件下における瞬時トルク波形の解析結果(@高速重負荷：6000 rpm, 4 Arms/mm², 80 deg. C)

とキャビテーションが発生しやすくなり、運転が困難となるためである^{[63],[64]}。

図 4.7 は 3 つのアキシシャルギャップモータに 6000 rpm で定格電流を通电した際の瞬時トルク波形の解析結果である。定格電流は 2.51 Arms であり、このときに巻線の電流密度が 4.0 Arms/mm² となる。上記の電流密度はモータを冷却無しで十分に連続運転できる値として設定している。全てのモデルにおいて同じ電流を通电しているため、固定子側の起磁力は同じである一方で、前述したように磁石の残留磁束密度が大きく異なることによって、平均トルクに差異が生じている。採用している磁石の残留磁束密度が大きい順に、平均トルクが大きくなっていることがわかる。したがって、ネオジム焼結磁石を採用したモデルの平均トルクが 1.44 Nm と最も大きい。しかし一方でネオジム焼結磁石のモデルがトルクリプルも 9.7% と最大となっている。また、フェライト磁石を用いたモデルの平均トルクは 0.64 Nm と、フェライト磁石の残留磁束密度が低いことからネオジム焼結磁石のモデルに比べて半分以下となってしまう。しかし、トルクリプルは 3.8% で最小である。また、本論文における提案モータであるネオジムボンド磁石を用いたモデルの平均トルクは 1.15 Nm、トルクリプルは 6.7% であり、中間の特性を示している。

またネオジムボンド磁石の残留磁束密度はネオジム焼結磁石の 0.71 倍であったが、平均トルクで比較をすると提案モータはネオジム焼結磁石のモデルの 0.80 倍となっている。磁石の残留磁束密度の差よりも平均トルクの差が小さくなっている原因は、

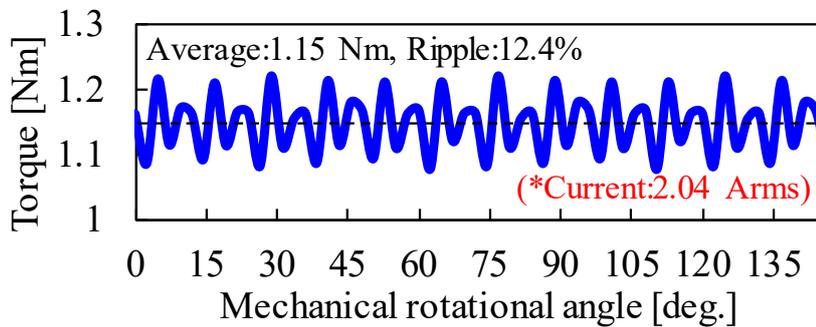
- 1). 質量密度の差によってネオジムボンド磁石の厚みがネオジム焼結磁石よりも大きい
- 2). ネオジム焼結磁石内で大きな渦電流損が発生している

ことなどが考えられる。また、渦電流損によるトルクの減少に関しては詳細を後述する。

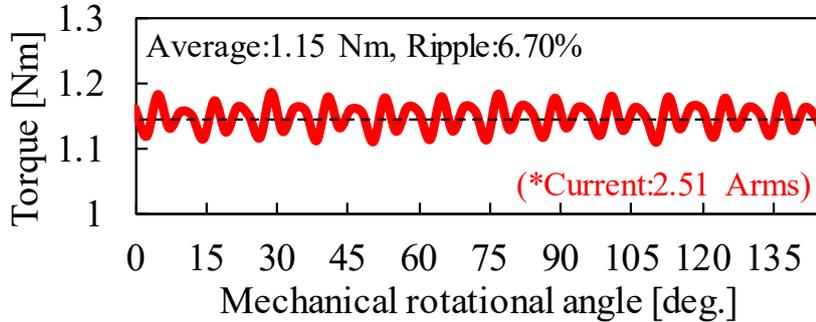
図 4.8 は 3 つのモータで運転点を合わせた場合の瞬時トルク波形の解析結果である。運転点は図 4.7 においてネオジムボンド磁石を用いた提案モータが定格の 2.51 Arms (4.0 Arms/mm²) で得られた 1.15 Nm としている。ネオジム焼結磁石は同一電流においては、提案モータよりもトルクが大きかったため、図 4.8(a) に示すように 1.15 Nm を出力する際は電流が 2.04 Arms まで減少する。一方で、図 4.8(c) のようにフェライト磁石のモデルは残留磁束密度が低い分、1.15 Nm を出力するには 4.55 Arms の電流が必要となる。以上より、磁石の残留磁束密度が異なることによって、3 つのモータを同じ運転点で動作する場合、電機子巻線に通电する電流が大きく異なることがわかった。また、トルクリプルに関しては図 4.7 の同一電流条件下の場合と大小関係は同じであり、出力トルクを揃えても異なる結果となった。これは、このモータ内においてトルク発生時に永久磁石による磁束が支配的であることが要因として考えられる。さらに、3 つのモデルにおいて図 4.8 のように出力トルクを一定にした場合も、前述した理由によって磁石の残留磁束密度の差よりも通電電流の差の方が小さくなっている。

図 4.9 に同様に 6000 rpm, 1.15 Nm で運転点を合わせた際の 3 つのアキシシャルギャップモータの固定子コアにおける磁束密度分布図を示している。本論文においては、固定子コアに SMC を用いているため、コアはプレスで成型する。そのため、固定子につばを設けると 1

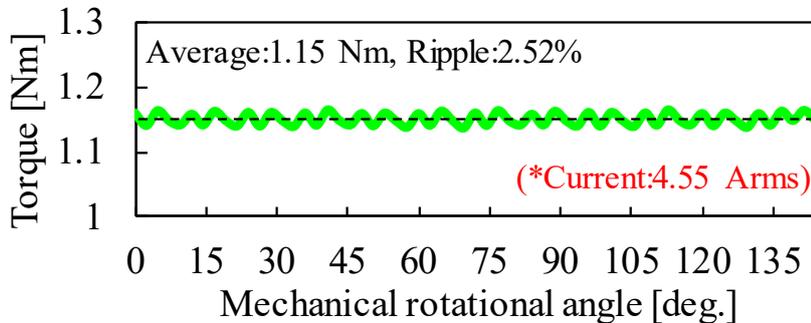
回のプレスでコアを成型できなくなるため、製造コストが増加してしまうという懸念があった。そこで、本検討ではコストを低減するためにつばを設けないオープンスロット構造を採用している。一般的につばを設けているモータにおいては、つばは回転子磁石の近傍にあることに加えて体積も小さく、空間高調波磁束も通過することなどから、磁束密度が高くなりやすい^{[110]-[112]}。しかし、3つのアキシアルギャップモータはつばが存在しておらず、全てのモデルにおいてティースが固定子コアの中で最も磁束密度が高くなっていることがわかる。また同じ出力トルクであるにも関わらず、固定子コアの磁束密度は3つのモデルで大きく異なることが明らかである。固定子コアの磁束密度は採用する磁石の残留磁束密度が高



(a) ネオジム焼結磁石を用いたモデル



(b) ネオジムボンド磁石を用いた提案モデル



(c) フェライト磁石を用いたモデル

図 4.8 3つのアキシアルギャップモータの同一トルク条件下における瞬時トルク波形の解析結果(@高速重負荷：6000 rpm, 1.15 Nm, 80 deg. C)

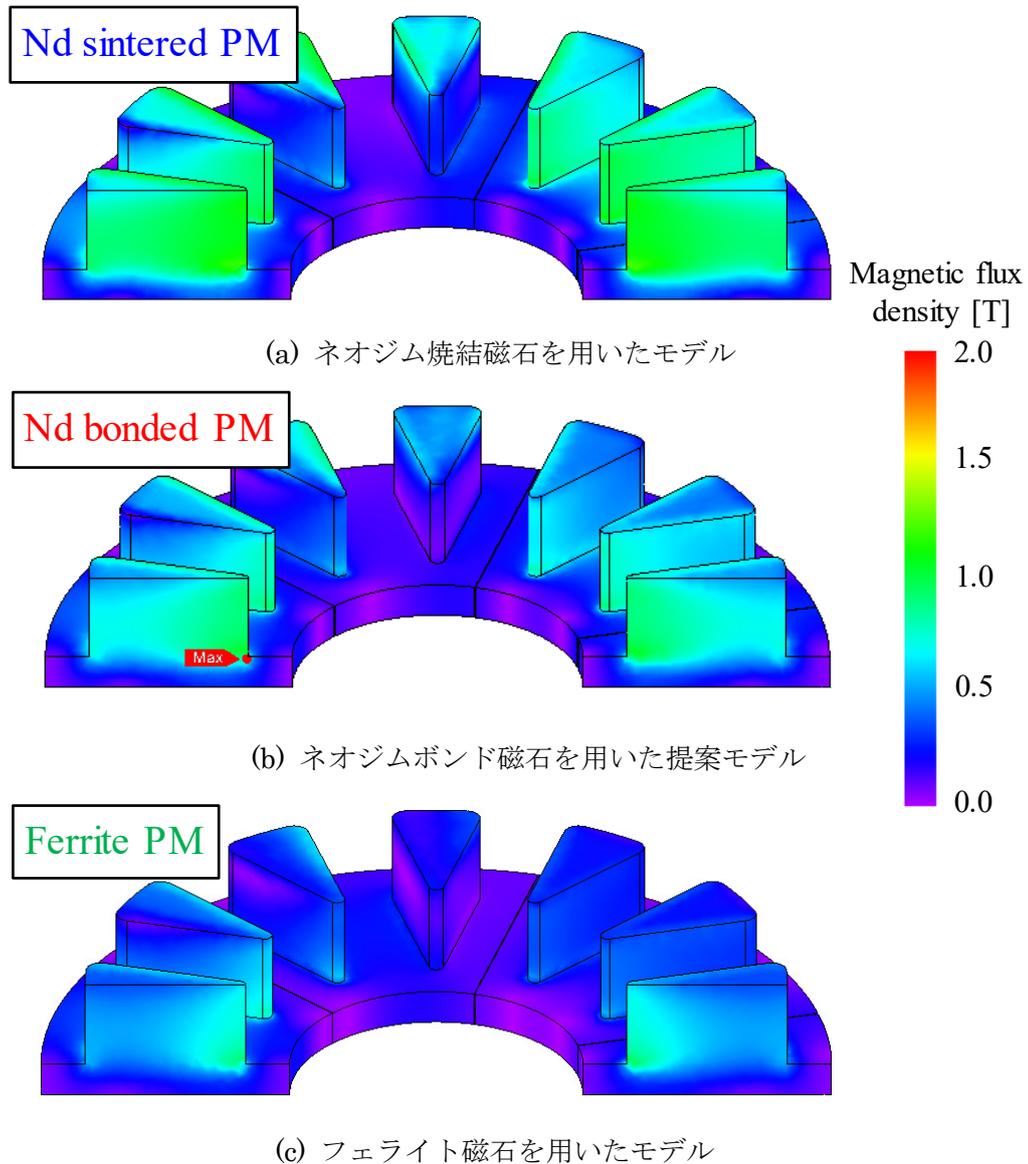


図 4.9 3つのアキシアルギャップモータの同一トルク条件下における固定子コアの磁束密度分布図(@高速重負荷：6000 rpm, 1.15 Nm, 80 deg. C)

い順に高くなっている。これは、このモータにおいて永久磁石の発生する磁束が支配的であることを意味する。

また、図 4.10 は図中に示した固定子コアの A 点から B 点にかけての磁束密度をグラフで示したものである。なお、このグラフは最も磁束密度が高い条件として、電気角が 0 deg. の場合における U 相のティースの根本部分で評価している。このグラフからも、ネオジム焼結磁石を採用したモデルが最も磁束密度が高いことが読み取れる。また、フェライト磁石のモデルが最も磁束密度が低くなっており、ネオジムボンド磁石を用いた提案モータはその中間的な特性を示している。また、本検討モータにおいて磁石の磁束が支配的となる要因は、コアレス回転子構造であり、かつエアギャップ長が 1.0 mm とワイドギャップであることが

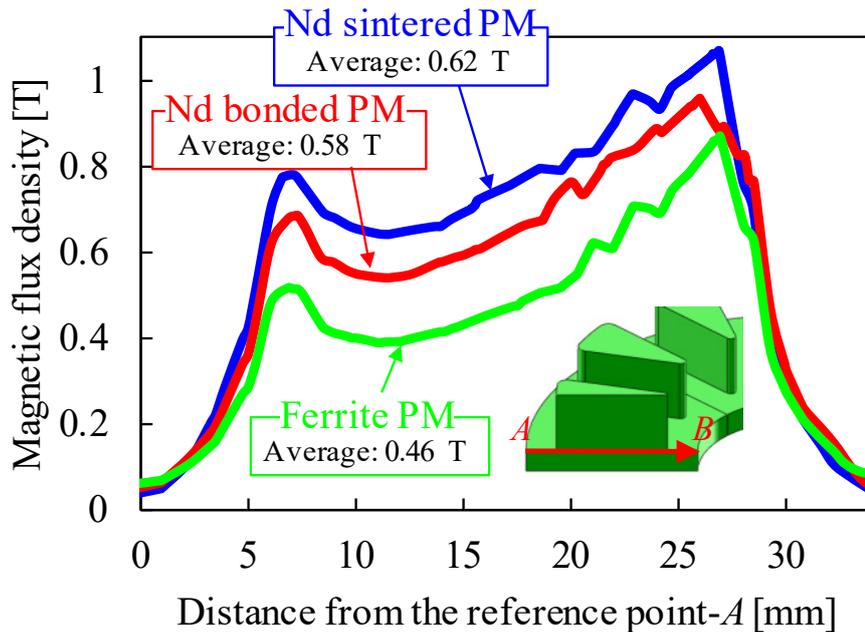


図 4.10 3つのアキシアルギャップモータの固定子コア上の観測線(A→B)上の磁束密度分布図(@高速重負荷：6000 rpm, 1.15 Nm, 80 deg. C)

ら、回転子の磁気抵抗が非常に高いことが考えられる。回転子の磁気抵抗が高くなる結果、モータのインダクタンスが小さくなり、電機子巻線の起磁力に対する磁束が小さくなる傾向になる。したがって、本検討モータにおいては特に回転子に選定する磁石材料の影響を受けやすいと考えることができる。

4.2.3 各損失及び効率特性の比較

本節では、3つのアキシアルギャップモータの各損失と効率に関して比較を行う。図 4.11 は3つのアキシアルギャップモータを 6000 rpm, 4.0 Arms/mm² で運転した場合の回転子における渦電流密度分布図を示している。ここで、固定子の電流密度を同じとしているのは、各モータにおいて固定子の起磁力を揃えた際の回転子の渦電流損を比較するためである。図 4.11(a)がネオジム焼結磁石を採用したモデルであるが、6000 rpm という高速回転であることから回転子で発生する渦電流損が合計 73.1 W と非常に大きい。回転子で発生する渦電流損の内訳を見てみると、非磁性ステンレスで構成される磁石支持部材で 1.30 W、ネオジム焼結磁石で 71.8 W であることから、大半の渦電流損が磁石で発生している。なお第3章で明らかにしたように、本検討におけるアキシアルギャップモータはコアレス回転子構造を採用しているため、磁石以外の支持部材で発生する渦電流損は非常に小さく抑制できている。また、ネオジム焼結磁石を用いたモデルでは 4.0 Arms/mm² における平均トルクは前述したように 1.44 Nm であるため 6000 rpm での出力は 904 W となり、回転子の渦電流損は出力の約 8%に相当することがわかる。また、回転子の損失が大きく発熱が非常に大きくなることが予想されるため、冷却無しで連続運転を想定する本検討において、ネオジム焼結磁石

を何の対策も無しで採用することは現実的ではないことが分かる。

また、図 4.11(b)がネオジムボンド磁石を用いた提案モータにおける回転子の渦電流密度分布であるが、4.1.1 節で述べたようにネオジムボンド磁石の電気伝導率はほとんどゼロであるため、磁石で発生する渦電流損が 0.0 W となっていることが分かる。したがって提案モータにおいて回転子で発生する損失は非磁性の支持部材における渦電流損のみであり、僅か 1.12 W となっている。またネオジム焼結磁石を用いたモデルに比べて、6000 rpm の重負荷で発生する回転子の渦電流損を約 98.5%も抑制することが可能となる。したがって、従来のアキシアルギャップモータにおいて高速領域で問題となっていた磁石での渦電流損は、ネオジムボンド磁石を採用することによって、劇的にかつ簡単に抑制できることが明らか

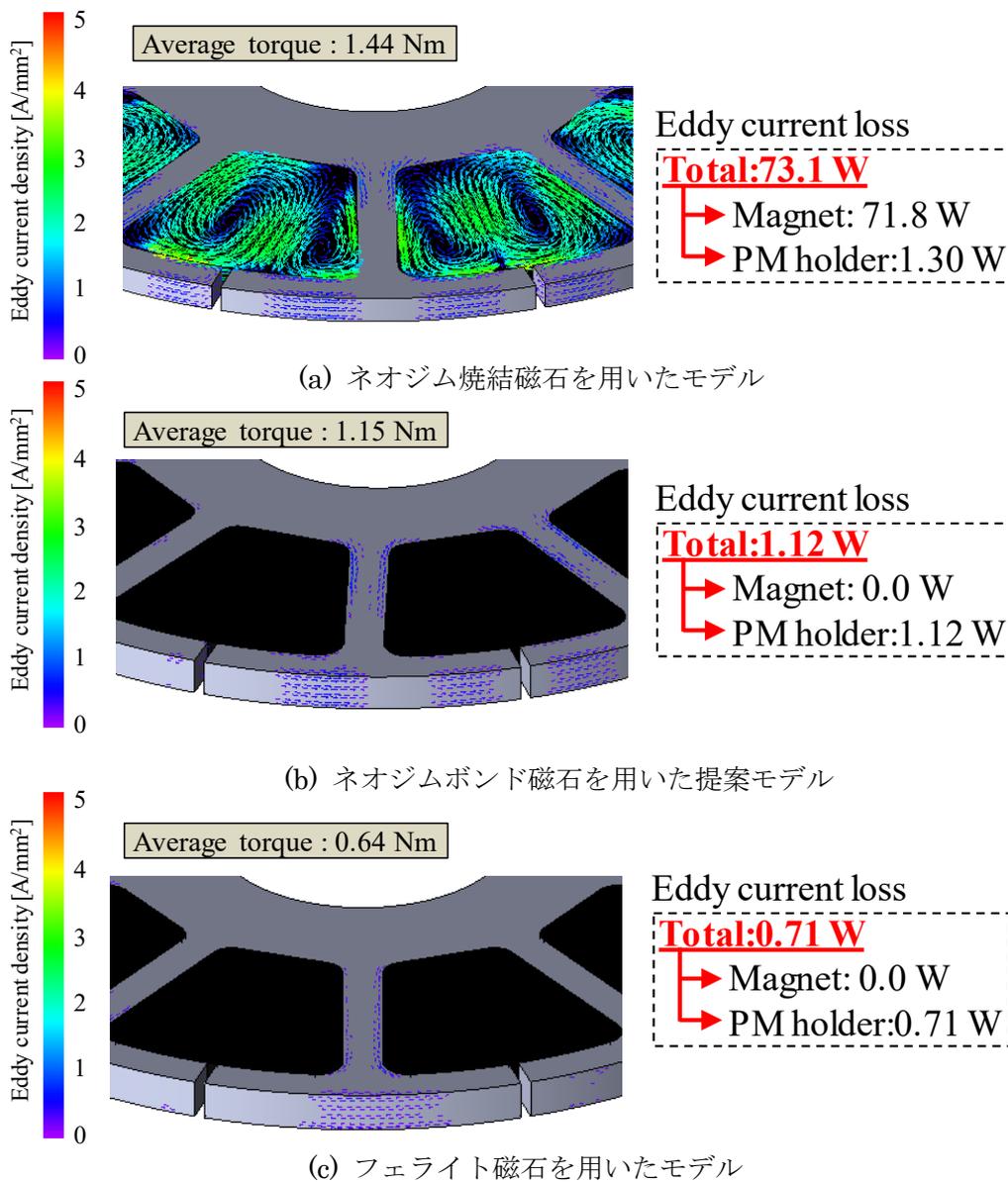


図 4.11 3つのアキシアルギャップモータの同一電流条件下における回転子内の渦電流密度分布図(@高速重負荷 : 6000 rpm, 4.0 Arms/mm², 80 deg. C)

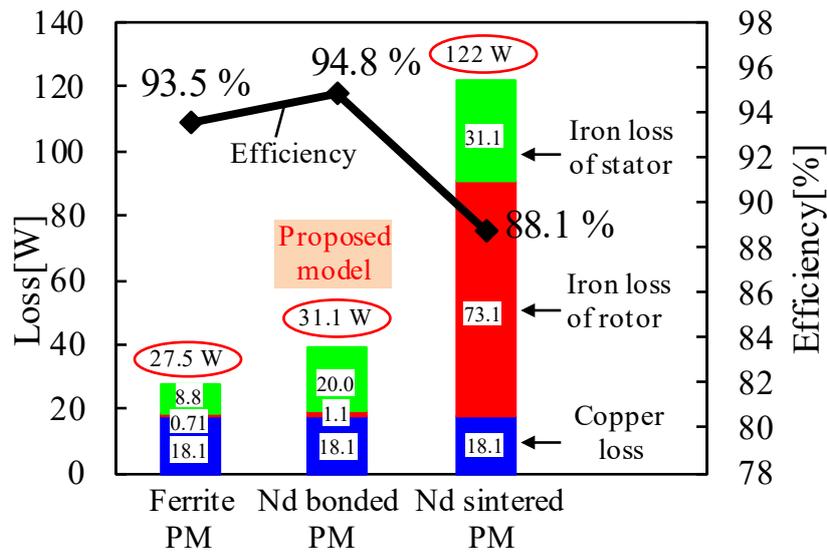
となった。またネオジムボンド磁石の採用は、従来のネオジム焼結磁石を用いたモデルで実施していた磁石の分割や IPM 構造の採用、つばの採用等に比べて非常に安価に実現できると考えられるため、大量生産にも向いていると考えられる。また、回転子における損失が非常に小さくなるため、回転子における発熱量も小さく、高速領域における連続運転にも適しているといえる。

図 4.11(c)がフェライト磁石を採用したアキシシャルギャップモータの回転子渦電流損であるが、今回採用しているフェライト磁石はネオジムボンド磁石同様に電気伝導率がほぼゼロであるため、回転子で発生する渦電流損はほとんどゼロである。したがってフェライト磁石を用いたモデルにおいても回転子で発生する損失は支持部材における渦電流損のみであり、0.71 W と非常に小さくなっている。また、3つのモータにおいて回転子の支持部材で発生する渦電流損が異なっている。ネオジム焼結磁石、ネオジムボンド磁石、フェライト磁石のそれぞれのモデルにおいて 1.30 W, 1.12 W, 0.71 W となっており、これは磁石の残留磁束密度が高いほどモータ内の磁束量が多くなっており、磁束変化が大きくなっているためである。

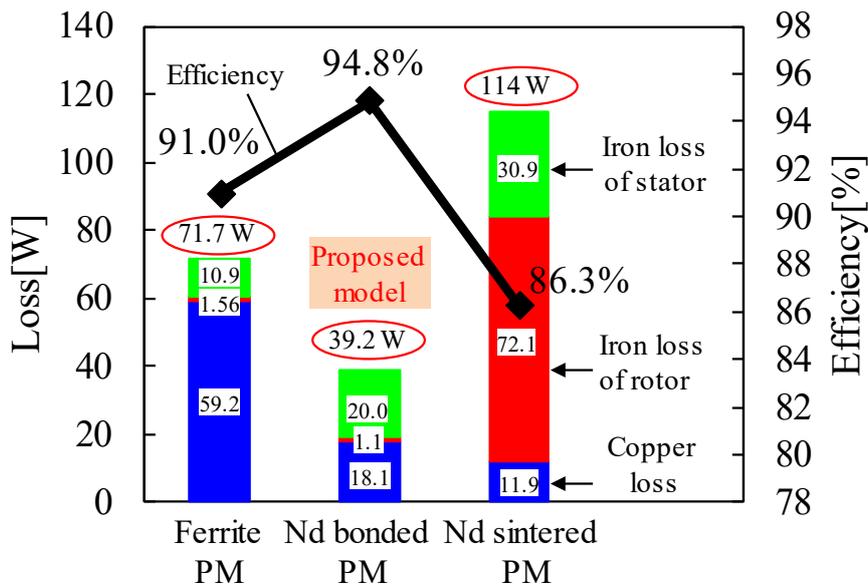
図 4.12 は 3つのアキシシャルギャップモータの高速重負荷領域における効率と各損失の内訳を示したグラフである。図 4.12(a)は各モータに通電する電流を 4.0 Arms/mm^2 で統一した場合の特性比較である。全てのモデルにおいて電流が等しいため、銅損が 18.1 W と同じである。図 4.11 でも述べたようにネオジム焼結磁石を用いたモデルにおける回転子の渦電流損が非常に大きく、固定子鉄損も合わせると損失は合計で 122 W と 3つのモータで最大である。その結果、平均トルクこそ 1.44 Nm と最も大きいものの、効率は 88.7%と最低値となっている。また、ネオジム焼結磁石のモデルはモータ内の磁束量が多いため、図 4.9 と図 4.10 で示したように固定子コアの磁束密度が他のモデルに比べて高くなっていた。その結果、固定子コアでの鉄損が 31.1 W と全モデルの中で最大となっている。一方でフェライト磁石を用いたモデルでは、図 4.11 に示したように回転子損失も 0.71 W と最も小さく、固定子鉄損も磁石の残留磁束密度が低いことから 8.8 W と 3つのモデルで最小であるため、全損失においても 27.5 W と最も小さい。しかし、図 4.7 に示したように同一電流条件下におけるトルクが 0.64 Nm と他のモデルに比べて小さいため、出力も小さくなることから効率が 93.5% となり、提案モータであるネオジムボンド磁石を用いたモデルの 94.8% よりも低くなっている。ネオジムボンド磁石を用いた提案モータは、磁石の残留磁束密度がネオジム焼結磁石とフェライト磁石の間であるため、固定子コア鉄損も 20.0 W と中間の特性を示している。また前述したように回転子における損失も磁石の渦電流損を抑制できるため、僅か 1.12 W であり、合計損失が 31.1 W とフェライト磁石を用いたモデルの約 1.13 倍である。それにもかかわらず平均トルクはフェライト磁石を用いたモデルに比べて約 1.80 倍もあるため、その結果として効率を 94.8% と高くすることができる。

図 4.12(b)はより厳密に効率を評価するために、各モータにおいて高速重負荷領域で出力トルクを合わせた際の効率と各損失の比較である。トルクは提案モータであるネオジムボ

ンド磁石を用いたモデルにおいて 4.0 Arms/mm² 入力時の 1.15 Nm に揃えているため、提案モータの各損失と効率は図 4.12(a)と同じである。まずネオジム焼結磁石を用いたモデルに関して、同一電流条件下における出力トルクは 1.44 Nm とネオジムボンド磁石を用いた提案モデルよりも大きいため、トルクを 1.15 Nm にする際は電機子に通電する電流を低減することができる。その結果、巻線での銅損が 18.1 W から 11.9 W まで下がっている。また僅かではあるが巻線の起磁力が低下してことによって、固定子コア鉄損や回転子の鉄損が減っている。その結果、合計損失が 114 W まで減少している。しかしその分、トルクの低下も



(a) 同一電流条件下における特性比較(6000 rpm, 2.51 Arms(4.0 Arms/mm²), 80 deg. C)



(b) 同一トルク条件下における特性比較(6000 rpm, 1.15 Nm, 80 deg. C)

図 4.12 3つのアキシシャルギャップモータにおける高速重負荷領域の効率と各損失内訳

大きいため効率としてはあまり変化がなく、相変わらず回転子の鉄損も大きいことから86.3%と全モデルで最低値となっている。

またフェライト磁石を用いたモデルについては、同一電流条件下においてトルクが 0.64 Nm と最小であったため、1.15 Nm を出力するために通電電流を 4.55 Arms とネオジムボンド磁石のモデルの約 1.81 倍にする必要がある。その結果、銅損が 59.2 W と他の 2 つのモデルの 3 倍以上となってしまう。したがって、フェライト磁石を用いたモデルは回転子での損失こそ抑制できるものの、銅損が大きいことが原因で重負荷領域においては効率が 91.0%まで低下し、ネオジムボンド磁石を用いた提案モータよりも 3.8% pt.低くなってしまう。

以上より本研究で高効率化のターゲットとしている高速重負荷領域において、ネオジムボンド磁石をアキシシャルギャップモータに適用することによって最も効率を高くできることを解析によって明らかにした。ネオジムボンド磁石は電気伝導率がほとんど零であることから回転子の渦電流損を抑制でき、かつフェライト磁石に比べて残留磁束密度が高いため、重負荷でも電流による銅損を抑制できる。その結果、高速重負荷領域において最高効率を示すことができる。また、従来にネオジム焼結磁石における磁石分割や IPM 構造化などの特別な対策も必要とせず、高効率化を可能とする。

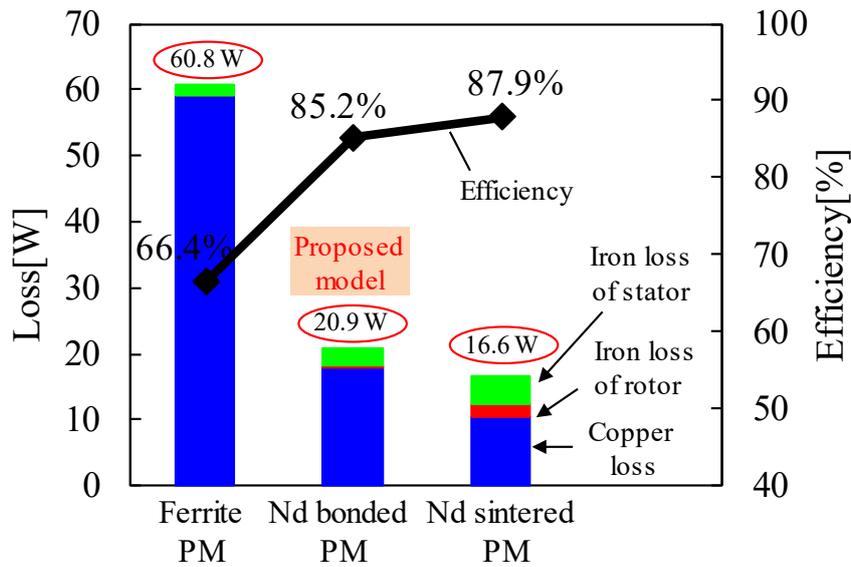
図 4.13 にその他の運転点における効率及び各損失の内訳を示している。図 4.13(a)が低速重負荷(1000 rpm, 1.15 Nm)の運転点での解析結果であり、ネオジム焼結磁石を用いたモデルが 87.9%で最高効率を示している。回転数が 1000 rpm と低くなっているため、ネオジム焼結磁石を採用した場合でも回転子で発生する渦電流損が合計で 2.03 W と図 4.12 の高速領域に比べて非常に小さくなっている。また、ネオジム焼結磁石は最も残留磁束密度が高い分、低速重負荷領域において支配的となりやすい銅損を 10.3 W と抑制できる。したがって、ネオジム焼結磁石を用いたアキシシャルギャップモータは低速重負荷では回転子の渦電流損が小さく済み、銅損を抑制できるため、トルク密度の向上のみならず効率の観点からも適していることが分かる。

一方でネオジムボンド磁石を用いた提案モータは低速になった分、固定子コアでの鉄損が減少しているため、総損失は 20.9 W まで低下している。しかし、出力の低下分の方が大きいいため、高速重負荷領域に比べて効率が低下していることが分かる。また、1.15 Nm を出力する際の銅損はネオジム焼結磁石よりも大きくなってしまったため、効率が 85.2%とネオジム焼結磁石のモデルを下回ってしまう。なお、フェライト磁石を用いたモデルは、高速重負荷の運転点同様に 1.15 Nm を出力するには、大きな電流を必要とするため銅損が大きくなり、効率が低下してしまう。また、低速重負荷の運転点では銅損が支配的となるため、銅損の増加が効率に与える影響が大きく、フェライト磁石を用いたモデルの効率は 66.4%となり、他のモデルよりも約 20% pt.も低くなってしまう。以上より、低速重負荷領域においては、従来のネオジム焼結磁石を用いたアキシシャルギャップモータの効率が最も高くなるという結果が得られた。

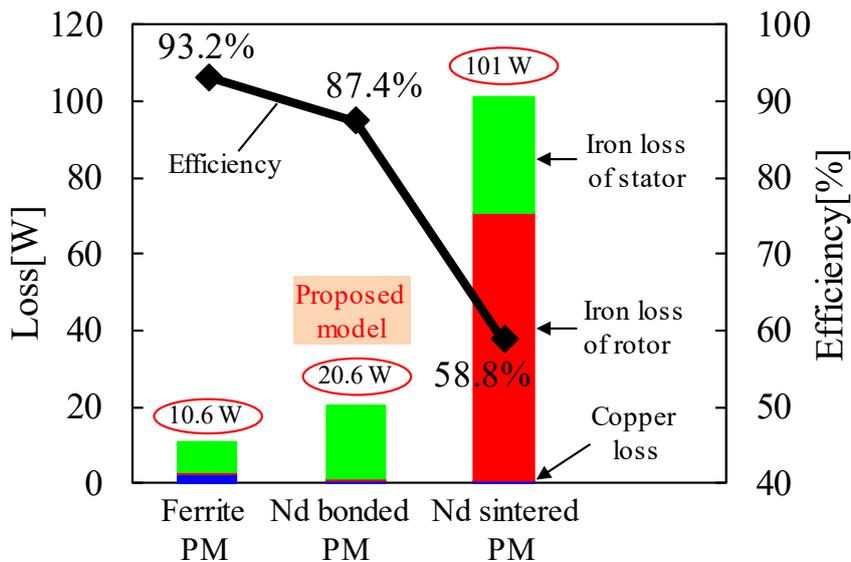
図 4.13(b)は高速軽負荷(6000 rpm, 0.23 Nm)の運転点での解析結果であり、フェライト磁石

第4章 ネオジムボンド磁石での高速重負荷領域の高効率化

を用いたモデルの効率が 93.2%と最高値を示している。高速領域では鉄損が支配的であるが、それに加えて軽負荷であるため銅損が非常に小さい運転点であるといえる。したがって、固定子コアで発生する鉄損と回転子で発生する渦電流損がこの運転点での効率に大きく影響することが予想できる。フェライト磁石は磁石での渦電流損がほとんど発生しないため、回転子での損失は非常に小さいことに加えて、残留磁束密度が低いためモータ内の磁束が少ないため固定子コアの磁束密度が低くなっていることが図 4.9 と図 4.10 から明らかであった。その結果固定子コアでの鉄損が最も小さくなっており、合計損失が 10.6 W と採用



(a) 低速重負荷の運転点(1000 rpm, 1.15 Nm, 80 deg. C)



(b) 高速軽負荷の運転点(6000 rpm, 0.23 Nm, 80 deg. C)

図 4.13 3つのアキシアルギャップモータの同一トルク条件下における効率と各損失内訳

であることから最高効率を示している。また、ネオジムボンド磁石を用いた提案モータはフェライト磁石同様に回転子での渦電流損を抑制できるため、回転子での損失は抑制できるものの、固定子コアの磁束密度が高くなっているため、固定子コアでの鉄損がフェライト磁石のモデルよりも約2.4倍大きくなってしまふ。その結果、効率が87.4%とフェライト磁石のモデルを下回る結果となっている。一方、ネオジム焼結磁石を用いたモデルに関しては、高速重負荷領域と同様に回転子で発生する渦電流損が70.1 Wと他のモデルに比べて大きくなっており、固定子コアの磁束密度も高く固定子コア鉄損も30.3 Wと最大である。その結果、総損失は101 Wとなり、トルクが小さく低出力の運転点であるため効率が58.8%まで低下してしまう。したがって、この運転点ではネオジム焼結磁石を用いたモデルにおいて入力した電力の40%以上が熱として失われてしまうことを意味する。

以上より、3つの運転点において各磁石を採用したアキシシャルギャップモータの損失と効率を比較した結果、運転点によって最高効率を示すモデルが異なることがわかった。低速重負荷領域においては、ネオジム焼結磁石を用いたモデルが最高効率を示したが、高速軽負荷領域においてはフェライト磁石を採用することで最高効率となる。しかし、モータの小型化に貢献できることから本検討においてターゲットとしている高速重負荷領域においては、ネオジムボンド磁石を用いた提案モータが最高効率を実現できることを確認した。加えて、提案モータは低速重負荷や高速軽負荷の運転点においては最高効率ではなかったものの、常に80%を超える効率を示しており、ネオジム焼結磁石やフェライト磁石を用いたモデルのようにある運転点において大きく効率を低下してしまうということがないため、広い範囲で高効率を達成できるモデルといえる。

4.3 実験による提案アキシシャルギャップモータの有効性の検証

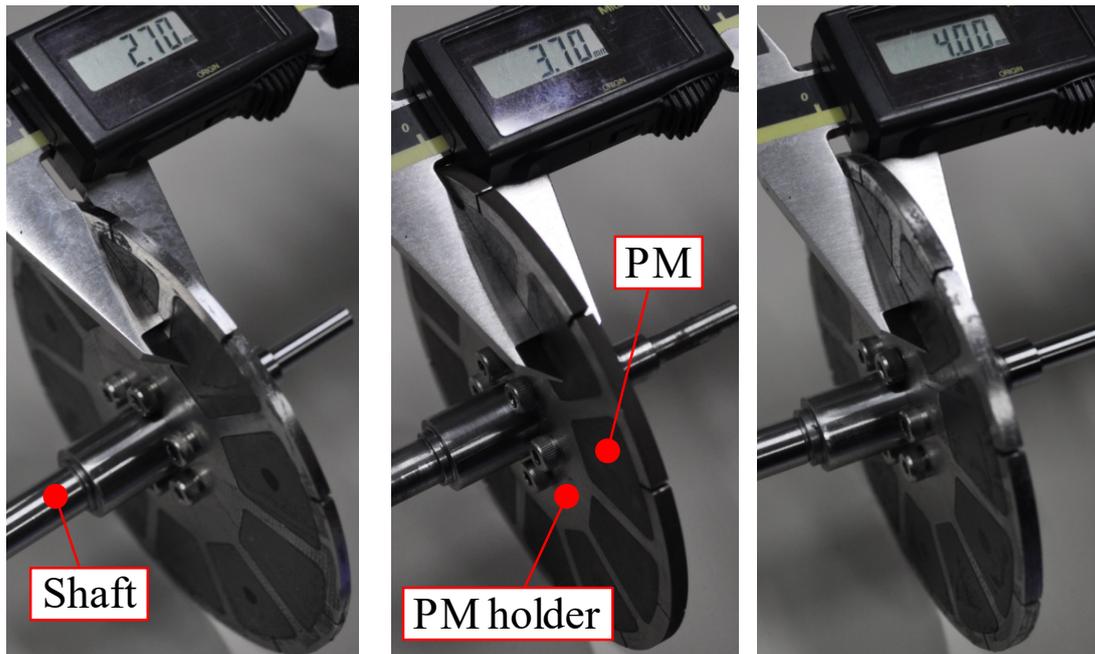
4.3.1 作製した試作機及び実験システム構成

4.2節において解析によって比較した3つの異なる磁石材料を採用したアキシシャルギャップモータについて、試作機による実験を行う。一般的に3D-FEAによる解析は理想的な空間で実施されるため、ネオジムボンド磁石を用いた提案モータの高速重負荷領域における効率に関する有効性を明らかにするために、実験においても評価した。

図4.14に3つの異なる磁石材料を採用したアキシシャルギャップモータの回転子外観を示している。解析における検討モデルと同様に磁石の総重量を89.2 gで統一しているため、質量密度が異なる分だけ回転子の厚みが違っている。ネオジム焼結磁石の質量密度が最も高いため、回転子の厚みが2.7 mmと最も薄くなっている。また、フェライト磁石の回転子が4.0 mmと最も厚く、ネオジムボンド磁石を用いた提案モータの回転子が3.7 mmとなっている。また図4.14から、全ての回転子が精度良く作製できていることが確認できる。なお、全ての回転子においてコアレス回転子構造を採用しており、非磁性の磁石支持部材の外周部には渦電流損を低減するために、1 mmのスリットが設けてある。解析における検討モデ

ル同様に、回転子の厚みの分だけモータの軸長が異なるモデルとなる。そのため、それぞれのモデルごとにモータケースも設計を行っている。

図 4.15 に試作機の固定子の外観を示している。3つの試作機に関して、解析同様に固定子は全て同じものを使用する。検討する試作機において、シングルロータ・ダブルステータ型であるため、同じ固定子を2つ作製している。また、巻線は一つのティース毎に巻かれており、集中巻構造であることが分かる。なお、巻線の占積率は40%で設計している。固定子コアには解析同様に SMC を用いており、材料としては住友電工製の HB2 となっている。な



(a) ネオジム焼結磁石モデル (b) ネオジムボンド磁石モデル (c) フェライト磁石モデル

図 4.14 3つのアキシアルギャップモータの試作機の回転子外観

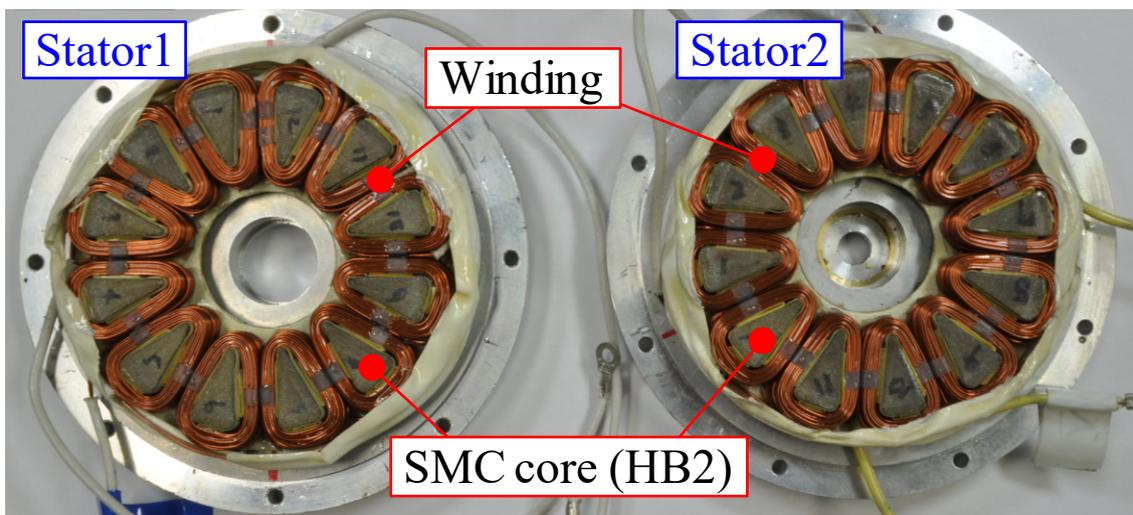
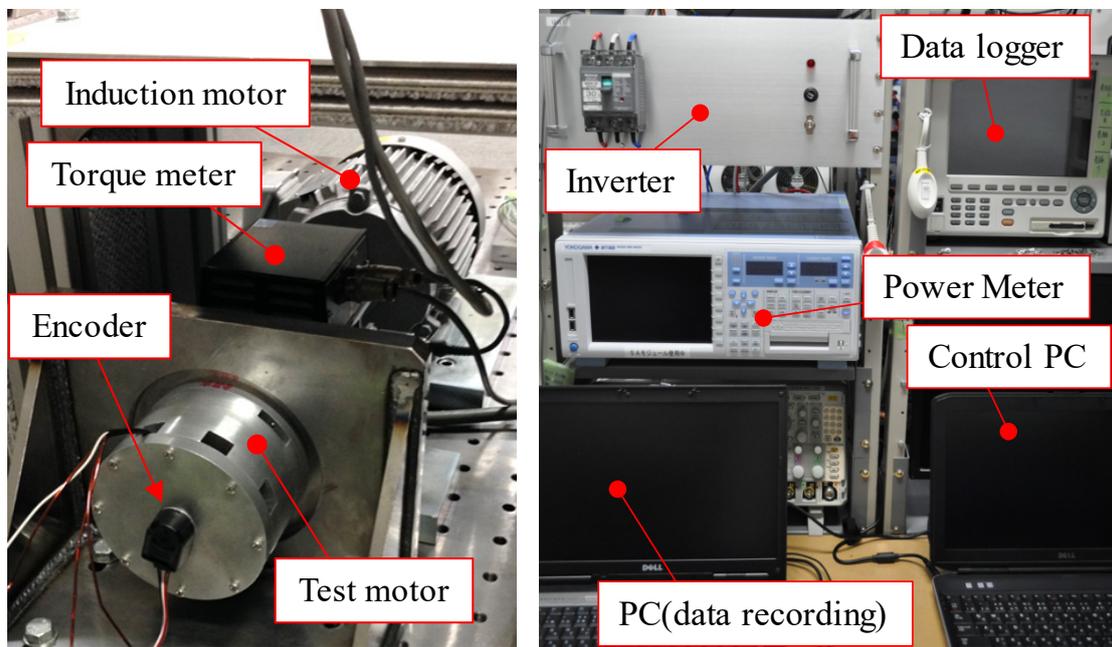


図 4.15 3つのアキシアルギャップモータの試作機の固定子外観

お、今回の固定子コアはリング状にプレスしたものを切削してティース等を成型している。

図4.16に実験システムの外観を示している。図4.16(a)は試作機周辺の設備を示しており、試作機とトルクメータ、誘導機がカップリングで機械的に接続されている。また、誘導機を速度制御することによって試作機を測定したい回転速度にすることができる。誘導機で速度を調整した後に、試作機に接続した三相のPWMインバータを電流制御することでトルクを発生する。図4.16(b)は制御機器・測定機器周辺の設備を示しており、Mayway製の三相インバータ(5kVA)、横河計測製のパワーメータ(WT1800)を使用している。また、熱電対でモータの巻線及びケースの温度を測定し、データロガーで記録をしている。

表4.3に実験条件の一覧を示しており、定格電流は電流密度が4.0 Arms/mm²となる2.51 Armsとしている。また、モータの最高回転数は6000 rpmであり、インバータのDC側の電



(a) 試作機周辺の外観

(b) 測定機器及び制御機器

図4.16 実験システムの外観

表4.3 実験条件の一覧

Parameter	Value
Rated current	2.51 Arms (4.0 Arms/mm ²)
Max. rotational speed	6000 rpm
Ambient temperature	23 deg. C
DC-bus voltage	282 V
Carrier frequency f_c	10 kHz

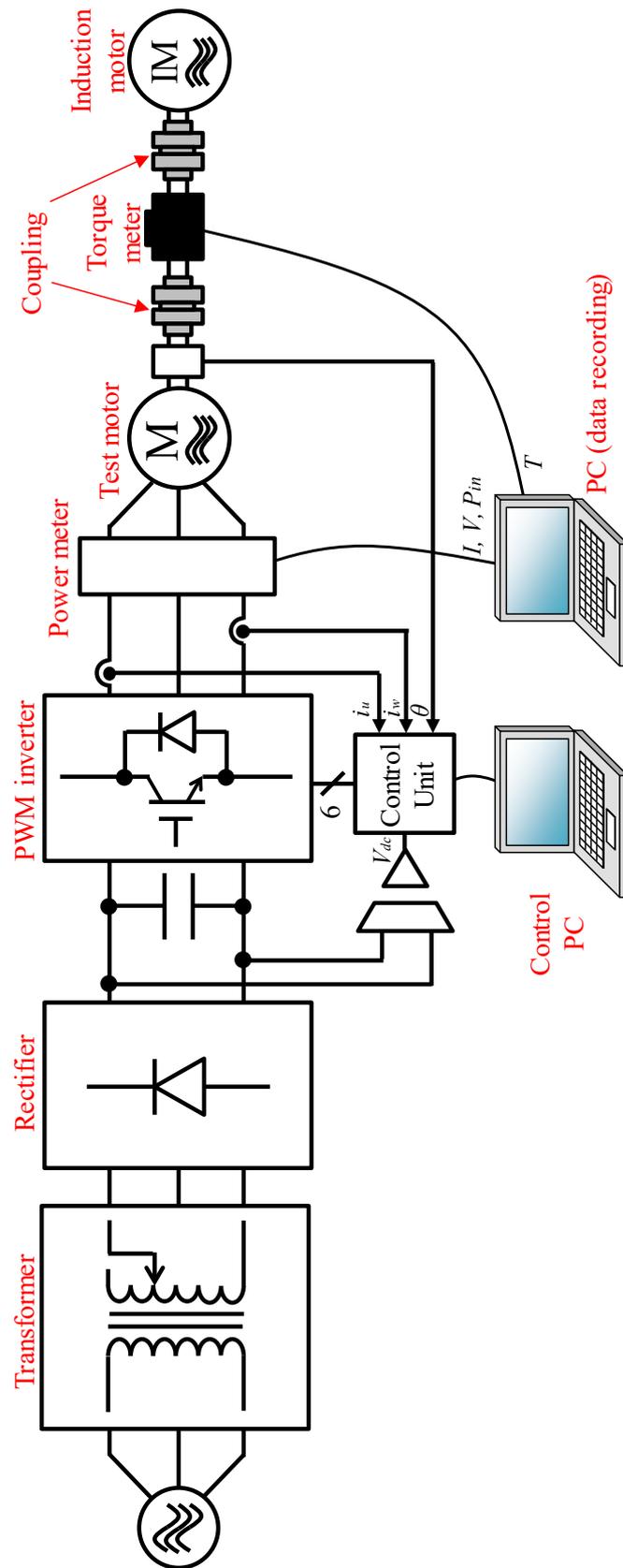


図 4.17 実験システム構成図

圧は産業用途をターゲットとしているため、282 Vとしている。また、実験時の環境温度は室温(23 deg. C)となっている。なお、インバータ制御時のキャリア周波数は10 kHzとしている。

図 4.17 に実験システムの構成図を示している。商用電源から変圧器及び整流器を介してインバータに電力を供給しており、インバータで回転数に応じた周波数を持つ交流電流をモータに通電する。また、インバータの入力側の DC バス電圧 V_{dc} と、出力側の U 相と W 相の電流 i_u, i_w をモニタリングして電流制御を行っている。また、インバータの出力側にパワーメータを設けており、試作機への入力電力、三相電流や電圧等を測定している。また試作機はカップリングでトルクメータに接続されており、トルクと回転速度を測定している。

4.3.2 誘起電圧波形及びトルク特性の比較

図 4.18 にネオジムボンド磁石を用いた提案モータの最高回転速度 6000 rpm における無負荷誘起電圧波形を示している。図 4.18 では試作機の精度を確認するため、解析結果との比較を行っているが、解析結果と試作機の測定結果が良く一致していることが分かる。このことから、試作機が精度良く作製されていることが確認できる。また、表 4.3 に示しているようにインバータの DC バス電圧が 282 V であることから、最高回転数における誘起電圧が 282 V に収まるように設計されていることが分かる。なお、検討しているアキシシャルギャップモータはコアレス回転子構造を採用していることに加え、ワイドギャップ長を採用しているためインダクタンスが小さく、無負荷時と負荷時の電圧の差が小さい。そのため、定格運転時にも十分 282 V 以内で駆動することが可能である。

図 4.19 に 3 つの異なる磁石材料を用いた試作機の無負荷誘起電圧波形の比較を示している。図 4.19(a)が測定波形を示しており、採用する磁石材料によって大きく振幅が異なっ

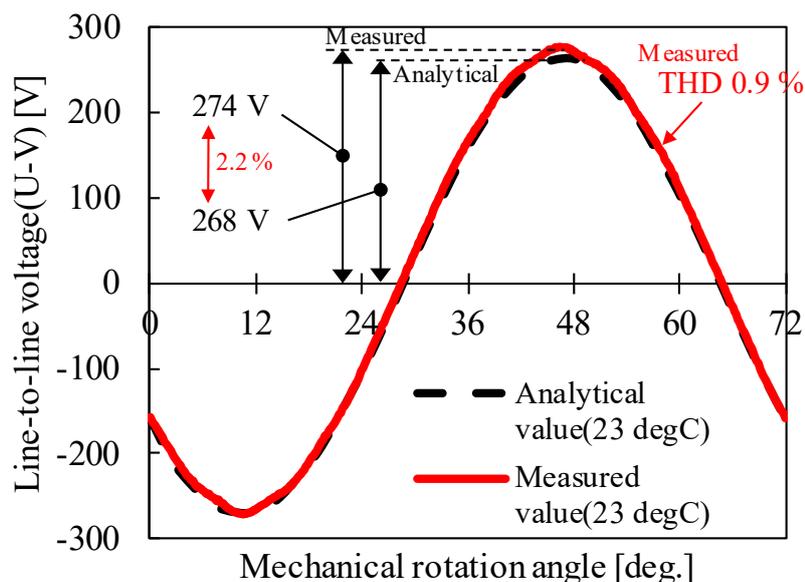
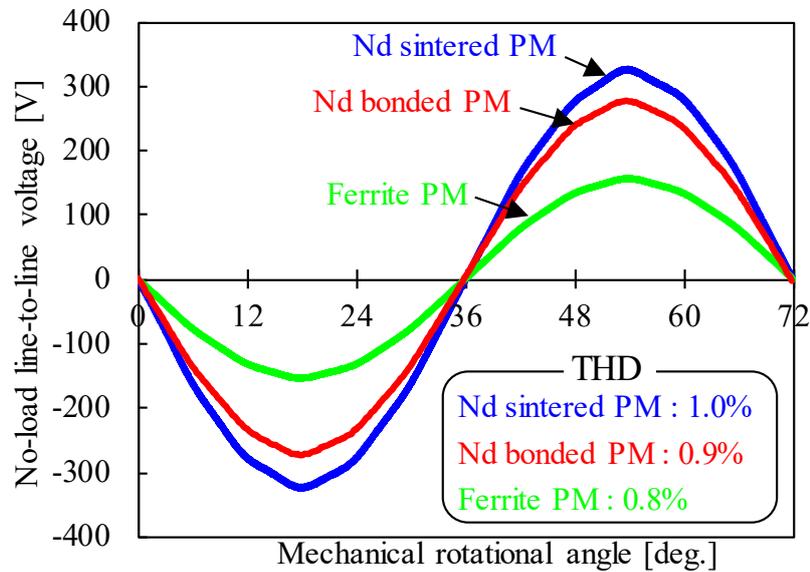
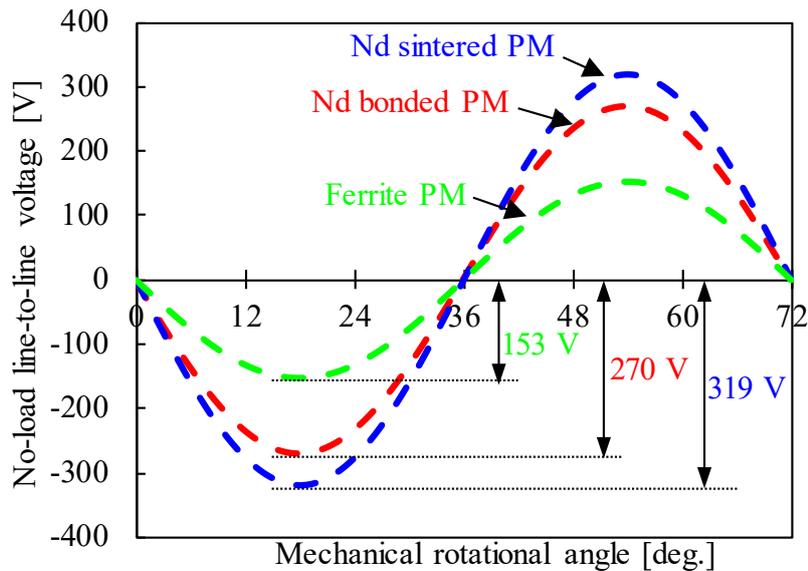


図 4.18 ネオジムボンド磁石を用いた提案モータの無負荷誘起電圧波形(6000 rpm)

いることが分かる。ネオジム焼結磁石、ネオジムボンド磁石、フェライト磁石のモデルの順に線間電圧振幅が大きく、磁石の残留磁束密度の高さの関係と同様である。また、各波形のひずみ率(THD)は、全て1.0%以下となっており、非常に正弦波に近い波形となっている。これは、今回検討したアキシシャルギャップモータが分数スロットを採用しているためである。また、図4.19(b)が各線間電圧波形の基本波成分を示しており、ネオジム焼結磁石を用いたモデルの基本波振幅が319Vであるのに対して、ネオジムボンド磁石を用いた提案モデルは270Vと0.85倍となっている。これは、ネオジムボンド磁石の残留磁束密度がネオジム焼結磁石の0.71倍であるため、解析結果における平均トルクと同様で、磁石の残留磁束密



(a) 3つの試作機の測定波形



(b) 測定波形基本波成分

図4.19 3つの異なる磁石材料を用いた試作機の無負荷誘起電圧波形(6000 rpm)

度の差がそのまま電圧の差に出ていないことがわかる。また、この線間電圧は 6000 rpm という高速領域で測定されているため、ネオジム焼結磁石モデルでは磁石内で大きな渦電流が生じていると考えられる。したがって、磁石の残留磁束密度差と線間電圧基本波振幅の差がより大きくなっている。なお、ネオジム焼結磁石のモデルのみ線間電圧が 282 V を超えているため、負荷試験時は本モデルのみ変圧器によって DC バス電圧を可変長にならないように上昇させることとする。しかし、実際にはネオジム焼結磁石を採用する場合は電圧を抑制するために、巻線のターン数を調整する等が必要となる。

図 4.20 に 1000 rpm における各試作機の電流密度に対するトルク増加のグラフを示す。各モデルにおいてトルクが 1.25 Nm に達するまで電流を上昇させ、電流密度毎にトルクがどれだけ上昇するか、そのトルク係数を明らかにした。なお、1.25 Nm という数値は定格電流においてネオジムボンド磁石の提案モデルが出力する平均トルクである。解析においては 1.15 Nm であったが、解析は 80 deg. C の環境下であり、今回の実験は常温ということでトルクが解析に対して僅かに大きくなっている。トルク係数は、ネオジム焼結磁石、ネオジムボンド磁石、フェライト磁石のそれぞれのモデルにおいて、0.42, 0.33, 0.18 Nm・mm²/Arms という結果となった。しかし、ネオジムボンド磁石の残留磁束密度はネオジム焼結磁石の 0.71 倍であるのに対し、トルク係数は 0.79 倍であり、線間電圧と同様に残留磁束密度分の差がそのままトルク性能に表れていないことがわかる。これは、前節の解析結果で述べたように、回転子厚みの差や、磁石での渦電流損が原因と考えられる。また、ネオジム焼結磁石及びフェライト磁石を用いたモデルにおいて、1.25 Nm を得られる電流密度はそれぞれ 3.2 Arms/mm², 7.0 Arms/mm² となった。ネオジム焼結磁石のモデルはトルク係数が高い分、提案モデルよりも電流が小さく、フェライト磁石を用いたモデルはトルク係数が低い分、提案モデルよりも電流が大きくなっている。

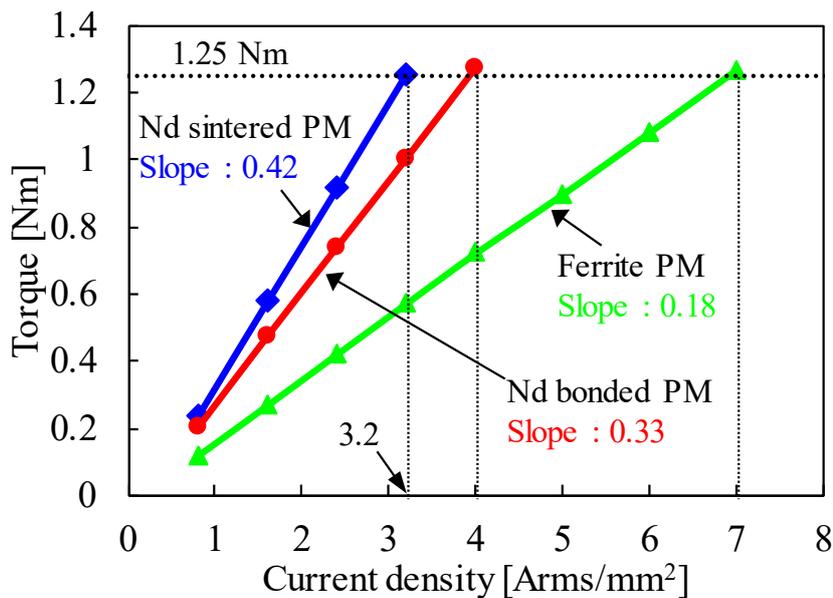


図 4.20 3つの試作機の電流に対するトルク変化のグラフ(1000 rpm)

4.3.3 全運転領域における各損失及び効率の評価

4.2 節の解析結果によって、運転点によって最も高効率となるモデルが異なることが明らかとなったが、本節においては運転範囲全域で効率を評価する。また、3つの試作機において出力範囲を合わせるため、それぞれ最大電流密度を 1.25 Nm が得られる値としている。したがって、ネオジム焼結磁石、ネオジムボンド磁石、フェライト磁石を用いたそれぞれのモデルにおいて、最大電流密度は 3.2 Arms/mm^2 , 4.0 Arms/mm^2 , 7.0 Arms/mm^2 となる。

図 4.21 に各モデルにおける銅損マップを示している。各モデルのマップにおいて最もトルクが大きい部分に破線で記載されているのが最大電流密度であり、前述したようにそれぞれのモデルにおいて異なっている。また銅損は電流が大きくなるにつれて増加するため、各モデルにおいて最大電流の際に銅損が最大となっていることがわかる。なお、銅損は電流の 2 乗に比例するため、トルクが大きい重負荷になるほど増加量が大きくなっていることが分かる。また、各モデルにおいて低速において出力を合わせた場合、最大電流が異なるため最大の銅損もネオジム焼結磁石、ネオジムボンド磁石、フェライト磁石を用いたモデルにおいて、それぞれ 11.8 W , 18.1 W , 53.4 W と異なる。最も銅損が大きいフェライト磁石を用いたモデルはネオジム焼結磁石のモデルの約 4.5 倍となっており、これはフェライト磁石のモデルのトルク係数がネオジム焼結磁石のモデルの 0.43 倍と小さく、同等のトルクを出力するためにはより大きな電流が必要となるためである。また図 4.21 の銅損マップから、同じ電流密度におけるトルクがネオジム焼結磁石のモデルのみ回転数の上昇に伴い低下していることが分かる。ネオジム焼結磁石のモデルにおいては、 1000 rpm から 6000 rpm になるとトルクが約 17.3%も減少してしまう。これは、本来トルクに寄与するエネルギーが磁石で発生する渦電流損として失われるためである。

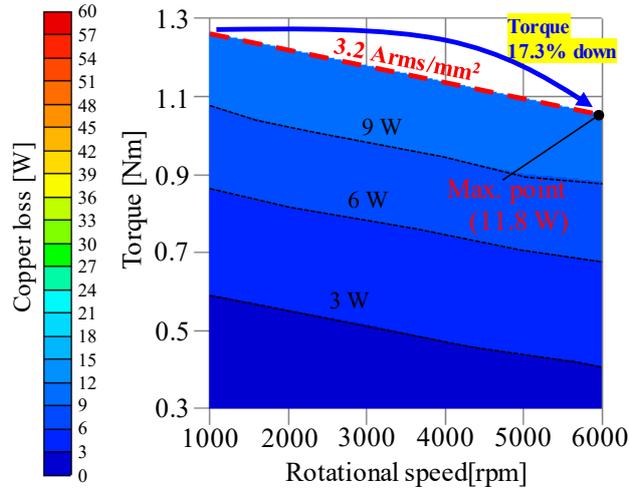
一方で、提案モータであるネオジムボンド磁石を用いたモデルも、トルク係数がネオジム焼結磁石のモデルの 0.79 倍と小さいため最大電流も大きく、最大銅損は約 1.5 倍となっている。しかし、フェライト磁石のモデルと同様に磁石での渦電流損がほとんど発生しないため、回転数が上昇しても出力トルクが減少することはなく、定トルクの運転範囲を保つことができる。

図 4.22 に実験によって得られた各モデルの鉄損マップを示している。なお鉄損に関しては、一般的に直接測定することは難しいため、以下の手順で算出している。

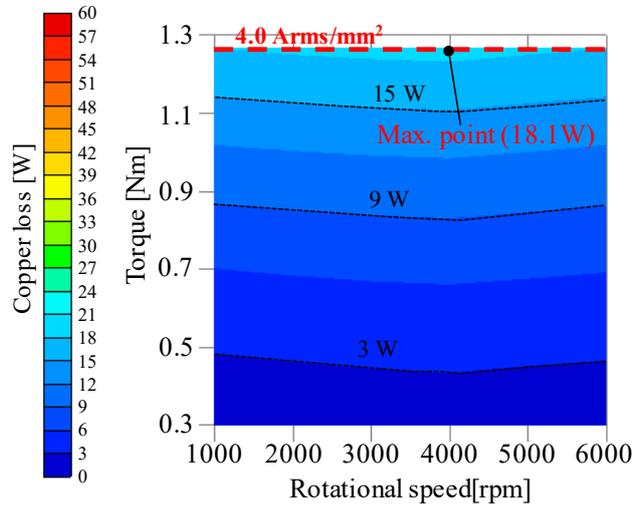
- 1). パワーメータによってモータの入力電力を測定する
- 2). トルクメータによってトルクと回転数を測定し、モータの出力を算出する
- 3). 入力電力からモータの出力を引くことによって、モータの総損失を算出する
- 4). 着磁された磁石が入っていない回転子(ダミーロータ)を用いて機械損を測定する
- 5). モータの総損失から銅損と機械損を引くことで鉄損を算出する

上記手順のうち、ダミーロータによる機械損の測定に関しては、次の第 5 章で詳細を記載する。図 4.22 の鉄損マップのうち、全モデルにおいて最高回転数である 6000 rpm で最大鉄損を示している。ネオジム焼結磁石のモデルが最大で 139.3 W の鉄損を発生しており、3つの

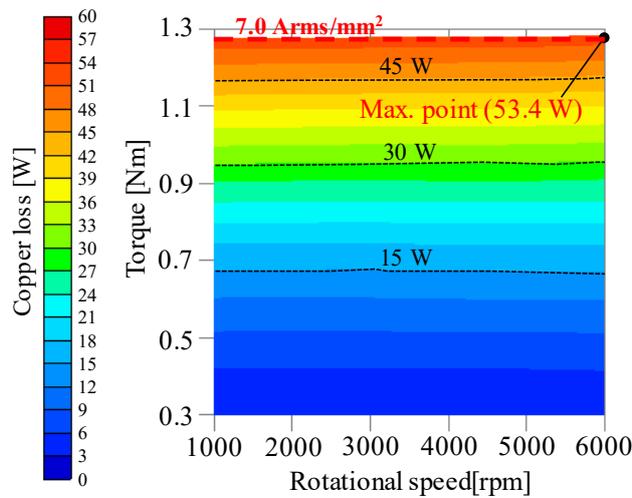
第4章 ネオジムボンド磁石での高速重負荷領域の高効率化



(a) ネオジム焼結磁石のモデル



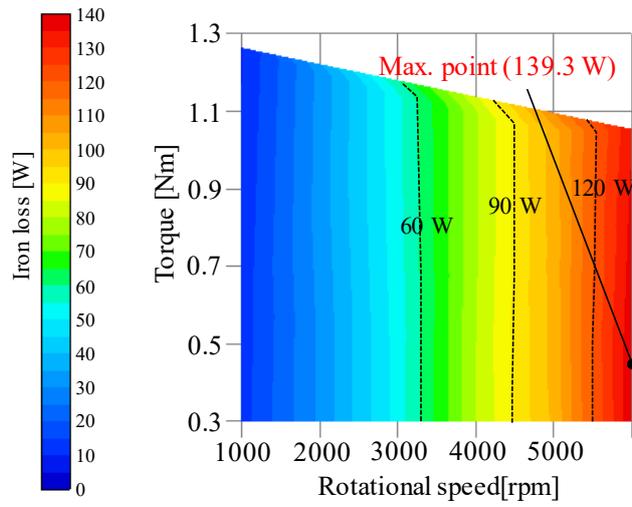
(b) ネオジムボンド磁石のモデル



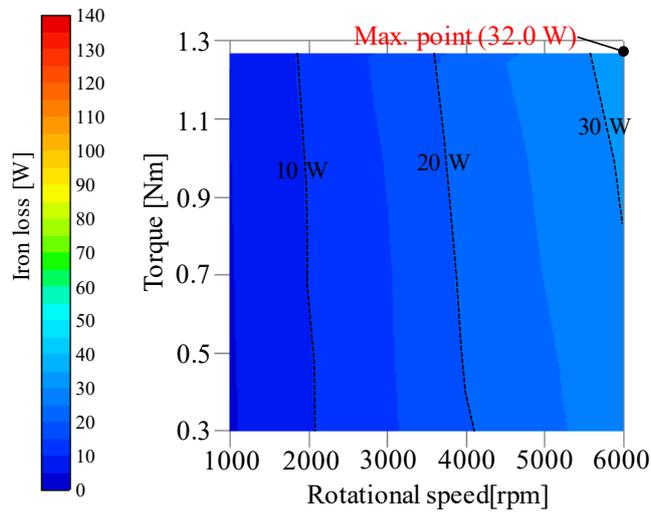
(c) フェライト磁石のモデル

図 4.21 3つの異なる磁石材料を用いた試作機の銅損マップ

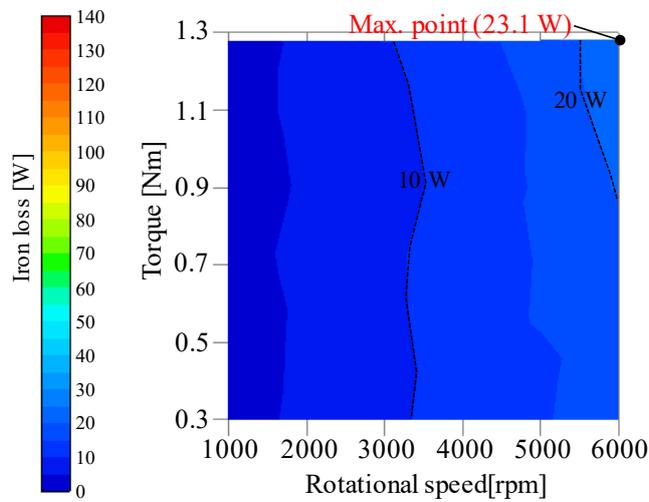
第4章 ネオジムボンド磁石での高速重負荷領域の高効率化



(a) ネオジム焼結磁石のモデル



(b) ネオジムボンド磁石のモデル



(c) フェライト磁石のモデル

図 4.22 3つの異なる磁石材料を用いた試作機の鉄損マップ

モデルで最も大きい。これは、ネオジム焼結磁石のモデルにおいては磁石で大きな渦電流損が生じることに加え、図 4.9 の解析結果で示したように、各モデルの中で固定子の磁束密度が最も高いことが原因となっている。一方でフェライト磁石のモデルの最大鉄損が 23.1 W と最も小さく、ネオジム焼結磁石のモデルの約 0.17 倍となっている。これは磁石の残留磁束密度が最も小さいため、固定子中の磁束密度が最も低くなるためである。また、ネオジムボンド磁石の提案モデルも磁石中の渦電流損が著しく小さいため、鉄損は固定子コアで発生するものが大半を占めている。その結果、最大鉄損は 32.0 W とネオジム焼結磁石のモデルの約 0.23 倍と小さくなっている。なお、ネオジム焼結磁石のモデルにおいては磁石で発生する渦電流損が支配的であるため、回転数に対して 2 乗で鉄損が大きくなっている。それに対してネオジムボンド磁石とフェライト磁石のモデルにおいては、磁石の渦電流損がほとんどなく、固定子コアで発生する鉄損が大半を占めている。今回のアキシシャルギャップモータにおいては固定子コアに SMC 材料を用いており、渦電流損よりもヒステリシス損が大きい傾向があるため、回転数に対してほとんど線形に鉄損が増加していることが分かる。

図 4.23 に各モデルにおける合計損失を示している。この合計損失は銅損と鉄損の合計値であり、機械損は除外した値となっている。合計損失マップから、ネオジム焼結磁石、ネオジムボンド磁石、フェライト磁石のモデルの最大合計損失はそれぞれ 146.5 W、45.7 W、75.9 W である。全てのモデルにおいて最高回転数及び最大トルクとなる高速重負荷領域で最大損失を示している。ネオジム焼結磁石のモデルにおいては、回転子の磁石で発生する渦電流損が支配的であるため、図 4.23 の合計損失マップが図 4.22 の鉄損マップとほとんど同じ傾向を示している。したがって、ネオジム焼結磁石のモデルにおいては、高速領域になるほど合計損失が大きくなりやすいことが分かる。また、フェライト磁石のモデルは鉄損に対して銅損が大きいため、合計損失も重負荷になるほど増加傾向にある。ネオジムボンド磁石のモデルに関しては、他の 2 つのモデルほど鉄損と銅損の大きさに差がなく、高速重負荷になるほど合計損失が増加する傾向にある。

また合計損失量について、ネオジムボンド磁石を用いた提案モデルが合計損失 45.7 W と最も小さく、ネオジム焼結磁石のモデルの約 0.31 倍に抑制することができている。提案モデルはトルク係数がフェライト磁石のモデルの 1.83 倍あるため、重負荷領域における銅損が抑えられている。加えて磁石での渦電流損もほとんど発生しないことから高速領域での鉄損も抑制されていることが要因である。

ネオジム焼結磁石のモデルは電流が小さいため、銅損は各モデル中最小であったが、高速領域の鉄損が大きいため最大合計損失が 146.5 W と最大となっている。一方でフェライト磁石のモデルの鉄損は各モデル中で最小であるが、重負荷領域の銅損が他のモデルより大きいため最大の合計損失は 75.9 W とネオジム焼結磁石のモデルに次いで大きくなっている。したがって、ターゲットである高速重負荷領域において最も合計損失が少ないのはネオジムボンド磁石を用いた提案モデルであることが明らかとなった。

第4章 ネオジムボンド磁石での高速重負荷領域の高効率化

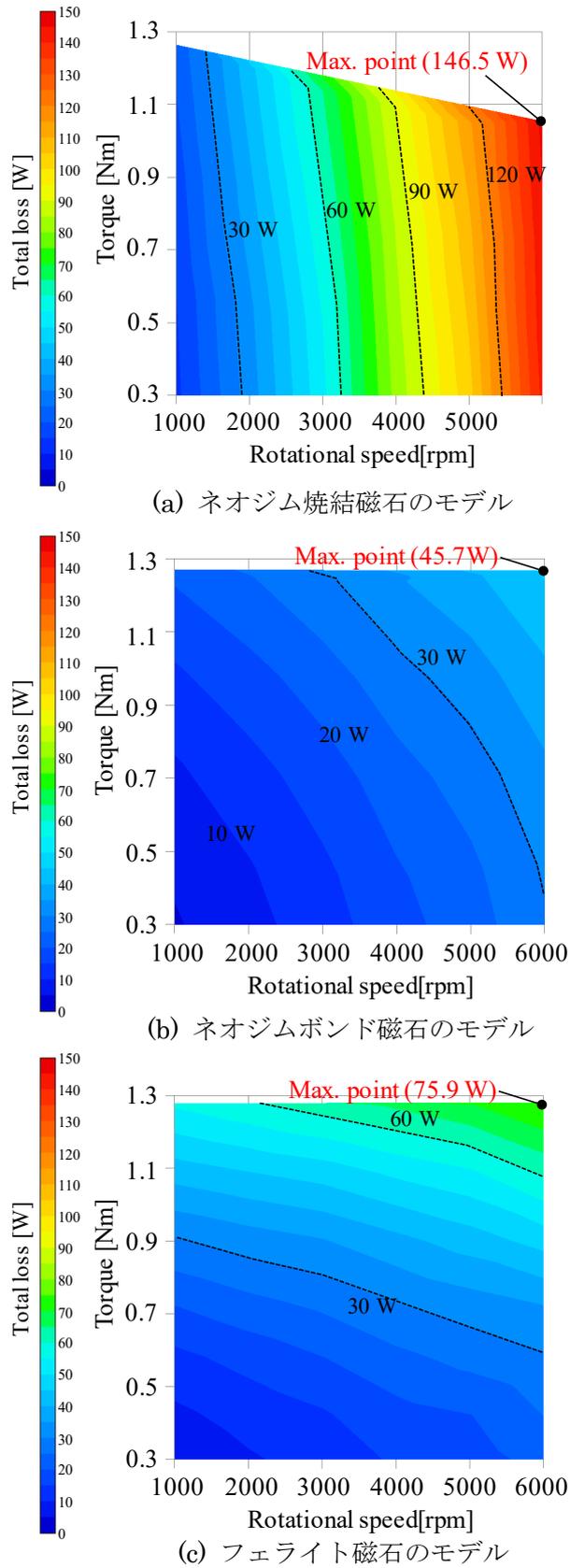
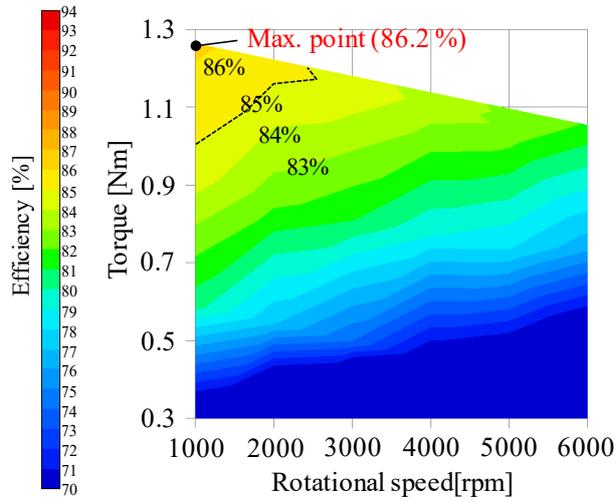
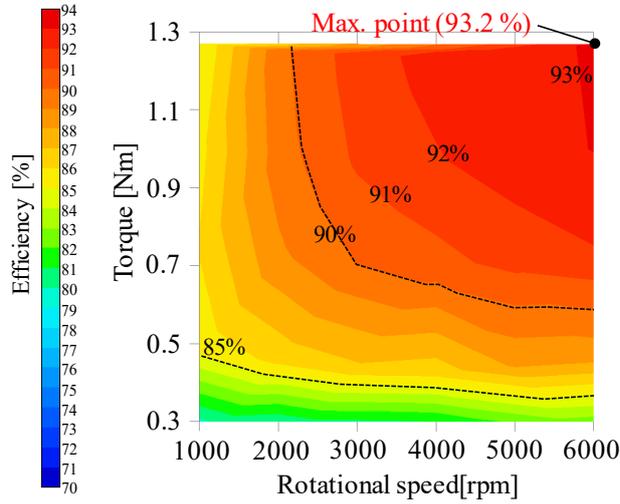


図 4.23 3つの異なる磁石材料を用いた試作機の合計損失マップ

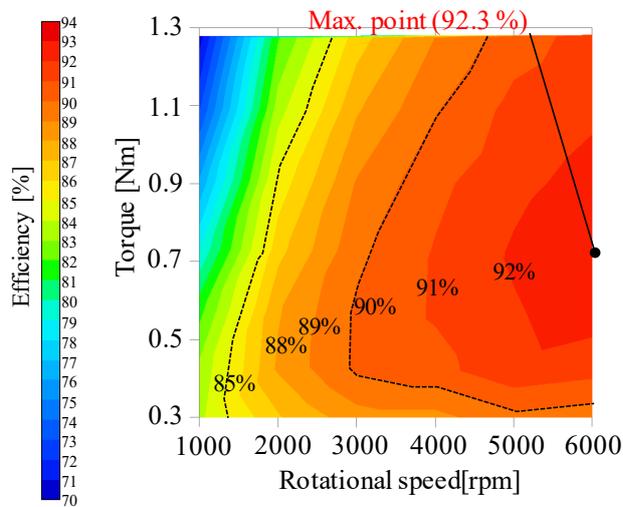
第4章 ネオジムボンド磁石での高速重負荷領域の高効率化



(a) ネオジム焼結磁石のモデル



(b) ネオジムボンド磁石のモデル



(c) フェライト磁石のモデル

図 4.24 3つの異なる磁石材料を用いた試作機の効率マップ

図 4.24 に各モデルの効率マップを示している。なお、鉄損マップや合計損失マップと同様に機械損は除外している。図 4.24(a)より、ネオジム焼結磁石のモデルは低速重負荷の運転点(1000 rpm, 1.15 Nm (3.2 Arms/mm²))で効率が 86.2%と最も高く、高速領域になるほど鉄損の影響で効率が低下している。図 4.24(b)のネオジムボンド磁石を用いた提案モデルの最高効率は高速重負荷の運転点(6000 rpm, 1.15 Nm (4.0 Arms/mm²))で 93.2%と 3 つのモデルで最も高い結果となった。これは提案モデルの合計損失が最小であることが理由である。また、提案モデルは本研究において高効率化のターゲットである高速重負荷領域において、広い範囲で 90%を超える効率を実現できることを実験によって明らかにした。

図 4.24(c)のフェライト磁石のモデルは最高効率が高速軽負荷の運転点(6000 rpm, 0.64 Nm (4.0 Arms/mm²))で 92.3%となっており、磁石での渦電流損がほとんど生じないため、特に高速領域において高効率を実現している。しかし、図 4.23 の合計損失マップから明らかなように重負荷領域においては銅損が原因で損失が大きく増加するため、結果的に軽負荷から中負荷領域の方が高効率となっている。軽負荷領域においては、フェライト磁石のモデルが広い範囲で最高効率を示している。以上の結果から、本検討でターゲットとしている高速重負荷領域においてはネオジムボンド磁石、低速重負荷領域においてはネオジム焼結磁石、軽負荷領域においてはフェライト磁石を用いたモデルが最高効率を示すことがわかった。したがって、ターゲットとする運転領域において採用する永久磁石の材料を適切に選定することが重要となる。

4.4 4章のまとめ

本章では、コアレス回転子構造を有するアキシシャルギャップモータにおいて、小型化に有効である高速重負荷領域の高効率化を達成するためにネオジムボンド磁石の採用を提案した。提案手法の有効性を確認するため、3D-FEA による解析と試作機による実験によって、ネオジムボンド磁石を用いた提案モデルの評価を行った。また、より有効性を明確にするためにネオジム焼結磁石、フェライト磁石を用いたモデルと比較を行った。

解析と実験による比較の結果、ネオジムボンド磁石を用いた提案モデルは磁石で発生する渦電流損を抑制することができるため、ネオジム焼結磁石の従来モデルに比べて高速領域における鉄損増加を抑制することができる。また、フェライト磁石のモデルも同様に磁石で発生する渦電流損を抑制できるものの、磁石の残留磁束密度が低いことが原因で重負荷領域では銅損が問題となってしまう。そこで、ネオジムボンド磁石は残留磁束密度がフェライト磁石よりも高いため、提案モデルは約 1.83 倍のトルク係数を実現できることから銅損も抑制できる。その結果、ターゲットの高速重負荷領域においてネオジムボンド磁石を用いることの有効性が明らかとなった。また提案モデルは実験によって高速重負荷領域で 93.2%という高効率と広い範囲で 90%を超える効率を実現できることを示した。

5章 提案アキシシャルギャップモータのラジアルギャップモータに対する優位性の検証

3章でコアレス回転子構造をアキシシャルギャップモータに適用することによって回転子構造をより簡単にしつつ、バックコアで発生する渦電流損を抑制することによってトルク、効率、及び加速度性能の向上を実現した。また4章では、ネオジムボンド磁石を適用することによって磁石での渦電流損を抑制し、ターゲットである高速重負荷領域においてアキシシャルギャップモータを高効率化することに成功した。4章の検討において、コアレス回転子構造とネオジムボンド磁石を組み合わせたアキシシャルギャップモータが、ネオジム焼結磁石やフェライト磁石を用いた従来のアキシシャルギャップモータと比較をすることで、効率の観点で優れていることを明らかにした。

本章では、コアレス回転子構造とネオジムボンド磁石を用いた提案アキシシャルギャップモータが、一般的によく使用されるラジアルギャップモータに比べて扁平形状でその代替として有効であることを解析及び試作機による実験によって示す。まず、同じ体積を持つ提案アキシシャルギャップモータとラジアルギャップモータの扁平率を変更したモデルで解析を実施し、扁平率の違いによる両モータのトルク等への影響を検証する。その後、扁平形状において提案アキシシャルギャップモータとネオジム焼結磁石を用いたラジアルギャップモータの試作機を作製し、実験によって両者のトルクや効率等を比較し、提案アキシシャルギャップモータの有効性を示す。

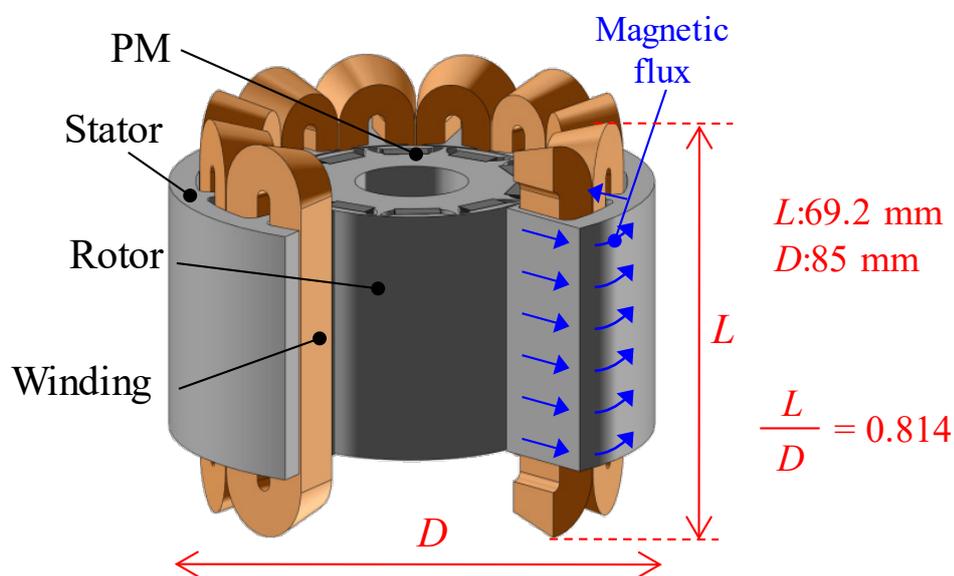
5.1 ラジアルギャップモータを扁平化した際の課題点

一般的にモータは外径と軸長の比である扁平率に特性が大きく左右される。図5.1に扁平率が異なる2つのラジアルギャップモータのモデルを示している。2章でも述べたように、ラジアルギャップモータはエアギャップを径方向に磁束が通過していくため、ラジアルギャップモータと呼ばれる。したがって、図5.1(a)の扁平率が0.814のモデルのように軸長が長い場合、エアギャップを通過する磁束量が多くなるため、大きなトルクを出力することができる。しかし一方で、図5.1(b)の扁平率が0.376のモデルのように外径が大きく軸長が短い場合、積層されているコアの高さが小さいことに加えて、トルクの発生に寄与できないデッドスペースであるコイルエンドの割合が大きくなるため、トルクが小さくなってしまふ。したがって、ラジアルギャップモータにおいては軸長が長いほど大きいトルクを発生しやすいということがいえる。言い換えると、ラジアルギャップモータは軸長が短い扁平な形状になるとトルクが小さくなってしまふという欠点がある。

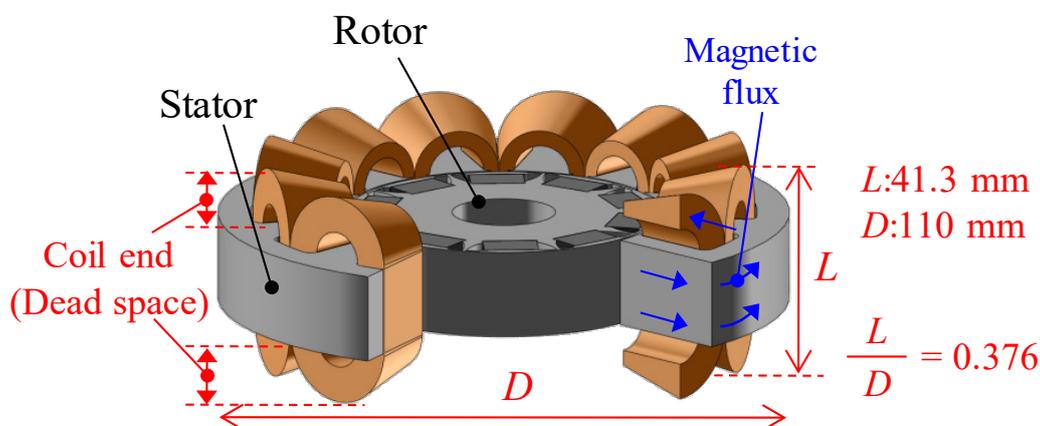
図5.2はラジアルギャップモータにおいて実際に同一体積条件下において扁平率を変更した場合の、デッドスペースとしてのコイルエンドが全軸長に占める割合のグラフを示し

第5章 提案アキシシャルギャップモータのラジアルギャップモータに対する優位性の検証

ている。基本的にモータの軸長が変わっても、巻線の構造が同じであればコイルエンドの長さは大きく変化しない。なお、今回のラジアルギャップモータはコイルエンドを小さくするために集中巻きの巻線構造を採用している。扁平率が0.814の場合、モータの軸長が長いいため、コイルエンドが全軸長に占める割合はあまり大きくならない。したがってデッドスペースの割合は38.4%となっている。しかし、ラジアルギャップモータが扁平になっていくにつれてデッドスペースの割合が増加していることが分かる。これはモータ内においてトルクに寄与できる部分の体積が減少していることを意味する。コイルエンドがほとんど変わらないにもかかわらずデッドスペースの割合が増えていくのは、扁平になるにつれてモータの軸長が短くなってしまうためである。なお、扁平率が0.376のモデルになると、デッドスペースの割合が59.1%まで増加してしまい、モータの全軸長のうち半分以上がコイルエンド



(a) 扁平率 0.814 の場合



(b) 扁平率 0.376 の場合

図 5.1 扁平率の異なるラジアルギャップモータのモデル

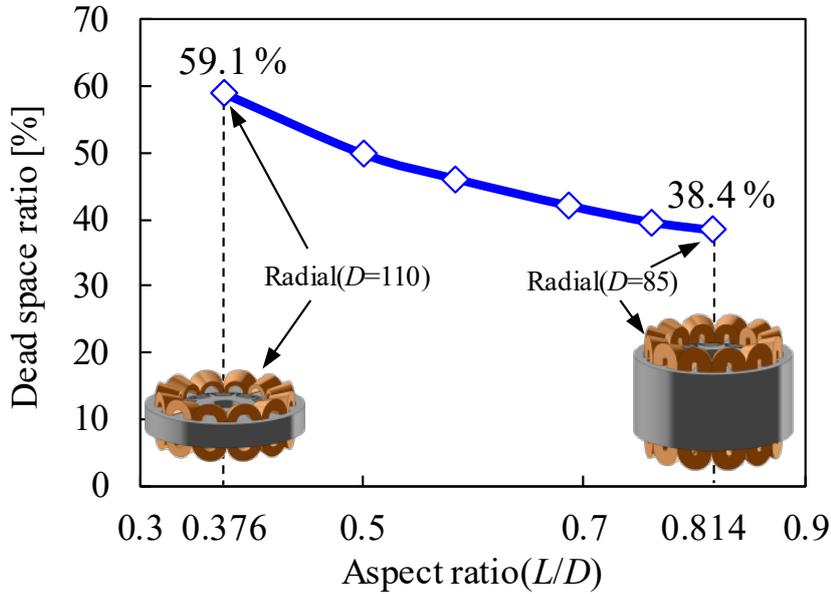


図 5.2 ラジアルギャップモータにおける扁平率毎のデッドスペースの割合

で占められていることになる。このようにラジアルギャップモータにおいて、扁平となり軸長が大きくできない形状になるとデッドスペースの割合が増加し、高いトルク密度を達成することが難しくなってしまうことが分かる。

そこで、扁平な形状においてラジアルギャップモータの代替となり得るのが、本検討でも検討しているアキシアルギャップモータである。図 5.3 に本研究において提案するアキシアルギャップモータのモデルを示している。図 5.3 のモデルは扁平率が 0.376 の場合であり、3 章で提案したコアレス回転子構造、4 章で提案したネオジムボンド磁石を採用している。アキシアルギャップモータはラジアルギャップモータとは異なり、エアギャップを軸方向に磁束が通過するため、アキシアルギャップモータと呼ばれる。一般的にアキシアルギャップモータは軸方向にコイルエンドが無いいため、扁平な形状となった際にデッドスペースがあまり大きくなることが特徴として挙げられる。また、扁平な形状になるほどトルクの発生に寄与する部分であるエアギャップ面積を大きく取ることができるため、むしろ扁平形状においてより高いトルク密度を達成することが可能となる。

図 5.3 はラジアルギャップモータとアキシアルギャップモータにおいて、扁平率が変わった場合の回転子の永久磁石の表面積の変化を示している。なおラジアルギャップモータにおいては、4 章の図 4.3 に示しているネオジム焼結磁石(NMX-37SH: Hitachi Metals, Ltd.)を採用している。これはアキシアルギャップモータと異なり、ラジアルギャップモータは IPM 構造を簡単に採用できることから、磁石での渦電流損の対策が容易なためである。また、アキシアルギャップモータは 4 章で述べたように、高速重負荷領域において高効率化を実現するためにネオジムボンド磁石(S5B-17ME: Aichi steel Co., Ltd.)を用いている。したがって、両モータで採用している磁石材料が異なるため、材料の質量密度が異なる。そこで、図 5.3 においては磁石の重量を 89.2g に統一して各モデルを作成している。

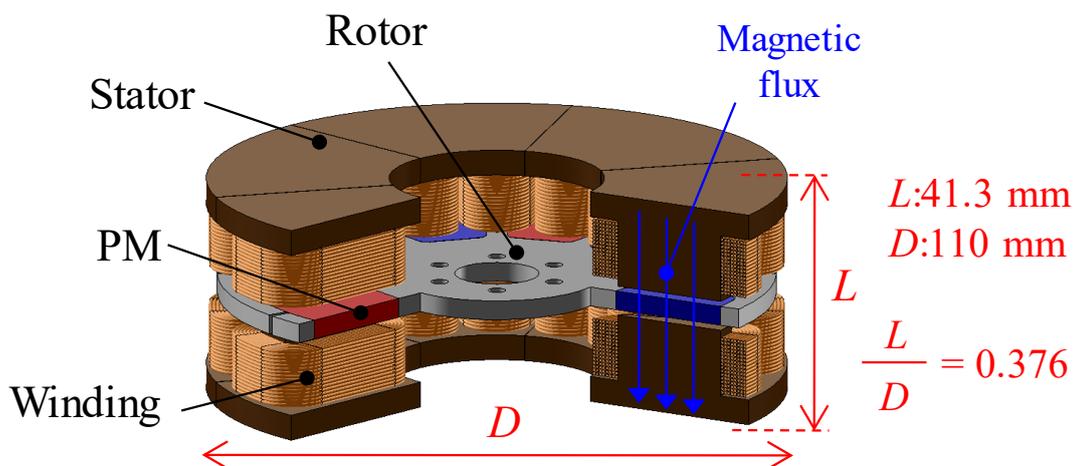


図 5.3 扁平率が 0.376 の提案アキシシャルギャップモータのモデル

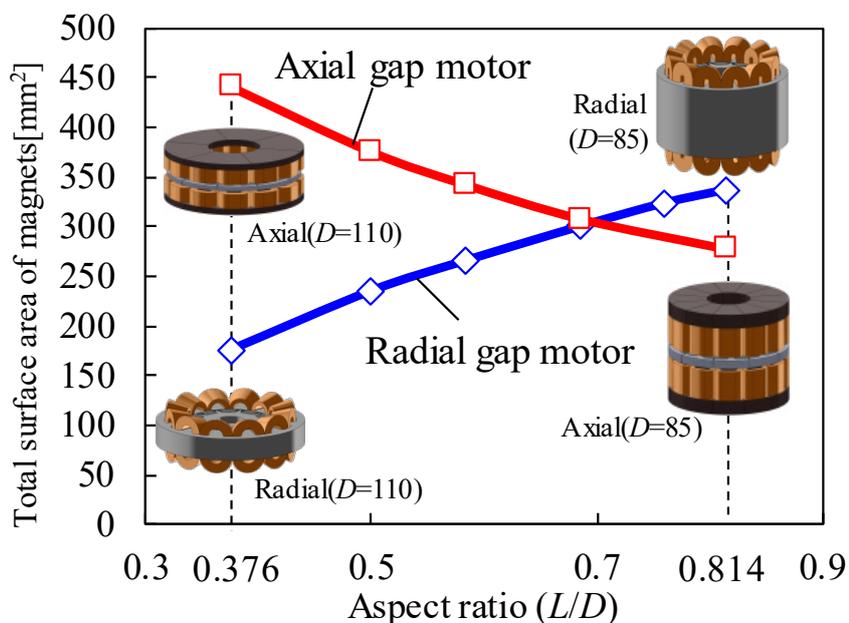


図 5.4 扁平率毎の両モータにおける磁石表面積

まずラジアルギャップモータにおいて、扁平な形状になるにつれて図 5.2 で示したようにコイルエンドの割合が高くなっていくため、積層鋼板部分の軸長が短くなる。すなわち、回転子の磁石の軸方向長さも短くなっていくため、永久磁石の表面積も小さくなっていく。したがって、ラジアルギャップモータは扁平な形状になるとデッドスペースの割合が増えるだけでなく、磁石の表面積も大きくとることが難しくなるため、出力トルクが劇的に低下してしまうこととなる。

それとは対照的にアキシシャルギャップモータにおいては、扁平な形状になるほど磁石の表面積が大きくなっていることが分かる。これはアキシシャルギャップモータの回転子の構造が円盤上であり、扁平になるほど回転子が軸方向のエアギャップに対向する面積が増え

第5章 提案アキシシャルギャップモータのラジアルギャップモータに対する優位性の検証

ためである。このことから、アキシシャルギャップモータは扁平形状ほど磁石の表面積を大きくとることができ、高トルクを実現するのに適していると考えられる。またアキシシャルギャップモータはラジアルギャップモータのように軸方向にコイルエンドが無いいため、扁平になっても磁石の表面積に影響を与えることは無い。

以上のような構造の差があることによって、図 5.4 において扁平率が 0.814 の場合、ラジアルギャップモータの方が磁石の表面積がアキシシャルギャップモータよりも約 1.2 倍と大きい、扁平形状ではその大小関係が入れ替わっている。扁平率が約 0.7 付近で大小関係が入れ替わり、最終的に扁平率が 0.376 の扁平形状においてはアキシシャルギャップモータの方が磁石の表面積が約 2.5 倍となり、極めて大きな差が生まれている。

以上より、扁平形状においてはラジアルギャップモータは高いトルクを出力することが困難であり、その代替としてアキシシャルギャップモータが高いポテンシャルを持っていることを実際に両モータのモデルを作成することによって示した。次節では、実際の両モータを有限要素法による解析によってその特性差を明らかにする。

5.2 アキシシャルギャップモータの扁平形状での有効性検証(解析)

本節においては、ラジアルギャップモータとアキシシャルギャップモータの扁平率を変えた場合の特性について、有限要素法による解析で明らかにする。

5.2.1 解析モデルと解析条件

図 5.5 に扁平率が 0.376 の扁平形状におけるラジアルギャップモータの断面図と使用材料を示している。ラジアルギャップモータは磁路の構造的に回転子及び固定子のコアに積層鋼板を容易に適用することができる。したがって、回転子と固定子のコアには積層鋼板を用いており、材料には一般的に広く使用されている 35A360 材を用いている^{[113],[114]}。また、ラジアルギャップモータには、図 4.3 に B-H 特性が示されているネオジム焼結磁石(NMX-37SH, Hitachi Metal, Ltd.)を採用している。4章で明らかにしたように、ネオジム焼結磁石は残留磁束密度が高い一方で、電気伝導率も高いため、アキシシャルギャップモータに適用すると磁石で大きな渦電流損が発生してしまう。しかし、ラジアルギャップモータはアキシシャルギャップモータとは異なり、比較的容易に IPM 構造を採用することが可能であるため、磁石で発生する渦電流の対策が容易である。したがって、本検討ではラジアルギャップモータにネオジム焼結磁石を使用している。

図 5.6 には提案アキシシャルギャップモータの扁平率が 0.376 における片側の固定子モデルを示している。固定子には SMC を使用しており、SMC 材の中でも優れた鉄損特性を有する HB2 材(Sumitomo Electric Industries, Ltd.)を使用している。また図中に示しているように、提案アキシシャルギャップモータの片側の固定子は 6 つのセグメントに分割されており、各セグメント間には 0.1 mm のスリットギャップが存在している。なお、有限要素法における解析では、この 0.1 mm のスリットギャップも考慮したモデルで解析を実施している。

第5章 提案アキシシャルギャップモータのラジアルギャップモータに対する優位性の検証

表 5.1 に本検討におけるラジアルギャップモータとアキシシャルギャップモータの諸元を示している。ラジアルギャップモータは前述したように、磁石にはネオジム焼結磁石、コアには回転子、固定子共に積層鋼板を使用している。それに対してアキシシャルギャップモータは、4章で述べたように磁石での渦電流損を抑制するために、ネオジムボンド磁石を採用している。ネオジムボンド磁石はネオジム焼結磁石に比べて残留磁束密度が約 32.5%低い、5.1節で述べたように、扁平形状においてはアキシシャルギャップモータの構造上の利点から、残留磁束密度の低さを十分に補うことができると考えた。また、提案アキシシャルギャップモータは軸方向に磁束が流れるため、積層鋼板を面内渦電流が発生しないように積層することは製造性が悪くなるため、前述のように固定子コアには SMC 材料を用いている。さらに、

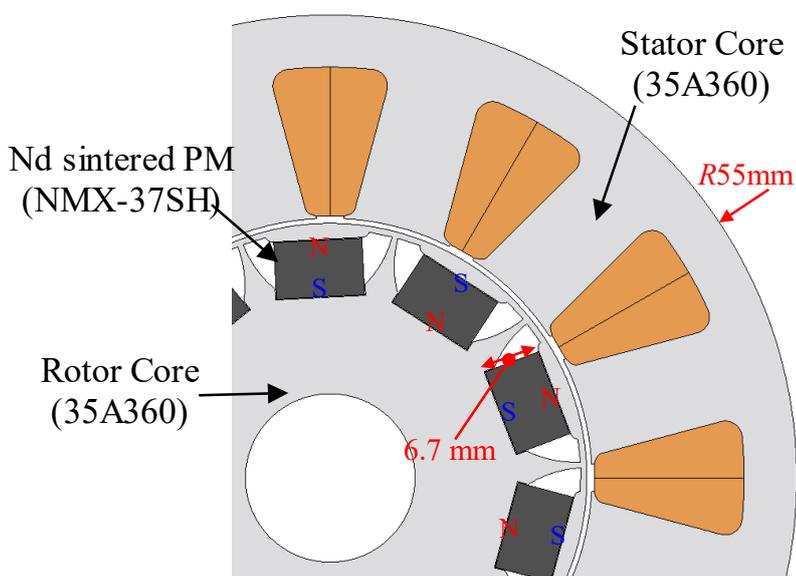


図 5.5 扁平率が 0.376 のラジアルギャップモータの断面図モデル

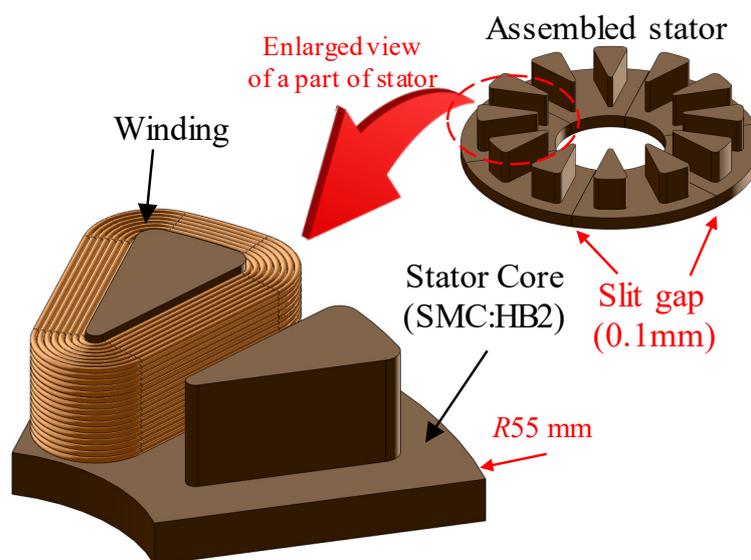


図 5.6 扁平率が 0.376 における提案アキシシャルギャップモータの固定子構造

表 5.1 ラジアルギャップモータとアキシシャルギャップモータの比較条件一覧

Parameter	Radial gap motor	Axial gap motor
Permanent magnet	Nd sintered PM (NMX-37SH)	Nd bonded PM (S5B-17ME)
Stator core	Laminated steel sheet (35A360)	SMC (HB2)
Rotor core	Laminated steel sheet (35A360)	None *Coreless rotor structure
Winding	Copper wire	←
Motor volume	0.392 L	←
Aspect ratio	0.376 ~ 0.814	←
Pole / Slot	10 pole / 12 slot	←
Winding fill factor	40%	←
Mass density of PM	7600 kg/m ³	5500 kg/m ³
Total weight of PM	89.2 g	←
Air gap length	0.6 mm	1.0 mm
Winding structure	Concentrated winding	←

回転子には 3 章で述べたように、より簡単な構造でかつトルクや効率等の性能を向上できるコアレス回転子構造を採用している。

また、両者は比較の際にモータの占有体積を 0.392 L で統一しており、その条件下で軸長と最外径を変更し、扁平率が 0.376 から 0.814 の範囲でモデルを作成している。極数とスロット数のコンビネーションに関しては、より平等な比較とするためどちらも 10 極 12 スロットを採用しており、分数スロットであるため、トルクリプルの低減が可能である。なお、両モータにおいて巻線の占積率は 40% で統一しており、大量生産を想定しているためより製造性が良い集中巻き構造を採用している。

なお、両モータが採用している磁石は種類が異なるため、質量密度も違っている。そこで、コストの観点からも比較がしやすいように、モータ内の磁石の総重量を 89.2 g で統一して比較を行っている。なおエアギャップ長に関しては、ラジアルギャップモータは 0.6 mm であり、それに対して提案アキシシャルギャップモータは 1.0 mm とワイドエアギャップとなっている。加えて、提案アキシシャルギャップモータはダブルステータ・シングルロータ型であるため、回転子の両側に 1.0 mm のエアギャップが存在するため、回転子の磁気抵抗は非常に大きくなる。

5.2.2 両モータに使用する磁性材料について

前述したように、ラジアルギャップモータとアキシシャルギャップモータはそれぞれ異なる磁性材料をコアとして用いている。そこで、両材料の特性の差を明らかにするため、図 5.7 に示すような測定用のサンプルを作成し、磁気特性及び鉄損特性を測定した。図 5.8 に HB2 材(SMC)と 35A360 材(積層鋼板)の B-H 特性の測定結果を示している。両材料の B-H 特性よ

第5章 提案アキシヤルギャップモータのラジアルギャップモータに対する優位性の検証

り線形領域において、HB2 材の透磁率が 35A360 と比べて低くなっている。また約 2.0 T (75000 kA/m)以上では透磁率の大小関係が入れ替わるものの、今回の検討アキシヤルギャップモータでは4章における図4.9で示した固定子磁束密度分布から分かるように、固定子の磁束密度が2.0 T以上となる部分は基本的には存在しないため、HB2が35A360より透磁率が低い運転点で使用されることとなる。しかしながら、今回の提案アキシヤルギャップモータはコアレス回転子構造に加えてワイドエアギャップ長を採用しているため、回転子の磁気抵抗が大きくモータ全体の中でも大半を占めていると考えられる。したがって固定子のコアに使用される材料の透磁率は、モータ全体の磁気抵抗にほとんど影響を与えないことが予想される。以上より、図5.8に示されるようにSMCの透磁率が積層鋼板よりも低い場

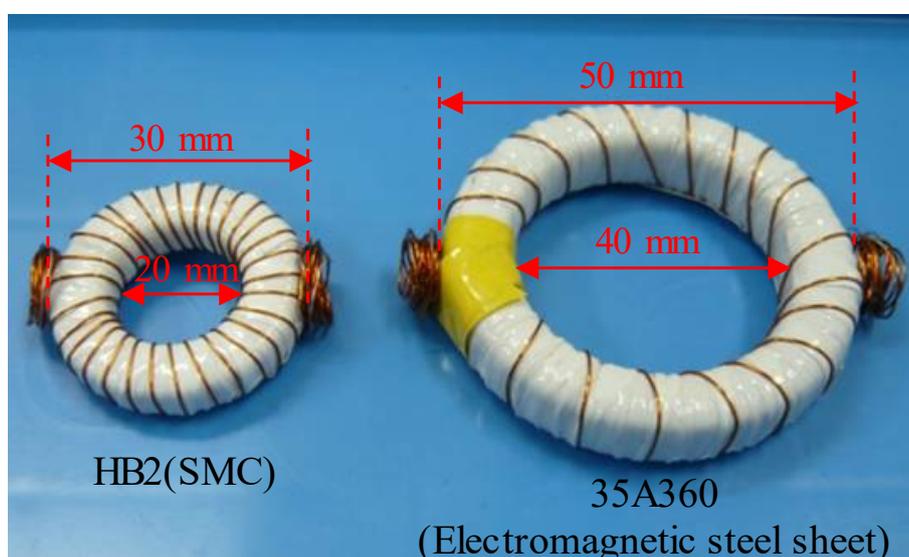


図 5.7 HB2 材(SMC)と 35A360(積層鋼板)の特性測定用のサンプル写真

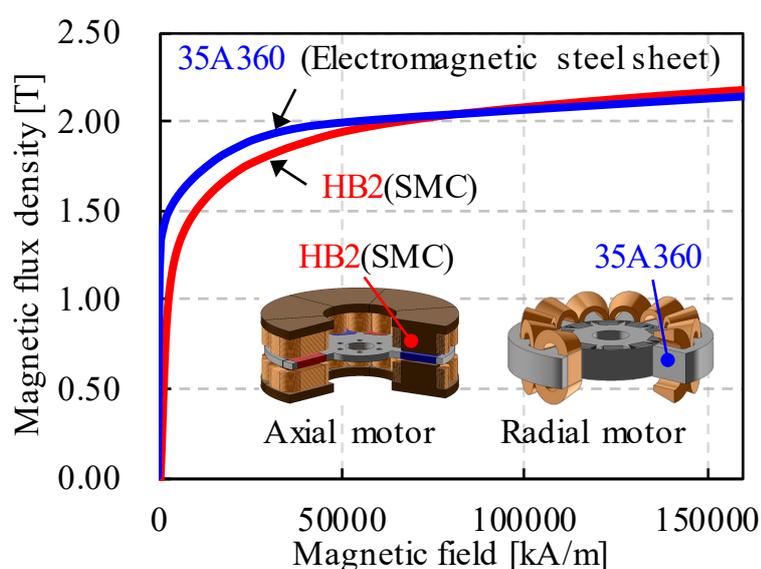
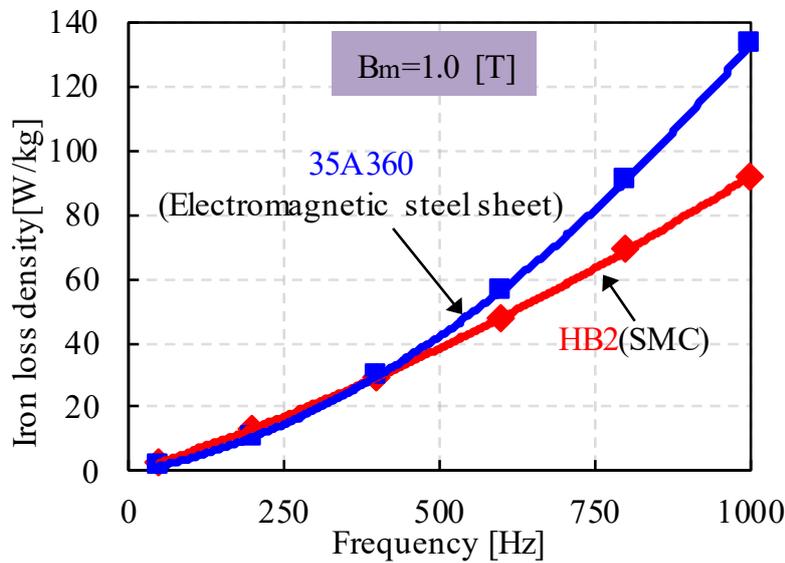


図 5.8 HB2 材(SMC)と 35A360(積層鋼板)の B-H 特性の測定結果

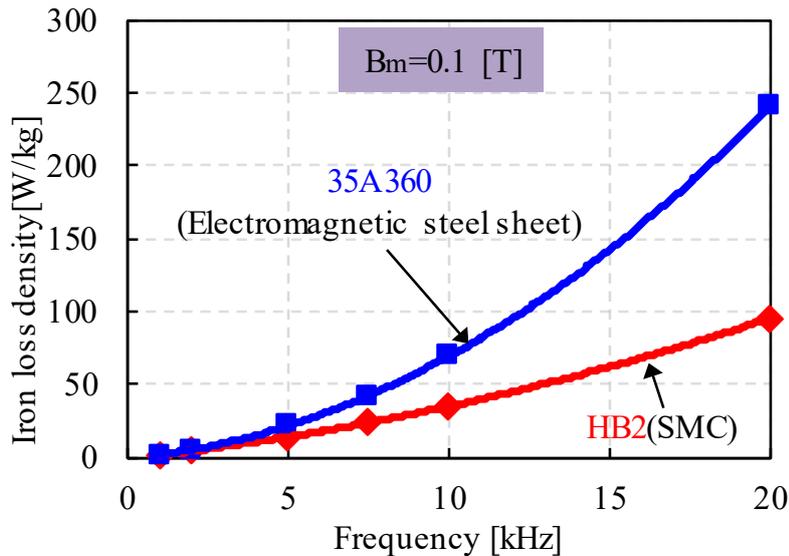
第5章 提案アキシアルギャップモータのラジアルギャップモータに対する優位性の検証

合においても提案アキシアルギャップモータのトルク性能にはそれほど大きな影響はないと考えられる。SMCの透磁率とアキシアルギャップモータのトルクの関係については、6章にて詳細な検討を実施している。

図5.9にHB2と35A360の鉄損の測定結果を示している。図5.9(a)が低周波領域における両材料の鉄損密度の測定結果を示している。測定条件は B_m が1.0 T、周波数が50~1000 Hzであり、モータの基本波の駆動周波数帯となっている。なお、今回検討するモータはラジアルギャップモータ、アキシアルギャップモータ共に10極機であり、最高速度の場合、6000 rpmなので、電源の駆動周波数は500 Hzとなる。図5.9(a)で500 Hzの鉄損をみると、HB2と35A360でほとんど変わらないことが分かる。また、500 Hz以下でも両者の鉄損はおとん



(a) 低周波領域での鉄損密度特性($B_m = 1.0$ T, 50 ~ 1000 Hz)



(b) 高周波領域での鉄損密度特性($B_m = 0.1$ T, 1 ~ 20 kHz)

図5.9 HB2材(SMC)と35A360(積層鋼板)の鉄損特性の測定結果

第5章 提案アキシアルギャップモータのラジアルギャップモータに対する優位性の検証

と同じであり、一方で 500 Hz を超えると HB2 がより良い鉄損特性を示していることが分かる。また、図 5.9(b)は高周波領域における鉄損特性であり、 B_m が 0.1 T、周波数を 1~20 kHz の条件で測定されている。高周波領域においては、全範囲で HB2 の鉄損が 35A360 よりも小さいことが明らかである。以上より、HB2 は積層鋼板と比べても非常に良い鉄損特性を持つ SMC であることが分かる。また、高周波における鉄損が非常に小さいため、実際に実機でインバータ駆動をした際にインバータのスイッチングによって重畳するリップルが発生する高周波鉄損を抑制できる可能性がある。

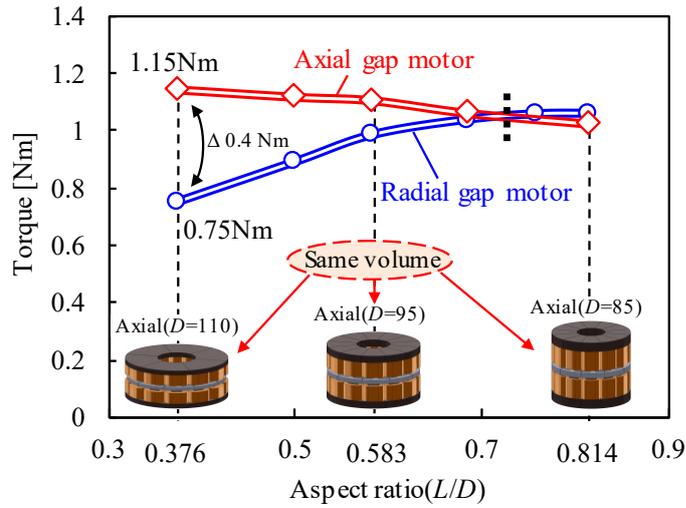
5.2.3 有限要素法による解析結果

図 5.10 にネオジムボンド磁石を用いた検討アキシアルギャップモータ及びネオジム焼結磁石を用いたラジアルギャップモータの扁平率ごとの特性を示している。解析条件は 6000 rpm, 4.0 Arms/mm² の高速重負荷領域の運転点であり、環境温度は 80 deg. C としている。図 5.10(a), (b), (c) はそれぞれ両モータの扁平率ごとの平均トルク、慣性モーメント、角加速度を示している。なお、本検討において 6000 rpm を高速領域と定義している理由は、対象のアプリケーションが産業用途のモータの使用において多くの割合を占める小・中容量のウォーターポンプであり、6000 rpm を超えるとキャビテーションが発生しやすくなることから運転が難しくなるためである^{[63],[64]}。また、電流密度が 4.0 Arms/mm² の場合に重負荷と定義しているのは、上記の値が冷却無しで十分連続運転できると考えているためである。なお両モータにおいて表 5.1 に示しているように、扁平率にかかわらず磁石の総重量は 89.2 g で統一しており、モータの占有体積も 0.392 L で一定である。

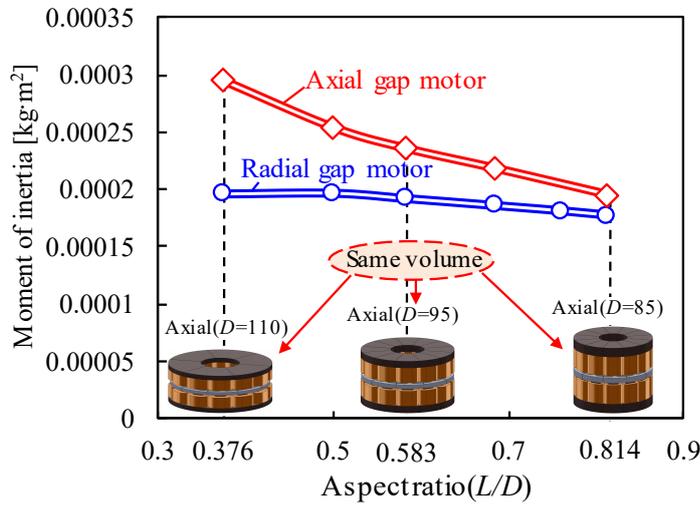
図 5.10(a)の両モータの扁平率ごとのトルク特性より、約 0.75 よりも小さい扁平率において、アキシアルギャップモータのトルクはラジアルギャップモータを上回っていることがわかる。特に扁平率 0.376 の場合においては、検討アキシアルギャップモータはラジアルギャップモータが採用しているネオジム焼結磁石よりも残留磁束密度が約 30%も小さいネオジムボンド磁石を用いているにも関わらず、約 53%高いトルクを達成している。扁平形状におけるこのトルク差の要因は、前述したようにアキシアルギャップモータは扁平形状になるほどトルク発生に寄与する磁石表面積が大きくなることである。それに対して、ラジアルギャップモータが扁平形状になるにつれて、コイルエンドによるデッドスペースの割合が増えることと、有効な磁石表面積が減少してしまうことで、両モータに大きなトルクの差が生じたと考えられる。言い換えると、提案アキシアルギャップモータはネオジムボンド磁石の残留磁束密度が低いという欠点を構造の利点を活かすことによって補うことが可能であるといえる。以上より、扁平形状においては提案アキシアルギャップモータを採用することによって一般的なラジアルギャップモータよりも高いトルク密度を達成できることが解析によって明らかとなった。

図 5.10(b)の両モータの慣性モーメントの推移より、どちらのモータも扁平な形状となるほど慣性モーメントが大きくなっている。これは、円筒状の剛体の慣性モーメントが以下の

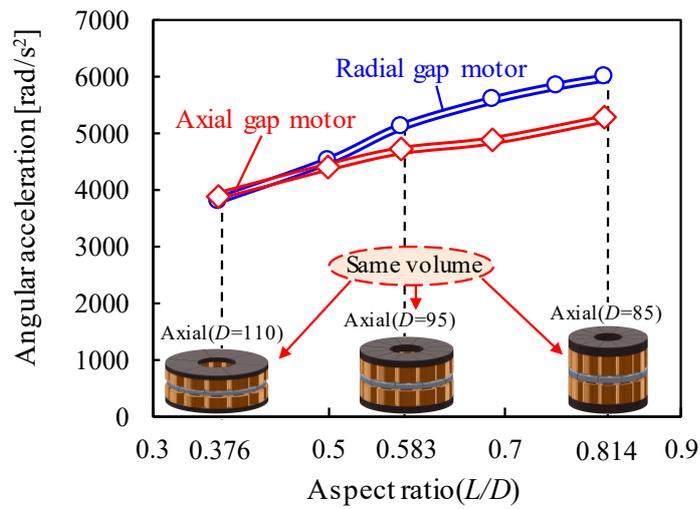
第5章 提案アキシアルギャップモータのラジアルギャップモータに対する優位性の検証



(a) 扁平率に対するトルクの推移



(b) 扁平率に対する慣性モーメントの推移



(c) 扁平率に対する角加速度の推移

図 5.10 ラジアルギャップモータ及びアキシアルギャップモータの扁平率毎の特性変化

第5章 提案アキシシャルギャップモータのラジアルギャップモータに対する優位性の検証

ような式(5.1)で表されるためである。

$$I = \frac{1}{2}MR^2 \quad (5.1)$$

ここでは I が慣性モーメント, M が質量, R が剛体の半径である。扁平な形状になるほど回転子の半径が大きくなっていくため, 慣性モーメントが 2 乗で大きくなっていくことが分かる。特に, アキシシャルギャップモータは回転子が円盤状であり, ラジアルギャップモータよりも外径が大きくなりやすいため, 慣性モーメントが大きくなるのが欠点の一つである。なお, 図 5.10(b)に示している慣性モーメントは, CAD ソフトの Solidworks によって算出した値である。図 5.10(b)から, 両モータにおいて扁平な形状になるほど慣性モーメントが大きくなっていることがわかる。またアキシシャルギャップモータは全ての扁平率においてラジアルギャップモータよりも慣性モーメントが大きくなってしまっている。さらに, 扁平形状になるほど, ラジアルギャップモータとアキシシャルギャップモータの慣性モーメントの差が大きくなっている。提案アキシシャルギャップモータは, コアレス回転子構造を採用したことによって回転子の重量及びサイズが小さくなっているものの, ラジアルギャップモータに比べると, 慣性モーメントが大きいことが明らかである。

一方で図 5.10(c)は両モータの扁平率毎の角加速度の推移を示している。角加速度は 3 章の式(3.1)で表されるため, 平均トルクが大きいほど高くなり, また慣性モーメントが大きいほど低くなる事が分かる。この各加速度によってモータの速度指令値に対する応答性が決まるため, モータの重要なパラメータの一つである。図 5.10(c)から, 扁平率 0.376 において提案アキシシャルギャップモータの角加速度がラジアルギャップモータよりも僅かに大きくなっていることが分かる。この要因として, アキシシャルギャップモータの慣性モーメントは図 5.10(b)のように大きいものの, 図 5.10(a)に示したように扁平率 0.376 において平均トルクが約 53%も大きいことから, 同じ電流密度におけるアキシシャルギャップモータの角加速度が上回ったと考えられる。したがって, 提案アキシシャルギャップモータは慣性モーメントこそ大きいものの, 扁平形状においてはトルクを大きくできるため, 大きい慣性モーメントによる角加速度の低下を補うことができている。

以上の解析結果から, 扁平率 0.376 という扁平形状において, 提案アキシシャルギャップモータは残留磁束密度の低いネオジウムボンド磁石を用いてもネオジウム焼結磁石を使った一般的なラジアルギャップモータよりも約 53%大きいトルクを出力することができる。加えてそのような扁平形状においては, アキシシャルギャップモータの欠点でもあった加速度性能もラジアルギャップモータを上回ることができるという解析結果が得られた。したがって, アキシシャルギャップモータは非常に扁平形状に適している構造のモータであることが解析によって示された。なお, これ以降は本論文におけるターゲットである扁平形状(扁平率: 0.376)においてラジアルギャップモータとアキシシャルギャップモータの詳細な比較を実施していく。

図 5.11 に扁平率 0.376 のモデルにおけるラジアルギャップモータ及びアキシシャルギャッ

第5章 提案アキシシャルギャップモータのラジアルギャップモータに対する優位性の検証

プモータの高速重負荷領域(6000 rpm, 4 Arms/mm²)での瞬時トルク波形の解析結果を示している。また、参考としてネオジム焼結磁石を用いたアキシシャルギャップモータとネオジムボンド磁石を用いたラジアルギャップモータの解析結果も同時に示している。平均トルクに関して、2つのアキシシャルギャップモータは共に2つのラジアルギャップモータを上回っている。特にネオジム焼結磁石を用いたアキシシャルギャップモータが4つのモデル中で1.44 Nmと最もトルクが大きい結果となった。しかし、トルクリプルも9.7%と最大となっている。これに対し、ラジアルギャップモータは平均トルクがアキシシャルギャップモータよりも小さく、特にネオジムボンド磁石を用いたモデルでは0.50 Nmと最もトルクが小さくなっている。検討モータであるネオジムボンド磁石を用いたアキシシャルギャップモータは、トルクとトルクリプルに関して、ネオジム焼結磁石を用いたアキシシャルギャップモータとラジアルギャップモータの中間的特性を示している。図5.11の結果からも、扁平形状において磁石材料に関わらずアキシシャルギャップモータはトルクの面でラジアルギャップモータよりも有利であることが分かる。また、両モータとも10極12スロットのコンビネーションを採用していることによってトルクリプルを小さく抑制できている。

また図5.12に高速重負荷領域における各モデルの損失内訳及び効率を示している。図5.12(a)は正味の損失のグラフであり、ネオジム焼結磁石を用いたアキシシャルギャップモータが115 Wと極めて大きい損失を生じていることが分かる。よって、効率が88.7%と4つのモデル中で最も低い。したがって、前章でも述べたようにネオジム焼結磁石を用いたアキシシャルギャップモータは、図5.11で示されたようにトルクこそ大きいものの、磁石で発生する渦電流損の抑制が難しく、高速領域で効率の低いモータとなっている。

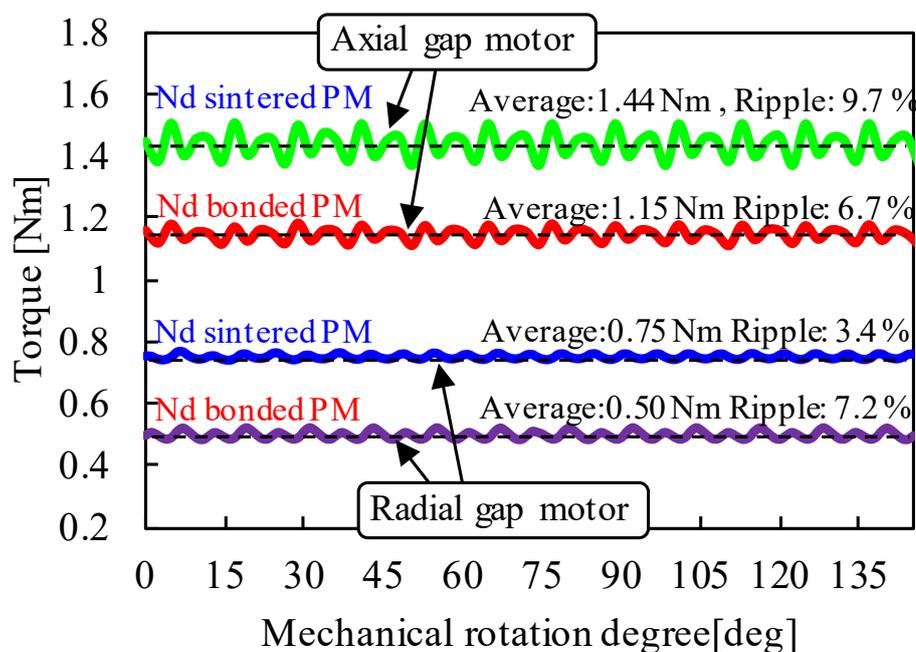
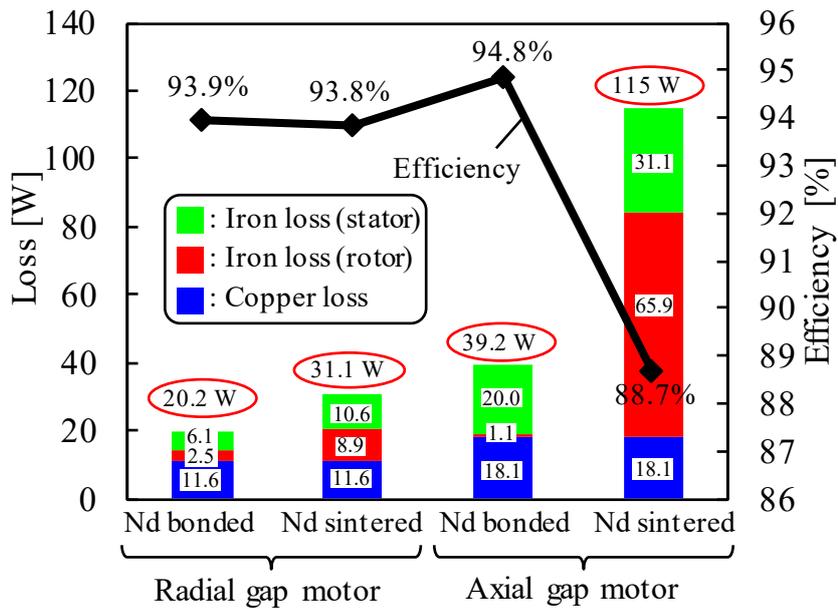
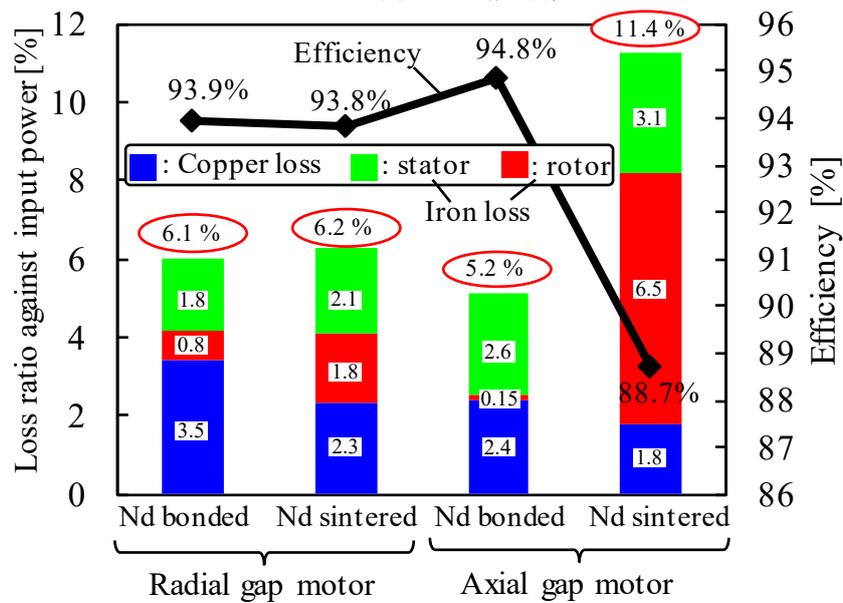


図 5.11 ラジアルギャップモータとアキシシャルギャップモータの高速重負荷領域における瞬時トルク波形の解析結果(@6000 rpm, 4.0 Arms/mm²)



(a) 正味の損失の内訳と効率



(b) 入力に対する損失の割合の内訳と効率

図 5.12 ラジアルギャップモータとアキシシャルギャップモータの高速重負荷領域における各損失の内訳と効率の解析結果(@6000 rpm, 4.0 Arms/mm²)

ネオジムボンド磁石とネオジム焼結磁石を用いた 2 つのラジアルギャップモータは図 5.12(a)に示された正味の損失は検討モータのネオジムボンド磁石を用いたアキシシャルギャップモータよりも小さいという結果が得られた。しかし、図 5.12(b)の入力に対する損失割合で比較すると、2 つのラジアルギャップモータは入力の 6%以上が損失として失われるのに対して、ネオジムボンド磁石を用いた提案アキシシャルギャップモータは 5.2%しか損失の割合がなく、4 つのモデルの中で最も高い効率を示している。これは、検討アキシシャルギャップモータがネオジムボンド磁石を用いていることによって、4 章で示したように磁石で

第5章 提案アキシシャルギャップモータのラジアルギャップモータに対する優位性の検証

の渦電流損がほとんど生じないことが理由として挙げられる。それに加えて扁平率 0.376 という扁平な形状であるため、残留磁束密度の小さいネオジムボンド磁石を用いても図 5.11 に示すようにラジアルギャップモータよりも大きいトルクを出力できることも、94.8%という高効率を達成できる理由である。

また、図 5.13 にネオジム焼結磁石を用いたラジアルギャップモータの磁石における高速重負荷領域での渦電流密度分布図を示している。図 5.12(a)より、アキシシャルギャップモータにおけるネオジム焼結磁石内での渦電流損は 60 W 以上であったのに対し、図 5.13 に示すように、ラジアルギャップモータではネオジム焼結磁石磁石内の渦電流損は 6.7 W と約 90%小さいことがわかる。これは前述したように、ラジアルギャップモータは IPM 構造を採用しており、エアギャップ中の高調波磁束の影響を受けにくいためである。したがって、アキシシャルギャップモータにおいては、ネオジム焼結磁石、ネオジムボンド磁石を用いた 2 つのモデル間の効率差は 6.1% pt.であったが、2 つのラジアルギャップモータの効率差はネオジム焼結磁石の場合の渦電流損が小さいため僅か 0.1% pt.となっている。

また、ネオジムボンド磁石を用いたラジアルギャップモータは図 5.11 から、平均トルクが 0.50 Nm と最も小さいため、他のモデルと出力範囲を合わせるには大きな電流が必要となり、銅損の増加によって効率の低下が見込まれる。以上より、今回検討に用いたラジアルギャップモータの場合にネオジムボンド磁石を適用することはあまり適しているとはいえない。これに対してアキシシャルギャップモータの場合は、モータの製造の観点から IPM 構造を採用することが難しいためネオジム焼結磁石を適用すると、大きな渦電流損が生じてしまう。そのためネオジムボンド磁石を適用することは渦電流を抑制するのに非常に有効

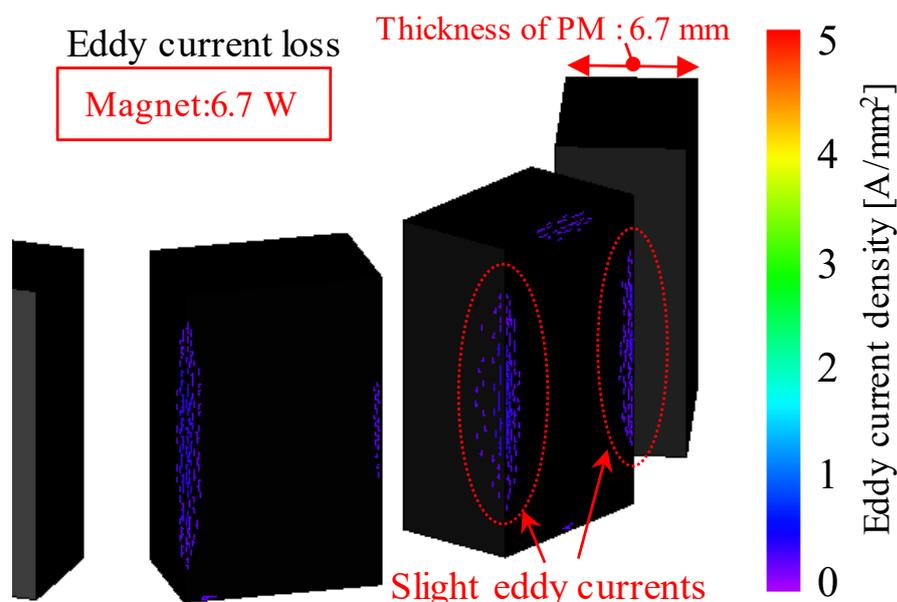


図 5.13 ネオジム焼結磁石を用いたラジアルギャップモータの高速重負荷領域における瞬時トルク波形の解析結果(@6000 rpm, 4.0 Arms/mm²)

第5章 提案アキシシャルギャップモータのラジアルギャップモータに対する優位性の検証

であり、なおかつ扁平形状であれば残留磁束密度が低くともラジアルギャップモータを上回るトルクが出力可能であることを解析によって確認した。

5.3 提案モータの実験による有効性の検証

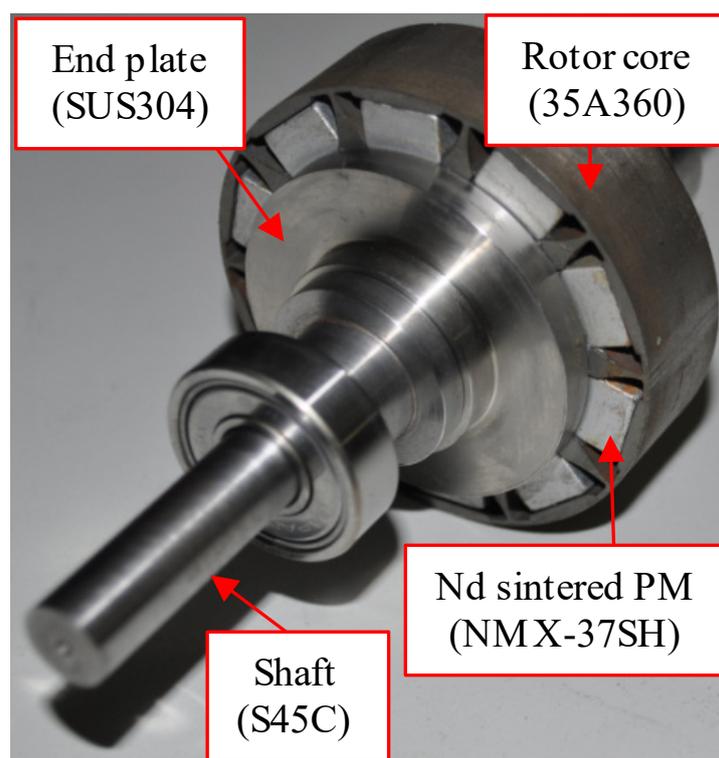
前節まで、有限要素法による解析でラジアルギャップモータと提案アキシシャルギャップモータの比較を実施してきた。本節においては、扁平率が0.376の扁平形状において両者の試作機を作製し、実験によってその特性を明らかにするとともに、提案アキシシャルギャップモータの有効性を示す。

5.3.1 アキシシャルギャップモータとラジアルギャップモータの試作機について

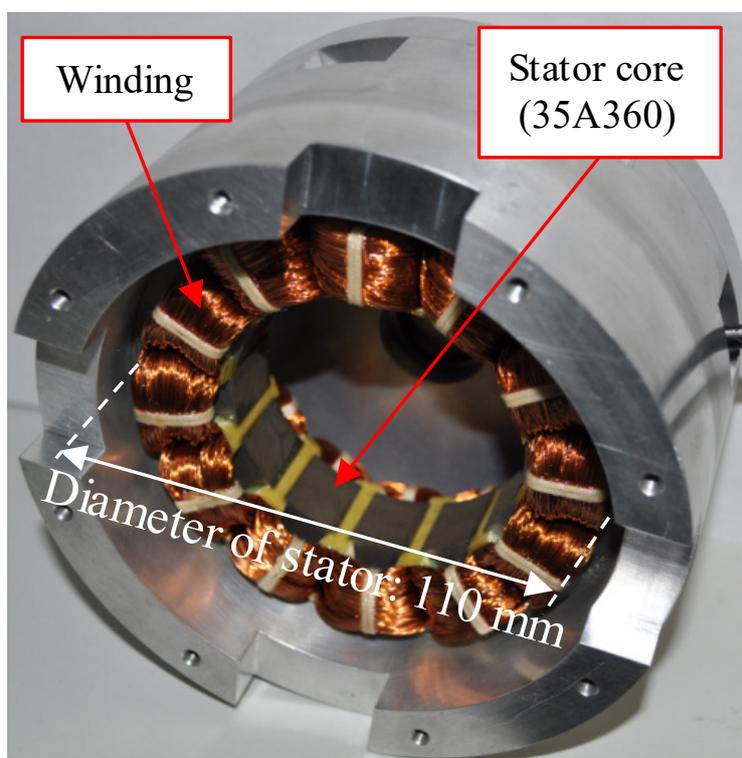
図 5.14 にネオジウム焼結磁石を用いたラジアルギャップモータの試作機の写真を示している。ラジアルギャップモータの試作機の扁平率は0.376であり、扁平形状となっている。図 5.14(a)は回転子の外観を示しており、回転子コアには解析の場合と同様に積層鋼板である35A360材を用いている。また、積層鋼板の中にネオジウム焼結磁石が埋め込まれており、IPM構造となっていることが分かる。なお、積層鋼板は積層方向の両側からエンドプレートによって固定されている。また、回転子は10極となっており、10枚の磁石が埋め込まれている。図 5.14(b)はラジアルギャップモータの固定子の外観を示しており、12スロット構造となっている。また、コイルエンドをできるだけ短くするために集中巻構造を採用している。固定子にも回転子同様にコアには積層鋼板の35A360材を使用しており、積層して巻線を巻いた後にアルミケースに圧入している。なお、固定子コアの最外径は110mmとなっている。

図 5.15 にネオジウムボンド磁石を用いた提案アキシシャルギャップモータの試作機の写真を示している。ラジアルギャップモータ同様に扁平率は0.376であり、体積・扁平率ともに等しくなっている。図 5.15(a)が提案アキシシャルギャップモータの回転子の外観であり、ネオジウムボンド磁石が非磁性のステンレス材(SUS304)で構成された支持部材にはめ込まれている。したがってコアレス回転子構造となっており、ラジアルギャップモータとは異なりSPM構造の回転子を採用している。なお、ラジアルギャップモータと同じく10極機となっている。図 5.15(b)が提案アキシシャルギャップモータの固定子の外観を示しており、ラジアルギャップモータ同様に集中巻構造を採用しており、12スロットの構成となっている。また固定子コアには住友電工製のSMCのHB2材を使用している。また、一つの固定子コアは前述したように6つのセグメントに分割されており、それぞれを接着剤を用いて組み合わせ、構成されている。

また、図 5.16 に両モータを組み付けた場合の写真を示している。両モータにおいてモータの軸長や最外径は同じであるが、アセンブリの高さと径が異なっていることが分かる。ラジアルギャップモータの場合、コイルエンドが軸方向に存在するため、軸方向のアルミケースと巻線が接触しないように隙間を設ける必要がある。一方でアキシシャルギャップモータは軸方向のアルミケースに固定子コアをそのまま接着することができ、隙間が生じないた

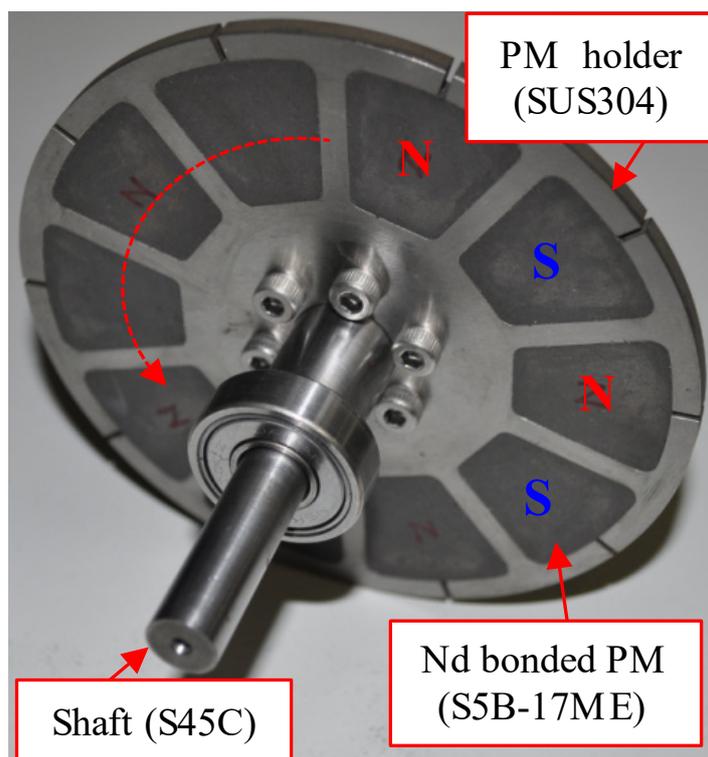


(a) IPM 構造を有する回転子の外観(10 極)

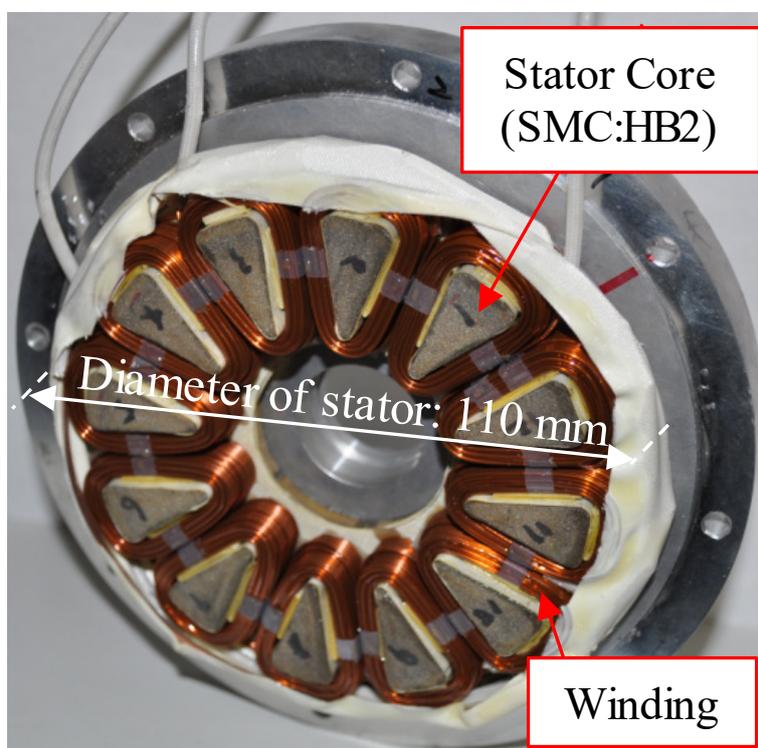


(b) 集中巻構造を有する固定子の外観(12 スロット)

図 5.14 ネオジム焼結磁石を用いた扁平率が 0.376 のラジアルギャップモータの試作機及びアルミのモータケースの外観写真



(a) コアレス回転子構造(SPM 構造)を有する回転子の外観(10 極)



(b) 集中巻構造を有する固定子の外観(12 スロット)

図 5.15 ネオジウムボンド磁石を用いた扁平率が 0.376 の提案アキシヤルギャップモータの試作機及びアルミのモータケースの外観写真

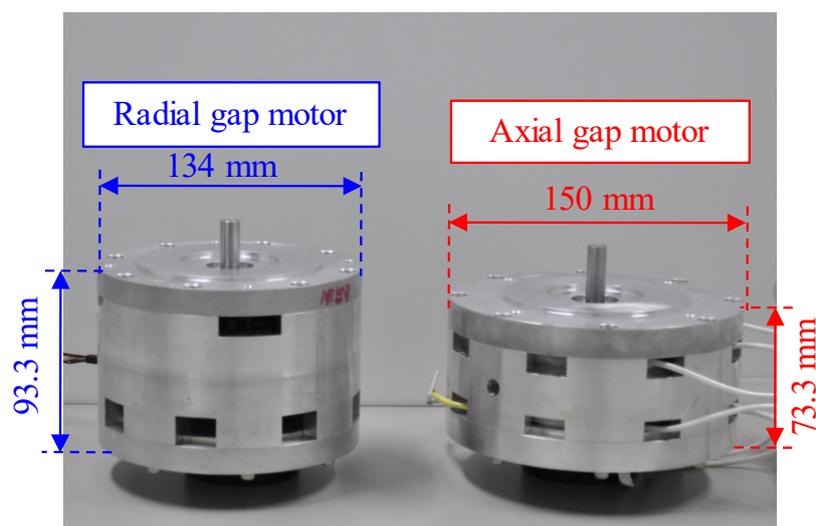
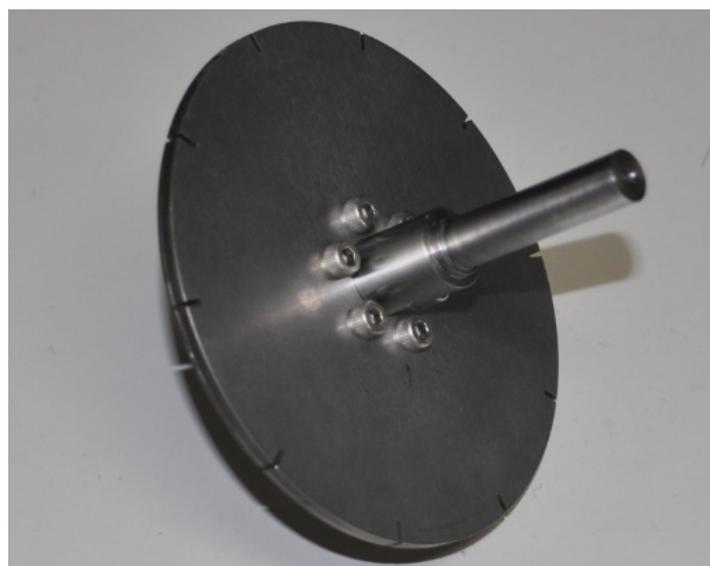


図 5.16 ラジアルギャップモータとアキシヤルギャップモータのアセンブリ



(a) ラジアルギャップモータ用



(b) アキシヤルギャップモータ用

図 5.17 機械損測定用のダミーロータの外観

め、軸長を短くすることができる。一方でアキシシャルギャップモータはコイルエンドが径方向にあることと、円盤状の回転子がケースの側面に接触しないように径方向に隙間を設ける必要がある。したがってアキシシャルギャップモータのケースは径方向に大きくなりやすい。以上の理由から、両モータにおいてモータのサイズが同じでもケースの大きさが異なってしまう可能性がある。しかし言い換えると、アキシシャルギャップモータはよりラジアルギャップモータよりもケースを含めて扁平形状に適していると考えられる。

5.3.2 機械損を評価するためのダミーロータ

図 5.17 にラジアルギャップモータとアキシシャルギャップモータ用に作製したダミーロータの外観を示している。より正確に試作における損失を評価するため、ダミーロータを用いて両モータにおける機械損を測定する。また、効率等から機械損を除外することによって、モータの電磁機構部のみの効率を評価することが可能となる。2つのダミーロータは全て炭素鋼(S45C)から作製されており、それぞれのモータの実際の回転子と重量及び軸周りの慣性モーメントの誤差が1%以内となるように設計されている。そのため、ベアリングの摩擦により生じる損失や、回転子で生じる風損等を含む機械損を正確に測定することができる。実物の回転子は着磁された磁石が入っているため、磁束によって無負荷鉄損が生じ、それによって正確な機械損が測定できなくなってしまう。また、2つのダミーロータは実物の回転子とエアギャップ及びエアギャップ面積が等しくなるように設計されている。なお、アキシシャルギャップモータに関しては回転子本体とシャフトが分離できる構造となっているため、シャフトのみは実際の回転子と同じものを使用している。

図 5.18 に無負荷及び負荷特性を測定する際の試験ベンチの構成を示している。試作機が

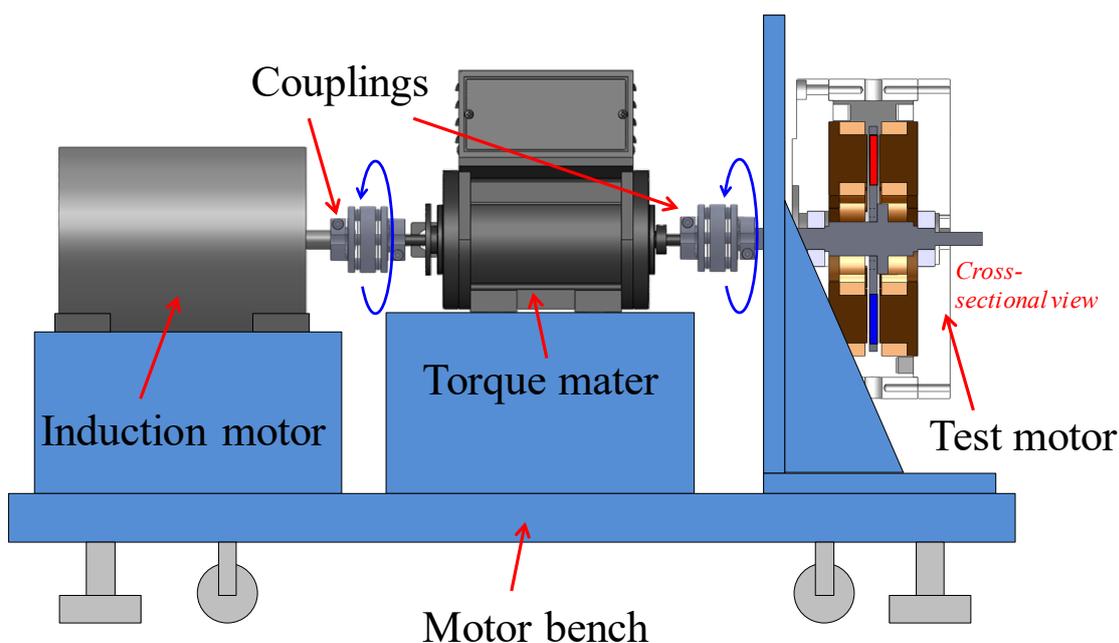


図 5.18 無負荷及び負荷特性測定時のモータ試験ベンチの構成図

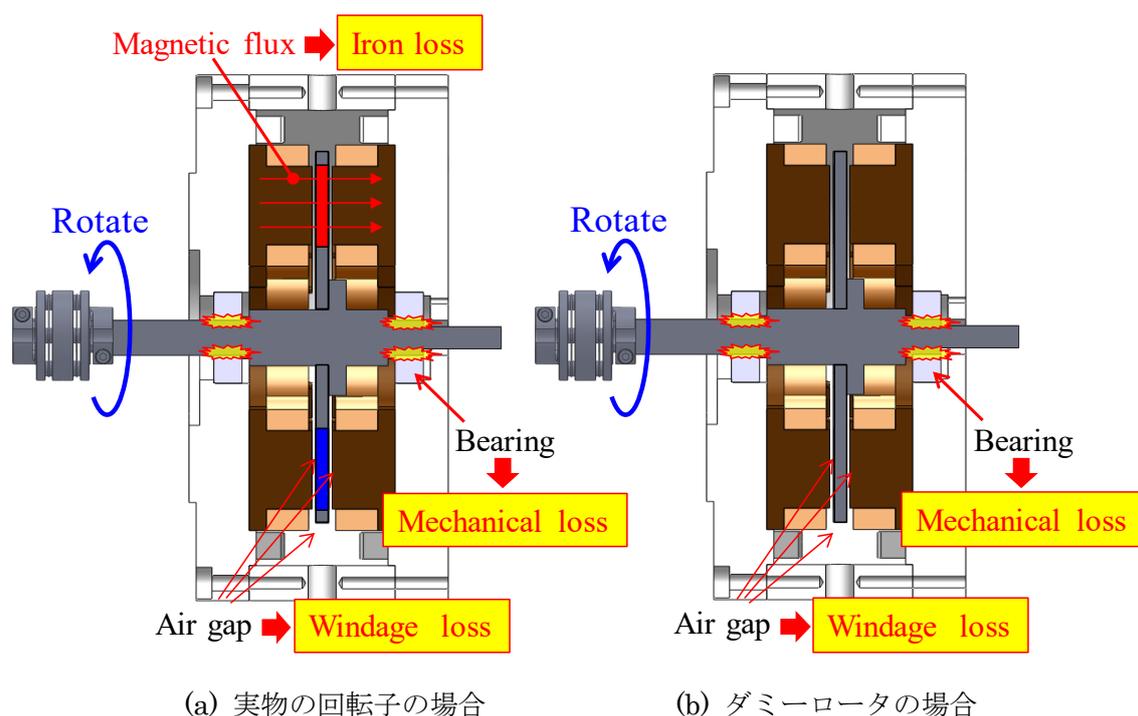


図 5.19 無負荷運転時にモータ内で発生する損失

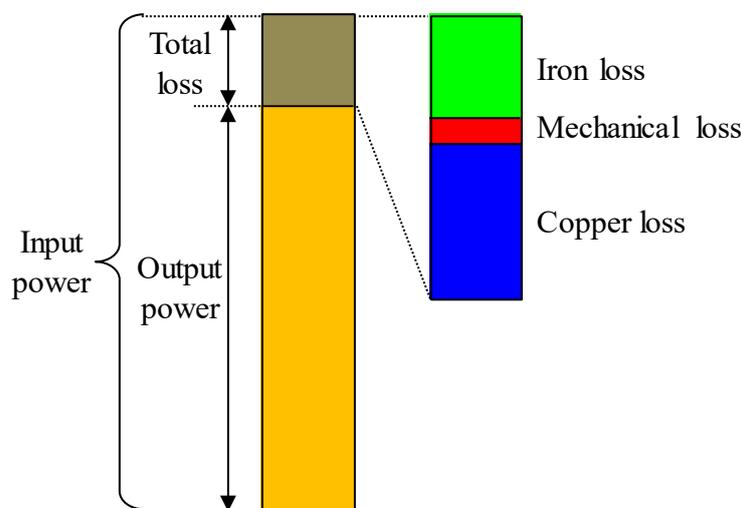


図 5.20 機械損測定用のダミーロータの外観

カップリングによってトルクメータと誘導機に接続されており、特に機械損を測定する場合においては、誘導機によって試作機を回転させ、そのときのトルクメータの表示値が機械損分として換算される^[115]。しかし、図 5.19(a)に示すように実物の回転子を用いて試験した場合は着磁された磁石が入っているため、主に固定子内での鉄損が生じてしまい、引きずりのトルクとしてトルクメータの表示値に表れてしまう。したがって、着磁された磁石の入った回転子では正確な機械損を測定することは難しい。そこで、図 5.19(b)のように着磁された磁石の入っていないダミーローターを使用することで、ベアリングの摩擦による損失や

風損が含まれた機械損のみが引きずりのトルクとしてトルクメータに表示されることになる。このようにダミーロータを用いて機械損を測定することができれば、図 5.20 に示したように、無負荷及び負荷特性においてモータの総損失から鉄損を分離することが可能となる。モータへの入力電力はパワーメータで測定しており、出力はトルクメータから得られる回転速度とトルクから算出できる。入力電力からモータの出力を差し引くことによってモータ内の総損失が得られるが、この総損失から銅損とダミーロータで測定した機械損を除去することで、モータ内で発生する鉄損を得ることができる。

5.3.3 実験結果

図 5.21 に両試作機の 1000 rpm における電流密度に対するトルクの増加のグラフを示しており、電流密度毎にトルクがどれだけ上昇するか、そのトルク係数を明らかにした。また図中には解析結果も示しており、ラジアルギャップモータのトルク係数は解析と実験それぞれで 0.20, 0.18 Nm \cdot mm²/Arms であり、その誤差は 9.0%であった。また、検討アキシシャルギャップモータの場合の解析及び実験のそれぞれのトルク係数は 0.308, 0.332 Nm \cdot mm²/Arms であり、その誤差は 7.8%であった。したがって、解析と実験のトルク係数が比較的良好に一致しているため、両モータの試作機は精度良く製造できていると考えられる。また、図 5.21 からは提案するアキシシャルギャップモータがネオジムボンド磁石を用いているにも関わらずネオジム焼結磁石を用いているラジアルギャップモータよりも、実測結果においてトルク係数が 44.9%も大きいという結果が得られた。扁平形状において提案アキシシャルギャップモータのトルクの優位性を実験によっても確認することができた。

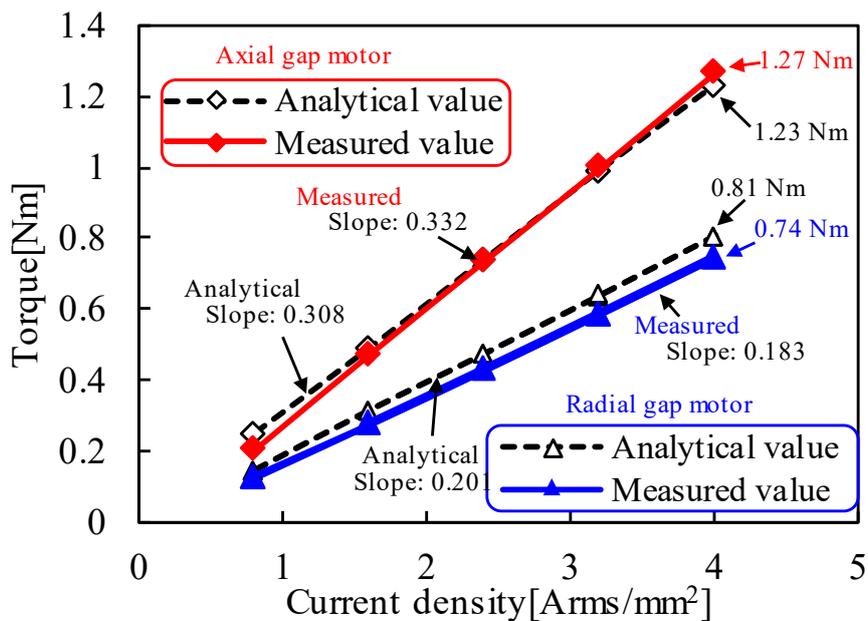
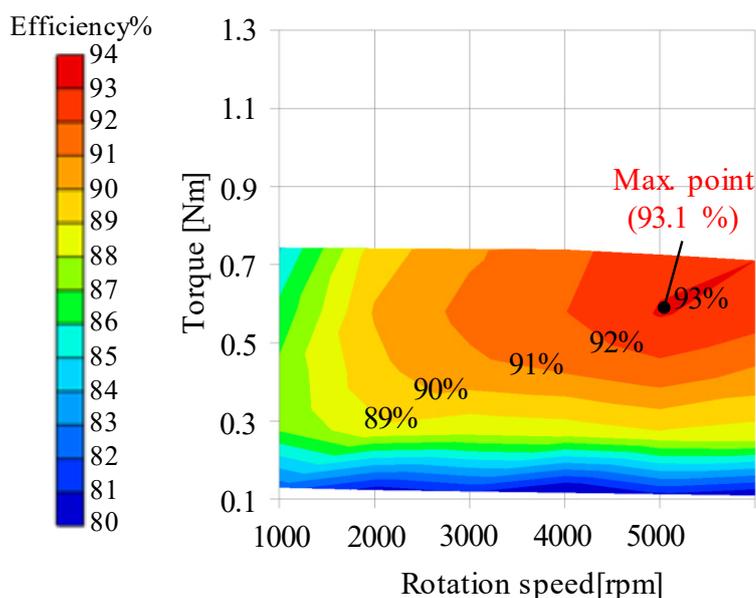
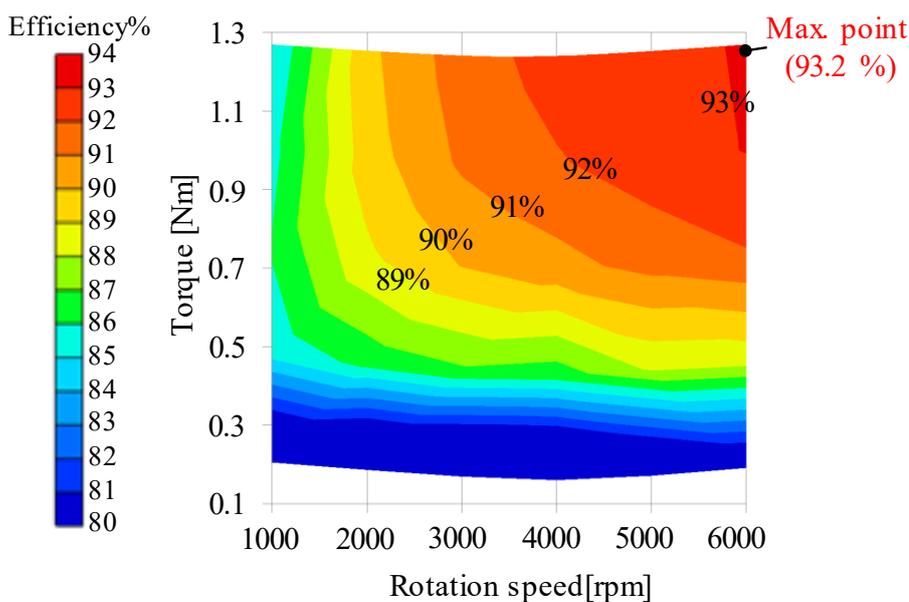


図 5.21 ラジアルギャップモータ及びアキシシャルギャップモータの試作機の電流密度に対するトルク特性(1000 rpm)



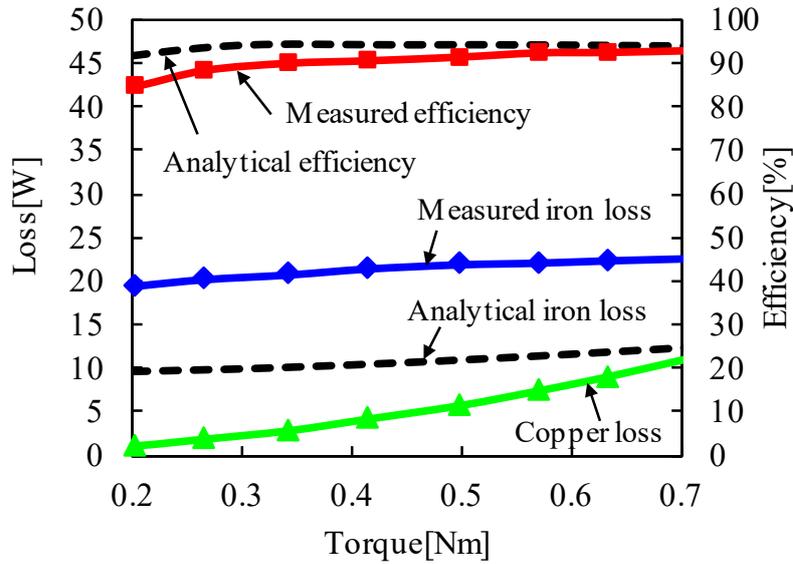
(a) ネオジム焼結磁石を用いたラジアルギャップモータ



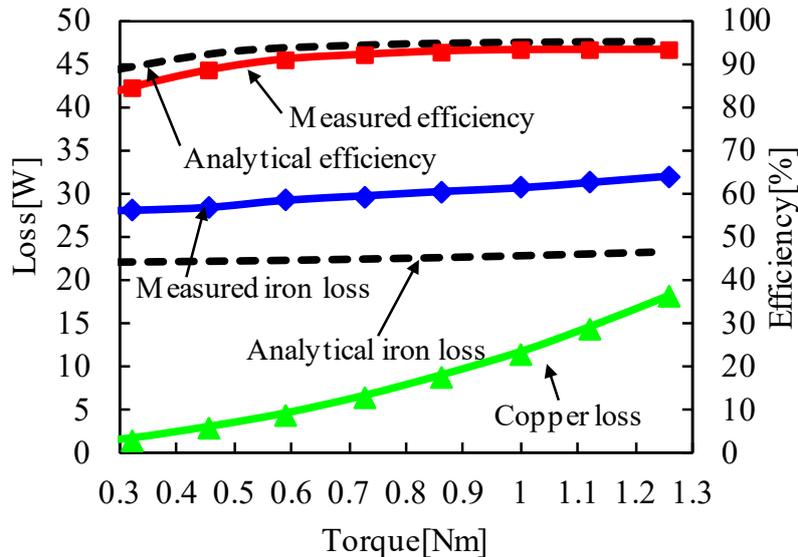
(b) ネオジムボンド磁石を用いた提案アキシシャルギャップモータ

図 5.22 両試作機の機械損を除外した効率マップ

図 5.22 に各試作機の効率マップを示している。運転範囲は 1000 ~ 6000 rpm, 0.8 ~ 4.0 Arms/mm² であり、ダミーロータで測定した機械損を除外している。両モータの効率マップから最大電流密度が同じであるにもかかわらず、図 5.21 で示したようにトルクに差異があることから出力範囲が大きく異なることが分かる。また、ラジアルギャップモータについて、最高効率が 5000 rpm, 3.2 Arms/mm² のときに 93.1%であった。これに対して検討アキシシャルギャップモータでは 6000 rpm, 4.0 Arms/mm² のときに 93.2%と僅かに上回っている。また、両モータにおいて最高効率が得られた上記の運転ポイントにおいて、解析



(a) ネオジム焼結磁石を用いたラジアルギャップモータ



(b) ネオジムボンド磁石を用いた提案アキシアルギャップモータ

図 5.23 各試作機の 6000 rpm におけるトルクに対する銅損，鉄損，効率の推移

では効率がラジアルギャップモータの場合は 95.0%，アキシアルギャップモータの場合は図 5.12 に示したように 94.8%であった。したがって，解析と実験における効率差はラジアルギャップモータで 1.9%，アキシアルギャップモータで 1.6%と小さくなっている。

また，両効率マップにおいて，検討アキシアルギャップモータの方が 92%以上の高効率を達成している範囲が広いことがわかる。したがって，ネオジムボンド磁石を用いた検討アキシアルギャップモータは，ネオジム焼結磁石を用いたラジアルギャップモータと比べてトルクのみならず，効率も広範囲において優れているという結果が実験によっても得られた。

第5章 提案アキシシャルギャップモータのラジアルギャップモータに対する優位性の検証

図 5.23 に 6000 rpm での両モータのトルクに対する銅損，鉄損，効率の推移のグラフを示している。グラフ中の鉄損は，ダミーロータで測定した機械損を除去することによって算出されたものである。また，両モータにおける最大電流密度はここでも 4.0 Arms/mm^2 としている。図 5.23(b)の検討アキシシャルギャップモータについて，測定された鉄損は解析の際の鉄損よりも 4 Arms/mm^2 の場合に約 38%大きくなっている。これは，3D-FEA における解析ではモータの通電電流は完全な正弦波であったのに対して，実験においてはインバータの 10 kHz の PWM スイッチングから発生するリップル電流による高周波鉄損が生じているためと考えられる^{[116],[117]}。また，モータを試作した際の加工歪みや残留応力等のビルディングファクタなどの影響でも鉄損が増加していることも考えられる^{[118]-[120]}。しかし，図 5.9 でも述べたように，提案アキシシャルギャップモータの固定子コアに使用している SMC である HB2 材料は高周波で特に低鉄損特性を有しているため，スイッチングリップル等による高周波鉄損を抑えるのに有効であると考えられる。これは提案アキシシャルギャップモータの方が，ラジアルギャップモータに比べて解析と実測における鉄損差や効率差が小さくなっていることの要因として考えられる。一方で，図 5.23(a)のラジアルギャップモータの場合， 4 Arms/mm^2 における解析と実測の鉄損の誤差が約 77%とアキシシャルギャップモータよりも大きくなっている。これは図 5.9 より，ラジアルギャップモータの固定子及び回転子コアに使用している積層鋼板の方が SMC よりも高周波における鉄損が大きいため，PWM スイッチングによるリップル電流が発生する高周波鉄損が大きくなっているためと考えられる。

以上より，アキシシャルギャップモータの固定子コアに使用している SMC は 3 次元形成が容易で大量生産に適していることに加えて，実機における鉄損の増加も小さくすることができるため，特に本検討においてターゲットとしている高速領域における効率低下を抑制することが可能となる。より高効率なアキシシャルギャップモータを実現するためには，磁石材料のみならず，コアに使用する SMC の特性も非常に重要となる。そこで次章において，高効率化に適した SMC 材料の開発方針について検討を実施する。

5.4 5章のまとめ

本章では、3章でコアレス回転子構造、3章でネオジムボンド磁石を適用し、高速重負荷領域において高効率を達成した提案アキシアルギャップモータにおいて、一般的に広く普及しているネオジム焼結磁石を用いたラジアルギャップモータと比較することで、その有用性について評価した。まずは有限要素法での解析によって、同じ体積、磁石重量下で扁平率を変化させた場合の平均トルク等について比較を行った。その結果、扁平率 0.376 という扁平形状において提案アキシアルギャップモータはネオジムボンド磁石を用いているにも関わらず、ネオジム焼結磁石を用いたラジアルギャップモータよりも約 53%高いトルクを出力できることを明らかにした。また、扁平率 0.376 における両モータの試作機を作製し、実験による評価も実施した。実験によっても提案アキシアルギャップモータのトルクでの優位性を示し、同じ電流密度条件下での運転範囲を広げられることを示した。また、効率マップによる比較を実施したところ、提案アキシアルギャップモータはラジアルギャップモータよりも広い範囲で 90%を超える効率を達成できていることを確認した。

6章 更なる高効率化のための SMC 材料の開発方針の検討

ここまで、アキシシャルギャップモータにおいて小型化に有効な高速重負荷領域で高効率化を実現するために、コアレス回転子構造及びネオジムボンド磁石の適用を提案した。これらの提案手法によって、高速重負荷領域において高効率化を実現できたが、両者は回転子に関する検討であり、固定子に関する詳細な検討は行われていない。そこで、アキシシャルギャップモータの更なる高効率化を実現するために、本章においては高効率化に適した固定子コアの SMC 材料の開発方針について検討する。

6.1 コアレス回転子構造を有するアキシシャルギャップモータの磁気回路構成

図 6.1 にコアレス回転子構造を用いた提案アキシシャルギャップモータの U 相の簡易的な等価磁気回路を示している。提案アキシシャルギャップモータはコアレス回転子構造を採用しているため、回転子には磁性体が存在しない。それに加えて永久磁石自身の磁気抵抗は空気とほとんど同じであるため、回転子の磁気抵抗は非常に大きいことが予想できる。さらに 3 章や 4 章などで前述したように、提案アキシシャルギャップモータはエアギャップ長が 1.0

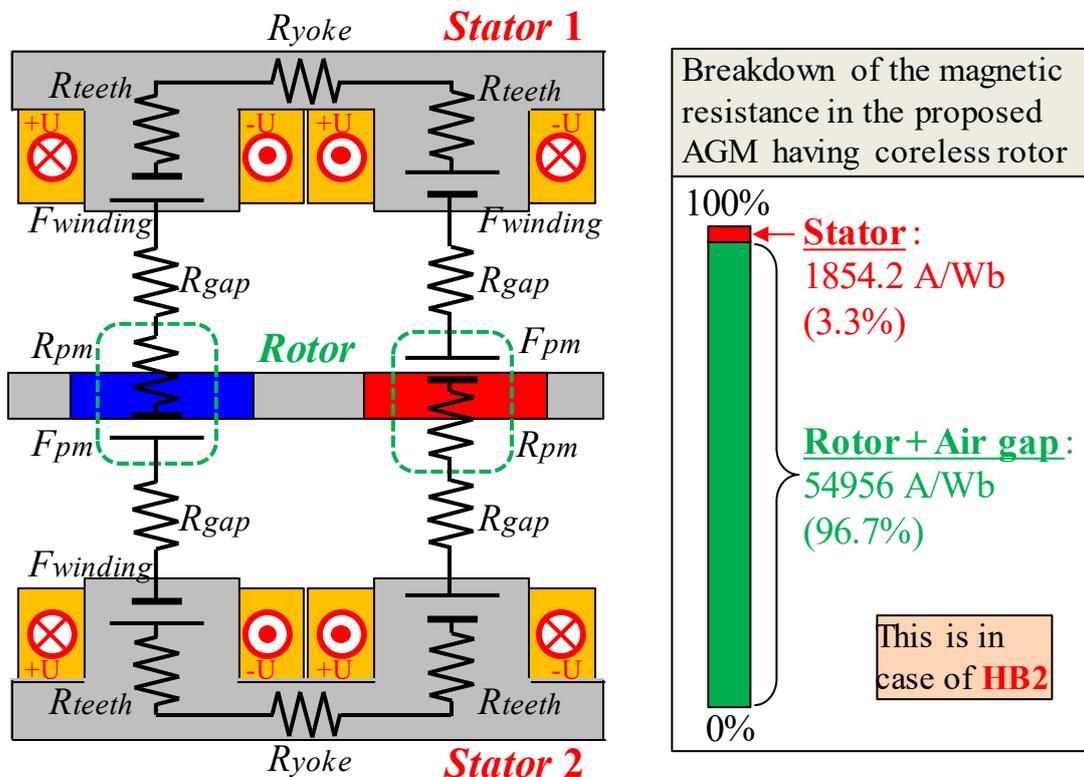


図 6.1 コアレス回転子構造を有する提案アキシシャルギャップモータの簡易等価磁気回路と回転子と固定子の磁気抵抗の割合

mm とワイドエアギャップを採用している。これは本検討においては産業用途をターゲットとしており、大量生産を想定しているためである。アキシシャルギャップモータを組み立てる際に、エアギャップ長が大きいと回転子位置をシムなどによって微調整する必要がなく、生産性が向上する。これに加えて提案アキシシャルギャップモータはダブルステータ・シングルロータ型の構造であることからエアギャップが軸方向に 2 つあるため、エアギャップ部の磁気抵抗も非常に大きくなる。以上より、図 6.1 に示している提案アキシシャルギャップモータ中の磁気抵抗の割合をみると、回転子及びエアギャップ部の磁気抵抗がモータ全体の 96.7% を占めていることが分かる。言い換えると、固定子コアである SMC がモータ全体の磁気抵抗において占める割合は僅か 3.3% ということになる。したがって、固定子コアに用いる SMC の磁気抵抗が若干変化しようが、モータ全体に占める磁気抵抗の割合としては非常に小さいため、モータ全体の磁気抵抗への影響は小さいことが考えられる。つまり SMC の材料としての透磁率が低下してもアキシシャルギャップモータのトルクに与える影響は非常に小さいことが予想される。なお図 6.1 中に示した磁気抵抗は、低鉄損特性を有する既存の SMC 材料である HB2(Sumitomo Electric Industries, Ltd.)において、提案モータの平均磁束密度である約 0.7 T 時の比透磁率に基づいて導出している。

以上より、提案アキシシャルギャップモータにおいては固定子コアに使用する SMC の透磁率がトルク性能に及ぼす影響は小さいことが考えられる。一方で、モータに使用する材料について重要なパラメータは透磁率の他に、鉄損特性がある。固定子コアに使用する SMC も材料によって透磁率のみならず鉄損特性が大きく変化するが、一般的に SMC の透磁率と鉄損特性はトレードオフの関係がある。したがって、本検討において高効率化のターゲットとしている高速領域では鉄損が支配的であるため、SMC の鉄損を小さくすることが有効であるが、その場合 SMC の透磁率が低くなってしまう。その結果、重負荷領域での銅損が大きくなり高速重負荷領域においては結局効率が向上しないという可能性がある。しかし、前述したように提案アキシシャルギャップモータにおいては、SMC の磁気抵抗がモータ全体に占める割合が小さいため、トルクに対する感度が低い。よって、SMC の鉄損特性を改善した場合において、透磁率の低下が生じてもトルク性能への影響は小さく、鉄損が支配的となる高速領域または軽負荷領域における効率向上に有効であると考えられる。このような特性に着目した上で、提案アキシシャルギャップモータの高効率化のためにどのような SMC の特性が適していくのか、検討を行っていく。

6.2 開発方針の検討に用いる仮想 SMC 材料の特性

本章においては、提案アキシシャルギャップモータを高効率化するために適切な SMC の特性を明らかにしたい。そのためには、様々な異なる鉄損・透磁率特性を持つ SMC を提案アキシシャルギャップモータに適用して、その特性変化を評価する必要がある。しかし、試作機において多くの SMC を用いて評価を行うのは、あまり現実的ではない。そこで本

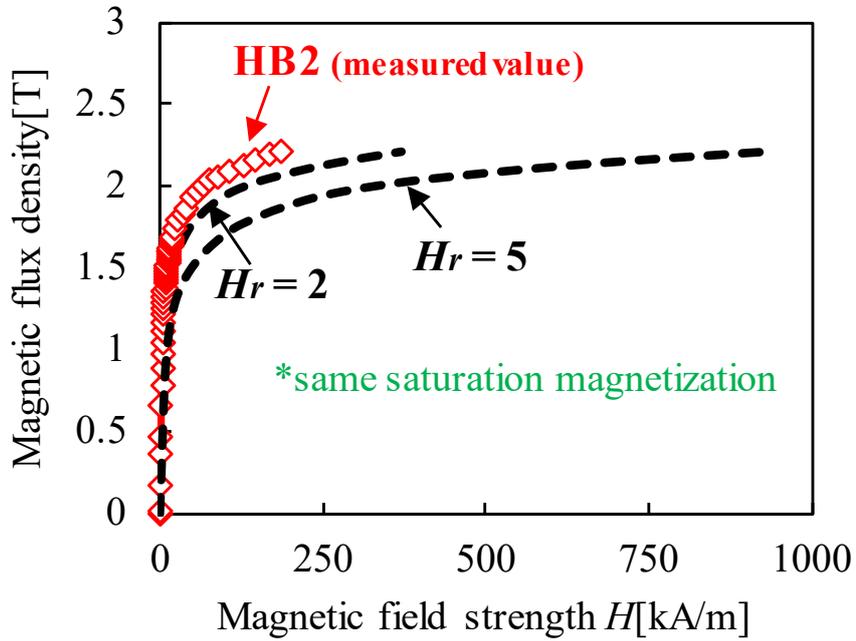
検討においては、鉄損と透磁率を変更した仮想 SMC 材料を作成し、3D-FEA による解析によって、その影響を評価する。

前述したように SMC においては、鉄損と透磁率はトレードオフの関係がある^{[121]-[123]}。例えば文献[121]では、SMC の製造方法による鉄損と透磁率への影響について言及しており、SMC の透磁率が高くなるほど、鉄損密度が高くなっていることを実測によって示している。また文献[122]では鉄粉の密度が異なる SMC において、文献[123]では SMC の鉄粉の大きさが異なる材料について、鉄損と透磁率を比較しており、両者がトレードオフになっていることが確認できる。以上のように SMC における鉄損と透磁率は基本的にトレードオフの関係があるため、鉄損を減らしつつ、透磁率を高くすることは困難である。一方で、本論文において検討する仮想 SMC 材料は、鉄損を減らすと同時に透磁率も低くするため、十分に製造可能であると考えている範囲で検討している。

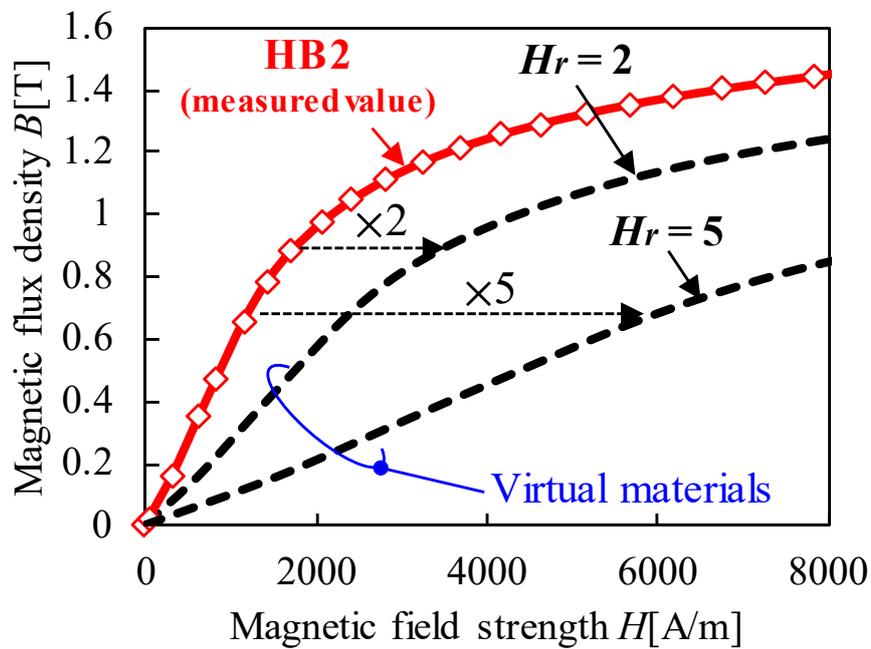
図 6.2(a), (b)はそれぞれ飽和領域と線形領域における既存の SMC である HB2 及び作成した一部の仮想 SMC 材料の B-H 特性を示しており、実線で示している HB2 は実測値である。破線で示している仮想 SMC の磁気特性は HB2 の特性を基準にして、グラフの横軸である磁界強度 H を整数倍したものである。例えば、図中に磁界強度 H が 2 倍となった仮想 SMC の特性を示しているが、HB2 に対して同じ磁束密度を得るためには 2 倍の磁界強度が必要となるため、透磁率が 1/2 になっているといえる。この場合の仮想材料を本検討においては $H_r=2$ と定義し、 H_r を磁界強度倍率と呼んでいる。今回の検討では H_r が 1~5 の 5 パターンの仮想材料を作成した。なお図 6.2(a)の飽和領域の特性から、全ての SMC 材料の飽和磁化は同じ値となっていることがわかる。また後述するが、本検討における提案アキシシャルギャップモータは固定子の SMC が飽和しないような設計となっており、各 SMC 材料の飽和領域の特性はあまり性能に影響を与えない。

また図 6.3(a), (b)は磁束密度 B_m がそれぞれ 1.0 T, 0.1 T の場合の各 SMC 材料の鉄損を示しており、仮想 SMC 材料の鉄損はどちらの領域においても実測値である既存の HB2 の鉄損に対して P_{ir} 倍としている。ここで、図 6.3(a)において、HB2 材で測定している周波数範囲が図 6.3(b)よりも低いのは、 $B_m = 1.0$ T の場合は高周波になると非常に鉄損が大きく、発熱等によって測定が困難なためである。このように仮想材料の鉄損は、全ての磁束密度と周波数での HB2 の鉄損特性の P_{ir} 倍となっている。本検討ではこの HB2 に対する鉄損の割合を鉄損倍率 P_{ir} と呼んでおり、例えば HB2 に対して 0.9 倍の鉄損を有する仮想 SMC を $P_{ir}=0.9$ として定義する。また、破線で示している仮想 SMC の鉄損特性は、HB2 の鉄損値に対して 0.5~1.0 倍($P_{ir}=0.5 \sim 1.0$)したものであり、本検討では全部で 6 パターンの鉄損特性を持つ仮想 SMC を作成し、検討した。

以上より、図 6.4 に示すように仮想 SMC は透磁率が 5 パターン、鉄損が 6 パターンの合計 30 パターンを作成した。なお、 $H_r=1, P_{ir}=1$ の材料は HB2 材である。このように広い材料特性の範囲によって解析を実施することによって SMC 材料の特性によるアキシシャルギャップモータへの影響を評価した。

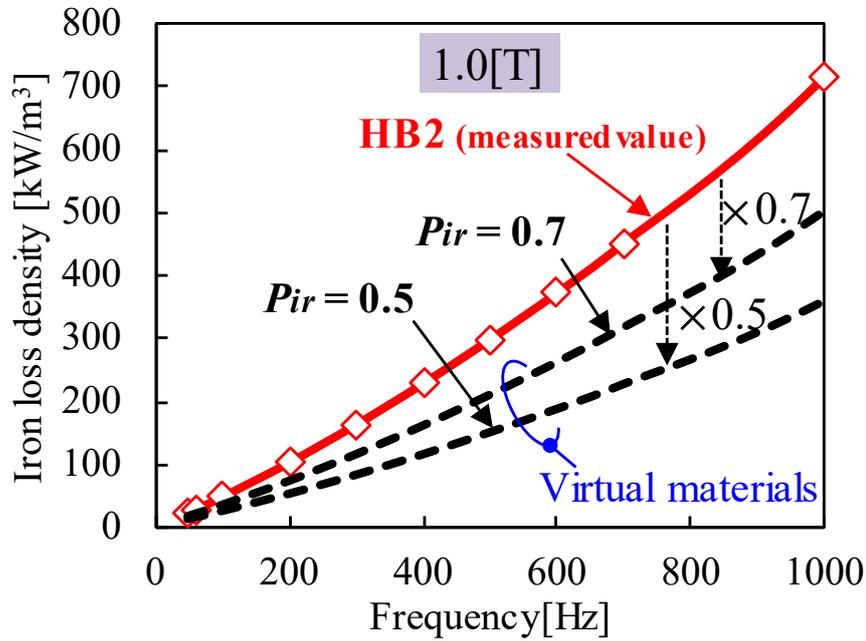


(a) 飽和領域における磁気特性

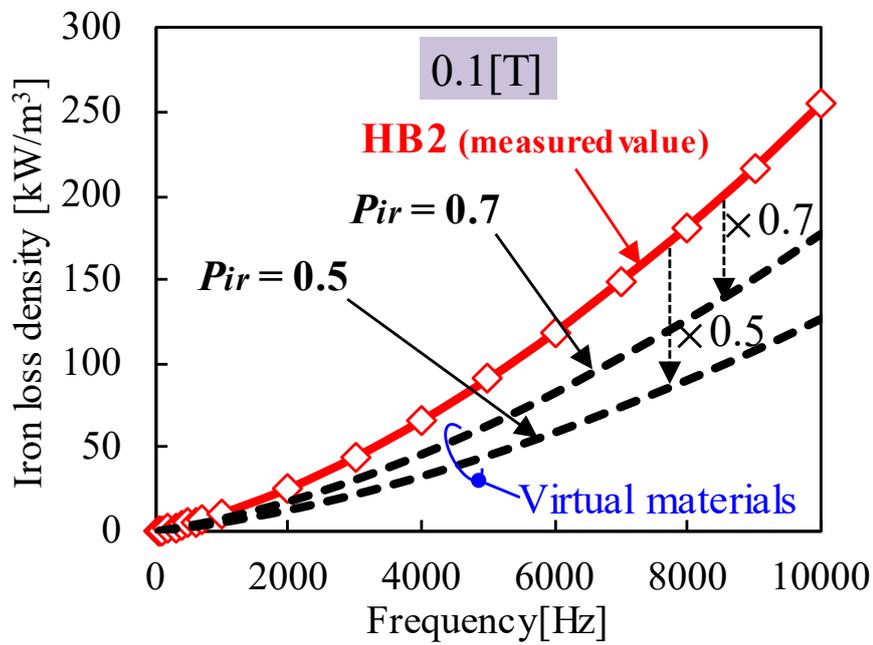


(b) 線形領域における磁気特性

図 6.2 既存の HB 材と一部の仮想 SMC 材料の B - H 特性



(a) $B_m = 1.0 \text{ T}$, 50 Hz ~ 1 kHz



(b) $B_m = 0.1 \text{ T}$, 50 Hz ~ 10 kHz

図 6.3 既存の HB 材と一部の仮想 SMC 材料の鉄損特性

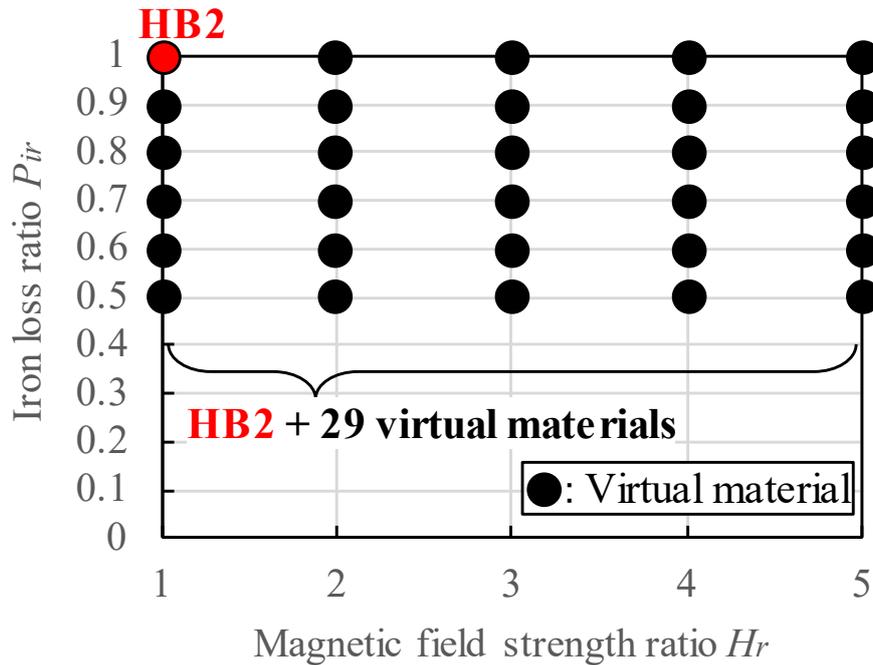
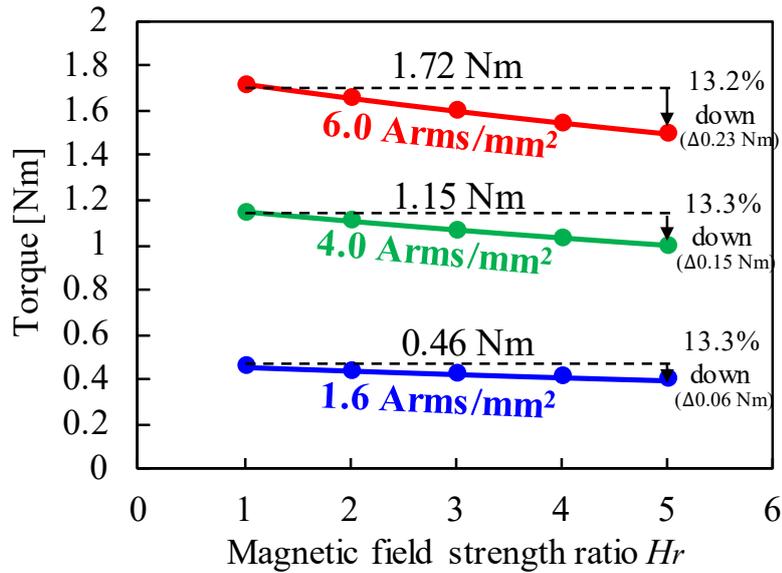


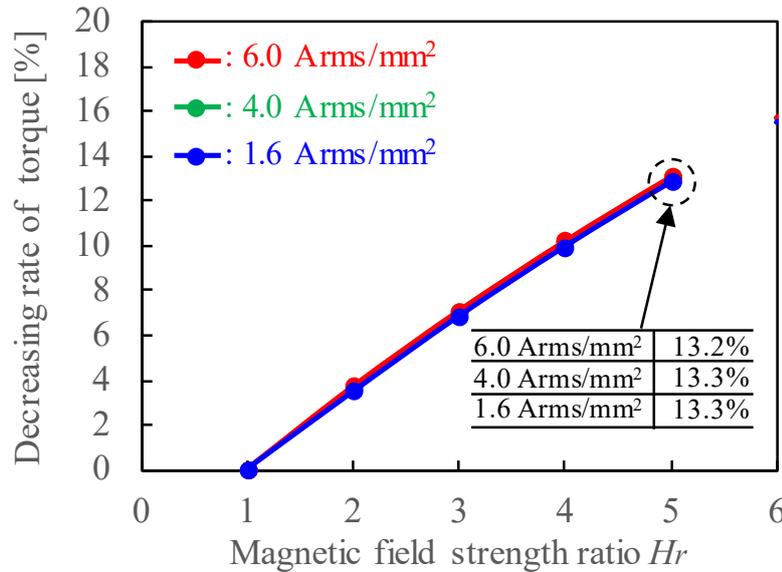
図 6.4 本検討において解析を実施した SMC の特性全パターン

6.3 3D-FEA による一定電流条件下におけるトルク特性の評価

前節において定義した仮想 SMC 材料を提案アキシヤルギャップモータに適用して、その際の実特性を評価するが、まず初めに 6.3 節においては、各材料を用いたアキシヤルギャップモータの電機子巻線に通電する電流が一定の場合の特性について確認する。図 6.5 に、仮想 SMC の鉄損倍率 P_{ir} が 1.0 の場合における磁界強度倍率 H_r の変化に対するトルクのグラフを示している。図 6.5(a) が平均トルクの値の推移を示したグラフであり、図 6.5(b) は H_r が 1.0 の SMC を用いたアキシヤルギャップモータに対するトルクの減少率を示している。なお、電流に関しては軽負荷(1.6 Arms/mm²)、中負荷(4.0 Arms/mm²)、重負荷(6.0 Arms/mm²)の 3 パターンにおいて解析を実施している。前章までは 4.0 Arms/mm² を重負荷として定義していたが、本章においては特性を広い運転範囲で評価するという観点から、電流密度の最大値を高くしている。図 6.5(a) のトルクの変化のグラフより、どの電流密度においても SMC の H_r が大きくなっていくと平均トルクが低下していくのが確認できる。これは、単純に SMC の透磁率が低下しているためである。 $H_r = 1$ の場合において、電流密度が 6.0 Arms/mm² の場合は平均トルクが 1.72 Nm であるが、これが $H_r = 5$ になると 1.49 Nm まで低下している。このときのトルクの減少率としては 13.2% であるが、透磁率が 5 分の 1、つまり 80% 低減していることを考えると、トルクの減少率は非常に小さく抑制できていることがわかる。理由は図 6.1 で前述したように、コアレス回転子構造とワイドエアギャップを採用していることによって回転子の磁気抵抗が非常に大きく、SMC の透磁率がトルクに及ぼす影響が小さいためである。



(a) 磁界強度倍率 H_r に対する平均トルクの変化



(b) $H_r = 1$ の場合に対する平均トルクの減少率

図 6.5 SMC 材料特性が変わった場合の一定電流条件下におけるトルク特性の評価 (@6000 rpm, $P_{ir} = 1.0$)

また図 6.5(b)は各電流密度におけるトルクの減少率を示しているが、どの電流密度においても $H_r = 1$ の場合に対するトルクの減少率はほとんど変わらないことを示している。これは、透磁率がトルクに及ぼす影響の割合は負荷の大きさに関係ないということの意味する。しかしトルクの減少率が同じであっても、例えば軽負荷である 1.6 Arms/mm^2 の場合は元々のトルクが小さいため、 H_r が 1 から 5 に増加した場合のトルクの減少量は約 0.06 Nm しかない。しかし、 6.0 Arms/mm^2 の場合は 0.23 Nm のトルクが減少しており、約 4 倍ほどトルクが減少していることがわかる。以上より、SMC の透磁率が変わった場合、トルクの変化率はどの電流条件においても同程度であるが、正味の減少分に関しては、重負荷ほど大きくな

ることがわかった。言い換えると、軽負荷ほど SMC の透磁率が低下してもトルクに影響が無いといえる。

6.4 3D-FEA による一定出力条件下における特性評価

6.4.1 電流と銅損の増加について

6.3 節において、SMC の磁気特性が変わった際のトルク特性の変化について検討したが、本節では全ての仮想 SMC を適用した場合において、出力を合わせた同じ運転点において鉄損や効率の評価を実施する。そのためには、磁界強度倍率 H_r が大きくなった場合のトルクの低下分だけ電流を大きくする必要がある。図 6.6 は仮想 SMC の鉄損倍率 P_{ir} が 1.0 の場合において磁界強度倍率 H_r が変化した場合に、平均トルクが一定となった場合の特性を示している。図 6.6(a) が各 H_r においてもトルクを一定にするために必要な電流密度の増加、図 6.6(b) がその電流密度における平均トルク、図 6.6(c) がそれに伴い増加する銅損のグラフを示している。まず、図 6.6(a) のトルクを一定にするための電流密度について、 H_r が大きくなると図 6.5 で示したように電流密度一定条件下ではトルクが低下してしまうため、一定のトルクを得るためには電流密度を増加させてトルクの減少分を補うことが必要となる。 $H_r = 1$ の場合において 1.6 Arms/mm²、4.0 Arms/mm²、6.0 Arms/mm² で得られた平均トルクがそれぞれ 0.46 Nm、1.15 Nm、1.72 Nm であり、その値を維持するために電流密度を高くする。ここで、軽負荷である 0.46 Nm の運転点において、 $H_r = 1$ の場合には 1.6 Arms/mm² の電流密度で 0.46 Nm を出力できる。それに対して、 $H_r = 5$ の仮想 SMC を採用した場合だと 1.8 Arms/mm² としなければ 0.46 Nm のトルクを達成できないことを示している。したがって、磁界強度倍率 H_r が 5 倍に大きくなることで 0.46 Nm の軽負荷の運転点では電流密度を 0.2 Arms/mm² を大きくする必要がある。一方で、重負荷である 1.72 Nm の運転点においては H_r が 1 から 5 になることで必要となる電流密度が 0.9 Arms/mm² も増加しており、軽負荷よりも電流密度の増加量が大きいことがわかる。これは 6.3 節の図 6.5(a) で示したように、重負荷であるほど H_r が大きくなった場合の正味のトルク減少量が大きいためである。図 6.6(a) のように電流密度を増加させた結果、図 6.6(b) に示しているように各負荷の運転点において平均トルクを一定に保つことができている。このように電流密度を増加させることによって同じ運転点において、各 SMC 材料を適用したアキシシャルギャップモータの特性を比較する。

また、図 6.6(c) の H_r に対する銅損について、 H_r が大きくなると電流密度が高くなるためそれに伴って増加している。また銅損は電流に対して 2 乗で増加するため、重負荷になるほど全体的に銅損が大きくなっている。また、重負荷であるほど H_r の増加に対して電流の増加も大きいため、銅損の増加量が大きくなってしまふ。ここで、軽負荷の 0.46 Nm の運転点に関しては H_r が 5 になった場合でも H_r が 1 のときと比べて重負荷ほど電流密度が大きくなるらないため、銅損も約 0.93 W しか増加しないことがわかる。

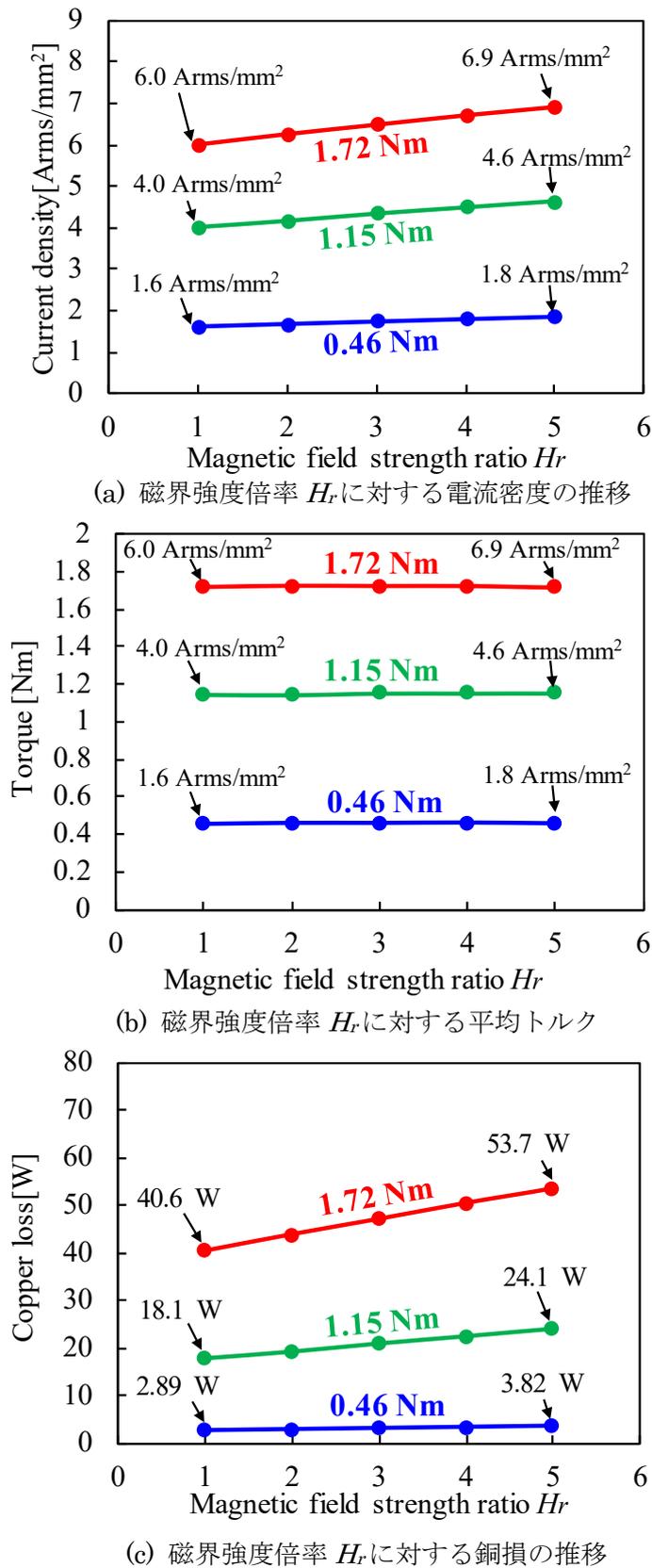
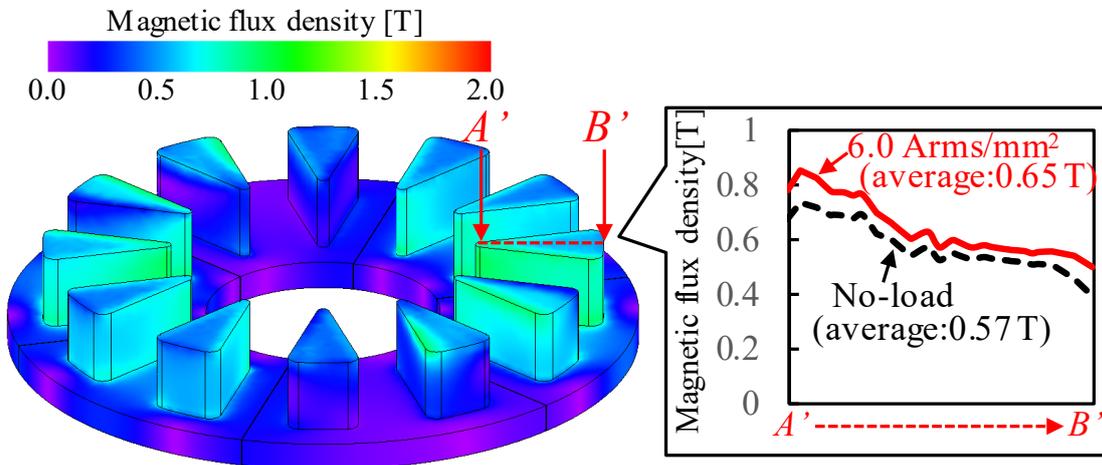


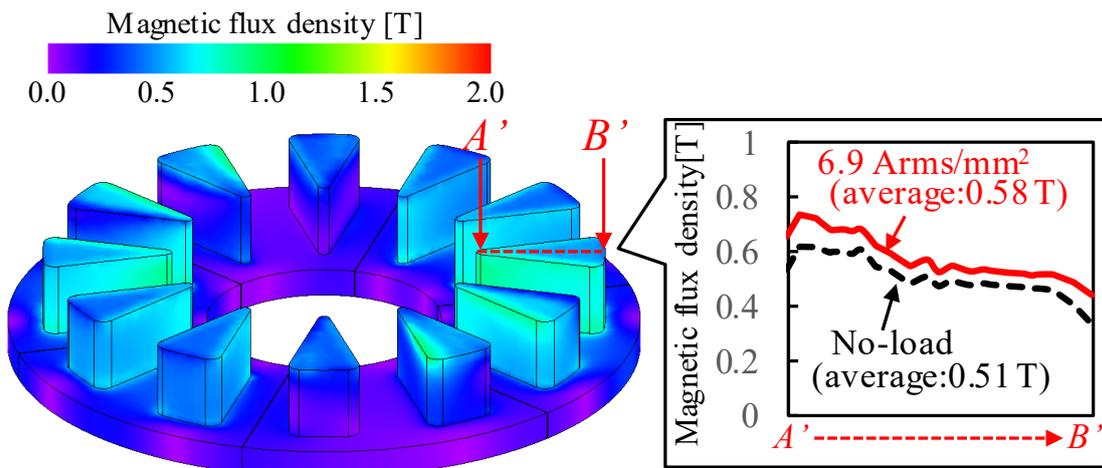
図 6.6 SMC 材料特性が変わった場合の一定出力条件下における各特性 (@6000 rpm, $P_{ir} = 1.0$)

6.4.2 固定子の磁束密度について

図 6.7(a), (b)に H_r がそれぞれ 1, 5 の場合における, 6000 rpm 及び 1.72 Nm の運転点での固定子コアの磁束密度分布を示している。なお, どちらの SMC も鉄損倍数 P_{ir} は 1.0 である。磁束密度分布図より, H_r が大きくなると SMC の透磁率が低下するため, わずかに固定子コアの磁束密度が低下しているのがわかる。またそれぞれの場合において, 磁束密度が最も高くなっているティースの先端部分の A' から B' の線に沿った磁束密度を示しており, 実線が 1.72 Nm を出力するための電流を通電している場合で, 破線が無負荷時のグラフとなっている。 H_r が 1, 5 の場合において, 無負荷時に比べた場合の負荷時の磁束密度の増加率はそれぞれ 14.0%, 13.7% となっている。このことから通電時の磁束密度増加量が少ないため, モータ内の磁束は永久磁石によって発生する分が支配的であることがわかる。負荷時に磁束密度があまり上がらない理由としては, 提案アキシャルギャップモータはコアレス回



(a) 磁界強度倍率 H_r に対する平均トルクの変化



(a) $H_r = 1$ の場合に対する平均トルクの減少率

図 6.7 異なる SMC 材料における一定出力条件下での固定子磁束密度分布図
(@6000 rpm, 1.72 Nm, $P_{ir} = 1.0$)

転子構造とワイドエアギャップを採用していることによって、モータ全体の磁気抵抗が大きくなっていることが挙げられる。

また、 H_r が大きくなると無負荷時と負荷時の磁束密度差が小さくなっていることがわかる。これはモータ内の磁気抵抗が更に大きくなったことで、電機子電流による磁束が抑制されるためである。その結果、 H_r が大きい場合は同じトルクを出力しているにも関わらず、固定子コアの磁束密度が小さくなっている。以上のことから、 H_r を大きくすることで同じ運転点においても固定子コアで発生する鉄損を抑制できる可能性がある。磁束密度の低下による鉄損の減少分が銅損の増加分よりも大きければ、SMC の透磁率を悪くするだけで提案アキシシャルギャップモータの効率を改善することができる。したがって、鉄損が支配的である運転点ほど効率が改善できる可能性が高いことが予想できる。

6.4.3 各運転点における SMC 材料毎の鉄損特性マップ

全 30 パターンの各 SMC 材料を適用した場合の提案アキシシャルギャップモータの鉄損を解析によって評価する。その際に、広い運転範囲において特性の変化を評価するために、図 6.8 に示すような 9 つの運転点で各 SMC 材料における鉄損マップを作成した。全 30 種類の SMC 材料を適用した場合の、9 つの運転点 A~I におけるアキシシャルギャップモータの鉄損マップを図 6.9 に示している。全てのマップにおいて縦軸が鉄損倍率 P_{ir} 、横軸が磁界強度倍率 H_r である。また、全マップにおいて P_{ir} と H_r がともに 1 である部分が HB2 材であり、マップの左上に位置しており、基準の特性として考える。

9 つの運転点の全ての鉄損マップにおいて、縦軸の P_{ir} が小さくなると、提案アキシシャルギャップモータの鉄損が減少していることが分かる。これは単純に固定子コアの SMC 自体の鉄損が小さくなっているためである。また、各運転点において SMC の鉄損が小さくなっ

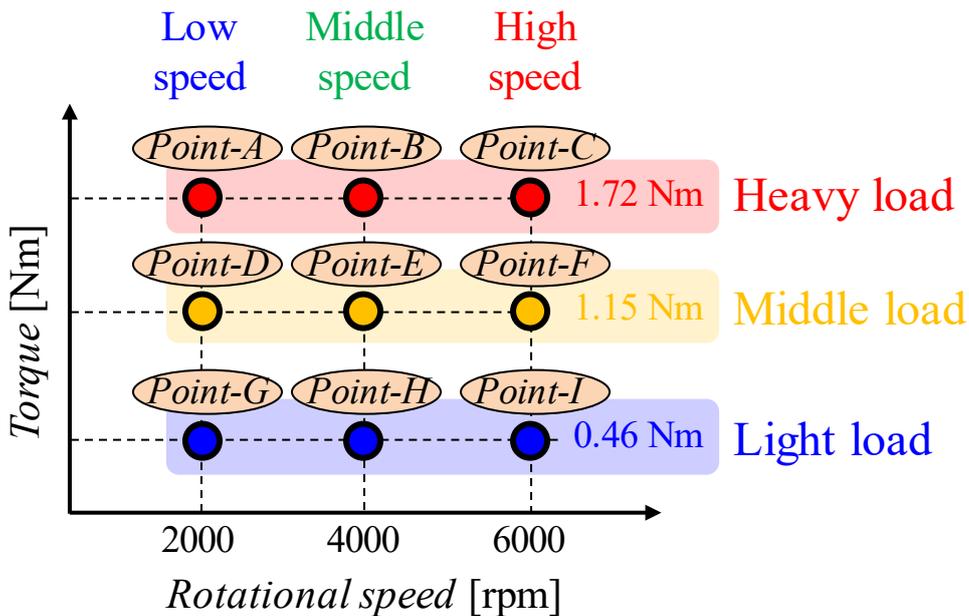


図 6.8 解析による評価を実施した 9 つの運転点

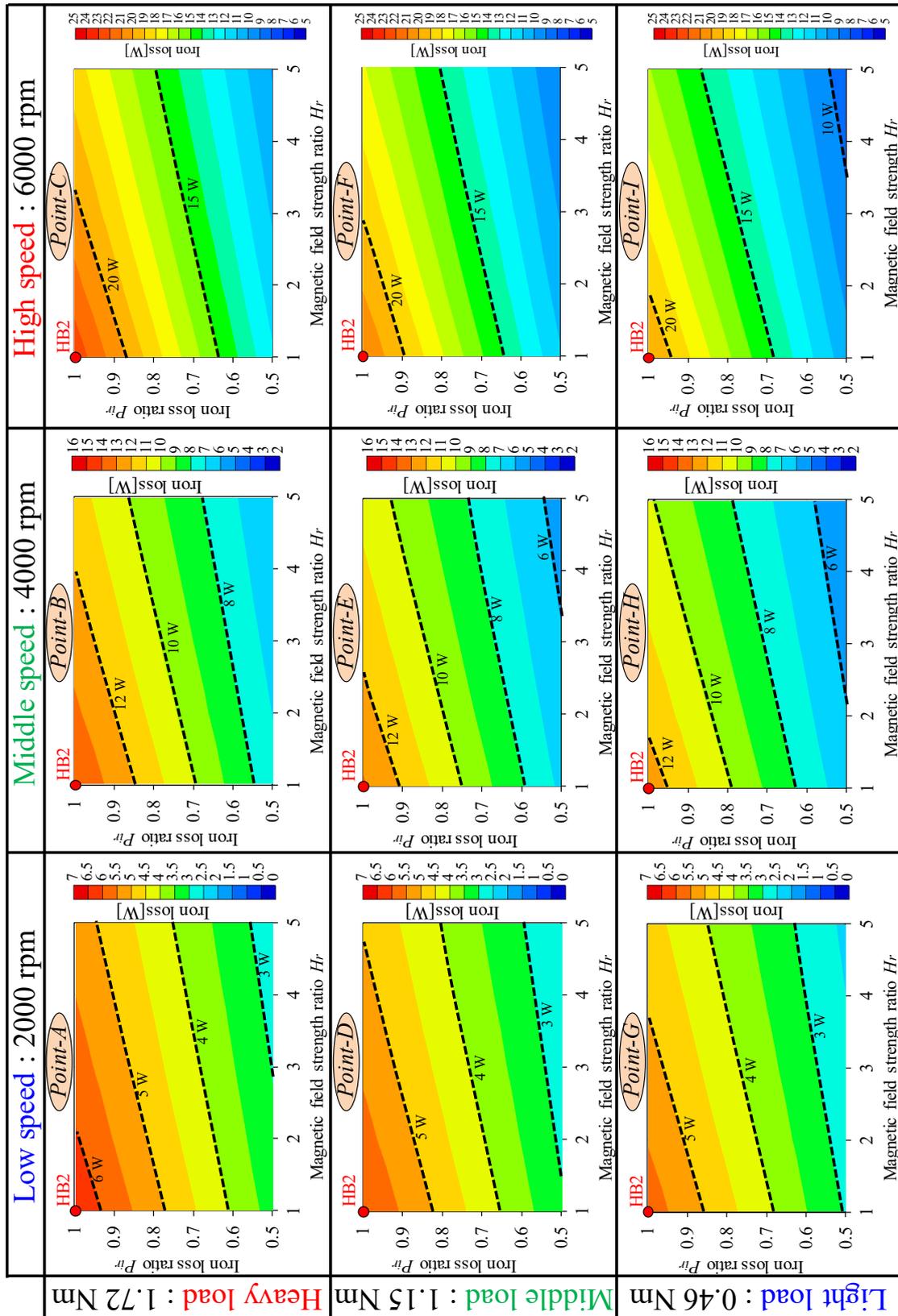


図 9.9 異なる SMC 材料における一定出力条件下での各運転点における鉄損マップ

た分だけ、モータの鉄損が小さくなっていることがわかる。例えば運転点 I において、 P_{ir} と H_r がどちらも 1 である HB2 材において、鉄損はおよそ 21 W である。そこで同じ運転点 I における $P_{ir} = 0.5, H_r = 1$ の SMC 材料の場合、鉄損は約 11 W となっており、約 47.6%もの鉄損が減少している。完全に半分とならないのは、回転子の支持部材(SUS304)で発生する渦電流損など、固定子コア以外で発生する鉄損が含まれているためである。それでも、提案アキシシャルギャップモータで発生する鉄損の大半が固定子コアの SMC で発生するため、SMC の鉄損が小さくなると、ほとんどそのままモータの全鉄損の低減につながり、効率に及ぼす影響は大きいと考えられる。

また、同様に全ての運転点において、HB2 よりも H_r が大きくなることによって P_{ir} が変わらなくても鉄損が小さくなっていることが明らかである。この理由として考えられるのは図 6.7 で説明したように、提案アキシシャルギャップモータはコアレス回転子形状を採用していることによって、同じトルクを出力する際でも H_r が大きくなると固定子コアの磁束密度が低下するためである。したがって提案アキシシャルギャップモータにおいては、SMC の透磁率を低下させるだけで固定子コアで発生する鉄損を低減できるということが明らかになった。

また前述したように、提案アキシシャルギャップモータは電機子電流の変化による固定子の磁束密度の変化量が小さいため、電流が異なる運転点での鉄損がほとんど変わらない。例えば、低速 2000 rpm の運転点 A, D, G において、鉄損マップ全体の鉄損の値や傾向はほとんど同じである。これはどの回転数においても同様の傾向がみられる。一方で、1.72 Nm という重負荷の運転点 A, B, C において、鉄損は回転数が高くなるほど大きくなるという特性があるため、マップの全体において鉄損の値が大きくなっている。また、回転数が高い運転点 C の方が鉄損が大きいため、運転点 A に比べると P_{ir} を小さくした場合、または H_r を大きくした場合の鉄損の正味の減少量は大きくなっている。よって、高速領域の方が鉄損を低減する効果が高いということは明らかである。

6.4.4 各運転点における SMC 材料毎の効率特性マップ

図 6.10 に図 6.9 と同様に 9 つの運転点における材料毎の効率の変化を示したマップをまとめている。図 6.10 でも縦軸が鉄損倍率 P_{ir} 、横軸が磁界強度倍率 H_r である。効率に関するマップは鉄損のマップとは違い、運転点によって傾向が大きく変わっていることがわかる。これは透磁率の異なる SMC の場合、トルクを合わせるために電流を変えており、材料によって銅損も異なっているためである。運転点によって銅損と鉄損の影響度が異なるため、図 6.10 のように運転点によって材料毎の効率の傾向が大きく変わる事となる。

まず重負荷領域の運転点 A, B, C について、運転点 A は回転数が 2000 rpm と低いため鉄損が小さいため、 P_{ir} が小さくなり固定子コアの鉄損が減少しても効率の改善効果はあまり高くない。また図 6.9 に示すように H_r が大きくなって鉄損が減ったとしても、トルクを一定に保つための電流の増加による銅損が大きくなり、効率が低下してしまう。したがって、

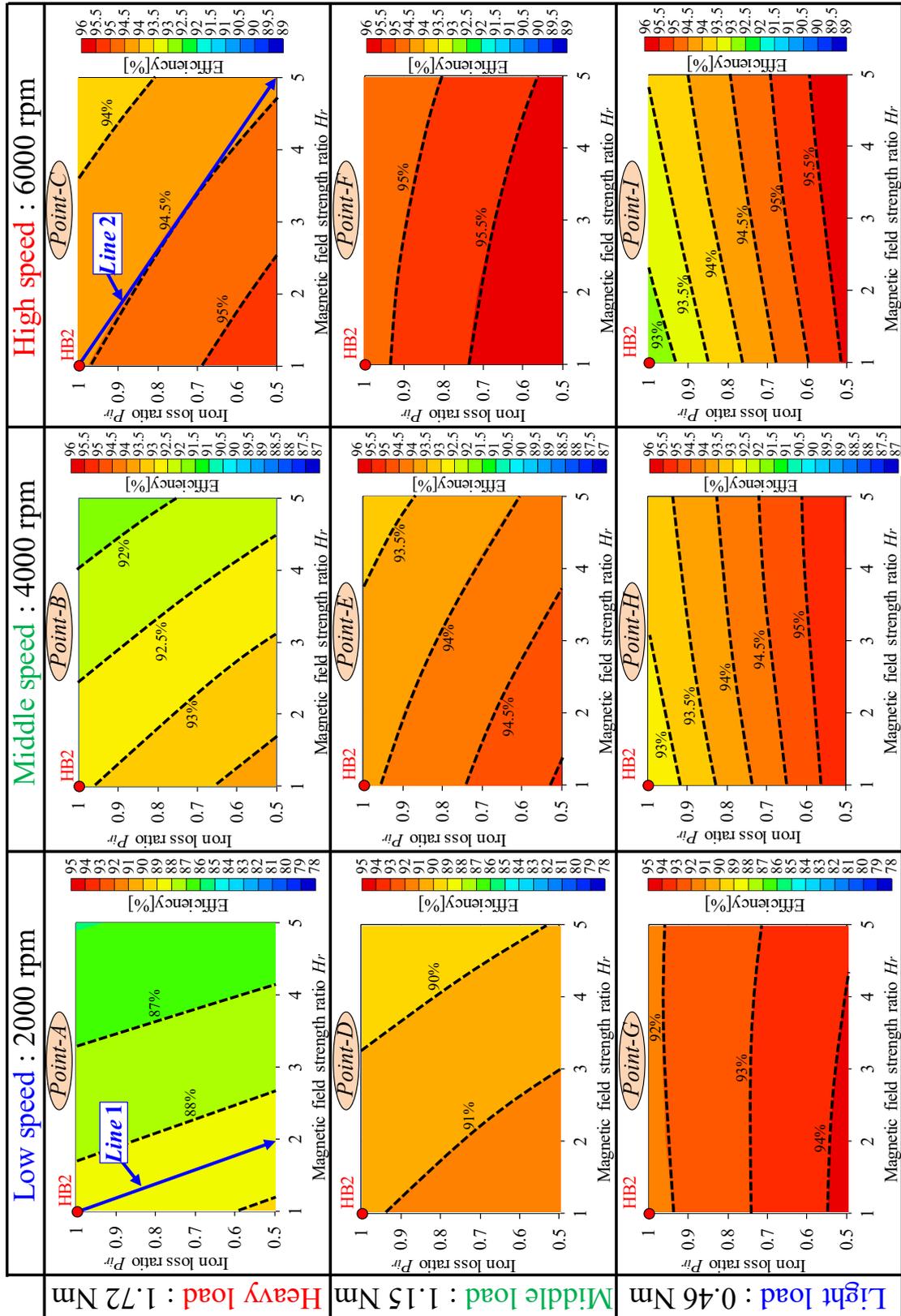


図 6.10 異なる SMC 材料における一定出力条件下での各運転点における効率マップ

運転点 A の低速重負荷領域においては、SMC の透磁率を低下させることは効率の低下につながるため適しておらず、効率を改善するためには SMC 自体の鉄損倍率 P_{ir} を小さくするしかないことがわかる。しかし、SMC の鉄損特性は一般的に透磁率とトレードオフの関係にあるため、鉄損のみを小さくすることはあまり現実的ではない。しかし、 P_{ir} を小さくしつつ、若干 H_r を大きくするような $Line1$ のような軌跡に沿って材料特性を変化させれば、運転点 A における効率低下を抑制することは可能である。なお、 $Line1$ よりも左下の領域内の SMC であれば運転点 A においても効率を向上できることを意味している。

また、運転点 B , C と回転数が上がっていくと銅損が大きいののは運転点 A と変わらないものの、鉄損の割合が増えるため、 H_r を大きくした場合の効率の低下が緩やかになっている。そのため、運転点 C においては $Line2$ のような軌跡に沿った材料特性であれば、効率を低下させることはなく、 $Line2$ の左下の特性を持つ SMC であれば効率を向上できる。 $Line2$ の設計線は運転点 A 基準の設計線 $Line1$ に比べて効率が向上できる SMC 特性の範囲が広がっていることがわかる。

運転点 A , B , C を例に挙げて、回転数が高いほど効率を改善できる仮想 SMC の範囲が広いことを述べたが、中負荷や軽負荷でも同様のことがいえる。さらに中負荷や軽負荷では、重負荷の運転点で損失の大半を占めていた銅損が減るため、鉄損の減少による効率への影響が大きくなっている。軽負荷の運転点 G , H , I については、 H_r を大きくした際の銅損の増加量よりも鉄損の減少量が大きいため、 P_{ir} は 1 のままでも H_r を大きくするだけで効率が向上することをマップから読み取れる。その中でも特に高速回転の運転点 I では、 P_{ir} が 1 の場合において HB2 から H_r を 5 にするだけで効率が約 0.93 % pt. も向上することがわかった。したがって、軽負荷領域では SMC の透磁率を低下させるだけで効率を上げられるということになる。また、軽負荷では鉄損が支配的であるため、 P_{ir} を小さくすることによる効率への影響が大きく、同時に H_r を大きくした SMC を適用することで劇的に効率を向上することが可能となる。

6.5 解析結果に基づいた SMC 材料の開発方針の検討

6.4.4 節にて、低速重負荷の運転点 A や高速重負荷の運転点 C において効率を低下させない SMC 材料特性の軌跡である $Line1$ と $Line2$ について述べた。言い換えると、 $Line1$ と $Line2$ よりも図 6.10 のマップ上で左下の範囲の SMC であれば、運転点 A , C における効率を向上できる。ここで、その $Line1$ と $Line2$ を改めて定式化したのが図 6.11 である。材料開発において、透磁率よりも鉄損を基準にして設計する場合が一般的であるため、図 6.11 ではこれまでとは縦軸と横軸を入れ替え、 H_r を P_{ir} の関数として表している。このように定式化することで、重負荷の各運転点において効率を低下させずに P_{ir} を小さくし、中負荷及び軽負荷領域での効率向上をねらう場合に、どこまで SMC の透磁率の低下を許容できるかを明らかにすることができる。ここで、運転点 A を基準にして考えている $Line1$ において、 P_{ir}

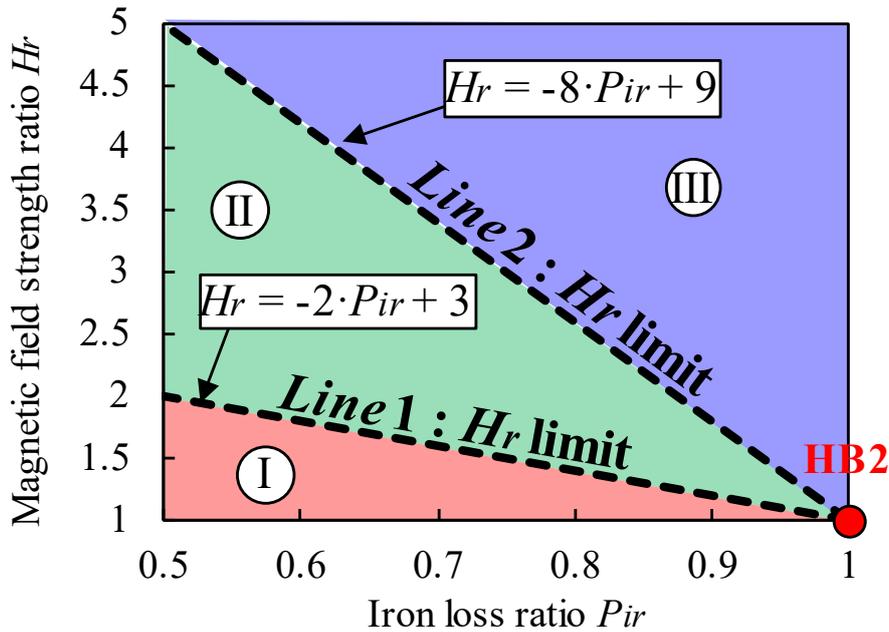


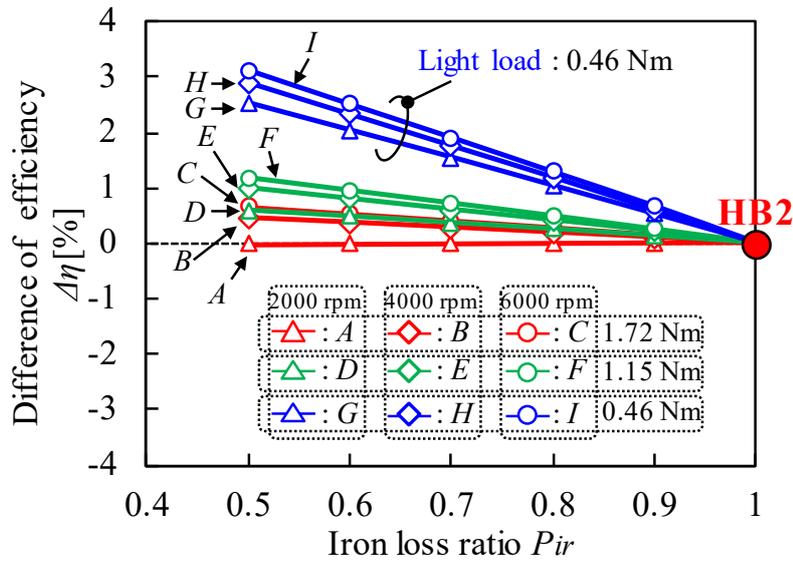
図 6.11 運転点 A 及び C における効率の低下を防ぐ H_r の制限ライン

を 0.5 まで小さくした SMC を開発する場合、 H_r を 2 よりも小さくすることができれば、運転点 A の効率を下げずに、他の運転点の効率を改善することができる。言い換えると SMC の鉄損を 1/2 にする場合、透磁率の低下も 1/2 までなら許容できることになる。

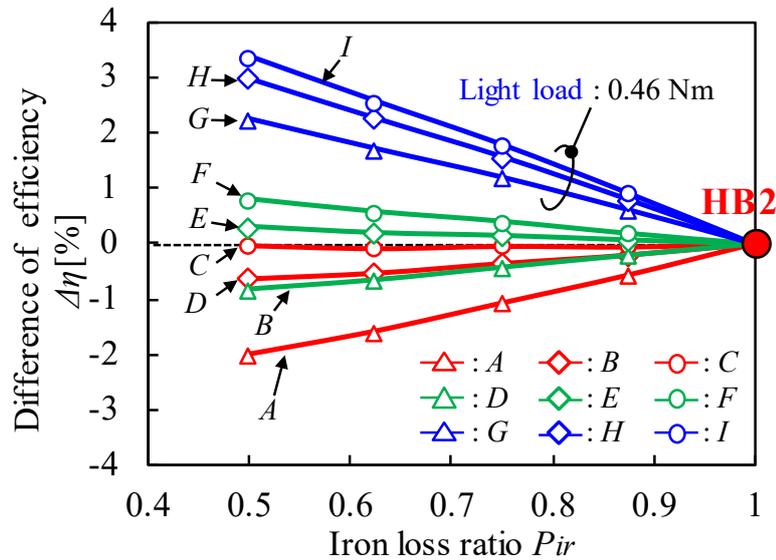
一方で、高速重負荷の運転点 C を基準にして考えている Line2 において、 P_{ir} を 0.5 まで小さくした SMC を開発する場合、許容できる H_r は 5 となっているため、Line1 に沿って SMC を開発する場合よりも透磁率の低下に関する許容範囲が広いことがわかる。Line2 よりも下の領域 I または領域 II で SMC を設計することができれば、運転点 C の効率を改善ことができ、かつ、中負荷・軽負荷の広い範囲で効率も大きく向上できる。しかし、その場合の SMC の特性が Line1 と Line2 の間の領域 II である場合は運転点 A の効率は低下してしまうため、効率を向上させたいターゲットとなる運転領域に応じて、どのような範囲で SMC を開発していくかが重要となる。また、重負荷領域の効率を犠牲にして中負荷・軽負荷の効率を向上させたい場合には、領域 III の中の特性を持つ SMC を検討することも可能である。

図 6.12(a), (b) はそれぞれ実際に Line1 と Line2 に沿って SMC の特性を変えたとき、HB2 を採用した場合に対する提案アキシシャルギャップモータの図 6.8 に示す 9 つの運転点での効率変化量のグラフである。図 6.12(a) の Line1 の場合、運転点 A の効率が変わらないような設計線であるため、運転点 A における HB2 との場合の効率差はほとんど零である。しかし、Line1 に沿って SMC の P_{ir} が小さく、 H_r が大きくなっていくことで、その他全ての 8 つの運転点 B~I では効率を向上できることを示している。特に鉄損が支配的で銅損が小さい運転点 G, H, I の効率が大きく改善できる。最も効率が向上するのは、Line1 上で $P_{ir} = 0.5$ の場合の運転点 I であり、HB2 との効率差が約 3.1% もあることがわかる。

また、図 6.12(b) の Line2 の場合、運転点 C の効率が変わらないような設計線であるため、運転点 C における HB2 との効率差はほとんど零である。この場合、図 6.11 に示したように



(a) Line1 に沿って P_{ir} が変化した場合



(b) Line2 に沿って P_{ir} が変化した場合

図 6.12 各設計線 Line1 及び Line2 に沿って SMC の P_{ir} を変更した場合の HB2 に対する各運転点における効率差

Line2 上の特性は運転点 A においては効率が低下する SMC の設計領域であるため、 $P_{ir}=0.5$ の場合に効率が約 2.0 %pt. も低下してしまう。また、鉄損の割合が小さい運転点 B, D でも効率が低下してしまう。しかし、Line2 上で設計してもその他の運転点 E~I では効率を改善することができる。また、最も効率が向上するのは、Line2 上で $P_{ir} = 0.5$ の場合の運転点 I であり、HB2 との効率差が約 3.5 % となり、Line1 での設計よりも 0.4 %pt. 高くなっている。これは、軽負荷領域は H_r を大きくすることも効率の改善につながるということが理由であり、Line2 上の SMC 特性は、Line1 上の特性よりも H_r が大きくなっているためである。

以上より、効率向上のターゲットとする運転領域に応じて、SMC の透磁率及び鉄損を適

切に変えることができれば、提案 AGM において劇的に効率を向上できることを解析によって明らかにした。

6.6 6章のまとめ

本章では、コアレス回転子構造及びネオジムボンド磁石を採用した提案アキシシャルギャップモータにおいて、更なる高効率化を実現するための SMC の開発方針について検討した。SMC の適切な開発の方針を示すために、鉄損と透磁率を変更した全 29 パターンの仮想 SMC 材料を作成し、3D-FEA によって解析を実施した。その際に、SMC の鉄損と透磁率のトレードオフの関係を考慮し、仮想 SMC 材料の特性は既存の HB2 材から透磁率と鉄損がともに低下する特性の範囲で検討を実施した。

解析の結果、SMC 材料の透磁率が低下すると、当然ながらモータのトルクは低下するという結果が得られた。しかしながら、例えば SMC の透磁率が 1/5 になっても提案アキシシャルギャップモータのトルクは約 13.3%しか低下せず、透磁率の減少率に対して明らかに小さく抑制できていることがわかる。これは提案アキシシャルギャップモータはコアレス回転子構造とワイドエアギャップを採用していることによって、回転子とエアギャップの磁気抵抗が非常に大きく、モータ全体の磁気抵抗として固定子コアの SMC が占める割合が非常に小さいためである。したがって、SMC の透磁率が多少悪くなったところで、提案アキシシャルギャップモータのトルクには大きく影響しないことが確認できた。それどころか、SMC の透磁率が低下すると、出力を一定にした場合、固定子コアの磁束密度が低下するため、コアで発生する鉄損を抑制できることが明らかとなった。また、特に軽負荷では、透磁率が低下したことによるトルクの減少、すなわち銅損の増加が少ないため、透磁率を低下させるだけで鉄損の減少によって提案アキシシャルギャップモータの効率を向上できることが分かった。

また、SMC における鉄損や透磁率を変えた場合の効率は、運転点によって大きく異なることが分かった。低速重負荷領域になるほど、銅損が支配的となるため、SMC の透磁率を低下させると効率が下がってしまう傾向があった。しかし、高速軽負荷領域においては透磁率を低下させるだけで効率を向上できた。以上のような傾向を明らかにした上で、SMC の設計線の例を示し、SMC の特性によってどのようにモータの効率が変わっていくかを説明した。その結果から、どの運転点を高効率化のターゲットとするかによって、適切に設計線を設定することが重要であることがいえる。

7章 本論文の結論及び展望

本章では、アキシシャルギャップモータにおいて高効率化を実現するために本論文において提案した手法やその結果について、まとめるとともに結論を述べる。また今後、アキシシャルギャップモータの更なる高効率化ないし普及を促進するために検討すべき項目を挙げる。

7.1 本論文のまとめと結論

まず1章において、モータの高効率化のみならず同時に小型化も実現できるような付加価値の高いモータが求められるようになってきていることを社会的背景として述べた。そして、小型化と高効率化の両者を同時に達成するためには、小型化に有効である高速重負荷領域において効率を向上することが必要であることを説明した。また、本論文ではそれに加えてモータを組み込むシステムのサイズを低減するために、扁平なモータであるアキシシャルギャップモータをターゲットとして高速重負荷領域における高効率化をすることを目的とした。

2章において、一般的に広く使用されているラジアルギャップモータとアキシシャルギャップモータの構造的な違いを述べ、扁平な形状においてはアキシシャルギャップモータが出力密度の観点で非常に有利であることを説明した。しかし一方で、従来のアキシシャルギャップモータは、高速領域において回転子のバックコアとネオジム焼結磁石で発生する渦電流損が原因で、効率が低下してしまうといった課題についても述べた。

3章においては、コアレス回転子構造のアキシシャルギャップモータへの適用を提案している。従来のアキシシャルギャップモータは回転子のバックコアで発生する渦電流損によって、高速回転時に大きな渦電流損が発生していることを解析によって明らかとした。また、その渦電流損によって本来トルクに寄与すべきエネルギーが失われているため、トルクも低下してしまうことを明らかにした。その上で、コアレス回転子構造を採用したアキシシャルギャップモータはバックコアが無いことと、磁石の支持部材に非磁性材を使用していることから、渦電流損を劇的に低減できることを解析によって示した。さらには、コアレス回転子構造を採用することによって磁石も1枚物となるため、部品数が削減できることから製造性も向上する。

続いて4章では、ネオジムボンド磁石の適用を提案している。従来のアキシシャルギャップモータにおいて高速領域の課題であった永久磁石で発生する渦電流損を抑制するために、電気伝導率がほとんど零であるネオジムボンド磁石を採用することによって、高効率化を図った。提案手法の有効性を検証するために、ネオジムボンド磁石を用いたモータの他に、ネオジム焼結磁石及びフェライト磁石を用いたアキシシャルギャップモータの特性も評価し、比較した。3D-FEAによる解析及び、試作機による実験によって3つのアキシシャルギャップモータを比較した結果、ネオジムボンド磁石を用いた提案アキシシャルギャップモータが

ターゲットである高速重負荷領域において最も高い効率を示すことを確認した。

また5章では、コアレス回転構造及びネオジムボンド磁石を用いた提案アキシシャルギャップモータを、一般的に広く普及しているネオジム焼結磁石を用いたラジアルギャップモータと比較することによって、その有効性を検証した。同じモータ体積において、提案アキシシャルギャップモータとラジアルギャップモータの扁平率を変化させた場合、扁平な形状になるほどラジアルギャップモータのトルクは低下した。しかし、アキシシャルギャップモータは扁平な形状になるほどトルクが向上し、扁平率が0.376という扁平形状において、提案モータは残留磁束密度が低いネオジムボンド磁石を用いているにも関わらず、ネオジム焼結磁石を用いたラジアルギャップモータに対して約50%以上大きいトルクを実現した。また、扁平率0.376の扁平形状において、両モータの試作機を作製し、実験によって効率を比較した結果、提案モータはラジアルギャップモータに対して、トルクが大きいだけでなく、効率が90%を超える範囲が明らかに広がることを確認した。

最後に6章では、提案アキシシャルギャップモータの更なる高効率化を実現するために、固定子コアに用いているSMCの適切な開発方針について検討した。SMCの開発方針の検討を行うために、鉄損特性と透磁率の異なる様々な仮想SMC材料を作成し、3D-FEAの解析に使用することで、提案アキシシャルギャップモータの特性への影響を評価した。提案アキシシャルギャップモータはコアレス回転子構造とワイドエアギャップを採用しているため、モータ内において回転子の磁気抵抗の割合が非常に大きく、固定子コアに使用するSMCの透磁率が全体に及ぼす影響が非常に小さいことが分かった。その結果、SMCの透磁率が提案アキシシャルギャップモータのトルクに及ぼす影響は非常に小さいことが明らかとなった。言い換えると、SMCの透磁率を下げてもトルクに影響があまり無いため、透磁率を下げ分だけ、鉄損を低減することができれば、本論文で高効率化のターゲットとしていた高速重負荷領域の効率を向上できることを示した。また得られた解析結果に基づいて、運転領域ごとに設計線を設けて、それに沿ってSMCを開発した際のモータの効率への影響を例として示した。その結果、ターゲットとする運転領域に応じてSMCに求められる特性が異なることが分かった。

7.2 今後の展望

本論文では、主にアキシシャルギャップモータにおいて高速重負荷領域で高効率化をするための手法について検討を行った。その結果、コアレス回転子構造とネオジムボンド磁石という提案方法が非常に有効であることが確認できた。それに加えて、更なる高効率化のための固定子コアのSMCの開発の方向性を示した。

今後さらにアキシシャルギャップモータの高効率化及び、普及を促進するために検討すべき事柄がいくつか考えられる。例えば、アキシシャルギャップモータは本論文の2章で詳しく述べたように、磁気構造的に3次元の磁路が存在するため、固定子コアにはSMCが使用さ

れる。本論文の6章において、高効率化のために適している SMC の鉄損及び透磁率を含めた開発方針の検討を行った。しかし、SMC において検討しなければならないのは、上述した特性のみならず、プレスの方法や SMC コアのアセンブリの方法など、特に製造面に関しても考慮する必要がある。

また、本論文においては大量生産を想定しているため、できるだけコストを低減するという観点からつばを無くしたオープンスロット構造でアキシシャルギャップモータの検討をお行っていた。しかし、つばの有無によるアキシシャルギャップモータの特性の差異や製造面での課題等が詳しく検討されている例があまり無く、実用化を考えた際には、比較・検討が必要である。

参考文献

- [1] 一般社団法人 日本電機工業会 : 「地球環境保護・省エネルギーのために トップランナーモータ」, 6 pages, 2015.
- [2] 財団法人 新機能素子研究開発協会 : 「<調査報告書>電力使用機器の消費電力量に関する現状と近未来の動向調査」, 53 pages, 2009.
- [3] G. Pellegrino, A. Vagati, B. Boazzo, and P. Guglielmi, “Comparison of Induction and PM Synchronous Motor Drives for EV Application Including Design Examples,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 48, No. 6, pp. 2322-2332, 2012.
- [4] C. Zhang, K. J. Tseng, and T. D. Nguyen, “Analysis and Comparison of Axial Flux PM Synchronous Motor and Induction Motor,” in *Proc. of IEEE International Power Engineering Conference (IPEC)*, pp. 572-577, 2010.
- [5] J. Goss, M. Popescu, and D. Staton, “A Comparison of an Interior Permanent Magnet and Copper Rotor Induction Motor in a Hybrid Electric Vehicle Application,” in *Proc. of IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC)*, pp. 220-225, 2013.
- [6] P. Guglielmi, M. Pastorelli, A. Carrer, and A. Beato, D. D. Antonio, and L. Fagnano, “An IPM-PAMSR Motor for Home Appliance Washing Machine,” in *Proc. of 39th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society (IECON)*, pp. 2608-2613, 2013.
- [7] T. Martire, D. Matt, and J. Fadat, “The Permanent Magnet Synchronous Motor in Household Appliances Domain,” *IEEE International Symposium on Industrial Electronics*, pp. 1231-1235, 2004.
- [8] 坂本 潔・岩路 善尚・遠藤 常博 : 「家電機器向け位置センサレス永久磁石同期モータの簡易ベクトル制御」, 電気学会論文誌 D, Vol. 124, No. 11, pp. 1133-1140, 2004.
- [9] M. Arata, Y. Kurihara, D. Misu, and M. Matsubara, “EV and HEV Motor Development in TOSHIBA,” in *Proc. of IEEE International Power Electronics Conference*, pp. 1874-1879, 2014.
- [10] H. Hua, Z. Q. Zhu, A. Pride, R. Deodhar, and T. Sasaki, “Comparison Study on Variable Flux Memory Machines With Parallel or Series Hybrid Magnets,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 55, No. 2, pp. 1408-1419, 2019.
- [11] H. Hua, Z. Q. Zhu, A. Pride, R. Deodhar, and T. Sasaki, “A Novel Variable Flux Memory Machines with Series Hybrid Magnets,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 53, No. 5, pp. 4396-4405, 2017.
- [12] B. S. Gagas, K. Sasaki, T. Fukushige, A. Athavale, T. Kato, and R. D. Lorenz, “Analysis of Magnetizing Trajectories for Variable Flux PM Synchronous Machines Considering Voltage, High-Speed Capability, Torque Ripple, and Time Duration,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 52, No. 5, pp. 4029-4038, 2016.

- [13] F. Momen, K. Rahman, and Y. Son, "Electrical Propulsion System Design of Chevrolet Bolt Battery Electric Vehicle," *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 55, No. 1, pp. 376-384, 2019.
- [14] J. Juergens, L. Marengo, J. Gragger, M. D. Gennaro, and B. Ponick, "Innovative Design of an Air Cooled Ferrite Permanent Magnet Assisted Synchronous Reluctance Machine for Automotive Traction Application," in *Proc. of IEEE XXII International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, pp. 803-810, 2016.
- [15] P. Fyhr, G. Domingues, A. Reinap, M. Andersson, and M. Alakula, "Performance and Manufacturability Tradeoffs of Different Electrical Machines Designs," in *Proc. of IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC)*, 7 pages, 2017.
- [16] M. Kobayashi, S. Morimoto, M. Sanada, and Y. Inoue, "Performance Comparison between PMASynRM with Dy-Free Bonded Magnets and IPMSM with Sintered Magnets for Automotive Applications Under Various Temperature Conditions," in *Proc. of IEEE 21st European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'2019)*, 9 pages, 2019.
- [17] O. Maloberti, R. Figueredo, C. Marchand, Y. Choua, D. Condamin, L. Kobylanski, and E. Bomme, "3-D-2-D Dynamic Magnetic Modeling of an Axial Flux Permanent Magnet Motor With Soft Magnetic Composites for Hybrid Electric Vehicles," *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 50, No. 6, 11 pages, 2014.
- [18] N. Taran, V. Rallabandi, and D. M. Lonel, "WAVED: A Coreless Axial Flux PM Motor for Drive Systems with Constant Power Operation," in *Proc. of IEEE Transportation Electrification Conference and Expo. (ITEC)*, 6 pages, 2019.
- [19] D. Winterborne, N. Stannard, L. Sjoberg, and G. Atkinson, "An Air-Cooled YASA Motor for in-Wheel Electric Vehicle Applications," *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 56, No. 6, pp. 6448-6455, 2020.
- [20] Q. A. S. Syed, V. Solovieva, and L. Hahn, "Magnetization Characteristics and Loss Measurements of the Axial Flux Permanent Magnet Motor's Stator," in *Proc. of IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC)*, pp. 1061-1066, 2019.
- [21] 榎本 裕治・出口 見多・今川 尊雄:「高Bs ナノ結晶合金を適用した究極高効率モータの開発」, 電気学会論文誌 D, Vol. 139, No. 5, pp. 488-494, 2019.
- [22] C. W. Kim, G. H. Jang, J. M. Kim, J. H. Ahn, C. H. Baek, and J. Y. Choi, "Comparison of Axial Flux Permanent Magnet Synchronous Machines With Electrical Steel Core and Soft Magnetic Composite Core," *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 53, No. 11, 4 pages, 2017.
- [23] T. Arakawa, M. Takemoto, S. Ogasawara, K. Inoue, O. Ozaki, H. Hojo, and H. Mitani, "Examination of an Interior Permanent Magnet Type Axial Gap Motor for the Hybrid Electric Vehicle," *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 47, No. 10, pp. 3602-3605, 2011.

- [24] A. Nihonyanagi, M. Takemoto, S. Ogasawara, and K. Inoue, "Examination to Make Eddy Current Loss Density Uniform in Divided Nd-Fe-B Magnets of a High Torque Density Motor with Axial-gap Structure," in *Proc. of IEEE 2nd International Future Energy Electronics Conference (IFEEC)*, 6 pages, 2015.
- [25] S. Morimoto, Y. Asano, T. Kosaka, and Y. Enomoto, "Recent Technical Trends in PSMS," in *Proc. of IEEE International Power Electronics Conference*, pp. 1997-2003, 2014.
- [26] A. Lebsir, A. Bentounsi, R. Rebbah, S. Belakehal, M. E. H. Benbouzid, "Comparative Study of PMSM and SRM Capabilities," in *Proc. of IEEE 4th International Conference on Power Engineering, Energy and Electrical Drives*, pp. 760-763, 2013.
- [27] Z. Zhang, H. Liu, T. Song, Q. Zhang, W. Hu, and W. Liu, "Performance Evaluation of a 60kW IPM Motor for Medium Commercial EV Traction Application," *CES Transactions on Electrical Machines and Systems*, Vol. 3, No. 2, pp. 195-203, 2019.
- [28] M. Zeraouia, M. E. H. Benbouzid, and D. Diallo, "Electric Motor Drive Selection Issues for HEV Propulsion Systems: A Comparative Study," *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, Vol. 55, No. 6, pp. 1756-1763, 2006.
- [29] Z. Yang, F. Shang, I. P. Brown, and M. Krishnamurthy, "Comparative Study of Interior Permanent Magnet, Induction, and Switched Reluctance Motor Drives for EV and HEV Applications," *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, Vol. 1, No. 3, pp. 245-254, 2015.
- [30] P. B. Reddy, A. M. El-Refaie, K. Huh, J. K. Tangudu, and T. M. Jahns, "Comparison of Interior and Surface PM Machines Equipped With Fractional-Slot Concentrated Windings for Hybrid Traction Applications," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol. 27, No. 3, pp. 593-602, 2012.
- [31] M. Korkosz, B. Pakla, K. Warzocha, J. Szura, and P. Bqk, "The analysis of the performance of the selected Axial Flux Motor design," *International Symposium on Electrical Machines (SME)*, 5 pages, 2018.
- [32] M. Korkosz, K. Warzocha, J. Szura, and P. Bak, "The Analysis of Influence of Stator Slot Opening on Multipole Axial Flux Motor Characteristics," *Innovative Materials and Technologies in Electrical Engineering (i-MITEL)*, 4 pages, 2018.
- [33] S. H. Won, J. Choi, and J. Lee, "Axial-Gap Type Permanent Magnet Motor Modeling for Transient Analysis," *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 44, No. 11, pp. 4085-4088, 2008.
- [34] M. C. Tsai, and L.Y. Hsu, "Design of a Miniature Axial-Flux Spindle Motor With Rhomboidal PCB Winding," *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 42, No. 10, pp. 3488-3490, 2006.
- [35] D. K. Woo, I. W. Kim, D. K. Lim, J. S. Ro, and H. K. Jung, "Cogging Torque Optimization of Axial Flux Permanent Magnet Motor," *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 49, No. 5, pp. 2189-2192, 2013.

- [36] M. Aydin, M. Gulec, Y. Demir, B. Akyuz, and E. Yolacan, "Design and Validation of a 24-Pole Coreless Axial Flux Permanent Magnet Motor for A Solar Powered Vehicle," in *Proc. of IEEE XXII International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, pp. 1493-1498, 2016.
- [37] H. Sugimoto, T. Tsuda, T. Morishita, Y. Hondou, T. Takeda, H. Togawa, T. Oota, K. Ohmatsu, and S. Yoshida, "Development of an Axial Flux Type PM Synchronous Motor With the Liquid Nitrogen Cooled HTS Armature Windings," *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, Vol. 17, No. 2, pp. 1637-1640, 2007.
- [38] D. K. Lim, Y. S. Cho, J. S. Ro, S. Y. Jung, and H. K. Jung, "Optimal Design of an Axial Flux Permanent Magnet Synchronous Motor for the Electric Bicycle," *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 52, No. 3, 4 pages, 2016.
- [39] T. Li, Y. Zhang, Y. Liang, Q. Ai, and H. Dou, "Multiphysics Analysis of an Axial-Flux In-Wheel Motor With an Amorphous Alloy Stator," *IEEE Access*, Vol. 8, pp. 27414-27425, 2020.
- [40] W. Zhao, T. A. Lipo, and B. I. Kwon, "Comparative Study on Novel Dual Stator Radial Flux and Axial Flux Permanent Magnet Motors With Ferrite Magnets for Traction Application," *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 50, No. 11, 4 pages, 2014.
- [41] S. Park, W. Kim, S. I. Kim, "A Numerical Prediction Model for Vibration and Noise of Axial Flux Motors," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Vol. 61, No. 10, p. 5757-5762, 2014.
- [42] C. Soneda, H. Asai, Y. Hatta, T. Shimono, and K. Ohnishi, "Design and Analysis of Core-less Multi-layered Axial Motor," in *Proc. of IEEE 28th International Symposium on Industrial Electronics (ISIE)*, pp. 267-272, 2019.
- [43] R.J. Hill-Cottingham, P. C. Coles, J. F. Eastham, F. Profumo, A. Tenconi, G. Gianolio, and M. Cerchio, "A Plastic Structure Multi-Disc Axial Flux PM Motor," in *Proc. of IEEE Industry Applications Conference. 37th IAS Annual Meeting*, pp. 1274-1280, 2002.
- [44] F. Dumas, Ph. Enrici, and D. Matt, "Design and Comparison of Two Multi-Disk Permanent Magnet Motors for Aeronautical Application," in *Proc. of IEEE XX International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, pp. 647-652, 2012.
- [45] R.J. Hill-Cottingham, P. C. Coles, J. F. Eastham, F. Profumo, A. Tenconi, and G. Gianolio, "Multi-disc axial flux Stratospheric Aircraft Propeller Drive," in *Proc. of IEEE Industry Applications Conference. 36th IAS Annual Meeting*, pp. 1634-1639, 2001.
- [46] H. Xie, X. Wei, Y. Liu, Y. Feng, Y. Zhang, X. Yang, and K. Yang, "Research of Asymmetrical Bidirectional Magnet Skewing Technique in Modular Multi-Stage Axial Flux Permanent Magnet Synchronous Motor," *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 51, No. 3, 5 pages, 2015.
- [47] 榎本 裕治・北村 正司・酒井 俊彦・大原 光一郎：「分割コアモータにおける電磁鋼板選定の一考察」, 電気学会論文誌 D, Vol. 124, No. 10, pp. 1010-1016, 2004.

- [48] 吉川 祐一・小川 登史・岡田 幸弘・村上 浩・森本 茂雄：「3次元折り曲げ鉄心を用いた永久磁石モータの基礎検討」, 電気学会論文誌 D, Vol. 136, No. 7, pp. 494-500, 2016.
- [49] Y. Li, Y. Liu, F. Liu, Q. Yang, and P. Ren, “Magnetic Anisotropic Properties Measurement and Analysis of the Soft Magnetic Composite Materials,” *IEEE Transactions on Applied Superconductivity*, Vol. 24, No. 5, 4 pages, 2014.
- [50] A. Maruo, and H. Igarashi, “Analysis of Magnetic Properties of Soft Magnetic Composite Using Discrete Element Method,” *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 55, No. 6, 5 pages, 2019.
- [51] A. Schoppa, P. Delarbre, E. Holzmann, and M. Sigl, “Magnetic Properties of Soft Magnetic Powder Composites at Higher Frequencies in Comparison with Electrical Steels,” in *Proc. of IEEE 3rd International Electric Drives Production Conference (EDPC)*, 5 pages, 2013.
- [52] 上野 友之・鶴田 聖・齋藤 達哉・渡辺 麻子・伊志嶺 朝之・山田 浩司：「磁気特性に優れる圧粉磁心の開発経緯と実用化事例及び今後の展開」, 2016年1月 SEI テクニカルレビュー・第188号, pp. 4-9, 2016.
- [53] 小林 久理眞：「永久磁石開発の最前線」, 電気学会論文誌 A, Vol. 132, No. 1, pp. 29-32, 2012.
- [54] 徳永 雅亮・福永 博俊：「永久磁石材料の動向」, 電気学会特集解説, Vol. 124, No. 10, pp. 847-850, 2004.
- [55] K. Yamazaki, M. Shina, M. Miwa, and J. Hagiwara, “Investigation of Eddy Current Loss in Divided Nd-Fe-B Sintered Magnets for Synchronous Motors Due to Insulation Resistance and Frequency,” *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 44, No. 11, pp. 4269-4272, 2008.
- [56] J. Li, D. W. Choi, C. H. Cho, D. H. Koo, and Y. H. Cho, “Eddy-Current Calculation of Solid Components in Fractional Slot Axial Flux Permanent Magnet Synchronous Machines,” *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 47, No. 10, pp. 4254-4257, 2011.
- [57] X. Dai, Q. Liang, J. Cao, Y. Long, J. Mo, and S. Wang, “Analytical Modeling of Axial-Flux Permanent Magnet Eddy Current Couplings With a Slotted Conductor Topology,” *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 52, No. 2, 15 pages, 2016.
- [58] Y. Yoshida, K. Nakamura, and O. Ichinokura, “Consideration of Eddy Current Loss Estimation in SPM Motor Based on Electric and Magnetic Networks,” *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 48, No. 11, pp. 3108-3111, 2012.
- [59] L. Wu, R. Qu, and D. Li, “Reduction of Rotor Eddy-Current Losses for Surface PM Machines With Fractional Slot Concentrated Windings and Retaining Sleeve,” *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 50, No. 11, 4 pages, 2014.
- [60] S. S. Nair, J. Wang, L. Chen, R. Chin, I. Manolas, and D. Svehkarenko, “Prediction of 3-D High-Frequency Eddy Current Loss in Rotor Magnets of SPM Machines,” *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 52, No. 9, 10 pages, 2016.

- [61] K. Sone, M. Takemoto, S. Ogasawara, K. Takezaki, and W. Hino, "Examination for the Higher Efficiency in a Ferrite Permanent Magnet 10 kW In-Wheel Axial-Gap Motor with Coreless Rotor Structure," in *Proc. of IEEE Energy Conversion Congress and Expo. (ECCE)*, pp. 5885-5892, 2014.
- [62] 渡辺 麻子・齋藤 達哉・上野 友之・鶴田 聖・中村 悠一:「圧粉磁心による薄型・高トルクなアキシシャルギャップモータの実現」, 2018年1月 SEI テクニカルレビュー・第192号, pp. 119-125, 2018.
- [63] 宋 飛・岩野 功佳・大場 勝行:「自動車エンジン用ウォーターポンプのキャビテーション発生予測手法」, 自動車技術会論文集, Vol. 47, No. 2, pp. 567-572, 2016.
- [64] H. Qin, H. Ni, and J. Jin, "Differential Evolutionary Modeling and Starting-up Cavitation Characteristics Analysis For Multistage Centrifugal Pump," in *Proc. of IEEE 4th Information Technology and Mechatronics Engineering Conference*, pp. 412-416, 2018.
- [65] 山崎 克己, 他:「タービン発電機の固定子鉄心端部における面内渦電流解析方に関する基礎検討」, 電気学会論文誌 D, Vol. 127, No. 5, pp. 528-535, 2007.
- [66] 山崎 克己, 他:「タービン発電機における固定子ティーススリットによる損失低減効果に関する基礎検討」, 電気学会論文誌 D, Vol. 131, No. 11, pp. 1284-1291, 2011.
- [67] 出口 見多・隅田 悟士・榎本 裕治:「数式モデルを用いたアキシシャル型 SR モータの解析手法」, 電気学会論文誌 D, Vol. 134, No. 11, pp. 962-968, 2014.
- [68] 天野 寿人・榎本 裕治・伊藤 元哉・板橋 弘光・谷川 茂穂・正木 良三:「アモルファス巻き鉄心の永久磁石モータへの適用検討」, 電気学会論文誌 D, Vol. 130, No. 5, pp. 632-638, 2010.
- [69] Y. Demir, O. Ocaik, Y. Ulu, and M. Aydin, "Impact of Lamination Processing Methods on Performance of Permanent Magnet Synchronous Motors," in *Proc. of IEEE XXI International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, pp. 1218-1223, 2014.
- [70] K. Imamura, M. Sanada, S. Morimoto, and Y. Inoue, "Improvement of Characteristics by Flux Barrier Shape and Magnet Thickness of IPMSM with Dy-free Rare-Earth Magnet," in *Proc. of IEEE 15th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'2013)*, 10 pages, 2013.
- [71] K. Imamura, M. Sanada, S. Morimoto, and Y. Inoue, "Improvement of Demagnetization by Rotor Structure of IPMSM with Dy-free Rare-Earth Magnet," in *Proc. of IEEE International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)*, 6 pages, 2012.
- [72] NTN 株式会社:「ベアリングの健康管理」, CAT-No. 3017-II/J.
- [73] J. Im, J. Park, and J. Hur, "Accelerated Life Test of Bearing under Electrical Stress," in *Proc. of IEEE International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)*, pp. 2501-2504, 2018.

- [74] X. Zhou, H. Xu, X. Xiong, and L. Wang, "Effect of Ball Off Size on Fatigue Life of Deep Groove Ball Bearing," in *Proc. of IEEE International Symposium on Assembly and Manufacturing (ISAM)*, pp. 64-68, 2013.
- [75] Y. H. Kim, H. J. Kim, J. W. Moon, Y. H. Kim, and S. Y. Jung, "A Study on the Estimation of Bearing Life of Electric Motor Using ISO 281 and Accelerated Life Test," in *Proc. of IEEE 2nd International Conference on System reliability and Safety (ICSRS)*, pp. 223-226, 2017.
- [76] G. D. Donato, F. G. Capponi, G. A. Rivellini, and F. Caricchi, "Integral-Slot Versus Fractional-Slot Concentrated-Winding Axial-Flux Permanent-Magnet Machines: Comparative Design, FEA, and Experimental Tests," *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 48, No. 5, pp. 1487-1495, 2012.
- [77] B. Koo, M. Lee, and K. Nam, "Groove Depth Determination Based on Extended Leakage Factor in a 12-Slot 10-Pole Machine," in *Proc. of IEEE International Conference on Mechatronics (ICM)*, pp. 680-684, 2015.
- [78] 加納 善明・小坂 卓・松井 信行：「多極集中埋込磁石モータの構造最適化設計に関する検討」, 電気学会論文誌 D, Vol. 127, No. 4, pp. 349-359, 2007.
- [79] 平松 大典, 他：「同期機分数スロットによる振動・損失低減巻線方法の検討」, 電気学会論文誌 D, Vol. 135, No. 11, pp. 1130-1137, 2015.
- [80] 大穀 晃裕, 他：「PM モータの固定子製造誤差に起因するコギングトルクの発生条件」, 電気学会論文誌 D, Vol. 126, No. 8, pp. 1140-1150, 2006.
- [81] 赤津 観・涌井 信二：「巻線係数とインダクタンス係数を用いた多極多スロット集中巻 SPMSM の簡易設計手法」, 電気学会論文誌 D, Vol. 127, No. 11, pp. 1172-1179, 2007.
- [82] J. Cros, and P. Viarouge, "Synthesis of High Performance PM Motors With Concentrated Windings," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol. 17, No. 2, pp. 248-253, 2002.
- [83] F. Libert, and J. Soulard, "Investigation on Pole-Slot Combinations for Permanent-Magnet Machines with Concentrated Windings," article, 6pages, 2004.
- [84] F. Magnussen, and C. Sadarangani, "Winding Factors and Joule Losses of Permanent Magnet Machines with Concentrated Windings," in *Proc. of IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC)*, pp. 333-339, 2003.
- [85] M. Horz, H. G. Herzog, and A Haas, "Axial flux machine with single tooth fractional slot winding - Comparison of different winding design approaches," in *Proc. of IEEE International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion (SPEEDAM)*, pp. 36-39, 2006.
- [86] 牧田 真治・伊藤 靖英・青山 知弘・道木 慎二：「高巻線係数と高占積率を両立する新しい巻線構造を持つ永久磁石モータ」, 電気学会論文誌 D, Vol. 134, No. 12, pp. 1031-1037, 2014.

- [87] 伊東 進：「日本企業のコスト削減」，京都マネジメントレビュー，第 3 号
- [88] K. Sone, M. Takemoto, S. Ogasawara, K. Takezaki, and W. Hino, “Operation Characteristics of Ferrite Permanent Magnet In-Wheel Axial-Gap Motor with Coreless Rotor Structure for Electric City Commuters,” in *Proc. of IEEE Energy Conversion Congress and Expo. (ECCE)*, pp. 3186-3193, 2013.
- [89] 木村 康夫：「解説：永久磁石材料の歴史」，鑄造工学，第 68 卷，第 3 号，1996.
- [90] 杉本 論：「特集：永久磁石材料の最近の研究」，まてりあ，第 56 卷，第 3 号，2017.
- [91] 小澤 純夫：「資源問題に直面するモータ用永久磁石の研究動向と課題」，科学技術動向，pp. 10-21, 2010 年 9 月号.
- [92] 西内 武司：「永久磁石：21 世紀の社会を支えるキーマテリアル」，化学と教育，第 67 卷，5 号，pp. 206-209, 2019.
- [93] 新口 昇・平田 勝弘・近藤 晃明：「EPS モータの電磁振動による共振特性」，電気学会論文誌 D, Vol. 133, No. 10, pp. 1022-1030, 2013.
- [94] 綿引 正倫，他：「高調波電流制御による 6 次ラジアル力の低減と EPS 用モータへの適用」，電気学会論文誌 D, Vol. 139, No. 8, pp. 708-716, 2019.
- [95] E. Carraro, N. Bianchi, S. Zhang, and M. Koch, “Design and Performance Comparison of Fractional Slot Concentrated Winding Spoke Type Synchronous Motors With Different Slot-Pole Combinations,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 54, No. 3, pp. 2276-2284, 2018.
- [96] A. A. Al-Jaf, B. C. Mecrow, and D. Moule, “Winding arrangement and design development for fault tolerant EPS systems,” *IET Journal of Engineering*, Vol. 2019, Iss. 17, pp. 3884-3889, 2019.
- [97] S. M. Hwang, H. J. Lee, T. S. Kim, Y. H. Jung, and J. P. Hong, “The Influence of Electromagnetic Force Upon the Noise of an IPM Motor Used in a Compressor,” *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 42, No. 10, pp. 3494-3496, 2006.
- [98] S. I. Kim, G. H. Lee, J. P. Hong, and T. U. Jung, “Design Process of Interior PM Synchronous Motor for 42-V Electric Air-Conditioner System in Hybrid Electric Vehicle,” *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 44, No. 6, pp. 1590-1593, 2008.
- [99] I. P. Brown *et al*, “Design and Evaluation of Interior Permanent-Magnet Compressor Motors for Commercial Transcritical CO₂ (R-744) Heat Pump Water Heaters,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 51, No. 1, pp. 576-586, 2015.
- [100] P. T. Luu, J. Y. Lee, J. H. Lee, and J. W. Park, “Electromagnetic and Thermal Analysis of Permanent-Magnet Synchronous Motors for Cooperative Robot Applications,” *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 56, No. 3, 4 pages, 2020.
- [101] R. E. Kim, J. M. Seo, and S. H. Rhyu, “Design of Permanent Magnet Motors With Distributed and Concentrated Windings for Robot Arms,” in *Proc. of IEEE International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)*, pp. 240-243, 2018.

- [102] 金子 裕治・國吉 太：「総説：高性能 NdFeB 焼結磁石と応用」，粉体及び粉末合金，第 53 卷，第 7 号，pp. 573-578, 2006.
- [103] T. Ota, “Rare Earth Resources and Related Industries in Japan,” *Journal of MMIJ*, Vol. 127, pp. 549-557, 2011.
- [104] 田中 彰・黄 考春・康上 賢淑：「論説：レアアースショックと総合商社」，産業学会研究年報，第 31 号，pp. 27-39, 2016.
- [105] 一般社団法人 新金属協会・希土類部会：「希土類産業が直面した問題とその対応」，2014.
- [106] A. Fatemi *et al*, “Design Optimization of an Electric Machine for a 48-V Hybrid Vehicle With Comparison of Rotor Technologies and Pole-Slot Combinations,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 56, No. 5, pp. 4609-4622, 2020.
- [107] J. W. Jung *et al*, “Design and Analysis of Ferrite Magnet Flux Concentrated PMSM With Cross-Laminated Rotor Core Using Equivalent 2-D FEA,” *IEEE Transactions on Energy Conversion*, Vol. 34, No. 3, pp. 1623-1631, 2019.
- [108] C. L. Jeong *et al*, “Optimized Design of PMSM With Hybrid-Type Permanent Magnet for Improving Performance and Reliability,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 55, No. 5, pp. 4692-4701, 2019.
- [109] S. Nagano, M. Takemoto, and S. Ogasawara, “An Examination for Improvement of Constant Output Characteristics at High-Speed Region in a Spoke-Type IPMSM using Ferrite Permanent Magnet by Changing the Shape of Rotor Surface,” in *Proc. of IEEE Energy Conversion Congress and Expo. (ECCE)*, 8 pages, 2016.
- [110] T. Iida, M. Takemoto, S. Ogasawara, K. Orikawa, I. Sato, H. Kokubun, A. Toba, and M. Syuto “Investigation of Enhancing Output Power Density in Ultra-High-Speed Motors with Concentrated Winding Structure,” in *Proc. of IEEE Energy Conversion Congress and Expo. (ECCE)*, pp. 262-269, 2020.
- [111] H. Tang *et al*, “Influence of the opening width of stator semiclosed slot and the dimension of the closed slot on the magnetic field distribution and temperature field of the permanent magnet synchronous motor,” *IET Journal of Engineering*, Vol. 14, Iss. 9, pp. 1642-1652, 2020.
- [112] X. Zhang *et al*, “No-Load Iron Loss Model for a Fractional-Slot Surface-Mounted Permanent Magnet Motor Based on Magnetic Field Analytical Calculation,” *Chinese Journal of Electrical Engineering*, Vol. 4, No. 4, 9 pages, 2018.
- [113] A. Chiba, H. Hayashi, K. Nakamura, S. Ito, K. Tungpimolrut, T. Fukao, M. A. Rahman, and M. Yoshida, “Test Results of an SRM Made From a Layered Block of Heat-Treated Amorphous Alloys,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 44, No. 3, pp. 699-705, 2008.

- [114] D. Miyagi, K. Miki, M. Nakano, and N. Takahashi, "Influence of Compressive Stress on Magnetic Properties of Laminated Electrical Steel Sheets," *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 46, No. 2, pp. 318-321, 2010.
- [115] R. Wrobel *et al.*, "Investigation of Mechanical Loss Components and Heat Transfer in an Axial-Flux PM Machine," *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 51, No. 4, pp. 3000-3011, 2015.
- [116] Z. Sun, J. Shen, M. Jin, and H. Hao, "Research of the Influence of Different PWM Inverters on the Iron Losses for Induction Motors," in *Proc. of IEEE International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS)*, pp. 96-100, 2014.
- [117] A. Krings, J. Soulard, and O. Wallmark, "PWM Influence on the Iron Losses and Characteristics of a Slotless Permanent-Magnet Motor With SiFe and NiFe Stator Cores," *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 51, No. 2, pp. 1475-1484, 2015.
- [118] 開道 力・脇坂 岳顕:「鉄心材料を考慮したモータ性能の基本検討」, 電気学会論文誌 D, Vol. 120, No. 6, pp. 769-774, 2000.
- [119] 中野 正嗣, 他:「鉄心内部の応力分布を考慮した高精度鉄損解析手法」, 電気学会論文誌 D, Vol. 129, No. 11, pp. 1060-1067, 2009.
- [120] 山口 真一・大穀 晃裕・谷 良浩・田中 敏則・藤野 千代:「鉄心打ち抜き時の加工劣化を考慮したモータの電磁解析手法」, 電気学会論文誌 D, Vol. 135, No. 11, pp. 1107-1115, 2015.
- [121] D. G. Wood, D. G. Atkinson, D. J. Washington, and L. Sjoberg, "The Influence of Production Methods on the Magnetic Performance of Electrical Steel and Soft Magnetic Composites," in *Proc. of IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC)*, 7 pages, 2013.
- [122] L. Hegedus, Z. Bircakova, P. Kollar, B. Weidenfeller, J. Fuzer, P. Kurek, R. Bures, M. Faberova, and V. Kavecansky, "Energy Losses in Composite Materials Based on Two Ferromagnets," *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 53, No. 12, 4 pages, 2017.
- [123] J. Fuzerova, J. fuzer, P. Kollar, L. Hegedus, R. Bures, and M. Faberova, "Analysis of the Complex Permeability Versus Frequency of Soft Magnetic Composites Considering of Iron and Fe73Cu1Nb3Si16B7," *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 48, No. 4, pp. 1545-1548, 2012.

研究業績

学術論文誌

- (1) **R. Tsunata**, M. Takemoto, S. Ogasawara, T. Saito, and, T. Ueno, “Examination of Enhancing Efficiency of Axial Gap Motor in High Speed and High Torque Region by Adopting Neodymium Bonded Magnet,” *IEEJ J. Industry Applications*, Vol.-, No.-, pp.-,2021. (掲載決定).
- (2) **網田錬**, 竹本真紹, 小笠原悟司, 折川 幸司, 齋藤達哉, 上野友之:「ネオジムボンド磁石の適用によるアキシナルギャップモータの高速重負荷領域の高効率化に関する検討」, 電気学会論文誌 D, Vol. 140, No. 12, pp.939 - 262., 2020.
- (2) **網田錬**, 竹本真紹, 小笠原悟司, 折川 幸司, 齋藤達哉, 榎園勇太, 上野友之:「コアレス回転子形状を有するアキシナルギャップモータにおける高効率化のための SMC 材料の開発方針の検討」, 日本 AEM 学会誌, Vol. 28, No. 2, pp.146 - 155, 2020. (**日本 AEM 学会 奨励賞, 受賞**)
- (3) **R. Tsunata**, M. Takemoto, S. Ogasawara, A. Watanabe, T. Ueno, and K. Yamada, “Development and Evaluation of an Axial Gap Motor Using Neodymium Bonded Magnet,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 50, No. 1, pp. 254-262, 2018.

国際会議 (査読付き)

- (1) **R. Tsunata**, M. Takemoto, S. Ogasawara, K. Orikiawa, “Investigation of Enhancing Reluctance Torque of a Delta-Type Variable Flux Memory Motor Having Large Flux Barrier for EV/HEV Traction,” in *Proc. of IEEE ENERGY CONVERSION CONGRESS and EXPO. (ECCE2020)*, USA, pp. 53-60, 2020.
- (2) **R. Tsunata**, M. Takemoto, S. Ogasawara, T. Saitoh, and T. Ueno, “Development Policy of SMC to Improve Efficiency of Axial Gap Motor Employing Coreless Rotor Structure,” in *Proc. of IEEE International Conference of Electrical Machines (ICEM2020)*, Gothenburg, Sweden, 7 pages , 2020.
- (3) **R. Tsunata**, M. Takemoto, S. Ogasawara, T. Ueno, and T. Saitoh, “A Proposal of Ultra-Flat Axial Gap Motor Employing C-type SMC Core,” in *Proc. of IEEE 45th Annual Conference of the Industrial Electronics (IECON2019)*, Portugal, 8 pages, 2019.
- (4) **R. Tsunata**, M. Takemoto, S. Ogasawara, K. Orikiawa, “A Proposal of a Delta-Type Salient Pole Variable Flux Memory Motor Having Large Flux Barrier for Traction Applications,” in *Proc. of IEEE ENERGY CONVERSION CONGRESS and EXPO. (ECCE2019)*, USA, pp. 6054-6061, 2019.
- (5) **R. Tsunata**, M. Takemoto, S. Ogasawara, A. Watanabe, T. Ueno, and K. Yamada, “Investigation of Enhancing Efficiency and Acceleration in a Flat Shape Axial Gap Motor Having High Torque Characteristic,” in *Proc. of IEEE International Conference on Mechatronics (ICM2017)*, Australia, pp. 278-283, 2017.

- (6) **R. Tsunata**, M. Takemoto, S. Ogasawara, A. Watanabe, T. Ueno, and K. Yamada, “Development and Evaluation of an Axial Gap Motor with Neodymium Bonded Magnet,” in *Proc. of IEEE International Conference of Electrical Machines (ICEM2016)*, Switzerland, 7 pages, 2016.

国内会議

- (1) **網田 錬**, 竹本 真紹, 小笠原 悟司, 折川 幸司: 「可変磁力メモリーモータにおける二層構造による着磁電流の対称性の実現と実験的検証」, 令和3年電気学会全国大会講演論文集, 2 pages, 2021.
- (2) **網田 錬**, 竹本 真紹, 小笠原 悟司, 折川 幸司: 「 Δ 型磁石配置及び拡張フラックスバリアを設けた自動車駆動用可変磁力メモリーモータにおけるリラクタンストルク向上のための回転子の設計コンセプト」, 令和2年電気学会モータドライブ/回転機/リニアドライブ合同研究会資料, MD-20-131/RM-20-124/LD-20-074, 4 pages, 2020.
- (3) **網田 錬**, 竹本 真紹, 小笠原 悟司, 折川 幸司: 「リラクタンストルクを改善した Δ 型磁石配置及び拡張フラックスバリアを設けた自動車駆動用可変磁力メモリーモータの特性解析」, 令和2年電気学会モータドライブ/回転機/リニアドライブ合同研究会資料, MD-20-132/RM-20-125/LD-20-075, 4 pages, 2020.
- (4) **網田 錬**, 竹本 真紹, 小笠原 悟司, 折川 幸司, 軸丸 武弘, 鈴木 史典, 関 直喜: 「航空機ハイブリッドシステム用の2MW PMSMにおける渦電流損とターン数低減の検討」, 令和2年電気学会全国大会講演論文集, 2 pages, 2020.
- (5) **網田 錬**, 竹本 真紹, 小笠原 悟司, 折川 幸司, 齋藤 達哉, 榎園 勇太, 上野 友之: 「コアレス回転子形状を有するアキシシャルギャップモータにおける高効率化のためのSMC材料の開発方針の検討」, 第28回MAGDAコンファレンス講演論文集, pp. 34-41, 2019.
- (6) **網田 錬**, 竹本 真紹, 小笠原 悟司, 折川 幸司, 齋藤 達哉, 上野 友之: 「C型SMCコアを用いた超扁平アキシシャルギャップモータの提案」, 令和元年電気学会回転機/リニアドライブ/家電・民生合同研究会資料, RM-19-066/LD-19-065/HCA-19-043, 6 pages, 2019.
- (7) **網田 錬**, 竹本 真紹, 小笠原 悟司: 「 Δ 型磁石配置及び拡張フラックスバリアを採用した自動車駆動用可変磁力メモリーモータの検討(その2) -着磁性能向上のための回転子形状の提案-」, 令和元年電気学会産業応用部門大会講演, No. 3-72, pp. 413-418, 2019. (**電気学会産業応用部門 部門優秀論文発表賞, 受賞**)
- (8) **網田 錬**, 竹本 真紹, 小笠原 悟司: 「 Δ 型磁石配置及び拡張フラックスバリアを採用した自動車駆動用可変磁力メモリーモータの検討(その1) -着磁性能向上のための回転子形状の提案-」, 令和元年電気学会産業応用部門大会講演, No. 3-71, pp. 407-412, 2019.
- (9) **網田 錬**, 竹本 真紹, 小笠原 悟司, 折川 幸司, 渡辺 麻子, 上野 友之, 山田 浩司: 「3つの磁石材料におけるアキシシャルギャップモータの試作機による特性比較」, 平成29年電気学会全国大会講演論文集, vol. 4, No. 5-003, pp. 5-6, 2017.

- (10) 網田 錬, 竹本 真紹, 小笠原 悟司, 折川 幸司, 渡辺 麻子, 上野 友之, 山田 浩司: 「アキシタルギャップモータにおける効率及び加速度性能の改善に関する検討」, 平成 28 年電気・情報関係学会北海道支部連合大会講演論文集, vol. 33, pp. 48-49, 2016. (電気学会 優秀論文発表賞, 受賞)
- (11) 網田 錬, 竹本 真紹, 小笠原 悟司, 折川 幸司, 渡辺 麻子, 上野 友之, 山田 浩司: 「ネオジムボンド磁石の適用によるアキシタルギャップモータの高速重負荷領域の高効率化に関する検討」, 平成 28 年電気学会産業応用部門大会講演, No. 3-58, pp. 313-318, 2016. (電気学会産業応用部門 部門優秀論文発表賞, 受賞)

受賞歴

- (1) 2020 年 12 月 日本 AEM 学会 奨励賞
- (2) 2020 年 2 月 電気学会産業応用部門 部門優秀論文発表賞 (本部表彰)
- (3) 2017 年 3 月 北海道大学 大学院 研究科長賞
- (4) 2017 年 1 月 電気・情報関係学会北海道支部連合大会 若手優秀論文発表賞
- (5) 2017 年 2 月 電気学会 優秀論文発表賞
- (6) 2017 年 2 月 電気学会産業応用部門 部門優秀論文発表賞 (本部表彰)
- (7) 2015 年 3 月 北海道大学 工学部 ウィリアムウィラー賞

外部資金の獲得

- (1) 日本学術振興会 特別研究員奨励費 DC2: 「扁平形状を有するアキシタルギャップモータにおける高効率化に関する研究」, 2020 年度 ~ 2021 年度.

謝辞

本論文は、筆者が北海道大学大学院 博士後期課程に在籍中の研究成果をまとめたものであり、先ずは長きに亘る研究期間において、筆者に関わっていただいた全ての関係者の方々に、心より感謝と御礼申し上げます。

本研究の遂行及び本論文の執筆にあたり、岡山大学大学院 自然科学研究科 教授 竹本真紹先生と北海道大学大学院 情報科学研究院 教授 小笠原悟司先生にはひとかたならぬ御指導、御鞭撻を賜りました。竹本先生には日頃のご指導のみならず、モータの研究を通じて国際的な場で成果を発表する機会や、企業との共同研究を通して見聞や視野を広げることのできる貴重な機会を与えていただきました。小笠原先生には主にパワーエレクトロニクスの観点から御助言を賜り、筆者の研究の助力とさせていただきました。ここに深甚なる敬意を表すとともに、厚く御礼申し上げます。

ご多用の中、本論文の審査に加わっていただいた北海道大学大学院 情報科学研究院 教授 北裕幸先生、同教授 五十嵐一先生には、審査を通して本論文の取りまとめにあたり、貴重なご意見とご指導を賜りました。心より感謝申し上げます。

本研究を遂行するにあたり、住友電気工業株式会社 アドバンストマテリアル研究所の上野友之氏、齋藤達哉氏には多大なご支援をいただきました。材料観点から様々な御助言をいただき、多くの知見を得ることに繋がりました。また提案モータを実機検証する際に、多くの試作機の製造にご協力いただきました。特に実機での検証は上野氏、齋藤氏のご協力無くしては成し得ませんでした。ご尽力を賜り、心より感謝申し上げます。

北海道大学大学院 情報科学研究院 助教 折川幸司先生には、日常の研究生活の中や研究室のゼミにおいて率直なご意見やご質問をいただき、その度に自身の研究を客観的に見直すことができました。また、研究室の秘書である村上久恵氏、新木智香子氏には事務的な手続きを始めとする多大なご支援をいただき、より研究の遂行に集中できる環境を作っていただきました。厚く御礼申し上げます。

東京工業大学 教授 千葉明先生、東京諏訪理科大 教授 大島政英先生、静岡大学 准教授 朝間淳一先生、東京電機大学 准教授 杉元紘也先生、東京工業大学 准教授 清田恭平先生には、合同研究会において、ご討論を通して有益な御助言を賜りました。また研究者としての心構えについて等、様々な御言葉も頂きました。感謝申し上げます。

横浜国立大学 教授 赤津観先生、名古屋工業大学 教授 小坂卓先生、早稲田大学 教授 近藤敬一郎先生には、4大学合同モータ研究会にて、様々な御意見と激励の御言葉を頂戴致しました。より多角的な視点から研究を見つめ直すことができ、研究者としての視野を広げることができました。厚く御礼申し上げます。

北海道大学の電気エネルギー変換研究室の皆様には、多大なるご支援を賜りました。特に同期の石川光晃氏、付裕氏、高橋翔太郎氏、永野翔也氏、北島芳郎氏には昼夜問わず研究に関する議論をするなど、公私ともに大変お世話になりました。また、同研究室の後輩

である小原俊介氏，飯田貴之氏には研究を円滑に遂行する上で，解析システムの構築や実験準備の手伝い等，多くの御協力を頂きました。この場をお借りして御礼申し上げます。

最後に，本論文の執筆は家族の協力無くしては成し得ないものでした。筆者を見守り，励まし支えてくれた両親に感謝いたします。また，お世話になりました全ての皆様に感謝の意を表すとともに，本論文の締めくくりとさせていただきます。