



HOKKAIDO UNIVERSITY

Title	高速ベアリングレスモータの効率と出力密度の向上に関する研究
Author(s)	付, 裕
Degree Grantor	北海道大学
Degree Name	博士(工学)
Dissertation Number	甲第14285号
Issue Date	2020-09-25
DOI	https://doi.org/10.14943/doctoral.k14285
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/79610
Type	doctoral thesis
File Information	Yu_Fu.pdf



北海道大学大学院情報科学研究科
[博士論文]

高速ベアリングレスモータの効率と出力密度の向上
に関する研究

A Study on Enhancing Efficiency and Power Density of
High-speed Bearingless motor

令和 2 年 9 月

指導教員 竹本 真紹 准教授

小笠原 悟司 教授

提出者

専攻 システム情報科学専攻

学生番号 79175028

学生氏名 付 裕

概要

現在、高速モータは、ターボ機器や研削スピンドル等に広く用いられている。しかし、高速回転で機械ベアリングを用いた場合、ベアリング摩擦による損失が大きく、効率低下や短寿命化、さらには、振動による騒音の発生といった問題を引き起こす。そこで、電磁力によって回転子を完全非接触で浮上回転することが可能なベアリングレスモータ（BelM）の適用が検討されている。しかし、高速 BelM を高速回転させたという報告はあるものの、温度上昇が激しいという理由から、負荷時におけるその詳細な運転特性は未だ明らかになっていないのが現状である。そこで、高速 BelM の温度上昇を抑制するためには、低損失化、高出力密度化、さらに高効率化することは必要不可欠である。

本研究では、高出力密度・高効率達成可能な超高速小容量・高速大容量の 2 種類の BelM に関する研究を実施した。

まず、超高速・小容量の BelM の効率向上に関する研究について説明する。本研究の目的は、連続で 100,000rpm, 3.4kW（1 ユニットあたり 1.7kW）定格出力を達成可能な超高速 BelM を設計し、100,000rpm において負荷試験を行ない、詳細な運転特性を解明することである。そして、超高速 BelM の効率をどこまで高めることができるのかについて検討することである。また、実用化するため、超高速 BelM の単体の効率ではなく、インバータを含めて高システム効率達成可能な超高速 BelM の設計開発を目的としている。

次、高速・大容量 BelM の研究目的について説明する。高速大容量 BelM の磁石材料、巻線構造、回転子構造などを持つ各々のモデルを比較し、高速大容量 BelM に適した構造を検討する。そして、2つの仕様の高速大容量 BelM に関する研究を実施した。①定格回転速度 60,000 rpm, 定格出力 50 kW 以上、そして、15 kW/L 以上の高出力密度達成可能な BelM の構造に関する研究である。②定格回転速度 45,000 rpm, 定格出力 70 kW 以上達成可能な BelM の低コスト化に関する研究である。

超高速・小容量 BelM について、解析ソフトを用いて電磁解析を行い、目標仕様を達成可能な超高速 BelM を設計する。そして、試作機を用いて実験で超高速 BelM の実験を行う。超高速 BelM の低インダクタンス特性によって、スイッチングリップル電流が高く、スイッチングリップルによって、超高速 BelM の鉄損増加を引き起こすと考えられる。そこで、SiC-MOSFET を搭載した次世代インバータを用いて、高スイッチング周波数で超高速 BelM を駆動する。よって、超高速 BelM のスイッチングリップル電流を抑制し、低損失・高効率化を図る。

また、高速回転において、回転子の外径が応力耐性に限られており、そして、一定な外径である回転子の固有振動数即ち 1 次曲げモードによって、軸長が制限された。そのため、コイルエンドが長い分布巻を使用することによって、一定な軸長でトルクが発生する部分である固定子コアの積層厚が短くなっており、軸出力降下を引き起こす。そして、高速大容量 BelM の磁石としてネオジム焼結磁石が採用されることが多い。ネオジム焼結磁石は残留磁束密度が高く、高トルク密度を達成することが可能である。しかし、ネオジム焼結磁石の電気抵抗率が低いため、高速

回転において、渦電流損が大きく、回転子の温度上昇によって連続運転を実現することは非常に困難である。本研究では、集中巻・ネオジムボンド磁石の構造を提案し、高出力密度化と低損失化の両立を図る。そして、回転子の BPM 化によって、高速大容量 BelM のコスト低減を実現可能と考えられる。

キーワード：ベアリングレスモータ，磁気浮上，超高速，高出力密度

目次

第1章 序論	1
1.1 研究背景	1
1.2 研究目的	1
1.3 本論文の構成	2
第2章 ベアリングレスモータの基本構成及び軸支持力の発生原理	5
2.1 ベアリングレスモータの基本構成	5
2.2 軸支持力の発生原理	7
第一部 超高速ベアリングレスモータの効率向上に関する研究.....	9
第3章 超高速ベアリングレスモータの構造及び解析結果.....	9
3.1 研究背景と研究目的	9
3.2 超高速ベアリングレスモータの構造	10
3.3 正弦波電流入力における解析結果	13
第4章 超高速小容量ベアリングレスモータの実験結果について.....	16
4.1 スイッチング周波数 40 kHz における実験結果.....	16
4.1.1 実験システムの構成	16
4.1.2 浮上試験結果および試作機の風損の測定	24
4.1.3 超高速 BelM のモータ性能に関する実験結果	27
4.1.4 実測電流入力の解析および大きな鉄損発生原因の解明	32
4.2 スイッチング周波数周波数 120 kHz までにおける実験結果	35
4.3 電動機システム効率の測定	40
4.3.1 電動機システム効率の測定のための実験システム	40
4.3.2 電動機システム効率の測定結果	41
第二部 高出力密度達成可能な高速ベアリングレスモータに関する	
研究	44

第 5 章 損失密度 600 W/L 以下で, 60,000 rpm, 54 kW(15 kW/L)達成可能なベアリングレスモータの構造に関する研究.....	43
5.1 SPM 型高速大容量 BelM の研究背景と設計コンセプト	43
5.1.1 研究背景.....	43
5.1.2 研究目的.....	44
5.1.3 提案した BelM の構造.....	46
5.2 6 つの BelM 提案モデルの構造と解析結果の比較.....	53
5.2.1 各比較モデルの構造.....	53
5.2.2 各モデルの解析結果の比較.....	59
5.2.3 提案 BelM の基本特性.....	66
5.2.4 設計した BelM の減磁解析.....	71
5.2.5 試作機的设计.....	73
第 6 章 45,000 rpm, 70 kW(22 kW/L)達成可能なベアリングレスモータの低コスト化に関する研究.....	77
6.1 研究背景.....	77
6.2 提案構造と解析結果.....	81
6.2.1 回転子の応力解析結果.....	81
6.2.2 4 つの比較モデルの解析結果 (ギャップ長 1.0 mm)	83
6.2.3 ギャップ長 1.0 mm~3.0 mm モデルの解析結果.....	86
6.3 提案モデルの解析結果.....	94
第 7 章 結論.....	98
7.1 本論文のまとめ.....	98
7.2 今後の展望.....	98
参考文献.....	99
謝辞.....	104
付録.....	105

第 1 章 序論

1.1 研究背景

現在, 高速モータは, ターボ分子ポンプや研削スピンドル等に広く用いられている[1]~[9]。しかし, 超高速回転で機械ベアリングを用いた場合, ベアリング摩擦による損失が大きく, 効率低下や短寿命化, さらに, 振動による騒音の発生といった問題を引き起こす。そこで, 電磁力によって回転子を完全非接触で浮上回転することが可能なベアリングレスモータ (BelM) の適用が検討されており, これまで様々な高速ベアリングレスモータが報告されている[10]~[27]。

その代表例の一つとして, 文献[20]では, Darmstadt University of Technology (Germany)の研究グループが定格回転速度 60,000 rpm, 定格出力 500 W の超高速小容量 BelM について無負荷時に加えて負荷時の試験結果を報告している。しかし, 温度上昇が激しいという理由から, 負荷試験の結果については, 54,000 rpm までしか報告されていなく, さらに負荷時の詳細な運転特性については明らかにされていない。また, 文献[21]では, Darmstadt University of Technology (Germany)の研究グループが定格回転速度 40,000 rpm, 定格出力 40 kW の高速大容量 BelM について, 36,000 rpm における負荷試験では, 巻線温度が 40 度以上であり, 回転子温度は 85 度以上上昇している。そのため, 36,000 rpm から 40,000 rpm までの温度上昇が非常に激しくなり, CFRP の破断を引き起こすと推測されたため, 定格負荷時での実験ができていないのが現状である。

このように, 筆者の知る限り, 高速 BelM を高速回転させたという報告はあるものの, 負荷時におけるその詳細な運転特性は未だ明らかになっていないのが現状である。そして, 温度上昇を抑制するためには, 低損失化, 高出力密度化, さらに高効率化することは必要不可欠である。

そこで, 本研究では, 高出力密度・高効率達成可能な超高速小容量, および, 高速大容量の 2 種類の BelM に関する研究を実施した。

1.2 研究目的

本節では, 本研究の目的について述べる。

まず, 超高速・小容量の BelM の設計開発について説明する。本研究の目的は, 連続で 100,000 rpm, 3.4 kW (1 ユニットあたり 1.7 kW) 定格出力を達成可能な超高速 BelM を設計し, 100,000 rpm において負荷試験を行ない, 詳細な運転特性を解明することである。そして, 超高速 BelM の効率をどこまで高めることができるのかについて検討することである。また, 実用化するため, 超高速 BelM の単体の効率ではなく, インバータを含めて高システム効率達成可能な超高速 BelM に関する研究を目的としている。

そこで, 本稿では, 文献[27]で報告した超高速 BelM について, ドライブシステムを改善し, 回転速度 100,000 rpm における負荷試験を行い, 定格出力までの詳細な運転特性が得られたので報告する。そして, 試験結果に基づいて, 回転速度 100,000 rpm, 定格出力におけ

る詳細な損失解析を行ったので、その結果を示す。その結果によって、低損失化する方法を提案する。そして、その方法を用いて実験を行う。出力密度を向上し、さらなる高効率化を達成した。定格回転速度 100,000 rpm, 定格出力 3.40 kW において、94.3%の高効率を達成したので報告する。

また、高速・大容量 BelM の研究目的について説明する。今までの高速モータの研究開発を見ると、鉄損、銅損及び風損等の損失の激増によって、60,000 rpm の回転速度、50 kW 以上の軸出力において、15 kW/L 以上の出力密度での連続運転を達成することが非常に困難であることがわかる。高速大容量 BelM の磁石材料、巻線構造、回転子構造など各々のモデルを比較し、高速大容量 BelM に適した構造を検討する。そして、2つの仕様の高速大容量 BelM を提案し、解析上目標性能を達成可能であることを実証した。①定格回転速度 60,000 rpm, 定格出力 50 kW 以上、15 kW/L 以上の高出力密度達成可能な BelM の構造に関する研究である。②定格回転速度 45,000 rpm, 定格出力 70 kW, 出力密度 22 kW/L 以上達成可能な BelM の低コスト化に関する研究である。

本論文では、有限要素法を用いた電磁界解析は JMAG-designer を使用しており、解析モデルは Solidworks を用いて作成する。

1.3 本論文の構成

本論文の構成を以下に示す。

まず、第1章は、序論として高速 BelM に関する研究の社会的背景について述べた。従来の高速 BelM は高速運転領域においてその大きな損失により温度上昇が激しいため、定格負荷時での実験が行えておらず、詳細な運転特性が明らかになっていない現状について、研究事例を挙げて説明した。そして、本論文の目的として、高効率と高出力密度を同時に達成可能な超高速小容量および高速大容量の2種類の BelM に関する研究を実施する必要があることとそれぞれの目標仕様について述べた。

第2章では、まず、BelM の固定子・回転子・巻線構造などの基本構成について述べた。そして、高速 BelM は高回転速度において非接触浮上回転するため、負荷試験を行うにあたり、カップリングを介して負荷となる発電機などの他の電気機器に接続するのが困難である。そのため、一つのケース内に、2つの同じ構造を持つ BelM を同軸上にタンデムに接続した構成とすることで、高回転速度においても負荷試験の実施が可能となることを説明した。さらに、負荷試験の実験方法について述べた。また、BelM は従来のモータと異なり、トルクの発生と同時に、非接触浮上回転に必要な軸支持力を発生する。そこで、軸支持力の発生原理について詳細に説明した。

次に、本論文の第一部として、第3章と第4章では、超高速小容量 BelM について述べた。

まず、第3章では、連続運転で 100,000 rpm, 3.4 kW (1ユニット 1.7 kW) の出力を達成可能な超高速 BelM の提案構造および設計コンセプトについて説明した。前述の通り、超高速回転において従来の BelM は損失により温度上昇が激しいため、提案した超高速小容量

BelM は損失抑制のために、固定子鉄損を抑制可能な平行着磁のリング磁石を用いた SPM 構造の回転子、渦電流損を抑制可能な CFRP を使用した磁石飛散防止用の保護リング、空間高調波による鉄損を抑制するために磁気ギャップが 2.5 mm のワイドギャップ構造、低鉄損材料であるスーパーコアを使用した固定子コアなどを採用している。また、超高速回転において問題となる危険速度の低下を防ぐには軸長を短くする必要があるため、コイルエンドが短くできる集中巻線構造とした。一般に、超高速回転において駆動周波数は非常に高くなるため、それに伴い固定子コアに大きな鉄損が発生する。したがって、鉄損抑制のために駆動周波数が最も低くなる 2 極電動機巻線とし、2 極駆動に対して軸支持力を発生するために 4 極軸支持巻線を採用した。また、提案した超高速小容量 BelM の特性を検証するため、3D-FEM 解析を行い、解析結果について詳細に述べた。解析結果より、提案構造は、定格回転速度 100,000 rpm において、1 つのユニットの定格出力が 1.72 kW であり、11.1 kW/L の高出力密度と総合効率が 96.2% の高効率を同時に達成可能であることを示した。

第 4 章は、前章で示した超高速小容量 BelM の設計に基づいて試作機を製作し、定格回転速度 100,000 rpm で実施した負荷試験の結果について述べた。まず、実験で使用した試作機、インバータ、コントローラー、測定器などの実験装置と実験システムについて説明した。そして、試作機の損失の内訳を明らかにするために、全速度域における風損の測定を行い、その結果について報告した。また、全速度域において、負荷時と無負荷時での回転子の振り回り量を測定し、全速度域において安定な非接触浮上回転が達成できたことを実証した。また、電動機巻線と軸支持巻線の INV のスイッチング周波数を 40 kHz に設定して負荷試験を行った結果、解析結果に比べて鉄損が大きく増加していることがわかった。そこで、鉄損増加を抑制するために、実測電流を用いて 3D-FEM 解析を実施し、要因分析を行った。その結果、電動機巻線のスイッチングリップル電流が鉄損増加の原因であることが明らかになった。この鉄損増加の問題を解決するために、電動機巻線の INV のスイッチング周波数を 120 kHz に上昇させて再実験を行った。その結果、連続定格運転時において BelM の 1 ユニットの 1.70 kW の軸出力を発生でき、94.3% の非常に高い総合効率を達成した。この時のモータ温度は 51℃ となり、モータの発熱を十分に抑制できていることも実証した。さらに、INV を含めた電動機システム効率も測定した。電動機システム効率は、スイッチング周波数が 80 kHz の時に最も高くなり、91.0% の高効率となった。100,000 rpm という超高速回転を考慮すると、非常に高いシステム効率を達成したと言える。

最後、本論文の第二部として、第 5 章と第 6 章では、高速大容量 BelM について述べた。

第 5 章では、1 つ目の高速大容量 BelM として、定格回転速度 60,000 rpm において 54 kW の出力となり、15 kW/L の高出力密度を達成する構造とその設計および解析結果について述べた。設計コンセプトとして、回転子の軸長が 1 次曲げ周波数に制限されるため、コイルエンドを短くできる集中巻線構造を採用した。そして、高出力密度と低損失密度を両立する構造を探索するため、6 つの BelM のモデルを示し、3D-FEM 解析によって性能比較を行った。その結果、6 極電動機・8 極軸支持巻線構造が最も最適であることを明らかにした。加えて、

回転子損失を抑制するため、渦電流損を抑制できるネオジムボンド磁石を採用することを提案した。上記の提案構造により、95.7%の高効率で15 kW/Lの高出力密度を達成できることを解析により示した。そして、損失密度も600W/L以下に抑制できており、連続運転下においても十分に温度上昇が抑制できると考えられる。

高速大容量 BeIM の実用化を推し進めるには、第5章で提案した構造より一層のコストダウンを図る必要がある。そこで、第6章では、コストの高い磁石飛散防止用の CFRP を用いずに、回転子表面近傍に磁石を埋め込む回転子（BPM）構造について検討を行い、定格回転速度45,000 rpmにおいて70 kWの出力となる構造について設計および解析を行った。まず、BPM 構造では、磁石を分割し回転子コアに埋め込む構造となっているため、ギャップ磁束密度分布が正弦波形状とならず、方形波形状となる。したがって、集中巻線構造では、トルクリプルや軸支持力リプルが大きくなり、回転子の損失密度も増加する。そのため、回転子に埋め込む磁石の分割数について検討を行い、24 分割モデルにおいて回転子損失密度が最も低くなることを示した。しかし、連続運転可能な目標回転子損失密度を上回っていた。そこで、低損失密度と高出力の両立を実現するため、提案した BeIM のワイドギャップ長化、および、磁石の着磁方向の最適化について検討を行った。その結果、3.0 mm のワイドギャップ長、および、1 極を構成する4個の埋込磁石の内、両側の磁石の着磁方向を半径方向から磁極中央に向けて52.5度傾けることが最適であることを明らかにした。その結果、定格回転速度45,000 rpmにおいて、70.2 kWの高出力を600 W/L以下の損失密度で達成できることを示した。この時の総合効率は97.7%と非常に高い。さらに、力率も0.9と高いため、インバータのコストも抑制可能である。以上より、低コストな高速大容量 BeIM の構造を示すことができた。

第2章 ベアリングレスモータの基本構成及び軸支持力の発生原理

2.1 ベアリングレスモータの基本構成

本節では、ベアリングレスモータの基本構成について説明する。

ベアリングレスモータ (BelM) とは、トルクを発生する電動機巻線及び軸支持力を発生する軸支持巻線を同じ固定子スロットに巻くことで、磁気軸受と電動機の機能を併せて持つモータである。安定な浮上回転軸支持力を発生するため、軸支持巻線の極対数を電動機巻線の極対数の ± 1 との関係で設定する必要がある[21]。詳細な軸支持力&トルクの発生原理を次節にて説明する。図2-1に最も簡単構造である、2極電動機巻線、4極軸支持巻線構造を持つSPM型BelMの等価モデルを示す。ただし、軸支持巻線が Nsd, Nsq であり、電動機巻線が $Nmd, Nm q$ である。

BelMは全回転域において非接触浮上回転できるため、機械ベアリングを用いた従来型モータに比べて、機械摩擦により損失、発熱、及び騒音を無くすることができるため、高速回転に適している。さらに、BelMはベアリング交換などのメンテナンスが不要であり、付加価値が高いモータである。本研究では、高速BelMの研究開発を目指すので、高速回転下での永久磁石の飛散を防止するため、カーボンファイバ (CFRP) や回転子コア (BPMの場合) を磁石の外側に設置する。

そして、安定浮上を達成するため、回転子の両側に軸支持力を発生することが必須である。一般的に、BelMの全体構成として、BelMと磁気軸受の組み合わせ構成、及び2つのBelMユニットを同じモータケースに設置することが多数である。しかし、高速回転下において負荷試験を行うために、試作機を負荷となる発電機などの別の電気機械にカップリングを介して接続することは困難を伴う。そこで、本研究で、設計した2種類のBelMがすべて1つのモータケース内に、BelMユニットを2つタンデムに接続した構成となっている。

こうすることで、負荷試験時において、片方のBelMユニットを発電動作、もう片方のBelMユニットを電動機動作させることで、全速度域における負荷試験を可能となる。BelMの基本構成を図2-2に示す。ただし、実用化するためには、軸方向のスラスト支持力の発生も必要であるが、本研究の目的として、BelMのモータ特性のみを検証することであるため、スラスト支持力の必要がない。図2-2に示したように、2つのBelMユニットの積み厚が同じであるので、互いに引き付け合う軸方向力を発生させることが可能であり、常時にパッシブなバランスを達することが可能である。よって、本研究で提案する2種類のBelM共に図2-2の構成を採用する。

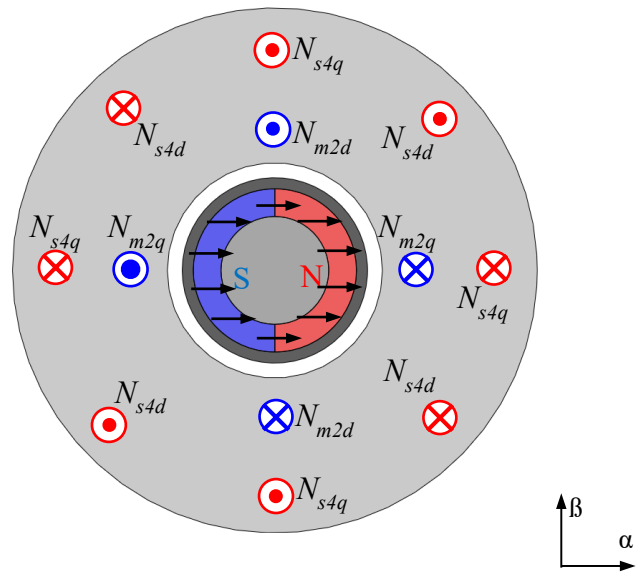


図 2-1 2 極電動機巻線，4 極軸支持巻線を持つ BelM の等価モデル

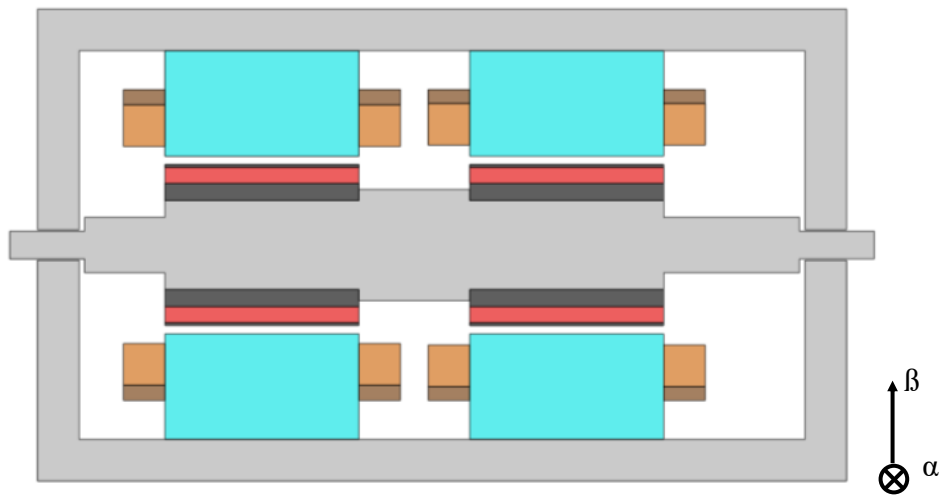


図 2-2 BelM の基本構成

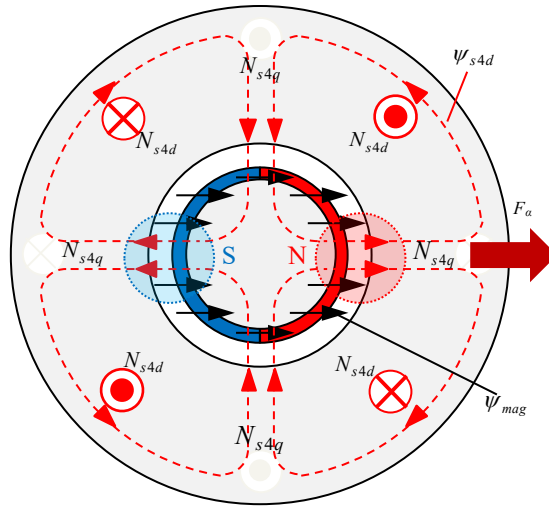
2.2 軸支持力の発生原理

本節では、最もシンプルな構造で 2 極軸支持巻線・4 極電動機巻線構造を持つ SPM 型 BelM を用いて軸支持力の発生原理について説明する。

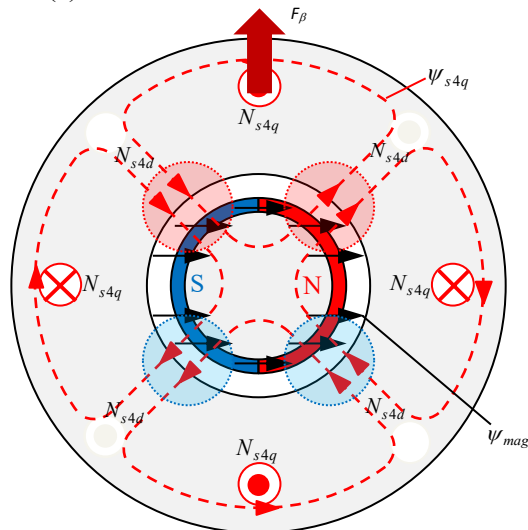
まず、水平方向の軸支持力の発生原理を図 2-3 (a) に示す。軸支持巻線に d 軸電流を通電することで、図の赤線に示す磁束を発生する。回転子に通過する垂直方向の軸支持力は上下等しくなるので、この時垂直方向に軸支持力が発生していない。そして、左右方向の磁束を見ると、左側の軸支持巻線で発生する磁束は、磁石の S 極に発生する磁束が対向となっているため、弱め合っている。これに対して、右側の磁石磁束が軸支持巻線により発生する磁束の方向が一致しているので強め合っており、右方向の軸支持力が発生している。これと同様に、左方向の軸支持力も発生可能である。

次に、垂直方向の軸支持力の発生原理を図 2-3 (b) に示す。軸支持巻線に q 軸電流を通電する際、水平方向の軸支持力の発生原理と同様に、上方向の 2 箇所の軸支持巻線によって発生する磁束は回転子磁石の磁束の方向が一致しており、強め合う。下方向の 2 箇所の軸支持巻線によって発生する磁束は回転子磁石の磁束の方向が反対方向となっているので、弱め合う。よって、垂直方向の軸支持力が発生可能である。そして、この時の磁束が左右対称であるため、水平方向に軸支持力が発生しない。

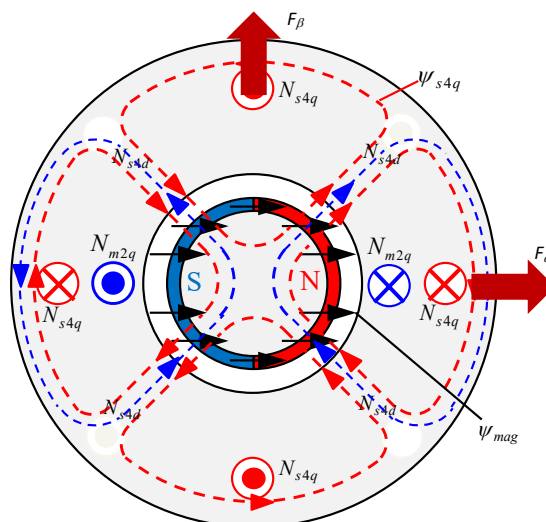
最後、垂直方向に軸支持力を発生すると同時に、電動機巻線に q 軸電流通電時トルクも発生する状況において、軸支持力磁束とトルク磁束の干渉が発生しているため、説明する。この時の磁束は図 2-3 (c) に示す。青の電動機電流磁束と赤の軸支持電流磁束によって垂直方向の軸支持力を発生すると同時に、水平方向への軸支持力も発生しているがわかる。その対策として、電動機トルク分電流に対して、軸支持力係数を求めたうえ、プログラム上から干渉項を加味したうえ制御を行う [28]。



(a) 水平方向の軸支持力の発生原理



(b) 垂直方向の軸支持力の発生原理



(c) 軸支持力とトルクの干渉

図 2-3 軸支持力の発生原理

第一部 超高速ベアリングレスモータの効率向上に関する研究

第3章 超高速ベアリングレスモータの構造及び解析結果

本章では、まず、超高速ベアリングレスモータ (BelM)の研究背景と目的を示す。そして、設計し定格回転速度 100,000 rpm, 1 ユニットあたりの定格出力 1.70 kW 達成可能な超高速 BelM の構造および設計コンセプトについて説明する。最後、設計した超高速 BelM の特性について検証するため、100,000 rpm について 1 ユニットあたりの三次元有限要素法 (3D-FEM) の解析を行う。その解析結果について説明する。

3.1 研究背景と研究目的

電磁力によって回転子を完全非接触で浮上回転することが可能な BelM は機械摩擦がない、メンテナンスフリー等の利点を有するため、ターボ分子ポンプや研削スピンドル等に適用している。これまで様々な超高速 BelM が報告されている[10]-[27]。

その代表例の1つとして、文献[20]では、Darmstadt University of Technology (Germany)の研究グループが定格回転速度 60,000 rpm, 定格出力 500 W の超高速 BelM について無負荷時に加えて負荷時の試験結果を報告している。しかし、温度上昇が激しいという理由から、負荷試験の結果については、54,000 rpm までしか報告されていないうえに、負荷時の詳細な運転特性については明らかにされていない。このように、著者の知る限り、超高速 BelM を高速回転させたという報告はあるものの、負荷時におけるその詳細な運転特性は未だ明らかになっていないのが現状である。そこで、本研究では、100,000 rpm 達成可能な BelM を設計し、試作機を用いて負荷試験を行った。駆動インバータとして、SiC-MOSFET を使用する次世代 PWM インバータが採用された。インバータスイッチング周波数 40 kHz において実験を行った。しかし、電動機電流に大きな電流ひずみ及び大きなリップル電流が発生しているため、100,000 rpm, 定格電動機電流通電時において、鉄損が大きく、解析結果に比べて、効率低下が引き起こした。最高効率は 93.8%であり、設計解析上の最高効率より、2.4%以上低下している。そのため、スイッチング周波数が 40 kHz における実験結果を解析ソフトに入力し、実験状況を解析上再現し、その原因を解明する必要がある。その一方で、100,000 rpm といった超高速回転時における負荷時の詳細な運転特性をまず明らかにし、その運転特性に基づいてより一層の性能向上を図ることが必要不可欠である。

前述の鉄損が大きい問題の原因を解明した上、超高速 BelM の大きなスイッチングリップル電流が発生する電動機巻線に、スイッチング周波数を 120 kHz まで上昇させて駆動することで、回転速度 100,000 rpm, 1 ユニットあたり 1.70 kW の定格出力時に、軸支持入力電力

を含めた総合効率を 94.3 に向上できた。

また、実用化するためには、超高速 BelM のシステム効率を解明することが必要である。そのため、スイッチング周波数を 40 kHz, 80 kHz, 120 kHz と変化させた際、インバータを含めた電動機システム効率（軸支持入力電力除外）を測定した。スイッチング周波数が 80 kHz において、91.0%の高効率を達成したことがわかった。

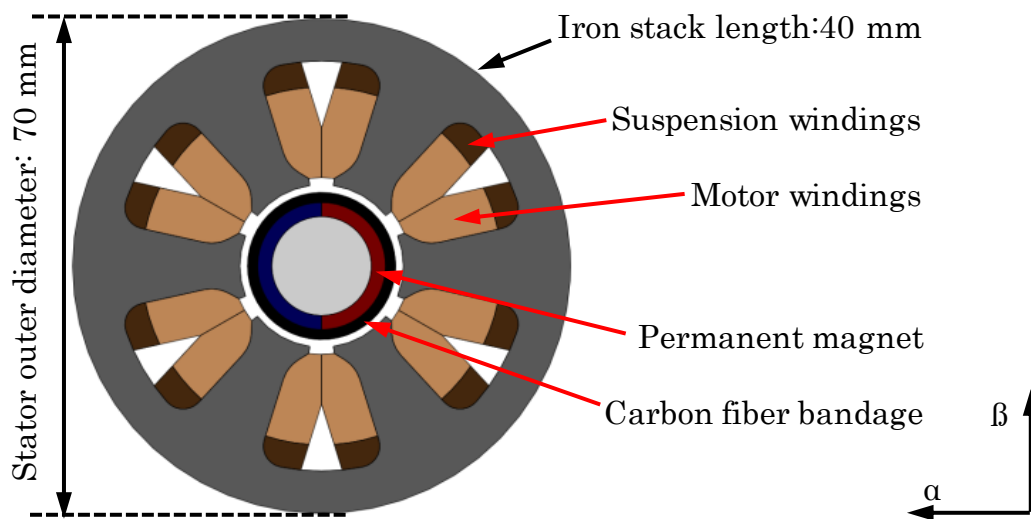
3.2 超高速ベアリングレスモータの構造

図 3-1 (a)は、設計した超高速 BelM の構造を示す。そして、表 3-1 は、モータ各部の寸法を示す。まず、固定子構造であるが、検討を行った BelM の定格回転速度 100,000 rpm において、駆動周波数が非常に高いため、電動機の極数を駆動周波数が最も低くなるように、2 極とした。そして、第 2 章に説明したように、BelM では、軸支持力を発生するために、軸支持巻線の極対数が電動機巻線の極対数の ± 1 でなければならないため、4 極軸支持構造とした。そのため、固定子スロットの外径側に 4 極三相軸支持巻線、内径側に 2 極三相電動機巻線が 6 つのスロットに巻かれている。加えて、危険速度をたかくするために、コイルエンドが小さく軸長を短くできる集中巻線が採用された。

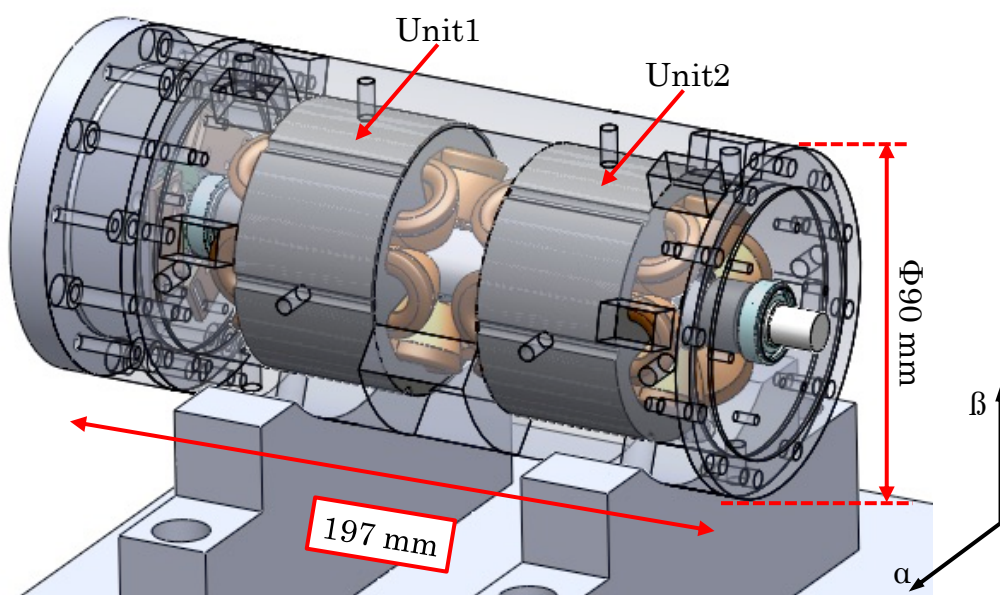
また、一般的に、超高速モータは、駆動周波数が高いため、固定子コアで発生する鉄損密度が高く、モータ内の温度上昇が激しいため、連続運転を達成することが困難である。しかし、産業用途に超高速 BelM を適用するには、定格回転速度 100,000 rpm、そして、定格出力時において、連続運転を達成するが必要である。そのためには、可能な限り、鉄損を低減することで、発熱を抑制しなければならない。そこで、固定子コアの材料として JFE スチール製の低鉄損材料スーパーコア 10JNEX900 を採用した[29]。

次に、回転子構造であるが、表面貼付磁石（SPM）構造とし、空間高調波の抑制による鉄損低減および軸支持力の脈動抑制のため、平行着磁されたリング磁石と磁気的なギャップ長が 2.5 mm というワイドギャップ長を採用した。また、超高速回転時において、遠心力による磁石の破断および飛散を防止するため、リング磁石の外側に厚さ 1.4 mm の炭素繊維強化プラスチック（CFRP）を巻いている。

図 3-1 (b)は、設計した試作機全体の構造を示す。超高速回転化において、負荷試験を行うために、試作機を負荷となる発電機などの別の電気機械にカップリングを介して接続することは困難を伴う。そこで、設計した試作機では 1 つのケース内に、図 3-1 (b)に示した BelM ユニートを 2 つタンデムに接続した構成となっている。こうすることで、ユニット 1 側を発電機動作、ユニット 2 側を電動機動作させ、全速度域における負荷試験を可能とした。



(a) 試作機の断面図



(b) 試作機全体の構造

図 3-1 試作機の構造

表 3-1 モータ諸元

Stator outer diameter [mm]	70
Stator inner diameter [mm]	23
Iron stack length [mm]	40
Rotor outer diameter [mm]	20.8
PM thickness [mm]	2
CF-bandage thickness [mm]	1.4
Mechanical gap length [mm]	1.1

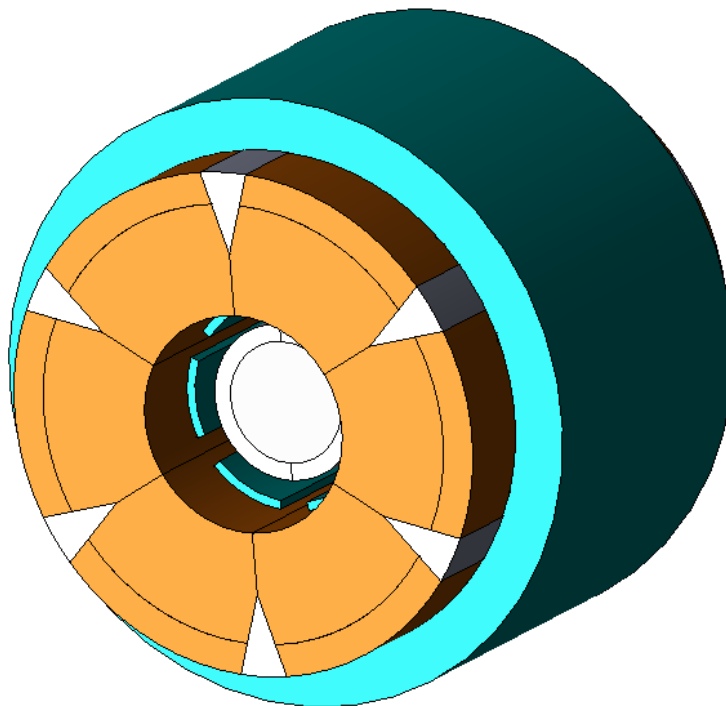


図 3-2 解析上超高速 BelM のフルモデル

3.3 正弦波電流入力における解析結果

超高速 BelM の特性について検証するため、3D-FEM 解析を行う。解析には、株式会社 JSOL の電磁界解析ソフトウェア JMAG-Designer を使用した。

図 3-3 は、定格回転速度 100,000 rpm において、電動機巻線に定格電流密度 7.40 A/mm² の正弦波電流を設定した定格出力時におけるトルクおよび軸支持力波形の解析結果を示す。ただし、軸支持巻線には、図 3-1 (b)に示す垂直上向き方向の軸支持力 F_B を発生するように正弦波の軸支持電流を設定している。そして、その電流の大きさは、実際の運転状況に近い状況を再現するために、定格電流密度 7.5 A/mm² の三分の一の電流密度である 2.5 A/mm² に設定した。

まず、軸支持力であるが、垂直上向き方向の軸支持力 F_B の平均値は 5.8N であり、このときの平均値に対する peak-to-peak で求めたリプル率は 7.0%と小さい。次に、トルクであるが、定格出力時における解析上の平均トルクは 0.167 N であり、このときのリプル率は 1.6%と非常に小さい。前に述べたように、設計した超高速 BelM では、平行着磁したリング磁石を採用することでギャップ内の磁束密度分布を正弦波に近づけることができるため、軸支持力およびトルク共に脈動を抑えることができる。

また、トルクの解析結果には、超高速回転で問題となる鉄損と風損によるトルクの減少分が加味されておらず、実際に発生するトルクより大きなトルクが見積もられている。そこで、鉄損および風損を加味した場合のトルクを算出した。なお、風損は文献[30]に示されている式(3-1)を用いて算出した。式(3-1)において、 N は分割数、 $C_{w,i}$ は空気の摩擦係数、 ρ_{air} は温度 ϑ における空気の密度、 n は1秒あたり回転数、 r_i は回転子半径、 L_i は軸方向長さである。

$$P_{fr} = \sum_{i=1}^N c_{w,i} \pi \rho_{air}(\vartheta) \cdot (2\pi n)^3 r_i^4 L_i \quad (3-1)$$

鉄損および風損を考慮したとき平均トルクは 0.164 Nm であり、解析値より 2.6%小さな値となり、定格回転速度 100,000 rpm における 1 ユニットあたりの計算上の軸出力は 1.72 kW となった。

図 3-4 は、電動機巻線に定格電流を設定しているときの、軸支持電流に対する軸支持力の解析結果を示す。なお、軸支持電流は、垂直上向き方向の軸支持力 F_B を発生するように設定し、その大きさはゼロから定格電流密度 5.0 A/mm² まで変化させた。軸支持力は軸支持電流に対して線形に推移しており、良好な線形性を備えている。また、電動機電流による電動機磁束と軸支持磁束の干渉によって発生する水平方向の軸支持力 F_a は、垂直方向の軸支持力 F_B に対して、ほとんど発生しておらず、設計した超高速 BelM は電動機磁束による軸支持制御への干渉が小さい良好な特性となっている。これは、SPM 構造に加えてワイドギャップ長を採用したためである。これにより超高速回転下において、安定した浮上制御の実現が容易になる。さらに、定格軸支持電流の三分の一の 2.5 A/mm² における軸支持

力 F_β は 5.8 N である。回転子の自重が 1.9 N であることを考慮すると、回転子自重の 3 倍以上の軸支持力を発生できており、十分な軸支持力が確保できている。

表 3-1 は、図 3-3 と同様の解析条件である回転速度 100,000 rpm、定格トルク電流・軸支持電流通電時&定格トルク電流のみ通電時における超高速 BelM の損失と効率に関する解析結果をまとめたものである。ただし、回転子主軸の鉄損は、ヒステリシス損を算出できなかったことから、渦電流損とヒステリシス損は等しいものと仮定して、渦電流損を 2 倍することで求めた。表 3-1 より、定格トルク電流・軸支持電流通電時 1 ユニットあたりの超高速 BelM の鉄損は 22.4 W、電動機巻線と軸支持巻線の銅損の合計は 28.7 W、風損は 16.2 W である。したがって、出力は先に述べたように 1.64 kW であるため、このときの効率は 96.2% となり、正弦波電流を通電した際の理想的な条件下では非常に高い効率となっている。

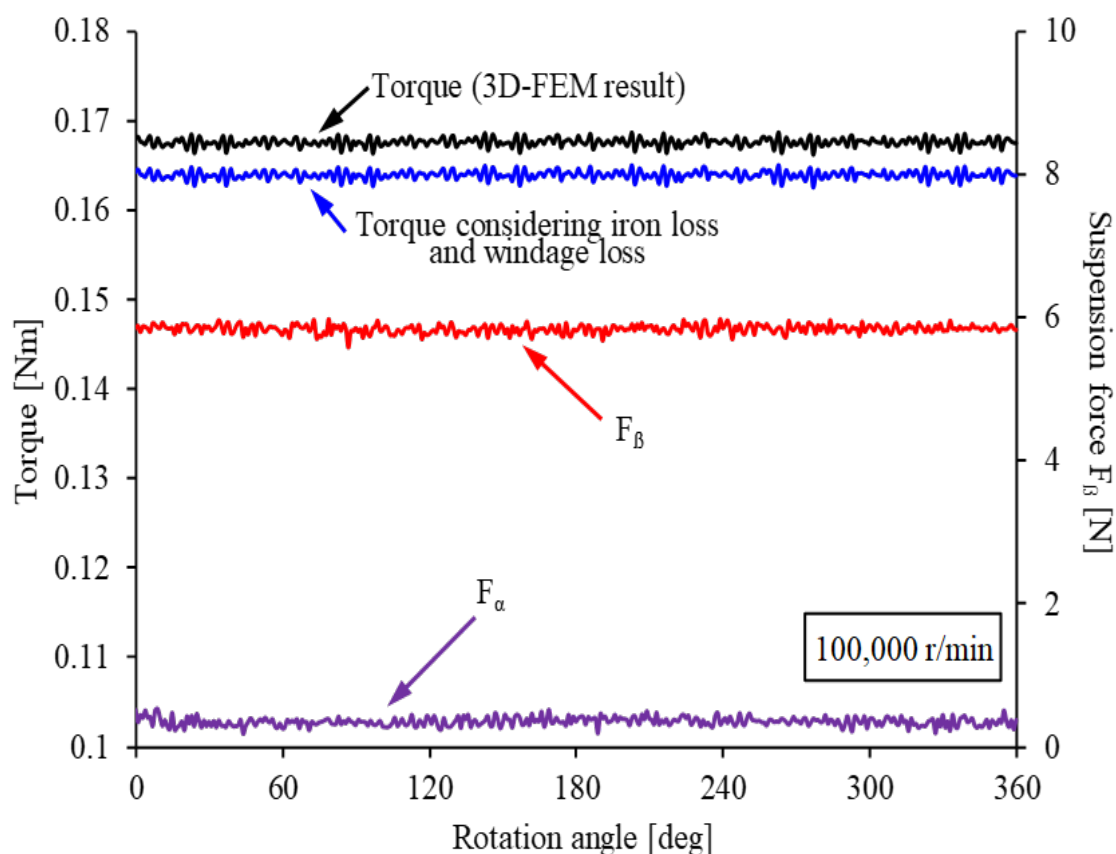


図 3-3 100,000 rpm、定格出力時における軸支持力とトルク波形の解析結果

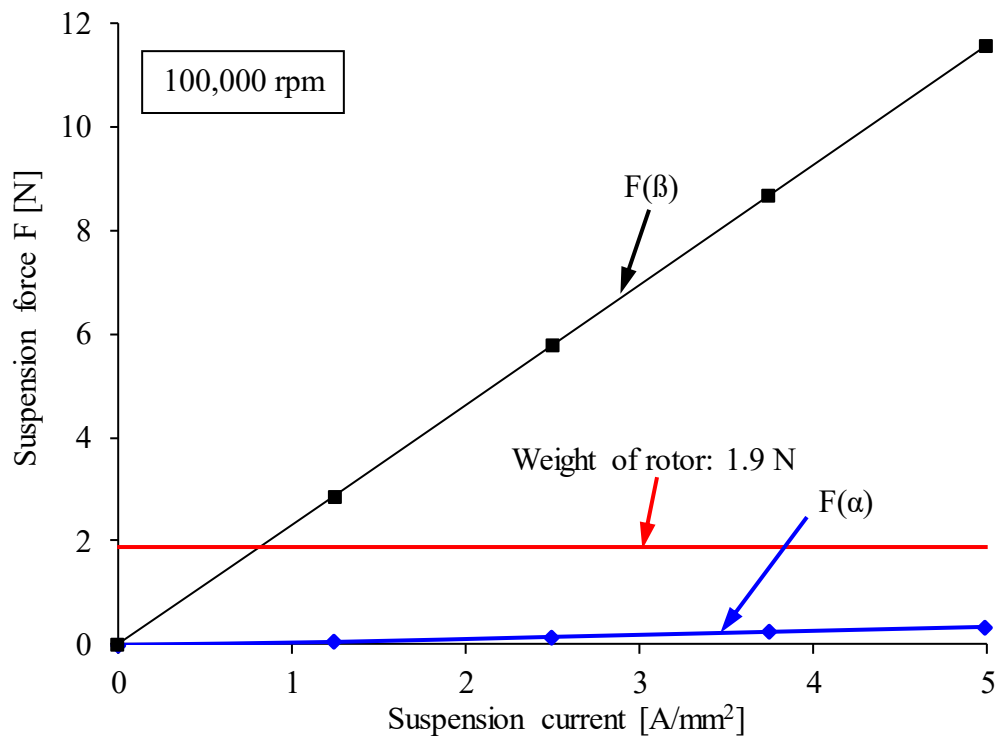


図 3-4 軸支持電流に対する軸支持力の解析結果

表 3-1 100,000 rpm, 定格出力時におけるモータ性能の解析結果

		$i_m = 7.4 A/mm^2$, $i_s = 0.0 A/mm^2$	$i_m = 7.4 A/mm^2$, $i_s = 2.5 A/mm^2$
Rated rotation speed		100,000 r/min	100,000 r/min
Rated torque		0.165 Nm	0.164 Nm
Rated power		1.73 kW	1.72 kW
Power density		11.2 kW/L	11.1 kW/L
Total iron loss		19.7 W	22.4 W
Iron losses	Stator iron loss	(14.2) W	(16.1) W
	Eddy-current loss of PM	(4.3) W	(4.5) W
	Shaft iron loss	(1.2) W	(1.8) W
Copper loss		27.8 W	28.7 W
Copper losses	Motor windings	(27.8) W	(27.8) W
	Suspension windings	(0.0) W	(0.9) W
Windage loss		16.2 W	16.2 W
Efficiency		96.4%	96.2%

第4章 超高速小容量ベアリングレスモータの実験結果について

本章では、製作した試作機、試作機における負荷試験の実験システムおよび各測定器について述べる。試作機の2ユニット BelM 共に電動機巻線および軸支持巻線が我々の研究グループで自作した Si-MOSFET を用いたインバータで駆動する。定格回転速度 100,000 rpm, 定格出力までの詳細な運転特性について説明する。そして、実験結果、実測電流入力の場合の解析結果と第3章で述べた解析結果の比較行ない、実験での損失増加の原因を解明する。さらに、損失を抑制し、効率向上の方法についての検討も行う。その上、大きなスイッチングリップル電流が発生する電動機巻線に、SiC-MOSFET を用いた高性能 PWM インバータを接続し、超高速 BelM の負荷試験を行う。実験は、電動機インバータのスイッチング周波数 40 kHz, 80 kHz, 120 kHz において行う。

4.1 スwitching周波数 40 kHz における実験結果

4.1.1 実験システムの構成

(一) 試作機の構造

図 4-1 は、製作した試作機の外観を示す。ケース外径は 90 mm, 全長 197 mm の小型モータであり、台座に固定している。前述のとおり、同じ設計の2つの BelM ユニートをタンデムに接続した構成となっている。モータケースの両端に各4つの変化センサが設置され、回転子の垂直、水平方向により発生する変化を検出し、回転子の位置制御を行うことが可能である。そして、反負荷側のユニット1側の回転子には、ロータリーエンコーダを接続して、回転子の回転角度を行う。負荷試験を行う際は、ユニット1側を発電機動作、ユニット2側を電動機動作させ、損失分離法により電動機動作させるユニット2側の性能評価を行う。

図 4-2 は、回転子の外観を示す。超高速回転下でリング磁石が飛散することを防止するために、CFRP が巻かれていることとなっている。そして、シャフトの両端に回転子主軸の半径方向変位を検出するためのセンサーターゲットが配置されている。

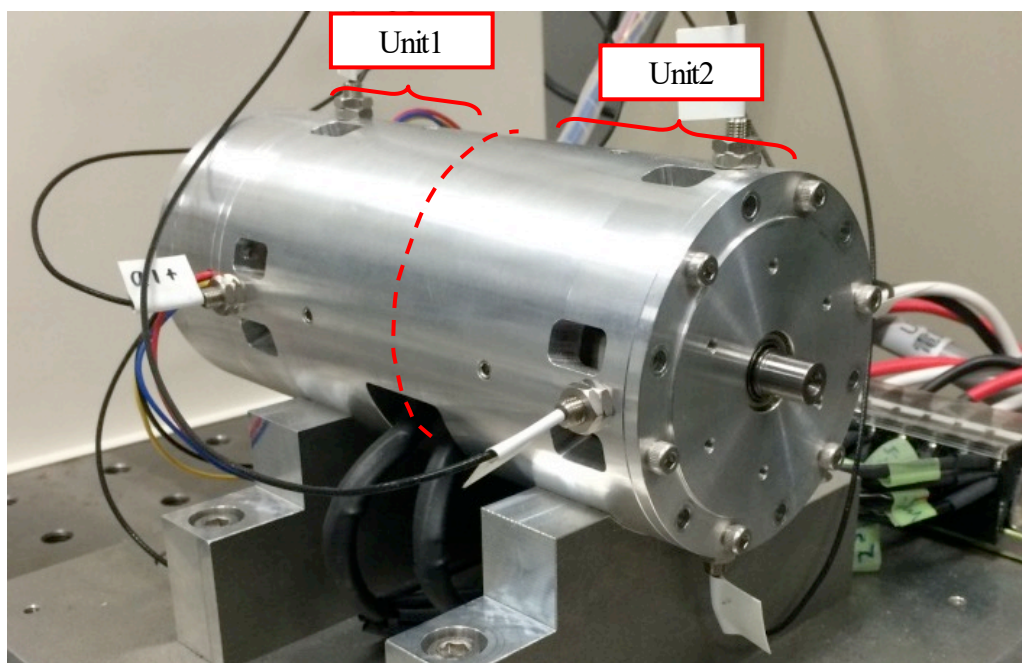


図 4-1 超高速 BelM 試作機の写真

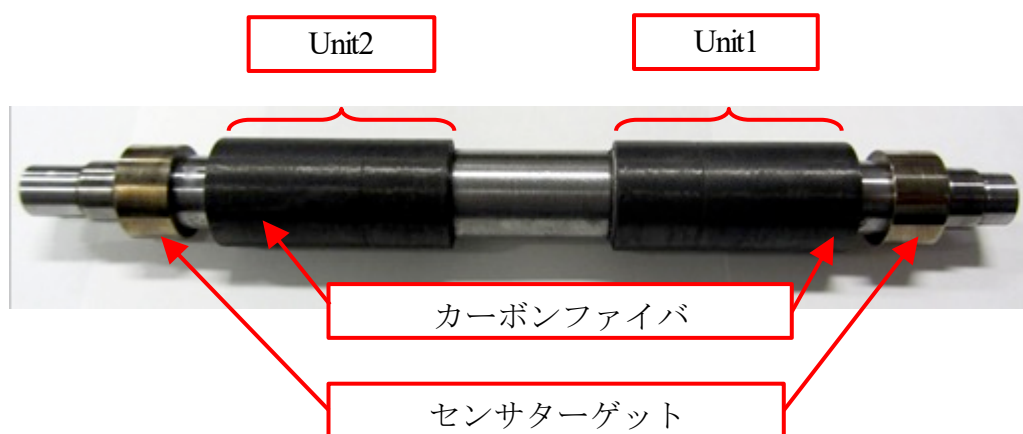


図 4-2 超高速 BelM 回転子の写真

(二) コントローラー，インバータおよび測定器

図 4-3 は，使用したコントローラーの外観を示す。負荷試験を実施するには，ユニット 1 およびユニット 2 の電動機巻線および軸支持巻線それぞれ 4 つの電流制御，ユニット 1 および 2 それぞれの位置制御，そして，発電機動作させるユニット 1 側の速度制御の合計 7 つの制御演算が必要となる。そこで，1 つの DSP でこれらの制御演算を実施するために，Myway プラス（株）製のコントローラー PE-Expert4 を採用した[31]。前述のように，4 つの電流制御を行う必要があるため，PWM 信号を生成可能な PEV ボードが 4 枚搭載されている。

図 4-4 は，研究室で自作したの三相インバータの外観を示す。それぞれのインバータは，40 kHz スイッチングに対応できる Si-MOSFET を用いたインバータであり，試作機の軸支持巻線を駆動する。実験は，サンプリング周波数 40 kHz，軸支持巻線インバータのスイッチング周波数 40 kHz で行った。

電動機巻線用インバータとして，200 kHz までの高スイッチング動作が可能な Myway プラス（株）製の SiC-MOSFET を用いた三相 PWM インバータを各ユニットに 1 台使用する。インバータの仕様は表 4-1 に示す。定格容量 10 kVA，定格 DC 電圧 700 V，定格三相出力電流は 14.5 Arms である。設計された超高速 BelM に十分対応可能である。そして，この SiC インバータのデッドタイムは 200 ns であるので，Si-MOSFET を用いたインバータのデッドタイム 2000 ns より十分の一短縮可能である。ただし，実験はデッドタイム 300 ns と設計したうえ行った。インバータ外観の写真を図 4-5 に示す。ただし，図 4-6 の PE-Expert4 の割り込みタイミングの設定方法を見ると，割り込みは PEV ボードに発生するキャリア三角波の山または谷にしかできない。そして，1 枚の DSP ボードと 4 枚の PEV ボードが 1 台の PE-Expert4 に備えているため，スイッチング周波数はサンプリング周波数の整数倍に設定しなければならない。前述のように，サンプリング周波数を 40 kHz に設定しているため，本研究では，スイッチング周波数が 40 kHz の整数倍となった 40 kHz, 80 kHz, 120 kHz と設定する。

次に，実験で主に使用する測定器に関して説明する。

損失分離法によって超高速 BelM の性能評価を行うために，各ユニットの電動機側および軸支持側の入力電力，電流等を測定しなければならない。そのため，図 4-7 に示す横河電子機器製のデジタルパワーメータ WT1800 を 2 台使う。3 相 3 電力方式で，インバータの 3 相出力側につながっている。1 台のパワーメータに対して，1 ユニットあたりの軸支持側および電動機側の電力を検出可能である。ただし，損失分離法のベアリングレスモータの性能評価方法は次節に説明する。

そして，超高速 BelM の電流と変位波形を測定するために，図 4-8 に示す横河電子機器製オシロスコープ DLM2024 を 2 台使用している。1 台のオシロスコープにおいて，4 チャンネルの測定信号入力可能であるので，2 ユニット分の軸支持電流，電動機電流および垂直方向と水平方向の変換波形を測定する。

超高速 BelM を実用化するためには，連続運転を実現することが必要不可欠である。その

ため、定格回転速度、定格出力まで、連続運転において試作機温度特性を把握する必要がある。その一方、実験において、温度の過上昇を防止するため、温度を監視ながら実験を行う必要がある。そこで、超高速 BelM の各ユニットのモータケースおよび 3 箇所の巻線温度を熱電対の出力で測定しており、その出力が図 4-9 に示すグラフテック製のデジタルデータロガーmidi LOGGER GL820 が使用されている。超高速 BelM の温度特性評価が測定された箇所の最も高い値を用いて評価する。

実験システムの写真は図 4-10 に示す。このシステム全体のフローチャートは図 4-11 に示す。

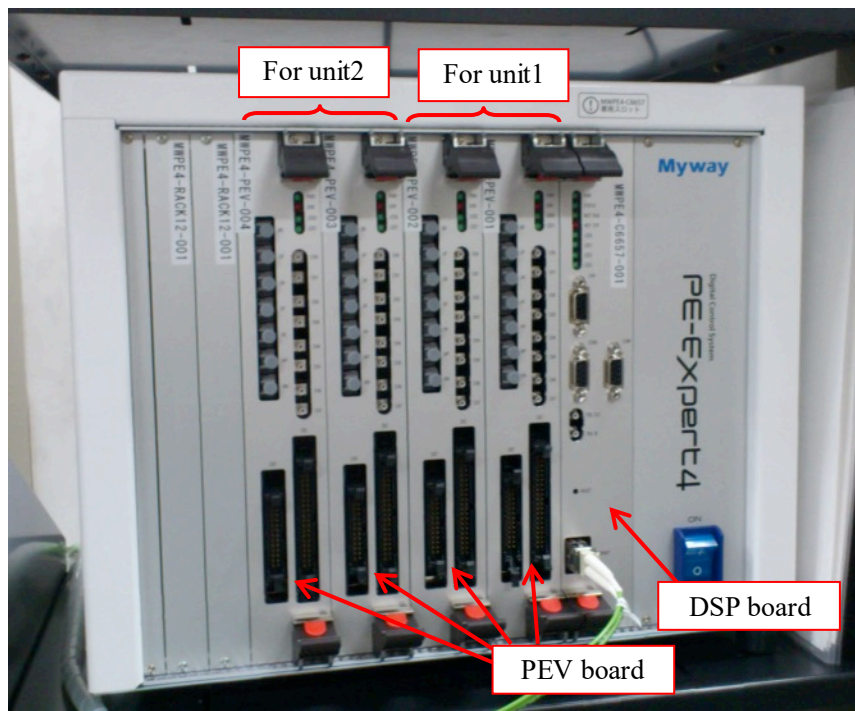


図 4-3 PE-Expert4



図 4-4 Si-MOSFET を用いた PWM インバータ

表 4 - 1 SiC インバータ仕様

インバータ仕様	
定格容量	10 kVA
定格電流	AC 14.5 Arms
定格DC電圧	DC 700 V
スイッチング周波数	200 kHzまで
デッドタイム	200 ns以上

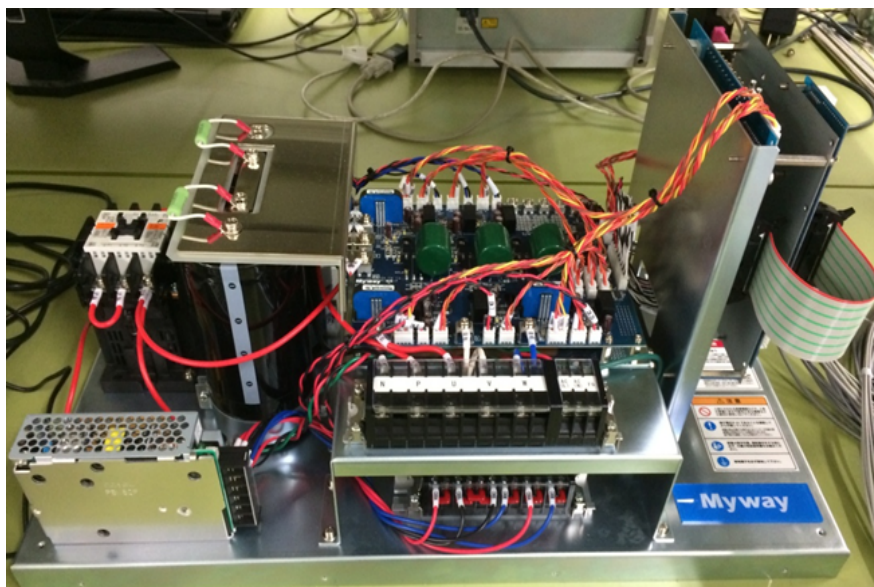


図 4 - 5 SiC インバータの外観

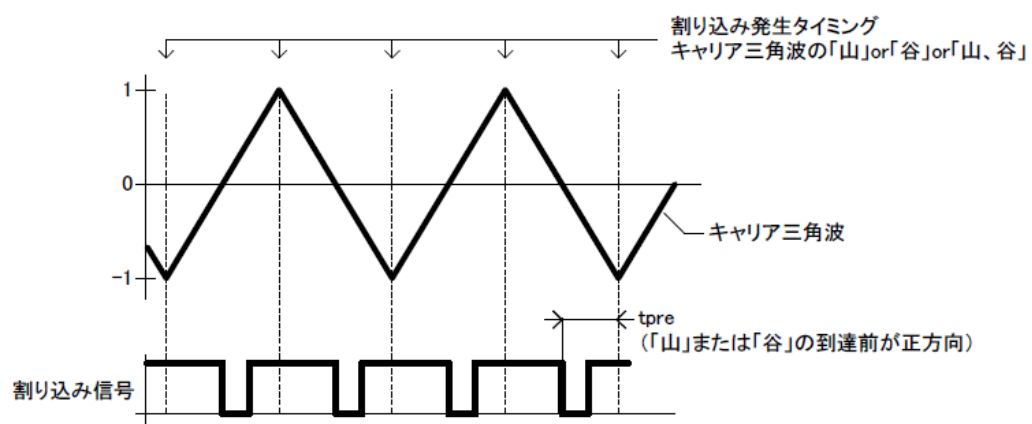


図 4 - 6 割り込みタイミング

出典：「MWPE4-PEV マニュアル」，Myway プラス株式会社



図 4 - 7 パワーマータ

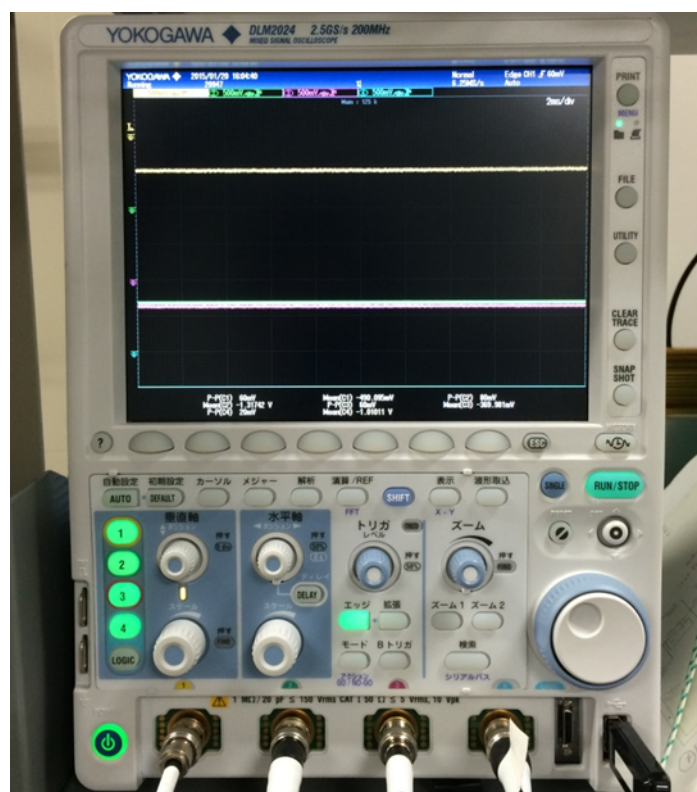


図 4 - 8 オシロスコープ

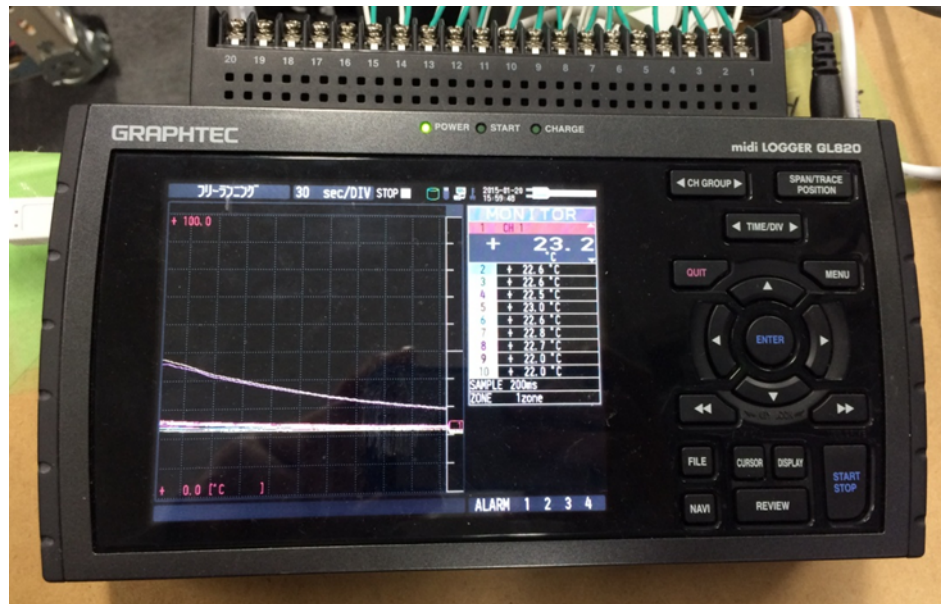


図4-9 データロガーGLB20

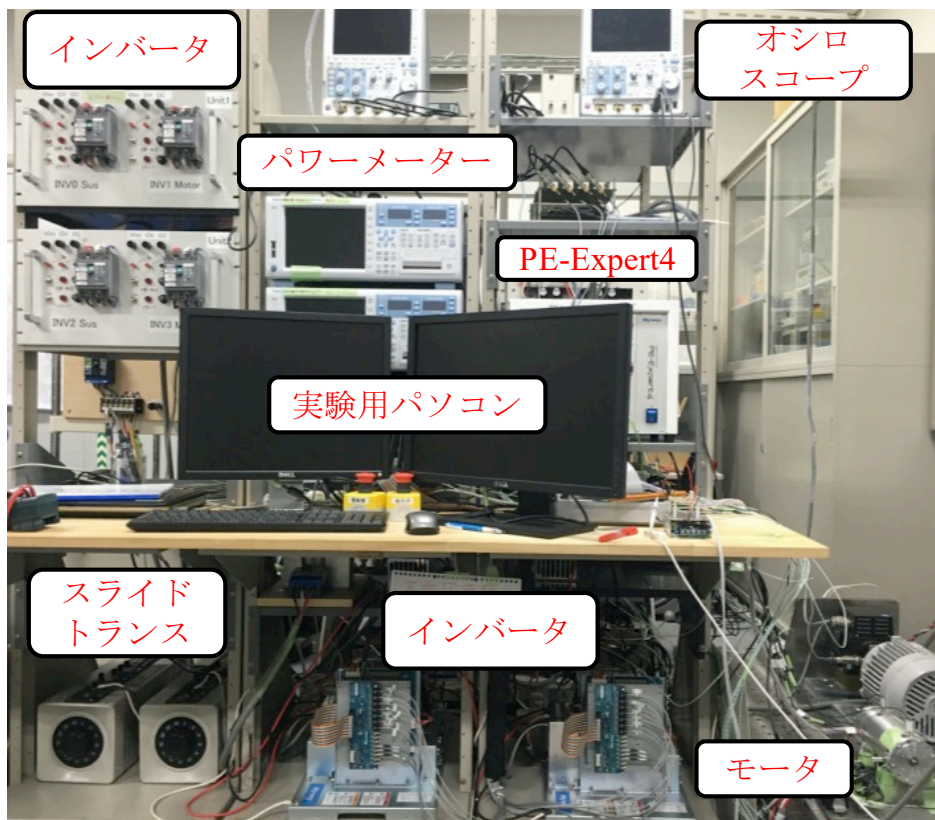


図4-10 実験システムの写真

4.1.2 浮上試験結果および試作機の風損の測定

まず、100,000 rpm までの全速度域において、無負荷時および定格トルク発生時に安定な浮上回転を実現できるか確認するために、回転子の変位振幅量を測定した。図 4-12 は、回転速度 100,000 rpm における無負荷時および定格トルクを発生している定格出力時の回転子の変位波形を示す。無負荷時および定格出力時における変位振幅量は、それぞれ、13 μm 、40 μm である。図 4-13 は、回転速度に対する回転子の変位振幅量の推移を示す。回転速度 100,000 rpm、定格出力時において変位振幅量が最大の 40 μm となる。この値は、タッチダウン幅 150 μm に対して、1/3 以下であり、全速度域において、安定的に浮上回転できている。

また、予め、前章において式を用いて風損の理論値を算出したが、実際の風損が理論値と異なる可能性が高いため、試作機を用いて風損の測定を行った。

風損の測定では、まず、回転速度 100,000 rpm で運転した状態から、電動機インバータを完全に停止することで、回転子をフリーランさせ、減速特性を測定した。図 4-14 は、実際に測定したフリーラン時の減速特性を示す。その後、得られた減速特性より、風損が回転角周波数 ω [rad/s] の 3 次式であることを用いて、減速特性の中からこの成分を抽出して、各回転速度における風損を求めた。計算式は式(4-1)～式(4-5)に示す。まず、計算精度を上げるため、回転速度と減速時間との関係が 6 次関数まで最小二乗法を用いて近似する。そして、式 4-2 と式 4-3 を用いて、トルク減少と回転速度の関係が導出できる。ただし J は回転子の慣性モーメントを示す。試作機の回転子の慣性モーメントは円筒及び中空円筒の慣性モーメントの計算式を用いて算出する。また、回転子のフリーランにおいて、回転子の減速は風損（回転速度の 3 乗に比例する）、渦電流損（回転速度の 2 乗に比例する）およびヒステリシス損（回転速度に比例する）の 3 つの損失により引き起こすので、全損は式 4-4 のように示すことができる。以上によって、実機によって風損の測定が可能である。

$$\omega = At^6 + Bt^5 + \dots + Et + F \quad (4-1)$$

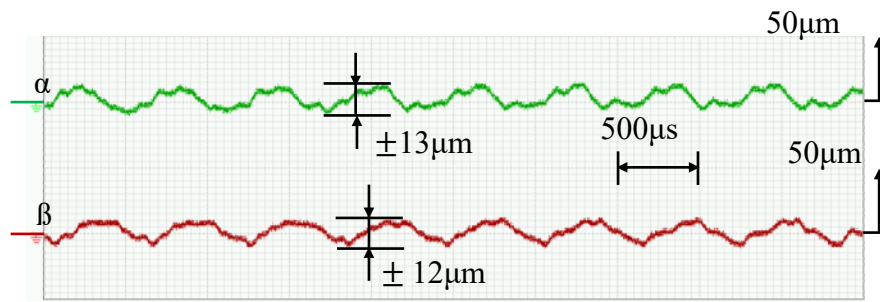
$$\frac{d\omega}{dt} = \omega' = 6At^5 + 5Bt^4 + \dots + E \quad (4-2)$$

$$T_{loss} = J \cdot \omega' \quad (4-3)$$

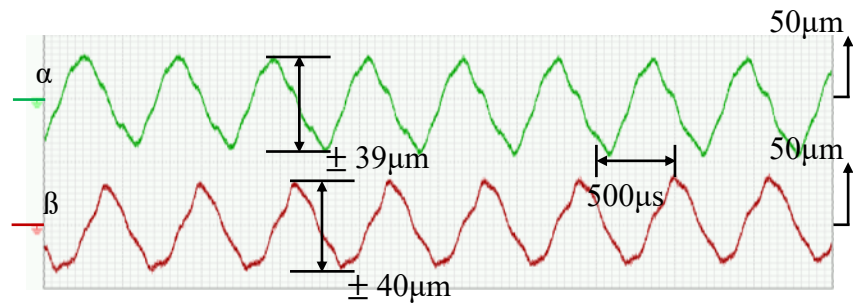
$$\omega_{loss} = k_w \omega^3 + k_e \omega^2 + k_h \omega \quad (4-4)$$

$$T_{loss} = \frac{\omega_{loss}}{\omega} = k_w \omega^2 + k_e \omega + k_h \quad (4-5)$$

図 4-15 は、風損の実測値および理論値の比較を示す。回転速度 100,000 rpm において、1 ユニットあたりの風損の測定値および理論値は、それぞれ、21.6 W、16.2 W であり、実測値は理論値より、33.3%大きな値となった。



(a) 100,000 rpm, 無負荷時の変位波形



(b) 100,000 rpm, 定格運転時の変位波形

図 4-12 100,000 rpm, 無負荷時と負荷時の変換波形

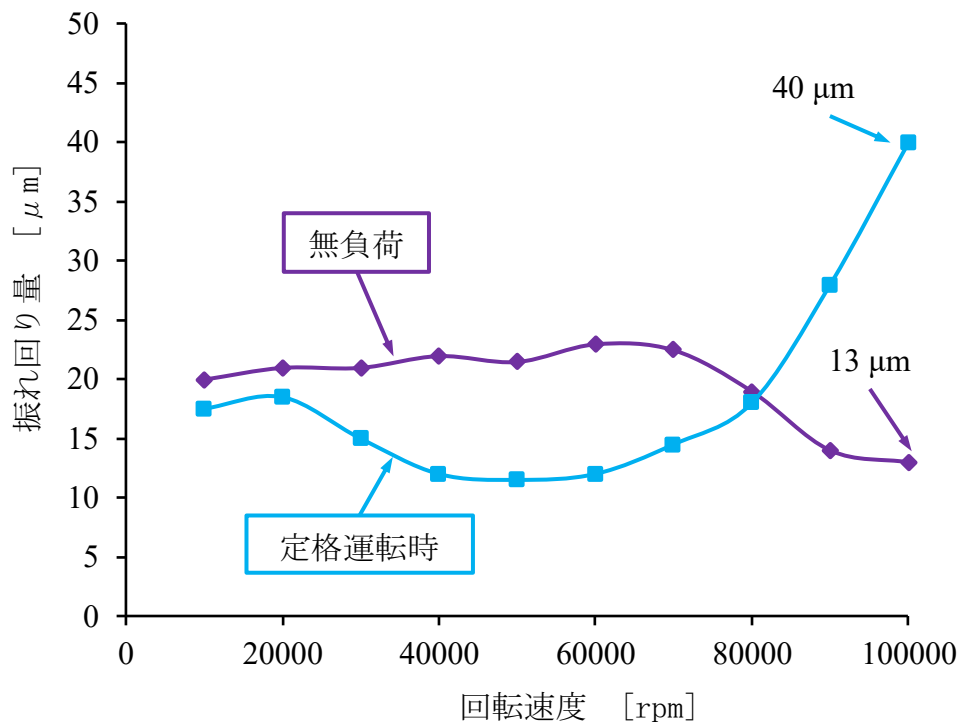


図 4-13 全運転領域において、負荷時と定格出力時の振れ回り量の変化

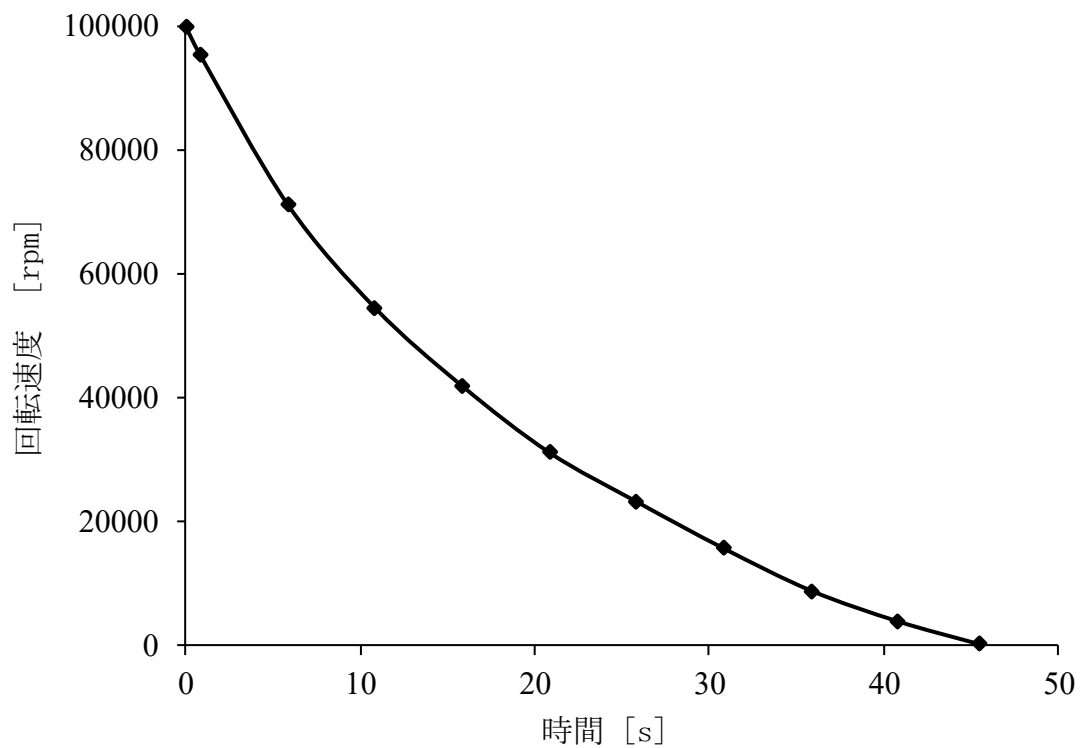


図 4-14 試作機の減速波形

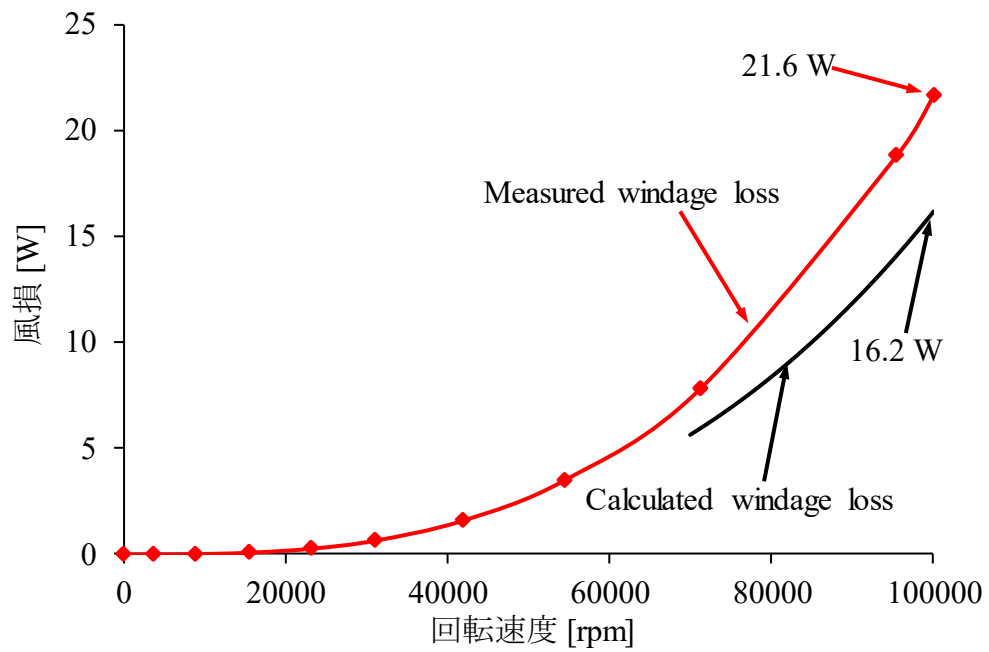


図 4-15 風損の計算値と実測値の比較

4.1.3 超高速 BelM のモータ性能に関する実験結果

本節では、超高速 BelM の試作機を用いて、詳細な負荷試験を行い、トルク、損失、効率および温度特性等の実験結果について述べる。

まず、図 4-16 は、回転速度 100,000 rpm における電動機の電流密度に対する効率およびトルクを示す。定格電流密度 7.40 A/mm^2 通電時における定格トルクは 0.157 Nm であり、このときの定格出力は 1.64 kW である。そして、電動機電力に加えて軸支持電力を考慮した超高速 BelM の総合効率は 93.8% 、風損を除いた電磁機械としての効率は 94.2% と高効率を実現した。

図 4-17 は、回転速度 100,000 rpm における電動機の電流密度に対する各損失を示す。回転速度 100,000 rpm という超高速回転時において、鉄損および風損が他の損失に比べて支配的である。

図 4-18 は、超高速 BelM の軸支持電力も考慮した総合効率のマップを示す。定格回転速度 100,000 rpm、定格出力となる定格トルク 0.157 Nm 発生時において、最高効率 93.8% を達成した。また、広い運転範囲で試作した超高速 BelM は高い効率を達成している。

図 4-19 は、軸支持に必要な軸支持電力のマップを示す。定格回転速度 100,000 rpm、定格出力における軸支持電力は 6.0 W である。全運転領域において、小さな軸支持電力で安定に浮上回転できている。

図 4-20 は、電動機電力に対する軸支持電力の比率のマップを示す。回転速度 100,000 rpm、定格出力時において比率は最小の 0.36% となる。また、広い運転範囲で軸支持電力は電動機電力の 4% 以下に抑えられており、超高速 BelM は、値だけでなく比率に関しても小さな軸支持電力で、安定な浮上回転を実現している。

図 4-21 は、回転速度 100,000 rpm、定格出力時における実測した電動機および軸支持の電流波形を示す。電動機電流に比べて軸支持電流は非常に小さく、軸支持電力が小さくなることが類推できる。しかし、電動機電流には 40 kHz でスイッチングしているにも関わらず、大きなスイッチングリップル電流が生じて、電流波形にひずみが発生している。大きなスイッチングリップル電流が生じているのは、超高速回転に対応するために、SPM 構造に加えてワイドギャップ長を採用することで、巻線のインダクタンスが小さくなっているからである。この電流ひずみの鉄損への影響を調査するためには、実験結果と解析結果の比較を行ない、詳細な比較結果は次節で述べる

図 4-22 は、回転速度 100,000 rpm、定格出力時において、連続運転したときの巻線温度の推移を示す。なお、巻線温度は、測定した 3 ヶ所の中で温度が最も高かったものを示している。測定開始から 21 分後に巻線温度が $56 \text{ }^{\circ}\text{C}$ で頭打ちとなった。従って、設計した超高速 BelM は、定格回転速度 100,000 rpm、定格出力において連続運転可能である。

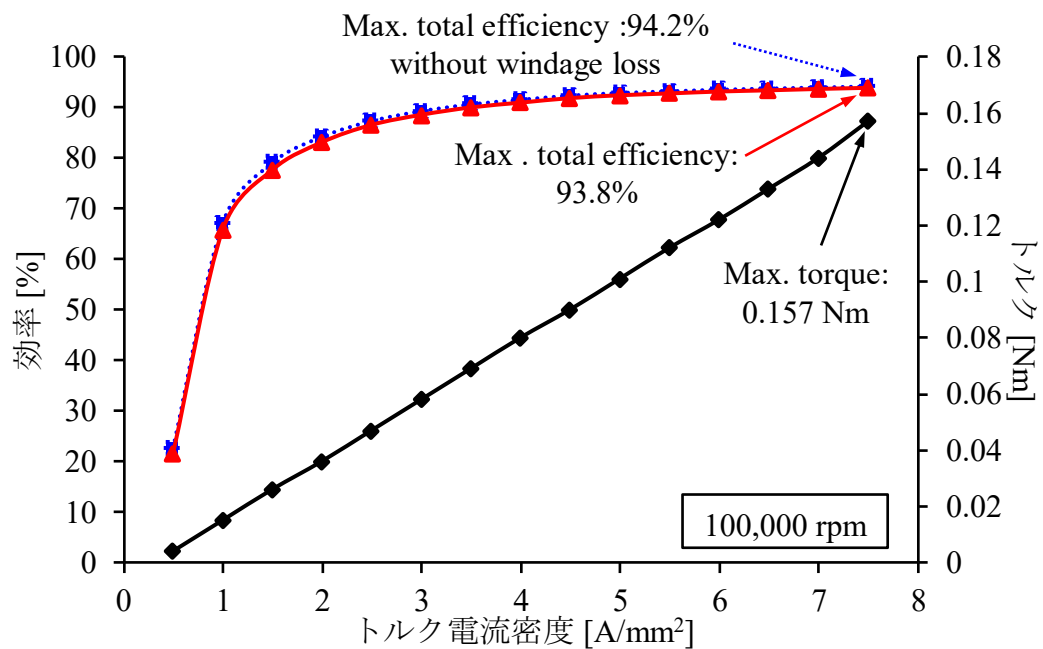


図 4-16 定格回転速度 100,000 rpm における効率とトルク VS 電動機電流

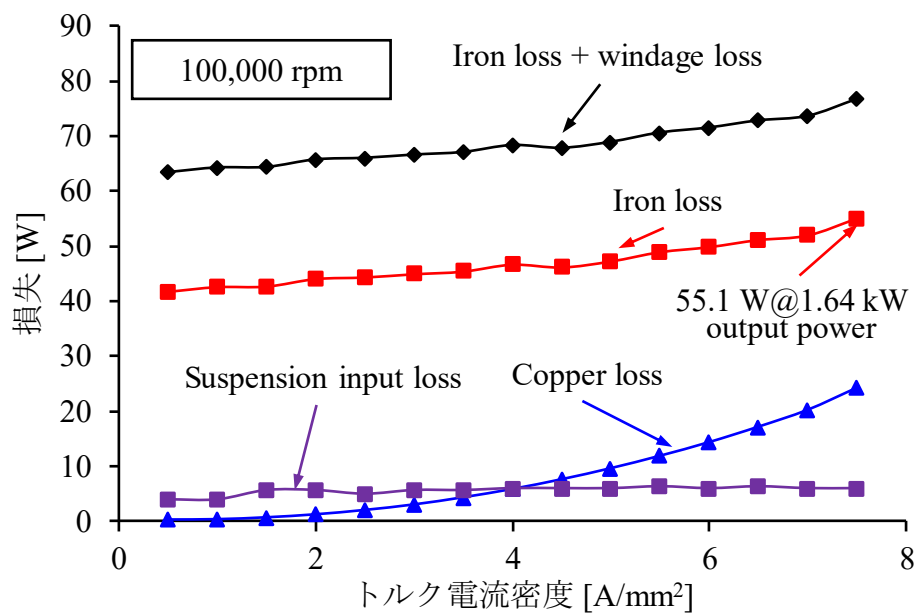


図 4-17 風損の計算値と実測値の比較

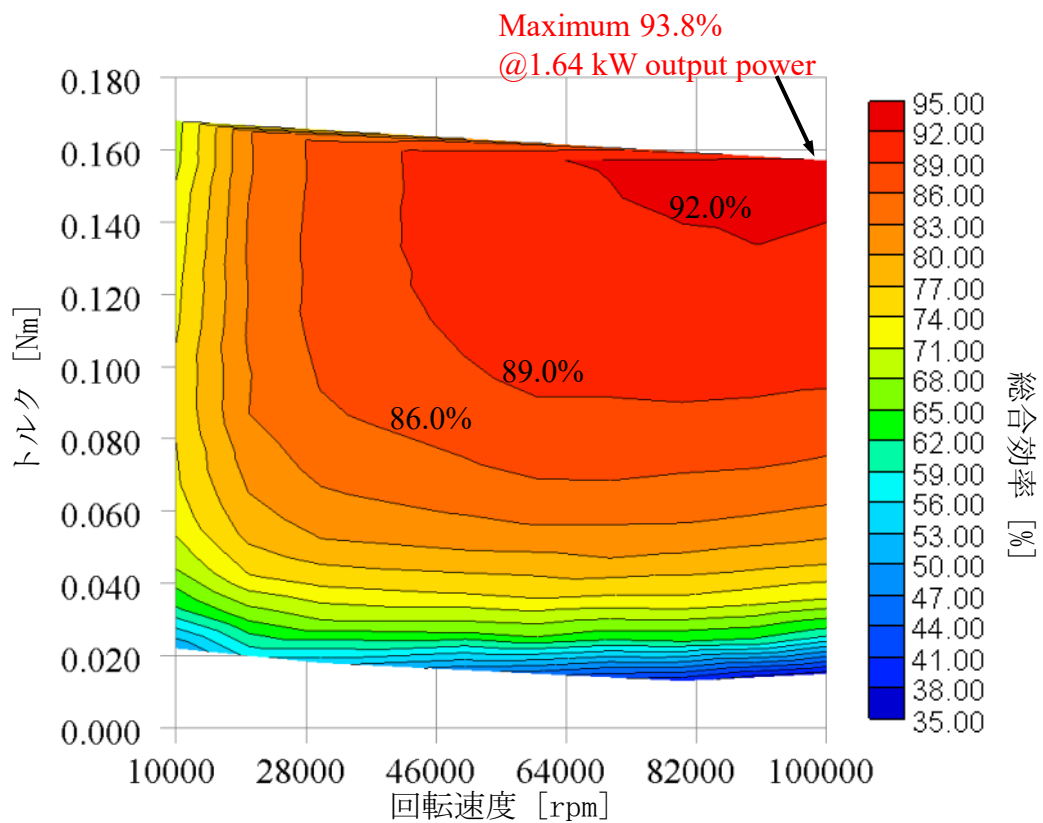


図 4-18 総合効率マップ

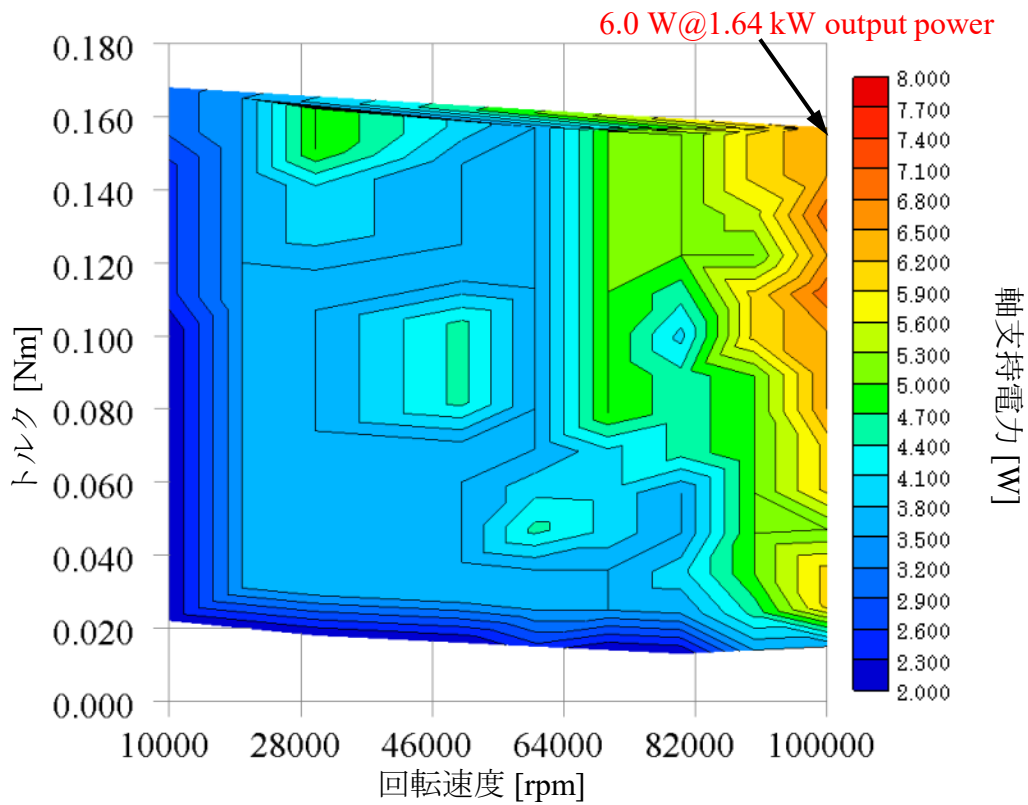


図 4-19 軸支持電力マップ

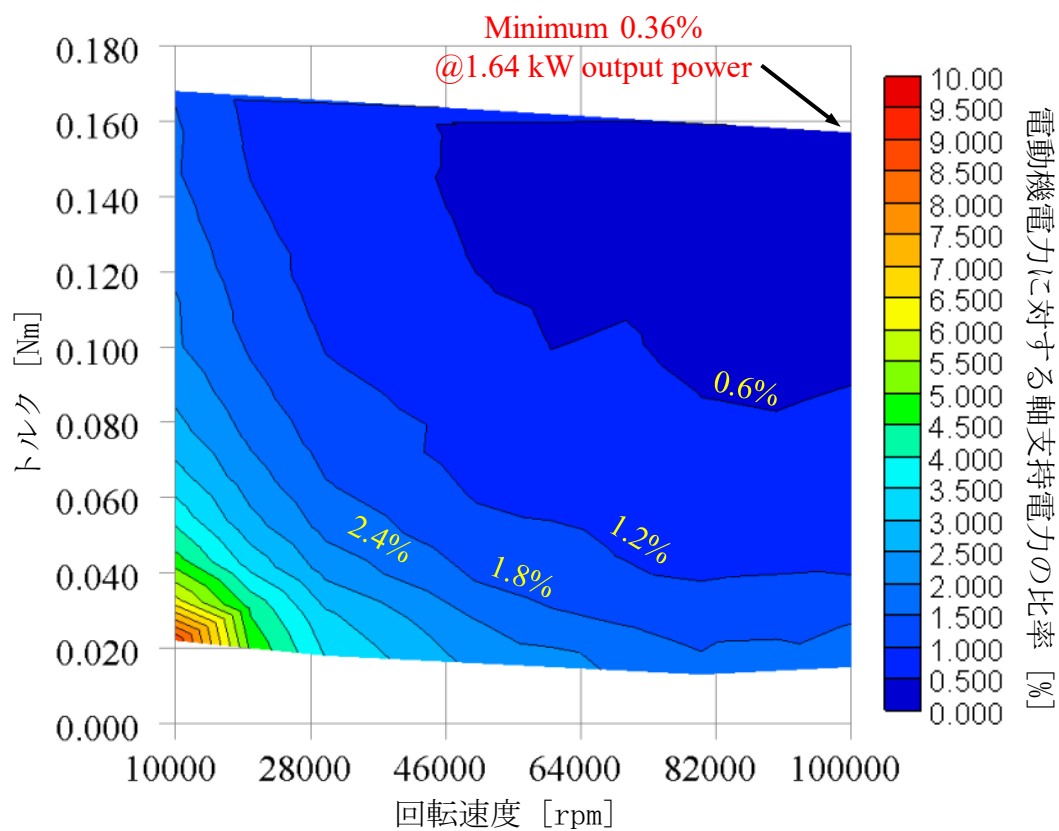


図 4-20 軸支持電力 VS 電動機電力マップ

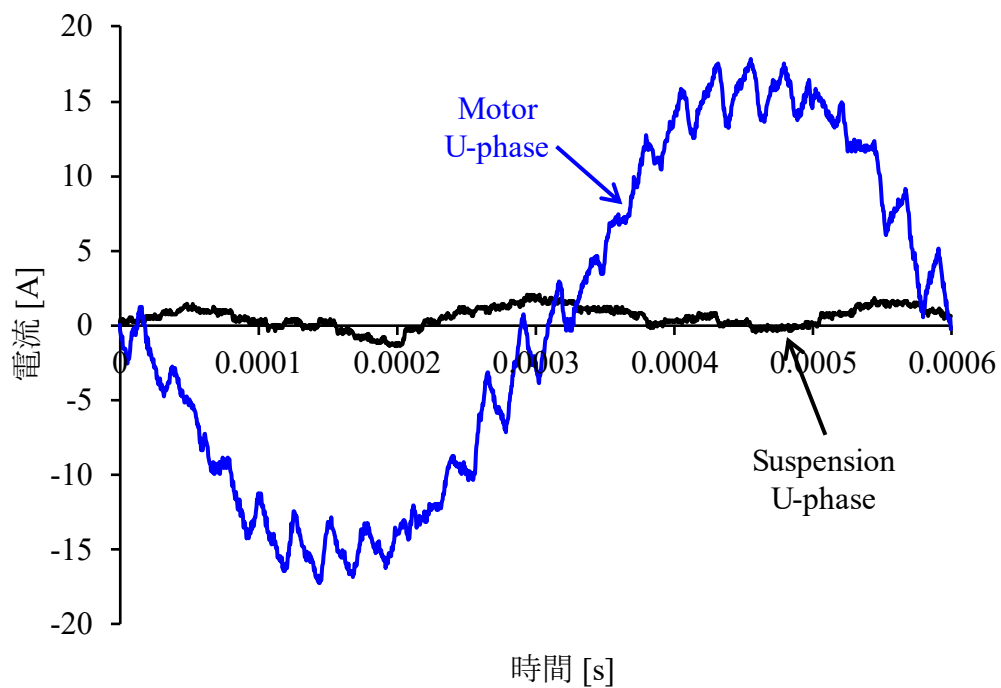


図 4-21 実測相電流波形

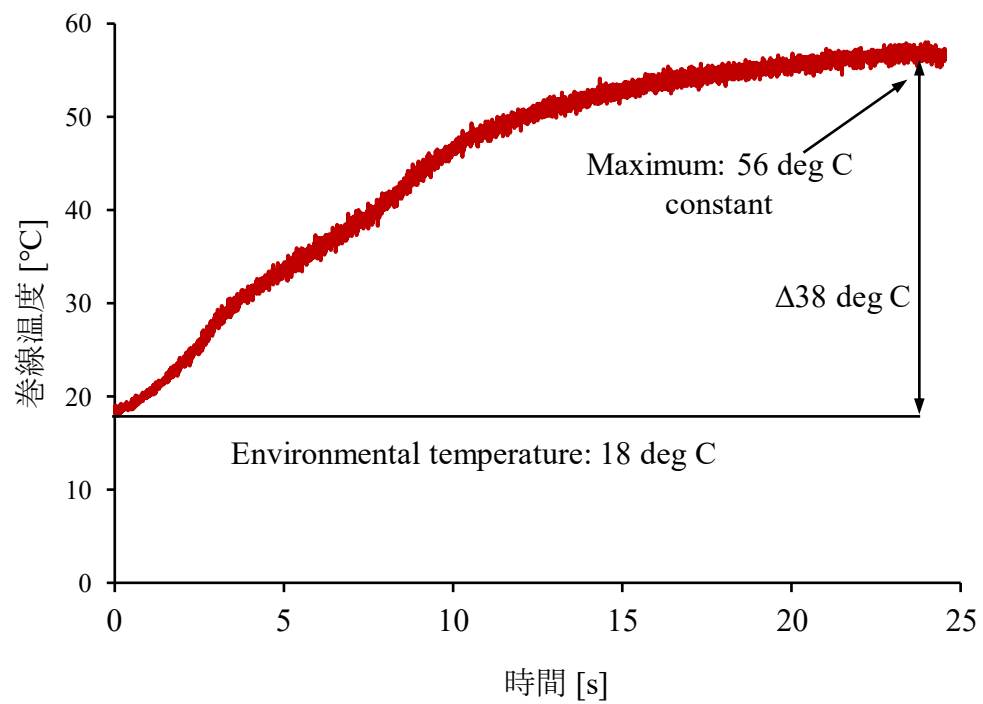


図 4-22 定格回転速度 100,000 rpm, 定格出力時における巻線温度上昇特性

4.1.4 実測電流入力の解析および大きな鉄損発生原因の解明

図 4-17 に示す実験結果より、回転速度 100,000 rpm、定格電流密度 7.40 A/mm^2 となる定格出力時の鉄損の実測値は 55.1 W であった。一方、表 3-1 に示す同様の条件下において、理想的な正弦波電流を通電した際の鉄損の解析値は 22.4 W であった。鉄損の実測値は解析値の 2.5 倍と非常に大きな値になっている。今後、超高速 BelM を実用化するために高性能化を図っていくには、このような鉄損の実測値と解析値の間の大きな誤差が発生する要因を特定して対策を施すことで、実測値の鉄損を抑制する必要がある。

図 4-21 に示した電動機電流には、大きなリプル電流が発生しているため、電流のひずみが大きいとわかった。この電流ひずみの鉄損への影響を調査するため、実測した電流波形データを用いて、3D-FEM 解析を行った。

表 4-2 は、鉄損の実測値、正弦波電流を入力した際の解析値および実測した電流波形を入力した際の解析値を示す。先に述べたように、鉄損の実測値 55.1 W は正弦波電流を入力した際の解析値 22.4 W の 2.5 倍あったが、実測した電流波形を入力することによって鉄損の解析値は 43.5 W となり、その差は小さい。また、実測した電流波形を入力した際の鉄損の解析値は、正弦波電流を入力した場合の 1.9 倍であり、電流ひずみによる鉄損の影響が非常に大きいことがわかる。そこで、鉄損の中でも割合の大きい固定子コアの鉄損と磁石の渦電流損について、詳細に検討することにする。

図 4-24、4-25 は、解析に用いる電流波形データとして、正弦波電流を入力した場合と実測した電流波形を入力した場合の各周波数に対する固定子コアの鉄損スペクトルの解析結果をそれぞれ示す。基本波から 13 次までの低次高調波成分の鉄損は、入力した電流波形データに関係なくほぼ一致している。しかし、14 次以上の高次高調波成分の鉄損において、40 kHz、80 kHz、160 kHz、240 kHz 付近では、実測した電流波形を入力した場合のみ、大きな鉄損スペクトルが現れている。スイッチング周波数 40 kHz の整数倍の周波数付近で大きな鉄損スペクトルが現れていることから、鉄損増加の原因がスイッチングリプル電流であるとわかる。

図 4-24、図 4-25 と同様に、正弦波電流を入力した場合と実測した電流波形を入力した場合の磁石に発生する渦電流損の解析結果を図 4-23 に示す。正弦波電流を入力した場合は、回転角度に対して脈動の小さい渦電流損となっており、その平均値は 4.5 W となっている。しかし、実測した電流波形を入力した場合は、その平均値が 11.5 W と大きくなるだけでなく、回転角度 15 deg の周期で渦電流損が大きく変動している。回転速度 100,000 rpm において、回転角度 15 deg の周期は 40 kHz の周波数に相当し、渦電流損の解析結果からもスイッチングリプル電流が磁石の渦電流損の発生に大きく影響していることが確認できる。

以上の結果より、超高速 BelM の効率を改善し性能を向上するには、スイッチングリプル電流に起因する鉄損を抑制することが重要であることが明らかとなった。そこで、次章では、電動機側のスイッチング周波数を上昇させ、鉄損抑制さらに効率向上のため実験を行ない、その結果について述べる。

表 4 - 2 鉄損の実測値と解析値

	測定値	解析結果	
		実測電流入力	正弦波電流入力
固定子鉄損[W]	---	21.1	16.1
磁石の渦電流損 [W]	---	11.5	4.5
回転子鉄損 [W]	---	10.9	1.8
鉄損(Total)[W]	55.1	43.5	22.4

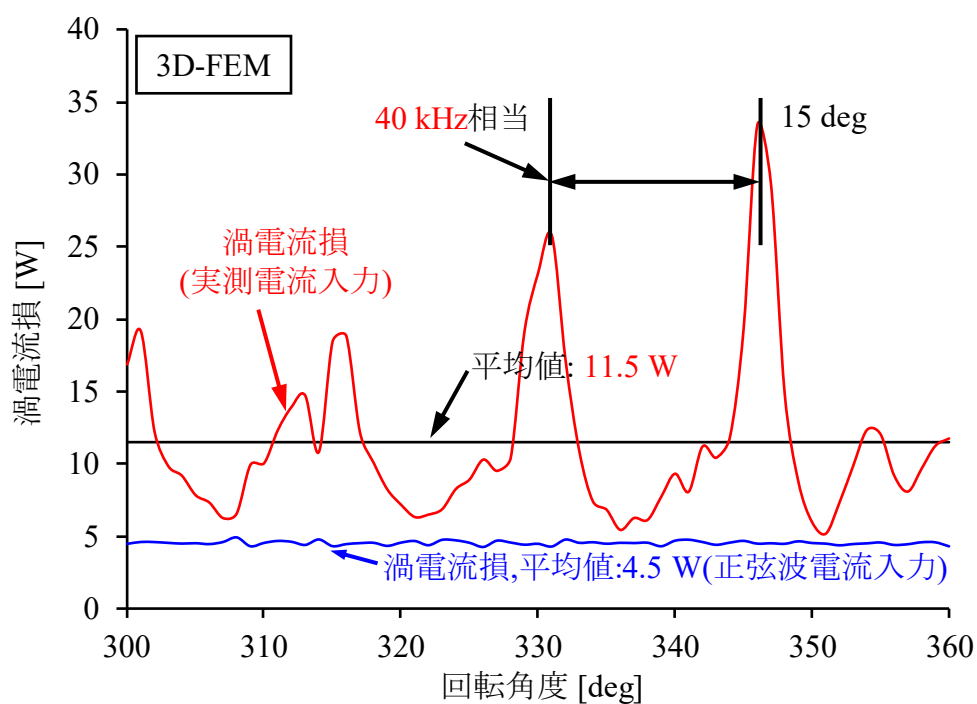


図 4-23 磁石における渦電流損の解析波形

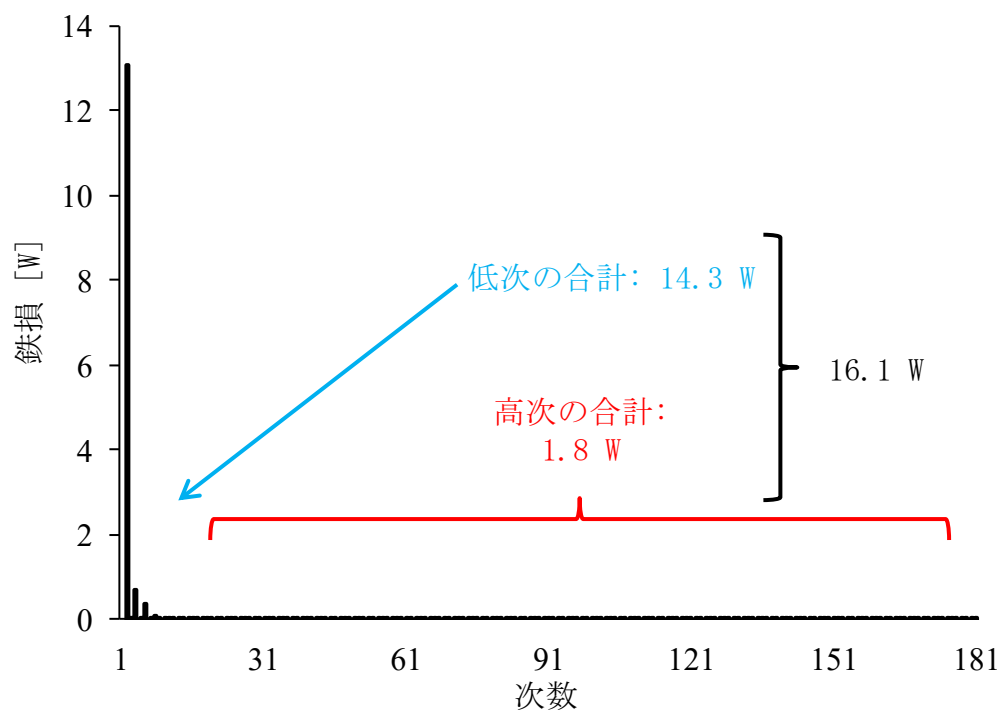


図 4-21 正弦波電流入力した時の解析上の鉄損スペクトル

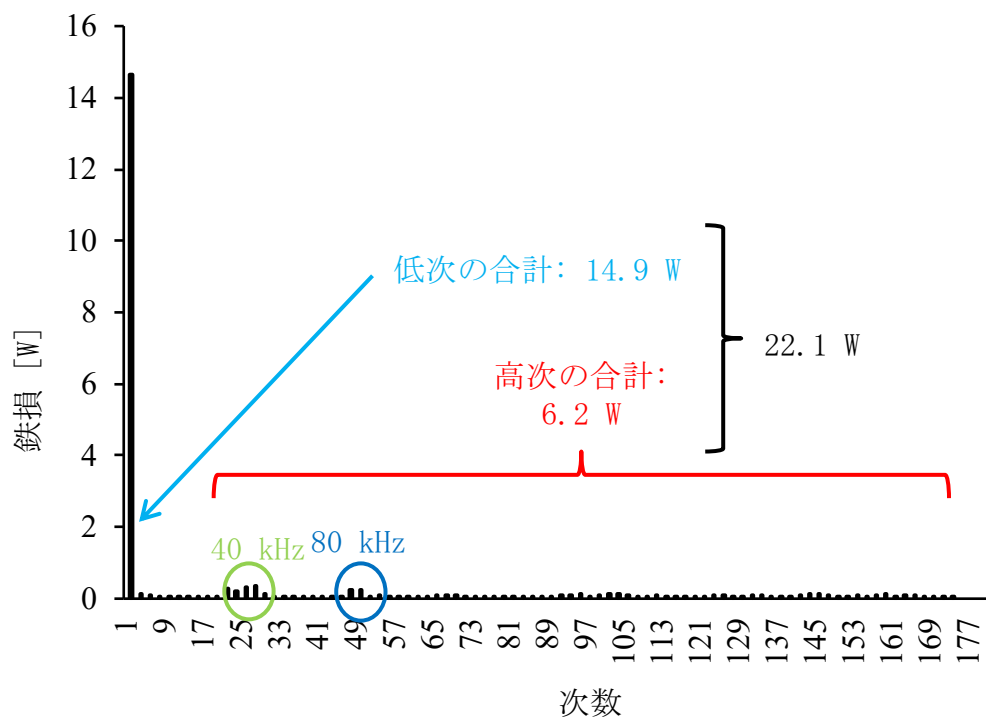


図 4-22 実測電流入力した時の解析上の鉄損スペクトル

4.2 スイッチング周波数 120 kHz までにおける実験結果

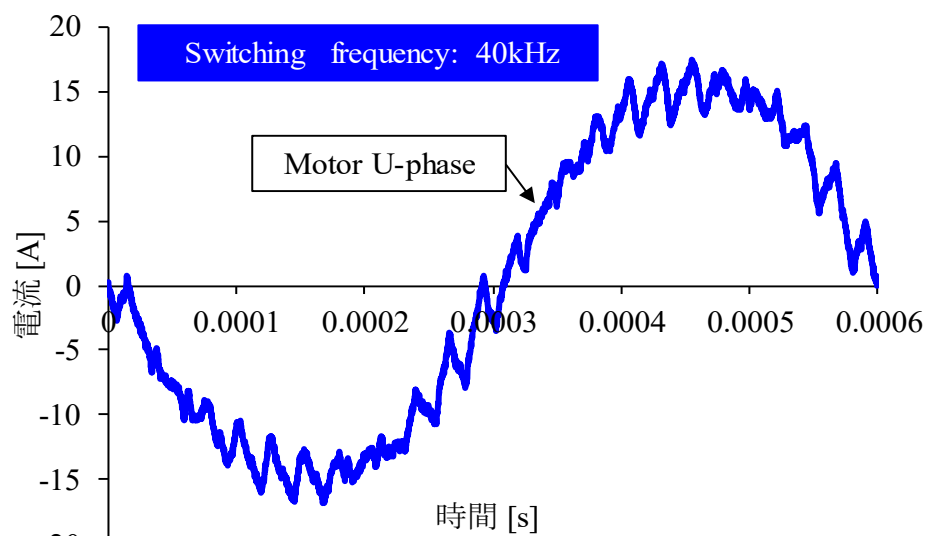
4.2.1 スイッチング周波数を 40 kHz, 80 kHz, 120 kHz まで変化させる場合の実験結果

本節では、スイッチング周波数の増加により、超高速 BelM の効率をどの程度改善できるかについて検証するため、スイッチング周波数を 80 kHz, 120 kHz と増加させて実験を行った。

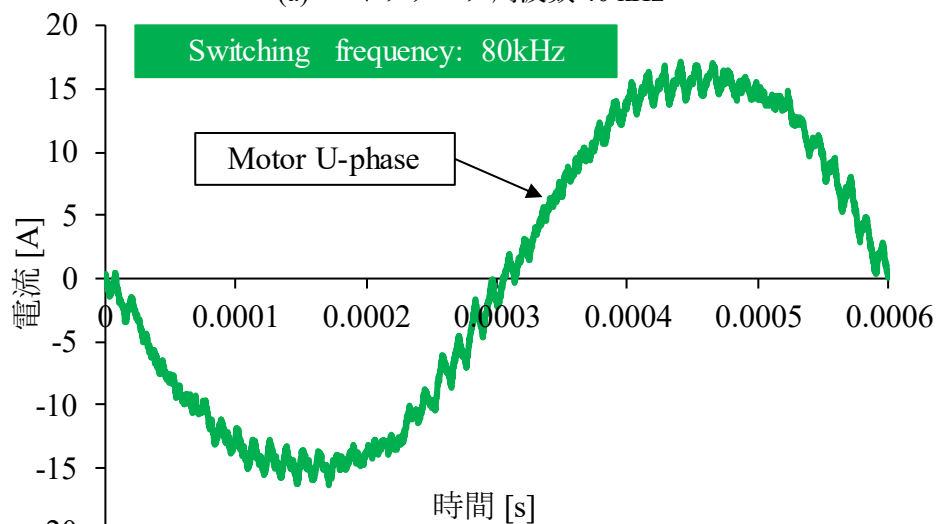
図 4-23 の(a), (b), (c)は、定格回転速度 100,000 rpm, 定格出力時において、スイッチング周波数 40 kHz, 80 kHz, 120 kHz で駆動した際の電動機 U 相相電流波形である。スイッチング周波数 40 kHz の電動機電流波形と比較すると、スイッチング周波数の上昇によって、スイッチングリップル電流の振幅を著しく抑制できている。

この時スイッチング周波数 40 kHz, 120 kHz の電流スペクトルを図 4-24 に示す。スイッチング周波数 40 kHz において、スイッチング周波数の整数倍の周波数分の電流スペクトルが大きく見える。電動機電流のひずみ率は 11.15%と大きい。そして、スイッチング周波数 120 kHz の場合、高周波成分の電流はほとんど発生しないことがわかる。この時の電動機電流のひずみ率が 5.04%と小さい。

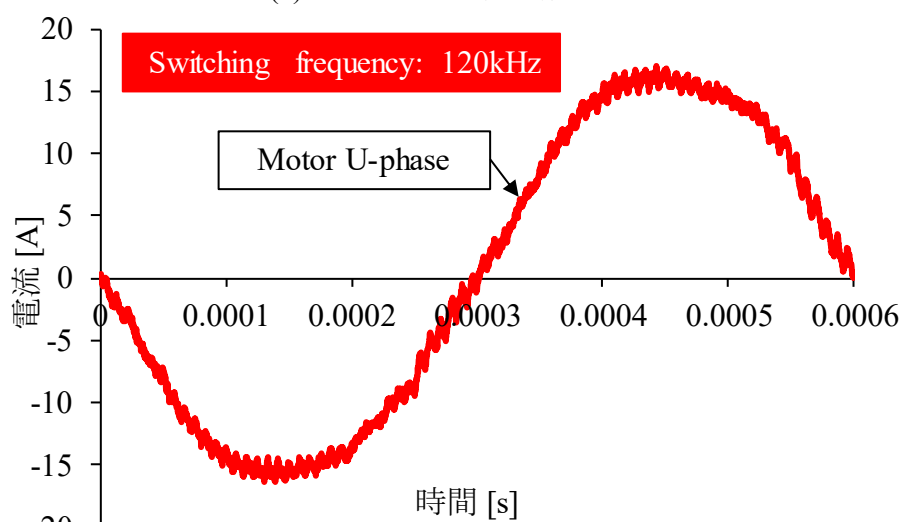
図 4-25 は、スイッチング周波数 120 kHz における総合効率のマップを示す。定格回転速度 100,000 rpm, 定格出力となる定格トルク 0.170 Nm 発生時において、最高効率 94.3%を達成した。そして、図 4-18 に示したスイッチング周波数 40 kHz における総合効率のマップと比較すると、スイッチング周波数の向上によって、93.5%以上の高効率となるエリアが拡大していることが分かる。



(a) スイッチング周波数 40 kHz

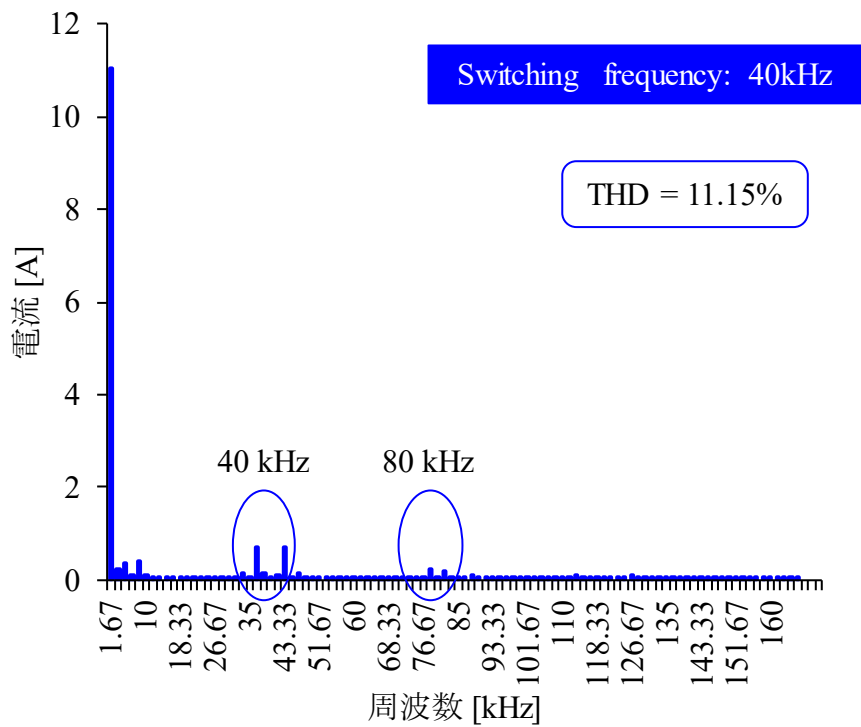


(b) スイッチング周波数 80 kHz

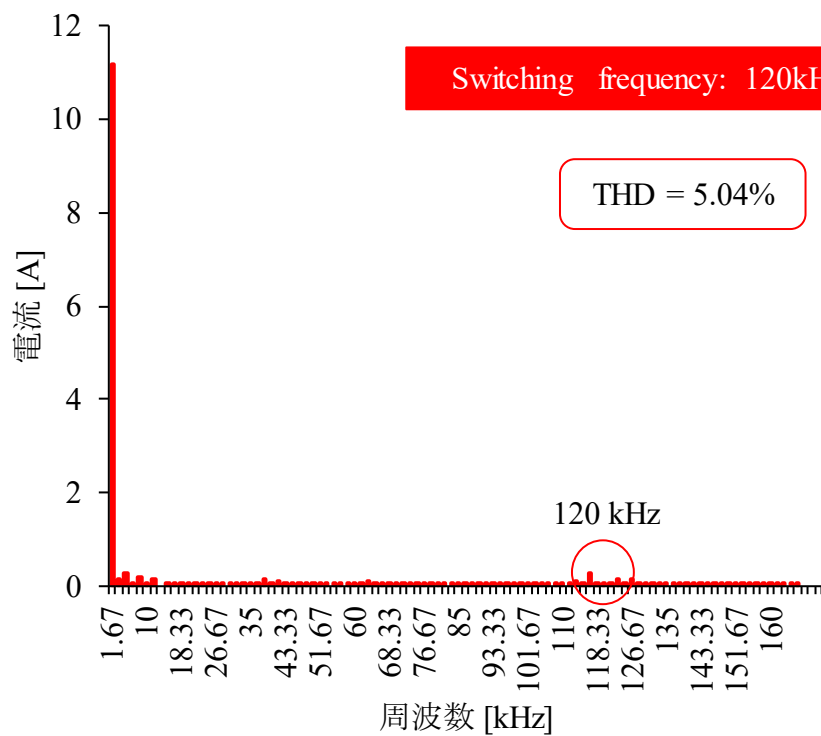


(c) スイッチング周波数 120 kHz

図4-23 定格回転速度 100,000 rpm, 定格出力時における電流波形



(a) スイッチング周波数 40 kHz



(b) スイッチング周波数 120 kHz

図 4 - 2 4 定格回転速度 100,000 rpm, 定格出力時における電動機電流スペクトル

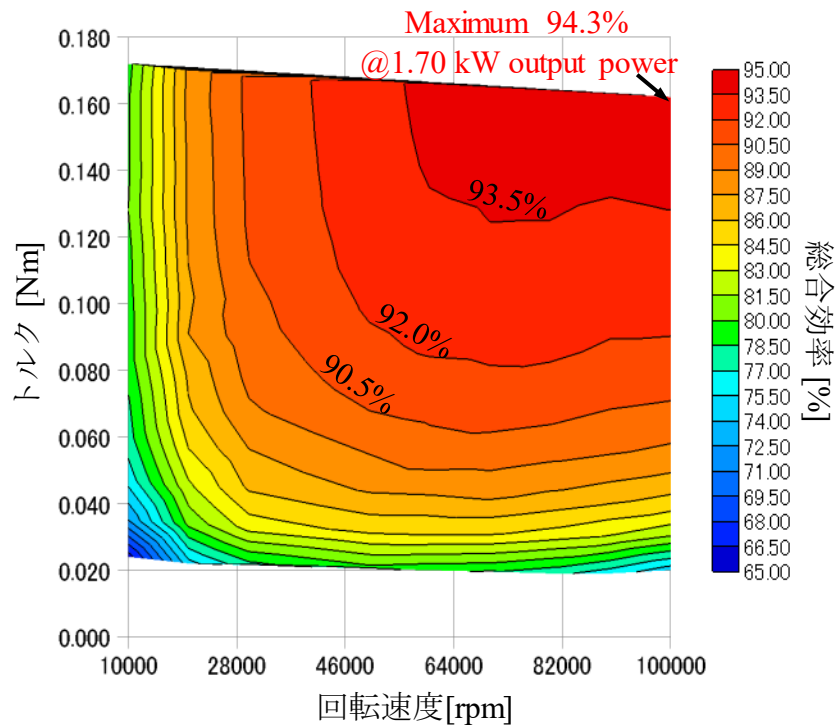


図 4 - 2 5 全運転領域における総合効率マップ

したがって、スイッチングリップル電流に起因する鉄損を抑制できるため、図 4-26 に示すように、100,000 rpm、定格出力時の電動機入力電力に対する鉄損の比率は、スイッチング周波数の向上と共に減少している。その結果、図 4-27 に示すように、100,000 rpm、定格出力時における総合効率もスイッチング周波数の向上と共に増加している。スイッチング周波数が 40 kHz の場合より、総合効率が 0.5 %ポイントの向上ができています。

効率に支配的な成分鉄損の抑制によって、高効率の達成で、定格連続運転時の温度特性の改善もできた。スイッチング周波数 40 kHz, 120 kHz、定格回転速度、定格電流通過時において最大巻線温度が各々 56 度、51 度である。5 度の温度特性改善ができた。

設計した超高速 BelM は定格運転時において最大巻線温度が 51 度と小さいのであるので、良好な性能を持っていると言える。

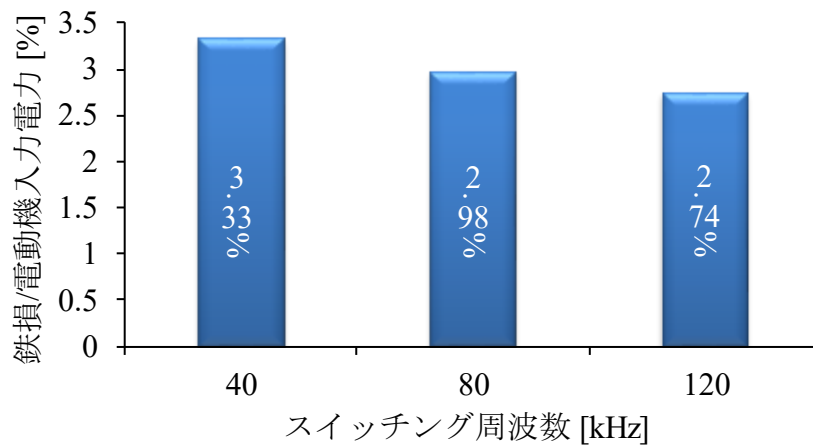


図 4-26 定格回転速度 100,000 rpm, 定格出力時における入力電力に対して鉄損の比率
VS スwitchング周波数

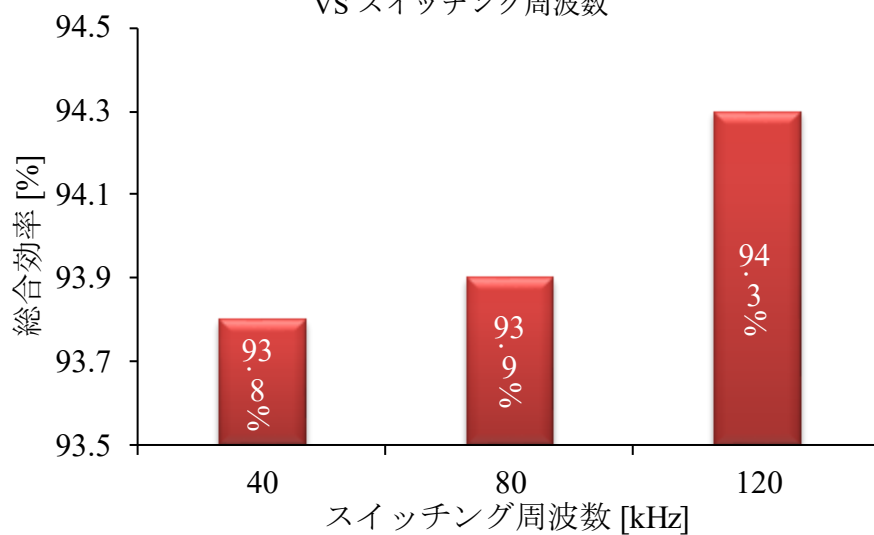


図 4-27 定格回転速度 100,000 rpm, 定格出力時における総合効率
VS スwitchング周波数

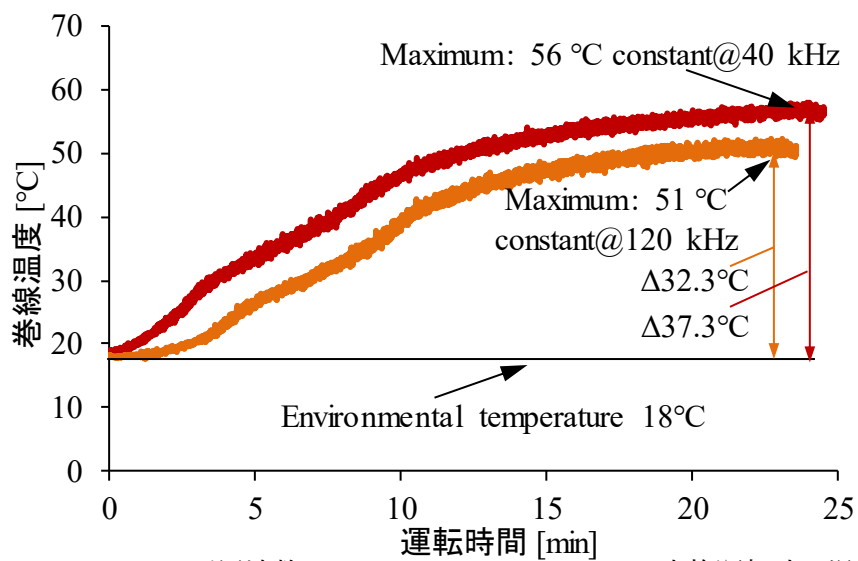


図 4-28 スwitchング周波数 40 kHz, 120 kHz において, 定格運転時の温度上昇

4.3 電動機システム効率の測定

前節までは、超高速 BelM 単体の効率について評価していたが、超高速 BelM の実用化を推し進めるためには、インバータを含めた超高速 BelM の高システム効率を実現することが必要不可欠である。そこで、本節で開発された超高速 BelM の SiC-MOSFET を用いた三相 PWM インバータを使用する電動機巻線側のシステム効率を実験において検証する。ただし、実験は Myway 社製の SiC-MOSFET を用いた三相 PWM インバータを使用しているため、ドライブ回路の損失を測定することが困難であるので、インバータ効率は主回路の損失のみを考慮している。

4.3.1 電動機システム効率の測定のための実験システム

第 4.1 節に述べた超高速 BelM の実験システムを用いて、超高速 BelM 単体の入力電力、軸出力を測定でき、それによって超高速 BelM の電動機効率を測定することができた。そして、その実験システムのインバータの DC 電圧入力のところ、1 台のパワーメータを設置することで、インバータの入力電力、即ち、超高速 BelM の電動機システム入力を測定可能である。以上のパワーメータで測定した電力で、超高速 BelM の電動機効率、インバータの主回路効率、および電動機システム効率の算出ができる。各々の計算式は式 4-6、式 4-7、式 4-8 に示す。

$$\text{電動機効率} = \frac{\text{軸出力（損失分割法によって算出）}}{\text{電動機巻線の入力電力}} \quad (4-6)$$

$$\text{インバータ効率} = \frac{\text{インバータ DC 入力電力}}{\text{インバータ三相出力電力（電動機巻線の入力電力）}} \quad (4-7)$$

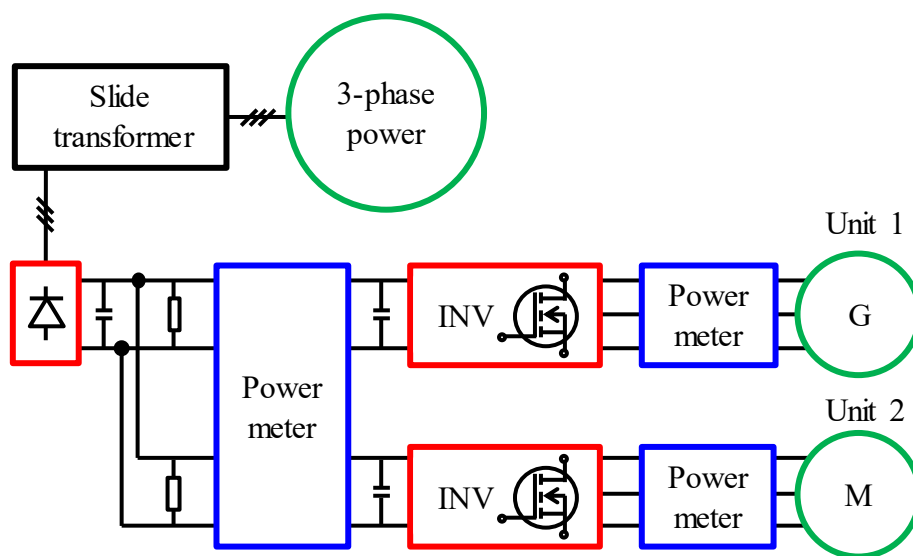


図 4 - 2 9 電動機システム効率測定用実験システムのフローチャート

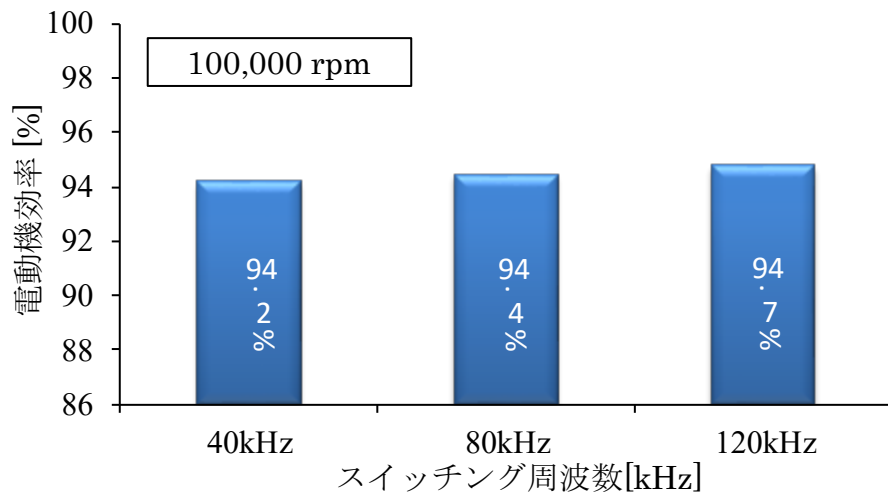
$$\text{電動機システム効率} = \frac{\text{軸出力}}{\text{インバータDC入力電力}} \quad (4-8)$$

電動機システム効率測定の実験システムのフローチャート（主回路のみ）は図 4-29 に示す。インバータの DC 電圧入力端に 1 台のパワーメータ(WT1800, 横河電機株式会社製)を設置する。それ以上の測定器は第 4.1 節に述べたのと同じである。

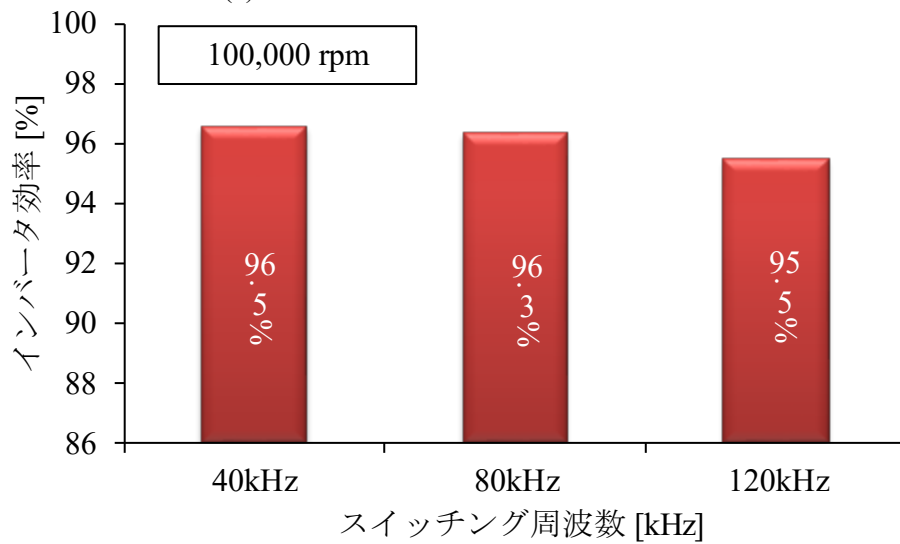
4.3.2 電動機システム効率の測定結果

前節に述べた測定方法を用いて電動機システム効率の測定を行う。図 4-30 は、スイッチング周波数 40 kHz, 80 kHz, 120 kHz における、軸支持電力を除外した電動機単体の効率、インバータ効率、電動機システム効率を示す。スイッチング周波数の上昇によって、電動機効率は向上するが、インバータ効率はスイッチング損失の増加によって低下している。そのため、最も高い電動機システム効率は、スイッチング周波数 80 kHz の時の 91.0%であり、10 万 rpm という超高速駆動であることを考えると、高効率を達成できた。

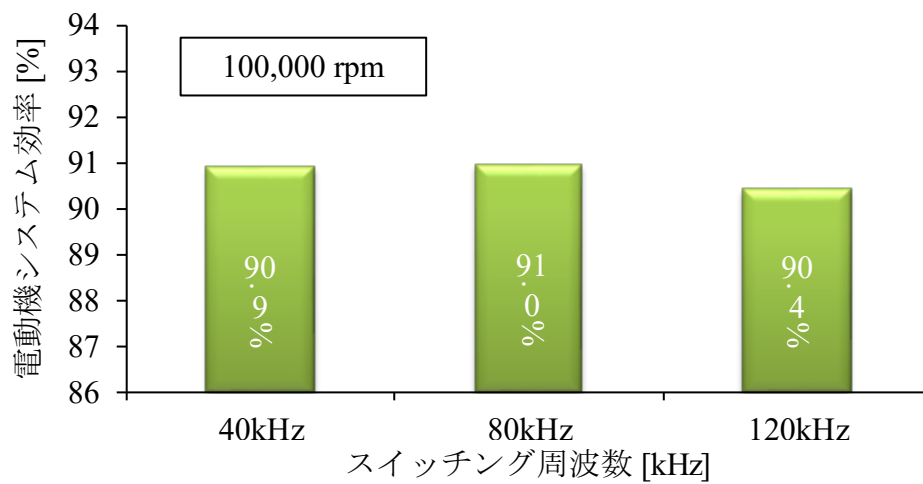
しかし、今回使用した SiC-MOSFET を用いた三相 PWM インバータは 400 V 系のインバータであり、その 400 V 系のインバータを DC 電圧 155 V で実験したため、インバータ効率は適切な DC 電圧駆動時に比べると低下していると考えられる。そのため、今後の課題として、超高速 BeIM を 400 V 系で製作し直して、SiC-MOSFET の性能を生かし切るようにする再実験する必要があると思われる。



(a) 電動機効率 VS スイッチング周波数



(b) インバータ効率 VS スイッチング周波数



(c) 電動機システム効率 VS スイッチング周波数

図 4 - 3 0 各効率 VS スイッチング周波数

第二部 高出力密度達成可能な高速ベアリングレスモータ に関する研究

第二部では、高出力密度・高速ベアリングレスモータに関する研究について述べる。

まず、定格出力密度 15 kW/L 以上(2 ユニット軸出力 50 kW 以上)、定格回転速度 60,000 rpm, SPM 回転子構造を持つベアリングレスモータ (BelM)の構造及び寸法の決定方法について説明する。そして、各々の巻線構造、材料の組み合わせで構成された 6 つの BelM モデルを提案する。また、各 BelM モデルの有限要素法解析を行ない、解析上のモータ性能の比較を行う。最後、高出力密度・高速達成可能な BelM の最終版の詳細なモータ性能解析を実施し、試作機の設計を行う。

また、実用化するため、低コストで製造可能な高速大容量ベアリングレスモータ (BelM) に関する研究を行う必要がある。そこで、本研究では永久磁石埋込型 (BPM) 回転子の適用を提案する。SPM 構造に比べて、BPM 構造は CFRP 不使用であるため、コストダウンが図る。本論文では、定格回転速度 45,000 r/min, 定格出力 35 kW, 定格軸支持力 160 N 達成可能なターボ圧縮器用 6 極電動機巻線・8 極軸支持巻線構造を持つ集中巻 BPM 型ベアリングレスモータの構造設計・解析結果について述べる。

第 5 章 損失密度 600 W/L 以下で、60,000 rpm, 54 kW(15 kW/L)達成可能なベアリングレスモータの構造に関する研究

5.1 SPM 型高速大容量 BelM の研究背景と設計コンセプト

5.1.1 研究背景

近年、大容量高速 BelM の開発が盛んに検討されている[19], [21], [26], [30], [33]- [35]。しかし、高速回転下 BelM の駆動周波数が非常に高いため、鉄損の激増を招いた。そこで、固定子鉄損を抑制するため、従来の大容量高速 BelM は固定子巻線に鉄損を小さくできる分布巻を採用する。そして、高トルク密度を実現するため、従来の大容量高速 BelM の電動機磁石は高性能なネオジム焼結磁石を使用するのが多数である。しかし、高速回転において、回転子にかかった遠心力が大きいため、回転子の外径が限られており、そして、一定な外径である回転子の固有振動数即ち 1 次曲げモードによって、軸長が制限された。そのため、コイルエンドが長い分布巻を使用することによって、一定な軸長でトルクが発生する部分である固定子コアの積み厚が短くなっており、軸出力降下を招く。

その一方、従来型の大容量高速 BelM は、電動機磁石として、ネオジム焼結磁石が採用

された。ネオジム焼結磁石は残留磁束密度が高いため、高トルク密度を達成することが可能である。しかし、ネオジム焼結磁石の電気抵抗率が低いため、高速回転において、ネオジム焼結磁石に生じる渦電流損が大きく、トルク密度は高いものの回転子の温度上昇が激しい。連続運転を実現することは非常に困難である。そして、渦電流損の激増によって、効率低下も引き起こす。

以上の問題点を解決するため、本研究では、設計された **BelM** の最終モデルが集中巻を採用する。そして、集中巻の採用することによって固定子コアに発生する鉄損の増加の対策として、設計した **BelM** の固定子コアに厚みが 0.1 mm の高シリコン含有率ケイ素鋼板で積層されたスーパーコアの使用を提案する[37]。

また、磁石に発生する渦電流損を抑制するため、電気抵抗率が非常に高く、即ち、磁石に渦電流が流しにくいネオジムボンド磁石の適用が提案される[37]。しかし、ネオジムボンド磁石の残留磁束密度はほぼネオジム焼結磁石より、三分の一小さいため、トルク密度低下を引き起こす。その対策として、**BelM** の磁気ギャップ長を短くすることで、ある程度のトルク上昇を得ることが可能である。

5.1.2 研究目的

高出力密度・高速 BelM を実現するためには、高トルク密度及び低損失密度を達成することが重要であると考ええる。そして、本研究では、定格回転速度 60,000 r/min、定格出力密度 15 kW/L 以上（2 ユニットの出力 50 kW 以上）の BelM の開発することを目標とする。BelM の詳細な目標性能は表 5-1 に示す。定格回転速度 60,000 r/min において、高出力密度と連続運転を達成するため、全損失密度が 600 W/L 以下との低損失密度を実現することが重要である。そして、大容量高速 BelM の銅損も損失の支配的な成分の 1 つであるため、電動機巻線の電流密度を 6 A/mm²、軸支持巻線の電流密度を 8 A/mm²にする。そして、安定浮上回転を達成するために、軸支持力が 70 N 以上を達成する必要がある。

5.1.1 節の提案を実証するため、本研究では、分布巻、集中巻、ネオジム焼結磁石及びネオジムボンド磁石を組み合わせる 6 つの BelM を提案し、各モデルの BelM の詳細なモータ性能及び損失特性の解析を行い、出力密度、損失密度と効率等のモータ性能の比較を行った。そして、以上の比較で、高出力密度・高速達成可能な BelM モデルの詳細な性能解析も行った。

表 5-1 BelM の目標性能

Target performance	
Rotational speed	60000 r/min
Output power (2 units)	Above 50 kW
Output power density	Above 15 kW/L
Suspension force per one unit	Above 70 N
Loss density	Less than 600 W/L
Rated motor current density	6 A/mm ²
Rated suspension current density	8 A/mm ²

5.1.3 提案した BelM の構造

5.3.1.1 固有値解析, 応力解析及び BelM の寸法

(1) 2-4 極 BelM の等価モデル

BelM の特性として, 電動機巻線の極数 n に対して, 軸支持巻線の極数は $n \pm 2$ でなければ浮上回転を行うことができない。ここで, BelM の基本構成を説明するため, SPM 型 2-4 極 BelM の等価モデルについて説明する。その等価モデルは図 5-1 に示す。

固定子側として, 2 極の電動機巻線と 4 極の軸支持巻線を同固定子スロットに巻くことによって, 浮上回転を実現することが可能である。そして, 高速回転において, 回転子にかかる遠心力が大きく, 磁石が飛散することがある。それを防止するため, 磁石の外側に炭素繊維 CFRP を巻く。また, 高速回転において, 駆動周波数が高くなるため, 固定子に非常に大きな鉄損が生じる。そこで, 本研究で提案する 6 つのモデルの回転子構造として, 表面貼付磁石(SPM)構造とし, 空間高調波の抑制による鉄損低減および軸支持力の脈動抑制のため, パラレル着磁された磁石とワイドギャップ長を採用した。

(2) 固有値解析結果

回転子の形状および材質に応じた固有周波数が存在する。その固有周波数が回転周波数と一致となると, 共振現象を引き起こす。一般的に回転体の共振にはパラレルモード, コニカルモード, 曲げモード等のそれぞれの周波数が存在する。曲げモード以外のモードは軸支持力によって抑制することが可能であるが, 回転子に曲げが生じる曲げモードを抑制するのが非常に困難である。曲げモード周波数と同じ回転周波数に回転し続けると, 共振によって回転子に振動が激増するため, タッチダウンもしくは最悪の場合, 回転子を破壊することが発生する。そのため, 設計した BelM の回転子の 1 次曲げモードは定格回転周波数以上にならないといけない。そこで, 高速 BelM の設計のファーストステップとして, シャフトの外径およびシャフト長を決定することが重要である。

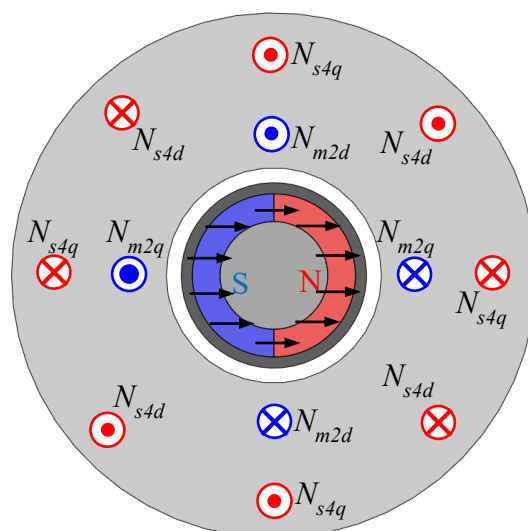


図 5-1 2-4 極 BelM の等価モデル

そこで、本研究では、まず Solidworks のシミュレーション機能を用いた構造解析を行った。ただし、磁石および CFRP は固有値解析結果への影響が小さいため、固有値解析モデルがシャフトおよびロータリーエンコーダのみ設定された。固有値解析モデルは図 5-2-A に示す。

固有値解析条件

材質	シャフト S45C
ロータリーエンコーダ	超々ジュラルミン (A7075)
エンコーダ取り付け具	超々ジュラルミン (A7075)
ロックナット	S45C

曲げモードの最も周波数が低い 1 次曲げの 3D-FEM 解析結果は図 5-2-B に示す。1 次曲げモードは 1216.7 Hz であり、定格回転周波数 1000 Hz に対して、21.7 の十分な余裕を持つ。

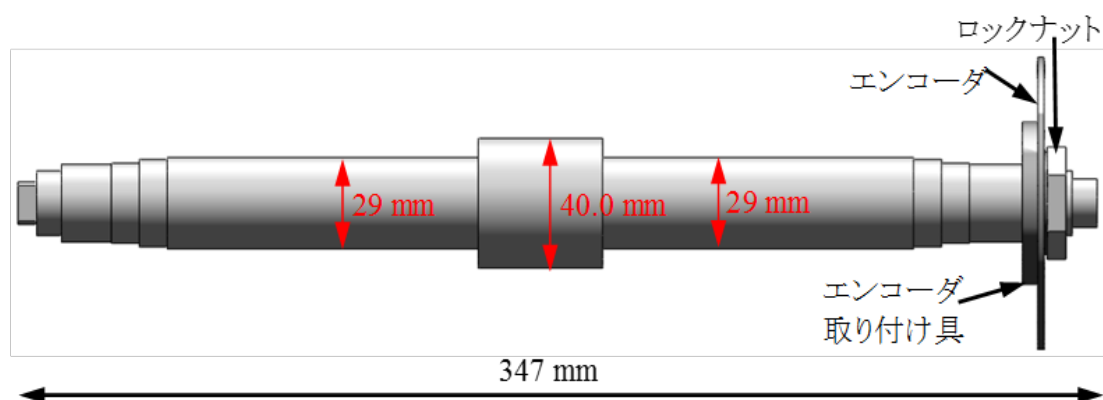


図 5-2-A 固有値解析モデル

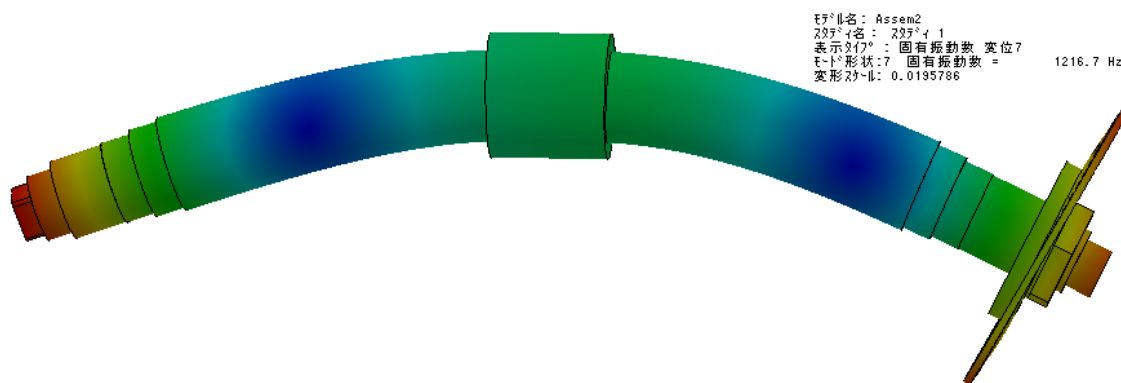


図 5-2-B 固有値解析結果-1 次曲げモード

っている。定格回転速度以内の曲げモードによる共振現象は生じないとわかる。そして、この時の回転子全長が 347 mm である。負荷試験を行うために、BelM は 2 ユニット構造となる必要があるためモータケースの厚み、センサの配置および各部品の間隔を考慮すると、コイルエンドを含めた各ユニットの BelM の長さが 115 mm に限られる。また、この時の磁石部分のシャフト外径が 29 mm である。設計した高速 BelM の全体構成は（４）で説明する。

（３）応力解析結果

固有値解析によって、シャフト長およびシャフト外径を決定した。次に、応力解析および風損の計算によって、磁石および CFRP の厚みを設計する。

磁石の外側に巻かれている CFRP の磁気特性は空気と同じため、解析上は空気と同じ取り扱うことが可能であるが、文献[4]のギャップ内の風損の計算式により、回転子の外径の増加によって風損の激増を引き起こす。その一方、高速回転において、高出力密度を達成するため、損失の 1 つの大きな成分としての風損を抑制するが重要である。また、磁石の飛散を防止するため、一定以上の CFRP の厚みも必要である。そのため、設計上、応力解析によって、回転子の外径および磁石の厚みを決定することが必要である。そして、応力解析結果により、材質の降伏点強度と解析上の最大応力の割り算結果、即ち、安全率で CFRP および磁石の破断しないことを確認する。ただし、ネオジムボンド磁石とネオジム焼結磁石の質量密度が異なるため（ネオジムボンド磁石の密度が小さい）、2 つの磁石を同じ寸法における応力解析結果も異なる。しかし、2 つの磁石を用いた BelM の比較を行うため、回転子の外径を一致することが必要であるので、十分な安全率を確保する以上、磁石および CFRP の厚みを一致させた。

応力解析条件（１） 回転数 60,000 r/min

材質 CFRP：降伏点強度 500 MPa
磁石：NMX-41SH（ネオジム焼結磁石）
寸法 CFRP 厚み：3 mm 磁石：7.4 mm

応力解析条件（２） 回転数 60,000 r/min

材質 CFRP：降伏点強度 500 MPa
磁石：S5B-17ME（ネオジムボンド磁石）
寸法 CFRP 厚み：3 mm 磁石：7.4 mm

2 つの解析結果は図 5-3-A と B に示す。ネオジム焼結磁石を用いた場合、最大応力は 389.1 N/mm² であり、安全率は 1.3 である。そして、ネオジムボンド磁石の場合は、最大応力は 288.3 N/mm² であり、安全率は 1.7 である。

本研究で提案する 6 つの解析モデルはすべて以上の解析結果で決定された回転子寸法で設計する。提案 BelM の各寸法が表 5-2 に示す。各モデルの比較を行うため、固定子の外

径を 141 mm と同一し、そして、トルクが発生する回転子部分の外径が 49.8 mm に同一した。電動機部分のシャフト長が 115 mm である。

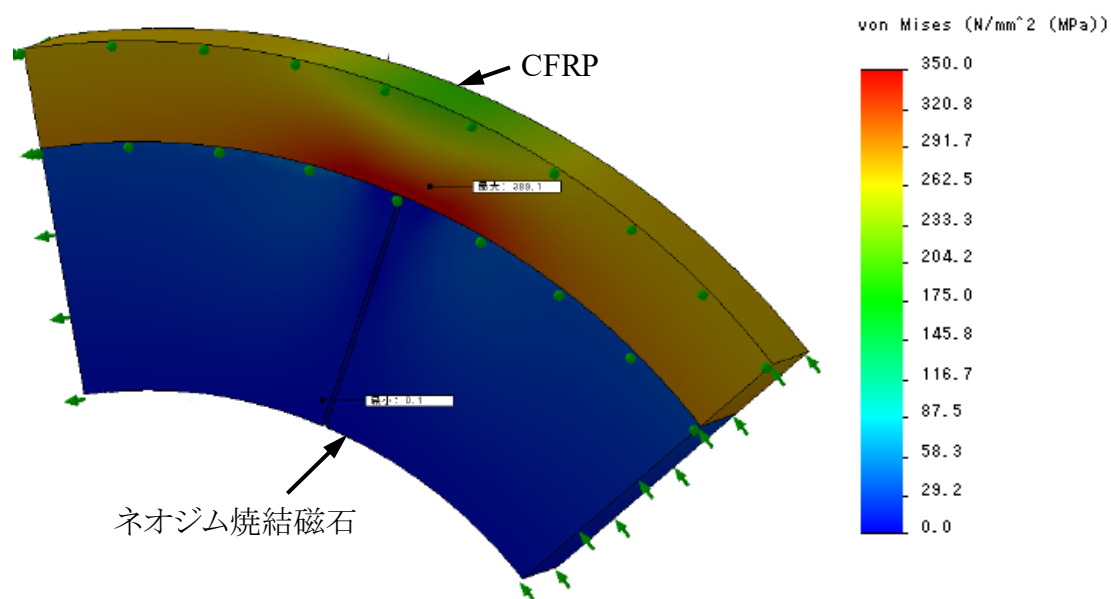


図 5-3-A ネオジム焼結磁石を用いた応力解析結果

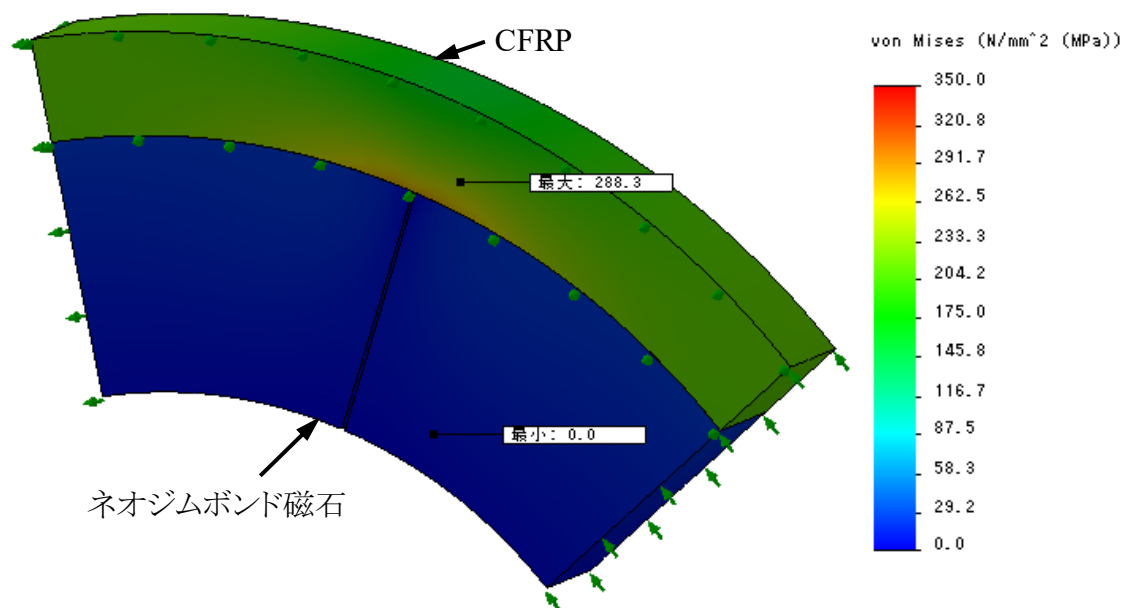


図 5-3-B ネオジムボンド磁石を用いた応力解析結果

表 5-2 モータ諸元

Stator outer diameter	141.0 mm
Rotor outer diameter	49.8 mm
PM thickness	7.4 mm
CF-bandage thickness	3.0 mm
Shaft length per unit	115.0 mm

この時の風損は、ギャップ内の磁石長が最も長い6-8極集中巻モデルの85 mmであるの
場合が最も大きくなり、351.6 Wである。各モデルの詳細な損失特性は次の章で説明す
る。

(4) BelM の全体構成

本節で高出力密度・高速 BelM の全体構成について説明する。

第1部でも説明したように、高速回転下において負荷試験を行うために、BelM が1つ
のモータケース内に、図5-4に示したように、BelM ユニットを2つタンデムに接続した構
成となっている。こうすることで片方のユニットを発電動作、もう片方のユニットを電動
機動作させ、全速度域における負荷試験を可能とした。

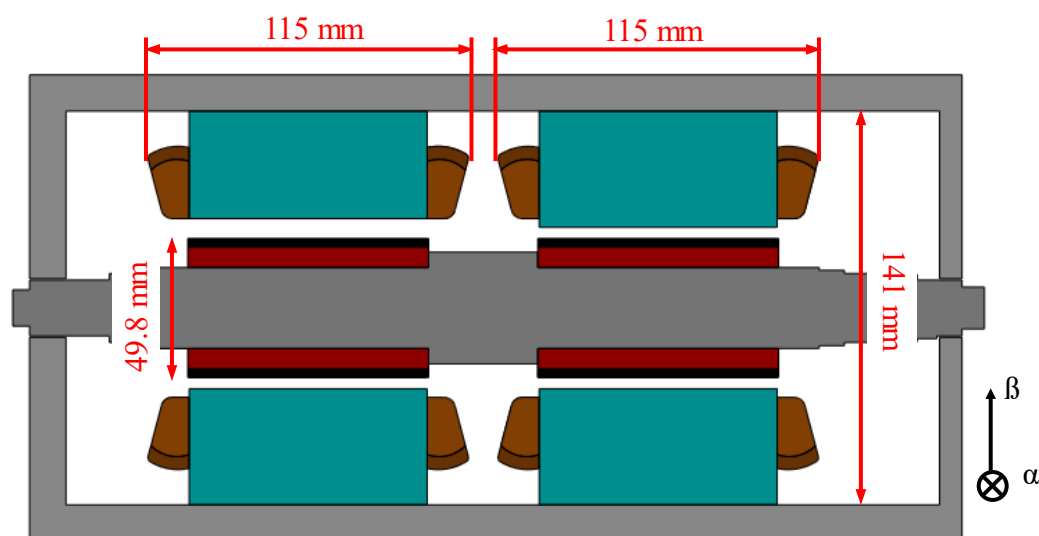


図 5-4 BelM 全体の断面図

5.3.1.2 巻線構造、固定子材質および磁石材質

まず、固定子巻線構造について説明する。図 5-5 に分布巻と集中巻の構造を示す。図 5-5 より、集中巻は分布巻と比較すると、コイルエンドが大幅に小さくなっている。一定な軸長において、分布巻を採用する場合、コイルエンドが長いため、トルクを発生する積み厚が短くなるので、トルク降下を引き起こす。また、分布巻を採用する場合、巻線が長くなるため、銅損が大きいため欠点もあるので、モータの損失密度が高くなり、効率が低下している。しかし、集中巻は分布巻に比べて、電流による固定子磁束の変化が激しくなるので、固定子鉄損の増加を引き起こす。鉄損増加の対策は、次に説明する。

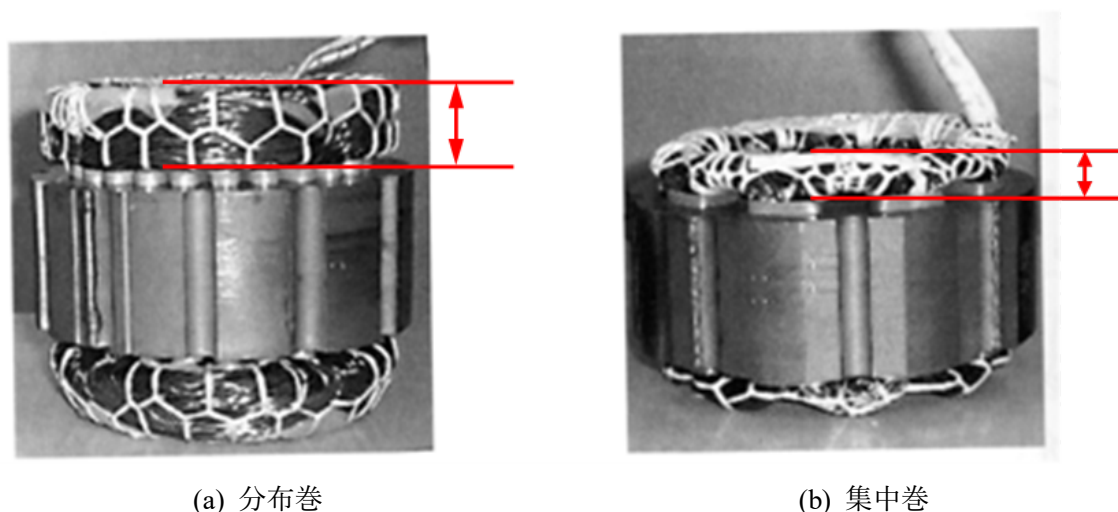


図 5-5 分布巻と集中巻の構造

出典：武田，松井，森本，本田著「埋込磁石同期モータの設計と制御」 オーム社

次、固定子材質について説明する。一般的に、高速モータは、駆動周波数が高いため、一般的なケイ素鋼板を用いた場合、固定子に大きな鉄損が発生する。これに対して、提案する BelM は、固定子材料として、厚みが 0.1 mm の高シリコン含有率ケイ素鋼板で積層されたスーパーコアが採用された。文献[11]によって、1 kHz 程度の周波数においてスーパーコアの鉄損は一般的なケイ素鋼板の四分の一と低い。本研究では、2-4 極分布巻 BelM を用いて、一般的なケイ素鋼板 35A210 とスーパーコア 10JNEX900 の鉄損特性の比較を行う。

最後、固定子巻線構造について説明する。図 7-6 に分布巻と集中巻の構造を示す。図 7-6 より、集中巻は分布巻と比較すると、コイルエンドが大幅に小さくなっている。一定な軸長において、分布巻を採用する場合、コイルエンドが長いため、トルクを発生する積み厚が短くなるので、トルク降下を引き起こす。また、分布巻を採用する場合、巻線が長くなるため、銅損が大きくなり、効率が低くなる。

最後、磁石の材質について説明する。これまで開発された多くの大容量・高速 BelM では、高トルク密度を実現するために、図 5-6 に示したように、残留磁束密度の高いネオジ

ム焼結が採用された。しかし、ネオジム焼結磁石の電気抵抗率が高いため、磁石に渦電流損が生じやすい。それによって、高速回転における回転子の損失密度が高くなり、損失による回転子の温度上昇が激しくなる。連続運転を実現することが困難である。効率低下も引き起こす。そこで、BelMの電動機磁石として、ネオジムボンド磁石の採用が提案される。ネオジムボンド磁石の電気抵抗率が非常に低いため、磁石において渦電流損がほとんど発生しない。しかし、図 5-6 に示したように、ネオジムボンド磁石の残留磁束密度はおおよそネオジム焼結磁石の三分の二程度であり、出力降下を引き起こす。一方、ネオジムボンド磁石の残留磁束密度が低いため、回転子磁石を鎖交する磁束の変化量も小さいので、鉄損が小さくなる。そこで、ネオジムボンド磁石を使用する場合、ギャップ長を小さくすることで、ある程度のトルク向上が得られる。本研究では、ネオジム焼結磁石 NMX-41SH およびネオジムボンド磁石 S5B-17ME 2 種類の磁石を用いた BelM の比較を行う。

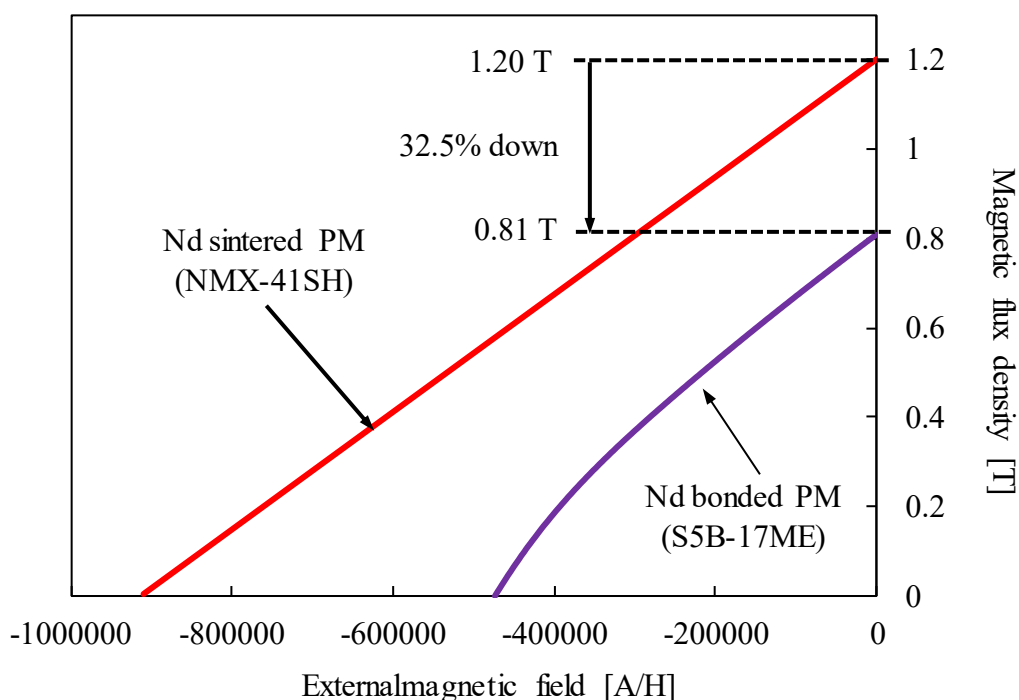


図 5-6 ネオジム焼結磁石およびネオジムボンド磁石の B-H カーブ

5.2 6つの BelM 提案モデルの構造と解析結果の比較

第 5.2 節では、ネオジム焼結磁石、ネオジムボンド磁石、分布巻と集中巻を組み合わせた 6 つの BelM の提案モデルの構造について説明する。そして、各モデルを用いて解析を行う。さらに、解析上の損失密度、出力密度と効率等のモータ性能の比較を行い、高出力密度・高速達成可能な BelM の最後モデルを提案する。

5.2.1 各比較モデルの構造

本節では、提案する 6 つの BelM の比較モデルの各々の構造について説明する。

第 5.1 節に説明したように、BelM モデルの軸長と外径等の寸法が決められた。それらの寸法において、分布巻、集中巻、ネオジム焼結磁石とネオジムボンド磁石構成を用いた 6 つの解析モデルを設計する。ただし、CFRP の磁気特性は空気と同じため解析上に省略する。分布巻の構造を採用する 3 つのモデルが図 5-7-a に示す。すべての分布巻モデルがネオジム焼結磁石を採用し、磁気ギャップ長は 7 mm である。3 つの分布巻モデルの構造は 2-4 極 36 スロット、4-6 極 36 スロットと 6-8 極 72 スロットである。ただし、6-8 極 72 スロットの構造は、このモータサイズにおいて、ティースの幅が狭すぎて、実機を製作するのが困難であるが、比較を行うために解析を行った。

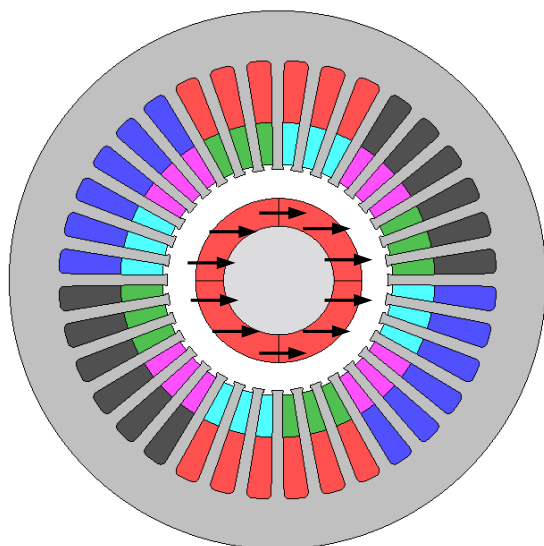
そして、集中巻モデルについて、2-4 極 6 スロットネオジム焼結磁石、6-8 極 9 スロットネオジム焼結磁石と 6-8 極 9 スロットネオジムボンド磁石の 3 つの構造を提案した。ただし、4-6 極の BelM は 4 極の電動機巻線と 6 極の軸支持巻線を同じ固定子スロットに巻くことが不可能であるため、省略する。6-8 極 9 スロットの 2 つのモデルは電動機巻線と軸支持巻線を同じ固定子スロットに巻くため、軸支持巻線が分数スロット巻線と設計した。そして、第 5.1 節に説明したように、6-8 極 9 スロットネオジムボンド磁石構造 BelM モデルは高トルク密度を達成するため、同じ固定子と回転子外径において、磁気ギャップ長を 6 mm と小さくした。

各モデルの比較を行うために、軸支持電流密度を 8 A/mm^2 と電動機電流密度を 6 A/mm^2 と同一する。また、軸支持巻線の占積が 70 N 以上の軸支持力を発生できるように設定する。

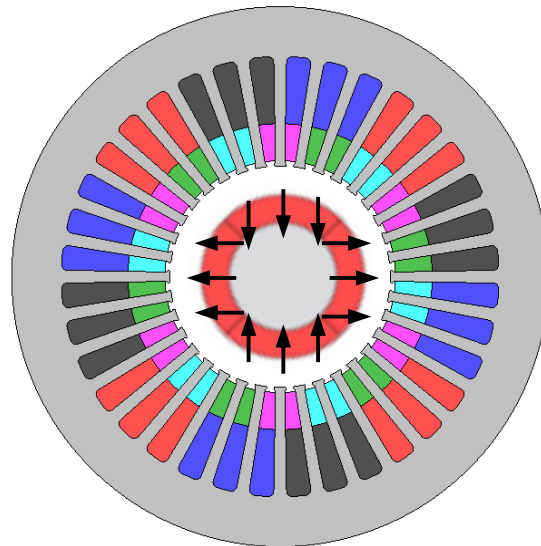
次に各モデルのコイルエンドの比較を図 5-8 に示す。第 5-1 節に説明したように、分布巻は集中巻に比べて、コイルエンドが長くなることわかる。各巻線構造において、極数が多くなると、回転方向でのスロット幅が短くなり、そして、各相のスロットの間の距離が短くなるので、コイルエンドが短くなる。提案した各モデルは巻線製作技術を考慮したうえ、可能な限り、コイルエンドが最も短くなるように設定した。また、磁石を分割することで、渦電流損を抑制することができるので、磁石の周方向の分割数が実機製作を考慮したうえ設定した。

提案した 6 つの解析モデルを用いて 2D-FEM 解析を行った。分布巻は積み厚が短いため、2D-FEM 解析結果に比べて、3D-FEM 解析結果に端効果の影響が大きくなるが、本研究の最

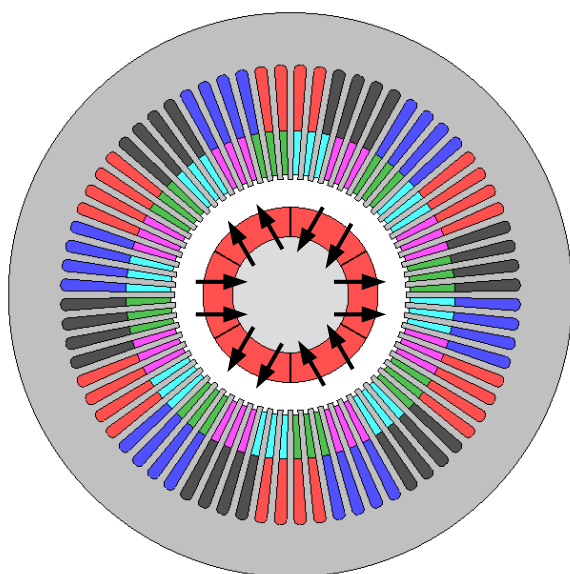
終モデルは集中巻，ネオジムボンド構造を採用するため，端効果の影響が小さいため，2D-FEM の解析結果を比較する。そして，最終モデルの詳細な 3D-FEM 解析結果が第 5.3 節に説明する。



(i) 2-4 極, 36 スロット,
ネオジム焼結磁石
(磁気ギャップ長: 7 mm)

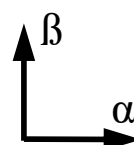


(ii) 4-6 極, 36 スロット,
ネオジム焼結磁石
(磁気ギャップ長: 7 mm)

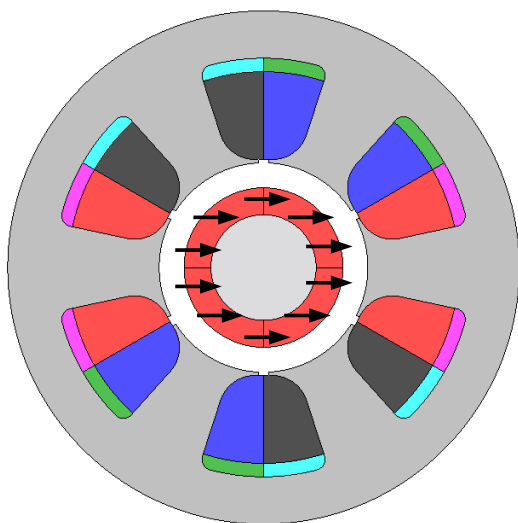


(i) 6-8 極, 72 スロット,
ネオジム焼結磁石
(磁気ギャップ長: 7 mm)

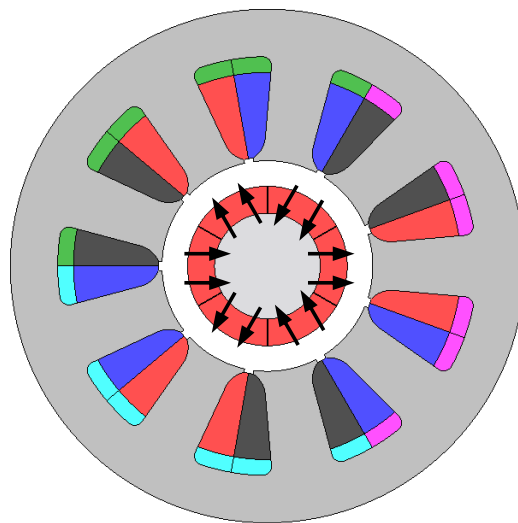
 Motor U
 Motor V
 Motor W
 Suspension U
 Suspension V
 Suspension W



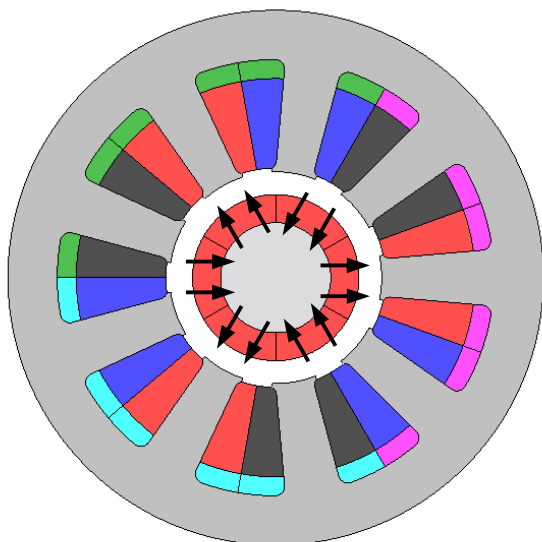
(a) 分布巻モデル



(i) 2-4 極, 6 スロット,
ネオジム焼結磁石
(磁気ギャップ長: 7 mm)



(ii) 6-8 極, 9 スロット,
ネオジム焼結磁石
(磁気ギャップ長: 7 mm)



(i) 6-8 極, 9 スロット,
ネオジムボンド磁石
(磁気ギャップ長: 6 mm)

 Motor U
 Motor V
 Motor W
 Suspension U
 Suspension V
 Suspension W

(a) 集中巻モデル

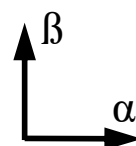
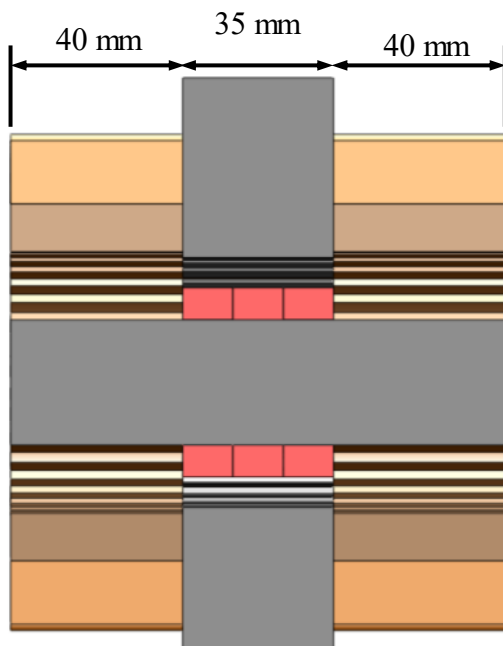
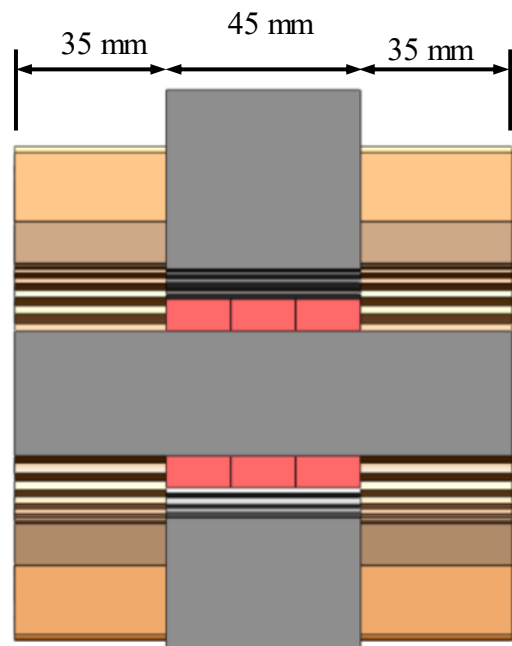


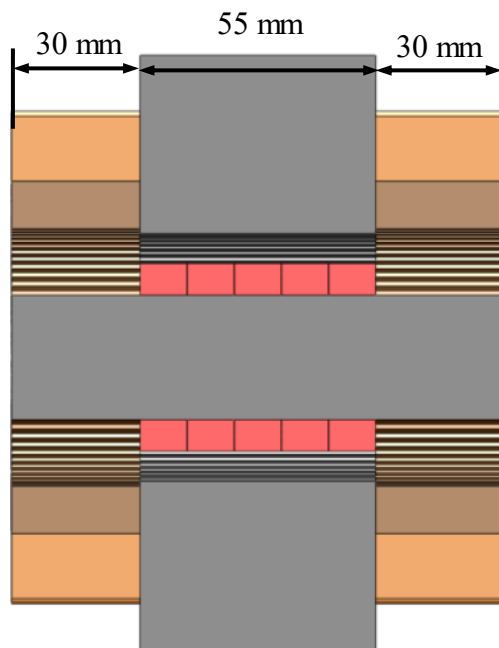
図 5 - 7 各モデルの巻線配置



(i) 2-4 極, 36 スロット,
ネオジム焼結磁石
(磁気ギャップ長: 7 mm)



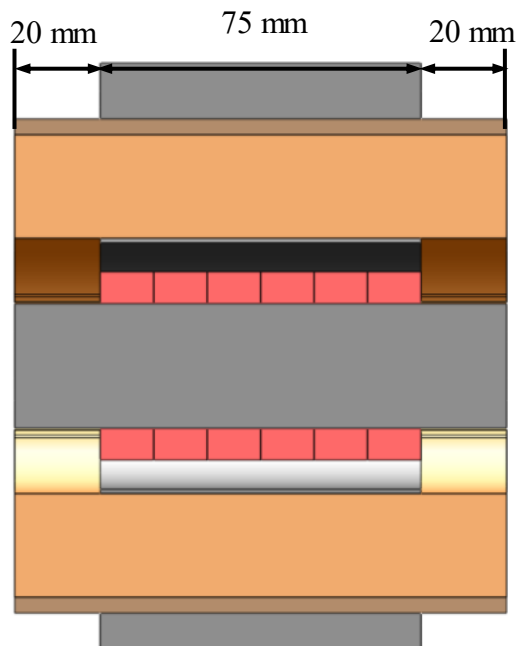
(ii) 4-6 極, 36 スロット,
ネオジム焼結磁石
(磁気ギャップ長: 7 mm)



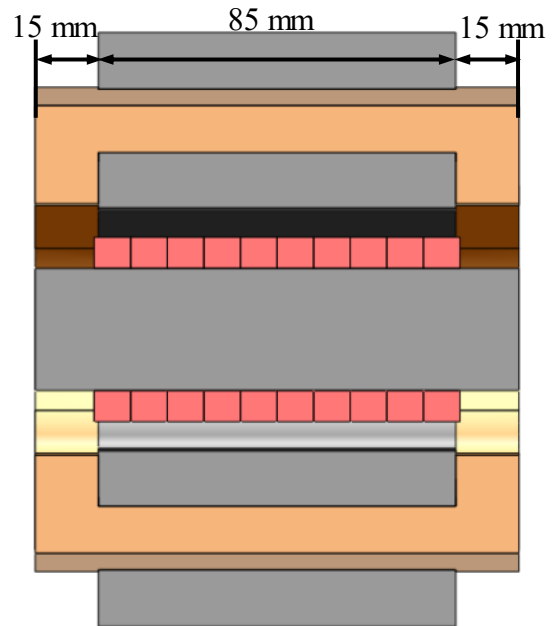
(i) 6-8 極, 72 スロット,
ネオジム焼結磁石
(磁気ギャップ長: 7 mm)

(a) 分布巻モデル

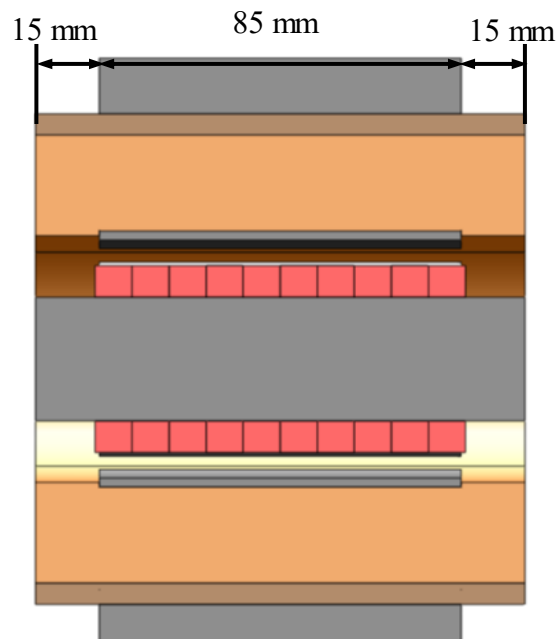




(i) 2-4 極, 6 スロット,
ネオジム焼結磁石
(磁気ギャップ長: 7 mm)



(ii) 6-8 極, 9 スロット,
ネオジム焼結磁石
(磁気ギャップ長: 7 mm)



(i) 6-8 極, 9 スロット,
ネオジムボンド磁石
(磁気ギャップ長: 6 mm)

(b) 集中巻モデル



図 5 - 8 各モデルのコイルエンドの比較

5.2.2 各モデルの解析結果の比較

本節では、各モデルの 2D-FEM 解析を行い、解析結果を比較する。

各モデルの解析結果が表 5-3-A,B に示す。まず、2-4 極 36 スロット分布巻モデルの 2 つの鉄損材料を用いて解析結果について説明する。2 つの解析が固定子コアの材料以上すべて同じである。鉄損の解析結果を注目すると、35A210 に比べてスーパーコアの場合は、固定子鉄損と回転子鉄損を含めた鉄損全体が半分以上小さくなっている。スーパーコアの使用によって、鉄損の大幅の抑制が可能であることがわかる。

次に、固定子コアがスーパーコアを使用する 6 つのモデルの解析結果の比較を行う。解析条件は以下のように設定する：

解析条件 磁石温度：80℃
 回転子の回転速度：60,000 r/min
 電動機電流密度：6 A/mm² 軸支持電流密度：8 A/mm²
 回転角度 2 deg 刻みで 0 deg ~ 360 deg まで解析

図 5-9 に各モデルの軸支持力とトルクのグラフを示す。すべてのモデルが定格回転速度、定格電流密度において、70 N 以上のほぼ同じ大きさの軸支持力が発生する。そして、極対数の増加によって、巻線係数がよくなるため、トルクが向上する。

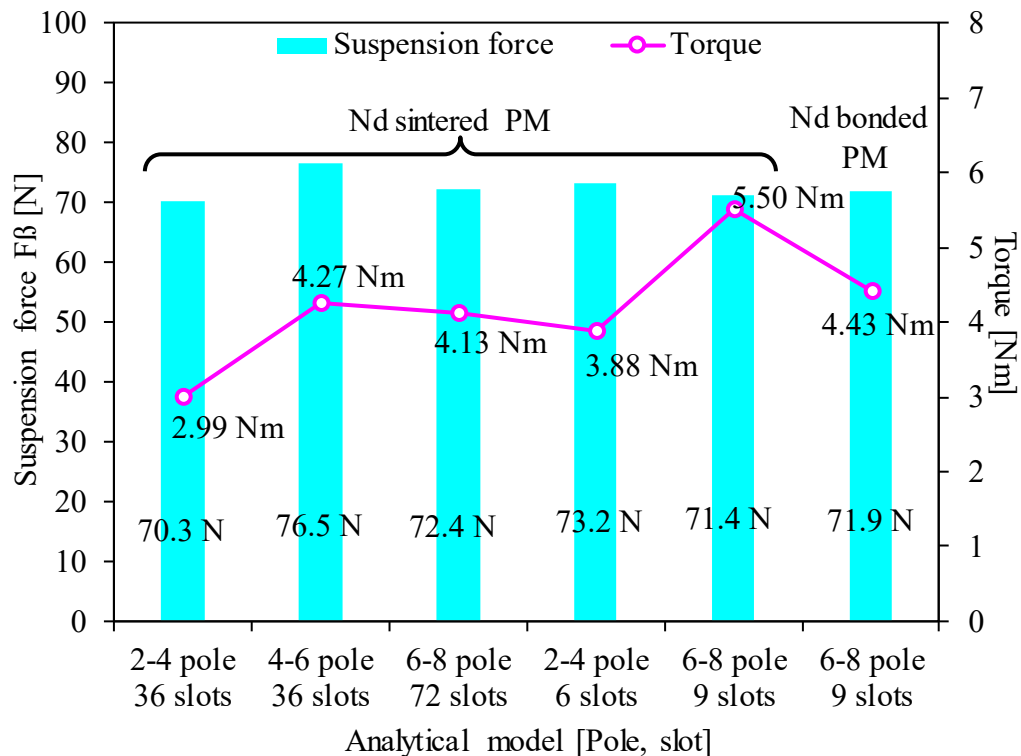


図 5-9 軸支持力とトルク VS 解析モデル

表 5-3-A 分布巻モデルの解析結果

	Distributed winding			
	<i>2-4 pole; 36 slots</i>	<i>2-4 pole; 36 slots</i>	<i>4-6 pole; 36 slots</i>	<i>6-8 pole; 72 slots</i>
Material of stator core	35A210	10JNEX900	10JNEX900	10JNEX900
Material of PM	Nd sintered PM	Nd sintered PM	Nd sintered PM	Nd sintered PM
Suspension force	71.5 N	70.3 N	76.5 N	72.4 N
Torque	2.94 Nm	2.99 Nm	4.27 Nm	4.13 Nm
Copper loss	926.5 W	926.5 W	886.1 W	836.7 W
Iron loss	880.7 W	433.0 W	356.8 W	495.4 W
Windage loss	180.6 W	180.6 W	215.5 W	250.5 W
Rotor loss density	5209.7 W/L	4965.5 W/L	561.8 W/L	104.6 W/L
Total loss density	1107.1 W/L	857.7 W/L	812.2 W/L	881.3 W/L
Output power density	10.3 kW/L	10.4 kW/L	15.0 kW/L	14.4 kW/L
Total efficiency	90.3%	92.4%	94.8%	94.2%

表 5-3-B 集中巻モデルの解析結果

	Concentrated winding		
	<i>2-4 pole; 6 slots</i>	<i>6-8 pole; 9 slots</i>	<i>6-8 pole; 9 slots</i>
Material of stator core	10JNEX900	10JNEX900	10JNEX900
Material of PM	Nd sintered PM	Nd sintered PM	Nd bonded PM
Suspension force	73.2 N	71.4 N	71.9 N
Torque	3.88 Nm	5.50 Nm	4.43 Nm
Copper loss	337.8 W	282.1 W	309.8 W
Iron loss	720.6 W	966.2 W	414.9 W
Windage loss	321.1 W	351.6 W	351.6 W
Rotor loss density	3468.2 W/L	3031.0 W/L	252.8 W/L
Total loss density	768.3 W/L	890.9 W/L	599.4 W/L
Output power density	13.6 kW/L	19.3 kW/L	15.5 kW/L
Total efficiency	94.6%	95.6%	96.3%

しかし、6-8 極 72 スロットのモデルは固定子ティースが細すぎ、モータの性能降下を引き起こす。そして、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三分の二であるが、磁気ギャップ長および固定子形状の調整することで、トルク 19%しか落ちていない。そして、その時の 2 ユニットの軸出力が 55.7 kW であり、目標仕様を達成した。

図 5-10 に各モデルの損失および総合効率を示す。まず、風損について、ギャップ内のシャフトの増加によって、風損も大きくなる。6-8 極の集中巻モデルの風損が最も大きく、351.6 W である。次に、回転子鉄損について説明する。極対数の増加によって、積み厚が長くなり、同じ軸支持力を発生するのに必要な軸支持磁束が小さくなるため、磁石に発生する渦電流損が小さくなる。4-6 極と 6-8 極の分布巻モデルの渦電流損が各々 38.1 W と 8.7 W と小さい。しかし、分布巻を用いたモデルは巻線が長くなるため、集中巻に比べて 2.5 倍以上の銅損が発生する。そして、固定子鉄損は駆動周波数が高くなると増加するため、極対数の増加によって、大幅に増える。

ネオジムボンド磁石を用いたモデルは磁石の渦電流損がほぼゼロであるので、6-8 極 9 スロットモデルに比べて回転子鉄損が非常に小さい。そして、全損失も最も小さい、解析上 96.3%の高効率を達成する。

図 5-11 に各モデルの損失密度と出力密度を示す。これまでの研究を見ると、損失密度が 600 W/L 以下の場合、連続運転を実現することが可能であると考えられる。分布巻を用いたモデルは銅損が大きいので、すべてのモデルの全損失密度が 800 W/L を超えている。この損失密度において、損失によるモータの温度上昇が非常に大きく、連続運転を実現することが不可能である。加えて、積み厚が短くなることによる出力降下との原因で、実機で 15 kW/L 以上の出力密度を達成するのが不可能である。

集中巻モデルについて、6-8 極 9 スロットネオジム焼結を用いたモデルが非常に高出力密度を達成するが、固定子鉄損と回転子鉄損が大きいため、回転子損失密度と全損失密度と共に非常に高いので、実現不可能である。

そして、6-8 極 9 スロットネオジムボンド磁石を用いた BelM の回転子損失が 252.8 W/L と非常に小さい。そして、全損失密度も 599.4 W/L であり、600 W/L 以下と達成する。また、出力密度も 15.5 kW/L であり、目標性能を満たす。

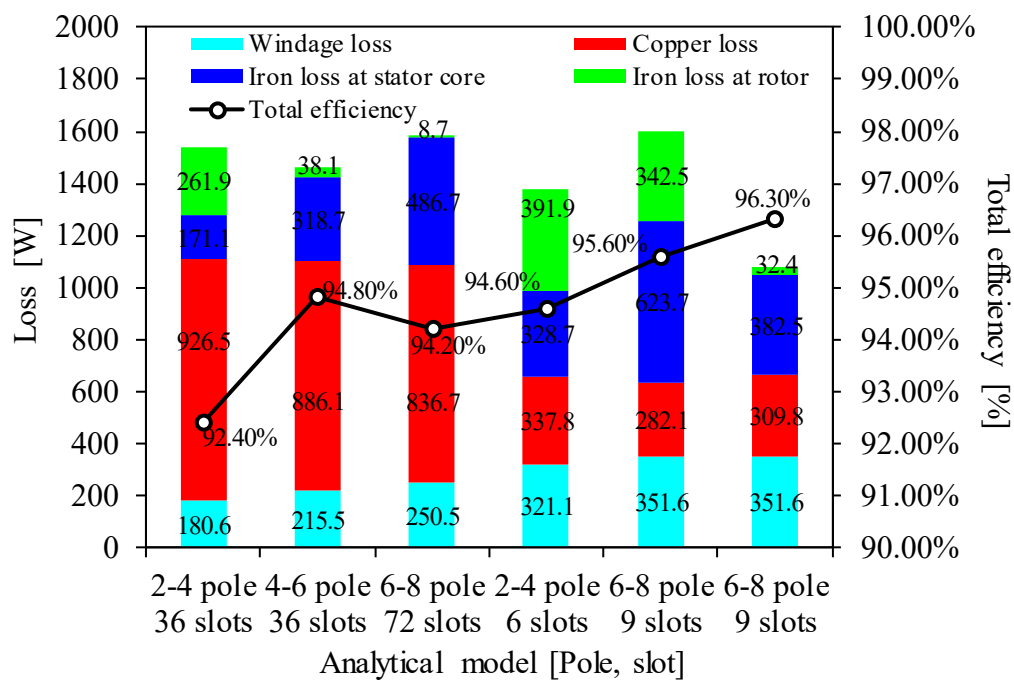


図 5-10 各損失と総合効率 VS 解析モデル

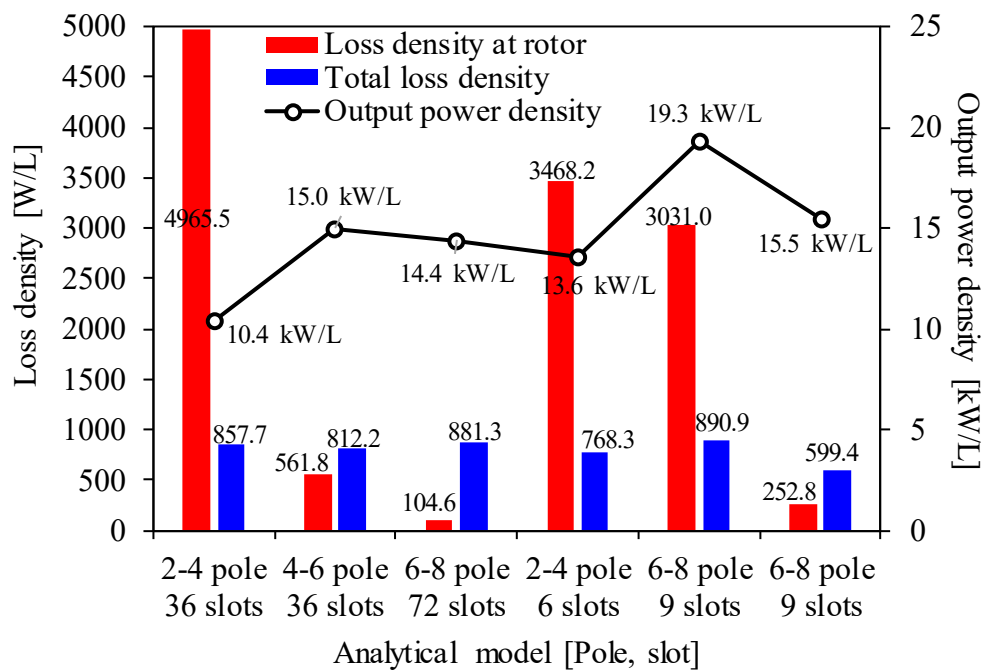


図 5-11 各損失密度と出力密度 VS 解析モデル

また、実際の運転条件を考慮すると、定格出力までの安定な浮上回転において、軸支持電流によって発生する軸支持力は回転子自重より少し大きくなれば良い。前述の解析結果から、軸支持電流密度が 2.5 A/mm^2 であれば、実際の運転条件を解析上に再現することができる。この時の垂直方向に発生する軸支持力が 20 N 程度である。そのため、提案した各モデルの軸支持電流密度を 2.5 A/mm^2 に設定し、解析を行った。解析条件は以下のように設定する。

解析条件 磁石温度： 80°C
 回転子の回転速度： $60,000 \text{ r/min}$
 電動機電流密度： 6 A/mm^2 軸支持電流密度： 2.5 A/mm^2
 回転角度 2 deg 刻みで $0 \text{ deg} \sim 360 \text{ deg}$ まで解析

以上の解析条件において、前述と同じ解析を行った。図 5-12 に各モデルの軸支持力とトルクのグラフを示す。前述の解析のトルク電流密度と同じであるため、定格出力時におけるトルクがほぼ一致している。すべてのモデルが定格回転速度、定格電流密度において、 20 N 以上のほぼ同じ大きさの軸支持力が発生する。1 ユニットあたりの軸出力が 25 kW 以上達成可能なモデルが 6-8 極 36 スロット分布巻ネオジム焼結磁石、6-8 極 9 スロット集中

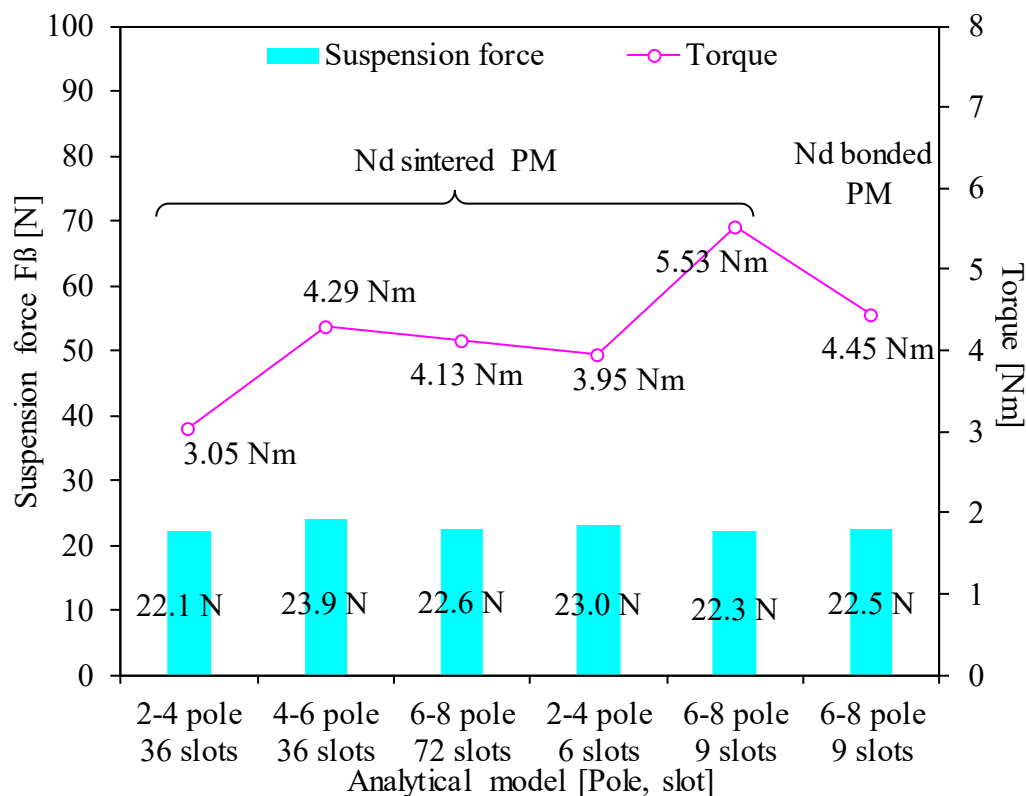


図 5-12 軸支持力とトルク VS 解析モデル

巻ネオジム焼結磁石、および、6-8 極 9 スロット集中巻ネオジムボンダ磁石の 3 つである。

図 5-13 に各モデルの損失および総合効率を示す。まず、風損について、回転速度は前述の解析を同じであるため、風損は一致している。そして、軸支持電流によって発生する磁束が回転子損失に大きく影響を与えるため、軸支持電流の減少によって、全モデルの回転子損失が大幅に減少している。しかし、軸支持巻線は電動機巻線より少ないため、軸支持電流が減少しても、分布巻モデルの銅損が大きく発生している。

図 5-14 に各モデルの損失密度と出力密度を示す。15.0 kW/L 以上発生可能な 3 つのモデルが 6-8 極 36 スロット分布巻ネオジム焼結磁石、6-8 極 9 スロット集中巻ネオジム焼結磁石、および、6-8 極 9 スロット集中巻ネオジムボンダ磁石である。6-8 極 36 スロット分布巻ネオジム焼結磁石の損失密度が目標に近いが、積み厚が短いため、実際の運転条件に近い 3 次元解析によって、大幅の端効果が出ると考える。そのため、損失の激増およびトルク降下が推測できる。

そして、6-8 極 9 スロット集中巻ネオジム焼結磁石モデルは、軸支持電流によって発生する損失が大幅に減少しても、損失密度は目標より大幅上回る。最後 6-8 極 9 スロット集中巻ネオジムボンダ磁石モデルの全損失密度は 509.9 kW/L しか発生しないため、実際の試作機で負荷試験を行う際、温度上昇は小さく、風冷で冷却できる範囲に抑えられると考えている。

以上の理由で、設計された 6-8 極 9 スロットネオジムボンダ磁石を用いた BelM の性能が非常に良いので、最終モデルと決定した。次章でこの BelM の 3D-FEM 解析を行い、詳細なモータ性能を解析したうえ、実試作機的设计を行う。

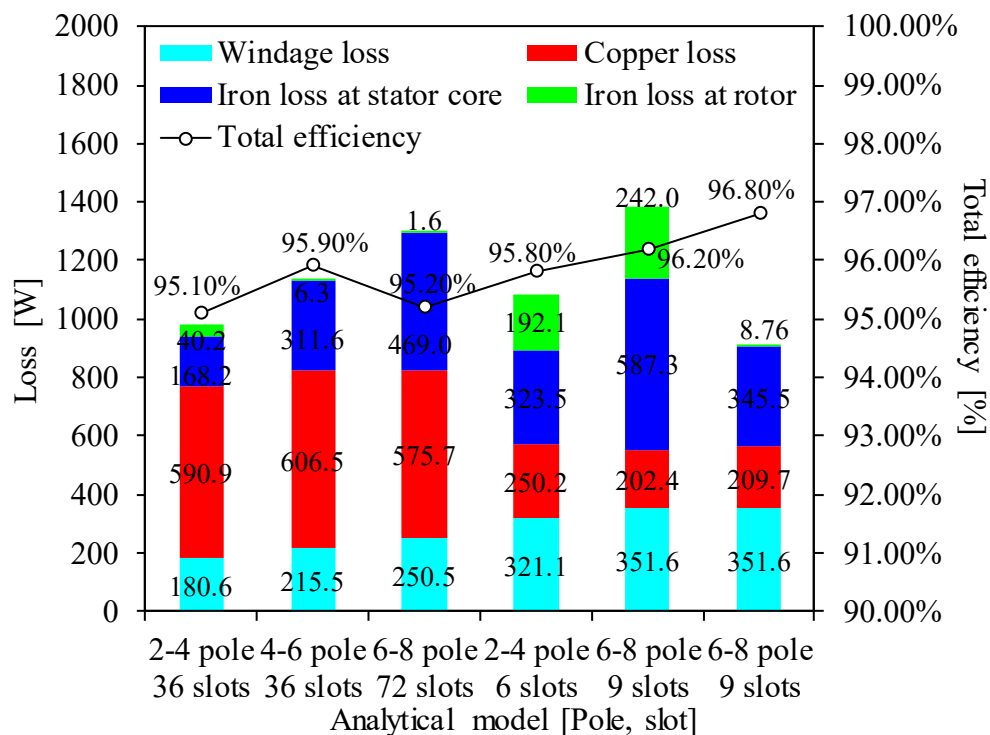


図 5-13 各損失と総合効率 VS 解析モデル

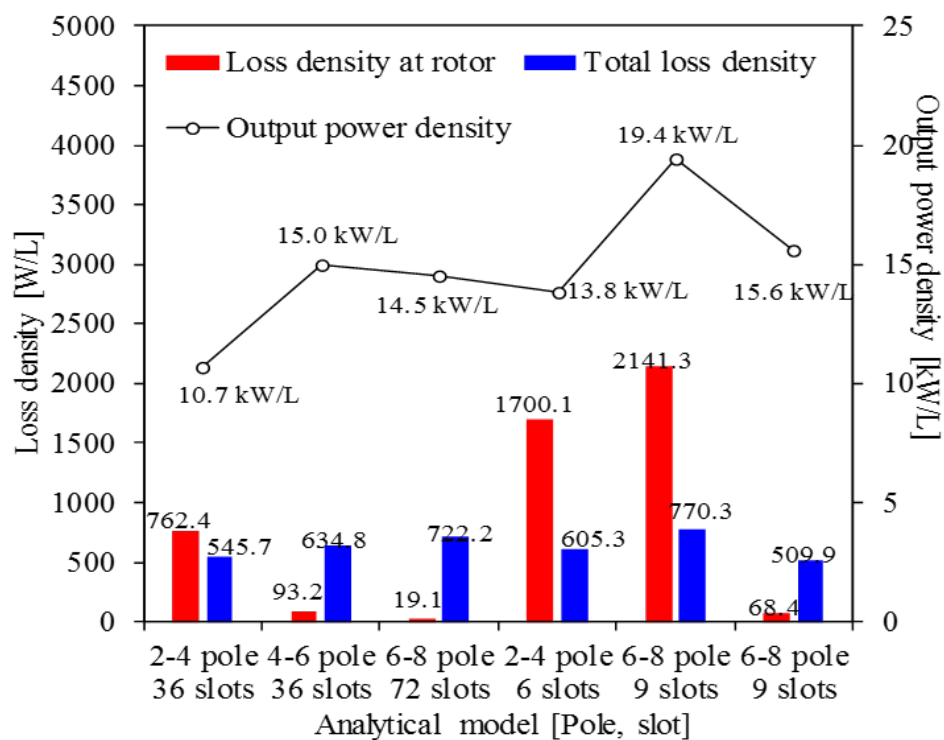


図 5-14 各損失密度と出力密度 VS 解析モデル

5.2.3 提案する BelM の基本特性

本節では、第 5.1 節で提案した高出力密度・高速達成可能な BelM の最終モデルの詳細な特性を検証するため、3D-FEM 解析を行う。それぞれの解析結果について説明する。解析には、株式会社 JSOL の電磁界解析ソフトウェア「JMAG-Designer」を使用した。解析モデルは図 5-15 に示す。解析時間短縮のため、6 極電動機巻線と 8 極軸支持巻線の簡略モデルを使用する。図 5-16 に軸支持側と電動機側の U 相巻線配置を示す。V 相と W 相は U 相よりそれぞれ 120 度、240 度ずれているため、省略する。

そして、実機を用いて設計した BelM の特性を実証するために、実試作機的设计も行う。

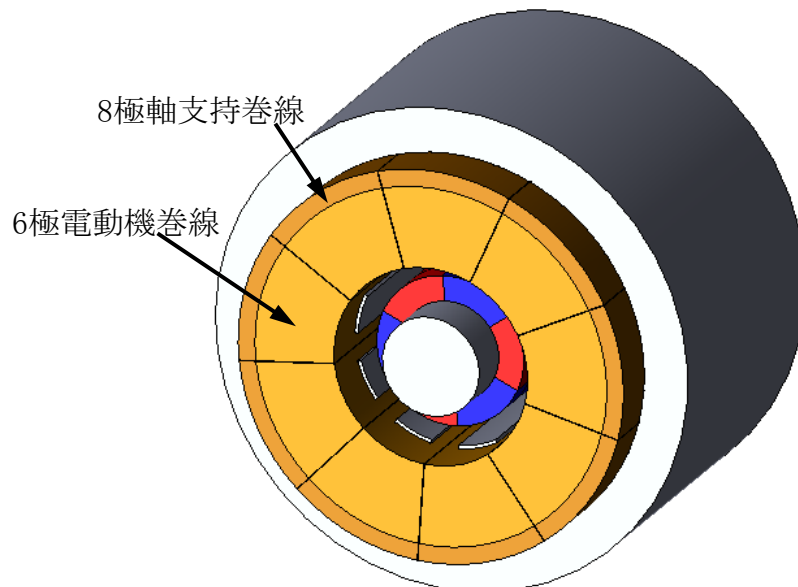


図 5-15 解析モデル

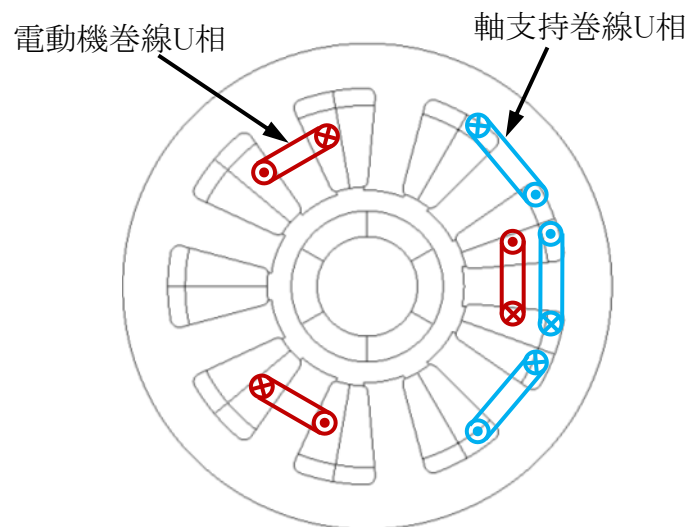


図 5-16 巻線配置

5.2.3.1 定格回転速度，定格電流通電時のモータ解析結果

定格回転速度，定格電流通電時において，提案する BelM の特性を確認するため，以下に示す 3D-FEM 解析を行った。

解析条件 磁石温度：80℃
 回転子の回転速度：60,000 r/min
 電動機電流密度：6 A/mm² 軸支持電流密度：8 A/mm² （定格 q 軸）
 回転角度 2 deg 刻みで 0 deg～360 deg まで解析
 鉄損，渦電流損を 3 倍で計算（実際の運転条件に近い）

設計した BelM の実験において，軸支持側駆動用インバータとして，200V 系耐圧可能な Si-MOSFET を用いたインバータを採用する予定である。そして，定格回転速度 60,000 r/min において，6 極電動機巻線の駆動周波数が 3 kHz と非常に高い。電動機電流リップルによって発生する鉄損増加を抑制するため，インバータの高スイッチング周波数動作が必要不可欠である。そこで，電動機インバータとして，Myway プラス株式会社製の高性能 SiC-MOSFET を用いた 50 kVA インバータを 2 台使用する予定である。そのインバータの外観と仕様が図 5-17 と表 5-4 に示す[19]。この SiC インバータはスイッチング周波数が 200 kHz と高く，そして，デッドタイムは 300 ns まで短いにおいて動作可能との高性能を持っている。そして，インバータの定格容量は 50 kVA であり，本提案 BelM に十分に対応可能である。ただし，インバータの定格交流出力電流は 72.2 Arms であり，定格 DC 電圧は 700 V であるため，設計上に BelM の線間電圧と相電流がこれ以上超えないようにしなければならない。



図 5-17 SiC インバータの外観

表 5-4 インバータ仕様

インバータ仕様	
定格容量	50 kVA
定格電流	AC 72.2 Arms
定格DC電圧	DC 700 V
スイッチング周波数	200 kHzまで
デッドタイム	300 ns以上

そこで、まず、提案モデルの解析上の電圧と電流波形を図 5-18 と図 5-19 に示す。電動機側の線間電圧の振幅は 543.0 V であり、SiC インバータの定格 DC 電圧の 30%の余裕を持っている。軸支持側の線間電圧は 277.2 V であり、200V 系インバータの定格 DC 電圧が 282V であるため、24%の余裕を持っている。そして、定格電動機相電流の実効値は 63.3 A であり、SiC インバータの定格電流より小さい。以上の解析結果によって、提案した BelM はそれらのインバータで駆動することが可能だとわかる。

実験は電動機インバータのスイッチング周波数が 160 kHz 以上、軸支持インバータのス

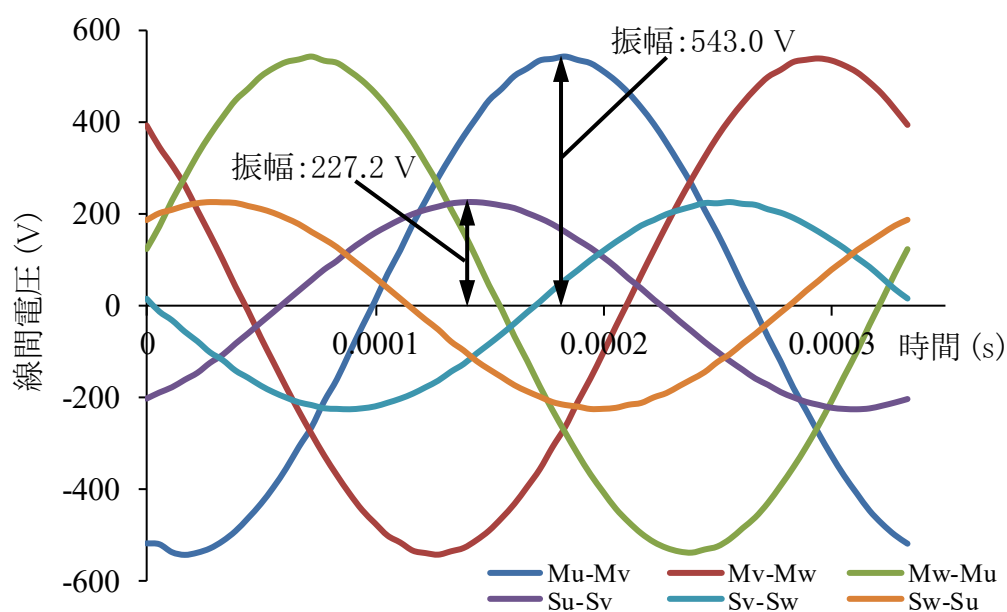


図 5-18 線間電圧電圧波形の解析結果

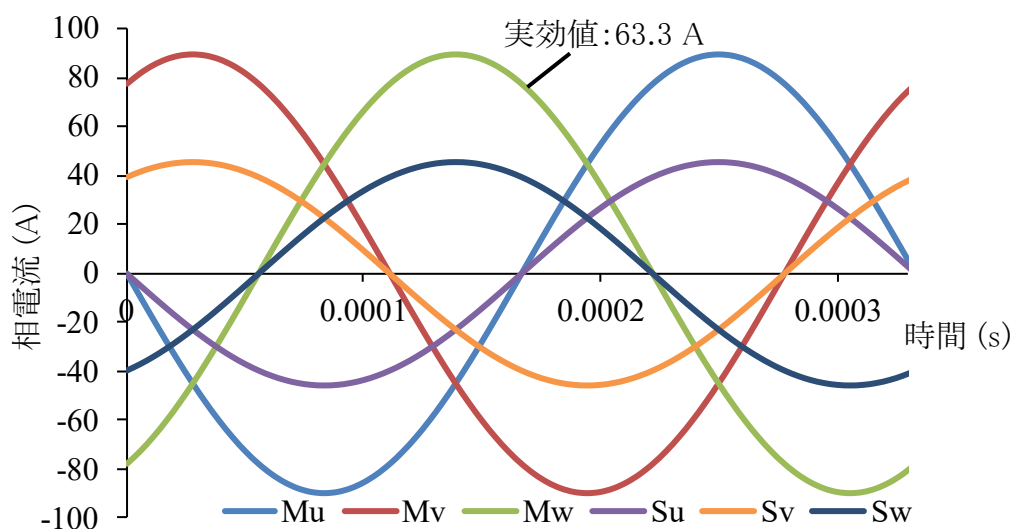


図 5-19 定格運転時の解析上の電流波形

スイッチング周波数が 80 kHz 程度において実施する予定である。以上のスイッチング周波数によって、プログラムのサンプリング周波数が 80 kHz 程度にする必要がある。プログラムのコントローラーとして、2 台の Myway プラス株式会社製の PE-Expert4 を採用する予定である[13]。PE-Expert は DSP ボード 1 枚に対し PWM を生成可能な PEV ボードを 4 枚搭載可能である。実験において、各コントローラーに 1 枚の DSP ボードと 2 枚の PEV ボードを用いて、片方のユニットの BelM 制御演算を実施する予定である。

次に、定格回転速度 60,000 rpm, 定格電流通電時における回転子 1 回転のトルク波形および垂直方向に発生する軸支持力波形の 3D-FEA 結果を図 5-20 に示す。ただし、解析ソフトから得られるトルクは電磁トルクであり、鉄損および風損の損失が考慮されていないため、ここで示したトルクは鉄損の 3 倍と風損の計算値を引いた機械トルクである。60,000 rpm, 定格電流通電時に平均トルクは 4.33 Nm であり、軸出力は 27.2 kW である。実際の試作機は 2 ユニットの BelM を同じモータケースにタンデムに接続するようになるので、2 ユニットの同時に電動機動作させる場合、併せて定格出力が 54.4 kW と達成する。トルクリプル率が 3.86%と小さい。軸支持巻線を q 軸定格電流通電時において、垂直方向に平均支持力が 71.4 N である。回転子重力の半分は 13.5 N であり、回転子自重の 5.3 倍の十分な軸支持力が発生可能であるとわかる。

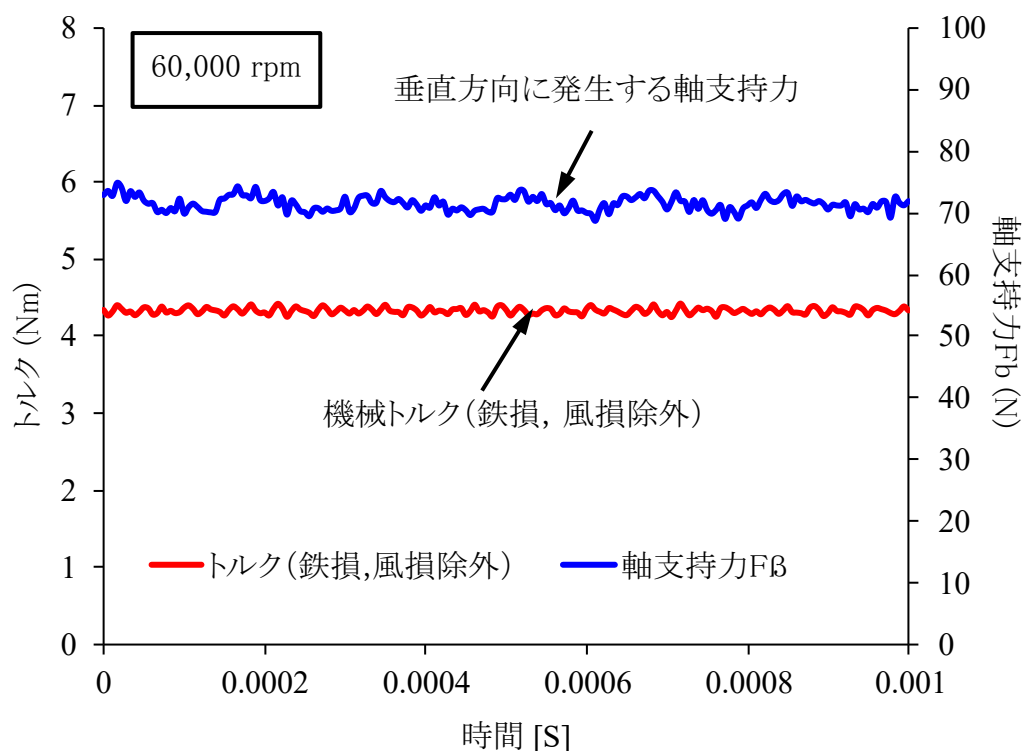


図 5-20 定格回転速度，定格出力におけるトルクと軸支持力の解析結果

また、定格回転速度 60,000 rpm におけるトルクおよび効率の 3D-FEM 結果を図 5-21 に示す。まず、トルクについて、電動機電流密度に対してトルクが線形に増加することがわかる。そして、3次元解析上に端効果の影響も解析に考慮できるため、トルクが2次元の結果より降下している。定格回転速度 60,000 rpm、定格電流通電時において、最大トルクが 4.43 Nm であり、この時の1ユニットあたりの軸出力が 27.2 W である。実際の試作機が2ユニット構造を持つので、2ユニットの BelM を同時に電動機動作させ、定格出力 54.4 kW が発生可能である。そして、この時の総合効率が 95.7% と高い。

以上、解析上に設計した BelM が良好な性能を持つと言える。

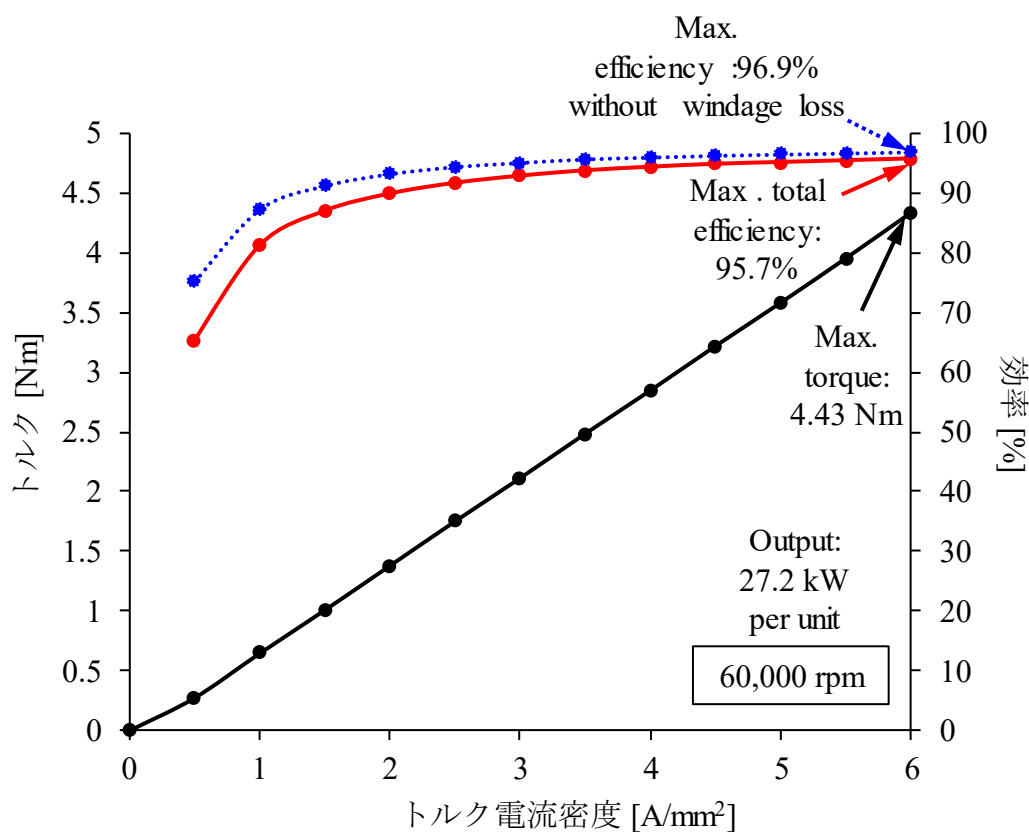


図 5-21 定格回転速度におけるトルクと効率 VS 電動機電流波形の解析結果

5.2.4 設計した BelM の減磁解析

永久磁石モータにおいて、熱減磁および反磁界減磁 2 つの理由で、永久磁石が減磁してしまうことが発生する可能性がある。しかし、今回設計した BelM の磁石がネオジムボンド磁石を使用することで、実験において回転子の温度上昇が少ないと推測する。また、前述の解析で、磁石温度が 80 度において行ったため、熱減磁に対して十分高い温度であると考えうる。そして、もう 1 つの反磁界減磁について、永久磁石の着磁方向の対向方向に巻線電流磁束が発生する場合、磁石の残留磁束密度が変化する現象である。

これらの減磁において、温度あるいは磁場が元の状態に戻ると、残留磁束密度が元に戻らない場合、不可逆減磁が発生する。この時、永久磁石が元の性能に戻らないため、再び着磁するが必要である。この不可逆減磁を避けるため、設計解析上に、実機の最も減磁しやすい状況を再現し、磁石の減磁が発生するののかについて検証する必要がある。

そのため、以下の解析が行う：

解析条件 磁石温度：80℃
電動機電流密度：定格電流の 0~200%（d 軸電流）
軸支持電流密度：定格電流の 0~200%（d 軸電流）
回転子固定

減磁解析の電流波形が図 5-22 に示す。軸支持電流と電動機電流によって発生する磁束が磁石磁束の対向となるように、d 軸電流が通電している。定格電流の 0~200%までの電流と十分大きな電流が設定している。この時の解析上の磁束密度分布は図 5-23 に示す。

また、減磁率は以下の式を用いて算出する：

$$U \text{ 相鎖交磁束減少率} = \frac{\text{ゼロ電流}U \text{ 相鎖交磁束} - \text{各電流密度での}U \text{ 相鎖交磁束}}{\text{ゼロ電流ポイントの}U \text{ 相鎖交磁束}} \times 100 \quad (5-1)$$

式(5-1)を用いて、算出した各電流における U 相の鎖交磁束磁束減少率を図 5-24 に示す。

最も厳しい条件、定格電流の大きさの 2 倍で d 軸電流通電時においても、U 相の鎖交磁束減少率は 1.34%と小さい。実機の可能な運転条件において、永久磁石の不可逆減磁はほとんど発生しないと言える。

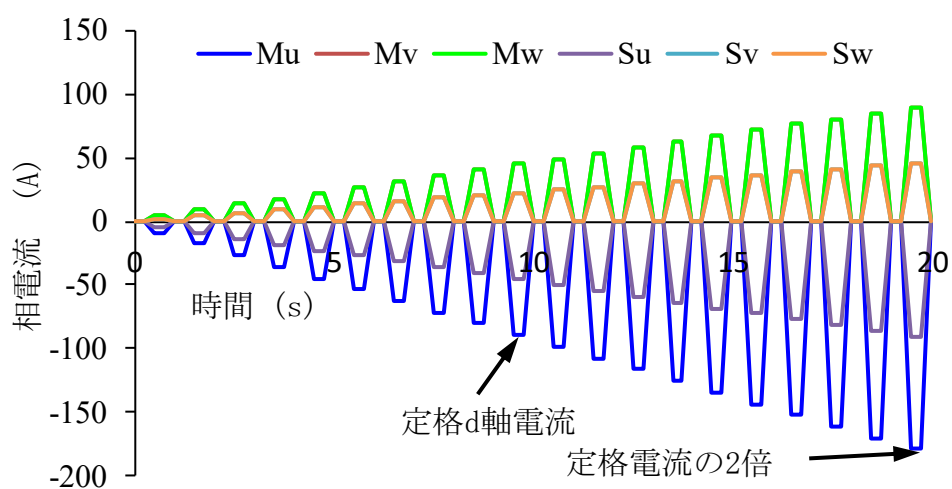


図 5-22 減磁解析の電流波形(定格電流 2 倍まで)

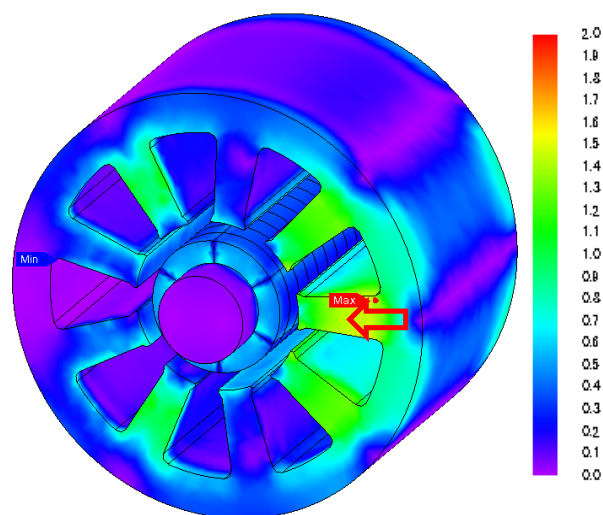


図 5-23 2 倍の定格 d 軸電流通電時固定子において磁束密度分布

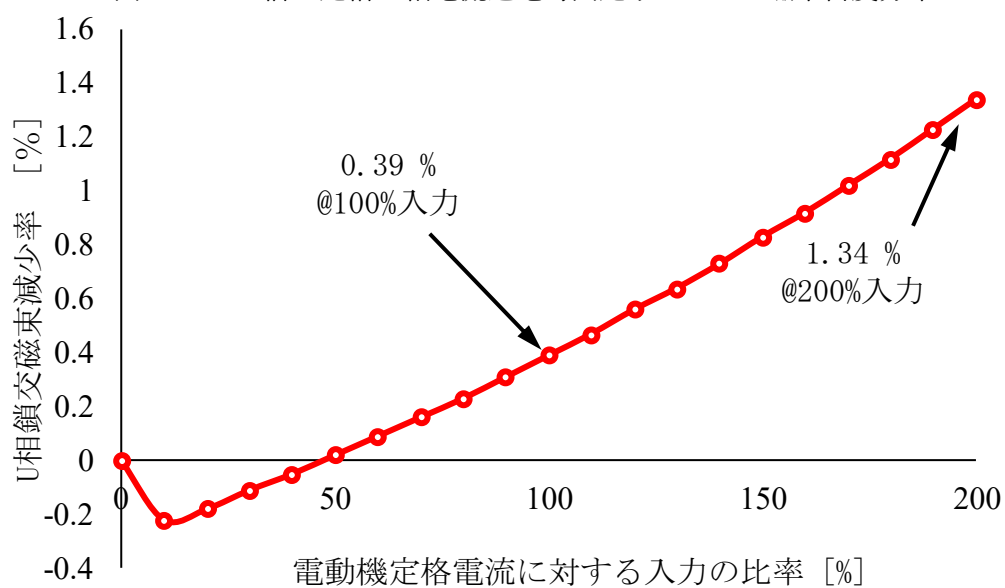


図 5-24 d 軸電流に対して減磁率波形の解析結果

5.2.5 実試作機の設計

それらの前述の解析結果によって、BelM ユニットの最終モデルが決められたが、実際の試作機を用いて実証するため、センサ、モータケース、冷却構造等を考慮したうえ、試作機の設計を行う。実試作機の構造を本節で述べた。

まず、試作機の巻線構造について述べる。前に述べたように、負荷試験を行うためには、BelM の実機構造として、2 ユニット構造を持つことになる。そのため、設計した試作機を制御しやすいため、即ち、2 つのユニットがプログラム上に同じ角度信号を使用するように、そして、2 ユニット BelM が同じ座標変換で実施するため、2 ユニット BelM の巻線配置が同方向から見ると同じようになければならない。巻線構造が図 5-25 に示す。各ユニットの巻線構造は、解析上の各相の巻線配置と一致している。実試作機の回転方向がユニット 1 側から見ると、反時計回りと設定しているため、巻線の相順の見る方向はユニット 1 となっている。

そして、試作機の各部品の構造および組立順番を図 5-26 に示す。ただし、見やしいため、この図に回転子の構造が含まれていない。同じモータケース内、2 ユニット BelM の固定子が焼き嵌めとの加工手法で圧入する。そして、試作機が運転しない状態において、回転子を支えるため、タッチダウンベアリング取り付け台が設定されている。回転子の振れ回り量を $150\mu\text{m}$ と設定する。そのため、タッチダウンベアリングを NSK（日本精工株式会社）製の 6805ZZ を使用している[39]。

また、モータケースに幅 5 mm 深さ 17 mm のフィンを掘る構造に設計している。これらのフィン構造を用いて、モータケースの両サイドからファンで強制風冷をかける。そして、モータケース内の空気が流れにくいいため、ケース内に貯まった発熱によって、固定子および回転子の温度上昇が激しくなっている。その対策として、固定子ケースに管用ねじ穴を開けて、冷却空気をパイプから、モータケース内に流す。冷却空気をケースの真ん中の管用ねじ穴から流入し、ギャップ内をとおして、両端の 9 つの巻線位置と平行となる貫通穴から流出する。この冷却方法で、モータギャップ内（回転子表面）、および、巻線の銅損によって発熱を冷却可能である。そして、モータケースの上部に 35 mm の円形の貫通穴を開ける。それは、試作機の温度特性を監視するための熱電対通過用穴である。実機の各ユニットにおいて、モータケース表面、および、巻線の 3 箇所を併せて 8 箇所の温度特性を監視し、その内の最大温度を用いて、設計した試作機の温度特性を評価する。次に、モータケースの両端に各 2 箇所の四角形の貫通穴を開けて、軸支持側と電動機側の 4 つの巻線の吐出口を設置している。

次に、試作機の断面図を図 5-27 に示す。モータケース内において、各 BelM ユニットの巻線コイルエンドが 15 mm 以下と設計した。各部品の間 10 mm を離れるように設計している。そして、モータ電流によって発生するノイズの影響を避けるため、変位センサおよびロータリーエンコーダがモータ外に設置されている。変位センサとして、株式会社電子応用製の PU-05 を使用する予定である[40]。PU-05 の測定範囲は 0~2 mm であり、最大振れ回り量

の $150\text{ }\mu\text{m}$ に対して、十分の余裕を持っている。また、エンコーダとして、回転子の固有振動数になるべく大きくするため、密度の低い材料を使用する必要がある。そこで、エンコーダディスクおよびエンコーダ取り付け具を超々ジュラルミンとの強度が高いと密度が低い材料を使用する。エンコーダの様々な穴がフォトセンサを通過することで、コントローラーに ABZ 相の角度信号を入力する。Pe-Expert4 は ABZ 相信号を用いて回転速度の算出が可能である。今後、試作機を加工し、試作機を用いて実負荷試験で、設計した BelM の性能評価を行う予定である。

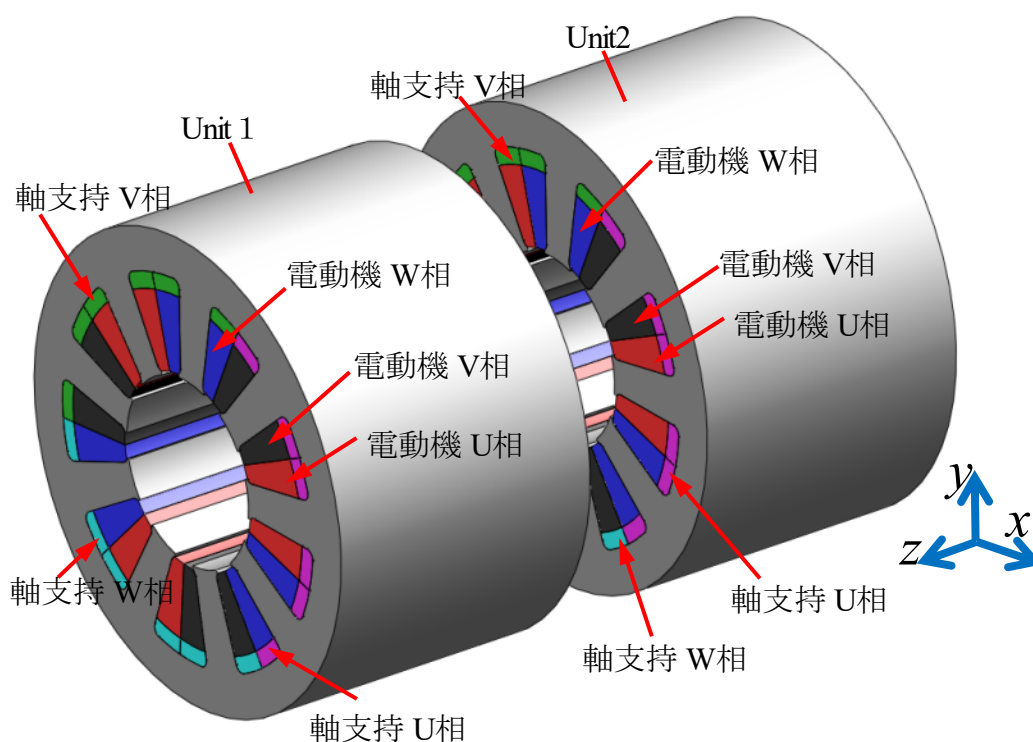


図 5-25 設計した試作機の巻線配置

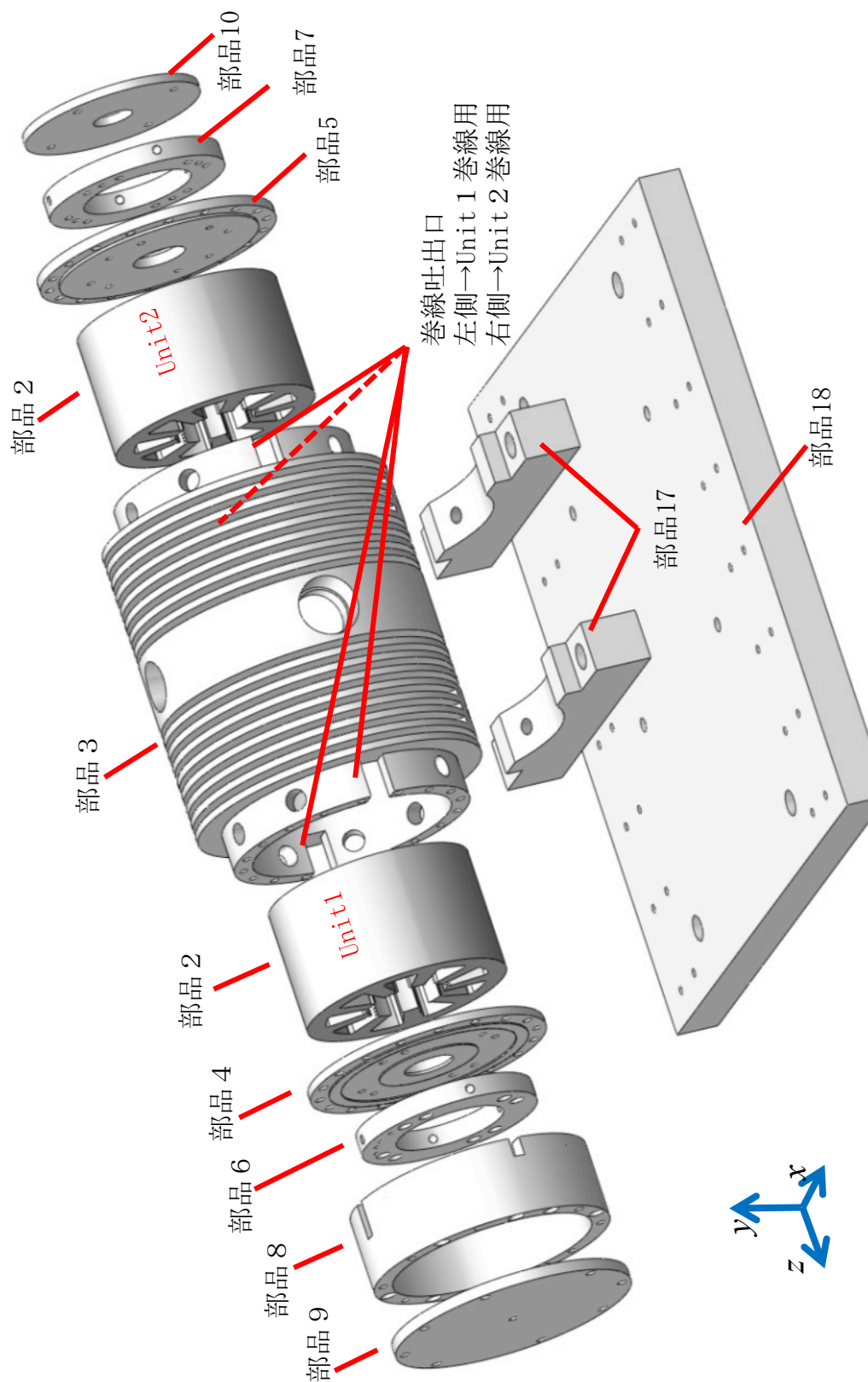


図 5-26 設計した試作機の構造（回転子除外）

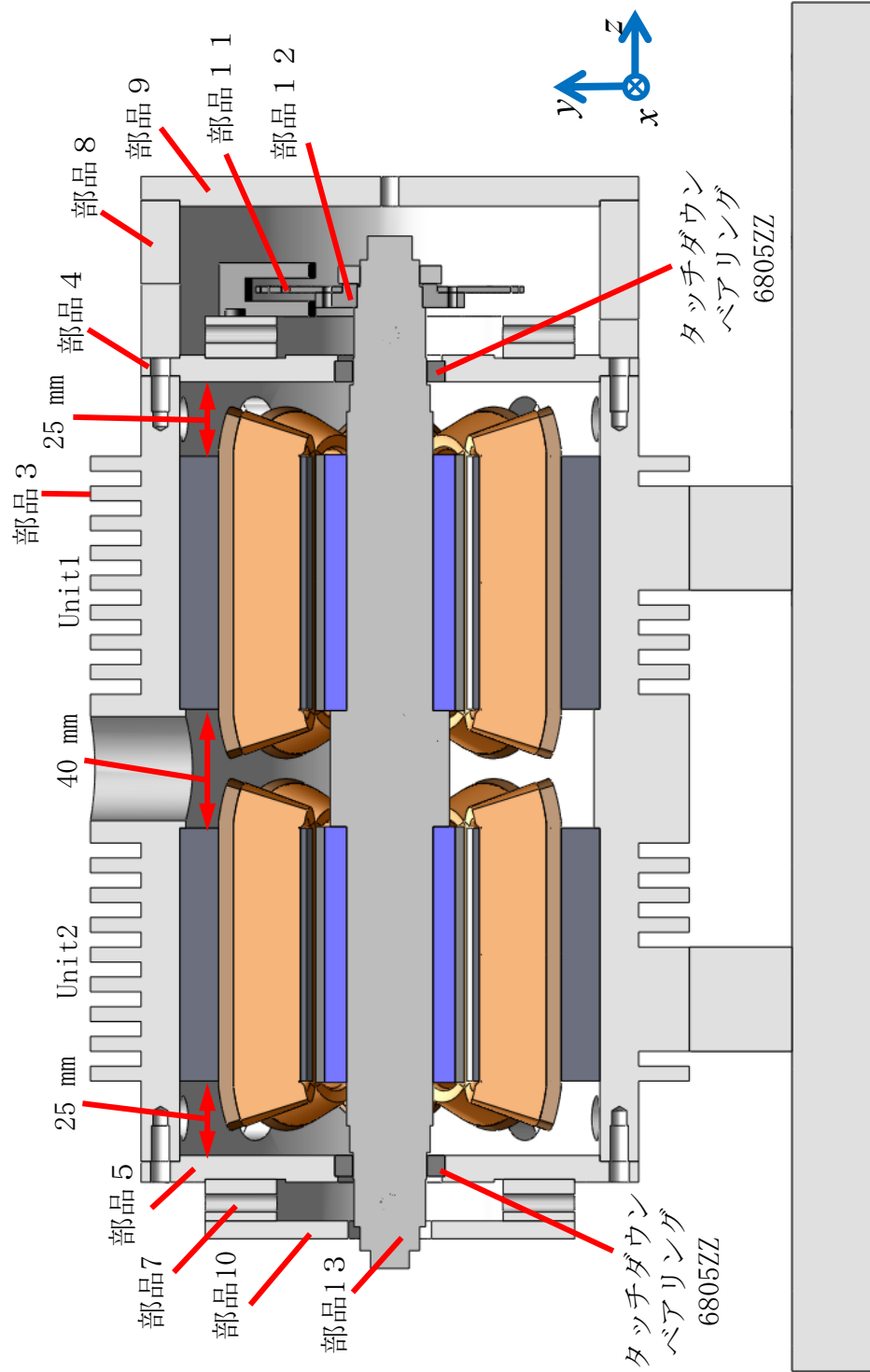


図 5-27 設計した試作機全体の断面図

第 6 章 45,000 rpm, 70 kW(22 kW/L)達成可能なベアリングレスモータの低コスト化に関する研究

6.1 研究背景

第 5 章に述べたように、高速大容量モータがターボ圧縮機等に広く用いられている[1-2]。高速ベアリングレスモータでは、非接触で高速浮上回転のため、負荷試験を行うために試作機を負荷となる発電機などの別の電気機器にカップリングを介して接続することは困難を伴う。そこで、高速回転において、負荷試験を行うため、図 6-1 に示したような 2 つの BelM ユニットのタンデムに接続する構造が必要となる。しかし、高速回転において、危険速度を向上させるため、BelM の軸長が固有振動数に限られる。そのため、分布巻固定子を用いた場合、コストが高いに加えて、コイルエンドが大きく、モータの大型化や軸長が長くなることで、危険速度の低下などの欠点がある。

しかし、図 6-2 の上図に示したように、第 5 章で提案した SPM 型回転子を使用する場合、高速回転下の磁石飛散を防止するため、永久磁石の外側に保護リングとなる CFRP を巻く必要がある。そのため、回転子の製造コストが非常に高くなる。その一方、実用化するため、低コストで製造可能な高速大容量ベアリングレスモータを開発する必要がある。そこで、図 6-2 の下図に示したように永久磁石埋め込み型 (BPM) 回転子構造が提案された。

BPM 構造では、永久磁石が高張力電磁鋼板の内側に埋め込みすることで永久磁石の飛散を防止することが可能である。SPM 構造に比べて、BPM 構造は CFRP 不使用であるため、コストダウンが図る。さらに、高速ベアリングレスモータの問題点である永久磁石で発生する渦電流損失の抑制もでき、低コスト化・低損失化を両立可能な構造であると考えられる。

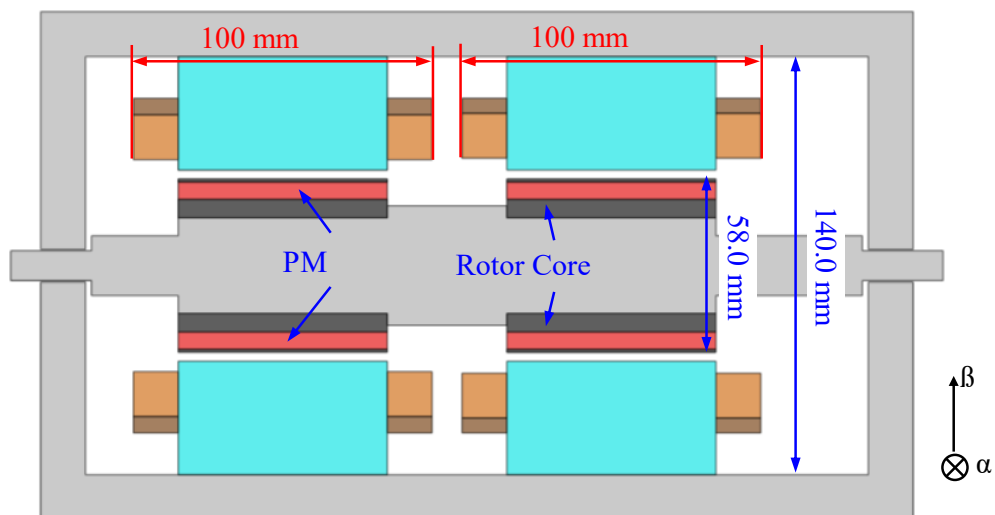


図 6 - 1 高速大容量 BelM の断面図

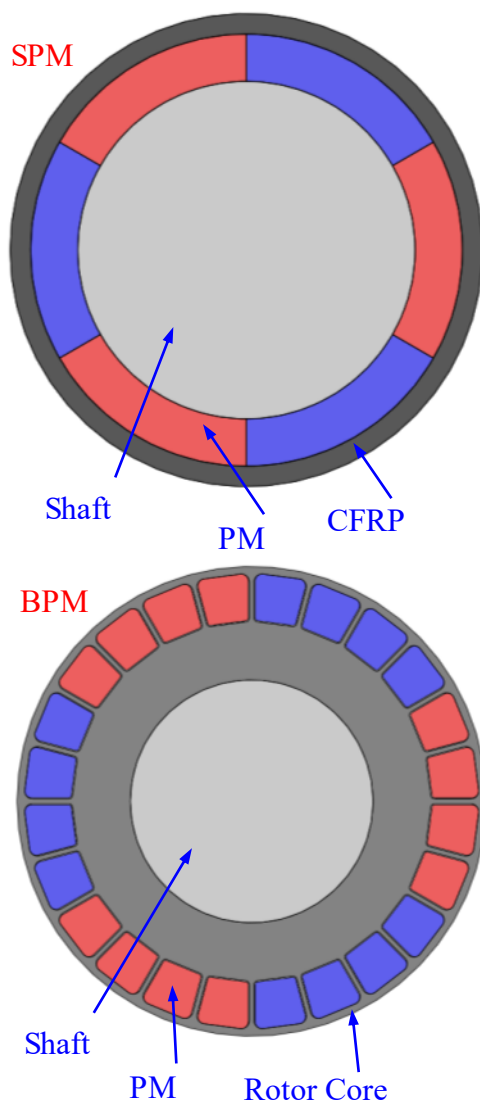


図 6 - 2 SPM 型と BPM 型回転子の構造

そこで、本研究の目的は、表 6-1 に示すように定格回転速度 45,000 r/min, 定格出力 35 kW, 定格軸支持力 160N 達成可能なターボ圧縮機用 6 極電動機巻線・8 極軸支持巻線構造を持つ集中巻 BPM 型ベアリングレスモータの低コスト化に関する研究である。危険速度に限られたため、1 BelM ユニットあたりの軸長が 100mm 以下である。そして、回転子の発熱を抑制するため、回転子の目標損失密度が 600 W/L 以下である。

表 6-1 目標仕様

Rotation speed	45,000 r/min
Torque	7.42 Nm
Rated Output / Unit	35.0 kW
Suspension force / Unit	160 N
Stator outer diameter	≤ 140 mm
Shaft length per unit	≤ 100 mm
Loss density at rotor	≤ 600 W/L
Suspension force fluctuation angle	$\leq (\pm 5.5 \text{ deg})$
Power factor	0.9

また、BelM は電動機巻線と軸支持巻線が一つの固定子の内側と外側に巻いているため、図 6-3 に示すように電動機巻線と軸支持巻線の干渉により、負荷時において本来の軸支持力の垂直方向に軸支持力も発生する。実験においてこの干渉項の係数を測定し、制御上に非干渉化ができ、その垂直方向に発生する軸支持力をキャンセルすることができる。しかし、この干渉軸支持力と同時に、回転子と固定子の構造により、 $\Delta\delta$ との角度で軸支持力のブレも発生している。実験において、この軸支持力のブレをキャンセルするのが非常に困難である。そこで、安定な浮上回転を実現するため、BelM の設計上、定格軸支持力のブレが ± 5.5 deg 以下でなければならない。

そして、モータ単体だけでなく、インバータの利用率を高めて、システム全体の低コスト化を実現するため、提案 BelM の目標力率を 0.9 以上とする。

また、汎用ターボ圧縮機の動作ポイントを考慮した上、実際の運転状況に近い状況を再現するために、本研究で提案された BelM の評価ポイントが表 6-2 に示す。

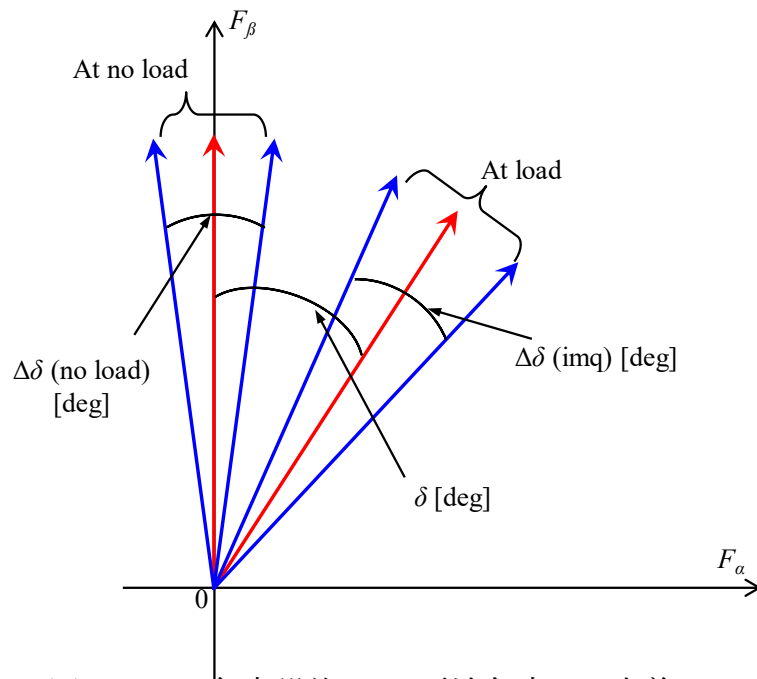


図 6-3 角度誤差 $\Delta\delta$ と干渉角度 δ の定義

表 6-2 二つの解析条件

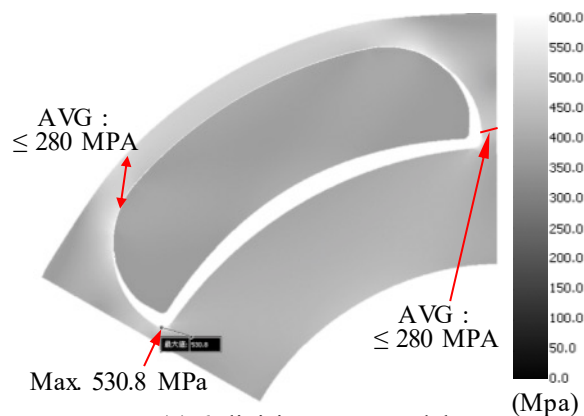
Evaluation point	Suspension Force	Torque
1	50%	100%
2	100%	50%

6.2 提案構造と解析結果

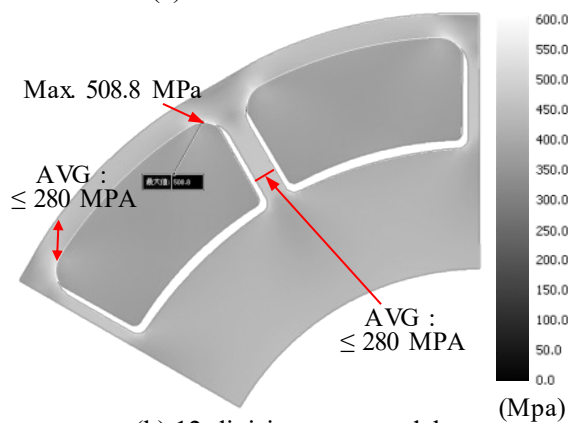
6.2.1 回転子の応力解析結果

定格回転数 45,000 r/min との高速回転において、回転子コアにかかる応力が大きいため、十分な安全率を保つ回転子構造を設計する必要がある。そして、第 5 章の結果によって、高速大容量 BelM の回転子損失の抑制、および、軸支持力のブレの抑制が非常に困難であるため、本研究では、6 極の磁石構造を円周方向に 6 分割、12 分割、18 分割、24 分割し、この 4 つの構造における高速大容量 BelM の特性を解析する。ただし、4 つの構造を比較するため、回転子外形と磁石の半径方向の厚みを一致させる。回転子コアの材料は高張力電磁鋼板 35HXT780T (NIPPON STEEL CORP.)が使用される。

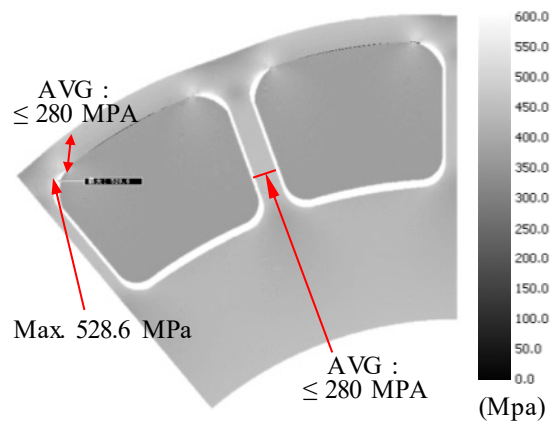
4 つの回転子モデルにおける応力解析結果を図 6-4 に示す。応力解析の解析条件として、定格回転速度の 110% の 49,500 r/min と設定し、過速度に対して十分な余裕を持つと考えられる。金属疲労を考慮した上、回転子コアのリブ平均応力およびブリッジ平均応力の安全率を 3 以上（平均応力 280 MPa 以下）、ブリッジ集中応力を 1.2 以上（最大集中応力 550 MPa 以下）との応力解析の評価指標を設定する。すべての提案モデルにおいて、上記の指標を達成可能であることを確認できた。



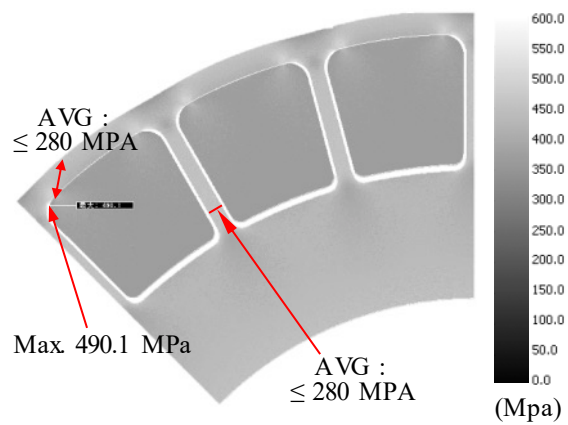
(a) 6-division rotor model



(b) 12-division rotor model



(c) 18-division rotor model



(d) 24-division rotor model

図 6 - 4 回転子の応力解析結果

6.2.2 4つの比較モデルの解析結果（ギャップ長 1.0 mm）

この4つの回転子モデルを用いて目標軸出力・軸支持力達成可能な BelM モデルを設計し、解析を行う。設計した解析モデルは図6-5に示す。6極電動機巻線と8極軸支持巻線を同じ9スロット固定子の内側と外側に巻いている。比較のため、4つの解析モデルのギャップ長を 1.0 mm に同一させる。すべての磁石の着磁パターンをパラレル異方性と設定し、着磁方向がその磁石半径方向における中心線との並行方向である。ただし、すべてのモデルにおいて、Fig.3 に示す垂直上向き方向の軸支持力 F_β を発生するように正弦波の軸支持電流を設定している。

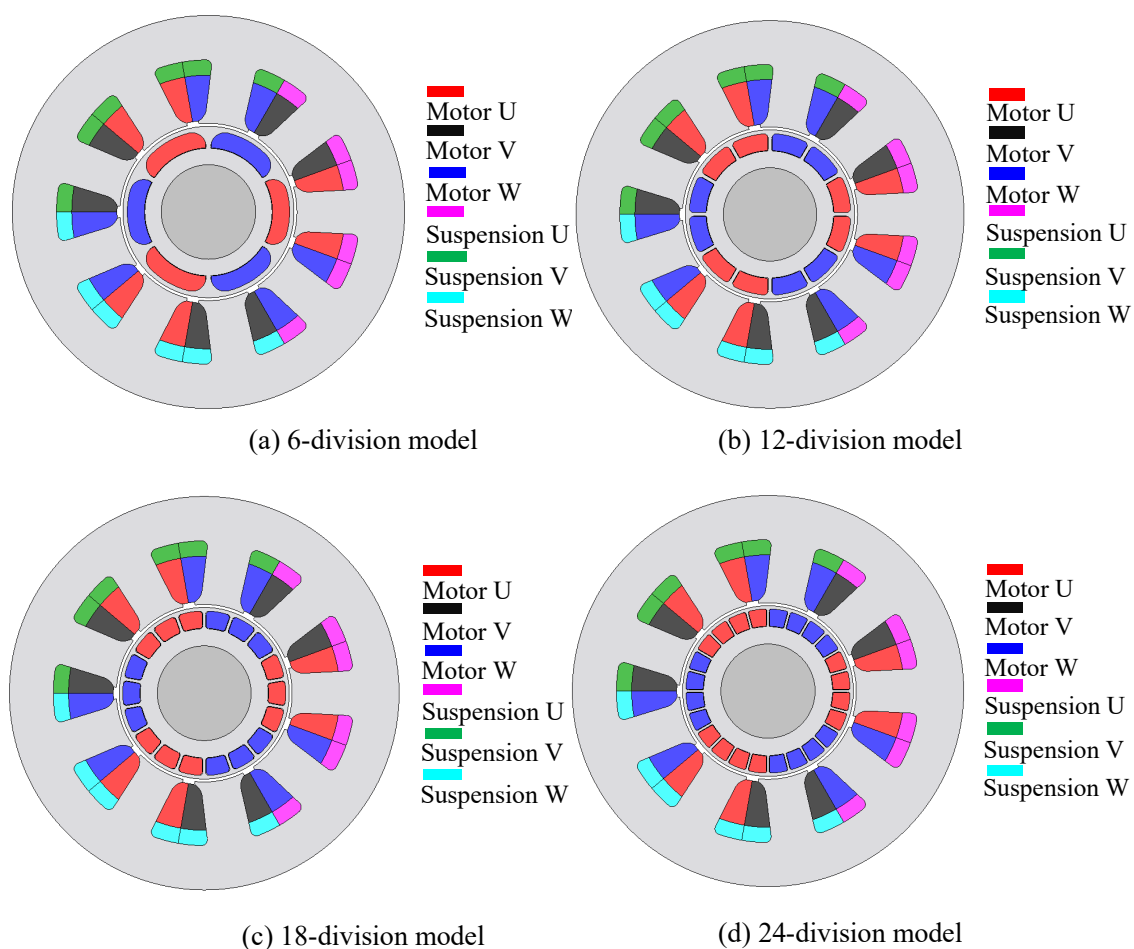


図6-5 4つの回転子構造を持つ BelM 解析モデル

図 6-6 は 4 つの比較モデルの軸支持力とトルクの解析結果を示す。すべてのモデルでは、定格回転数 45,000 rpm において、目標トルクと目標軸支持力を達成可能とすることがわかる。ただし、本稿で示すトルクの解析結果がすべて鉄損と風損を考慮した結果である。風損理論計算値が文献 [15] に紹介された計算方法を用いて計算した値を使用する。

図 6-7 は 4 つの比較モデルのトルクリプル率と軸支持力のブレの $\Delta\delta$ を示す。磁石を分割することによって、1 極あたりに設置される数枚の磁石の間、磁束の変化が発生するため、トルクのリップ率と軸支持力のブレが多少大きくなる。すべてのモデルの軸支持力のリップが目標値を上回ることがわかる。

図 6-8 は 2 つの評価ポイントにおいて、4 つの比較モデルの回転子損失密度を示す。磁石を分割することによって、磁石内に発生する渦電流の経路が狭くなるため、渦電流の大きさを抑制でき、回転子の損失が著しく抑制できる。6 分割モデルと 24 分割モデルの評価ポイントの半分以下に下げることがわかる。しかし、第 1 章に説明したように、回転子の損失密度が 600 W/L 以上であれば、強制空冷で回転子を冷却することが困難である。

以上の問題点を解決するため、回転子の損失密度の最も低い 24 分割モデルを用いて、エアギャップを 1.0 mm から 3.0 mm に広げるとの方法が提案される。回転子と固定子の間の磁気ギャップを長くすることで、空間高調波を抑制し、回転子に発生する鉄損の低減、及び、軸支持力のブレの低減を図る。詳細の解析結果は次節で説明する。

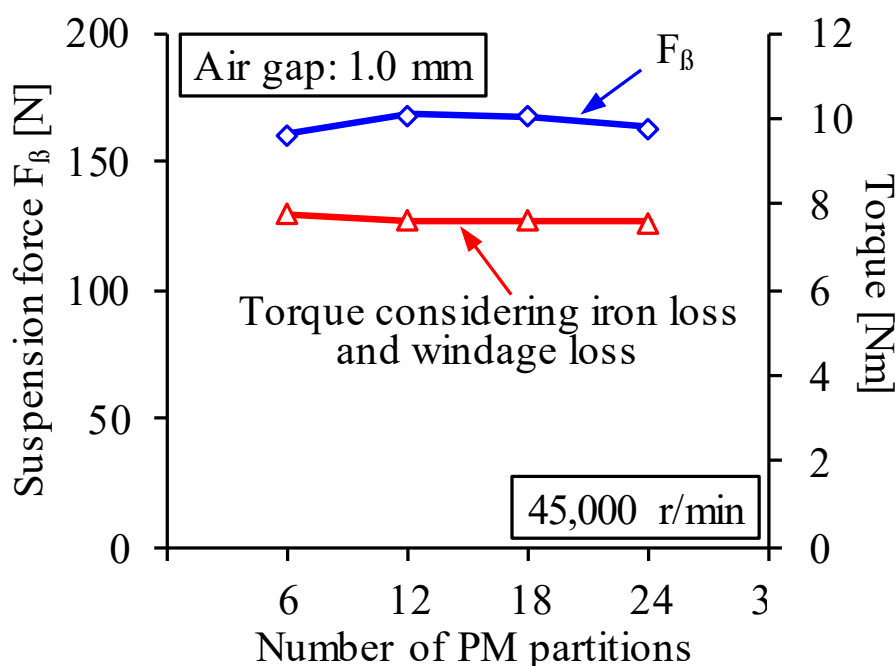


図 6-6 45,000 rpm における軸支持力とトルクの解析結果

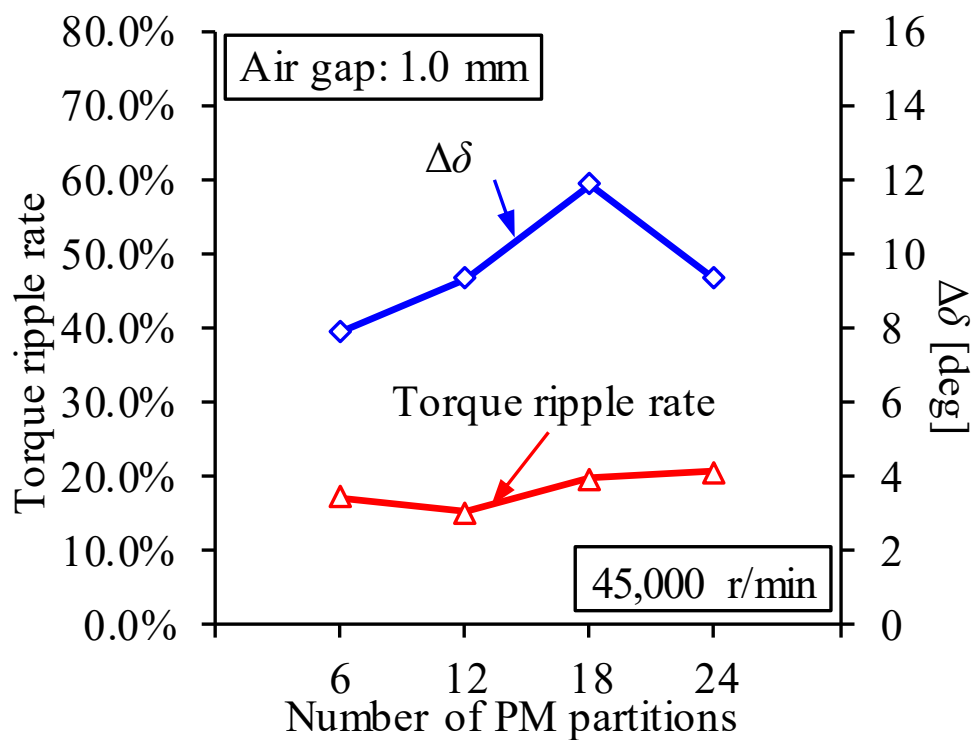


図 6-7 45,000rpm におけるトルクリプル率と $\Delta\delta$ の解析結果

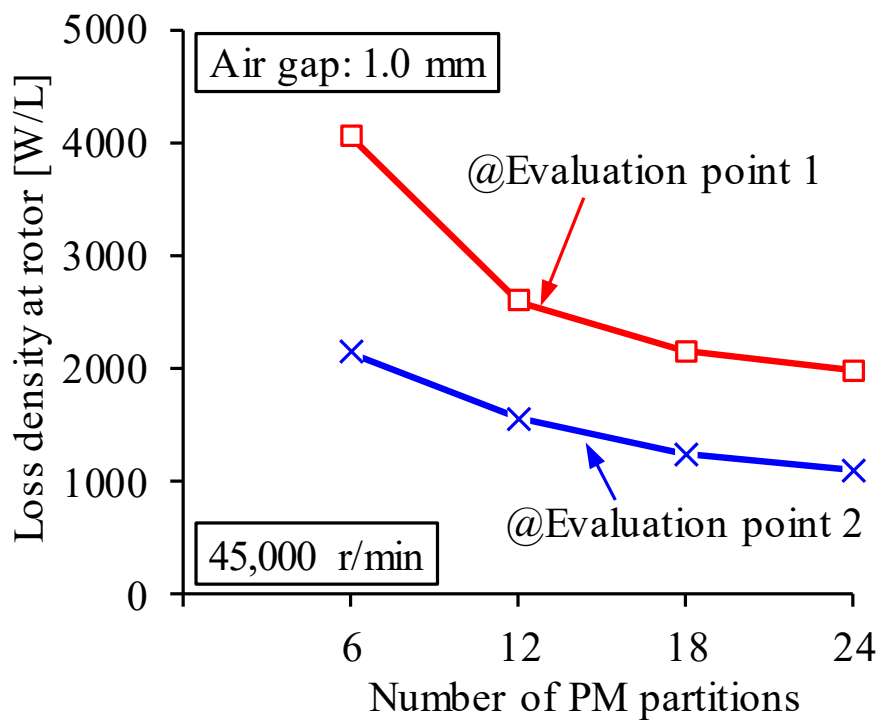


図 6-8 45,000 rpm における回転子損失密度の解析結果

6.2.3 ギャップ長 1.0 mm~3.0 mm モデルの解析結果

図 6-5 に示した 24 分割モデルに基づいて、BelM のエアギャップ長を 1.0 mm から 3.0 mm まで 0.5 mm 刻みで広げて解析を行った。ただし、比較のため、回転子形状は変更しない。

図 6-9 はエアギャップ長に対して、軸支持力およびトルクの解析結果を示す。すべてのモデルにおいて、目標軸支持力・目標トルクを達成できるように解析の電流条件を設定した。

図 6-10 はエアギャップ長に対して、トルクリプル率と軸支持力のブレの解析結果を示す。エアギャップ長を広げることによって、トルクリプルと軸支持力のブレを抑制できることがわかる。しかし、最も軸支持力のブレが小さいエアギャップ長が 3.0 mm のモデルでも目標値の $\pm 5.5 \text{ deg}$ を上回っている。エアギャップ長を 3.0 mm 以上広げると、目標軸支持力・目標トルクを達成するため、巻線量を増加することによって、固定子損失密度が高くなることと、力率が目標の 0.9 を下回ることであるため、本稿ではギャップ長が 3.0 mm 以上の解析結果を省略する。

図 6-11 は 2 つの評価ポイントにおいて、エアギャップ長に対して、回転子の損失密度の解析結果を示す。エアギャップを広げることによって、ギャップ内の空間高調波が抑制できるため、回転子の損失密度の抑制に非常に有効である。エアギャップ長の 1.0 mm, 3.0 mm のモデルを比較すると、回転子損失密度が 39% に抑制できたことが分かる。エアギャップ長 3.0 mm のモデルでは、評価ポイント 1 での回転子損失密度が 766.6 W/L である。

しかし、最も回転子損失密度の低くなるエアギャップ 3.0 mm モデルの回転子損失密度でも目標回転子損失密度 600 W/L の 1.3 倍である。そのため、図 6-11 に示す無負荷回転子損失密度と比較すると、無負荷（電動機電流ゼロ・軸支持電流ゼロ）の状態では、回転子損失密度が非常に低い。そのため、電動機電流と軸支持電流の大きさが回転子損失密度に支配的な要素であることが分かる。

そこで、次節は電動機電流と軸支持電流を抑制可能な回転子構造について検討する。

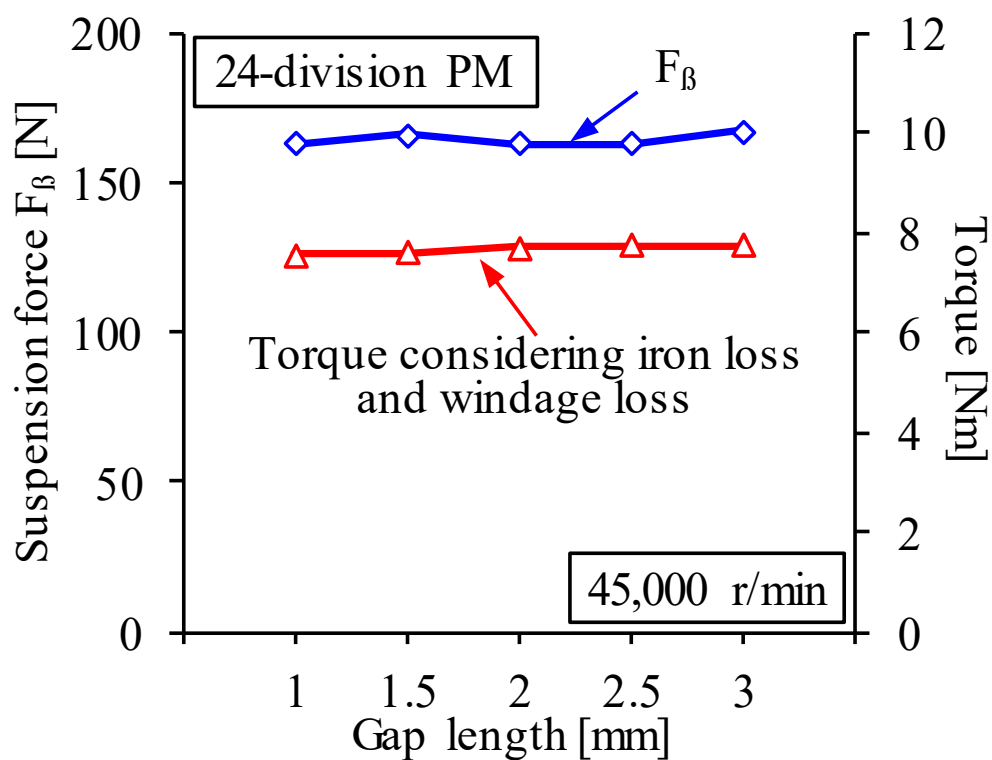


図 6-9 45,000 rpm における軸支持力とトルクの解析結果

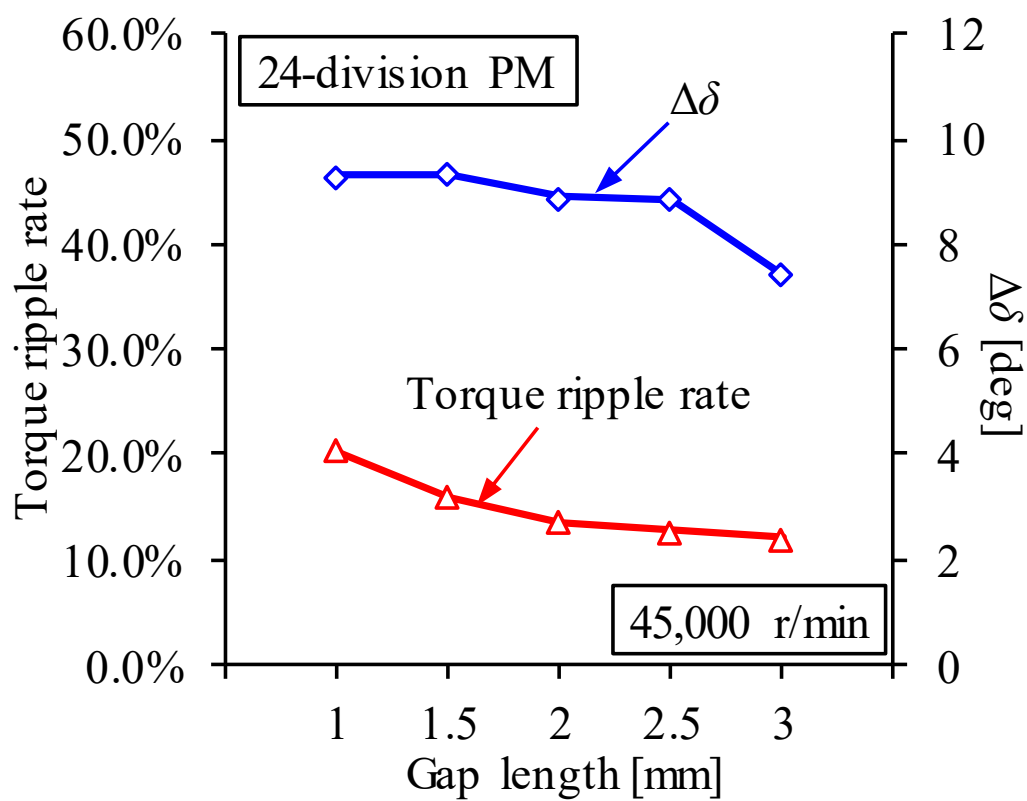


図 6-10 45,000rpm におけるトルクリプル率と $\Delta\delta$ の解析結果

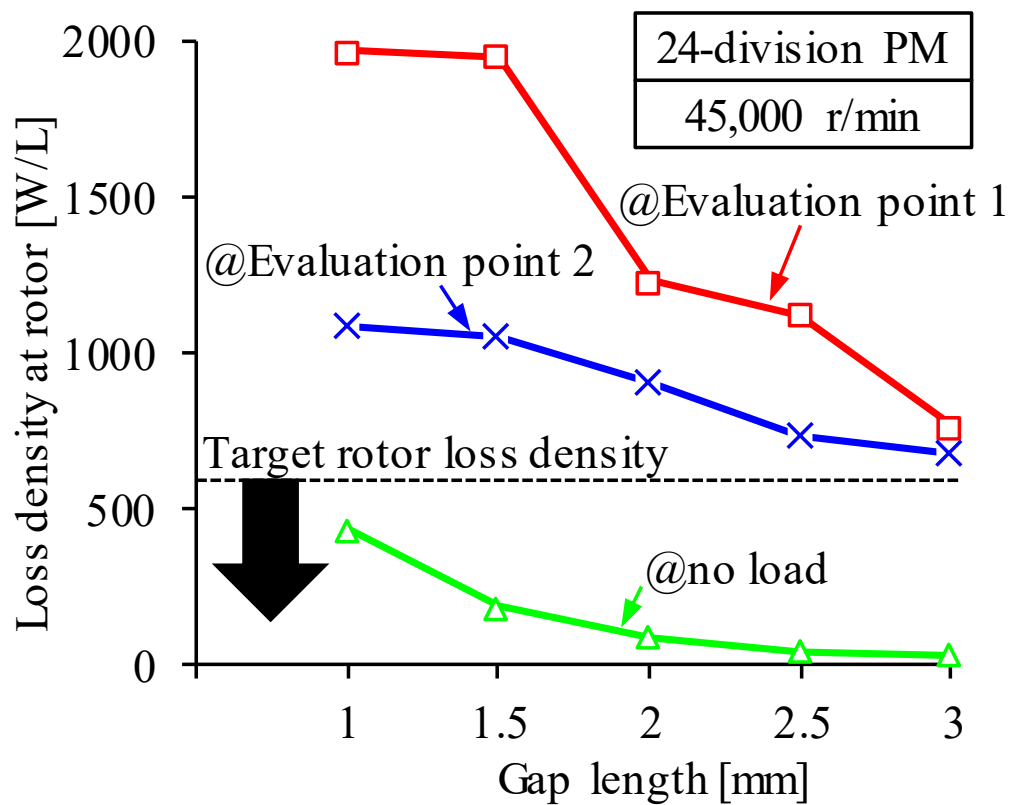


図 6-11 45,000 rpm における回転子損失密度の解析結果

6.2.4 着磁方向を変更したモデルの解析結果

前述の解析結果はすべて磁石の着磁方向が半径方向を並行させた方向と設定したが、本節では、着磁方向を変化させ、解析を実施した。ただし、エアギャップ 3.0 mm のモデルに基づいて比較モデルを設計した。

まず、着磁方向の定義を図 6-12 に示す。各極に設置している 4 枚の磁石の中心の 2 枚の着磁方向は変更しない。そして、両側の磁石の着磁方向が中心線との間の角度を $\Delta\gamma$ と極の中心に集中するように変化させる。ただし、両側の磁石の着磁方向が極の中心線に対して対称である。従来の IPM では、着磁方向を変更しても、実際にギャップ内の磁束密度の変化が起きないと思われるが、BPM 構造であれば、着磁方向を中心に集中させると、ギャップ内の磁束密度がさらに強めることができると思われる。着磁方向の角度 $\Delta\gamma$ が 0 deg と 52.5 deg の例をあげて説明する。

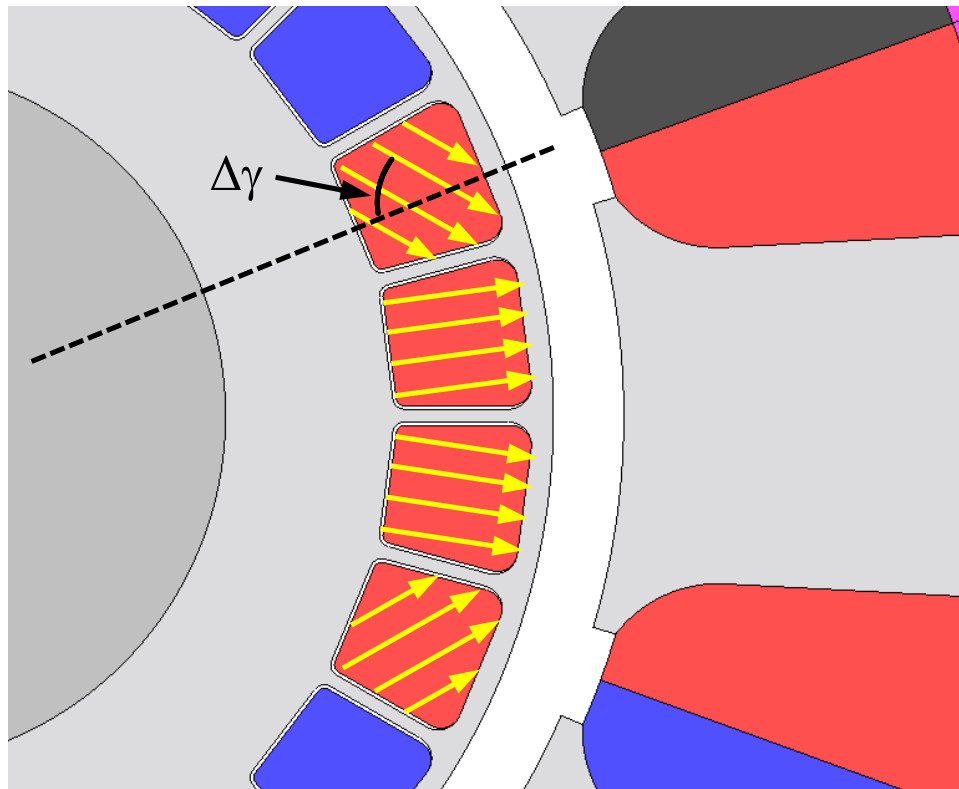


図 6-12 着磁方向 $\Delta\gamma$ の定義

図 6-13 と図 6-14 は、それぞれ着磁方向の角度 $\Delta\gamma$ が 0 deg と 52.5 deg の場合のギャップ内の磁束密度を示す。両側の磁石の磁束が中心に集中させたため、 52.5 deg の場合、基本波の振幅が 0 deg の場合に比べて 15%大きくなる。さらに、ギャップ内の磁束の歪みが 0.1%小さくなる。

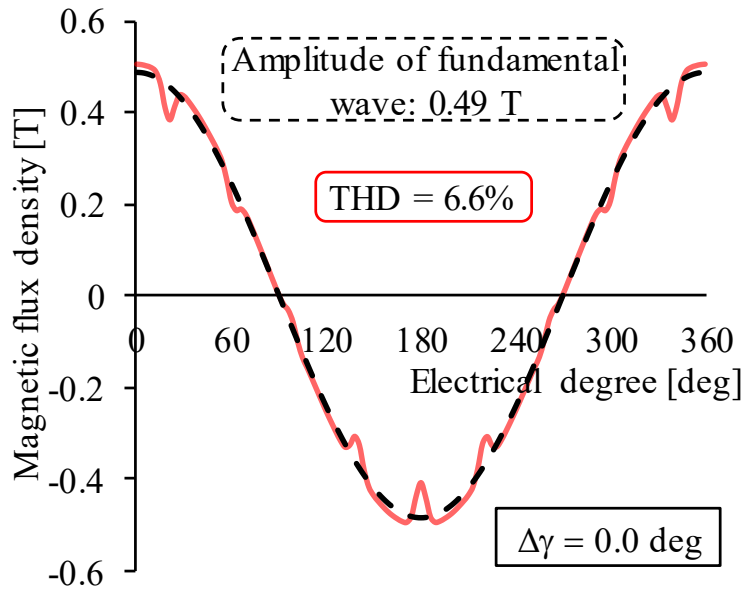


図 6-13 エアギャップ内の磁束密度($\Delta\gamma = 0.0\text{ deg}$) (a) 6-division rotor model

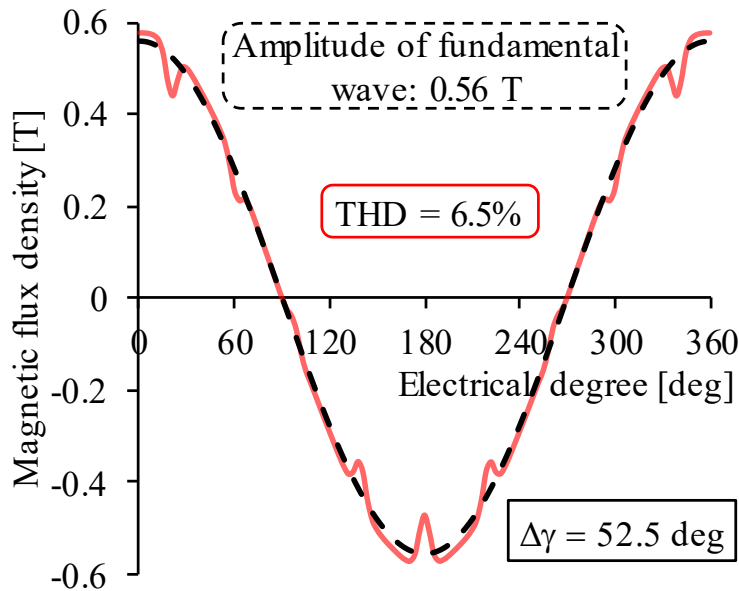


図 6-14 エアギャップ内の磁束密度($\Delta\gamma = 52.5\text{ deg}$)

以上の結果によって、着磁方向を極の中心に集中させることで、軸支持電流・電動機電流の抑制ができ、軸支持力のリブと回転子の損失密度の抑制に有効であると考えられる。それを検証するため、着磁方向の角度 $\Delta\gamma$ が 0 deg から 82.5 deg まで変化させ、解析を行った。ただし、すべてのモデルの巻線構造が同じであり、軸支持電流密度・電動機電流密度を変化させ、目標軸支持力と目標トルクを発生できるように、電流値を設定する。

図 6-15 は $\Delta\gamma$ に対して、軸支持力とトルクの解析結果を示す。結果を比較するため、すべての比較モデルを軸支持力・トルクを目標値以上であり、軸支持力・トルクの大きさがほぼ一致である。

図 6-16 は $\Delta\gamma$ に対して、軸支持電流密度と電動機電流の解析結果を示す。前述のように、両側の磁石の着磁方向を中心に集中させると、ギャップ内における磁束密度の基本波振幅が大きくなるため、同じ軸支持力・トルクを発生するには、 $\Delta\gamma$ が大きくなると、必要軸支持電流・電動機電流が小さくなる。そのピーク値は $\Delta\gamma$ が 37.5 deg と 52.5 deg の間である。そして、52.5 deg 以上となると、またギャップ内磁束密度が弱くなり、必要電流密度が大きくなる。

図 6-17 は $\Delta\gamma$ に対して、トルクリプル率と軸支持力のブレの解析結果を示す。 $\Delta\gamma$ が 52.5 deg において、トルクリプル率が最も低く、3.1% と非常に小さい。そして、軸支持力のブレが $\Delta\gamma$ の増大に伴い小さくなる。 $\Delta\gamma$ が 52.5 deg 以上となると、目標値の $\pm 5.5\text{deg}$ に比べて小さい。

図 6-18 は $\Delta\gamma$ に対して、回転子の損失密度の解析結果を示す。最も回転子損失が高い評価ポイント 1 において、 $\Delta\gamma$ が 37.5 deg から 52.5 deg の間であれば、目標損失密度の 600 W/L を下回る。

以上の解析結果をまとめると、 $\Delta\gamma$ が 52.5 deg の場合、すべての目標仕様を満たすことが分かる。そのため、このモデルを用いて、詳細な解析を行い、提案された BelM の特性を解析する。詳細な解析結果は次章で説明する。

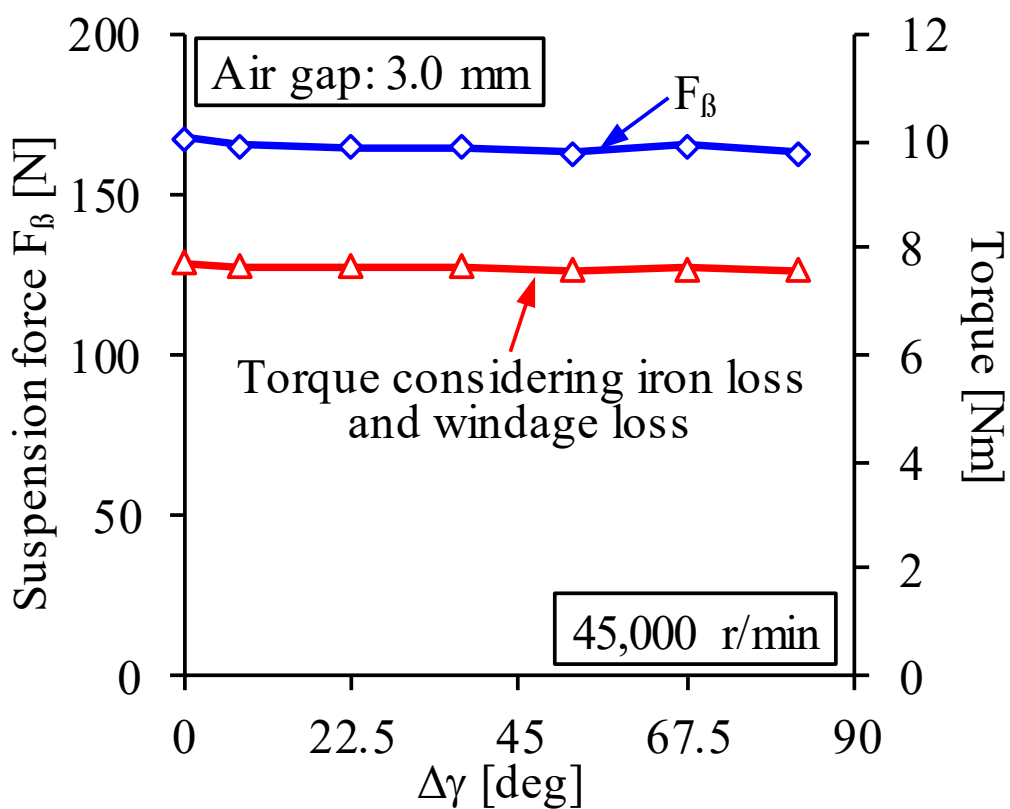


図 6-15 45,000 rpm における軸支持力とトルクの解析結果

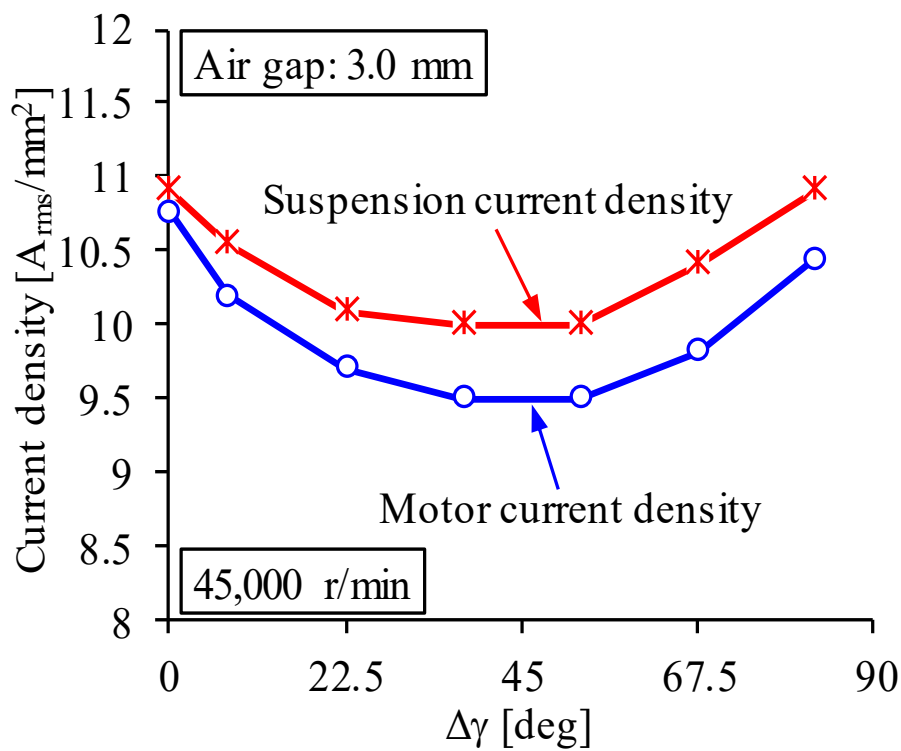


図 6-16 $\Delta\delta$ に対して軸支持電流密度と電動機電流密度の変化 (45,000 rpm)

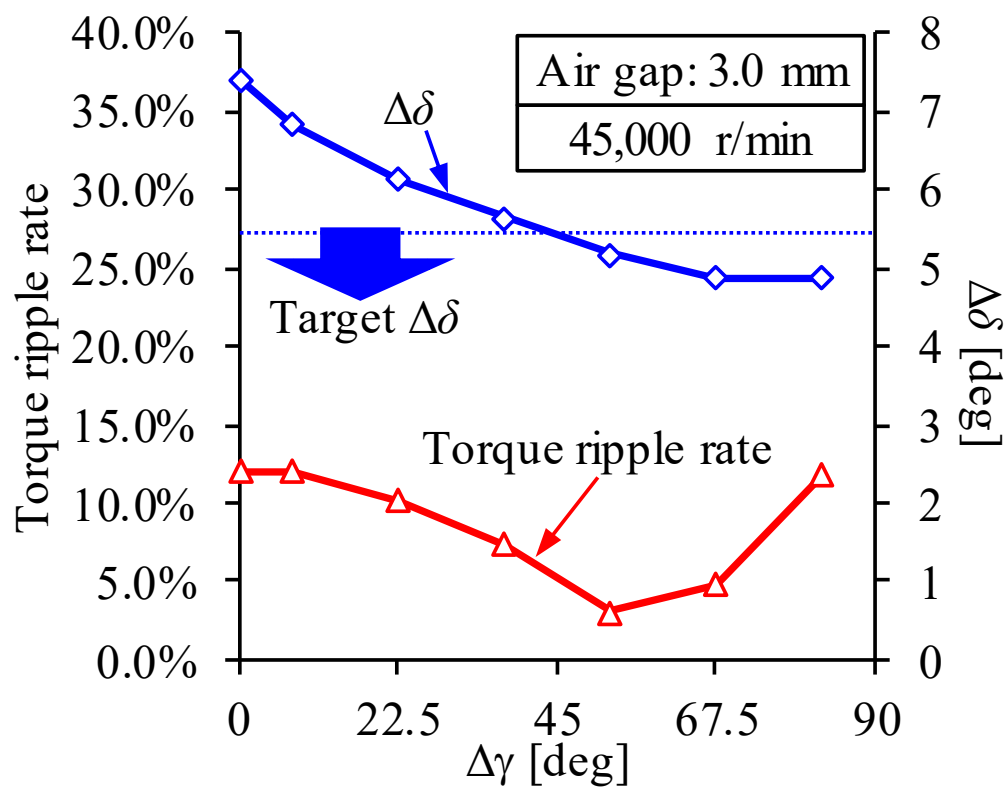


図 6-17 45,000rpm におけるトルクリプル率と $\Delta\delta$ の解析結果

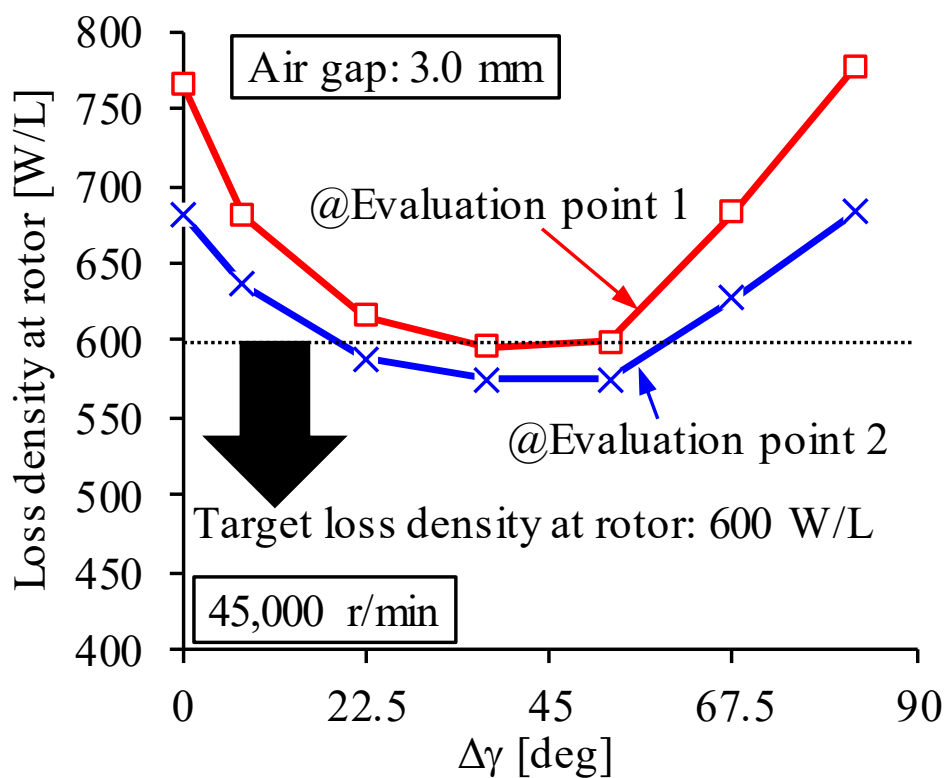


図 6-18 45,000 rpm における回転子損失密度の解析結果

6.3 提案モデルの解析結果

図 6-19 は提案モデルの 1 機械回転周期における軸支持力と軸支持力のブレの波形を示す。定格電流通電時、定格軸支持力 163.1 N を発生可能である。そして、軸支持力のブレが ± 5.2 deg であり、目標を達成可能である。提案された BelM がすべての運転領域において、安定な浮上回転を実現可能と考えられる。

図 6-20 は定格回転数 45,000 r/min において、定格電動機電流通電時のトルクの解析結果を示す。トルクのリプルが非常に小さい。そして、定格トルクが 7.5 Nm であり、定格軸出力が 35.1 kW である。2 つの BelM ユニットを同時に定格電動機電流通電時において、全体 70.2 kW の軸出力を発生可能である。

図 6-21 は評価ポイント 1 における提案された BelM の磁束密度分布である。固定子が飽和していないことを確認できる。

また、2 つの評価ポイントにおける解析結果を表 6-3 にまとめる。定格電動機電流密度が $9.5 \text{ A}_{\text{rms}}/\text{mm}^2$ であり、定格軸支持電流密度が $10.0 \text{ A}_{\text{rms}}/\text{mm}^2$ である。最大回転子損失密度が 598.8 W/L である。2 つの評価ポイントの解析結果とも力率が 0.9 以上である。定格回転数 45,000 r/min, 定格軸出力 35.1 kW において、提案 BelM の総合効率が 97.7% との高効率を達成した。

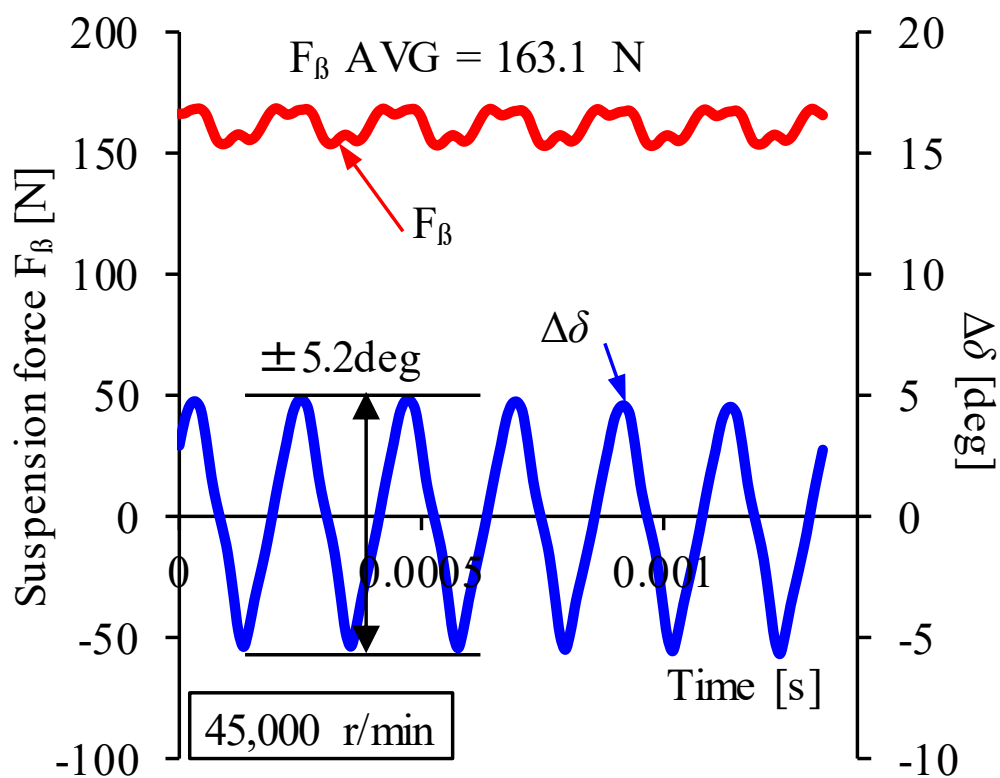


図 6-19 45,000 rpm における軸支持力 F_β と角度誤差 $\Delta\delta$ の解析結果

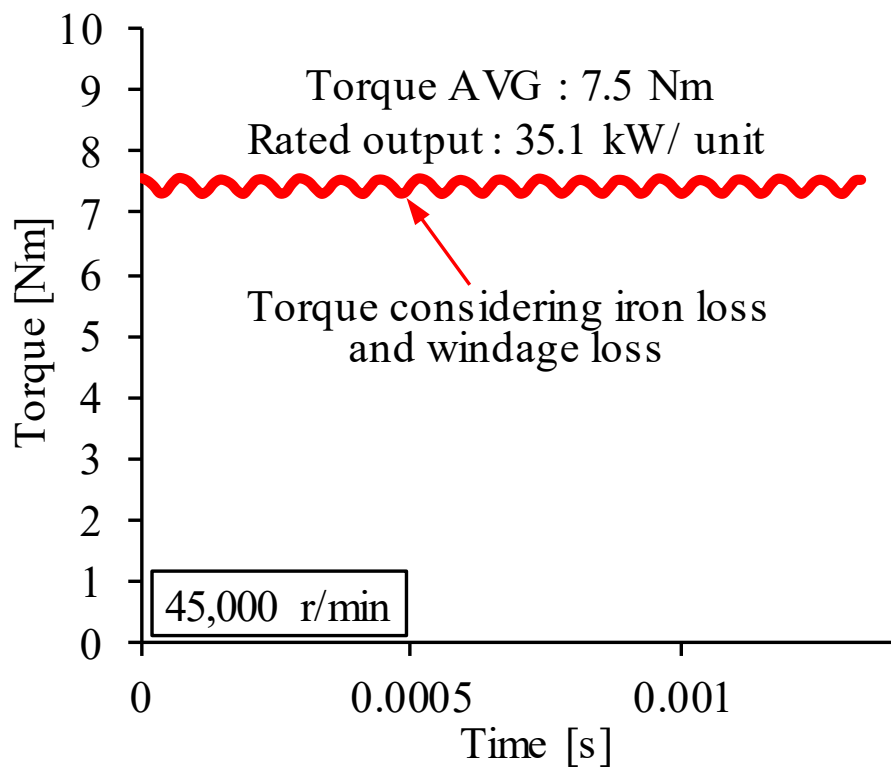


図 6-20 45,000 rpm におけるトルク解析結果の波形

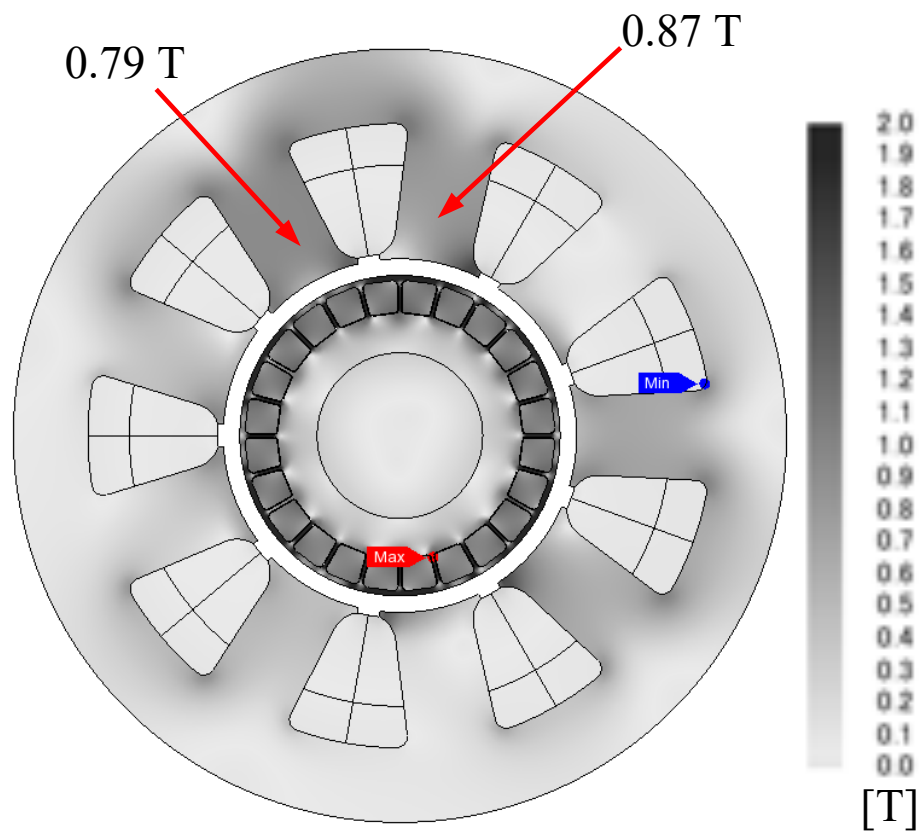


図 6-21 評価ポイント 1 における BelM の磁束密度分布

表 6 - 3 二つの評価ポイントにおける解析結果

Evaluation point	1	2
Motor current density	9.5 A _{rms} /mm ²	4.75 A _{rms} /mm ²
Suspension current density	5.0 A _{rms} /mm ²	10.0 A _{rms} /mm ²
Torque	7.5 Nm	3.7 Nm
Output	35.1 kW	17.2 kW
Iron loss at stator	378.7 W	341.8 W
Iron loss at rotor	110.7 W	106.4 W
Suspension Force	81.4 N	163.1 N
$\Delta\delta$	± 4.6 deg	± 5.2 deg
Loss density at rotor	598.8 W/L	575.0 W/L
Power factor	0.90	0.97
Total efficiency	97.7 %	96.2 %

第7章 結論

7.1 本論文のまとめ

まず、超高速・小容量 BelM について、本研究では、定格回転速度 100,000 rpm, 1 ユニットあたり 1.70 kW の定格出力を達成可能な超高速ベアリングレスモータについて、スイッチング周波数の向上に対する運転特性の変化を明らかにした。スイッチング周波数 120 kHz の時に、軸支持電力を含めた総合効率が 94.3% の高効率を達成した。風冷環境下、7.39 kW/L の高出力密度も達成した。また、スイッチング周波数 80 kHz について、電動機システム効率が 91.0% の高効率となることを示した。

次に、高速・大容量 BelM について、目標性能を達成するために、様々な高速 BelM の構造について検討された。そして、詳細な解析結果の比較を行ない、定格回転速度 60,000 rpm, 定格出力 54.4 kW, そして、高出力密度 15.2 kW/L 達成可能な BelM を提案した。解析上、95.7% の高効率達成可能であることを示した。そして、提案モデルの実試作機の設計を行った。

また、6 極電動機・8 極軸支持集中巻線構造を持つ高速大容量 BPM 型ベアリングレスモータを提案した。そして、高速大容量集中巻 BPM 型ベアリングレスモータの問題点である回転子の損失密度が大きいことと軸支持力のブレが大きいことに対して、対策を提案した。提案構造の有効性を解析上で確認した。また、提案モデルの解析上の詳細な運転特性を明らかにした。解析上、定格回転数 45,000 r/min, 定格軸出力 35.1 kW (出力密度 22 kW/L) において、提案 BelM の総合効率が 97.7% との高効率が達成したことを検証した。

7.2 今後の展望

まず、超高速・小容量 BelM について、今回使用した SiC-MOSFET を用いた三相 PWM インバータは 400 V 系のインバータであり、その 400 V 系のインバータを DC 電圧 155 V で実験したため、インバータ効率は適切な DC 電圧駆動時に比べると低下していると考えられる。そのため、今後の課題として、超高速 BelM を 400 V 系で製作し直して、SiC-MOSFET の性能を生かし切るようにする再実験する必要があると思われる。

次に、高速・大容量 BelM について、設計した BelM の性能を実証するためには、設計した試作機の製作し、実試作機を用いて、荷重試験、負荷試験等の詳細な実験を行う必要があると思われる。

参考文献

- [1] N. Bianchi, S. Bolognani, and F. Luise, “Potentials and Limits of High-Speed PM Motors”, IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 40, No. 6, pp. 1570-1578, Nov./Dec. 2004.
- [2] J. F. Gieras and J. Saari, “Performance Calculation for a High-Speed Solid-Rotor Induction Motor”, IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol. 59, No. 6, pp. 2689-2700, Jun. 2012.
- [3] J. Dong, Y. Huang, L. Jin, and H. Lin, “Comparative Study of Surface-Mounted and Interior Permanent-Magnet Motors for High-Speed Applications”, IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Vol. 26, No. 6, pp. 1-4, Jun. 2016.
- [4] N. Uzhegov, J. Nerg, and J. Pyrhönen, “Design of 6-slot 2-pole High-Speed Permanent Magnet Synchronous Machines with Tooth-Coil Windings”, in Proc. of IEEE 2014 International Conference on Electrical Machines (ICEM 2014), Sept. 2014, pp. 2537-2542.
- [5] D. Gerada, A. Mebarki, N. L. Brown, C. Gerada, A. Cavagnino, and A. Boglietti, “High-Speed Electrical Machines: Technologies, Trends and Developments”, IEEE Transactions on Industrial Electronic, Vol. 61, No. 6, pp. 2946-2959, Jun. 2014.
- [6] D. Hong, B. Woo, J. Lee, and D. Koo, “Ultra High Speed Motor Supported by Air Foil Bearings for Air Blower Cooling Fuel Cells”, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 48, No. 2, pp. 871–874, Feb. 2012.
- [7] L. Zhao, C. Ham, L. Zheng, T. Wu, K. Sundaram, J. Kapat, and L. Chow, “A Highly Efficient 200 000 RPM Permanent Magnet Motor System”, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 43, No. 6, pp. 2528-2530, Jun. 2007.
- [8] S J Watkins, and E. Winward, “Modelling and control of an ultra-high-speed switched reluctance machine”, in Proc. of 8th IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives (PEMD 2016), Apr. 2016, pp. 1-6.
- [9] E. Severson, and N. Mohan, “Bearingless Motor System Design for Industrial Applications”, in Proc. of IEEE 2017 International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC 2017), May 2017, pp. 1-8.
- [10] T. Schneider and A. Binder, “Design and Evaluation of a 60 000 rpm Permanent Magnet

Bearingless High Speed Motor”, in Proc. of IEEE 7th International Conference on Power Electronics and Drive Systems (PEDS’07), Nov. 2007, pp. 1-8.

[11] R. P. Jastrzebski, P. Jaatinen, O. Pyrhönen, and A. Chiba, “Design of 6-slot inset PM bearingless motor for high-speed and higher than 100kW applications”, in Proc. of IEEE 2017 International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC 2017), May 2017, pp. 1-6.

[12] C. Zwyssig, M. Duerr, D. Hassler, and J.W. Kolar, “An Ultra-High-Speed, 500000 rpm, 1 kW Electrical Drive System”, in Proc. of IEEE 2007 Power Conversion Conference (PCC), Apr. 2007, pp. 1577-1583.

[13] G. Munteanu, A. Binder, T. Schneider, and B. Funieru, “No-load Tests of a 40 kW High-Speed Bearingless Permanent Magnet Synchronous Motor”, in Proc. of IEEE 2010 International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion (SPEEDAM), Jun. 2010, pp. 1460-1465.

[14] A. Chiba and T. Fukao, “The State of the Art in Developments of Bearingless Drives”, IEEE Transl. Japan, Vol. 121-D, No. 7, pp. 724-729, Jul. 2011.

[15] H. Mitterhofer, D. Andessner, and W. Amrhein, “Analytical and Experimental Loss Examination of a High Speed Bearingless Drive”, in Proc. of IEEE 2012 International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion (SPEEDAM), Jun. 2012, pp. 146-151.

[16] T. Baumgartner, R. M. Burkart, and J. W. Kolar, “Analysis and Design of a 300-W 500000-r/min Slotless Self-Bearing Permanent-Magnet Motor”, IEEE Transaction on Industrial Electronics, Vol. 61, No. 8, pp. 4326-4336, Aug. 2014.

[17] H. Mitterhofer, B. Mrak, and W. Gruber, “Comparison of High-Speed Bearingless Drive Topologies with Combined Windings”, IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 51, No. 3, pp. 2116-2122, May/Jun. 2015.

[18] T. Schneider and A. Binder, “Design and Evaluation of a 60 000 rpm Permanent Magnet Bearingless High Speed Motor,” in Proc. of IEEE 7th International Conference on Power Electronics and Drive Systems (PEDS’07), pp.1-8, 2007

- [19] G. Munteanu, A. Binder, T. Schneider, and B. Funieru, “No-load Tests of a 40 kW High-Speed Bearingless Permanent Magnet Synchronous Motor,” in Proc. of IEEE 2010 International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion (SPEEDAM2010), pp.1460-1465, 2010
- [20] Andreas Binder and Gabriel Munteanu, “Bearingless PM Motor Levitation System,” in Proc. IEEE 2012 International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS 2012), special lectures, 6 pages, 2012
- [21] G. Munteanu, A. Binder, and T. Schnerder, “Loss Measurement of a 40 kW High-Speed Bearingless PM Synchronous Motor,” in Proc. of IEEE 2011 Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE2011), pp.722-729, 2011
- [22] H. Mitterhofer, D. Andessner, and W. Amrhein, “Analytical and Experimental Loss Examination of a High Speed Bearingless Drive,” in Proc. of IEEE 2012 International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion (SPEEDAM2012), pp.146-151, 2012
- [23] 千葉明, 深尾正, 「ベアリングレスドライブの開発動向」, 電気学会論文誌解説, Vol.121-D, No.7 pp.724-729, 2001
- [24] C. Zwyssig, S. Round, and J. W. Kolar, “An UltraHigh-Speed, Low Power Electrical Drive System”, IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol.55, no.2, pp.577-585, 2008
- [25] Thomas Baumgartner, Ralph M. Burkart, and Johann W. Kolar : “Analysis and Design of a 300-W 500000-r/min Slotless Self-Bearing Permanent-Magnet Motor”, IEEE Trans. Industrial Electronics, Vol.61, No.8 pp.4326-4336 , 2014
- [26] R. P. Jastrzebski, P. Jaatinen, H. Sugimoto, O. Pyrhonen, A. Chiba, “Design of a bearingless 100 kW electric motor for high-speed applications”, in Proc. IEEE 18th International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS2015), 2015, pp. 2008-2014.
- [27] 林正大, 松崎達也, 竹本真紹, 小笠原悟司, 千葉明, 「2 軸電動機・4 軸支持構造を持つ超高速ベアリングレスモータの運転特性」, 平成 27 年電気学会全国大会講演論文集, Vol.5, No.5-028 pp.52-53, 2015

- [28] 中尾正裕, 安藤望, 土方規実雄, 田中康寛, 「ベアリングレスモータにおける半径方向力パラメータの簡易同定法の提案」平成 26 年電気学会全国大会, vol.5, pp130, 2014
- [29] Motoki Takeno, Kyohei Kiyota, Yuta Murakami, Akira Chiba, Nobukazu Hoshi, Masatsugu Takemoto, and Satoshi Ogasawara : “Test Results of High Torque and High Efficiency SRMs designed for 50 kW Hybrid Electric Vehicle”, IEEE Power and Energy Society General Meeting, pp.1-2 , 2012
- [30] Gabriel Munteanu, Andreas Binder, and Tobias Schneider : “Loss Measurement of a 40 kW High-Speed Bearingless PM Synchronous Motor”, in Proc. of the 2011 Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE2011), pp.722-729 , 2011
- [31] Myway プラス株式会社, パラエレ用開発ツール, Pe-Expert4 :
https://www.myway.co.jp/products/pe_expert4.html
- [32] 「MWPE4-PEV マニュアル」, Myway プラス株式会社
- [33] Chr. Redemann, P.Meuter, A. Ramella, and T. Gempp. “30 kW bearingless canned motor pump on the test bed”, in 7th Int. Symp. on Magnetic Bearings, pp.189-194, 2000
- [34] Jeongki An, Andreas Binder, Chip Rinaldi Sabirin, “Loss Measurement of a 30 kW High Speed Permanent Magnet Synchronous Machine with Active Magnetic Bearings”, in Proc of International Conference on Electrical Machines and Systems, pp.905-910, 2013
- [35] T. Matsuzaki, M. Takemoto, S. Ogasawara, S. Ota, K. Oi, and D. Matsushashi, “Operational Characteristics of an IPM-type Bearingless Motor with 2-pole Motor Windings and 4-pole Suspension Windings” in Proc. of the 2015 Energy Conversion Congress and Expansion (ECCCE2015), pp. 3886 - 3894, Canada, Sept. 2015
- [36] 武田洋次, 松井信行, 森本茂雄, 本田幸夫 共著「埋込磁石同期モータの設計と制御」, オーム社, 2011
- [37] R. Tsunata, M.Takemoto, S. Ogasawara, A. Watanabe, T. Ueno, K. Yamada, “Development and Evaluation of an Axial Gap Motor with Neodymium Bonded Magnet”, in Proc. of the XXIIth International Conference of Electrical Machines (ICEM2016), pp.272-278, 2016

- [38] Myway プラス株式会社, パラエレ用開発ツール, インバータユニット, MWINV-5044-SIC : https://www.myway.co.jp/products/pe_inverter.html
- [39] 日本精工株式会社, 玉軸受 : <http://www.jp.nsk.com/services/download/caddata.html>
- [40] 株式会社電子応用, GAPSENSOR, PU-05 : <http://www.aec-jpn.com/products/aec-55/pu-05.html>

謝辞

本研究を行うにあたり、ご指導していただいた竹本真紹先生、小笠原悟司先生と折川幸司先生に深く感謝し、心よりお礼申し上げます。また日頃からお世話になっている研究室の皆様にも、この場を借りてお礼申し上げます。

研究生として入学以来、修士課程・博士課程を通して、指導教員である竹本先生には、熱心に研究を指導して頂き、多く知識をご教授頂いただけでなく、留學生活の様々な局面においてもご指導・ご支援をいただきました。心より深くお礼申し上げます。

小笠原先生と折川先生には、研究報告会や講義を通してご指導ご鞭撻を頂きました。深く感謝申し上げます。

村上永恵事務補助員には、日頃の研究室生活においてご支援を頂きました。誠に感謝いたします。

研究室の皆様には、研究内容や日常生活等にご支援をいただき、誠にありがとうございます。

最後に、留學生活を支えてくれる家族に心より感謝したいと思います。本当にありがとうございました。