

# 博 士 論 文

(2018 年 11 月 12 日 提出)

論文題目 埋込磁石同期モータ (IPMSM) の磁石配置

および配向着磁と高温減磁特性向上に関する研究

指導教員

本田 幸夫



大学院 工学研究科

博士後期課程

生体医工学

専攻

申請者氏名

西山 典禎



大阪工業大学大学院

## 目次

第1章	緒論.....	1
1.1	研究の背景.....	1
1.2	研究の目的.....	5
1.3	本論文の構成.....	5
第2章	集中巻 IPMSM の減磁耐力向上策の基礎検討.....	7
2.1	緒言.....	7
2.2	永久磁石の不可逆減磁.....	9
<2.2.1>	不可逆減磁.....	9
<2.2.2>	SPMSM と IPMSM の減磁耐力.....	12
<2.2.3>	集中巻モータと分布巻モータの減磁耐力.....	13
2.3	永久磁石の配向着磁と減磁耐力.....	15
<2.3.1>	配向着磁と減磁耐力.....	15
<2.3.2>	配向着磁の基礎検討.....	16
2.4	集中巻モータの局部減磁.....	17
<2.4.1>	通電相と発生磁界.....	17
<2.4.2>	三相通電による局部減磁.....	19
<2.4.3>	二相通電による局部減磁.....	21
2.5	減磁評価.....	24
<2.5.1>	減磁評価方法.....	24
<2.5.2>	三相通電の減磁評価.....	25
<2.5.3>	二相通電の減磁評価.....	26
2.6	試作機による減磁評価.....	28
2.7	結言.....	30
第3章	磁石配置角と着磁配向角が減磁耐力に与える影響の検討.....	32
3.1	緒言.....	32
3.2	磁石配置と減磁耐力.....	33
<3.2.1>	V字配置角の減磁耐力.....	33
3.3	磁石の埋込深さと減磁耐力.....	37
<3.3.1>	平板配置, V字配置, スポーク配置.....	37
<3.3.2>	V字角に対する減磁耐力とトルクの関係.....	38
3.4	V字配置における着磁配向角の減磁への影響.....	41
<3.4.1>	V字配置での着磁配向角の減磁耐力への影響.....	41

<3.4.2>	磁石長の減磁耐力に及ぼす影響	43
<3.4.3>	斜め配向着磁磁石の影響	44
3. 5	斜め配向着磁 IPMSM の誘導起電力とトルク特性	46
<3.5.1>	誘導起電力	46
<3.5.2>	トルク脈動	46
3. 6	斜め配向着磁磁石の試作評価	49
<3.6.1>	磁束密度計測	49
<3.6.2>	斜め配向着磁磁石の磁束密度	49
3. 7	試作機による減磁評価	53
<3.7.1>	減磁評価条件	53
<3.7.2>	減磁評価結果	54
<3.7.3>	磁石端部の減磁率への影響	55
3. 8	弱め界磁制御と減磁の影響	57
<3.8.1>	IPMSM の電流位相とトルク	57
<3.8.2>	着磁配向角とトルク	58
<3.8.3>	弱め界磁制御の減磁率	60
3. 9	結言	62
第4章	斜め配向磁石 IPMSM のロータ着磁の検討	65
4. 1	緒言	65
4. 2	V 字配置斜め配向磁石の着磁	65
<4.2.1>	V 字配置の着磁	65
<4.2.2>	着磁基礎検討モデル	66
<4.2.3>	V 字配置斜め配向磁石の着磁基礎検討	67
4. 3	V 字配置ロータの着磁	71
<4.3.1>	平行配向磁石ロータの着磁解析	71
<4.3.2>	斜め配向磁石ロータの着磁解析	75
<4.3.3>	平行配向磁石ロータの着磁改善	79
4. 4	結言	80
第5章	Halbach 磁石配列 IPMSM による高トルク高減磁耐力モータの提案	81
5. 1	緒言	81
5. 2	回転軸斜め配向着磁磁石 IPMSM	82
5. 3	Halbach 磁石配列による減磁耐力の影響	84
<5.3.1>	Halbach 磁石配列	84
<5.3.2>	回転軸端面 Halbach 磁石配列	85
<5.3.3>	回転軸端面副磁石と主磁石との重なり	88
<5.3.4>	回転軸端面副磁石と主磁石の空隙距離	91

〈5・3・5〉 回転軸端面副磁石の回転軸方向斜め配向着磁角 .....	91
〈5・3・6〉 斜め配向着磁主磁石と回転軸端面副磁石 .....	92
5. 4 試作機による減磁評価.....	95
5. 5 結言.....	97
第6章 結論.....	99
6. 1 研究成果.....	99
6. 2 今後の課題.....	100
謝辞 .....	101
参考文献.....	102



# 第1章 緒論

## 1. 1 研究の背景

本論文は、希土類焼結磁石をロータ内部に埋め込んだ集中巻埋込磁石同期モータの高温環境下での減磁による性能劣化の影響を小さくする磁石配置および配向着磁について研究した成果をまとめたものである。

持続可能な社会実現へ向けて SDGs (Sustainable Development Goals) が 2015 年 9 月の国連サミットで採択され、国連加盟 193 国が 2016 年から 2030 年の 15 年間で達成する目標を掲げている<sup>(1)</sup>。SDGs の 17 の目標には、7.エネルギー、9.イノベーション、11.都市に関するもの等があり、温室効果ガス削減に関する国際的取り決めであるパリ協定と相まって、地球環境エネルギー問題への対応は喫緊の課題である。Fig. 1 に国内消費電力の内訳を示す。同図が示すように特に消費電力総量 9,996 億 kWh の 57%以上<sup>(2)</sup>を占めているモータの小型高性能化の要求が強く、この傾向は現状でも大きく変わっていない。

地球環境保全の観点から省エネルギーに対する要求はますます厳しく、電力消費に大きな影響を与えているモータの省資源設計、高効率化への期待が高まっている。省資源設計に関しては、銅の使用量を大幅に削減できる集中巻方式のモータ、高効率化に関しては、マグネットトルクとリラクタンストルクの両方を有効利用できる埋込磁石同期モータ（以下 IPMSM: Interior Permanent Magnet Synchronous Motor）の研究開発<sup>(3)~(9)</sup>がなされ、モータ技術に大きな進展があった。また、モータを搭載する機器の小型化も進み、高温環境下でも小型で高効率なモータへの要求が厳しくなっている<sup>(10)</sup>。

本研究では、希土類焼結磁石を用いた IPMSM の高温環境下で減磁による性能劣化の影響を小さくする磁石配置および配向着磁の探求に取り組んでいる。具体的には、省資源設計の観点から巻線方式は集中巻とし、高効率の観点からロータ構造は埋め込み磁石とした IPMSM において、永久磁石の配置および配向着磁による高温減磁耐力の向上により、180°Cの環境下で高トルクかつ減磁率

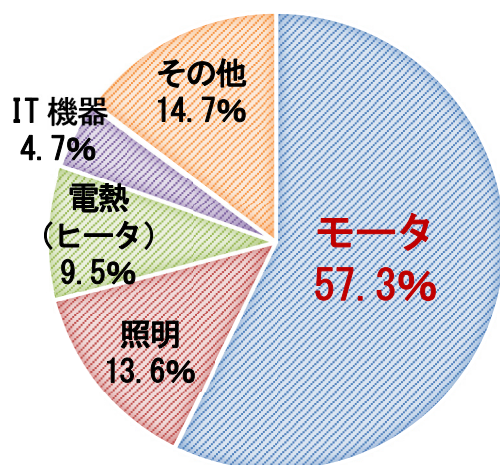


Fig. 1.1 Power equipment used by power consumption breakdown (2005)

1%での減磁耐力を向上するモータ構成を明らかにしている。

なお、180℃は電気絶縁クラス H に相当し、減磁率が 4~5%の顕著な減磁に至りトルクが低下すると、トルクを保つためにモータ電流を増加させることでモータがさらに高温となり、減磁が進行する可能性を考慮し、減磁率 1%の厳しい値を設定している。

本研究の目的は、高温環境下での減磁耐力を向上させた小型高トルクかつ高効率なモータ構成を明らかにすることにより、移動手段としての電気自動車用途、生活温度環境の改善に資するエアコン、産業用途の高温ヒートポンプ、災害時や人が近付けない高温環境での作業などに活用される極限環境対応ロボットなど、これから必要とされる多くの機器で使用される小型高効率なモータを実現することである。

高温環境下で使用されるモータの候補としては、ブラシ付き直流モータ、誘導モータ、同期モータの 3 種類が考えられる。しかし、ブラシ付き直流モータは、高温環境下でブラシ、整流子の耐久性向上とメンテナンスが必要である。誘導モータは、界磁に永久磁石を使用しないが、電機子電流の周波数に対して原理的にロータにすべりが必要でロータに二次銅損というエネルギー損失が発生しモータ効率が低くなる。界磁に永久磁石を用いないモータ（誘導機、リラクタンスモータ等）は、巻線に通電して界磁を与えるため高温環境下で銅損が増加し効率向上は望めず、銅損対策のためモータの大型化も余儀なくされてしまう。

一方、同期モータで界磁に永久磁石を用いる永久磁石同期モータ（以下 PMSM: Permanent Magnet Synchronous Motor）は、ロータの二次銅損がなく高効率であり、小型高トルクで高効率なモータとして広く用いられている<sup>(11)</sup>。永久磁石は、一般的に高温で磁気特性（残留磁束密度、保磁力、最大エネルギー積等）が低下する。高温での減磁耐力を高めたネオジム磁石や、サマリウムコバルト磁石等の希土類磁石の開発<sup>(9)</sup>が進んでいるが、耐熱磁石はネオジム (Nd) の一部をジスプロシウム (Dy) に置換することで保磁力を高めていて、Dy の量に応じて残留磁束密度は低下する<sup>(12)</sup>。また、Dy は地球上に偏在し産出量が少ない重希土類元素で資源的な問題や高コストのデメリットも大きい。そこで永久磁石の減磁に対して非常に厳しい高温環境で永久磁石のデメリットを克服する PMSM の高耐減磁設計が望まれる。

PMSM は、ロータの表面に永久磁石を配置した表面磁石型同期モータ(以下 SPMSM: Surface Permanent Magnet Synchronous Motor)と、ロータの内部に永久磁石を埋め込み配置した IPMSM の 2 種類に大別される。SPMSM と IPMSM の 4 極ロータの模式図を Fig. 1.2 に、分布巻と集中巻の 4 極モータの模式図を Fig. 1.3 に、PMSM の構成比較表を Table.1.1 に示す。

ステータからの磁界がエアギャップを介してロータ表面の永久磁石に直接作用する SPMSM に対し、ロータ表面のコアで永久磁石に作用する磁界が緩和される IPMSM は減磁耐力の向上に優位性がある。また、IPMSM は、ステータの電機子巻線の通電による回転磁界の極とロータの永久磁石の磁極との吸引力、および反発力に起因したマグネットトルクに加え、ロータコアに永久磁石を埋め込み配置して磁氣的な凹凸を持たせることで、ステータの電機子巻線の通電による回転磁界の極とロータコアとの吸引力だけに起因したリラクタンストルクを活用でき高トルクである。高温では永久磁石の磁力低下の影響でマグネットトルクは低下するが、磁氣的な凹凸によるインダクタンス

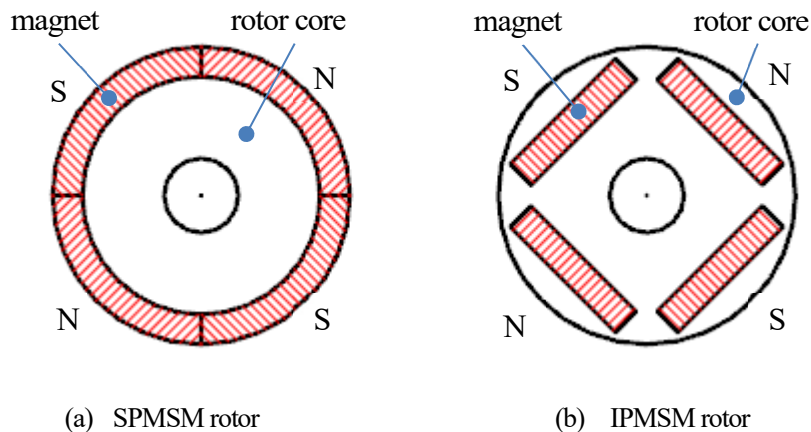


Fig. 1.2 PMSM rotor type at 4 poles motor

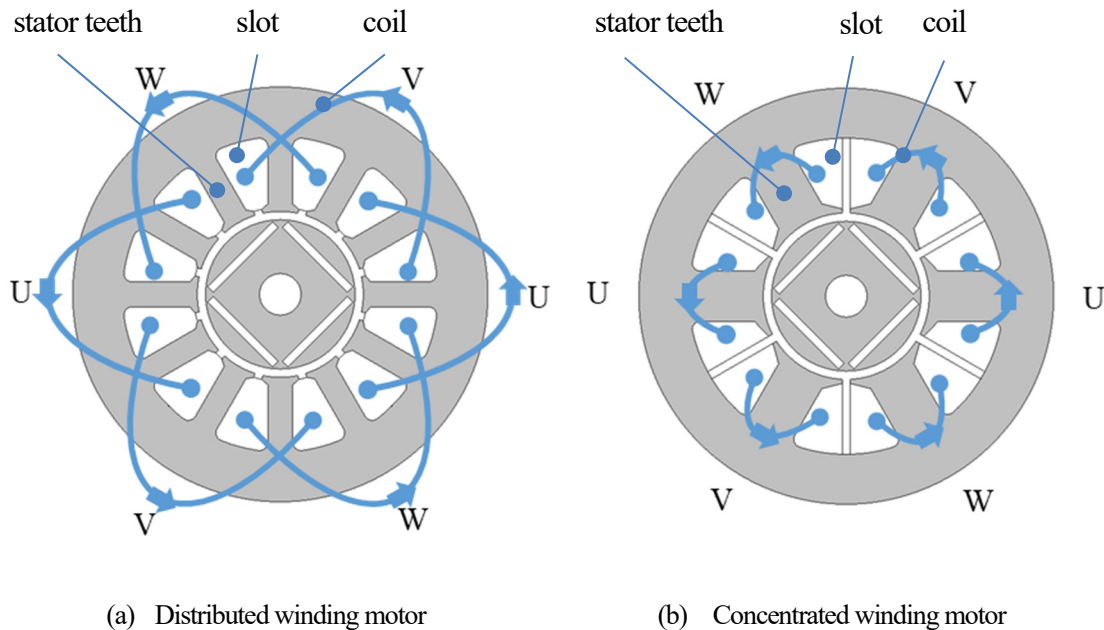


Fig. 1.3 Winding type at 4 poles motor

の差を活用するリラクタンストルクは温度の影響をほとんど受けない。PMSMは、永久磁石を配置したロータの回転速度に比例する誘導起電力によりモータ端子電圧が増加し、回転速度に制限が生じるが、永久磁石の界磁を弱める負のd軸電流をステータ巻線に通電することでモータ端子電圧の増加を抑制する弱め界磁制御で高回転速度の運転が可能である。また、IPMSMはリラクタンストルクの活用により低回転速度から高回転速度まで広範囲で高出力で、電気自動車用途、エアコン用コンプレッサ用途など、高効率が求められる機器でIPMSMは主流のモータである<sup>(4)~(11),(15),(16)</sup>。

高温環境下では巻線抵抗値が増加し銅損が増加するため巻線抵抗値の低いモータが望まれる。モータの巻線方式は、分布巻と集中巻の2種類に大別される (Fig. 1.3)。分布巻モータは複数のステー

Table 1.1 PMSM configuration comparison

	Rotor		Stator	
	SPMSM	IPMSM	Distributed winding	Concentrated winding
Efficiency	○	◎	○	○
Demagnetization (reverse magnetic field action)	× Directly action	○ Mitigation by rotor core	○ Distributed action	△ Concentrated action
High temperature	× Decreased magnet torque	△ Utilize reluctance torque	× Increased copper loss	◎ Low winding resistance

タティースを跨いでスロットに巻線が配置され、三相モータではU相巻線、V相巻線、W相巻線が重なり合ってステータに配置される。そのためスロットとスロットを跨ぎモータ駆動力に直接寄与しないコイルエンドの巻線長が長く、巻線抵抗値は比較的高い。分布巻モータのステータティース数は多く、極数と相数の積以上であり、例えば、3相4極モータでは少なくとも12ティースである。

一方、集中巻モータは、一つのステータティースに1種類の巻線を巻いているので、U相巻線、V相巻線、W相巻線の重なり合いがない。そのため隣接するスロットを跨ぎモータ駆動力に直接寄与しないコイルエンドの巻線長が短く、巻線抵抗値は比較的低い。集中巻モータのステータティース数は少なく、ロータのN極S極の1極対に対して相数の数であり、例えば、3相4極モータでは6ティースである。集中巻モータは分布巻よりロータ1極あたりのステータティース数が少ない。

高温環境下での銅損増加によるモータ効率低下の対策の一つとして、巻線抵抗値が低い集中巻モータの採用が考えられる。しかし、集中巻モータの課題はロータ1極あたりのステータティース数が分布巻より少ないため、ステータからの磁界が集中してロータに作用し永久磁石に局部的な不可逆減磁を起こしやすいことである。このように、高温環境下で使用されるモータには、集中巻IPMSMが適していて、集中巻IPMSMの高減磁耐力化が最も重要な課題である。

一般的にモータの減磁耐力を高めるには、永久磁石の高保磁力化が有効である。永久磁石の高保磁力化と高磁束密度化とはトレードオフの関係があり<sup>(12)</sup>、有効磁束の低下やコストアップにより、高温特性の向上は簡単にはできない。しかし永久磁石の配向着磁を工夫し、耐減磁特性を変化させることで高温特性改善の可能性がある。永久磁石の配向に着目した先行研究として、配向着磁とラジアル応力の影響を示している研究<sup>(17)</sup>があるが、配向着磁と減磁の関係は言及していない。集中巻IPMSMのロータ形状、磁石形状、配向を、最大トルク増加や損失低減を目的に自動形状最適化により、部分減磁を考慮して磁石の厚みを変えている研究<sup>(18)</sup>があるが、永久磁石の板厚一定では磁石配向と減磁の関係は言及していない。また、PMSMの減磁に関しても様々な研究がなされていて<sup>(19)-(30)</sup>、例えば、立方体のネオジム磁石に印加する磁界から着磁方向を傾けた際の永久磁石磁化を直流B-Hトレーサにより測定した研究<sup>(19),(20)</sup>、直方体のバルク磁石で着磁方向と不可逆減磁の関係を明らかに

し逆円弧永久磁石多層埋込同期モータで不可逆減磁対策を提案した研究<sup>(21)</sup>、鉄損や銅損などの熱源を用いて磁気と熱の連成解析により、永久磁石の熱特性を考慮した設計手法の研究<sup>(22)</sup>等がある。しかし、高温環境下での耐減磁特性に関しては詳細には検討されていない。本論文では、高効率モータの代名詞である永久磁石を界磁に利用した IPMSM を取り上げ、高温環境対応の IPMSM の設計方針について理論面と、試作機による実験評価を併せて詳細に検討をしている。

## 1. 2 研究の目的

本研究では、モータの負荷環境が厳しくこれまで使用が困難であった高温環境でも、埋込磁石同期モータ (IPMSM) の永久磁石配置および配向着磁による高温減磁特性向上により、180°Cの高温環境下で減磁率1%での減磁耐力を向上する方策を見つけることを目的とする。

## 1. 3 本論文の構成

本論文は、このような背景に基づき、高温対応型埋込磁石同期モータ (IPMSM) の永久磁石の配置および永久磁石の着磁配向による耐減磁向上に関する研究成果をまとめたものである。希土類磁石はエネルギー積が高く磁気特性の優れた磁石であるが、一般的に高温環境で磁気特性 (保磁力、磁束密度、エネルギー積等) が低下する。永久磁石にとって厳しい高温環境下でも、不可逆減磁を生じさせないことが重要である。

本論文は、全6章により構成されている。第1章である本章は「緒論」である。まず、本研究の背景として、モータの小型高性能化の要求と、環境負荷の厳しい高温環境で高効率なモータの必要性を説明している。そして、永久磁石の配置および配向着磁による高温減磁特性向上が高温環境下で使用されるモータの小型高性能化の有効な手段であることを提示している。本研究の目的は、埋込磁石同期モータ (IPMSM) の永久磁石の配置および配向着磁による高温減磁特性向上であることを述べている。最後に、本節にて本論文全体の構成を説明している。

第2章「集中巻 IPMSM の減磁耐力向上策の基礎検討」では、IPMSM と SPMSM の減磁耐力比較、集中巻と分布巻の減磁耐力比較により、高温環境下で使用されるモータは集中巻 IPMSM が適していること、そして集中巻 IPMSM の高減磁耐力化が最も重要な課題であることを示す。180°Cの高温環境下で評価している1%減磁は局部減磁であり、明らかにモータ特性が悪化する完全減磁には至っていない軽度な減磁状態である。高温環境でモータの信頼性を高めるには1%減磁という厳しい減磁評価が重要である。また、集中巻モータではロータとステータの位置関係により、減磁の影響が大きく異なることを示す。永久磁石の配向着磁が集中巻 IPMSM の減磁耐力に与える影響を示し、本研究内容の概要を提示している。

第3章「磁石配置角と着磁配向角が減磁耐力に与える影響の検討」では、永久磁石の板厚方向に対して斜めに配向した平行四辺形磁石を用いた IPMSM について電磁界解析シミュレーションと実験で180°Cの高温における減磁耐力が向上することを示し、正弦波電流位相制御駆動でのトルク特性の影響を考察している。

第4章「斜め配向磁石 IPMSM のロータ着磁の検討」では、永久磁石の板厚方向に対して斜めに

配向した複数の永久磁石で極を構成している斜め配向磁石 IPMSM の着磁について、永久磁石の板厚方向に対して斜めの配向方向に磁界を作用させる着磁用巻線の配置と着磁電流の関係について電磁界解析シミュレーションにより考察している。

第5章「ハルバッハ配列 IPMSM による高トルク高減磁耐力モータの提案」では、第4章までの研究成果をもとに、ハルバッハ配列を応用し、ロータの回転軸端面に副磁石を配置した IPMSM について、従来の主磁石のみのロータと比較し、磁石体積増加以上に減磁耐力が向上することを、電磁界解析シミュレーションと実験結果を示している。

最後に、第6章「結論」では、本研究で得られた成果の総括を行っている。

## 第2章 集中巻 IPMSM の減磁耐力向上策の基礎検討

### 2. 1 緒言

モータの小型高出力化技術の発展は目覚ましく、電気自動車をはじめとする自動車用途のモータでは、小型高出力かつ高効率の要求により、モータ体積あたりのトルクを表すトルク密度が向上し<sup>(4)</sup>、モータ体積あたりの出力を表す出力密度も年々高くなっている。1997年に発売されたプリウスの第一世代ではモータ出力 30kW モータコア体積 5.1L であるのに対し、2015年に発売されたプリウスの第四世代ではモータ出力 53kW モータコア体積 2.2L である<sup>(3)</sup>。第一世代と第四世代で出力密度は 5.9kW/L が 24.1kW/L と 4 倍強に増加している。モータ効率は改善されているものの、出力密度の増加はモータ体積あたりの損失を増大させ、モータはより高温環境で駆動することになる。特に電気自動車をはじめ、エアコンやヒートポンプは民生用で使用されるため、これらに使用されるモータの高効率化は地球環境全体の省エネに大きく貢献する。そこで、電気自動車やヒートポンプの分野、災害時に活用される極限環境対応ロボット等を見据え、高温環境（耐熱クラス 180°C (H) や 180°C 超過 (C)）でも減磁耐力を有した高効率モータを検討する。

本研究の対象である IPMSM は永久磁石を界磁に用いた高効率モータである。モータに用いられる各種永久磁石のうち、高温でも高磁束で高保磁力な永久磁石の一例として 3 種類の磁石、ネオジム焼結磁石 N32EZ（信越化学工業）、サマリウムコバルト焼結磁石 TS-32H（東芝マテリアル）、フェライト焼結磁石 NMF-15J（日立金属）について、最大エネルギー積、残留磁束密度、保磁力、保磁力の温度係数を Table 2.1 に示す<sup>(32)~(34)</sup>。なお、TS-32H の保磁力の温度係数はカタログ未記載のため、サマリウムコバルト磁石の代表値を参考値として記載する。

ネオジム焼結磁石とサマリウムコバルト焼結磁石は希土類磁石の一種で最大エネルギー積が 230 kJ/m<sup>3</sup> 以上と、フェライト焼結磁石の最大エネルギー積 39.7 kJ/m<sup>3</sup> に比べて約 5.8 倍と高く、残留磁束密度は 1.1 T 以上で、フェライト焼結磁石の 0.46 T と比べて約 2.4 倍と高い。このことから希土類焼結磁石はフェライト焼結磁石に比べて単位体積あたりの磁石から取り出せる最大磁束量が多く、モータの小型高出力化に寄与することがわかる。

保磁力は外部磁化に対する抵抗力を示し、室温では、ネオジム焼結磁石、サマリウムコバルト焼結磁石、フェライト焼結磁石の順で保磁力が高い。しかし、ネオジム焼結磁石は比較的大きな負の保磁力温度係数、サマリウムコバルト焼結磁石はネオジム焼結磁石の半分程度の負の保磁力温度係数、フェライト焼結磁石は正の保磁力温度係数とそれぞれ異なる。温度に対する各磁石の保磁力を Fig. 2.1 に示す。温度の上昇でネオジム磁石の保磁力低下は著しく、約 180°C でネオジム焼結磁石とサマリウムコバルト焼結磁石の保磁力は同等となり、約 180°C 以上ではサマリウムコバルト焼結磁石の保磁力が最も高い。保磁力が低下する高温環境下は、室温に比べて減磁に対してより厳しい環境であることは明らかである。

本研究では、180°C の高温環境下で保磁力の高い IPMSM の磁石として、ネオジム焼結磁



Table 2.1 Permanent magnet specifications

		Maximum energy product [kJ/m <sup>3</sup> ]	Residual magnetic flux density [T]	Coercivity [kA/m]	Temperature coefficient [%/K]
Neodymium	N32EZ	231~263	1.10~1.16	2785~	-0.45
Samarium Cobalt	TS-32H	230~255	1.12~1.20	795~1600	(-0.25)
Ferrite	NMF-15J	39.7~43.0	0.46~0.48	≥ 440	0.07

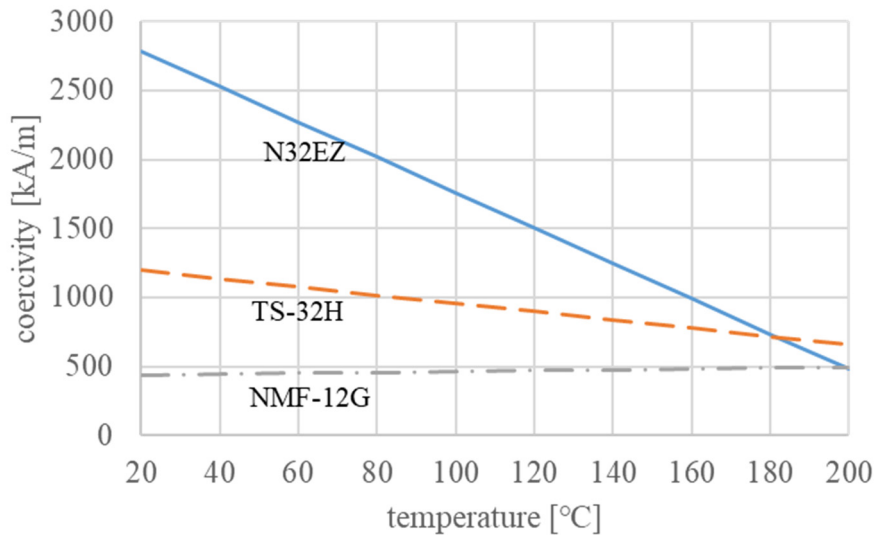


Fig. 2.1 Relationship of coercivities to temperature

石、あるいはサマリウムコバルト焼結磁石を用いた IPMSM を対象とする。同じ永久磁石を用いても、永久磁石の配置や巻線方式によって永久磁石に作用する逆磁界が異なるので減磁耐力も異なる。永久磁石の配置では、表面磁石同期モータ (SPMSM) は、ステータからの磁界がエアギャップを介して永久磁石に直接作用するが、埋込磁石同期モータ (IPMSM) は、ロータ表面のコアで磁界の集中が緩和されて永久磁石に作用するため減磁耐力の向上に優位性がある。巻線方式では、集中巻モータは分布巻モータに比べて巻線が配置されたスロットとスロットを跨ぐコイルエンドの巻線長が短く、巻線抵抗値が低い特徴がある。高温環境下では巻線抵抗値の増加と、永久磁石の磁束低下により、同トルクを出力するためのモータ電流が増加し銅損が増大することを考慮すると、巻線抵抗値の低い集中巻モータに優位性がある。しかしながら、集中巻モータはロータ 1 極あたりのステータティース数が少なく、ステータからの磁界がロータの永久磁石に集中して作用するため、分布巻モータに比べて永久磁石の局所的な不可逆減磁を起こしやすい課題がある。

第 2 章では、まず、希土類磁石の減磁曲線を用いて、減磁がどのような状況で起きるか、



また減磁の温度影響について説明する。次に、SPMSM と IPMSM を比較して、IPMSM の減磁耐力が高いことを示す。また、集中巻モータと分布巻モータを比較して、集中巻モータは巻線抵抗値が低く高温環境に有利だが、分布巻モータよりも減磁耐力が低いことを示す。

これらの結果より、本研究は、高温で減磁耐力を向上するモータとして、希土類焼結磁石を用いた集中巻 IPMSM を選定し、減磁耐力向上を目指す。なお、180°Cの高温環境下で使用されるモータで 4~5%の磁力が不可逆に低下する顕著な減磁が起きると、トルクを保つためにモータ電流が増加しモータはさらに高温となり、減磁が進行する可能性がある。そのため、減磁率を 1%の厳しい値で評価する。また、1%減磁は、永久磁石全体が減磁しているのではなく、永久磁石に局部減磁が起きていることを明らかにする<sup>(35), (36)</sup>。永久磁石の局部減磁は、IPMSM ロータの永久磁石の配置と配向を変えることで減磁耐力を向上できることをパーミアンス法と、基礎検討モデルによる電磁界解析で示す。

また、集中巻モータは、ロータ磁極中央の d 軸と対向したステータティースの巻線に逆磁界電流を通电し、隣接する 2つのステータティースの巻線に逆向きで 1 / 2 の値の電流を通电する三相通电と、q 軸と対向したステータティースの巻線には電流を流さず、他の 2つのステータティースの巻線に逆磁界電流を通电する二相通电では、ロータの永久磁石に作用する逆磁界が異なり、減磁影響も異なることを示す。三相通电による減磁評価と二相通电による減磁評価の両方が重要であることを明らかにし、高温環境下で有効な減磁評価方法を提案する<sup>(37)</sup>。

最後に、6 極 9 スロット集中巻 IPMSM にて、平板磁石配置の 2 極テストロータを用いた二相通电と三相通电による 180°C 雰囲気での 1%減磁評価の結果を示す。

## 2. 2 永久磁石の不可逆減磁

### (2.2.1) 不可逆減磁

永久磁石を界磁に使用している永久磁石同期モータ (PMSM) は、電機子の通电でトルクを発生する力行、トルクを吸収する回生、電機子電圧の上昇を抑制して高回転速度で駆動する弱め界磁制御等で、ロータの永久磁石に逆磁界が作用する。永久磁石に作用する逆磁界が小さい場合は、逆磁界の除去で永久磁石の動作点が元に戻る可逆減磁の状態である。一方、ロータの永久磁石に逆磁界が過大に作用する場合は、永久磁石に作用する逆磁界を除去しても永久磁石の動作点が初期の動作点と異なり永久磁石の磁束が低減する不可逆減磁が生じる。高効率モータによく用いられている希土類磁石は温度が高くなると磁束の低下に加え保磁力も低下するため減磁しやすく、高温で減磁耐力を確保した信頼性の高いモータ設計が必須となる。

外部磁場によって希土類磁石の磁化の大きさがどの位変化するかを表した減磁曲線模式図を Fig. 2.2 に、希土類磁石の減磁曲線と温度の関係を Fig. 2.3 に示す。磁石内部での磁束密度  $B$  と外部から作用する磁場  $H$  と磁石の磁化  $J$  の関係を式 (1)、式 (2)、式 (3) に示す。

$$B = \mu_0 H + J \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$B = \mu H = \mu_s \mu_0 H \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$J = \mu_0 (\mu_s - 1) H = \chi H \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 $B$  は磁束密度[T],  $H$  は磁場[A/m],  $J$  は磁化[T],  $\mu_0$  は真空の透磁率で  $4\pi \times 10^{-7}$  [H/m],  $\mu_s$  は透磁率,  $\chi$  は磁化率。

磁性材料の B-H 曲線からその材料の J-H 曲線を求めることができる<sup>(38)</sup>。Fig. 2.2 の減磁曲線模式図を用いて減磁を説明する。減磁には可逆減磁と不可逆減磁があり、モータの減磁耐力は不可逆減磁に対する評価である。縦軸は磁束密度  $B$ , 磁化  $J$  を示し、横軸は磁界の大きさ (磁場)  $H$  を示し、B-H 曲線を点線、J-H 曲線を太線で示している。一点鎖線で示したパーミアンス係数  $P_c$  と B-H 曲線との交点が磁石の動作点であり  $Ad_0$  で示す。パーミアンス係数  $P_c$  は (4) 式で示され、永久磁石の減磁曲線上での磁石の動作点を表し、 $P_c$  が大きいほど減磁耐力が高いことを以下に説明する。

$$P_c = \frac{L_m \cdot A_g}{A_m \cdot L_g} \cdot \frac{\sigma}{f} \dots\dots\dots (4)$$

ここに、 $L_m$  は磁化方向の磁石寸法である磁石長,  $A_m$  は磁化方向に垂直な磁石寸法である磁石面積,  $L_g$  はエアギャップ長,  $A_g$  はエアギャップ断面積,  $\sigma$  は漏れ係数,  $f$  は起磁力損失係数。

永久磁石に外部から永久磁石の磁化方向と逆方向の磁界 (逆磁界) を作用させていない初期状態は、B-H 曲線上での動作点  $Ad_0$  であり、磁束密度は  $Bd_0$  である。この時 J-H 曲線上での動作点は点  $A_0$  で表され、永久磁石が逆磁界を  $-H_1$  を受けると J-H 曲線上の磁石の動作点は点  $A_1$  となり B-H 曲線上で磁束密度は低下する。ここで、逆磁界を取り除くと B-H 曲線上の動作点は B-H 曲線に従い元の点  $Ad_0$  となる。このように逆磁界を取り除くと磁石の動

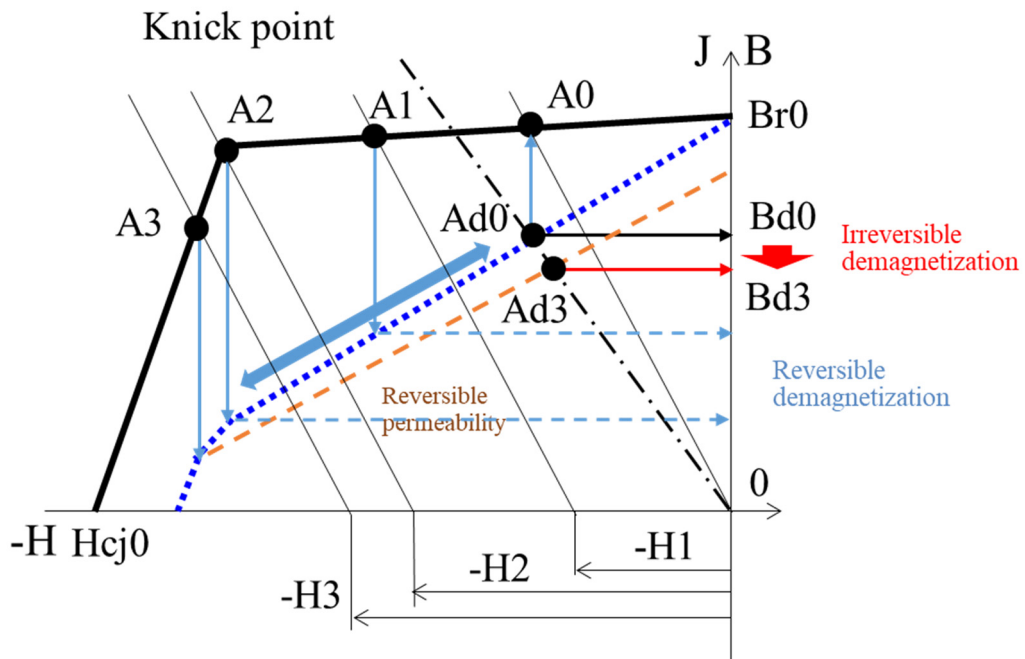


Fig. 2.2 Irreversible demagnetization

作点が戻り磁束密度が戻る状態が可逆減磁である。永久磁石が大きな逆磁界 $-H_2$ を受けると J-H 曲線上の磁石の動作点は点 A2 となり J-H 曲線上のクニック点で可逆減磁の限界となる。永久磁石がさらに大きな逆磁界 $-H_3$ を受けると J-H 曲線上の磁石の動作点はクニック点を超えて点 A3 となる。ここで逆磁界を取り除くと B-H 曲線上の動作点は破線で示したリコイル線に従って点 Ad3 となり磁束密度は Bd3 となり、初期の磁束密度 Bd0 より磁束密度が低下し不可逆減磁が生じる。このように J-H 曲線上での動作点がクニック点を超えない逆磁界の大きさが不可逆減磁の起きない限界値である。

希土類磁石は高温で残留磁束密度  $Br$  と保磁力  $H_{cj}$  が低下する。Fig. 2.3 に温度に対する希土類磁石の減磁曲線の模式図を示す。20°C、180°Cの残留磁束密度を  $Br_{20}$ 、 $Br_{180}$ 、保磁力を  $H_{cj20}$ 、 $H_{cj180}$  と示す。20°Cにて、逆磁界 $-H_{20}$  が作用すると J-H 曲線上の動作点は A0 から A20 となり可逆減磁の限界である。同様に 180°Cにて、逆磁界 $-H_{180}$  が作用すると J-H 曲線上の動作点は A180 となり可逆減磁の限界である。20°Cの可逆減磁の限界の磁界 $-H_{20}$  に対して、180°Cの可逆減磁の限界の磁界 $-H_{180}$  は小さく、希土類磁石は高温で減磁耐力が悪化することがわかる。

比較的高温で使用されるモータには、一般にジスプロシウム (Dy) を添加した耐熱タイプのネオジム磁石が使用されている<sup>(9)・(39)</sup>。Dy の鉱山は地球上の一部に偏在しているため、供給不安や価格高騰のリスクのために Dy の使用を削減した高耐熱ネオジム磁石の開発や、Dy を使用せずに高耐熱性を有するサマリウムコバルト磁石の開発および製造技術も進展している<sup>(40)・(41)</sup>。本研究では高温でも減磁耐力が高い希土類磁石として、高耐熱ネオジム磁石とサマリウムコバルト磁石を選定し、磁石材料の置き換えによる減磁耐力改善以上に減磁耐力を向上することができるモータ構成の検討を推進する。

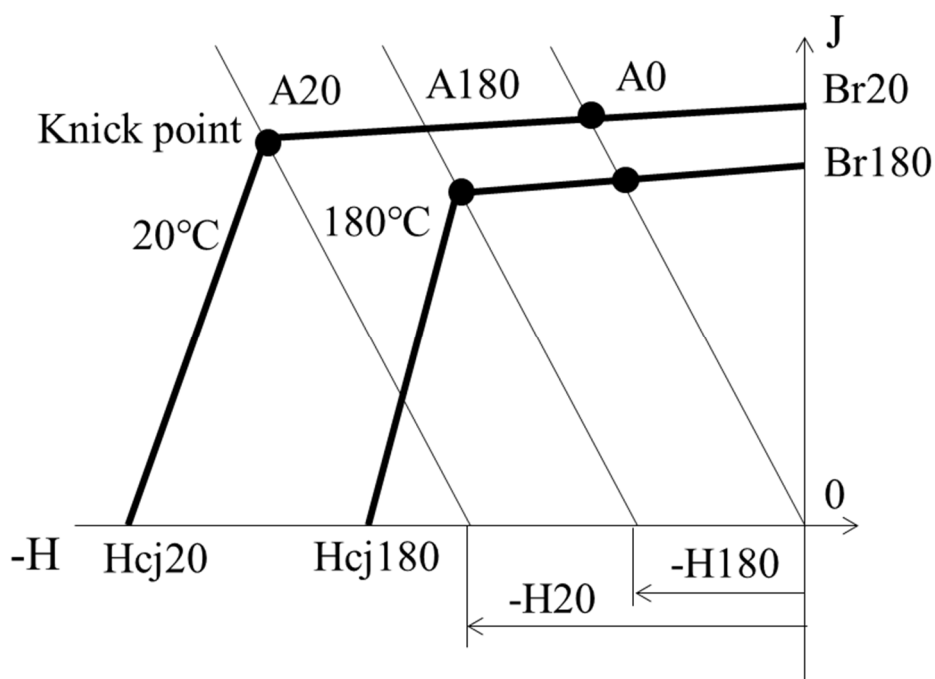


Fig. 2.3 Rare-earth magnet demagnetization curve

## 〈2・2・2〉 SPMSM と IPMSM の減磁耐力

最初に永久磁石をロータコアの表面に配置している SPMSM と、永久磁石をロータコア内部に埋込配置している IPMSM の減磁耐力の差を減磁解析で調査する。IPMSM は、マグネットトルクに加えリラクタンストルクが活用でき高トルクであり、かつ弱め界磁制御により低回転速度から高回転速度の広範囲出力ができる。SPMSM の 1/3 解析モデルを Fig. 2.4 に、IPMSM の 1/3 解析モデルを Fig. 2.5 に示す。誘導起電力が同じとなるようにステータ巻線の巻数を決め、ロータの永久磁石の磁極中心方向である d 軸方向に、永久磁石の磁界と逆方向の磁界を与える同じ大きさの負の d 軸電流をステータ巻線に流して永久磁石の減磁状態を比較する。ここでは、V 相と W 相の二相に負の d 軸電流を通电している。

Fig. 2.4 より SPMSM は、永久磁石の表面の磁極間近傍の広い範囲に局所的な減磁が起きていることが確認できる。これはステータの電機子電流による磁界がエアギャップを介して永久磁石に集中して作用する影響によるものである。一方、Fig.2.5 より IPMSM は、永久磁石をロータコアに埋込配置しているため、ステータの電機子電流による磁界がエアギャップを介してロータコアに作用し、ロータコアで磁束の向きが変わり磁束の集中あるいは分散が起きている。IPMSM では、永久磁石の外周側の磁極間側の角部の狭い範囲に減磁箇所を確認できる。このように同一起電力となる巻数のモータに同じ大きさの電流による逆磁界を作用させても、SPMSM は IPMSM に比べて永久磁石の減磁領域が広く減磁が起こりやすく、IPMSM は SPMSM に比べて減磁耐力が高いことがわかる。

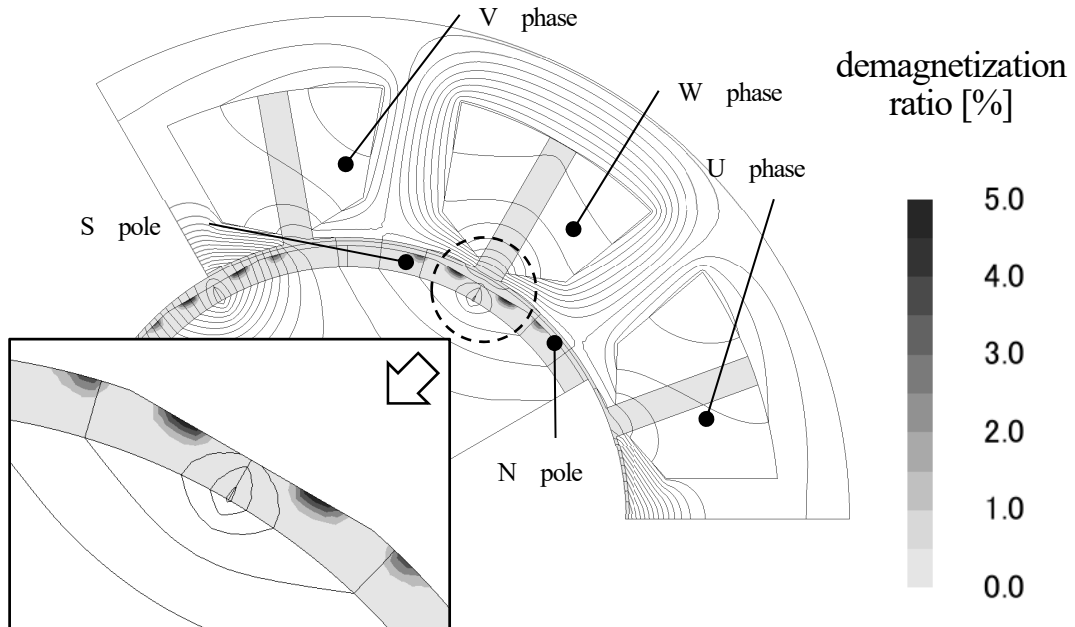


Fig. 2.4 Magnetic flux distribution and demagnetization at revers magnetization field current supply for Concentrated winding SPMSM

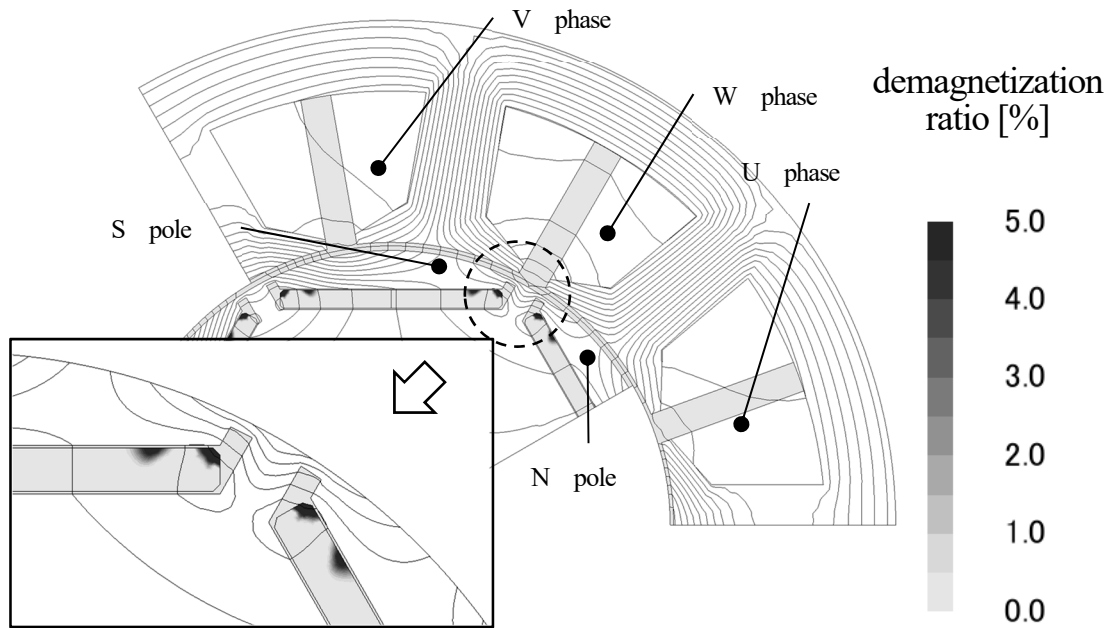


Fig. 2.5 Magnetic flux distribution and demagnetization at revers magnetization field current supply for Concentrated winding IPMSM

### 〈2・2・3〉 集中巻モータと分布巻モータの減磁耐力

永久磁石同期モータにおいて、電機子巻線の方式が分布巻と集中巻では永久磁石に作用する磁界が異なるので永久磁石の減磁影響も異なる。分布巻 IPMSM の 1/3 解析モデルを Fig. 2.6 に示す。誘導起電力が同じとなる巻数とし、同じ大きさの電流により永久磁石に逆磁界を与え、分布巻 IPMSM (Fig. 2.6) の減磁分布を前述の集中巻 IPMSM (Fig. 2.5) と比較する。分布巻モータは磁石の角部にわずかな減磁を確認でき、集中巻モータと比べて減磁領域が少ない。集中巻モータは、ロータ 1 極あたりのステータティース数が少なく、磁界がロータの永久磁石に集中して作用するため、集中巻は分布巻に比べて永久磁石に局所的な不可逆減磁を起こしやすい。集中巻 IPMSM の局所的な不可逆減磁の低減が重要課題である。

ここで、同じコアサイズで同じ出力の 4 極モータの集中巻モータと分布巻モータのステータ外観を Fig. 2.7 に示す。集中巻モータではステータコア端部でスロットとスロットを跨ぎモータ駆動力に直接寄与しないコイルエンドが小さく 1 相の巻線抵抗値が  $4.6\Omega$  に対し、分布巻モータはコイルエンド部が大きいため 1 相の巻線抵抗値  $R_a$  が  $6.2\Omega$  と約 1.5 倍大きい。高温環境下では巻線抵抗値が増加するので、巻線抵抗値の低い集中巻モータは銅損低減に優位である。

前述のとおり、集中巻モータは分布巻モータに比べ、ロータ 1 極あたりのステータティース数が少なく、三相モータではロータ 1 極対 (N 極, S 極) に対し、隣接した 3 つのステータティース (U 相, V 相, W 相) が対向している。ロータ磁極中央に対向したステータティース巻線と、両隣のステータティース巻線とでロータに逆磁界を作用させる三相通電では、前記両隣のステータティース

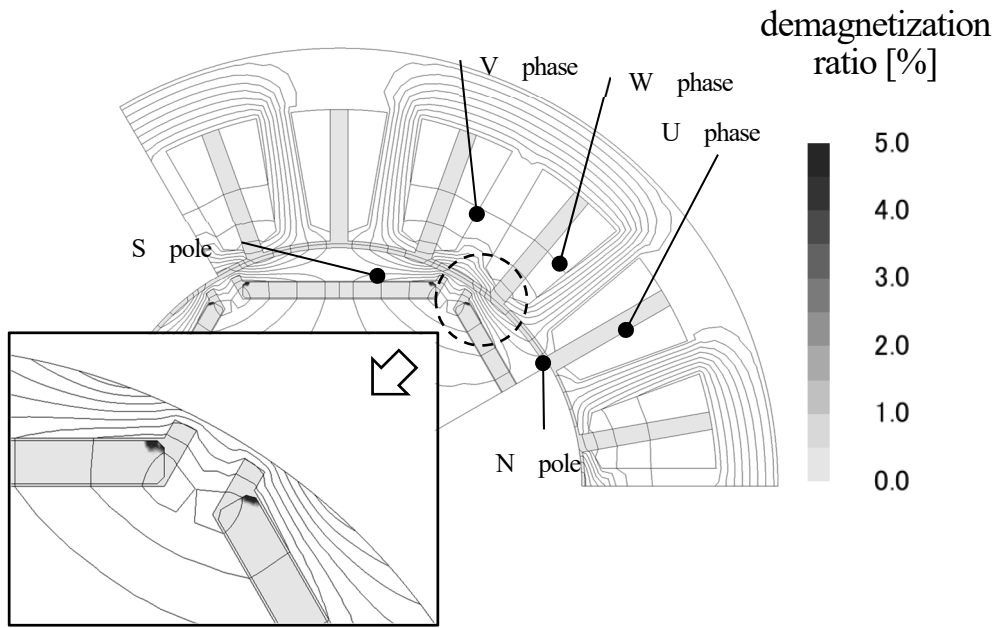
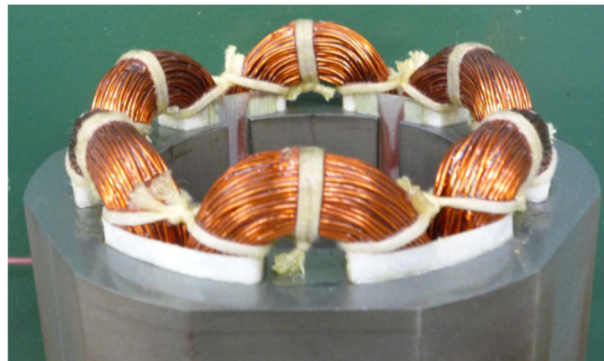


Fig. 2.6 Magnetic flux distribution and demagnetization at revers magnetization field current supply for Distributed winding IPMSM



(a) Concentrated winding ( $R_a=4.6\Omega$ )



(b) Distributed winding ( $R_a=6.2\Omega$ )

Fig. 2.7 Concentrated winding and distributed winding

はN極とS極に跨っている。一方、1つのロータ磁極に通電するステータティース1つが対向してロータに逆磁界を作用させる二相通電では、前記通電するステータティースは磁極を跨がない。集中巻モータの三相通電と二相通電とでは、ロータの永久磁石に作用する逆磁界の状態が異なり減磁影響も異なる。2.4節では三相通電による減磁評価と二相通電による減磁評価の両方が必要であることを明らかにし、高温環境下で有効な減磁評価方法を提案する。

## 2.3 永久磁石の配向着磁と減磁耐力

### (2.3.1) 配向着磁と減磁耐力

一般的にIPMSMには永久磁石の板厚方向と平行な配向着磁の永久磁石が用いられているが、本研究では、Fig.2.8に示した板厚方向に対して斜めに配向着磁をした永久磁石を検討する。磁化方向の磁石寸法である磁石長 $L_m$ が長くなる斜め配向磁石は減磁耐力が高くなると考えられる。しかし、磁化方向に垂直な磁石寸法である磁石面積 $A_m$ が減少するので磁束量の低下が懸念される。板厚方向に対して角度を持たせた配向着磁により磁石長 $L_m$ を増加した永久磁石の減磁耐力の向上について、(4)式で示したパーミアンス係数 $P_c$ を用いて検討する。

永久磁石の板厚寸法 $t_m$ 、永久磁石の幅寸法 $W_m$ で板厚方向からの着磁配向角度のずれを着磁配向角 $\alpha$ とした平行四辺形体の永久磁石では、磁石長 $L_m$ は(5)式で示したとおり $t_m$ より大きく、磁石長 $L_m$ と直交した磁石断面積 $A_m$ は(6)式で示したとおり $W_m$ より小さい。平行四辺形体磁石のパーミアンス係数 $P_c$ は(4)式より直方体磁石と同等で、永久磁石の動作点も同等である。しかし、平行四辺形体磁石の磁化方向に作用する逆磁界成分 $H_m$ は(7)式で示したとおり直方体磁石に作用する逆磁界のベクトル $H$ より小さくなるため、減磁耐力の向上が期待できる。

$$L_m = \frac{t_m}{\cos \alpha} \dots\dots\dots (5)$$

$$A_m = W_m \cdot \cos \alpha \dots\dots\dots (6)$$

$$H_m = H \cdot \cos \alpha \dots\dots\dots (7)$$

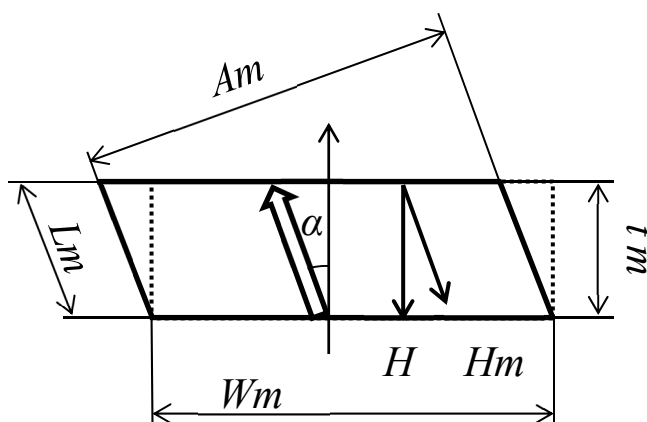


Fig. 2.8 Obliquely oriented magnetized magnet



ここに、 $\alpha$  は永久磁石の板厚方向からの配向角度であり、着磁配向角。

本研究の目的は、180°Cの高温環境下で使用される集中巻 IPMSM において、永久磁石の体積同一条件で永久磁石の着磁配向角による減磁耐力の向上を活かし減磁率 1%以下の最適なモータを提示することである。永久磁石の配向角の違いによる減磁率とトルクの影響について基礎検討を行う。

### 〈2・3・2〉 配向着磁の基礎検討

永久磁石の配向着磁を永久磁石の板厚方向に対して斜めにするこゝで、平行四辺形体磁石の磁化方向に作用する逆磁界成分  $H_m$  は逆磁界  $H$  より減少させることができる。機械角 90°の範囲に平板磁石を埋め込み配置した 2 極ロータと、エアギャップを介して機械角 90°の範囲で対向したステータティースに巻線を巻回したステータからなる基礎検討モデルを Fig. 2.9 に示す。直方体磁石の体積と厚みを同じ条件として着磁配向角  $\alpha$  を 0°~45°とした平行四辺形体磁石の減磁耐力とトルクを電磁界解析で調査する。解析条件を Table 2.2 に示す。

着磁配向角  $\alpha$  に対する無通電のエアギャップ磁束密度と減磁率が 1%となる電流を 1%の減磁限界電流比を Fig. 2.10 に示す。着磁配向角  $\alpha$  を横軸とし、トルクの指標として無通電時のエアギャップ中央の磁束密度実効値を左側縦軸に示している。減磁耐力の指標として平行配向の減磁限界電流に対する傾斜配向の減磁限界電流の比を右側縦軸に示している。減磁率は (8) 式で求めている。

$$100 \times (1 - B2/B1) [\%] \dots\dots\dots (8)$$

ここに、 $B1$  は通電前のエアギャップ中央磁束密度の実効値、 $B2$  は逆磁界電流通電後のエアギャップ中央磁束密度の実効値。

Fig. 2.10 で着磁配向角  $\alpha$  を大きくするほど磁石断面積  $A_m$  が  $\cos \alpha$  で低下しエアギャップ磁束密度は低下するが、減磁限界電流は増加し耐減磁が向上している。着磁配向角  $\alpha=40^\circ$  では  $\alpha=0^\circ$  の平行配向に対して減磁耐力が 2 倍で、磁束量の減少が 25%程度であり、磁気回路を工夫することで実機での減磁耐力の向上効果も期待できる。本基礎検討結果をもとに、2. 4 節では、6 極 9 スロット集中巻平板磁石 IPMSM モデルで着磁配向角と減磁率の関係を電磁界解析により求める。

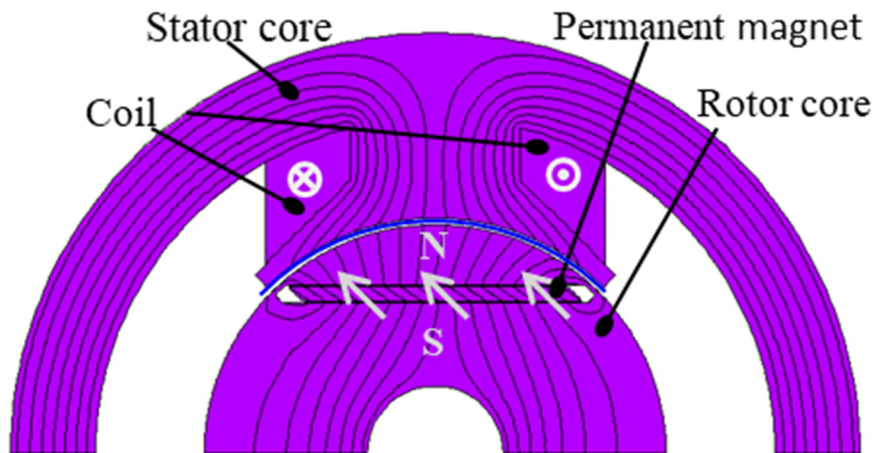


Fig. 2.9 Magnetic flux of basic study model



Table 2.2 Analyzed conditions

Stator OD	56 mm	Residual magnetic flux density $B_r$	1.02 T
Rotor OD	54.4 mm	Coercivity $H_{cj}$	730 kA/m
Magnet	1.8×33mm	Electromagnetic steel sheet	35A300
winding	100 turn	Temperature	180 °C

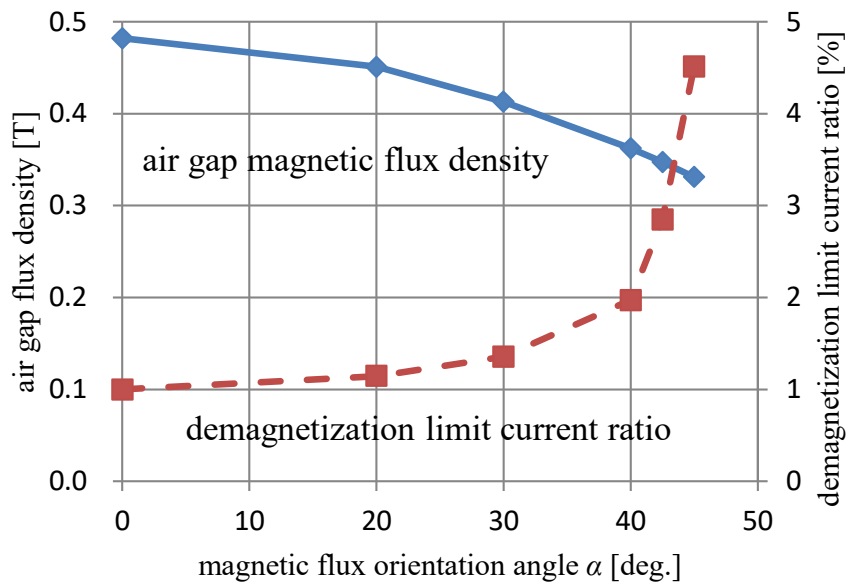


Fig. 2.10 Oblique magnetic orientation angle vs. magnetic flux density and demagnetization limit current ratio

## 2. 4 集中巻モータの局部減磁

### 〈2.4.1〉 通電相と発生磁界

2n極3nスロット（nは1以上の整数）の集中巻モータは、ロータのN極とS極に同時に対向するステータティース数が異なるため、ステータとロータの位置関係によって負のd軸電流の通電でロータの永久磁石へ作用する磁界が異なる。2極3スロットの集中巻IPMSMの模式図を用い、ステータとロータの位置関係と通電相の関係を示す。Fig. 2.11にロータ磁極中央にステータ中央が対向し、ロータの永久磁石に負のd軸電流による逆磁界を作用させる三相通電をFig. 2.12に1つのロータ磁極に1つの通電するステータティースのみが対向して逆磁界を作用させる二相通電を示す。

ここで、三相通電はd軸と対向したステータティースの巻線に逆磁界電流を通電し、隣接する2つのステータティースの巻線に逆向きで1/2の値の電流を通電する状態と定義する。また、二相通電はq軸と対向したステータティースの巻線には電流を流さず、他の2つのステータティースの

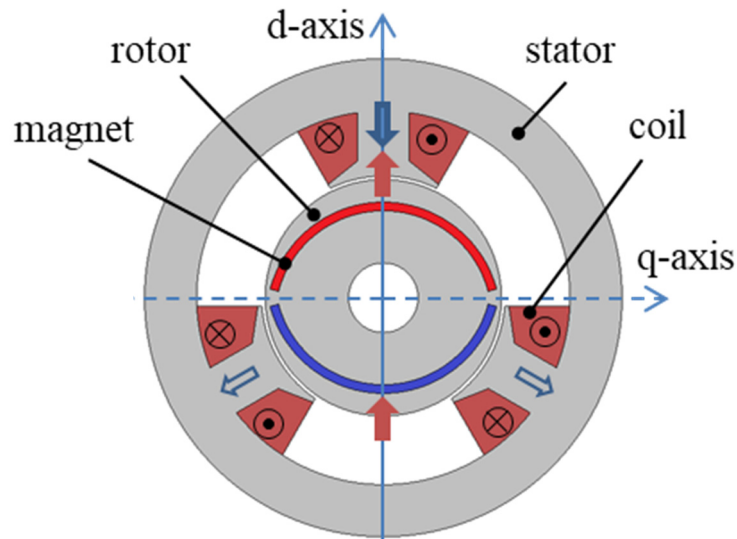


Fig. 2.11.  $d$ -axis current supply by 3-phase currents for concentrated winding IPMSM

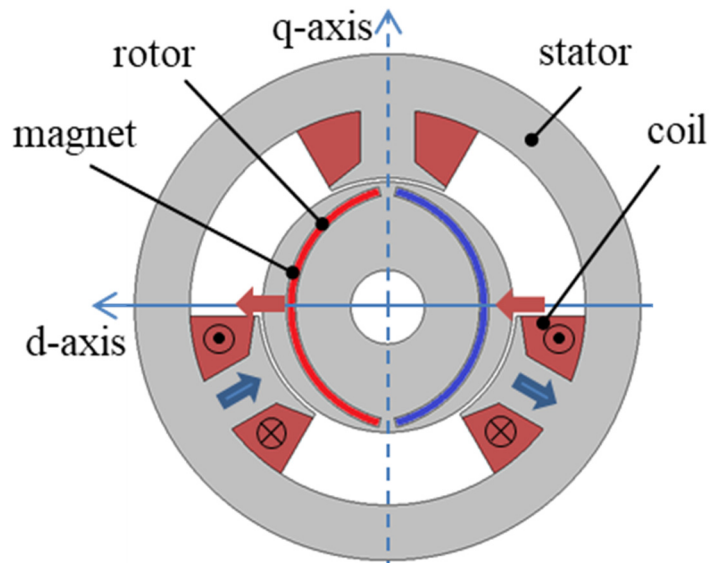


Fig. 2.12.  $d$ -axis current supply by 2-phase currents for concentrated winding IPMSM

巻線に逆磁界電流を通电する状態と定義する。 $2n$ 極 $3n$ スロットの集中巻モータは、 $N$ 極と $S$ 極の1極対に対して、 $+U$ 相、 $+V$ 相、 $+W$ 相が対向している。しかし、 $-U$ 相、 $-V$ 相、 $-W$ 相が存在していないので、通电時には $N$ 極と $S$ 極に作用する磁界が異なる。そのため、三相通电、あるいは二相通电による一回の逆磁界電流通電では、 $N$ 極と $S$ 極に作用する逆磁界が異なり、 $N$ 極と $S$ 極に同様な逆磁界を作用させることができないことが明らかである。

#### 〈2・4・2〉 三相通電による局部減磁

6極9スロットの集中巻モータで、ロータ磁極中央と対向したステータティースからロータの永久磁石に逆磁界を作用させる三相通電による減磁率と磁束線を電磁界解析（JMAG-Designer）で調べる。1/3 解析モデルに永久磁石は不可逆データのあるネオジウム焼結磁石（NMX-S36UH）を用い、1つのティースに150ターンの集中巻で、1相あたり3直列で450ターンをY結線している。解析条件をTable 2.3に示す。定格電流3.3Aに対して、3倍の減磁耐力となる電流10Aで減磁を評価する。

まず、Fig. 2.13に無通電の初期状態からN極と対向したU相ティースのU相巻線に $I_u = 10A$ 、V相巻線に $I_v = -5A$ 、W相巻線に $I_w = -5A$ の負のd軸電流を三相通電した磁束線分布と減磁率を示す。破線の丸部の拡大表示でN極磁石に局部減磁が見られるが、S極磁石に減磁は起きていない。V相ティースとW相ティースの両方はS極とN極に跨っているなので負のd軸電流を流して、N極に逆磁界を作用させているとき、S極磁石に作用させた減磁界の一部はN極に漏れ、S極磁石に十分な逆磁界が作用していない。

次に、Fig. 2.14は、Fig. 2.13の通電の後、ロータを反時計回転方向に電気角 $60^\circ$ に相当する機械角 $20^\circ$ 回転させた位置において、S極と対向したV相巻線に $I_v = -10A$ 、U相巻線に $I_u = 5A$ 、W相巻線に $I_w = 5A$ の負のd軸電流を三相通電している。破線の丸部の拡大表示で

Table 2.3. Analyzed conditions

Stator OD	100 mm	Residual magnetic flux density $B_r$	1.16 T
Stator ID	56 mm	Coercivity $H_{cj}$	2387 kA/m
Rotor OD	54.4 mm	Electromagnetic steel sheet	35A300
winding	450 turn, Y	Temperature	180 °C

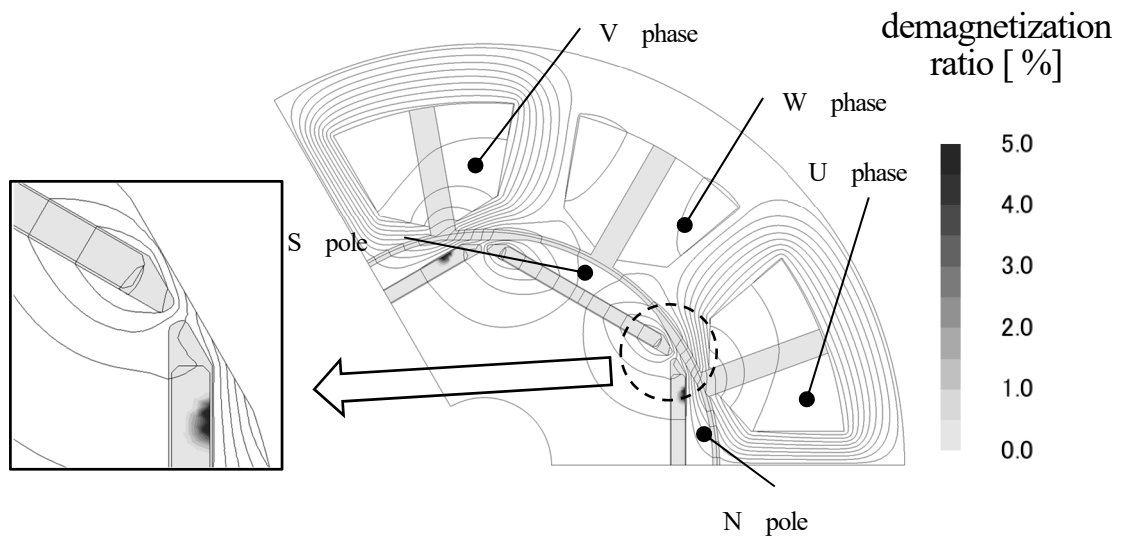


Fig. 2.13 Magnetic flux distribution and demagnetization by 3-phase current supply (1st time)

は前述の Fig. 2.13 では減磁が起きていなかった S 極磁石に局部減磁を確認できる。

電磁界解析では、通電前後のエアギャップ磁束密度から前述 (8) 式で求めた減磁率を評価する。Fig. 2.15 に示した三相通電の減磁率で、Fig. 2.13 の 1 回目通電電流に対する減磁率と、Fig. 2.14 の 2 回目通電電流に対する減磁率を比較する。1 回目通電から 2 回目通電で減磁箇所が約 2 倍となり減磁率も約 2 倍となる。三相通電では減磁電流 9.75A 以下は減磁率が小さく、10A を境に減磁率が急増する。三相通電での初期の減磁状態を確認するため 10A

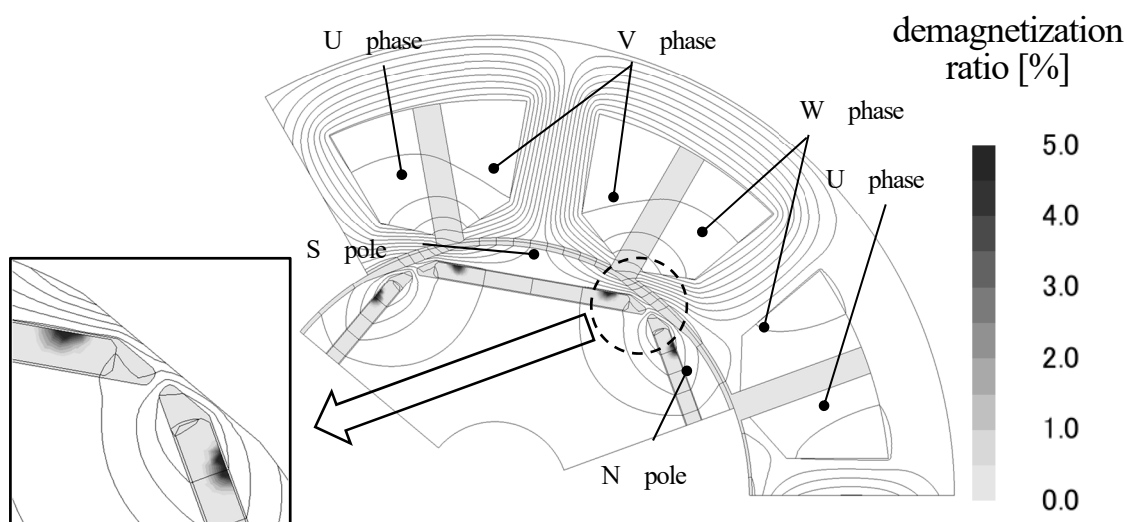


Fig. 2.14 Magnetic flux distribution and demagnetization by 3-phase current supply (2nd time)

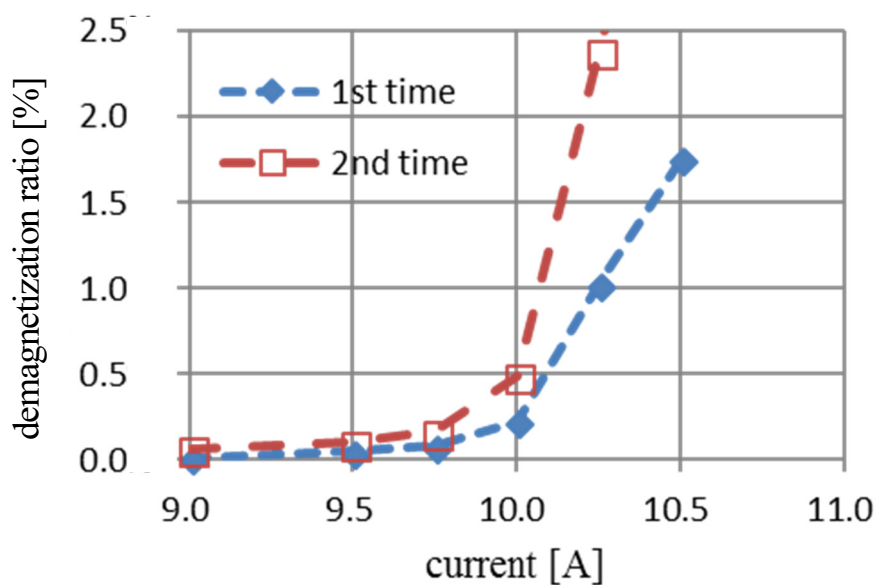


Fig. 2.15 Demagnetization ratio at 3-phase current supply

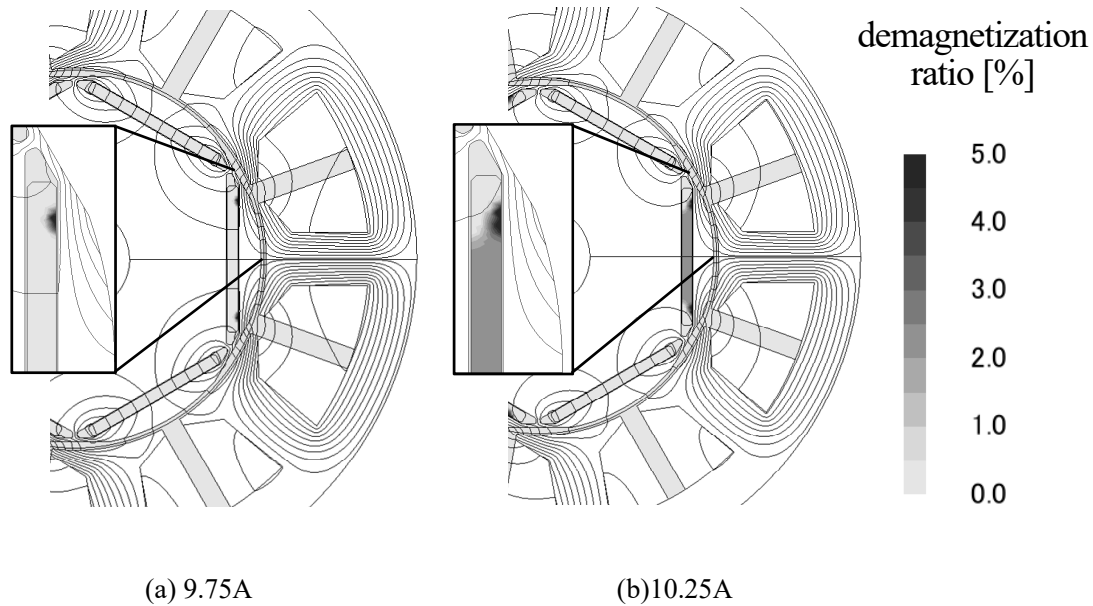


Fig. 2.16 Magnetic flux distribution and demagnetization

前後の1回目通電の減磁率分布を Fig. 2.16 に示す。Fig. 2.16 (a) の 9.75A では、永久磁石両端の磁極中央よりに局部減磁が起きている。Fig. 2.16(b) の 10.25A では永久磁石両端角部を除いた永久磁石全体に減磁箇所が広がり減磁率が増加している。前述の Fig. 2.15 より減磁率が 1%となる電流は、三相通電の一回目では 10.25A、2回目通電では 10.10A と推察できる。

#### 〈2・4・3〉 二相通電による局部減磁

6極9スロットの集中巻モータで、1つのロータ磁極に1つの通電するステータティースのみが対向して逆磁界を作用させる二相通電による減磁率と磁束線を電磁界解析で調べる。1/3 解析モデルに永久磁石は不可逆データのあるネオジム焼結磁石 (NMX-S36UH) を用い、ステータは三相通電と同じ巻線仕様で、1つのティースに 150 ターン集中巻きし、1相あたり 3直列で 450 ターンを Y 結線している。解析条件を Table 2.3 に示す。定格電流 3.3A に対して、3倍の減磁耐力となる電流 10A で減磁を評価する。

まず、Fig. 2.17 に無通電の初期状態から反時計方向順で N 極 S 極の磁極間が、U 相ティースと W 相ティース間と対向し、U 相巻線から W 相巻線へ負の d 軸電流  $I_u=10A$ ,  $I_w=-10A$  を二相通電し、V 相巻線には通電していない二相通電とした磁束線分布と減磁率を示す。破線の丸部の拡大表示では U 相ティースと W 相ティース間に対向している永久磁石の角部で局部減磁が見られ、通電していない V 相ティースと対向している永久磁石の角部に減磁は起きていない。

次に、Fig. 2.18 は、Fig. 2.17 の通電の後、ロータを反時計回転方向に電気角  $60^\circ$  に相当する機械角  $20^\circ$  回転させた位置において、反時計方向順で S 極 N 極の磁極間が、U 相ティースと V 相ティース間と対向し、U 相巻線に  $I_u=10A$ , V 相巻線に  $I_v=-10A$  の負の d 軸電流を二相通電している。破線の丸部の拡大表示では Fig. 2.17 では減磁が起きていなかった永久磁

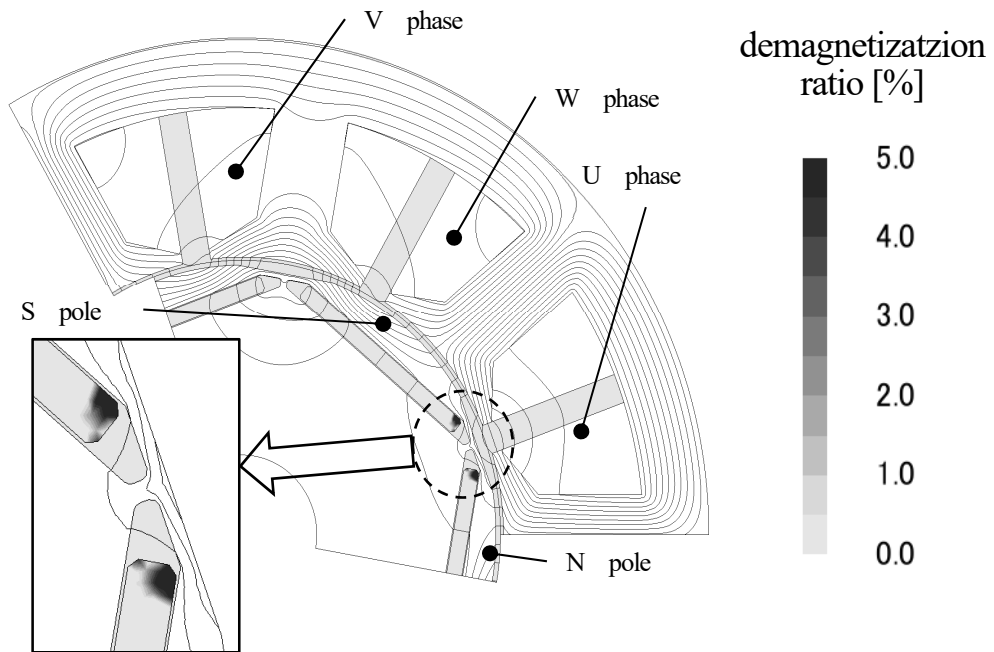


Fig. 2.17 Magnetic flux distribution and demagnetization by 2-phase current supply (1st time)

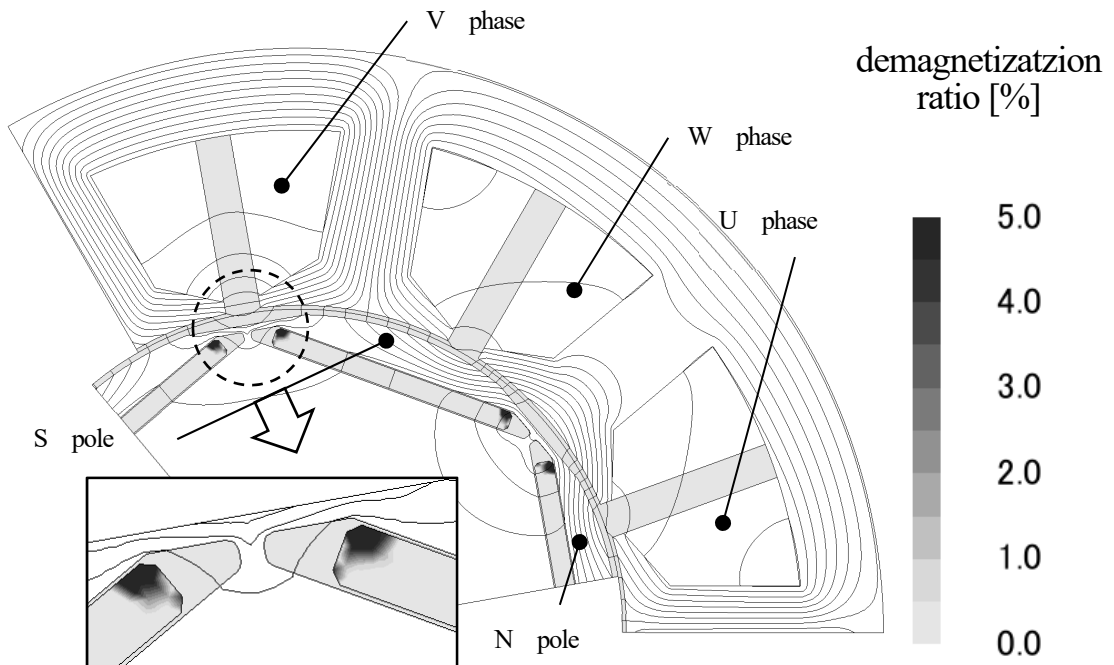


Fig. 2.18 Magnetic flux distribution and demagnetization by 2-phase current supply (2nd time)

石の角部にも逆磁界を作用させたため 1 回目通電と同等の局部減磁が起きている。Fig. 2.19 に示した二相通電の減磁率で、Fig. 2.17 の 1 回目通電の電流に対する減磁率と、Fig. 2.18 の 2 回目通電の電流に対する減磁率を比較する。1 回目通電から 2 回目通電で減磁箇所が約 2 倍となり減磁率も約 2 倍となる。二相通電で減磁電流を増加すると、減磁率が徐々に増加し、10.50A から減磁率増加割合が増加している。二相通電での初期の減磁状態を確認するため 10.5A 前後の 1 回目通電の減磁率分布を Fig. 2.20 に示す。Fig. 2.20 (a) の 10.5A の磁束線と減磁分布では永久磁石の角部に局部減磁が起きている。Fig. 2.20 (b) の 10.75A ではさらに永久磁石中央付近まで減磁箇所が広がっている。

三相通電では永久磁石の両端角部に局部減磁が起きていなかったが、二相通電では永久磁石の両端角部に局部減磁が起きている特徴がある。前述の Fig. 2.15 より減磁率が 1%となる電流は、1 回目通電では 10.9A、2 回目通電では 10.7A である。三相通電は逆磁界電流の増加による局部減磁の影響が少なく、約 10A 以上で全体減磁となり減磁率が急増していた。一方、二相通電は逆磁界電流の増加で、永久磁石角部の局部減磁が徐々に広がり、約 10.5A 以上で全体減磁に徐々に移行し減磁率が増加している。

以上の検討から三相通電による減磁評価と二相通電による減磁評価では、永久磁石の減磁評価を行う箇所が異なることが判明した。このことより、集中巻 IPMSM の高温環境下での 1%程度の減磁評価では、三相通電と二相通電の両方の評価が重要であることを明らかにした。

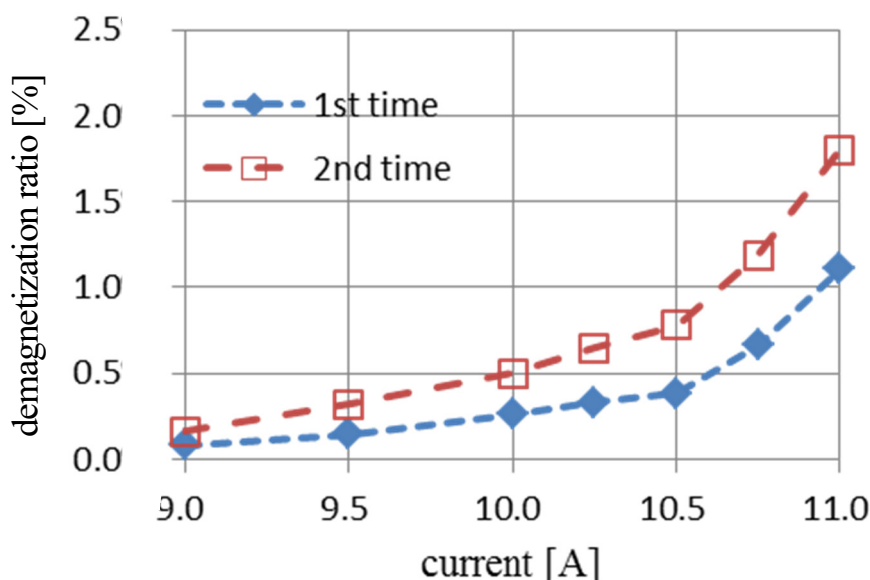


Fig. 2.19 Demagnetization ratio at 2-phase current supply

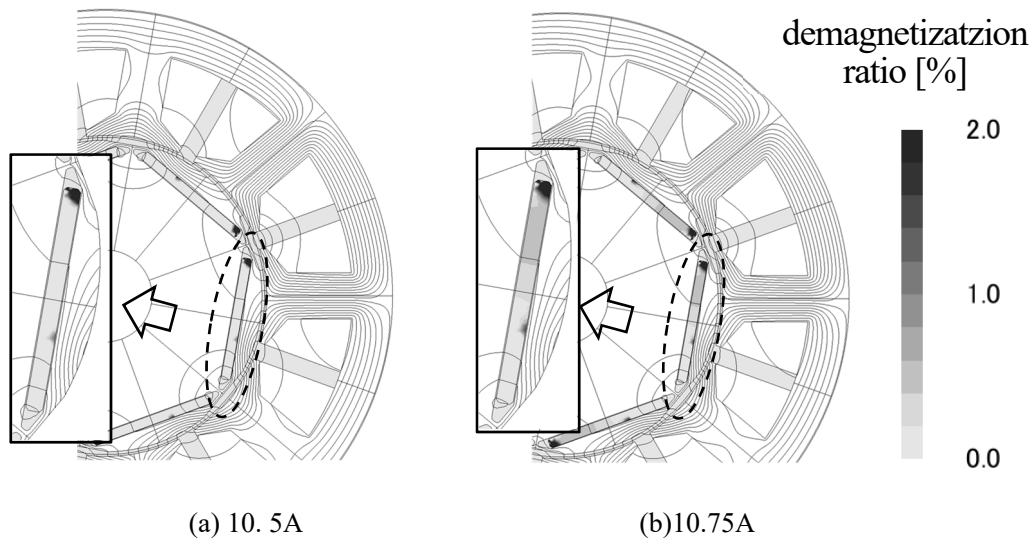


Fig. 2.20 Magnetic flux distribution and demagnetization

## 2. 5 減磁評価

### 〈2・5・1〉 減磁評価方法

高温環境下でエアギャップ磁束密度計測が困難なため、エアギャップ磁束密度に比例する一定回転速度での誘起電圧、ここでは回転速度  $1000 \text{ min}^{-1}$  の誘起電圧を計測し、減磁を評価する。不可逆減磁が起きると永久磁石の動作点が変わり、エアギャップ磁束密度が低下するため、一定回転速度での誘起電圧の減少率で減磁を評価している。180°Cの高温環境下で、ロータ軸を外部より回転させて誘起電圧を計測する。次に二相通電、あるいは三相通電の位置にロータを回転固定し逆磁界作用させる負のd軸電流を通電する。最後にロータを回転自在として、ロータ軸を外部より回転させて誘起電圧を計測し、(9)式により求めた減磁率を評価する。

$$100 \times (1 - E2/E1) [\%] \dots\dots\dots (9)$$

ここに、E1は通電前の誘起電圧実効値、E2は逆磁界電流通電後の誘起電圧実効値。

高温環境下で使用されるモータが顕著な不可逆減磁を起こしトルクが低下すると、トルクを維持するために電流を増加させる必要があり、銅損の増加でモータの温度が上昇することで、さらなる減磁を起こす可能性がある。そのため、減磁率を1%の厳しい値で評価している。0.2%程度の誘起電圧変化を正確に測定するため、プレシジョンパワーアナライザ WT1800(横河電機製, 精度 0.15%)を使用する。

IPMSMのロータは、永久磁石配置、フラックスバリア形状等を変えることで様々な形状が考えられる。ロータ形状は、鎖交磁束、d軸インダクタンス、q軸インダクタンスに影響を与えモータ特性を変えることができる<sup>(3)</sup>。磁束分布は2極分、例えば6極モータでは機械角120°の回転対称性を有する。磁気回転対称2極分のロータコアの形状のみを設計変更し、少ない数の永久磁石で容易に減磁評価ができる2極分テストロータによる方法を提案す



る。6極モータを例にとると、2極テストロータは2極の永久磁石配置ロータコアと4極の非磁性ダミーコアによる6極ロータと、巻線を直列結線とした6極モータのステータを用いる。永久磁石配置ロータコアはS45C、永久磁石は希土類焼結磁石とし、非磁性ダミーコアは黄銅でロータコアの磁気回路にほとんど影響を与えず、ロータを回転させて誘起電圧を計測する際のアンバランスを補っている。ステータの巻線は直列結線とすることで、誘起電圧計測時に磁極の不均衡で生じる循環電流の悪影響を防いでいる。

### 〈2・5・2〉 三相通電の減磁評価

2極分テストロータAを用いた三相通電による減磁評価を検討する。2極分テストロータAは、ロータ1極の両端に1/2極分の磁性材からなる2極ロータコアと、非磁性材からなる4極ダミーコアを配置した三相通電による減磁試験用ロータである。2極分テストロータAを用いた減磁評価を電磁界解析で検討する。解析条件はTable 2.3と同じとし、1回目通電の減磁率と2回目通電の減磁率をFig. 2.21に、三相通電時の磁束線と減磁率分布をFig. 2.22に示す。2極ロータコアの中央極に1回目通電で逆磁界を作用させ(Fig. 2.22 (a))、ロータを時計回転方向に電気角60°に相当する機械角20°回転させた位置とし、2極ロータコアの両端極に2回目通電で逆磁界を作用させている(Fig. 2.22 (b))。Fig. 2.21に示すように、前述のFig. 2.15の電磁界解析結果と異なり、2極分テストロータAを用いた三相通電は1回目の通電後の減磁率と2回目の通電後の減磁率に大きな差がない。原因は2回目通電で、2極分テストロータAの両端極の永久磁石に全体減磁が起きていないためである。2極ロータコアの両端では永久磁石の磁束が非磁性コア側に漏れてパーミアンスが増加し、両端磁極の永久磁石の減磁耐力が向上している影響で、2回目通電での2極分テストロータの両端磁極の永久磁石の減磁影響が小さい。

2極分テストロータAを用いた三相通電による減磁評価は、1回通電による中央極の減磁評価が

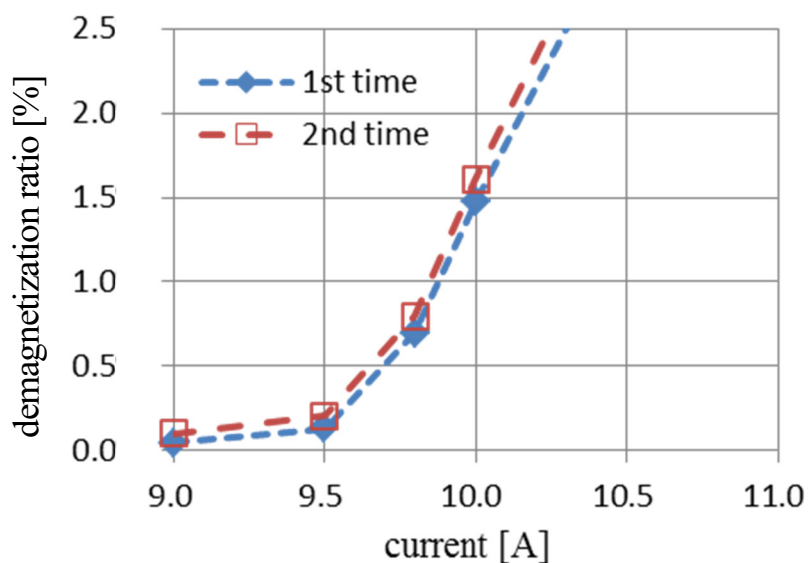


Fig. 2.21 Demagnetization ratio 3-phase current supply (2 poles test rotor A)

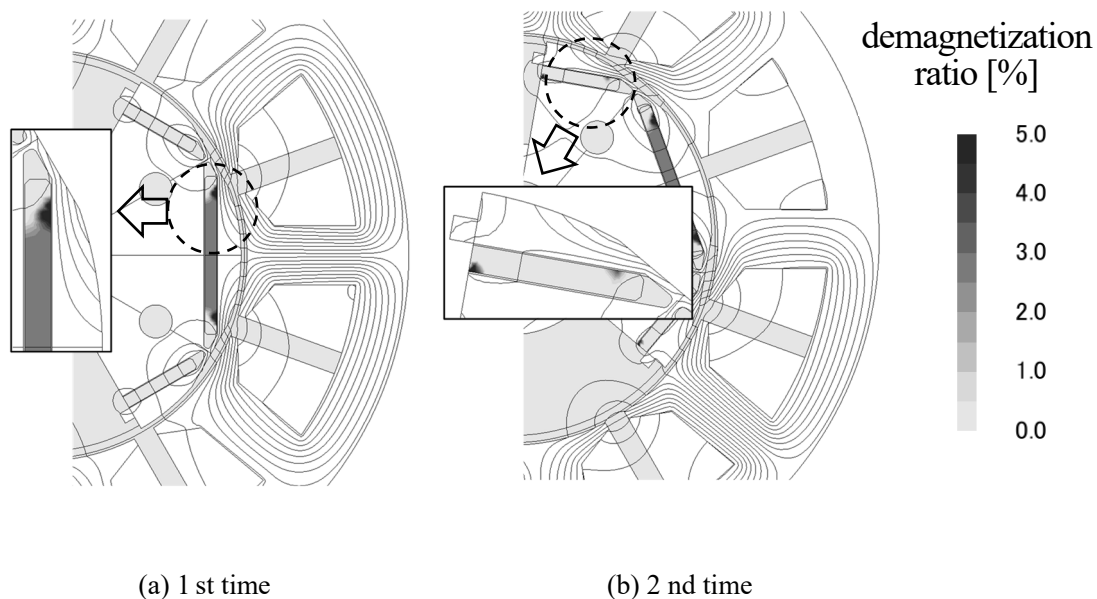


Fig. 2.22 Magnetic flux distribution and demagnetization

効果的である。Fig. 2.15 の減磁率が 1%となる 1 回通電の電流 10.3A に対して、2 極分テストロータ A の 1 回通電の電流は 9.9A であり、6 極ロータの減磁電流の 97%に相当し、Fig. 2.15 の減磁率が 1%となる 2 回通電の電流 10.1A に対しては、6 極ロータの減磁電流の 98%に相当する。

### 〈2・5・3〉 二相通電の減磁評価

2 極分テストロータ B を用いた二相通電による減磁評価を検討する。2 極分テストロータ B は、ロータ 2 極分の磁性材からなる 2 極ロータコアと、非磁性材からなる 4 極ダミーコアを配置した二相通電による減磁試験用ロータである。2 極分テストロータ B を用いた減磁評価を電磁界解析で検討する。解析条件は Table 2.3 と同じとし、1 回目通電の減磁率と 2 回目通電の減磁率を Fig. 2.23 に、二相通電時の磁束線と減磁率分布を Fig. 2.24 に示す。1 回目通電の減磁率と、2 回目通電の減磁率を比較する (Fig. 2.23)。2 極ロータコアの中央の極間に 1 回目通電で逆磁界を作用させ (Fig. 2.24 (a))、ロータを時計回転方向に電気角  $60^\circ$  に相当する機械角  $20^\circ$  回転させた位置とし、2 極ロータコアの両端極に 2 回目通電で逆磁界を作用させている (Fig. 2.24 (b))。

2 極分テストロータ B を用いた二相通電は、1 回目通電で、2 極ロータコア中央の磁極間近傍の磁石角部に局部減磁が確認でき、2 回目通電で 2 極ロータコア両端の磁石角部にも局部減磁が確認でき、減磁領域が約 2 倍になり、減磁率も約 2 倍になっている。2 極分テストロータ B を用いた二相通電による減磁評価は、ロータ位置を変えた 2 回通電による減磁評価が効果的である。なお、前述の Fig. 2.15 の減磁率が 1%となる電流 10.7A (2 回通電) に対して 2 極分テストロータ B の 11.2A (2 回通電) であり、6 極ロータの減磁電流の 105%に相当する。

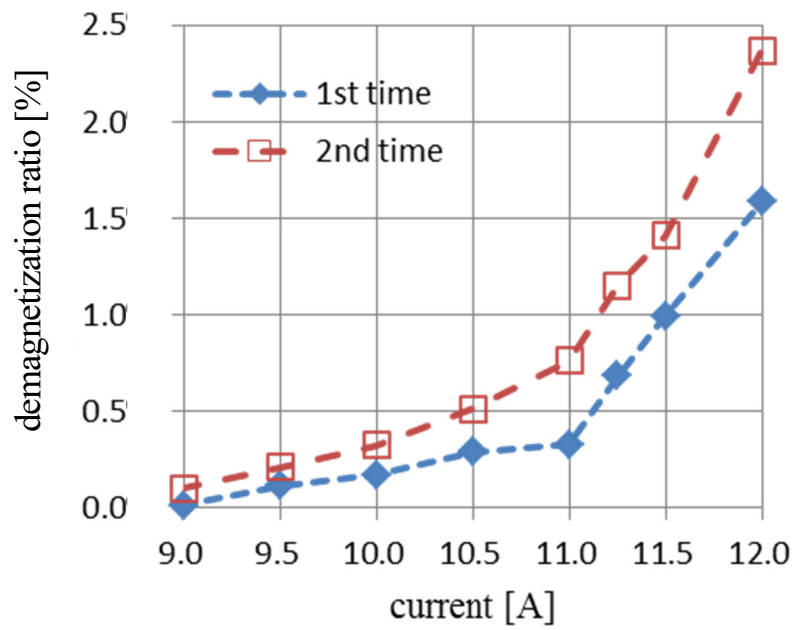


Fig. 2.23 Demagnetization ratio 2-phase current supply (2 poles test rotor B)

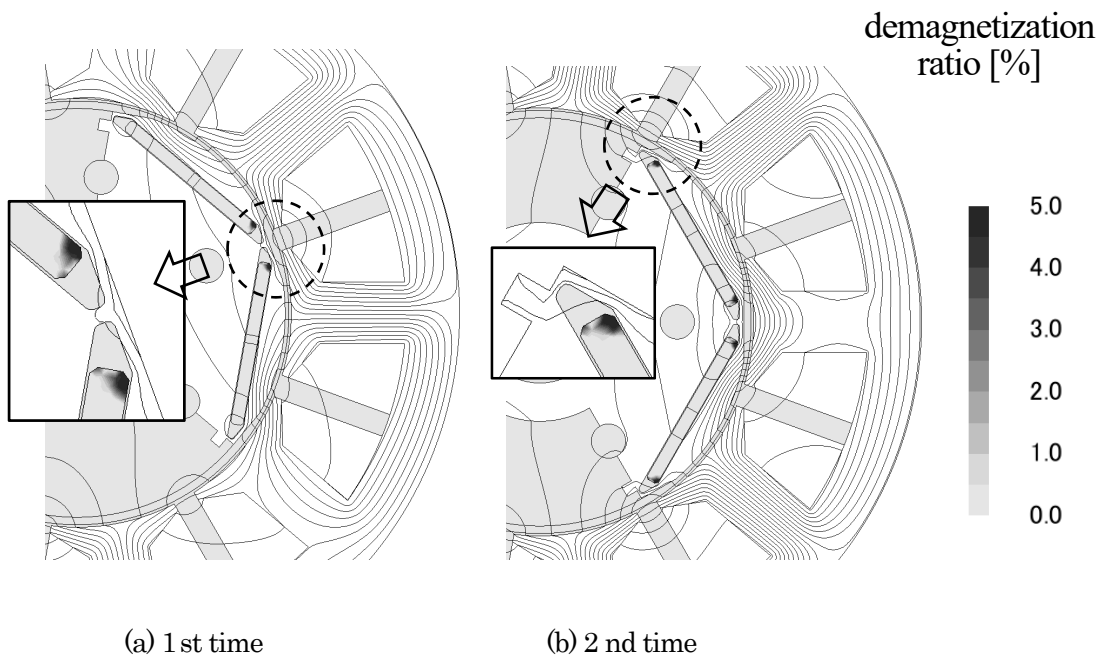


Fig. 2.24 Magnetic flux distribution and demagnetization

## 2. 6 試作機による減磁評価

180℃の高温駆動を想定し、サマリウムコバルト焼結磁石を使用した試作機にて2極分テストロータで減磁率1%の減磁評価をする。180℃減磁評価モータの外観を Fig. 2.25 に、三相通電による減磁試験用ロータ A を Fig. 2.26(a)に、二相通電による減磁試験用ロータ B を Fig. 2.26(b)に示す。永久磁石を配置した2極ロータコア (S45C)、永久磁石をサマリウムコバルト焼結磁石 (TS-32H)、4 極

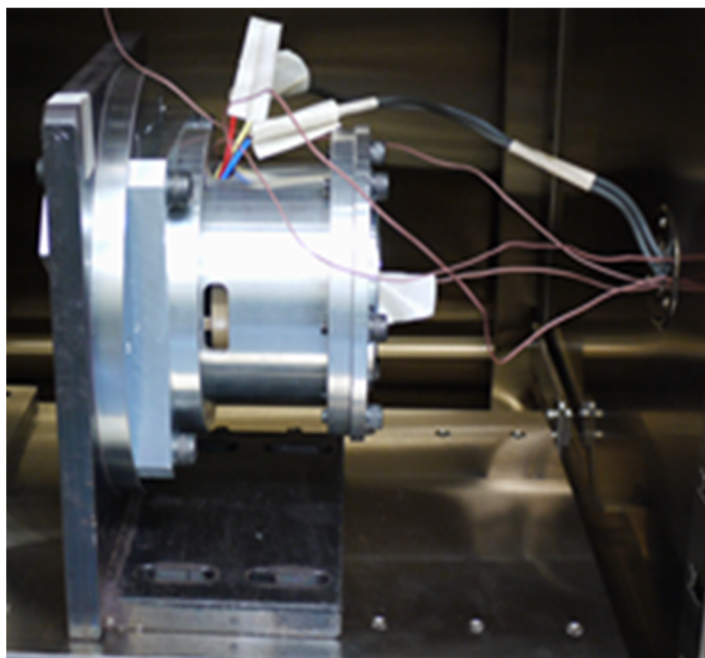
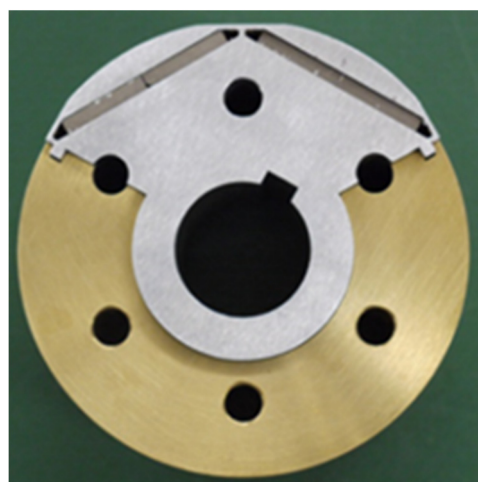
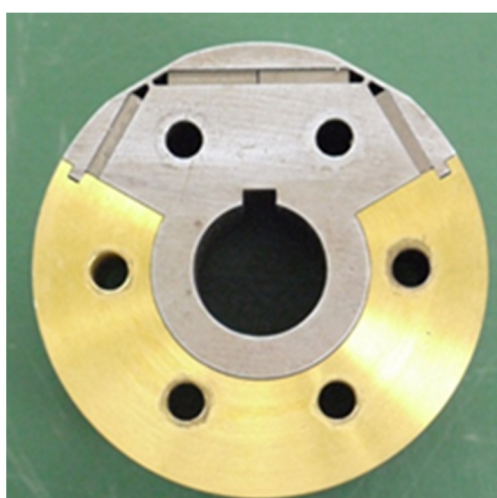


Fig. 2.25 Demagnetization test motor



(a) 3-phase current supply test rotor A

(b) 2-phase current supply test rotor B

Fig. 2.26 2 poles demagnetization test rotor

ダミーコア（黄銅）で構成している。180℃雰囲気では評価モータのロータを回転固定して巻線に逆磁界電流を通電する。通電前後の誘起電圧を計測し、(9)式により求めた減磁率を評価している。誘起電圧の計測は、プレジジョンパワーアナライザ WT1800（横河電機製）を用いている。

試験条件を Table 2.4, 試験結果を Fig. 2.27 に示す。1つのティースに 150 ターン集中巻で、巻線仕様は 1 相あたり 3 直列で 450 ターンを Y 結線している。ダミーコアは、非磁性材でロータコアの磁気回路にほとんど影響を与えず、ロータを回転させて誘起電圧を計測する際のアンバランスを補っている。巻線は直列結線とすることで、誘起電圧計測時に磁極の不均衡で生じる循環電流の悪影響を防いでいる。

減磁率が 1% となる電流は三相通電の減磁評価で 6.2A, 二相通電の減磁評価で 7.2A である。また、逆磁界電流の増加で、局部減磁領域が増加し減磁率の増加が顕著となる電流は、三相通電で 5.8A, 二相通電で 6.3A と推測される。減磁率が 1% となる 6 極ロータの電磁界解析値, 2 極分テストロータの電磁界解析値と試作評価結果を Table 2.5 に示す。電磁界解析の比較では、2 極分テストロータの減磁電流は 6 極ロータに比較して三相通電で 97%, 二相通電で 105% の差異がある。この差異は、2 極分テストロータの周囲は非磁性で構成されていて、大きな漏れ磁束はないが漏れ磁束がゼ

Table 2.4. Demagnetization test conditions

Stator OD	100 mm	Residual magnetic flux density Br	1.15 T
Stator ID	56 mm	Coercivity Hcj	1680 kA/m
Rotor OD	54.4 mm	Electromagnetic steel sheet	35A300
winding	450 turn, Y	Temperature	180 °C

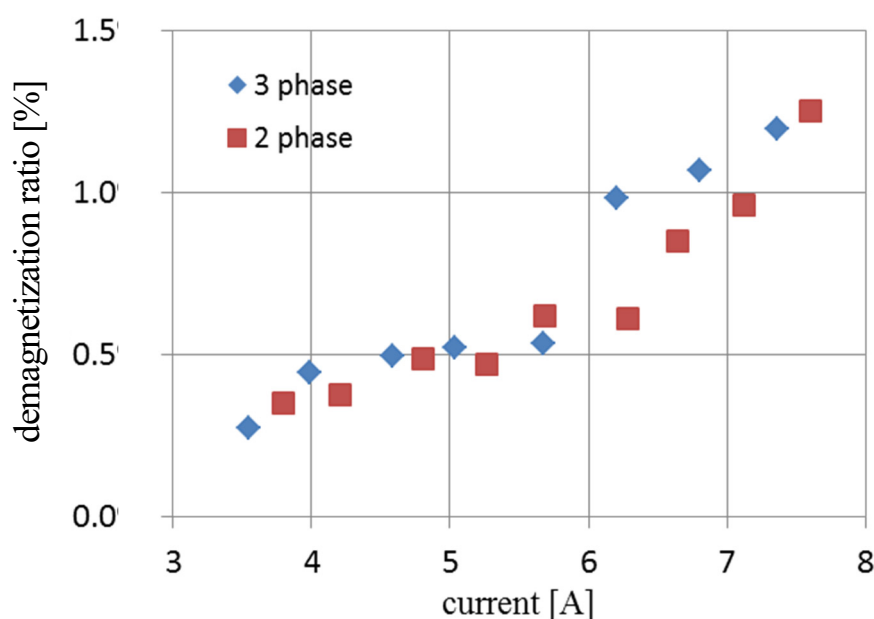


Fig. 2.27 Demagnetization ratio (experimental results)

Table 2.5. 1% demagnetization current comparison analysis and measurement

	3-phase current supply		2-phase current supply	
	1st time	2nd time	1st time	2nd time
6 poles rotor (analysis)	10.3A	10.1A	10.9A	10.7A
2 poles test rotor (analysis)	9.9A	9.8A	11.5A	11.2A
2 poles test rotor (measurement)	6.2A	-	-	7.2A
2 poles test rotor/6 poles rotor (analysis)	97%	97%	106%	105%
measurement / analysis	63%	-	-	64%

ロではない影響と考える。一方、2極分テストロータの試作実測値は、電磁界解析値に比較して三相通電で63%、二相通電で64%であり、絶対値は異なるが、2極分テストロータによる二相、三相通電による減磁評価として電磁界解析と同様の有効性を確認できる。減磁電流の絶対値の差異は、電磁界解析のネオジウム焼結磁石 (NMX-S36UH) と、試作評価のサマリウムコバルト焼結磁石 (TS-32H) の180°Cの磁気特性が若干異なる影響である。

また、3.5Aでも0.4%程度の不可逆減磁が起きているのは、サマリウムコバルト焼結磁石 (TS-32H) のJ-H曲線がクニック点に至るまでの間、直線よりわずかに上に凸である影響と考えられる。二相通電では、磁石の角部に減磁領域が確認され、三相通電では1回目通電で磁石の角部と中央部にまで減磁領域が確認されている。永久磁石の角部の減磁影響を評価するには二相通電による減磁評価が減磁率の値を評価するには三相通電による減磁評価が有効である。

## 2. 7 結言

第2章では、室温に比べて180°Cの高温でネオジウム磁石の保磁力が1/3以下と大きく低下すること、180°Cの高温環境下で適用可能な磁石は、高温でも保磁力を高めたネオジウム磁石や、サマリウムコバルト磁石であることを示した。

PMSMに用いられる永久磁石の磁気特性のグレードが同じでも、永久磁石の配置や巻線方式の違いで減磁耐力が異なる。IPMSMはSPMSMより減磁に対して優位であり、集中巻モータは分布巻モータに比べて巻線抵抗値が低く高温環境で優位である一方、集中巻モータはロータ1極あたりのステータティース数が少なく、ロータの永久磁石に磁界が集中して作用するため、分布巻モータに比べて永久磁石に局所的な不可逆減磁を起こしやすいという課題を明らかにした。

高温で減磁耐力を向上するモータとして、高温でも保磁力を高めたネオジウム磁石およびサマリウムコバルト磁石を用いた集中巻IPMSMを選定し、180°Cの高温環境下で使用されるモータの減磁率を1%の厳しい値で評価し、1%減磁は永久磁石の局部減磁であることを示した。

集中巻IPMSMの永久磁石の配向を変えることで減磁耐力が向上することを電磁界解析による基礎検討モデルを用いて示した。

集中巻モータは、ロータ磁極中央に対向したステータティースからロータの永久磁石の磁化方向

と逆方向の磁界（逆磁界）を作用させる三相通電と、1つのロータ磁極に1つの通電するステータティースのみが対向してロータの永久磁石の逆磁界を作用させる二相通電とでは、ロータの永久磁石に作用する逆磁界が異なり、減磁影響が異なることを示し、三相通電による減磁評価と二相通電による減磁評価の二つが重要であることを明らかにし、二相通電と三相通電による高温環境下で有効な2極分テストロータによる減磁評価方法を提案した。

第2章では以下の知見を得た。

- (1) 永久磁石の板厚方向に対して着磁配向角  $\alpha$  を大きくするほど磁石断面積  $Am$  が  $\cos \alpha$  で低下しエアギャップ磁束密度は低下するが、減磁限界電流は増加し減磁耐力が向上する。
- (2) ロータ1極の中央に一つのステータティースが対向した位置関係で三相通電を行う減磁評価では、逆磁界電流が増加すると永久磁石両端の磁極中央よりの箇所局部減磁が起こり、さらに逆磁界電流が増加すると減磁領域が永久磁石の磁極中央部まで広がり全体減磁が起き減磁率が急激に増加する。
- (3) ロータ1極に1つの通電するステータティースが対向した位置関係で二相通電を行う減磁評価では、逆磁界電流が増加すると永久磁石の角部に局部減磁が起こり、さらに逆磁界電流が増加すると永久磁石の全体減磁に徐々に移行し減磁率が増加する。
- (4) 三相通電による減磁評価は永久磁石の両端の磁極中央より、および磁極中央の減磁の評価に適し、二相通電による減磁評価は永久磁石の両端角部の減磁の評価に適する。
- (5) 多極ロータに比べ容易に試作、減磁評価ができる多極 IPMSM の2極分テストロータによる減磁評価は、本モデルで6極モータ減磁電流に比べて減磁電流の差異は $\pm 5\%$ 程度である。高温環境で減磁率1%の局部減磁の評価においては、二相通電、三相通電の電磁界解析と試作評価を行う本評価手法は有効である。

第2章では、 $180^{\circ}\text{C}$ の高温環境下で使用される集中巻 IPMSM の減磁耐力向上に対する課題を抽出し、永久磁石の配向を永久磁石の板厚方向に対して角度をつけることで減磁耐力を向上できる可能性を示した。第3章では、永久磁石配置による減磁耐力の影響と、配向着磁による減磁耐力の向上について、二相通電、三相通電の減磁評価方法を活用した  $180^{\circ}\text{C}$ の高温での実機評価検証と、正弦波電流位相制御駆動でトルク特性に及ぼす影響について論じる。

## 第3章 磁石配置角と着磁配向角が減磁耐力に与える影響の検討

### 3. 1 緒言

第2章では、減磁曲線とパーミアンス係数より永久磁石の動作点を示し、高温での減磁について説明し、保磁力を高めたネオジウム磁石、およびサマリウムコバルト磁石は、180°Cの高温環境下で適用可能な磁石であることを示した。180°Cの高温で減磁率1%での減磁耐力を向上するモータとして、上記高耐熱ネオジウム磁石、およびサマリウムコバルト磁石を用いた集中巻 IPMSM を選定した。1%減磁は永久磁石の局部減磁であることを明らかにし、局部減磁は永久磁石の角部で起き、永久磁石の配向を変えることが減磁耐力の向上に有効であることを基礎検討モデルの電磁界解析で示した。

本章では、モータモデルで永久磁石の配向を変えることによる減磁耐力の向上を検討する。永久磁石の配向方向の長さ  $L_m$  (平行配向の場合、永久磁石の板厚寸法  $t_m$  に等価) を大きくすると(4)式よりパーミアンス係数  $P_c$  が大きくなり減磁耐力が向上することは明らかである。しかし、永久磁石の体積が一定の条件下で永久磁石の板厚寸法  $t_m$  を大きくすると、永久磁石の幅寸法  $W_m$  が小さくなり磁石面積  $A_m$  が減少し有効磁束の減少によりトルクが低下する。このように永久磁石の体積が一定の条件下では、減磁耐力の向上とトルクの向上はトレードオフ関係である<sup>(42)</sup>。

一方、永久磁石の板厚方向からの着磁配向角  $\alpha$  で斜め配向着磁とした平行四辺形体磁石は、斜め配向磁石による永久磁石の磁石長  $L_m$  が増加し、配向方向に作用する逆磁界の減少による減磁耐力向上の割合が、有効磁束低下によるトルク低下の割合より大きく、減磁耐力向上と高トルクを両立できる可能性がある<sup>(35)</sup>。

さらに、IPMSMは磁石トルクとリラクタンストルクの両方を活用でき、電流位相  $\beta$  を進めて、q軸電流と負のd軸電流を合成した電流位相で駆動することにより、マグネットトルクのみを利用するSPMSMより高トルク化が可能である<sup>(13),(14)</sup>。また、電流位相  $\beta$  を進める弱め界磁制御でも、マグネットトルクの低下をリラクタンストルクで補えるため低回転速度から高回転速度の広範囲の出力域で駆動が可能である<sup>(23)</sup>。電気自動車の主機用IPMSMは、車載電源電圧の制限下で、高回転速度では積極的に負のd軸電流を流した弱め界磁制御を行っている顕著な例である。

電機子電流  $I_a$ 、電流位相  $\beta$  を用いて負のd軸電流は  $I_a \sin\beta$  で表される。最も減磁に厳しい条件の電流位相  $\beta=90^\circ$  (負のd軸電流のみ) は、トルクを発生せず、実際の駆動では使用されない。実際の弱め界磁制御では例えば、 $\beta=60^\circ$ や $\beta=80^\circ$ であり、永久磁石に逆磁界を作用させるd軸電流は  $I_a \sin\beta$  と  $\beta=90^\circ$ に比べて減磁耐力は大きくなる。負のd軸電流による磁束成分のみでなく、モータが実際に回転しているときの動的特性解析アルゴリズムを研究している例<sup>(29)</sup>も見られ、実際には使用しない電流位相で減磁に厳しい条件でモータ設計を行うと過剰な設計となり省資源設計に反する場合もある。

第3章では、減磁耐力向上と高トルクを両立する一つの方策として、永久磁石を斜め配向着磁とすることで、永久磁石の磁界と永久磁石に作用する逆磁界とに角度差がつき減磁耐力が向上することを示す<sup>(36)</sup>。第2章の基礎検討モデルで斜め配向磁石の減磁耐力向上を確認できたので、6極9スロット集中巻IPMSMにて、永久磁石の配置と減磁耐力を調査する。永久磁石の体積が一定の条件



下で永久磁石板厚寸法  $tm$  と永久磁石の幅寸法  $Wm$  を変えた斜め配向着磁磁石を機械角  $60^\circ$  のロータコア1極内でV字角  $Va$  を  $60^\circ \sim 180^\circ$  , すなわち, スポーク配置, V字配置, 平板配置とし, 減磁率と平板配置に対するトルク率に関して, V字角  $Va$  と着磁配向角  $\alpha$  の最適化を検討する<sup>(42)-(45)</sup>。さらに, 斜め配向着磁磁石を用いた IPMSM の電流位相制御におけるマグネットトルクとリラクタンストルクへの影響と, 弱め界磁制御での減磁耐力について述べる。

### 3. 2 磁石配置と減磁耐力

#### 〈3.2.1〉 V字配置角の減磁耐力

ロータを回転固定した状態で, スタータ巻線に負の d 軸電流を流してロータ磁石に逆磁界を作用させて永久磁石の減磁状況を電磁界解析により調査する。負の d 軸電流を流す前後で, 無通電状態のエアギャップ中央の磁束密度の実効値の変化より減磁率を評価する。減磁率は前述の (8) 式で求める。減磁解析条件を Table 3.1, 解析モデルを Fig.3.1 に示す。1つのティースに巻線を150ターン集中巻し, 1相あたり3並列の3Y結線の巻線仕様である。

ロータコアの永久磁石配置角であるV字角  $Va$  を変えたロータコアに, 着磁配向角  $\alpha$  を変えた平

Table 3.1 Analyzed conditions

Stator ID	56 mm	Residual magnetic flux density $B_r$	1.16 T
Rotor OD	54.4 mm	Coercivity $H_{cj}$	2387 kA/m
Magnet	1.65×32mm	Electromagnetic steel sheet	35A300
winding	150 turn, 3Y	Temperature	180 °C

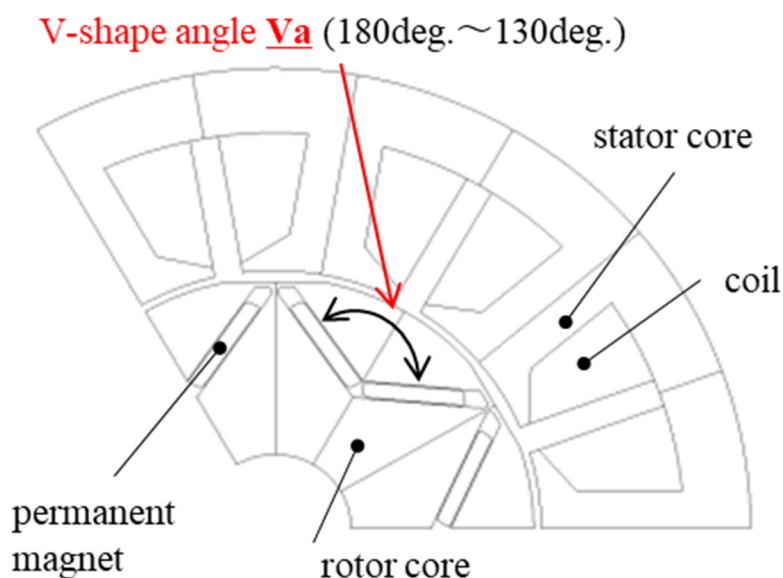


Fig. 3.1 V-shaped magnet arrangement motor model

行四辺形磁石を組み込み (Fig. 3.1), ロータ磁極に逆磁界を作用させる負の d 軸電流をステータ巻線に通電し, 永久磁石の減磁状態と通電前後のエアギャップ磁束密度を電磁界解析ソフト (JMAG-Designer) で求める。永久磁石は高温で保磁力の高いネオジム焼結磁石 (NMX-S36UH の不可逆逆データ) を用いる。

次に, V 字磁石配置モデルの詳細について説明する。Fig. 3.2 は, 1/2 極のロータモデルである。永久磁石配置孔の外周側の極間側端点を A 点とし, 極中央点を B1 点とする。A 点を固定とし, B1 点を回転軸側へ距離 C ずらして B2 点とし, 永久磁石の板厚寸法  $t_m$  の平板磁石配置モデルから磁石の板厚寸法  $t_m$  一定の V 字配置角度の異なる V 字磁石配置モデルを作成している。V 字磁石配置モデルは, d 軸に対する V 字角  $Va2$  の 2 倍の角度が V 字角  $Va$  に相当し, 永久磁石の体積と永久磁石の板厚寸法  $t_m$  は一定とし, ロータ 1 極に磁極の中心である d 軸に対して対称に配向磁された永久磁石を配置している。V 字角  $Va=180^\circ$  は平板配置に相当し, ロータ 1 極の弦の位置近傍に永久磁石を平板状に配置している。

V 字角  $Va$  が  $130^\circ$ ,  $160^\circ$ ,  $180^\circ$  のロータに負の d 軸電流を 30A 三相通電した時の磁束線を Fig. 3.3 に示す。V 字角  $Va$  が  $160^\circ$ ,  $130^\circ$  と小さくなると, 永久磁石の磁極中央部が弦の位置より回転軸側となり, V 字状の永久磁石がロータ内部に深く埋め込み配置される。ロータコアに永久磁石を深く埋め込むことで集中巻のステータティースから作用する逆磁界が永久磁石の外側のロータコアで緩和され, 減磁耐力の向上が期待される。Fig. 3.1 で示したロータコア 1 極に 2 個の平行四辺形磁石を配置した集中巻 IPMSM の  $180^\circ\text{C}$  における減磁解析結果を Fig. 3.4 に示す。横軸は V 字角  $Va$  で,  $180^\circ$  (平板配置) から  $130^\circ$  (V 字配置) を, 左縦軸は減磁改善率 (実線表示) を, 右縦軸はトルク比 (破線表示) を示す。減磁改善率は, 平板磁石の 1% 減磁に至る電流の増加比率で求め, トルク比は平板磁石のトルクに対するトルクの比率を示している。

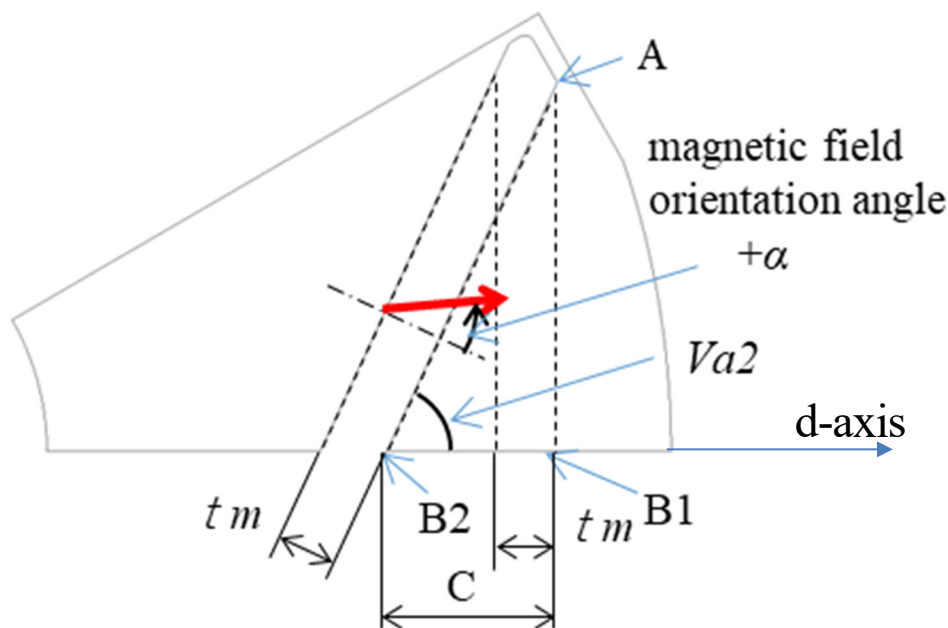


Fig. 3.2 Rotor model (1/2 pole)

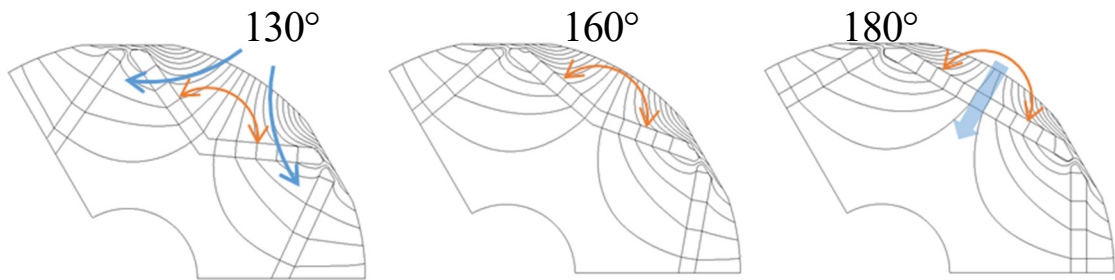


Fig. 3.3 V-shaped magnet arrangement models

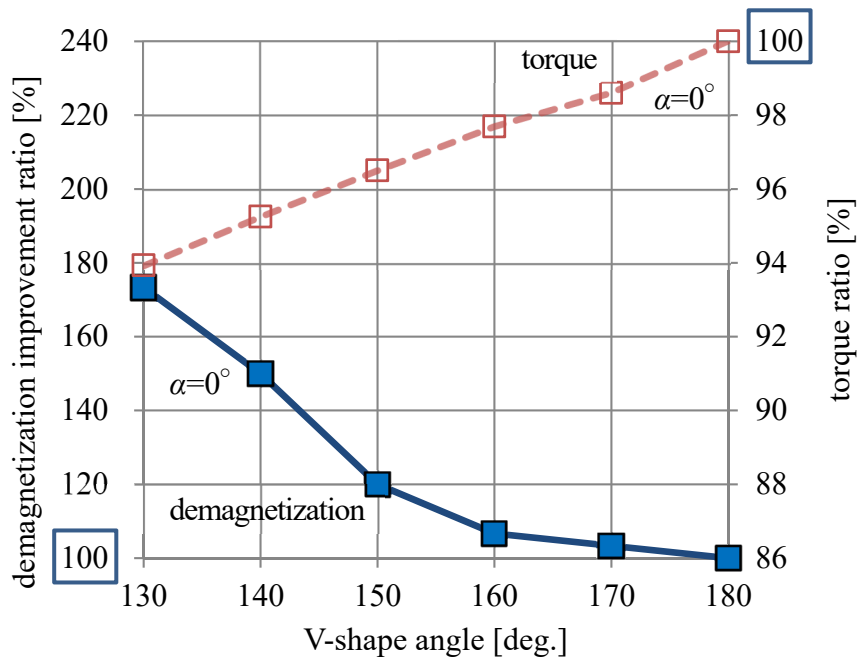


Fig. 3.4 V-shape angle vs. demagnetization improvement ratio and torque ratio

(10) 式に減磁改善率を, (11) 式にトルク比を示す。

$$Rd = I_{Va} / I_{180} \quad [\%] \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$Rt = T_{Va} / T_{180} \quad [\%] \quad \dots\dots\dots (11)$$

ここに,  $Rd$  は減磁改善率,  $I_{Va}$  は V 字角  $Va$  の 1% 減磁電流,  $I_{180}$  は平板磁石ロータの 1% 減磁電流。  $Rt$  はトルク比,  $T_{180}$  は平板磁石ロータの定格電流  $I_{rat}$  でのマグネットトルク,  $T_{Va}$  は V 字角  $Va$  のロータの  $I_{rat}$  でのマグネットトルク。

減磁改善率  $Rd$  は, 着磁配向角  $\alpha=0^\circ$  では, V 字角  $Va$  が  $180^\circ$  から  $160^\circ$  で変化は少なく, V 字角  $Va$  が  $150^\circ$  以下で向上する傾向にある。 V 字角  $Va$  が  $180^\circ$  から  $160^\circ$  はロータコアの形状の変化が小さく減磁改善率の変化も小さいためである。 V 字角  $130^\circ$  の減磁改善率は, 平板配置の 170% に相当する。

トルク比  $R_t$  は、着磁配向角  $\alpha=0^\circ$  では、V字角  $V_a$  が  $180^\circ$  から  $160^\circ$  へ低下するに従い低下する。また、着磁配向角  $\alpha$  が大きいほどトルク比は低下する。V字角  $V_a$  が  $180^\circ$  から  $160^\circ$  では着磁配向角  $\alpha$  が大きいときのトルク比低下割合が若干大きい。V字角  $V_a$  が  $180^\circ$  から  $160^\circ$  ではロータコア形状の変化が小さいが、磁石配向が異なる影響はマグネットトルクに現れている。このように、永久磁石の体積一定、厚み一定でV字角  $V_a$  を小さくして磁石配置を深くすると減磁耐力は向上できるが、トルクは低下するトレードオフの関係があることを明確にした。

次に平板コアとV字コアの永久磁石配置孔に作用する磁界をそれぞれ Fig. 3.5 と Fig. 3.6 に示し、V字角  $V_a$  が小さいほど、減磁改善率が向上する原因について考察する。V字角が異なる場合に永久磁石に作用する磁界を調べるため、ロータの永久磁石を空気に置き換え、ステータ巻線にd軸電流を通電する。平板コアとV字コアには同じ起磁力  $4500\text{A}$  を与えているが、平板コアの永久磁石配置孔に作用する磁界は平均  $240\text{ kA/m}$  で、V字コアの永久磁石孔に作用する磁界の平均  $191\text{ kA/m}$  より高く、平板コアの永久磁石はV字コアの永久磁石に比べて減磁し易い。また、Fig. 3.5 では永久磁石配置孔の磁極間側に強い逆磁界作用箇所があり、永久磁石を配置した際に永久磁石の角部に相当する位置となるため、斜め配向着磁による減磁耐力の向上効果が永久磁石の角部では十分活かされないう可能性がある。V字コアの Fig. 3.6 では、永久磁石配置孔の磁界ベクトルが平板の磁界ベクトル

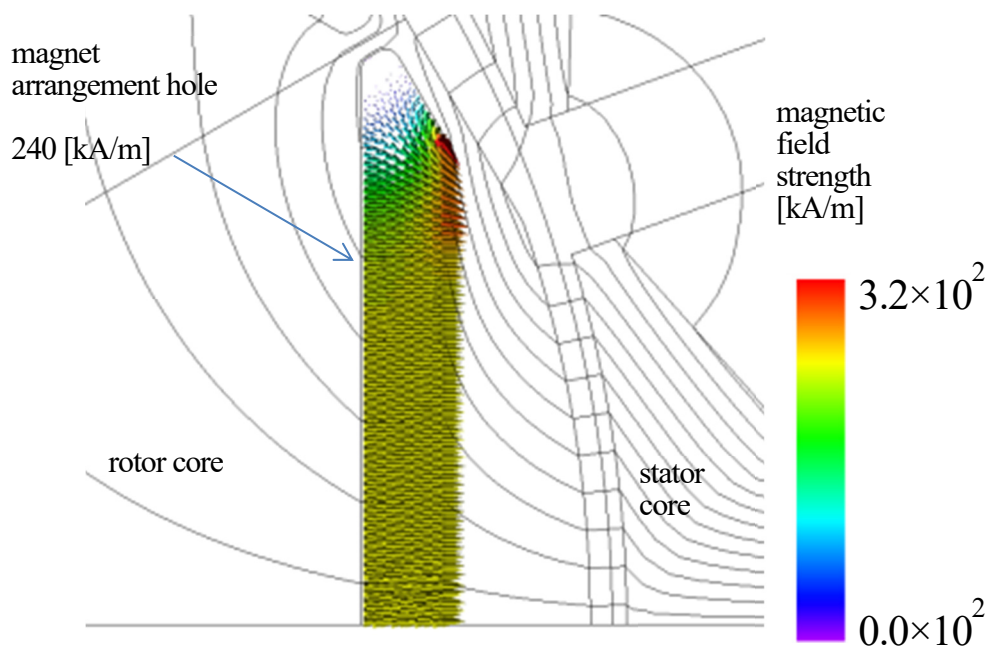


Fig. 3.5 Magnetic field and magnetic flux lines of flat plate magnet arrangement rotor

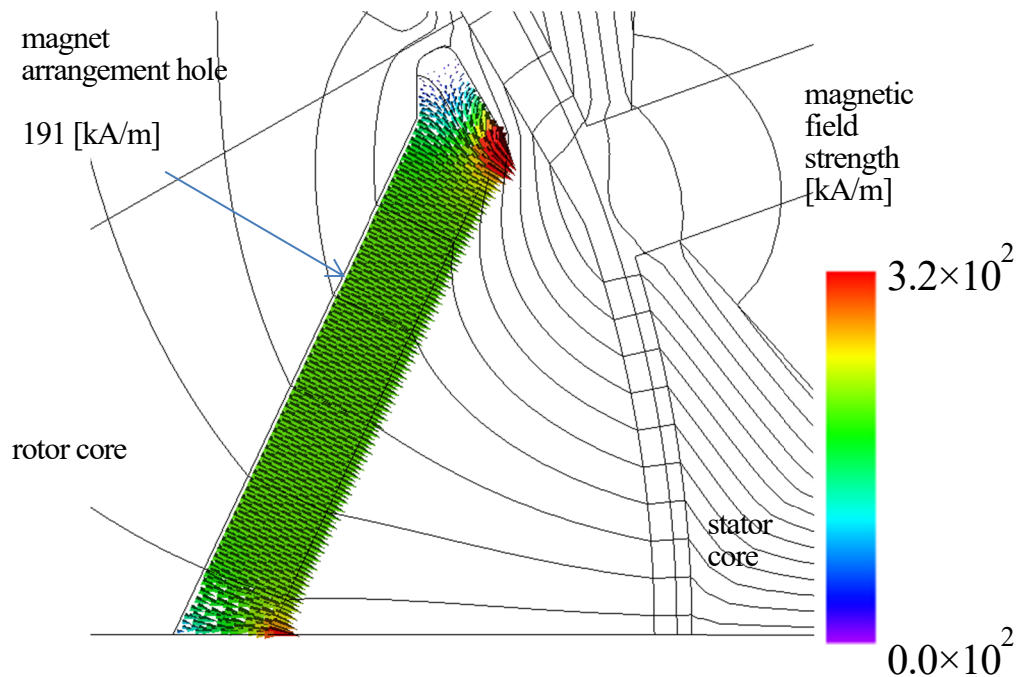


Fig. 3.6 Magnetic field and magnetic flux lines of V-shaped magnet arrangement rotor

よりも小さく、さらに磁極間側や磁極中央の強い逆磁界作用箇所を避けて永久磁石を配置することでV字コアは平板コアよりも減磁耐力を向上することができる。

### 3. 3 磁石の埋込深さと減磁耐力

#### 〈3・3・1〉 平板配置, V字配置, スポーク配置

平板配置とV字角  $I_a$  を変えたV字配置を比較検討し、V字角  $I_a$  を小さくすると磁耐力を向上できるがトルクは減少し、減磁耐力とトルクにトレードオフの関係があることを示した。ロータコアの永久磁石配置位置、配置角度によって永久磁石の磁界の角度と外部から作用する逆磁界の角度が異なり、減磁耐力が向上している。

永久磁石の体積が同一の磁石においてロータの磁石配置角度  $I_a$  を  $180^\circ$  から  $360^\circ/P$  まで変化させることで ( $P$  は極数)、平板配置、V字配置、スポーク配置と永久磁石配置を変えることができる。Fig. 3.7にIPMSMの6極ロータの例を示す。Fig. 3.7(a)は平板配置コア、Fig. 3.7(b)はV字配置コア、Fig. 3.7(c)はスポーク配置コアである。永久磁石をスポーク配置したモータはSPMSMや、IPMSMに比べて減磁に留意が必要との研究<sup>(25), (26)</sup>や、ロータスリットに複数の永久磁石を配置した永久磁石補助同期リラクタンスモータ (PMASynRM) で局部減磁の研究<sup>(27), (28)</sup>等があり、ロータコアでの永久磁石の埋込箇所によっては局部減磁に注意が必要である。

3. 3節ではFig. 3.7に示したように、6極ロータの磁石配置角度  $I_a$  を  $180^\circ$  から  $360^\circ/6=60^\circ$  まで最大限に拡張して永久磁石の埋め込み深さに対するトルクと減磁の変化を調査する。

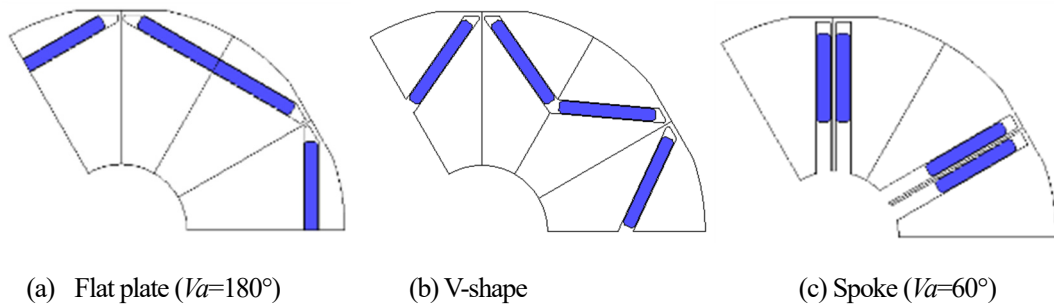


Fig. 3.7 Magnet arrangement for 6-pole rotor motor

### 〈3・3・2〉 V字角に対する減磁耐力とトルクの関係

永久磁石の配置角度  $I_a$  を  $180^\circ$  から  $60^\circ$  に変化させた減磁解析モデルで永久磁石の埋め込み深さを変えて減磁耐力とトルクを調査する。ロータ磁極に逆磁界を作用させる負の d 軸電流をステータ巻線に通電し、永久磁石の減磁状態と通電前後のエアギャップ磁束密度を電磁界解析ソフト (JMAG-Designer) で求めている。永久磁石はネオジウム焼結磁石 (NMX-S36UH の不可逆データ) を用いる。解析条件を Table 3.2 に示す。1つのティースに巻線を 150 ターン集中巻し、1相あたり 3 並列の 3Y 結線の巻線仕様である。解析モデルは前述の Fig. 3.1 の V 字角  $I_a$  を変えて、平板配置モデル ( $I_a=180\text{deg}$ ) や、スポーク配置モデル ( $I_a=60\text{deg}$ ) とし、減磁限界電流とトルクを評価指標とする。減磁率は前述の (8) 式により逆磁界通電前後の無通電時のエアギャップ中央の磁束密度実効値の比で定義し、トルク率は平板配置 ( $I_a=180^\circ$ ) 平行配向磁石 ( $\alpha=0^\circ$ ) のトルクに対する比で定義する。減磁限界電流は、逆磁界電流通電前後の無通電エアギャップ磁束密度の変化より求めた減磁率が 1% に至らない最大電流である。トルクは、定格電流 7.07 Arms, 電流位相  $\beta=20^\circ$  で計算する。

Fig. 3.8 は平板モデル ( $I_a=180^\circ$ )、Fig. 3.9 は V 字配置 ( $I_a=100^\circ$ ) モデル、Fig. 3.10 はスポーク配置モデル ( $I_a=60^\circ$ ) で、三相通電による逆磁界を作用させた磁束線と減磁率を示している。永久磁石の体積と永久磁石の板厚寸法は同一条件とし、V 字配置モデル、スポーク配置モデルでは平板配置モデルの永久磁石の幅寸法を 2 等分して配置している。

磁石配置角に対する減磁改善率とトルク比を Fig. 3.11 に示す。平板モデルの 1% の減磁限界電流を基準とすると、V 字配置 ( $I_a=100^\circ$ ) モデルでは減磁改善率が 3 倍となり減磁耐力 3 倍、スポーク配置モデルでは減磁耐力 8 倍に相当する。V 字角  $I_a$  が  $180^\circ$  から  $60^\circ$  へ小さくなるにつれて、磁極中央へ向かう磁束が増加し、特に永久磁石の角部に作用する磁界が減少し減磁耐力が向上する。一方、磁束密度は低下し永久磁石トルクは低下する。また、V 字角  $I_a$  が小さいと永久磁石配置孔の永久磁石の幅方向寸法を大きくできることが Fig. 3.8, Fig. 3.9, Fig. 3.10 から明らかである。V 字角  $I_a$  を小さくすることによる減磁耐力向上を考慮すれば、永久磁石の体積一定条件下で永久磁石の板厚寸法  $t_m$  を薄くすることが可能であり、永久磁石の幅寸法  $W_m$  を増加することができる。永久磁石の幅寸法  $W_m$  の増加による磁束増加でマグネットトルクの増加が期待できる。ロータ 1 極の弦寸法に永久



磁石を配置した平板磁石配置の永久磁石の幅寸法  $W_m$  を基準としているが、減磁耐力を向上し、さらに高トルク化をはかるには、磁石幅寸法  $W_m$  の拡大が有効である。平板磁石配置の永久磁石の幅寸法  $W_m$  はロータの1極分の弦寸法が最大であるが、V字配置やスポーク配置では永久磁石の幅寸法  $W_m$  を基準寸法である弦寸法以上に拡大することができ、高トルクが期待できる。減磁耐力向上と高トルクの両立の可能性を検討する方針として、基準磁石より永久磁石幅寸法  $W_m$  を拡大できるV字配置では、永久磁石を深く埋め込むことで減磁耐力を向上させ、その分磁石板厚寸法  $t_m$  を薄くし永久磁石の幅寸法  $W_m$  を拡大し高トルク化を狙う。また、基本磁石の永久磁石の幅寸法  $W_m$  では斜め配向着磁として磁石長  $L_m$  を増加して減磁耐力向上を狙う。

Table 3.2 Analyzed conditions

Stator ID	56 mm	Residual magnetic flux density $B_r$	1.16 T
Rotor OD	54.4 mm		
Stack length	32 mm	Coercivity $H_{cj}$	2387 kA/m
Magnet volume	1135 mm <sup>3</sup> (at one pole)	Electromagnetic steel sheet	35A300
Winding	150 turn, 3Y	Temperature	180 °C

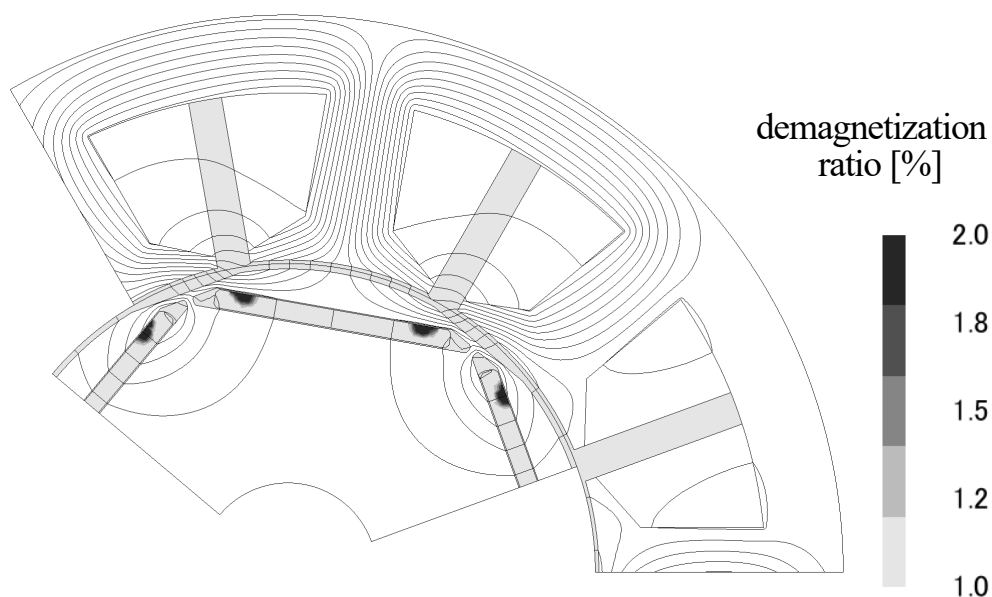


Fig. 3.8 Demagnetization analysis of flat plate model ( $I_a=180^\circ$ )

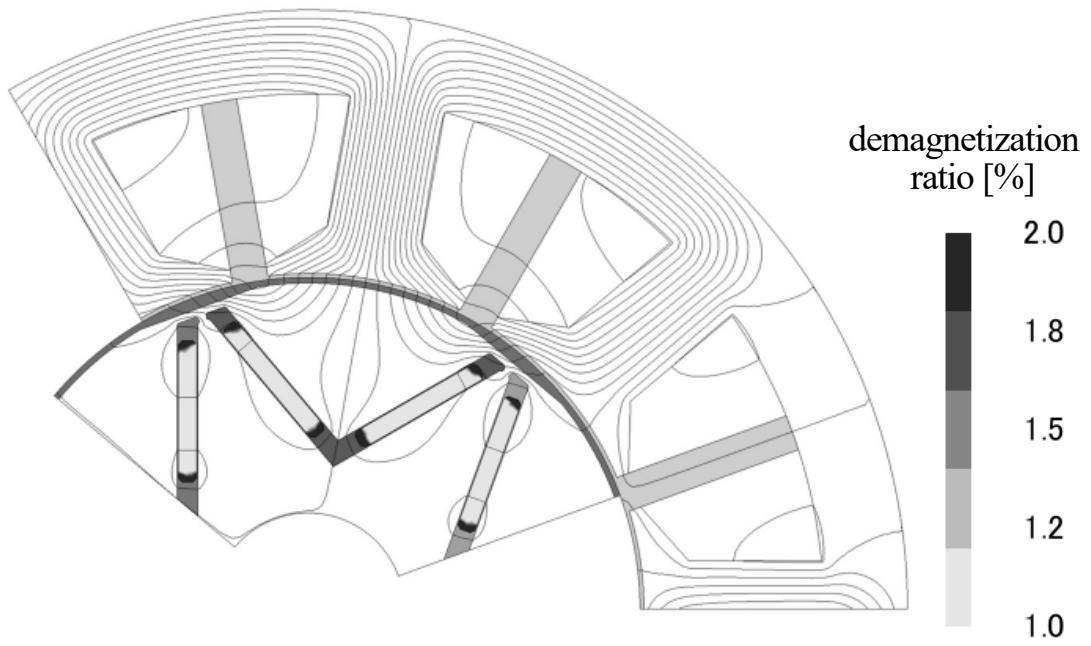


Fig. 3.9 Demagnetization analysis of V-shape model ( $Va=100^\circ$ )

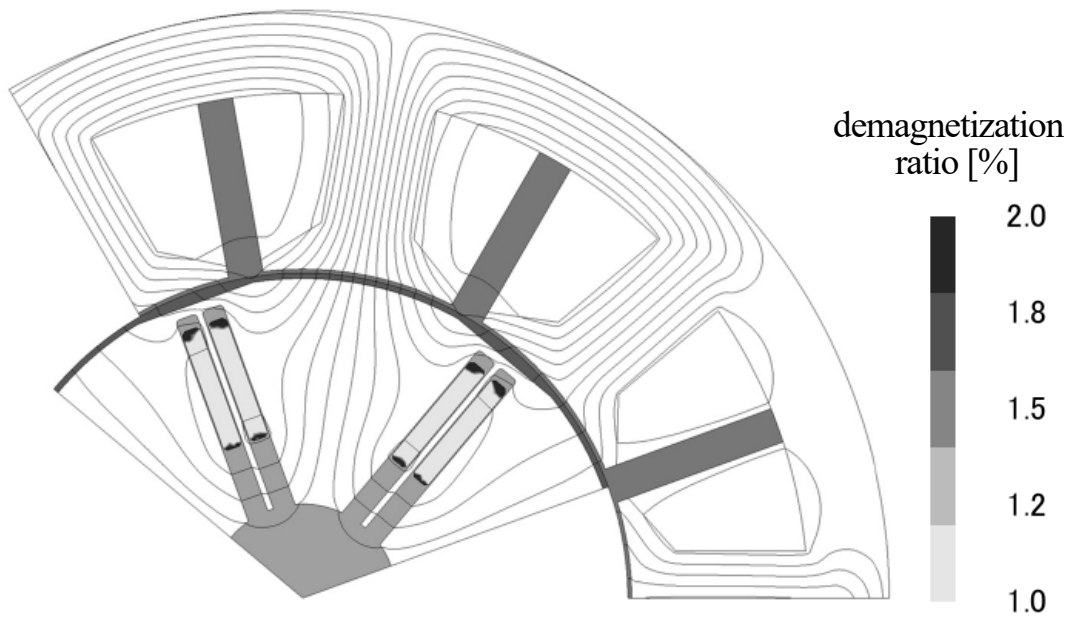


Fig. 3.10 Demagnetization analysis of spoke model ( $Va=60^\circ$ )



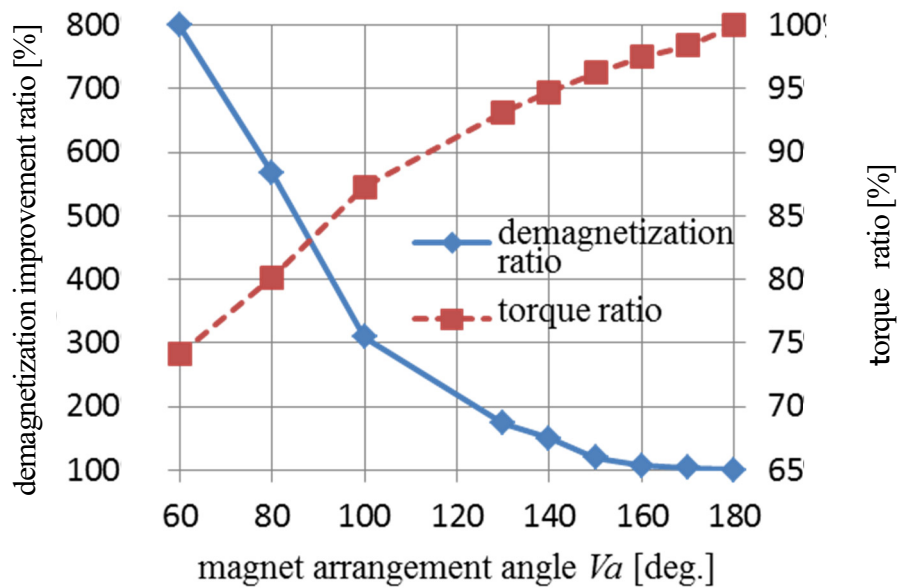


Fig. 3.11 Magnet arrangement angle vs. demagnetization improvement ratio and torque ratio

### 3. 4 V字配置における着磁配向角の減磁への影響

#### (3-4-1) V字配置での着磁配向角の減磁耐力への影響

3. 2節で示した着磁配向角  $\alpha=0^\circ$ に加え  $\alpha=10^\circ$ ,  $15^\circ$ の減磁改善率とトルク比の関係を Fig. 3.12 に示す。減磁改善率に与える影響は、V字角  $V_a$  が小さくなり永久磁石がロータコアに深く埋め込まれるほど大きくなる。右軸上のV字角  $180^\circ$ の平板配置では着磁配向角  $\alpha=0^\circ$ の減磁改善率  $100\%$ に対して、着磁配向角  $\alpha=15^\circ$ の減磁改善率は  $121\%$ であるが、左軸上のV字角  $130^\circ$ では、着磁配向角  $\alpha=0^\circ$ の減磁改善率  $173\%$ に対して、着磁配向角  $\alpha=15^\circ$ の減磁改善率は  $223\%$ である。V字角が小さく永久磁石をロータコアに深く埋め込んだほど、着磁配向角  $\alpha$  による減磁改善率の効果が大きい。V字配置における着磁配向角  $\alpha$  による減磁耐力の改善について、永久磁石の端部に作用する磁界の影響を詳細に調査する。V字配置角  $130^\circ$ のロータコア（磁石なし）に負のd軸電流を流して永久磁石配置孔に得られた磁界ベクトルと磁束線を Fig. 3.13 に示す。ロータコアに比べ磁気抵抗が高い永久磁石および永久磁石配置孔では、磁界は永久磁石および永久磁石配置孔を最短距離となる方向に作用する。仮にロータに着磁配向角  $\alpha=20^\circ$ 永久磁石を配置すると磁気配置孔には、実践矢印で示した永久磁石の磁界に対し、破線矢印で示した固定子巻線の電流による磁界が作用する。永久磁石の逆磁界と固定子巻線の電流による磁界のベクトル角度差  $20^\circ$ から永久磁石の配向方向に作用する逆磁界が  $\cos 20$  に減少するため減磁耐力が向上する。

一方、永久磁石配置孔の極間側の外周側端部で周方向に強い磁界が作用し、V字の極中央でも半径方向の強い磁界が作用している。減磁耐力の向上には、永久磁石配置孔の端部に作用する強い磁界の影響に留意した永久磁石配置が必要である。

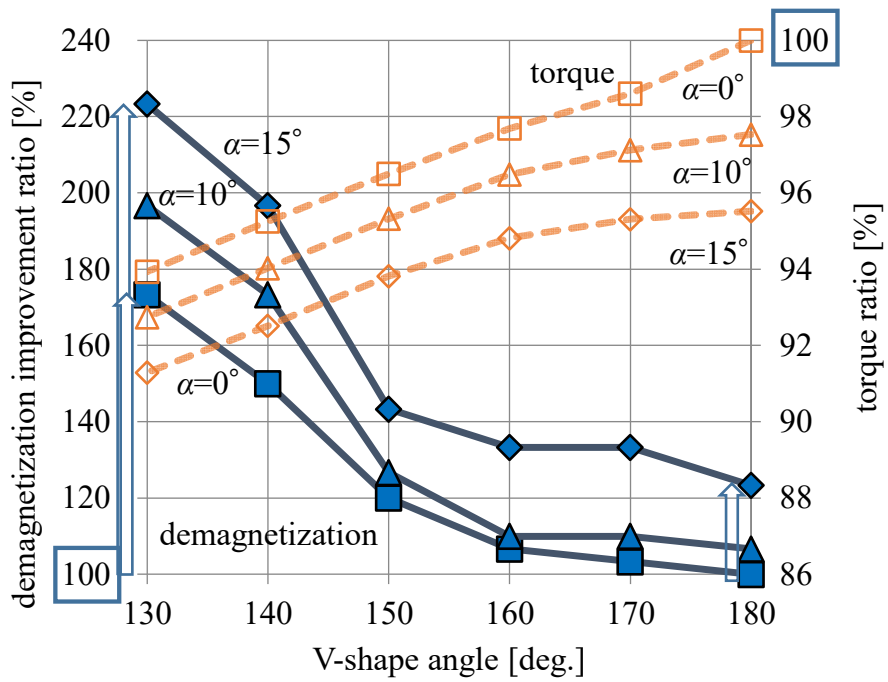


Fig. 3.12 V-shape angle vs. demagnetization improvement ratio and torque ratio

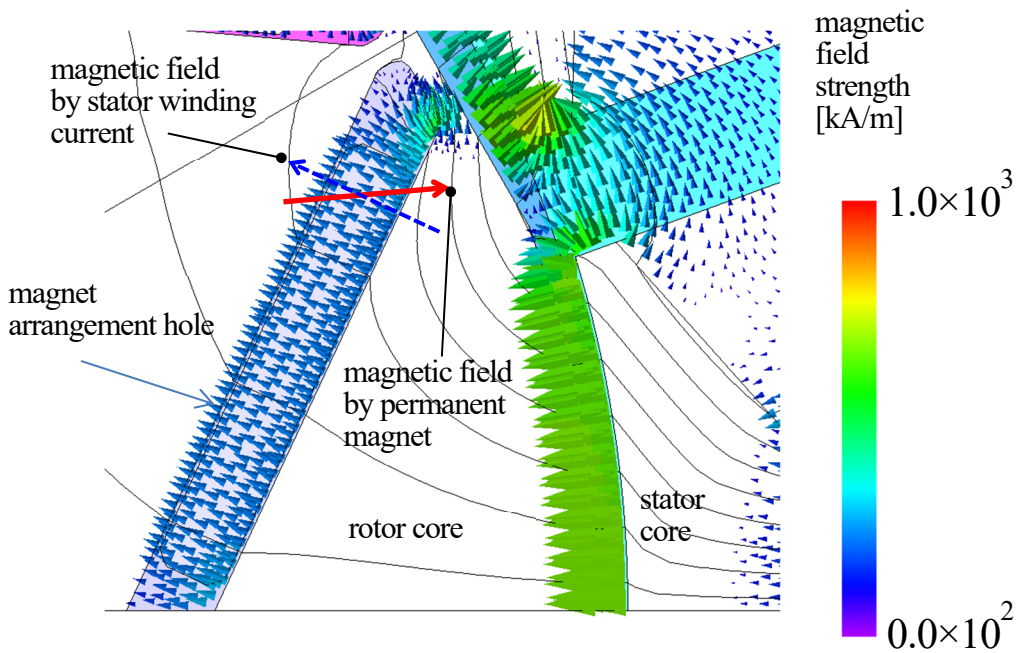


Fig. 3.13 Magnetic field and magnetic flux lines

### 〈3・4・2〉 磁石長の減磁耐力に及ぼす影響

次に、永久磁石体積一定の条件で、磁化方向の磁石寸法である磁石長  $L_m$  を変化させて V 字角  $V_a$  を変えて減磁耐力とトルクの関係进行调查する。前述の Fig. 3.2 で示したように、ロータ 1 極の弦の位置近傍に永久磁石を平板状に配置した時の磁石配置幅  $W_m$  としたモータの磁石長  $L_m$  を基準とする。ここでは、平板磁石ロータの磁石長  $L_m$  に対する磁石長の比を磁石長比と定義する。磁石長比が 100%未満の場合は、着磁配向角  $\alpha=0^\circ$  で磁石幅寸法  $W_m$  を大きくする。一方、磁石長比が 100%以上の場合は、磁石幅寸法  $W_m$  一定で着磁配向角  $\alpha$  を大きくする。

磁石長比と V 字角  $V_a$  に対する減磁耐力の関係を図 3.14 に、磁石長  $L_m$  の比と V 字角  $V_a$  に対するトルク比の関係を図 3.15 に示す。横軸は V 字角  $V_a$  とし、縦軸にそれぞれ減磁耐力向上率とトルク比を示している。減磁耐力向上率は、平行配向磁石の平板配置ロータの 1%減磁限界電流を 100%とした比率で、トルク比は、平行配向磁石の平板配置ロータのトルクに対する比率としている。基準を点線内の円;1 で示している。磁石長比 100%では、V 字角を  $180^\circ$  から  $130^\circ$  と小さくすることで減磁耐力は 1.6 倍になる。一方、トルク比は減少している。

V 字角  $V_a$  を一定で磁石長  $L_m$  を減少させると減磁率は悪化するが、トルク比は増加している。減磁耐力向上率とトルク比はトレードオフの関係である。V 字角  $V_a=130^\circ$ 、斜め配向着磁磁石による磁石長の比 107%の結果を点線内の円;2 で示している。2 は減磁改善率が 250%と高く、トルク比は 88%である。また、V 字角  $V_a=100^\circ$ 、斜め配向着磁磁石による磁石長の比 91%の結果を点線内の円;

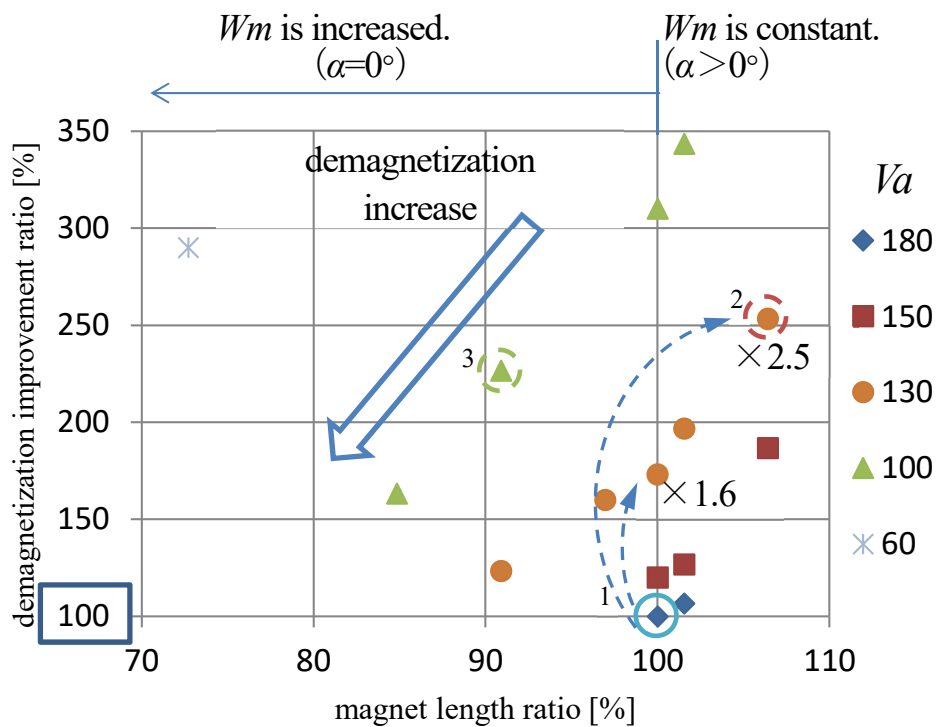


Fig. 3.14 Magnet length ratio vs. demagnetization improvement ratio

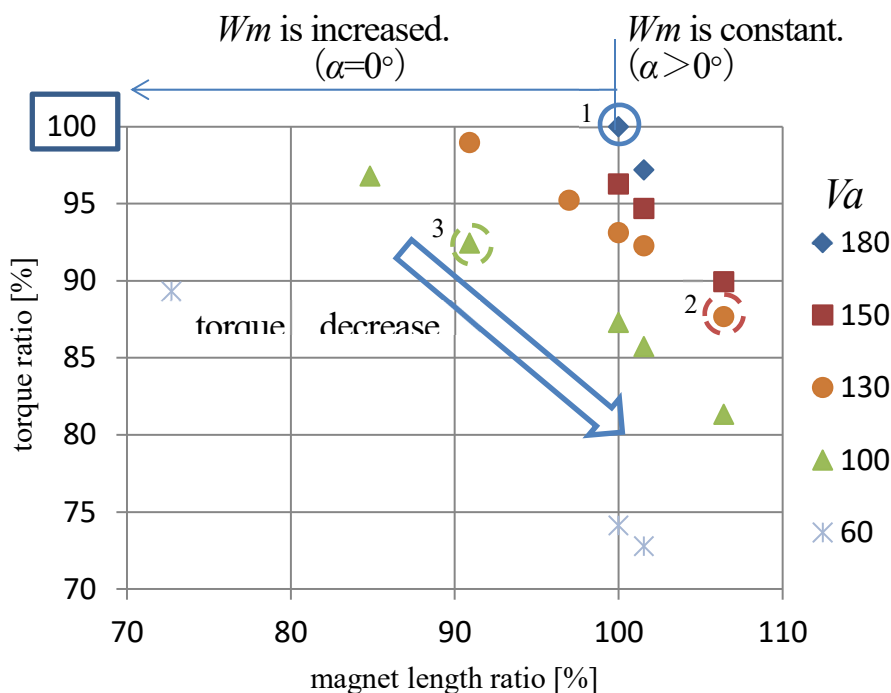


Fig. 3.15 Magnet length ratio vs. torque ratio

3で示す。3は減磁改善率が230%と高く、トルク比は92%であり、基準1と比べてトルク比10%程度の減少で、減磁改善率が230%から250%で、トルクの減少に比べて減磁耐力の向上の割合が大きい。V字角  $Va$  が小さくなると、着磁配向角  $\alpha$  と永久磁石端部に作用する逆磁界の角度差が大きくなり減磁耐力が向上し、また、V字角  $Va$  が小さすぎないことで磁束密度の減少割合が少ないことによりトルクの減少が小さく、減磁耐力が向上している要因であると考えられる。

次に、減磁耐力向上率とトルク比のトレードオフ関係を改善できないか、磁石長の比が100%未満の条件において斜め配向着磁磁石による減磁耐力向上の可能性を検討する。

#### 〈3・4・3〉 斜め配向着磁磁石の影響

永久磁石体積一定で、永久磁石の板厚寸法  $tm$  と永久磁石の幅寸法  $Wm$ 、着磁配向角  $\alpha$  を変えて減磁耐力とトルクの向上を検討する。斜め配向着磁磁石は、永久磁石の板厚寸法  $tm$  が薄くても磁化方向の等価的な磁石長  $Lm$  を大きくでき減磁耐力の向上が期待できる。永久磁石の配置自由度の高いV字角  $Va=100deg$  のモデルで、磁石長  $Lm$  をパラメータに減磁耐力とトルクを調べる。

検討磁石の一覧を Table.3.3 に示す。基準の磁石1、永久磁石の板厚寸法  $tm$  を薄くして永久磁石の幅寸法  $Wm$  を増加した磁石2、磁石3、そして、磁石2、磁石3と同等の磁石長  $Lm$  となる斜め配向着磁の磁石4、磁石5を用いたモータモデルで電磁解析により、トルクと減磁率を計算する。高温環境下で使用されるモータの性能を考慮して減磁率を1%で評価する。減磁率が1%を超えない最大電流を減磁限界電流と定義し、磁石1を配置したモデルの減磁限界電流を基準とし、減磁限界電流の比率を減磁限界電流比として評価する。

Table 3.3 Magnet parameters

No.	magnet thickness $t_m$ [mm]	magnet width $W_m$ [mm]	magnetic orientation angle $\alpha$ [deg.]	magnet length ratio
1	1.65	10.75	0	100%
2	1.60	11.1	0	97%
3	1.50	11.8	0	91%
4	1.50	11.8	20	97%
5	1.40	12.7	20	90%

IPMSM のトルクはマグネットトルクとリラクタンストルクの合算であるが、本モータは電流あたりの最大トルクの電流位相が 0deg 程度のマグネットトルクが主体のモータモデルであり、永久磁石違いの影響をみるため、ここではマグネットトルクのトルク比を比較検討する。マグネットトルクは、無通電時のエアギャップ中央の磁速密度に比例するため、平板配置磁石ロータのエアギャップ中央の磁速密度の実効値に対するエアギャップ中央の磁速密度の実効値の比率をトルク比として評価する。

磁石長の比に対する減磁限界電流比とトルク比の解析結果を Fig. 3.16 に示す。横軸は磁石長比を、縦軸は減磁限界電流比とトルク比を示す。磁石 1 を配置した基準のモータに対して、磁石板厚寸法  $t_m$  を薄くして永久磁石の幅寸法  $W_m$  を増加した着磁配向角  $\alpha=0\text{deg}$  の磁石 2、磁石 3 を配置したモータは、磁石長  $L_m$  の減少割合よりも減磁限界電流比が大幅に低下し、モータ特性が悪化している。基準となる磁石 1 は永久磁石の体積、磁石長に余裕がなくモータとして適切な設計がされているとも言える。

一方、□で示した着磁配向角  $\alpha=20\text{deg}$  の斜め配向着磁の磁石 4、磁石 5 を配置したモータでは、着磁配向角  $\alpha=0\text{deg}$  の永久磁石を配置したモータに比べて磁石長の比 97%でも減磁限界電流比が 110%に向上していて、トルク比も同等である。斜め配向着磁磁石を用いた場合、磁石長  $L_m$  を減少し磁石幅寸法  $W_m$  を増加させると、減磁限界電流比は減少するが、トルク比は若干増加傾向である。トルク比の変化は、磁石幅寸法  $W_m$  の増加により増加が確認でき、減磁限界電流比の変化に比べて小さい。磁石 2 と磁石 4 の磁石長の比は 97%、磁石 3 と磁石 5 の磁石長の比は 91%と 90%で、磁石長がそれぞれほぼ等しい。磁石長を減少して永久磁石幅を増加させた磁石 2 や磁石 3 に対して、斜め配向着磁を活用して磁石長を減少させ磁石幅をより拡大させた磁石 4 と磁石 5 は、トルク比を低下させることなく、減磁に対する改善率が高い特徴がある。特に、磁石 4 は基準磁石 1 とトルク比が同等で、減磁は 10%改善していて、減磁耐力向上率とトルク比のトレードオフ関係を改善できている。

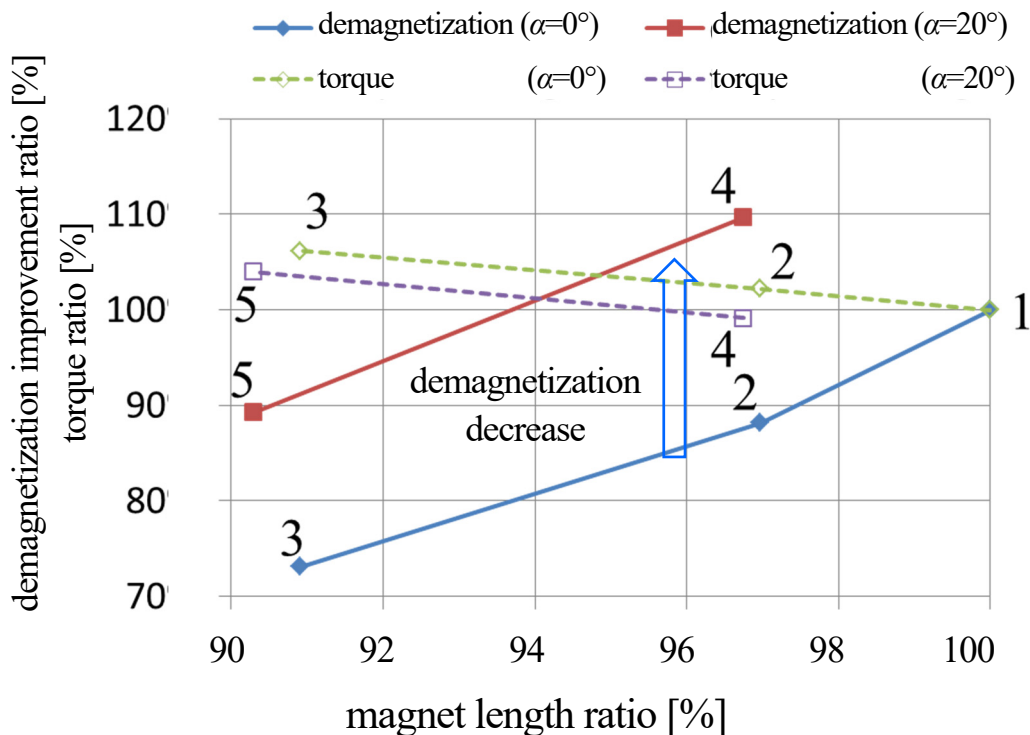


Fig. 3.16 Magnet length ratio vs. demagnetization improvement ratio and torque ratio

### 3. 5 斜め配向着磁 IPMSM の誘導起電力とトルク特性

#### 〈3.5.1〉 誘導起電力

V字角  $V_a=130^\circ$  のロータコアに着磁配向角  $\alpha=0^\circ$ ,  $10^\circ$ , および  $20^\circ$  の永久磁石を配置したモデルの室温における誘導起電力を電磁界解析で求めている。1000min<sup>-1</sup>における誘導起電力波形を Fig. 3.17に、誘導起電力の実効値を Fig 3.18 に示す。着磁配向角  $\alpha$  が大きくなるほど、誘導起電力の実効値は  $\cos \alpha$  に近い値で減少し、誘導起電力のピーク値も減少しているが、誘導起電力の波形に大きな変化は見られない。

#### 〈3.5.2〉 トルク脈動

電磁界解析で計算したコギングトルク波形を Fig. 3.19 に示す。着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  は  $\alpha=0^\circ$  と比較すると 76%に低減している。着磁配向角  $\alpha$  を大きくすることによる誘導起電力の減少は 94%だが、コギングトルクの減少は 76%であり、斜め配向磁石はトルク脈動の低減効果が高い。

次に、着磁配向角  $\alpha=0^\circ$  と  $\alpha=20^\circ$  の電磁界解析で計算したトルク波形を Fig. 3.20 に示す。電流位相  $\beta=0^\circ$  のマグネットトルクの比較では、着磁配向角  $\alpha$  の増加による誘導起電力の減少に比例して、平均トルクは 2.31Nm から 2.20Nm に減少している。また、トルク脈動は 6.5%から 3.7%低減している。

マグネットトルクにリラクタンストルクが加わり、電流あたりのトルクが最大となる電流位相

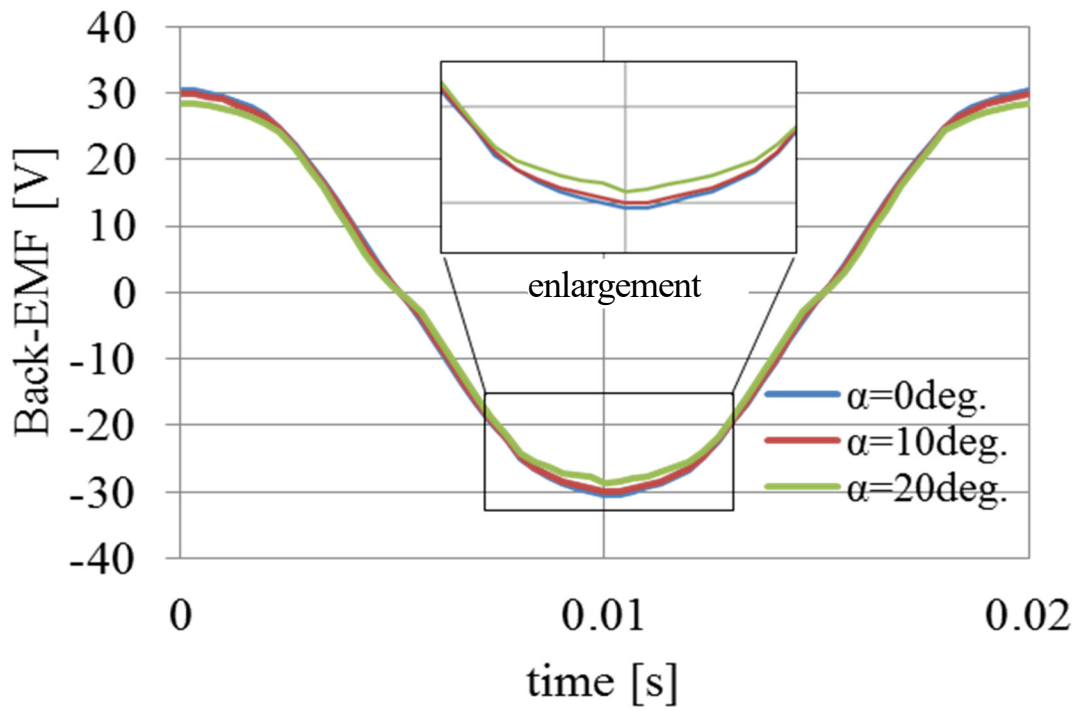


Fig.3.17 Back-EMF wave form

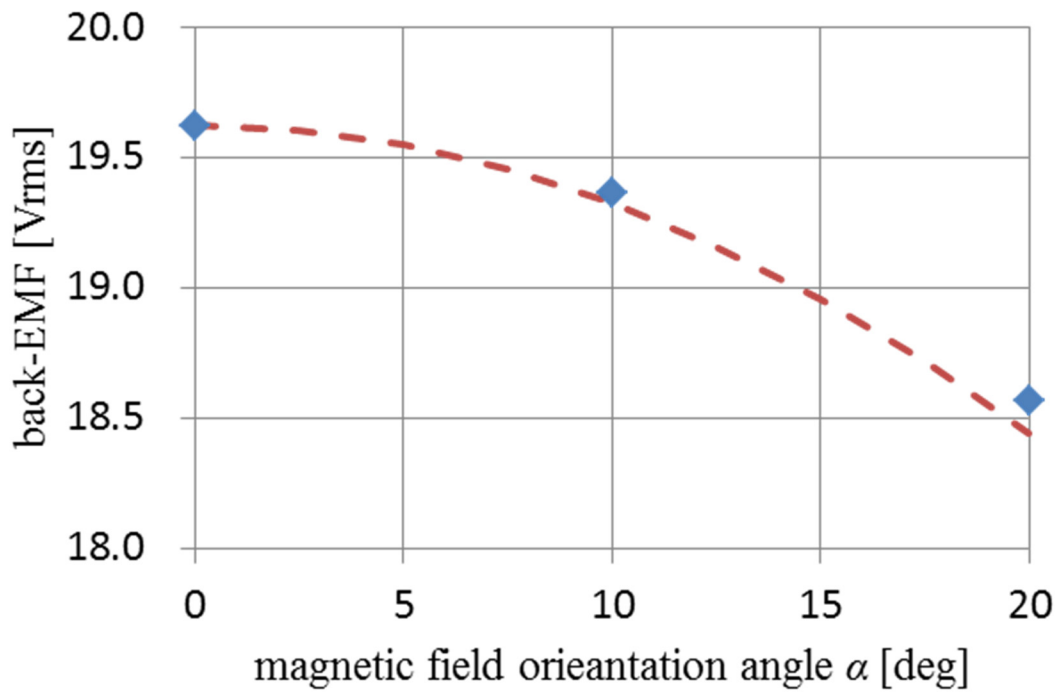


Fig. 3.18 Back-EMF



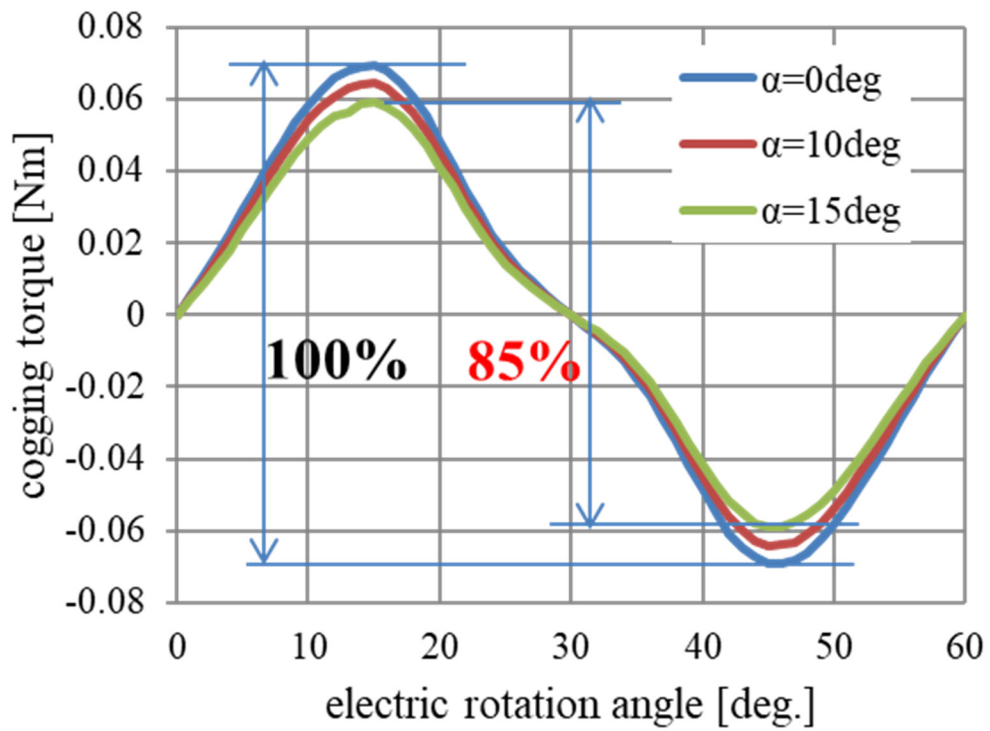


Fig. 3.19 Cogging torque waveform

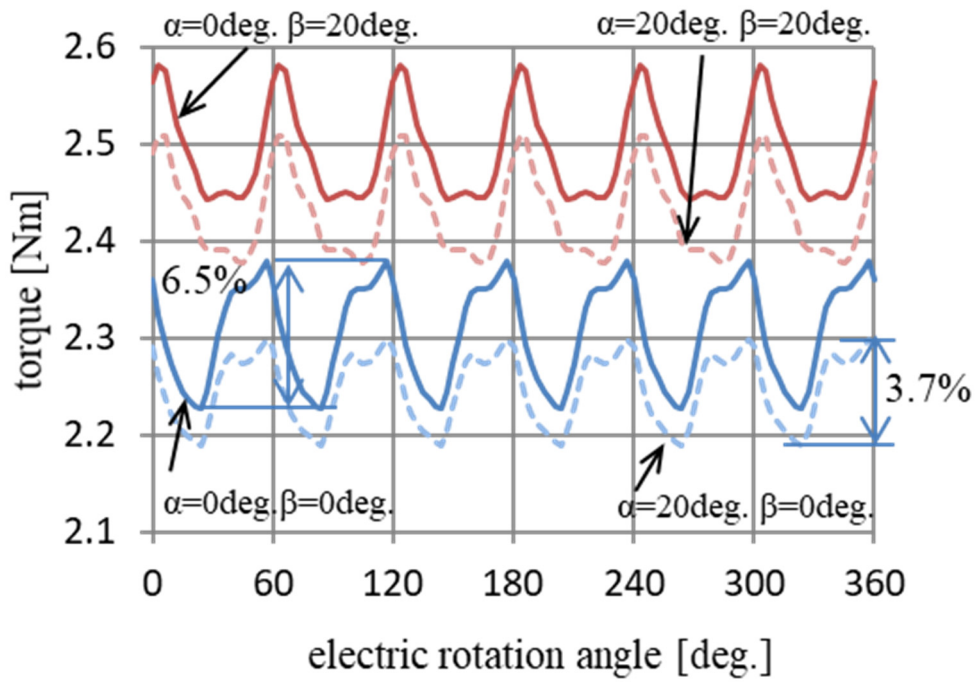


Fig. 3.20 Torque waveform



$\beta=20^\circ$ の平均トルクは 2.49Nm から 2.38Nm に減少している。しかし、着磁配向角  $\alpha$  に関わらずトルク脈動は 5.5% で一定である。着磁配向角  $\alpha$  の増加によるトルク脈動増加は確認されなかった。斜め配向着磁は、誘導起電力やマグネットトルクに影響を与えるが、コア形状が同一なのでリラクタンストルクにはほとんど影響を与えないためである。斜め配向着磁によりトルク脈動が増加することは確認されなかったが、斜め配向着磁によりロータコアの磁気飽和が大きく変化すればトルク波形に影響が出る可能性がある。

### 3. 6 斜め配向着磁磁石の試作評価

#### (3.6.1) 磁束密度計測

斜め配向着磁磁石を用いた IPMSM は減磁耐力の向上と高トルクの両立ができることを電磁界解析により確認できた。3. 6 節では、試作した斜め配向着磁磁石の着磁配向角の違いで磁束密度がどう変化するかを測定評価する。平行配向のサマリウムコバルト磁石の配向方向に対して板厚方向が斜めとなるように斜め配向着磁の平行四辺形体磁石を切り出して製作する。高温環境下で使用可能なネオジム焼結磁石及びサマリウムコバルト焼結磁石を用いて、斜め配向着磁磁石による減磁の改善効果を確認することができる。ネオジム磁石は、自動車、産業および家電製品等で大きな需要があり、試料用に斜めに配向された磁化磁石を製造する対応が困難であるが、サマリウムコバルト磁石の市場需要はネオジム磁石市場の需要よりも低く、斜めに配向着磁されたサマリウムコバルト磁石を製作入手することが可能であり、試作磁石として使用している。

ここで、永久磁石の板厚寸法  $t_m=1.8\text{mm}$ 、永久磁石の幅寸法  $W_m=10.8\text{mm}$ 、軸方向長さは  $L=31\text{mm}$  で、着磁配向角  $\alpha=0^\circ, 10^\circ$ 、および  $20^\circ$  の 3 種類の永久磁石を評価する。

磁束密度計測装置を Fig. 3.21 に示す。まず、試作磁石の配向の違いによる磁束密度を計測する。アルミニウム製円柱 (OD=150mm) の測定治具の表面に  $45^\circ$  の間隔で永久磁石の表面と測定治具の外径とに段差が生じないように永久磁石を測定治具に固定配置し、測定治具を  $0.5\text{min}^{-1}$  で回転させて、永久磁石表面の磁束密度を計測している。磁束密度測定は、DMT 製マグネットアナライザ MAD-300R、テスラメータ TM-4700、超極細プローブ F-075 (超極細 幅 0.6mm×厚さ 0.28mm) で構成され、測定角度分解能は 21600/回転の計測装置を用いている。

#### (3.6.2) 斜め配向着磁磁石の磁束密度

斜め配向着磁磁石 ( $\alpha=20^\circ$ ) の磁束密度の電磁界解析と測定値の比較を Fig. 3.22 に、ここでは、横軸角度を距離に換算し磁石幅  $W_m=10.8\text{mm}$  と比較表示している。また、着磁配向角  $\alpha=0^\circ, 10^\circ$ 、および  $20^\circ$  の 3 種類の試作磁石の磁束密度測定値を Fig. 3.23 に示す。直径 150mm のアルミニウム製治具に十分な間隔で試作磁石をセットして磁束密度を計測し、永久磁石間の磁束密度は 0T となることを確認している。隣接した永久磁石の磁束密度の干渉のない測定ができています。永久磁石単体の磁束密度測定は、永久磁石周囲が非磁性材で外直径 150mm の半径方向の磁束密度を測定している。永久磁石端部周囲で磁束密度が急峻にマイナスからプラスに変化しているのは、非磁性材中で永久磁石単体の磁束密度を計測している影響である。永久磁石の磁束密度は、電磁界解析と実測値もほぼ一致していて、着磁配向角の方向に磁束密度が高く、着磁配向角  $\alpha$  が大きいほど永久磁

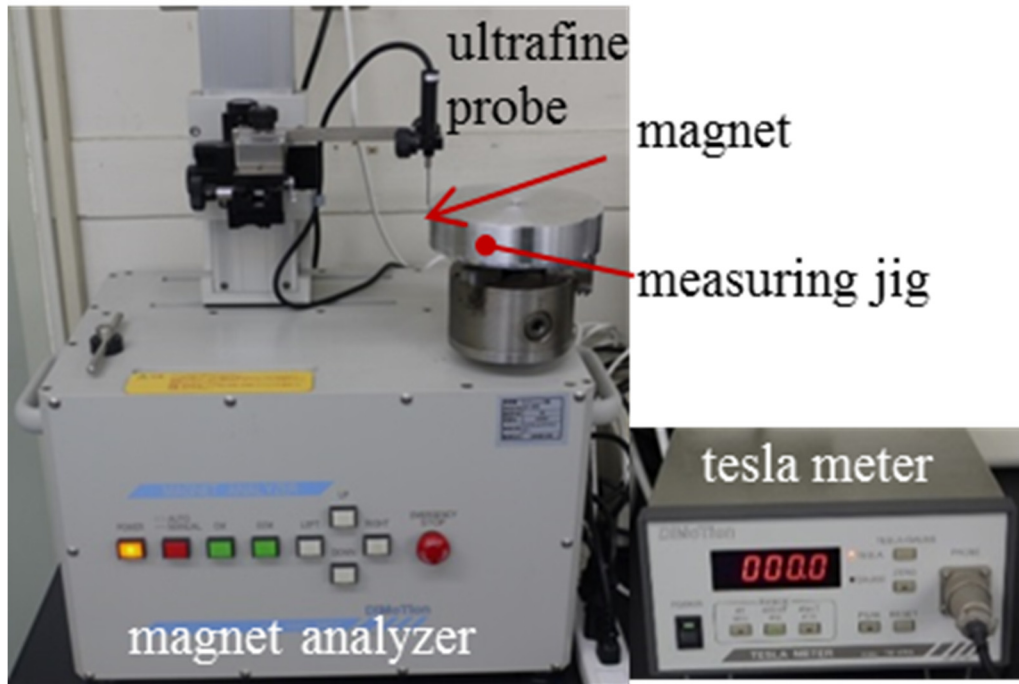


Fig. 3.21 Magnet flux density measuring device

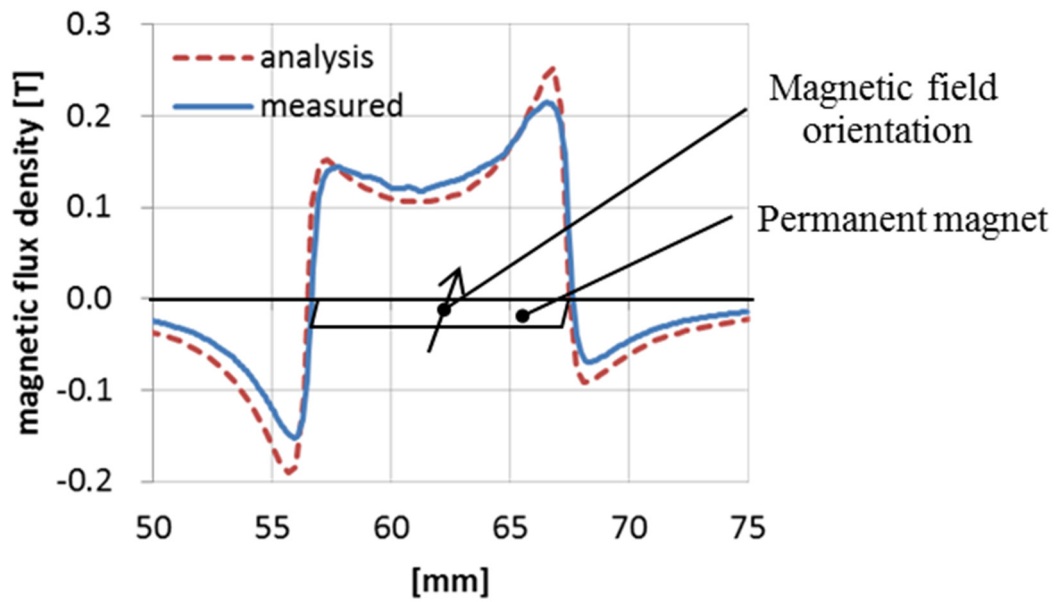


Fig. 3.22 Magnet open flux density ( $\alpha=20^\circ$ )

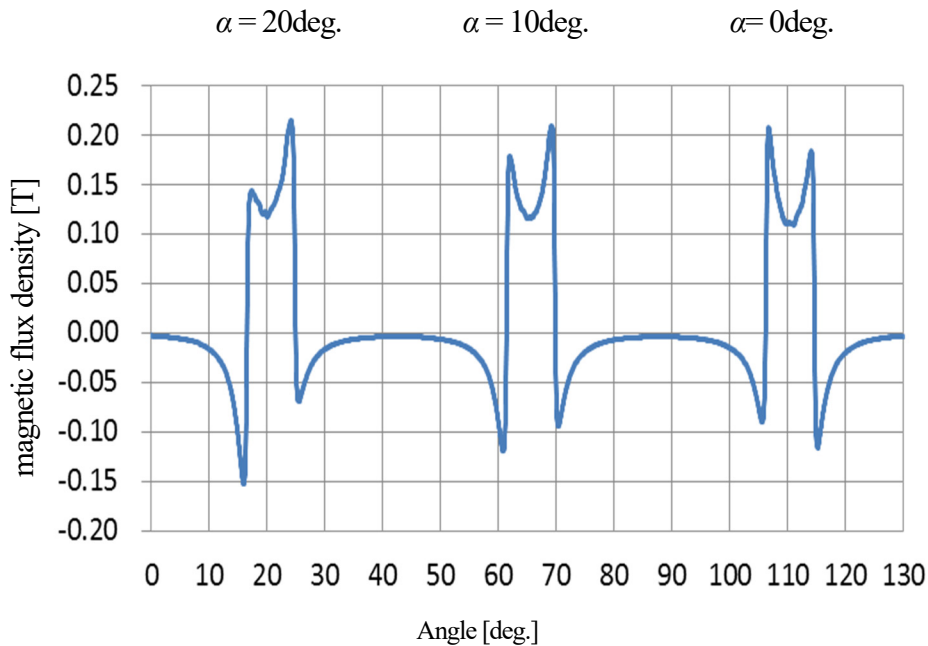


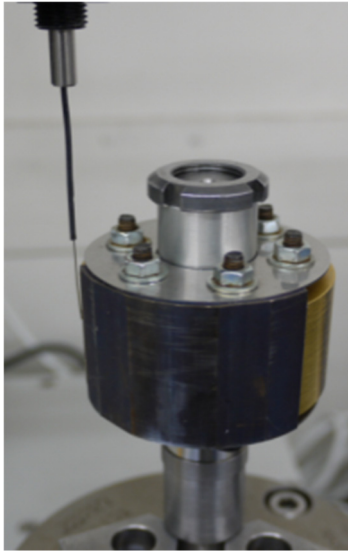
Fig. 3.23 Magnet open flux density (measured)

石の両端部の磁束密度ピーク値の差異が大きい。

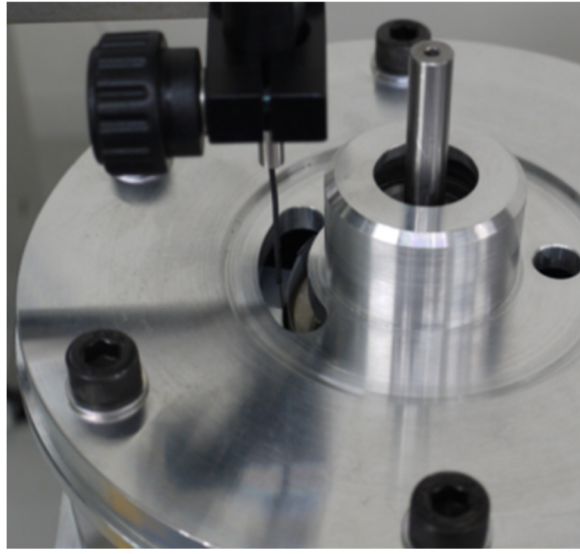
次に、試作磁石をV字角  $Va=130^\circ$ のロータコアに組み付けた状態で磁束密度を測定する。ロータ表面の磁束密度の測定を Fig. 3.24 (a)に、ステータコアと同じ内径の磁性体からなる円柱のダミーステータにロータを組み込んだエアギャップ中央の磁束密度の測定を Fig. 3.24 (b)に示す。V字角  $Va=130^\circ$ のロータコアに着磁配向角  $\alpha=0^\circ$ の永久磁石を組み込んだロータと、同じ  $Va=130^\circ$ のロータコアに着磁配向角  $\alpha=20^\circ$ の永久磁石を組み込んだロータの磁束密度を計測している。ロータ表面の磁束密度測定結果を Fig. 3.25 に示す。両者の磁束密度分布は似ているが細部が異なっている。磁極中央付近（角度  $15^\circ$ から  $45^\circ$ ）の磁束密度は概ね同じであるが、着磁配向角  $\alpha=20^\circ$ では、磁極間部（角度  $0^\circ$ から  $8^\circ$ と、 $52^\circ$ から  $60^\circ$ ）での磁束密度の変化が急峻で、角度  $13^\circ$ または  $47^\circ$ 近傍での磁束密度の変化は僅かに滑らかである。V字配置ロータの、磁極中央では永久磁石外側にある磁性材のロータコアの半径方向の寸法が大きいので、配向着磁の差異が緩和される。

一方、磁極間近傍では、永久磁石外側にあるロータコアの半径方向の寸法が小さいため、配向着磁の差異の影響が強く現れている。

次に、ダミーステータにロータを組み込み、エアギャップ磁束密度を測定した結果を Fig.3.26 に示す。着磁配向角  $\alpha=0^\circ$ と比べて  $\alpha=20^\circ$ は、磁極中央での磁束密度は  $0.461\text{T}$  から  $0.447\text{T}$  に低下していて、角度  $10^\circ$ や  $50^\circ$ での磁束密度の変化が滑らかになっている。  $13^\circ$ や  $47^\circ$ 近傍では、前述の Fig. 3.22 のロータ表面の磁束密度測定では磁束密度の僅かな変化であったが、ダミーステータに組み込み、モータと同様に磁気閉回路を組むと、着磁配向角  $\alpha$ による顕著な差がエアギャップ中央の磁束



(a) Measurement at rotor surface



(b) Measurement at air gap

Fig. 3.24 Measurement of magnetic flux density

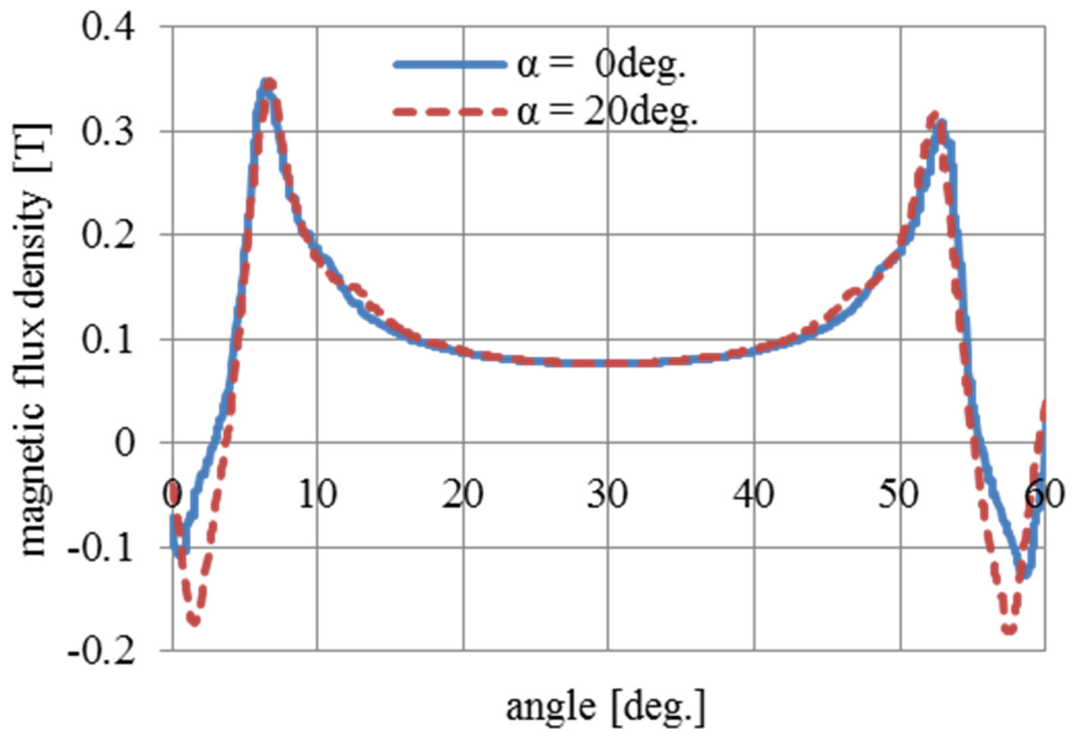


Fig. 3.25 Rotor surface magnetic flux density (measured)

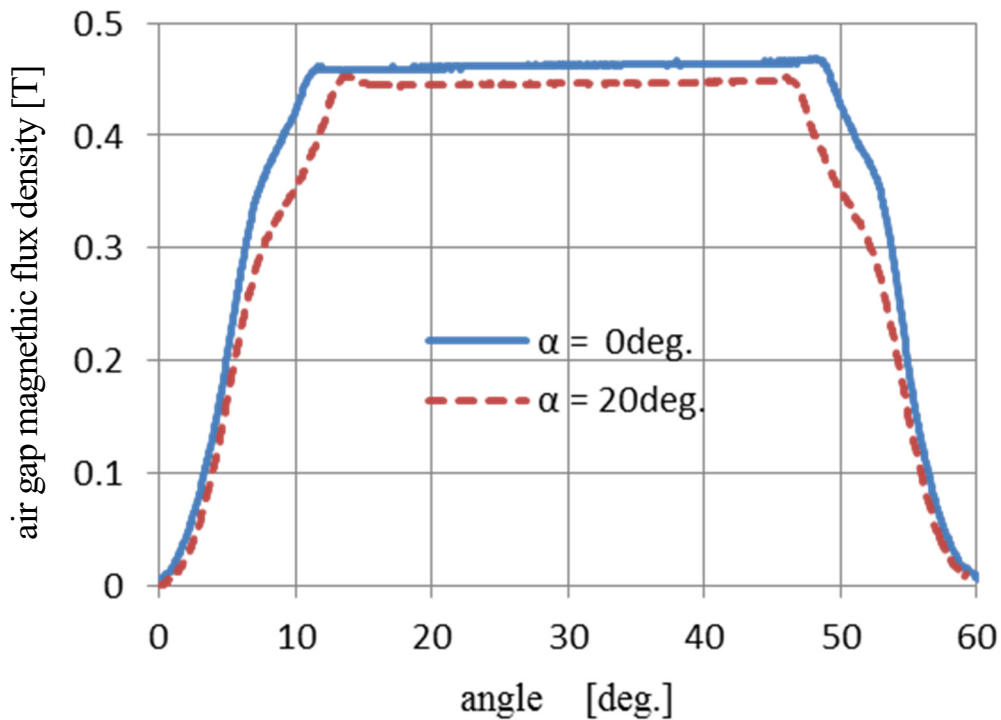


Fig. 3.26 Air gap magnetic flux density (measured)

密度に現れている。また、磁極中央の最大値にも差異が見られる。着磁配向角をつけることで、僅かにエアギャップ磁束密度の最大値が低下するが、エアギャップでの磁束密度分布が正弦波に近づき、正弦波電流駆動でのトルク脈動低減に有利に作用する。このように、ロータを円筒形のダミーステータに組み込んでエアギャップの磁束密度を計測することで、モータのエアギャップ内での測定に近い磁束密度分布を計測することができ、着磁配向角  $\alpha$  による磁束密度の差異をよく観察することができ、着磁配向角  $\alpha$  がモータ特性に与える影響を推測することができる。

### 3. 7 試作機による減磁評価

#### 〈3.7.1〉 減磁評価条件

着磁配向角  $\alpha=0^\circ, 10^\circ$ , および  $20^\circ$  の永久磁石を配置した 3 台の試作機にて  $180^\circ\text{C}$  雰囲気中で減磁耐力を評価する。減磁評価は、前述の 2. 6 節の試作機による減磁評価と同じ方法で行う。3. 7 節では、永久磁石を V 字配置としているロータコアを評価している点が異なる。3. 6 節で述べたようにネオジウム焼結磁石は需要が大きく試作入手をするのが困難であるため、配向角度の差を見る評価目的でサマリウムコバルト焼結磁石を配向着磁方向に対して斜めに切り出して製作し、三相通電による減磁評価を行う。評価条件を Table 3.4 に、テストロータを Fig. 3.27 に示す。巻線仕様は 1 つのティースに 150 ターン集中巻で、1 相あたり 3 直列の 450 ターンを Y 結線している。 $180^\circ\text{C}$  雰囲気中でロータを回転固定し、三相の巻線に直流の磁界電流を通電し、通電前後の誘起電圧の差から減磁率を評価する。減磁率は前述の (9) 式で求めている。6 極モータの  $120^\circ$  対称性を考慮し、

Table 3.4 Demagnetization test conditions

Stator ID	56 mm	Residual magnetic flux density $B_r$	1.15 T
Rotor OD	54.4 mm	Coercivity $H_{cj}$	1680 kA/m
Winding	450 turn, Y	Magnet size	1.8×10.5×32 mm
Stator core	35A300	Magnetic field orientation angle $\alpha$	0°, 10°, 20°
Rotor core	carbon steel	V-shape angle $Va$	130°
Dummy core	brass	Temperature	180 °C

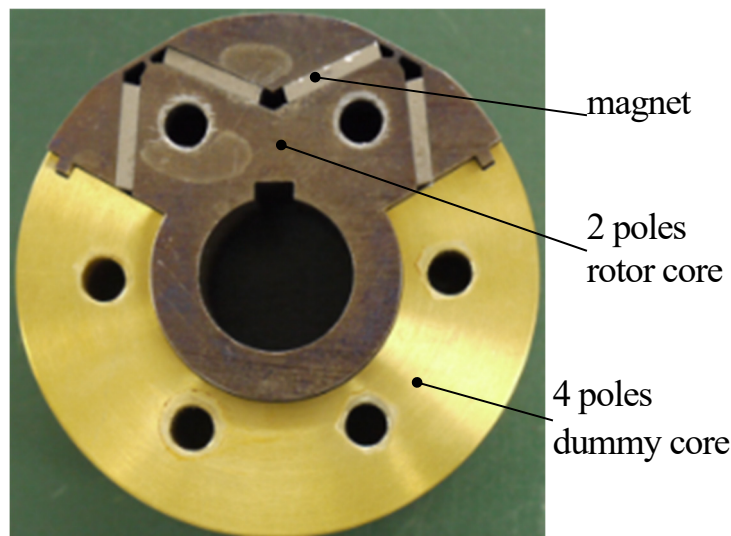


Fig. 3.27 Demagnetization test rotor

テストロータは、1極を中央とした2極分の磁性体ロータコアと、4極分の非磁性材ダミーコアで構成される。ダミーコアは非磁性材でロータコアの磁気回路にほとんど影響を与えず、ロータを回転させて誘起電圧を計測する際のアンバランスを補っている。巻線は直列結線とすることで、誘起電圧計測時に磁極の不均衡で生じる循環電流の悪影響を防いでいる。

### 〈3・7・2〉 減磁評価結果

電流に対する減磁率の測定結果を Fig. 3.28 に示す。電磁界解析では前述の Fig. 3.4 でV字角  $Va$  一定で着磁配向角  $\alpha$  を増加させると減磁改善率は増加している。しかし、試験機による減磁評価では、電流の増加で減磁率が徐々に増加しているが、着磁配向角  $\alpha$  が異なっても減磁率は同様の変化である。着磁配向角  $\alpha$  が異なっても電流に対する減磁率の変化が同様となった原因の探求が必要である。前述の Fig. 3.6 でV字磁石配置ロータの永久磁石配置孔の磁極間側や磁極中央に強い逆磁界作用箇所が存在したことから、斜め配向着磁磁石の角部の配向や保磁力が減磁に与える影響について電磁界解析で検証する。



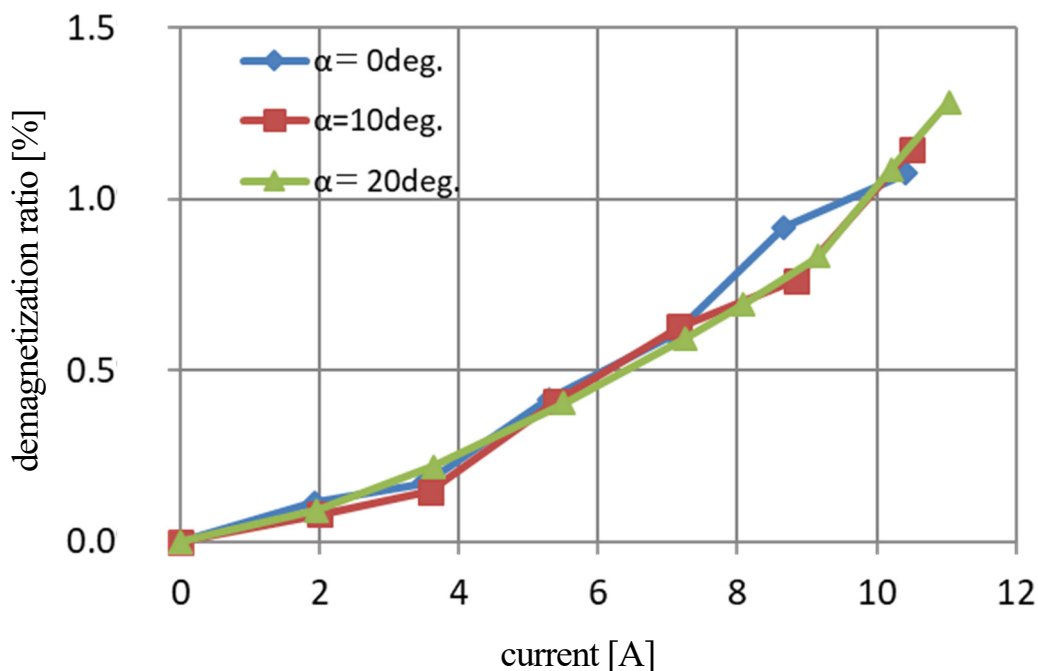


Fig.3.28 Current vs. demagnetization ratio (measured)

### 〈3・7・3〉 磁石端部の減磁率への影響

着磁配向角  $\alpha$  が異なっても電流に対する減磁率の変化が同様である原因について検討する。電磁界解析では永久磁石全体が均一な配向着磁がされている理想的な磁石モデルとして計算をしているが、実際の永久磁石では永久磁石端部の形状や着磁率の低下等が誤差になると想定し、永久磁石両端の保磁力の低下を仮定する。永久磁石の幅寸法  $Wm=10.5\text{mm}$  の両端部  $0.3\text{mm}$  の領域の保磁力を 100%, 90%, 80%, 75% と変化させて減磁率を計算する。

着磁配向角  $\alpha=0^\circ$  の結果を Fig. 3.29 に、着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  の結果を Fig. 3.30 に示す。永久磁石端部の保磁力が低下するにつれて減磁が起きる電流が低下している計算結果である。また、着磁配向角  $\alpha$  が大きい  $\alpha=20^\circ$  の方が、減磁が起きる電流の低下割合が大きい。永久磁石端部の保磁力 75% の着磁配向角  $\alpha=0^\circ$  と  $\alpha=20^\circ$  の結果を比較すると、電流に対する減磁率の変化が似ていて、減磁率 1% の減磁限界電流が 7A である。Fig. 3.28 で示した実測では、減磁率 1% の減磁限界電流が 10A である。電磁界解析と実測値の絶対値に差異があるが、永久磁石端部の保磁力の低下があれば、斜め配向磁石を用いても減磁耐力向上の効果が得られないことがわかる。

電磁界解析による永久磁石の減磁分布の一例を示す。Fig. 3.31 の保磁力が均一な永久磁石では、永久磁石の外周側の両角部で減磁率が大きくなる。一方、Fig. 3.32, Fig. 3.33 の主磁石の保磁力 100% と端部磁石の保磁力 75% のモデルでは、主磁石が減磁されていなくても、端部磁石に減磁が生じる。特に、磁極中心側の端部磁石は、全体減磁となり、着磁配向角の違いによる減磁率の向上効果を得ることができない。端部磁石の体積は、磁石幅寸法  $Wm=10.5\text{mm}$  の両端部  $0.3\text{mm}$  で永久磁石体積の

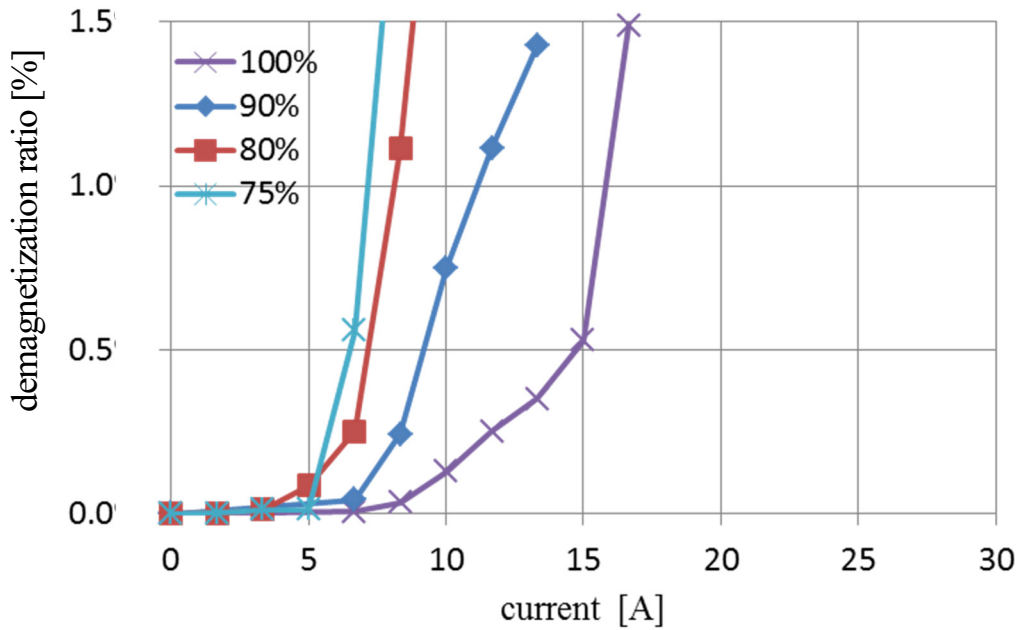


Fig.3.29 Current vs. demagnetization ratio  $\alpha=0\text{deg.}$  (analysis)

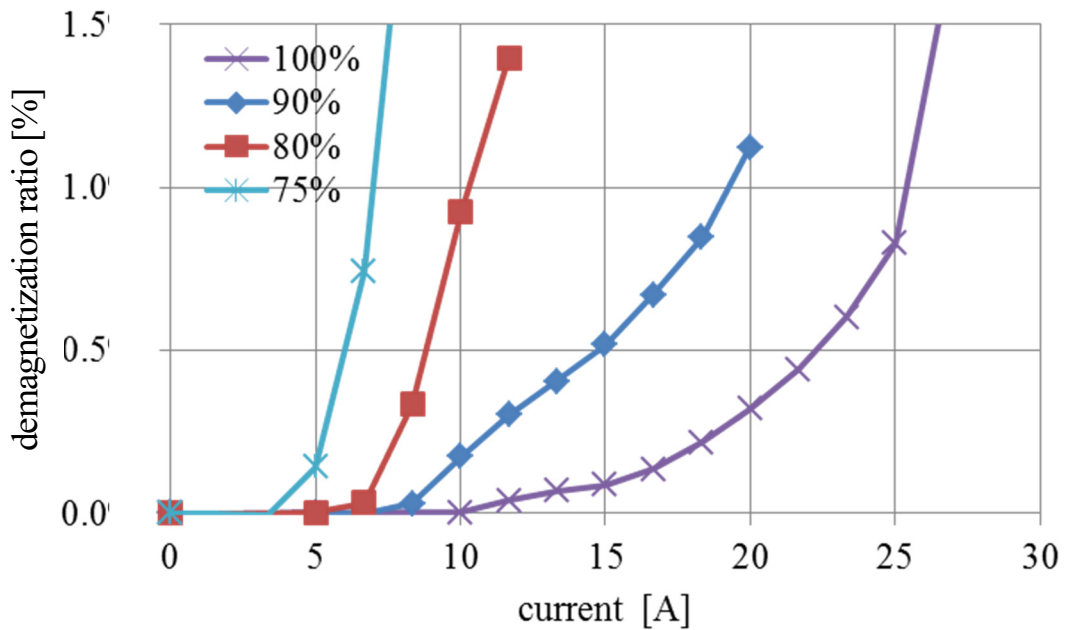


Fig.3.30 Current vs. demagnetization ratio  $\alpha=20\text{deg.}$  (analysis)

5.5%相当であるが、端部磁石の保磁力の低下は1%減磁率に大きく影響している。このように電磁界解析結果と試作機の減磁評価結果との違いを考慮すると、斜め配向着磁された永久磁石をIPMSMに利用するためには、以下の点が重要であると考えられる。平板磁石形状に近い永久磁石配置孔のロータコアは、永久磁石に作用する磁界が強くなる永久磁石配置孔の端部に永久磁石を配置しないように、フラックスバリアを設けることが重要である。また、粒界にDyを拡散させた磁石の工法によ



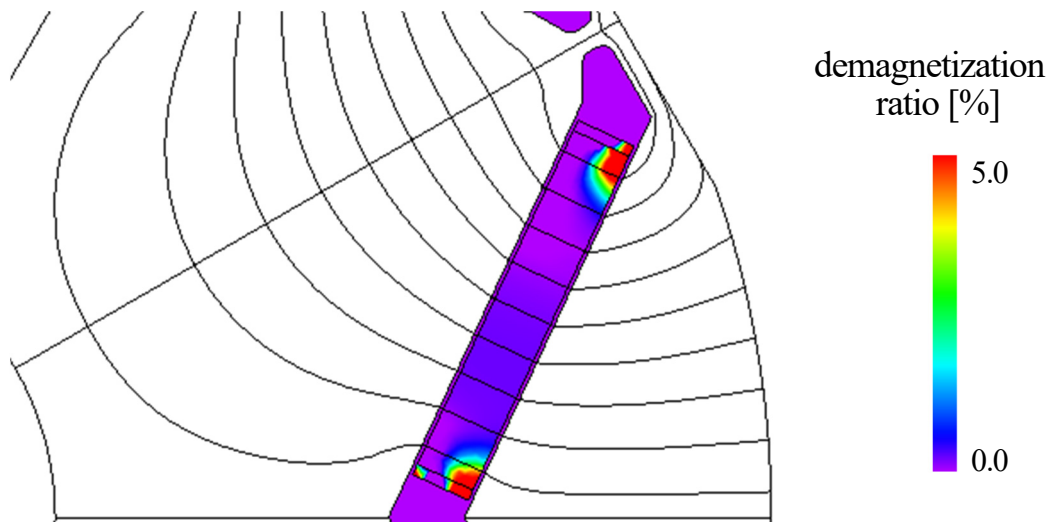


Fig. 3.31 Demagnetization ratio distribution ( $\alpha=0\text{deg.}$ , magnet end portion coercivity:100%)

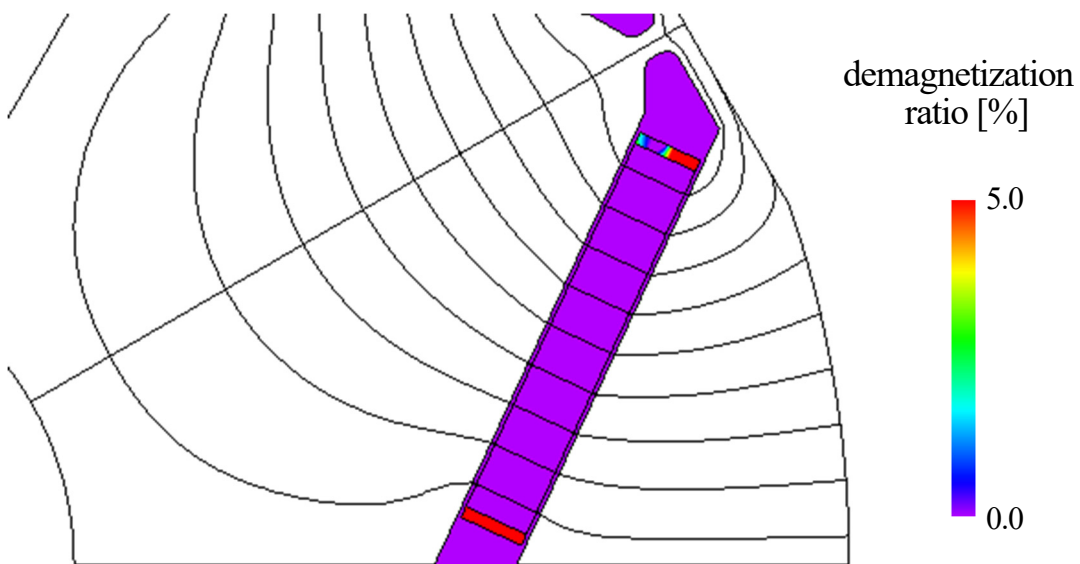


Fig. 3.32 Demagnetization ratio distribution ( $\alpha=0\text{deg.}$ , magnet end portion coercivity:75%)

り永久磁石端部の保磁力を高めた永久磁石を採用することも有効である。

### 3. 8 弱め界磁制御と減磁の影響

#### 〈3・8・1〉 IPMSM の電流位相とトルク

IPMSM のトルクは (1 2) 式, 電圧は (1 3) 式, 電流は (1 4) 式, (1 5) 式で表される<sup>(14)</sup>。

$$T = Pn \{ \Psi_a \cdot I_a \cdot \cos \beta + 1/2 (L_q - L_d) \cdot I_a^2 \cdot \sin 2\beta \} \dots \dots \dots (1 2)$$

ここに,  $Pn$  は極対数,  $\Psi_a$  は永久磁石による電機子鎖交磁束数,  $I_a$  は電機子電流,  $\beta$  は電機子電流の q 軸からの進み角で電流位相,  $L_d$  は d 軸インダクタンス,  $L_q$  は q 軸インダクタンス。

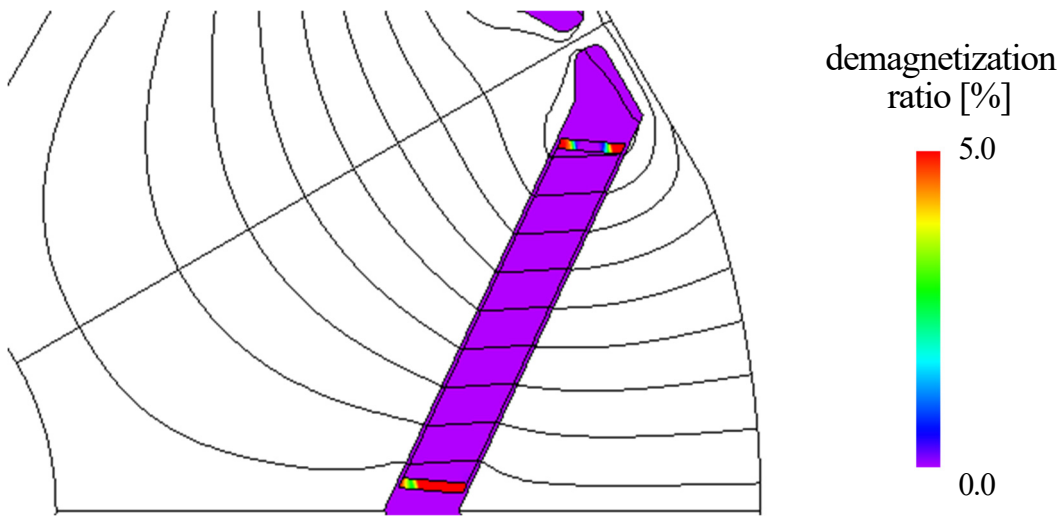


Fig. 3.33 Demagnetization ratio distribution ( $\alpha=20\text{deg.}$ , magnet end portion coercivity:75%)

$$V = \sqrt{(Ra_{id} - \omega Lq_{iq})^2 + (Ra_{iq} - \omega Ld_{id} + \omega \Psi a)^2} \quad (13)$$

$$i_d = -I_a \sin \beta \quad (14)$$

$$i_q = I_a \cos \beta \quad (15)$$

ここに、 $V$ は電機子電圧、 $Ra$ は電機子巻線一相当りの抵抗、 $\omega$ は電機角速度、 $i_d$ はd軸電流、 $i_q$ はq軸電流、

(12)式右辺の第一項はマグネットトルクを第二項はリラクタンストルクを示していて、IPMSMは電流位相 $\beta$ を $0^\circ$ より進めることで、マグネットトルクに加えリラクタンストルクが利用できる。電流位相 $\beta=90^\circ$ はトルクが生じないので、通常の駆動では必要としない電流位相の条件である。また、電流位相 $\beta$ を $0^\circ$ より進めることで、弱め界磁制御によりモータ端子電圧を抑制することができ、限られた電源電圧に対してより高回転速度の駆動をすることができる。電気自動車用モータでは $\beta=80^\circ$ まで使用する極端な例もあり<sup>(46)</sup>、負のd軸電流(電流位相 $\beta=90^\circ$ )による逆磁界による減磁率と、実際の駆動を考慮した最大電流位相での減磁率について、斜め配向着磁の影響を調査する。

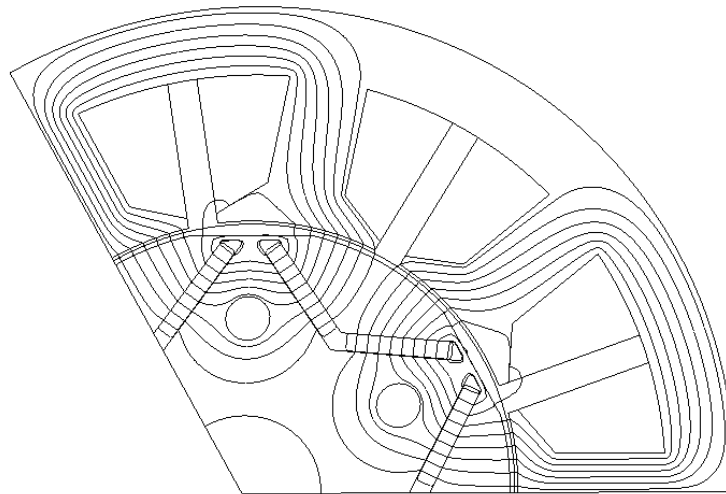
### 〈3・8・2〉 着磁配向角とトルク

永久磁石の板厚方向寸法と永久磁石の体積を一定として、着磁配向角 $\alpha$ を変えた平行四辺形体の斜め配向磁石を同じ形状のIPMSMのロータコアに搭載し、電流位相を変えた場合のトルク特性を調査する。

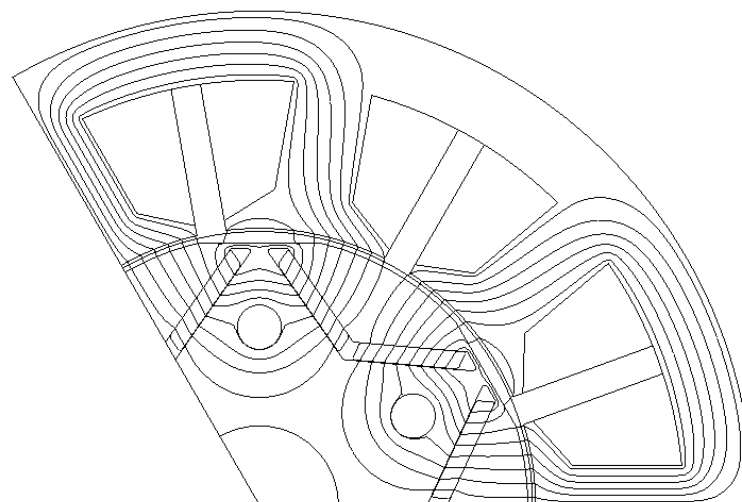
永久磁石体積、永久磁石板厚寸法一定で、着磁配向角 $\alpha=0^\circ$ と $\alpha=20^\circ$ の斜め配向磁石をV字配置角 $Va=130^\circ$ に配置した減磁解析モデルの解析条件をTable 3.5に、無通電時の磁束線図をFig. 3.34に示す。巻線仕様は1つのティースに150ターン集中巻で、1相あたり3並列の3Y結線である。Fig. 3.34(a)は磁場配向角 $\alpha=0^\circ$ の平行配向磁石、Fig. 3.34(b)は磁場配向角 $\alpha=20^\circ$ の斜め配向磁石を用いたIPMSMである。永久磁石の配向の差異は明らかであるが、ロータコア、ステータコアの磁束線分布に大差はない。電流の大きさ一定での電流位相とトルクの関係を図. 3.35に示す。

Table 3.5 Analyzed conditions

Stator ID	56 mm	Residual magnetic flux density $B_r$	1.16 T
Rotor OD	54.4 mm		
Stack length	32 mm	Coercivity $H_{cj}$	2387 kA/m
Magnet volume	1.8×10.8×32×2 1239 mm <sup>3</sup> (at one pole)	Electromagnetic steel sheet	35A300
Winding	150 turn, 3Y	Temperature	180 °C
V-shape angle $Va$	130°	Magnetic field orientation angle $\alpha$	0°, 20°



(a) Oblique magnetic orientation angle  $\alpha=0^\circ$



(b) Oblique magnetic orientation angle  $\alpha=20^\circ$

Fig. 3.34 Demagnetization analysis model with magnetic flux lines

電流は 15A0p (10.61Arms) で電流位相  $\beta$  を  $0^\circ$  から  $90^\circ$  のトルクを電磁界解析で計算し、(10)式によりトルクからマグネットトルクを差し引いてリラクタンストルクを求めている。着磁配向角  $\alpha = 0^\circ$  のトルク(torque0)と比較して、着磁配向角  $\alpha = 20^\circ$  のトルク(torque20)は、電流位相  $\beta = 0^\circ$  のマグネットトルクで約 5%低下している。一方、着磁配向角  $\alpha = 0^\circ$  のリラクタンストルク (Tr0) と、着磁配向角  $\alpha = 20^\circ$  のリラクタンストルク (Tr20) はほぼ同じ値である。永久磁石の配向は、マグネットトルクに影響を与えるが、d 軸インダクタンスと q 軸インダクタンスの差で決まるリラクタンストルクには影響を与えない。減磁耐力の高い着磁配向角  $\alpha = 20^\circ$  は、着磁配向角  $\alpha = 0^\circ$  よりも最大電流を増加することができ、(13)式の右辺第二項のリラクタンストルクは電機子電流  $I_a$  の二乗に比例するので最大トルクの増加が可能である。

### (3・8・3) 弱め界磁制御の減磁率

弱め界磁制御時の減磁について調査する。電機子電流  $I_a$  が一定の場合、例えば、電流位相  $\beta = 60^\circ$  では電流位相  $\beta = 90^\circ$  に比べて、(12)式より負の d 軸電流が約 86.6%と小さいため減磁耐力は向上する。電流に対する減磁率の関係を Fig. 3.36 に示す。

まず、減磁率 1%での減磁限界電流を評価する。着磁配向角  $\alpha = 0^\circ$  においては、 $\beta = 90^\circ$  の減磁限界電流 37.5A であるが、 $\beta = 60^\circ$  の減磁限界電流は 60A で、電流位相  $\beta$  が  $30^\circ$  の差で 1%減磁限界電流は約 1.6 倍に増加している。また、着磁配向角  $\alpha = 20^\circ$  においては、 $\beta = 90^\circ$  の減磁限界電流は 68.0A であるが、 $\beta = 60^\circ$  の減磁限界電流は 106.5A である。電流位相  $\beta$  が  $30^\circ$  の差で 1%減磁限界電流は約 1.8 倍に増加している。平行配向 ( $\alpha = 0^\circ$ ) の  $\beta = 90^\circ$  では、電流増加で減磁率が急激に増加しているが、斜め配向 ( $\alpha = 20^\circ$ ) の  $\beta = 90^\circ$  は、減磁率 0.5%程度までは減磁率が緩やかに増加する。これは、 $\alpha = 20^\circ$  では配向方向に作用する磁界が低減されている影響である。また、 $\alpha = 20^\circ$ 、 $\beta = 60^\circ$  の減磁率は、40A まで減磁が見られず、80A でも 0.2%以下の低い減磁率を保ち、電流増加に対する減磁率の

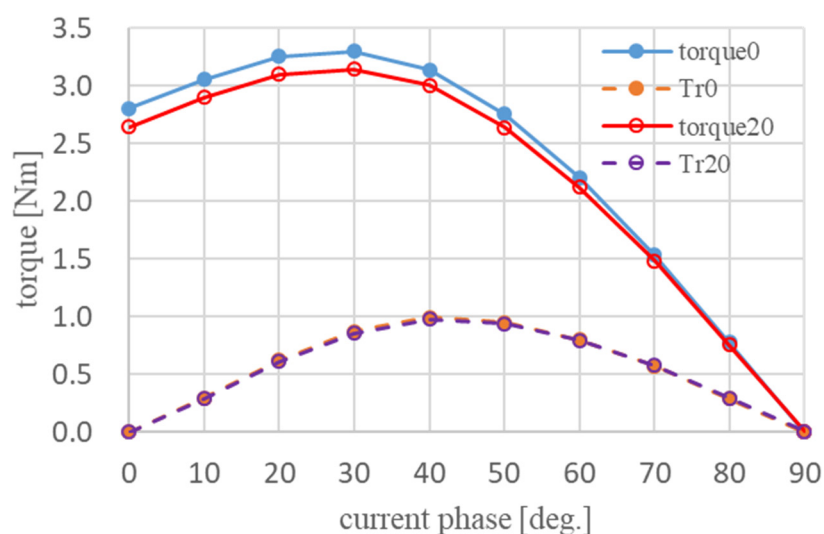


Fig. 3.35 Current phase vs. torque

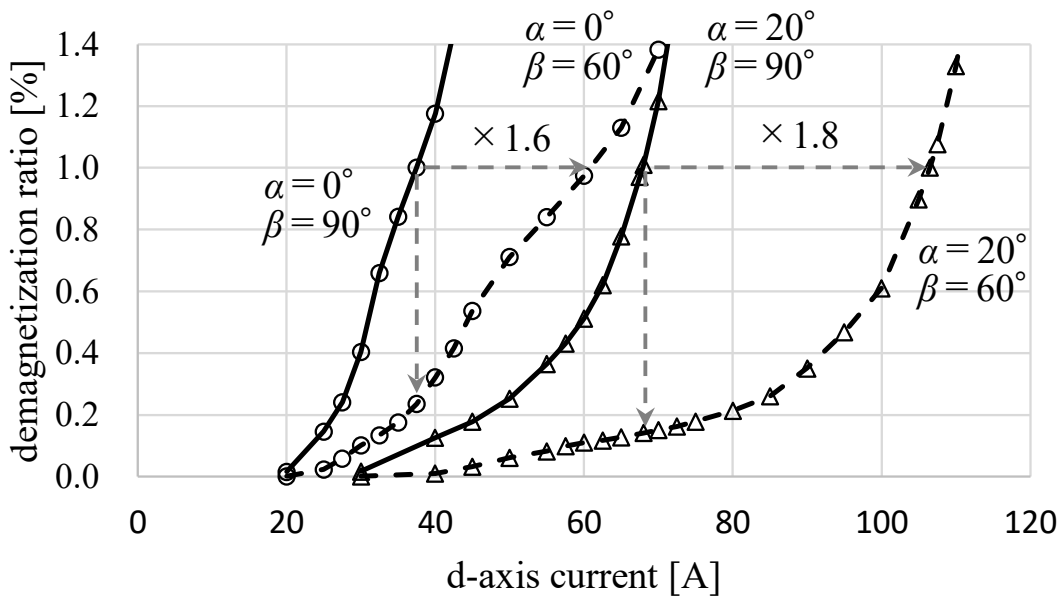


Fig. 3.36 Demagnetization ratio

増加が少ない。これは、d 軸電流が小さい影響であると考えられる。

次に、同一電流での減磁率について評価する。着磁配向角  $\alpha=0^\circ$  では、 $\beta=90^\circ$  の電流 37.5A で 1% 減磁であるが、 $\beta=60^\circ$  では電流 37.5A で 0.24% の減磁率である。また、着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  では、 $\beta=90^\circ$  の電流 68.0A で 1% 減磁であるが、 $\beta=60^\circ$  では電流 68.0A で 0.14% の減磁率である。

このように電流位相  $\beta$  が  $90^\circ$  より小さいと減磁率は小さく減磁耐力は改善し、また着磁配向角が大きいと減磁耐力の改善割合が大きい。

電機子電流一定で電流位相が異なる場合の減磁率を評価するため、電流位相  $\beta=90^\circ$  (負の d 軸電流) の減磁率と、例えば弱め界磁制御で電流位相  $\beta=60^\circ$  での減磁率の比率を電流位相減磁率  $Cr60$  と定義し (16) 式に示す。

$$Cr60 = Dr90 / Dr60 \dots\dots\dots (16)$$

ここに、 $Dr90$  は電流位相  $\beta=90^\circ$  での減磁率、 $Dr60$  は電流位相  $\beta=60^\circ$  での減磁率。

電流位相減磁率  $Cr$  が大きいほど減磁耐力に余裕が生じることを表している。着磁配向角の差異による減磁率と電流位相減磁率  $Cr60$  の関係を Fig. 3.37 に示す。電流 2.5A 毎に減磁率 0.4% から 1.7% 程度までの範囲の電流位相減磁率  $Cr60$  の値を示している。

着磁配向角  $\alpha=0^\circ$  では、減磁率の増加で電流位相減磁率  $Cr60$  は 4 から 5 に増加したあと 3.3 に減少しほぼ同じ値となる。一方、着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  では、減磁率の増加で電流位相減磁率  $Cr60$  は 4 から 10 に大きく増加している。永久磁石に着磁配向角をつけることで、電流位相  $\beta$  が  $90^\circ$  未満の弱め界磁制御時に、電流位相  $\beta=90^\circ$  の負の d 軸電流による減磁に対する余裕度が向上していることが明らかである。

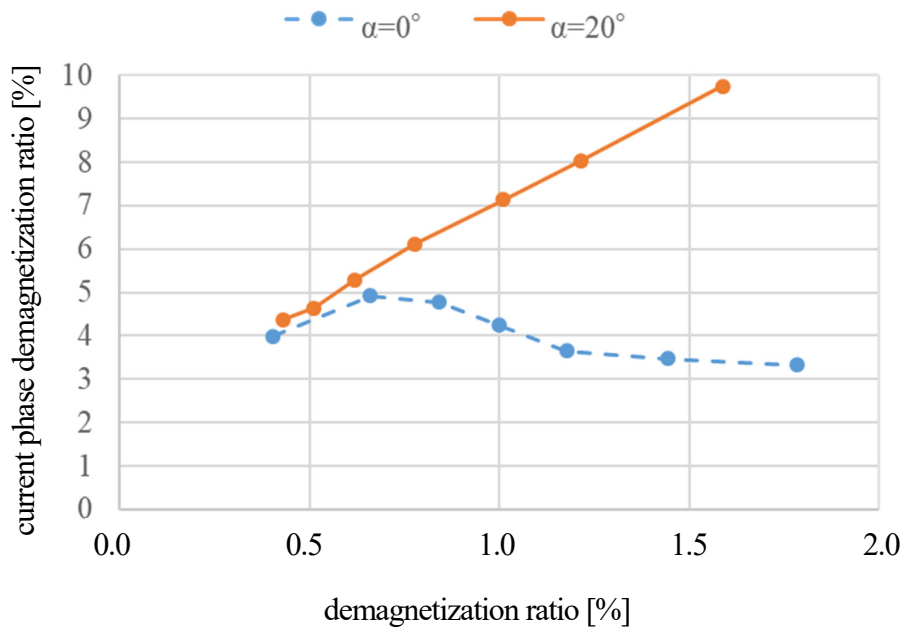


Fig. 3.37 Current phase Demagnetization ratio (Cr60)

電流位相減磁率  $Cr60$  を用いて減磁率 1% に注目すると、着磁配向角  $\alpha=0^\circ$  では電流位相減磁率  $Cr60=4.2$ 、着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  では電流位相減磁率  $Cr60=7.1$  である。つまり、着磁配向角  $\alpha=0^\circ$  のモータの電流位相  $\beta=60^\circ$  では、電流位相  $\beta=90^\circ$  で減磁率 1% の減磁となる電流に対して減磁率に 4.2 倍の余裕がある。一方、着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  のモータの電流位相  $\beta=60^\circ$  では、電流位相  $\beta=90^\circ$  で減磁率 1% の減磁となる電流に対して減磁率に 7.1 倍の余裕があるので、減磁に対する信頼性は高い。

### 3. 9 結言

第 3 章では、永久磁石体積一定の条件下で、6 極 9 スロット集中巻 IPMSM ロータコアの永久磁石の配置角度を変えた平板配置、V 字配置、スポーク配置モデルを用いて、永久磁石の埋め込み深さを変えることで減磁耐力を向上することができる一方、トルクは低下し、減磁耐力とトルクのトレードオフの関係があることを示した。

永久磁石を斜め配向着磁とすることで、永久磁石の磁界と永久磁石に作用する逆磁界とに角度差を付けることができ、減磁耐力が向上できることを示した。

さらに、ロータ 1 極の弦の位置近傍に永久磁石を平板配置した時の磁石幅寸法  $Wm$  で設計した磁石長  $Lm$  を基準とし、永久磁石体積一定条件下で、V 字角  $Va=100^\circ$  の V 字配置ロータに斜め配向着磁磁石を用い、磁石長  $Lm$  の比を 97% とし、永久磁石の幅寸法  $Wm$  を増加させることで、トルクが同等で減磁耐力を 110% に改善し、減磁耐力とトルクのトレードオフ関係を改善できることを示した。

電磁界解析シミュレーションの結果、平板配置ロータに対して、V 字角  $Va=130^\circ$  の V 字配置ロータでは 1% 減磁耐力が 1.6 倍になることを確認した。さらに、V 字角  $Va=130^\circ$  の V 字配置ロータに

着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  の斜め配向磁石を配置することで 1% 減磁耐力は 2.5 倍となるシミュレーション結果を得た。一方、試作評価では、V 字配置ロータによる 1% 減磁耐力の 1.6 倍を確認できたが、斜め配向磁石による減磁耐力向上は確認できなかった。

そこで、平行四辺形体磁石端部の電磁界解析を詳細に検討し分析した。その結果、V 字構成に起因する平行四辺形体の永久磁石端部の減磁界の影響が大きく保が低下してしまうため、斜め配向着磁の効果は十分活かさないことが判明した。すなわち、V 字磁石配置構成においては平行配向磁石に比べて磁石端部の保磁力が重要であることを明らかにした。

IPMSM に斜め配向磁石を用いることによるトルク脈動の増加はみられず、リラクタンストルク成分もほとんど変化しないことを示した。d 軸電流のみでの減磁率に対する弱め界磁制御時の減磁率の比率として電流位相減磁率  $Cr60$  を定義し、斜め配向磁石は  $Cr60$  が高く、減磁に対する余裕度が高いことを把握した。

第 3 章では、集中巻永久磁石 V 字配置 IPMSM の高温での減磁耐力向上について、以下の知見を得た。

- (1) 6 極 9 スロット集中巻 IPMSM で、平板配置、V 字配置、スポーク配置と V 字角  $V\alpha$  を  $180^\circ$  から  $60^\circ$  と小さくなるほど、永久磁石配置孔に作用する磁界が減少し減磁耐力が向上するが、有効磁束密度の低下でマグネットトルクは低下し、減磁耐力とマグネットトルクにトレードオフの関係がある。一例として、V 字角  $V\alpha=130^\circ$ 、磁石長  $Lm$  の比 107% では、平板配置に対してトルク比は 92% だが、減磁耐力が 230% に向上する。
- (2) 磁石体積一定の条件下で永久磁石の板厚寸法  $tm$ 、永久磁石の幅寸法  $Wm$ 、着磁配向角  $\alpha$  を変えると、減磁耐力とトルクのトレードオフ関係を改善できる。一例として、V 字角  $V\alpha=100^\circ$ 、着磁配向角  $\alpha=20^\circ$ 、磁石長  $Lm$  の比 97% では、トルク同等で減磁耐力が 110% に向上する。
- (3) 試作機評価で、着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  は  $\alpha=0^\circ$  と比較して、エアギャップ磁束密度は磁極中央で 0.461T から 0.447T に 3% 程度低下しているが正弦波分布に近づいている。斜め配向着磁磁石を用いた V 字配置 IPMSM は、正弦波駆動でトルク脈動低減に有効である。
- (4) 斜め配向着磁の平行四辺形体磁石を V 字配置したロータの試作評価では顕著な減磁率向上を確認できなかった。その原因は、試作磁石では平行四辺形体の永久磁石端部の保磁力低下が原因と推定した。V 字磁石配置構成においては平行配向磁石に比べて磁石端部の保磁力が重要であることを明らかにした。
- (5) 斜め配向着磁磁石 IPMSM の正弦波電流位相性制御では、永久磁石の着磁配向角  $\alpha$  はリラクタンストルクに影響せず、斜め配向着磁による有効磁束密度の低下がマグネットトルクの減少に影響している。
- (6) 電流位相  $\beta=90^\circ$  (負の d 軸電流) の減磁率と、弱め界磁制御 (一例として、電流位相  $\beta=60^\circ$ ) の減磁率の比率を電流位相減磁率  $Cr60$  と定義し弱め界磁制御時の減磁耐力を評価し、負の d 軸電流による 1% 減磁電流で、着磁配向角  $\alpha=0^\circ$  では  $Cr60=4.2$  に対し、着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  では  $Cr60=7.1$  で、さらに電流が増えた場合でも減磁余裕が大きい。

第4章では、永久磁石の板厚方向に対して斜め方向とした永久磁石のロータコア組み込み着磁を想定し、磁石板厚方向に対して斜めに磁界を作用させる着磁について示す。



## 第4章 斜め配向磁石 IPMSM のロータ着磁の検討

### 4. 1 緒言

第3章まで、電磁界解析と試作機による実験評価を併せて、斜め配向着磁磁石を用いた IPMSM が減磁耐力の向上と高トルクを両立できることを示した。なお、試作モータは着磁された永久磁石をロータコアに組み込んでロータを製作している。着磁された希土類磁石は磁力が非常に強く、異極どうしや磁性体への吸引力、同極どうしの反発力等が強いためロータコアの磁石配置孔に永久磁石を組み込みことが困難である。一般的な IPMSM は、未着磁の永久磁石をロータコアの磁石配置孔に組み込み、ロータ外部から磁界を与えて着磁をしてロータを製作している。

永久磁石の板厚方向に対して斜めに配向した複数の永久磁石で極を構成する斜め配向磁石 IPMSM の着磁は実用化を考えると大きな課題である。そこで、着磁用巻線の配置と着磁電流の関係を電磁界解析にて実用的な着磁方法を検討する。

一般的な平板磁石配置 IPMSM のロータの永久磁石の配向は板厚方向であり、ロータコアの磁石配置孔の空隙最短距離と同方向で、ロータコアの表面に近いところに永久磁石が配置されることが多く、外部から磁界を与える着磁は比較的容易である。一方、V字配置磁石のロータは1極を2種類の配向の永久磁石で構成していて、V字角を小さくしてロータコアに深く埋め込むと平板磁石配置のロータに比べて減磁耐力は増加するが着磁は困難となる。さらに、斜め配向磁石をV字配置したロータでは、磁石配置孔の板厚方向の最短距離と永久磁石の配向方向が異なるため、外部から磁界を与える着磁がさらに困難となる。

第4章では、斜め配向磁石を用いた IPMSM のロータの外部磁界による着磁について検討を行う。第3章で述べた斜め配向磁石をV字配置した IPMSM のロータで、永久磁石の板厚方向に対して斜め方向に着磁磁界を作用させる着磁用巻線の配置と着磁電流の関係について述べる。

### 4. 2 V字配置斜め配向磁石の着磁

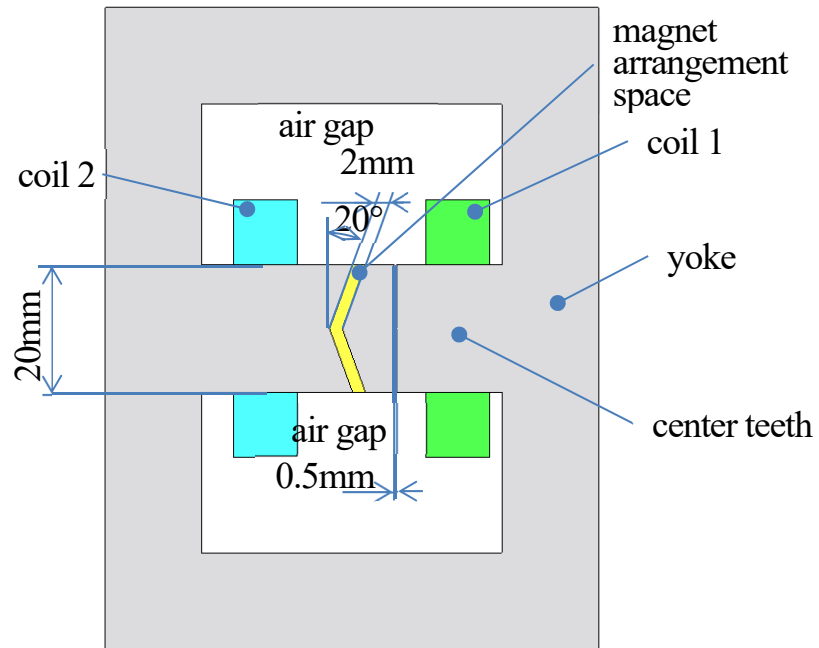
#### (4.2.1) V字配置の着磁

第3章で示した斜め配向磁石を組み込んだ試作モータは、着磁された永久磁石をロータコアに組み込んでロータを製作している。量産モータでは未着磁の永久磁石をロータコアに組み込み着磁に必要な大きさの外部磁界を永久磁石の配向方向に作用させて着磁を行っている。

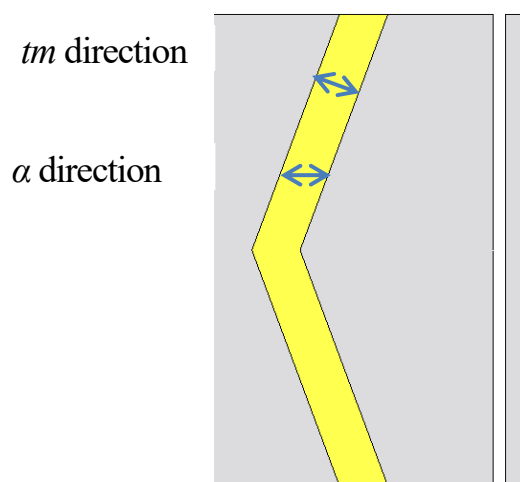
平板状の永久磁石が配置された IPMSM のロータコアには、永久磁石の板厚に合わせた寸法の磁石配置孔がある。磁石の比透磁率は空気とほぼ等しいため磁性材であるロータコアに比べて、磁束が流れにくい。そのため、着磁の際には、ロータコアの磁石配置孔の最短距離を通るように磁束が通り、主に永久磁石の板厚 ( $tm$ ) 方向に着磁磁界が作用する。この状態では、斜め配向磁石の着磁に必要な磁界は、永久磁石の板厚 ( $tm$ ) 方向に作用する磁界の  $1/\cos \alpha$  倍相当 ( $\alpha=20^\circ$ では 106%) 必要となり、必ずしも磁石に均一の磁界が作用するとは限らない。特に、着磁配向角  $\alpha$  に配向された永久磁石をロータコアにV字配置で深く埋め込んだロータの着磁に必要な磁界を作用させる方法を検討する。

#### 〈4・2・2〉 着磁基礎検討モデル

斜め配向磁石をV字配置したロータの着磁基礎検討モデルを Fig. 4.1(a)に示す。着磁基礎検討モデルは、磁性材からなるヨークに0.5mmと2mmの二箇所エアギャップのある磁気回路と巻線からなり、0.5mmのエアギャップでロータと着磁器を、2mmのエアギャップで磁石配置孔を模擬している。中央ティースの0.5mmのエアギャップに対して、右側が着磁器に、左側がロータに相当する。左側のロ



(a) Magnetized yoke model



(b) Magnetization orientation

Fig. 4.1 Magnetization basic study model

一タでは磁石配置空間として幅 2mm の V 字の空隙を設けている。中央ティースの右側に coil 1, 左側に coil 2 が同じ巻方向に巻回されている。coil 1 と coil 2 の通電による磁石配置空間での磁石板厚方向 ( $tm$  方向) と斜め配向着磁方向 ( $\alpha$  方向) 磁束密度を調査する。磁石配置空間の比透磁率は、磁性材のヨークに比べて小さいため、最短距離である  $tm$  方向に磁束が流れやすいが、斜め配向磁石の着磁には配向方向である  $\alpha$  方向の磁界が必要である (Fig. 4.1(b))。

#### 〈4・2・3〉 V 字配置斜め配向磁石の着磁基礎検討

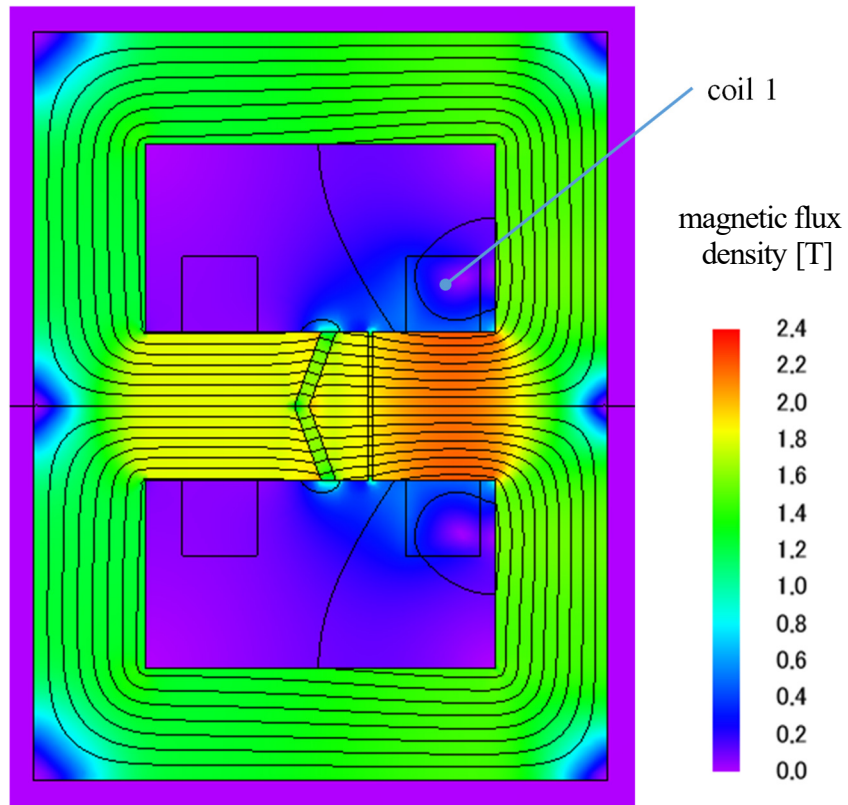
まず, Fig. 4.1 の V 字配置 IPMSM ロータ着磁の基礎検討モデルの coil 1 に直流電流を起磁力 10kA 通電したときの磁束線と磁束密度分布を Fig. 4.2 に示す。coil 1 に直流電流を通電した状態は、一般的な着磁器による IPMSM のロータ着磁の際の通電状態を模擬している。磁石配置位置の磁束は空隙の最短距離である  $tm$  方向に作用している。

次に, coil 2 にのみ直流電流を起磁力 10kA 通電したときの磁束線と磁束密度分布を Fig. 4.3 に示す。ロータ側に新たに配置する coil 2 に直流を通電した状態である。coil 1 のみ通電した Fig. 4.2 に比べて, coil 2 のみに通電した Fig. 4.3 では, 磁石配置空間で配向方向である  $\alpha$  方向の磁束密度成分の増加を確認できる。さらに coil 2 の起磁力 50kA に増加したときの磁束線と磁束密度分布を Fig. 4.4 に示す。coil 2 の電流を増加させることで, 中央ティースは磁気飽和を起こしているが, 磁石配置空間の磁束線が水平に近づき, 磁石配置空間の  $\alpha$  方向の磁束密度成分はさらに増加している。coil 2 の通電は斜め配向磁石の着磁に有効である。

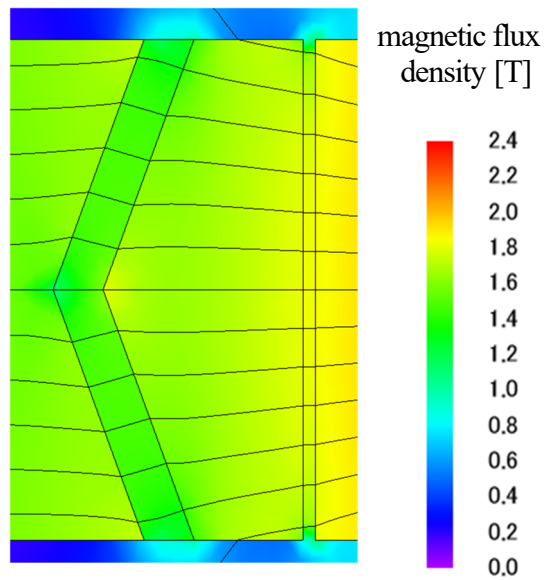
さらに, coil 1 と coil 2 の電流を同時に流し, それぞれの電流の組み合わせを変えた場合の  $\alpha$  方向の着磁磁界の影響について  $\alpha$  方向の磁束密度を調査する。磁石配置空間に作用する磁束密度のうち,  $\alpha$  方向の磁束密度の最小値を求める。すなわち  $\alpha$  方向の磁束密度の最小値が高いほど,  $\alpha$  方向に十分な磁界が作用し斜め配向磁石の着磁に優位であると評価する。電流条件は, coil 1 と coil 2 に通電する電流の合計が, 起磁力 100kA, 150kA, 200kA の時, それぞれの条件毎に coil 2 の電流値を変えて,  $\alpha$  方向の磁束密度の最小値の変化を示す (Fig. 4.5)。

通電電流の合計が起磁力 100kA では coil 1 の電流を減少させ coil 2 の電流を増加させると  $\alpha$  方向の磁束密度は低下し coil 2 の電流による  $\alpha$  方向の配向着磁を改善する効果は見られない。起磁力 150kA では coil 1 の起磁力 125kA と coil 2 の起磁力 25kA の時, また起磁力 200kA では coil 1 の起磁力 150kA と coil 2 の起磁力 50kA の時に  $\alpha$  方向の磁束密度の最小値が高く,  $\alpha$  方向の配向着磁に適している。一般的な着磁器の巻線 coil 1 の通電に加えて, ロータの永久磁石よりも内径側に新たに配置した coil 2 に, coil 1 の 1/3 弱の電流を通電することが, 永久磁石の板厚方向から斜めに配向した永久磁石の着磁に有効に作用している。

$\alpha$  方向の着磁に対する coil 1 の電流値の影響を考察する。coil 1 の電流が小さいと中央ティースの磁束はティースと平行に作用し, 磁石配置空間の磁束は磁石の板厚方向に作用している。coil 1 の電流が増加すると中央ティースに磁気飽和が起こり, 中央ティースの磁束は coil 1 の中心から同心円状の磁束線が増加し, エアギャップでは磁極中心に向かう磁束成分が増える。そのため, ロータコアの V 字磁石の配置空間では, 永久磁石の板厚方向の磁束成分が増加する。さらに電流が増加すると, より磁極中心に向かう成分が増えるため, 配向方向の磁束成分が減る。そのため, coil 1 の電流

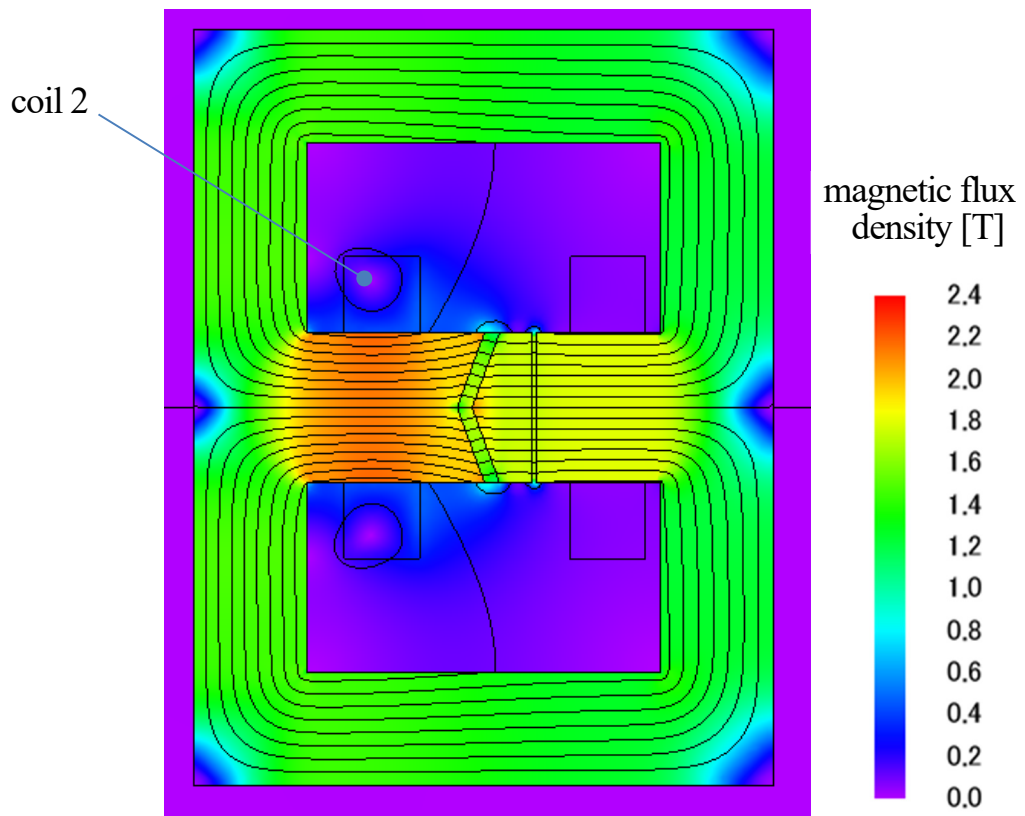


(a) coil1=10kA

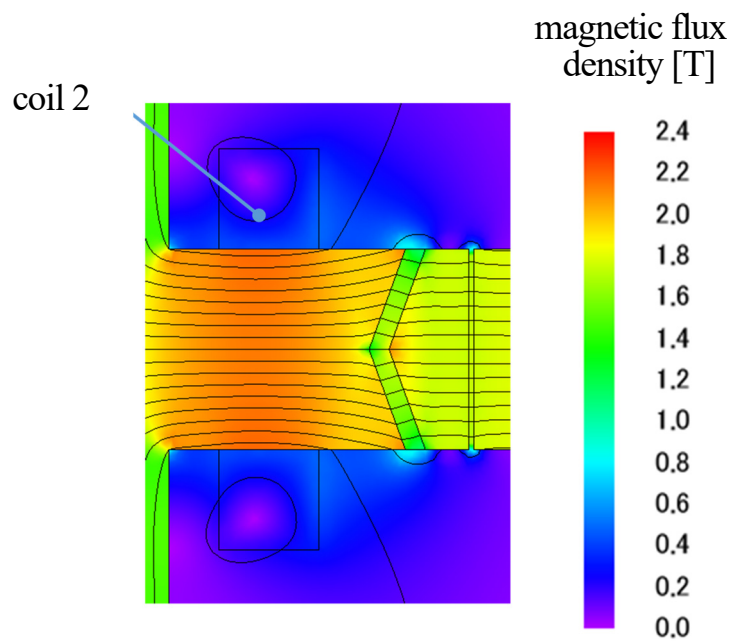


(b) Enlarged view of magnet arrangement space

Fig. 4.2 Magnetic flux lines and magnetic flux density (coil 1=10kA)



(a) coil 2=10kA



(b) Enlarged view of magnet arrangement space

Fig. 4.3 Magnetic flux lines and magnetic flux density (coil 2=10kA)

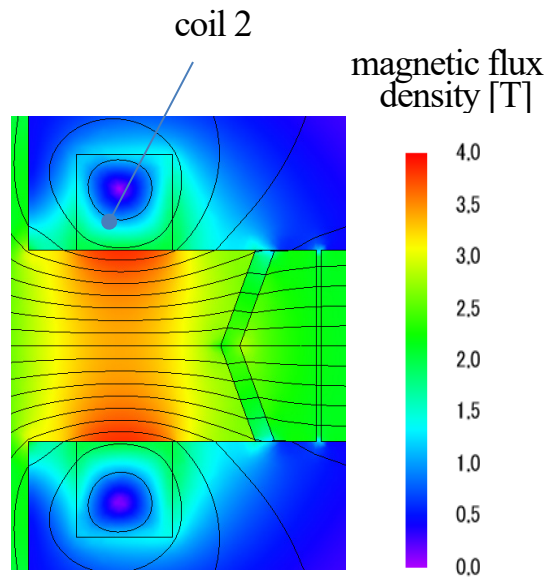


Fig. 4.4 Magnetic flux lines and magnetic flux density (coil 2=50kA)

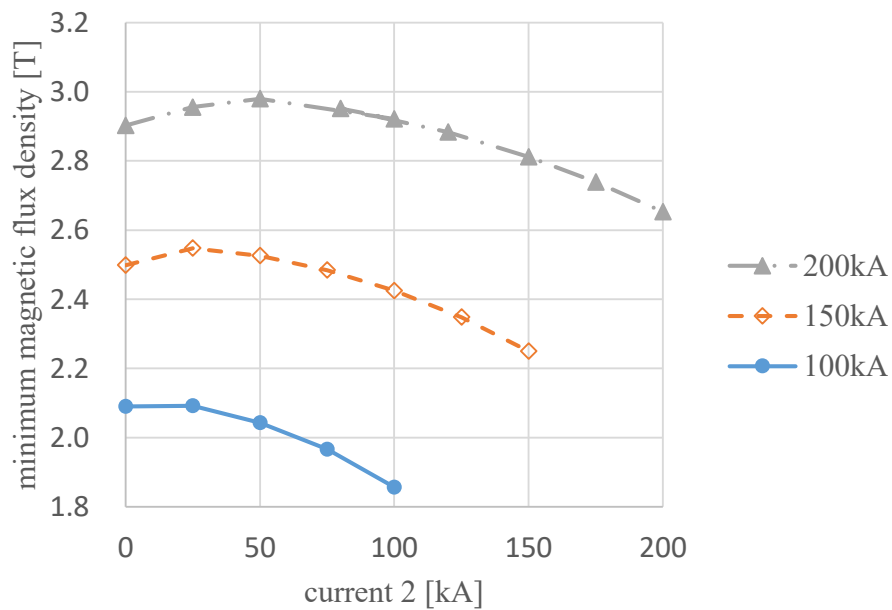


Fig. 4.5 Minimum magnetic flux density ( $\alpha$  direction)

の増加は斜め配向磁石の着磁の改善効果が少ない。

次に  $\alpha$  方向の着磁に対する coil 2 の電流値の影響を考察する。coil 2 の電流が小さいと中央ティースの磁束はティースと平行に作用し、磁石配置空間の磁束は永久磁石の板厚方向に作用している。coil 2 の電流が増加すると中央ティースに磁気飽和が起こり、中央ティースの磁束は coil 2 の中心から同心円状の磁束線が増加し、中央ティースの中心線から外側に向かう磁束線が増える。そのため、

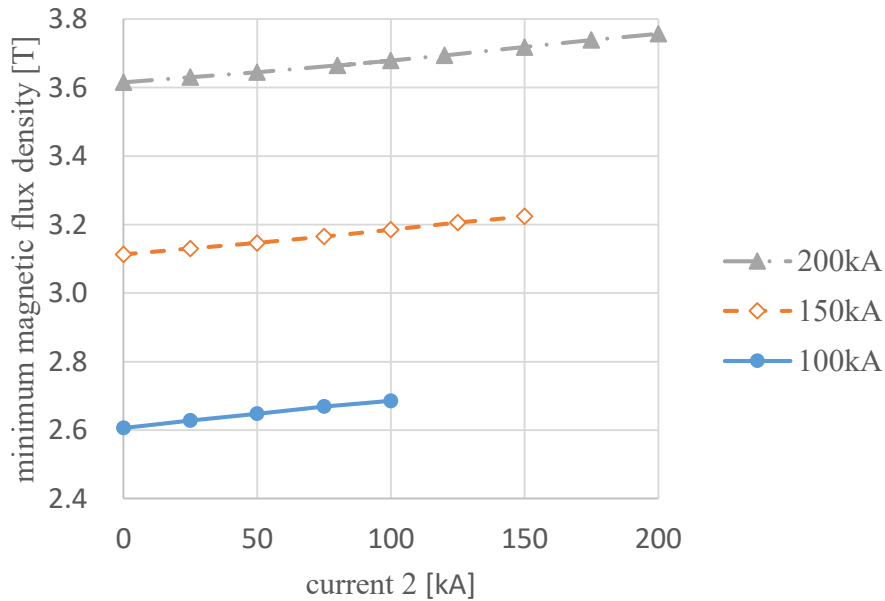


Fig. 4.6 Minimum magnetic flux density ( $tm$  direction)

ロータコアのV字磁石の配置空間では、永久磁石の、 $\alpha$ 方向の磁束成分が増加する。coil 1 と coil 2 の通電の組み合わせを最適化することで、斜め配向磁石の効率の良い着磁方法が実現できる可能性がある。

なお、同様に永久磁石の板厚  $tm$  方向の磁束線の最小値を Fig.4.6 に示す。coil 1 のみの通電で  $tm$  方向の磁束密度の最小値に対して  $\alpha$  方向の磁束密度の最小値は0.81 倍であり、一般的な着磁器による coil 1 の通電のみで  $\alpha$  方向の磁界を発生させることが困難であることがわかる。また、coil 2 の通電割合を増加させる方が、わずかであるが永久磁石の板厚方向の磁束密度成分が有効に増加することが確認できる。

次節では、coil 2 を配置した着磁器で、斜め配向磁石をV字配置したIPMSMロータの着磁解析を行い本構成の有効性を評価する。

### 4. 3 V字配置ロータの着磁

#### 〈4.3.1〉 平行配向磁石ロータの着磁解析

永久磁石をロータコアに組み込んで着磁を行う着磁器の仕様を Table.4.1 に、着磁器の解析モデル（1極分）を Fig.4.7 に示す。6極の試作モータの着磁器は、磁性材で構成された円環状ヨークからロータ磁極に向けた6個のティースを有し、ティース間に巻線 coil 1 を配置している。coil 1 に直流電流を流すことで着磁器の各ティースの内径部に、6極のN極S極の磁界が生成される。ロータコアの磁極中央と着磁器のティース中央とが0.4mmのエアギャップを介して一致する位置に固定され、着磁器の巻線に着磁電源から着磁に必要な直流電流をパルス状に通電することで着磁を行う。

本解析モデルの着磁器は、着磁磁界を永久磁石の板厚  $tm$  方向に対して斜めとなる着磁配向角

Table 4.1 Magnetization analysis conditions

Rotor OD	54.2 mm	Magnetizing core OD	160 mm
V-shape angle $Va$	130°	Magnetizing core ID	55 mm
Magnet placement hall distance	1.85 mm	Magnetizing teeth	26 mm
Magnet size	1.8×10.5×32 mm	Minimum air gap length	0.4mm
Magnetic field orientation angle $\alpha$	20°	Rotor core Magnetizing core	35A300

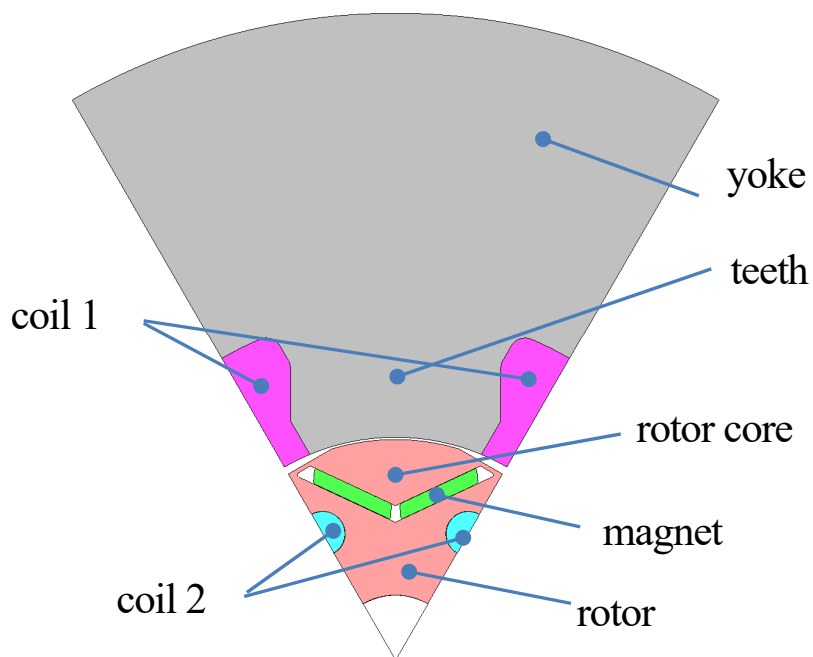


Fig. 4.7 Magnetizer model (1 pole)

$\alpha=20^\circ$ に近付けるため、ロータコアの永久磁石の内径側に着磁巻線 coil 2 を配置している。coil 2 は着磁器の一部として着磁の際のみにロータコア内の孔に配置する着磁用巻線を想定している。

従来の着磁器の巻線は coil 1 のみであり、coil 1 に起磁力 125kA を通電した時のロータに作用する磁束線を Fig. 4.8 に示す。図右側の coil 1 には紙面手前方向、図左側の coil 1 には紙面奥行方向に通電し、着磁器のティースからロータに向かい磁束が作用している。着磁器は1極分の図示であるが、隣接する極にN極、S極が反転した反周期の磁束分布となる。永久磁石配置位置の磁束は、ロータコアの磁石配置孔の最短距離となる永久磁石の板厚  $tm$  方向とほぼ等しい。coil 1 の電流に対する磁石配置位置での永久磁石の板厚  $tm$  方向の磁束成分の平均値と着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  の磁束成分の平均値を Fig. 4.9 に示す。coil 1 の電流増加に伴い、磁石配置位置の磁束密度も増加している。完全着磁に必要な配向方向の磁界の磁束密度を 4.5T と想定している。磁束密度の平均値でみると、永久磁石の板厚  $tm$  方向に配向された平行配向の永久磁石では着磁電流が起磁力 116kA 必要である。一方、



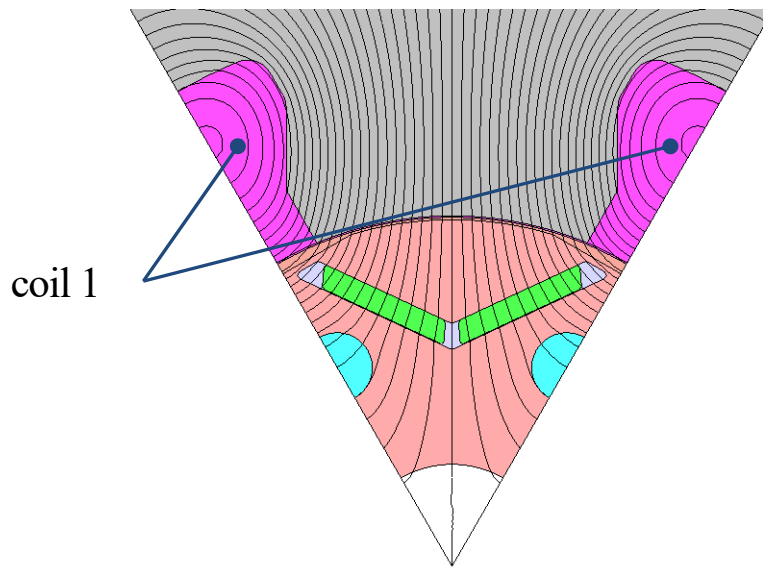


Fig. 4.8 Magnetic flux lines at 1 pole (coil 1 = 125kA)

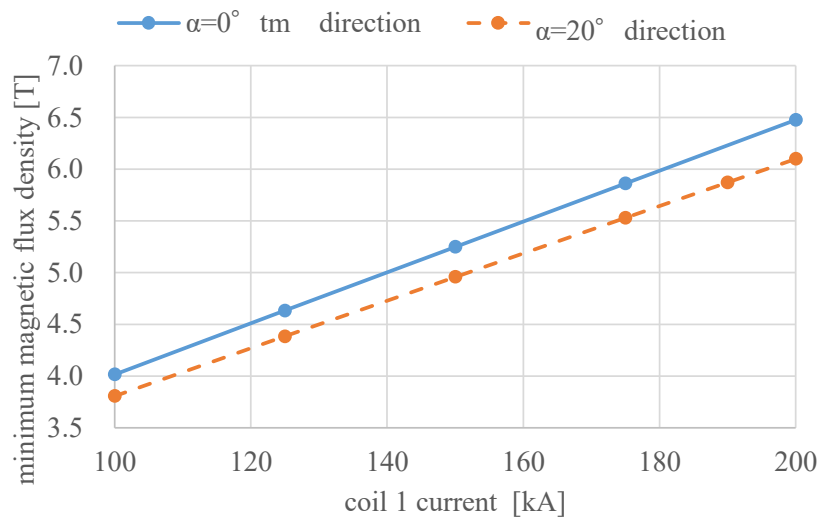


Fig. 4.9 Coil 1 current vs. Magnetic flux density

着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  の磁石では着磁電流が起磁力 130kA 必要であり、着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  を考慮した  $1/\cos 20 \approx 106\%$  より若干大きい、平行配向着磁に比べて約 112% の着磁電流が必要である。

次に、磁石配置位置の磁束密度を調査する。coil 1 の起磁力 125kA, 150kA, 175kA, 200kA の磁束線と、磁石配置位置における永久磁石の板厚  $tm$  方向の磁束密度成分をコンターで Fig. 4.10 に示す。起磁力 125kA で永久磁石の板厚  $tm$  方向の磁束成分の磁極中央部の磁束密度は 3.3T で着磁には不十分な磁界である。着磁電流を増加することで、磁石配置位置の磁極中央部磁束密度も増加させることができ、coil 1 の起磁力 150kA で磁石配置位置の永久磁石の板厚  $tm$  方向の磁束密度成分をほ

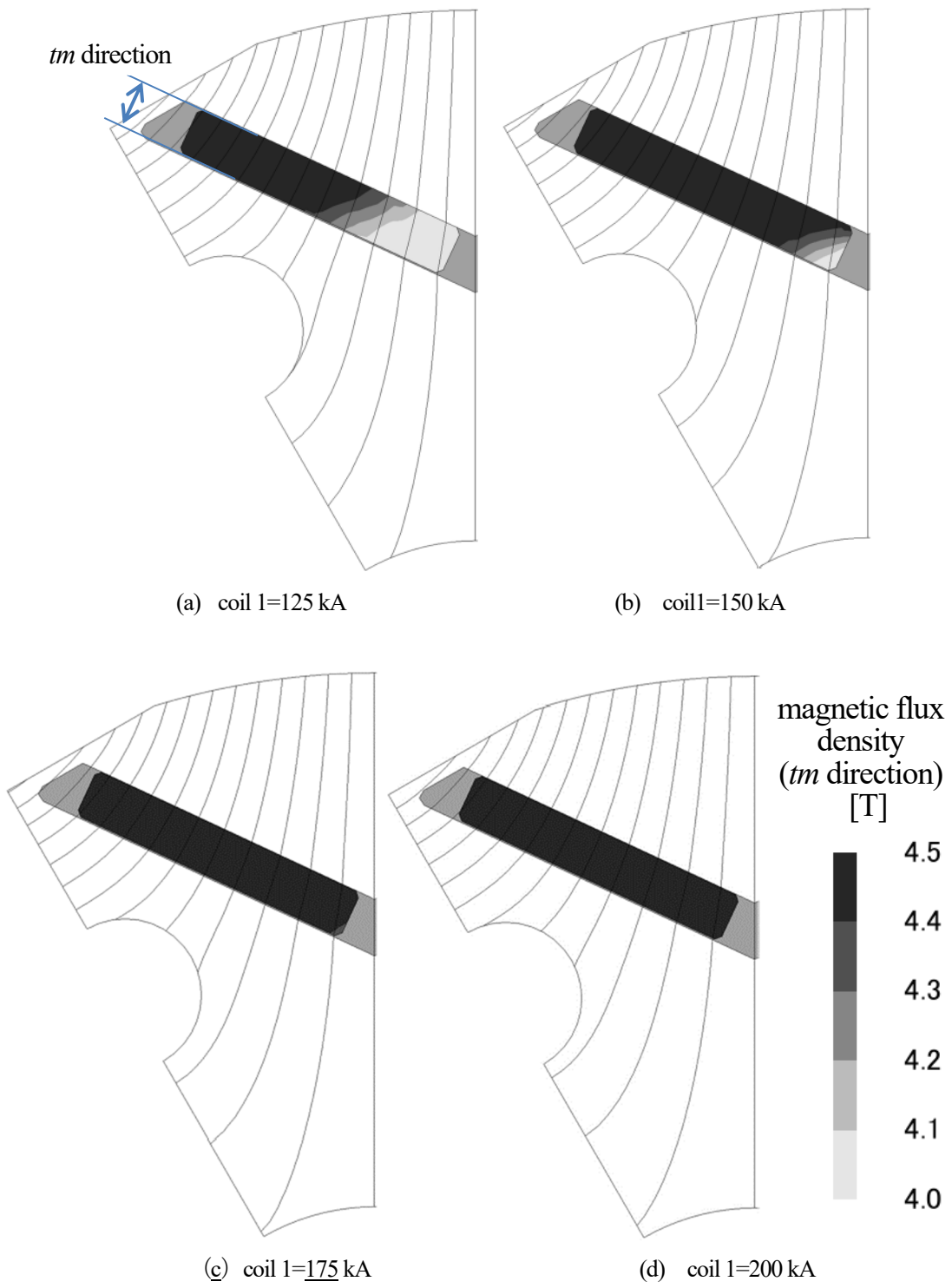


Fig. 4.10 magnetic flux density ( $\alpha=0^\circ$  *tm* direction)

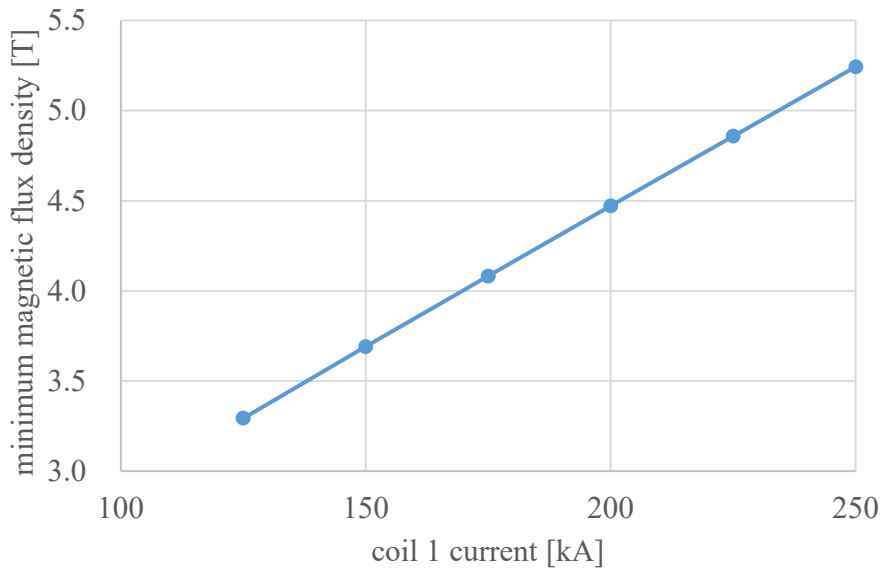


Fig. 4.11 Coil 1 current vs. minimum magnetic flux density (*tm* direction)

ば全域 4.5T にでき、coil 1 の起磁力 200kA で磁石配置位置全域の永久磁石の板厚 *tm* 方向の磁束密度成分を 4.5T 以上にできる。coil 1 の着磁電流に対する磁石配置位置の磁石板厚 *tm* 方向の最低磁束密度を Fig. 4.11 に示す。coil 1 の電流に比例して永久磁石の板厚 *tm* 方向の最低磁束密度成分が増加している。V 字配置ロータに平行配向磁石を配置したロータでは、磁石配向方向の磁束密度を 4.5T とするには、coil 1 の起磁力 150kA が必要で、完全着磁には起磁力 200kA 必要である。

#### 〈4・3・2〉 斜め配向磁石ロータの着磁解析

着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  の斜め配向磁石の着磁について、coil 1 に起磁力 125kA と coil 2 に起磁力 30kA を通電した際のロータに作用する磁束線を Fig. 4.12 に示す。図右側の coil 1 と coil 2 には紙面手前方向、図左側の coil 1 と coil 2 には紙面奥行方向で、着磁器のティースからロータの回転軸中心方向の磁界により、永久磁石を配置する位置の磁束は、Fig. 4.8 で示した coil 1 のみの通電に比べて、磁極方向 (d 軸方向) を向き、永久磁石の着磁配向角に近付けることができている。coil 2 の通電により、ロータコアの永久磁石より内側で d 軸方向の磁束を作用させているためである。

磁石配置位置の磁束密度を詳細に調査する。coil 1 の起磁力 125kA に対して、coil 2 の起磁力を 0kA, 5kA, 10kA, 15kA の磁束線と、磁石配置位置における着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  方向の磁束密度成分をコンターで示す (Fig. 4.13)。coil 2 の電流を増加することで、磁石配置位置の磁極中央部の磁束密度も増加し、coil 1 の起磁力 125kA と coil 2 の起磁力 15kA で着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  方向の最低磁束密度成分が 4.5T 以上となる。coil 1 と coil 2 の通電がロータの磁束に与える影響を把握するため、coil 1 の起磁力 125kA, 150kA, 175kA に対して、coil 2 の起磁力を 0kA から 30kA に変えて磁石配置位置での磁束の向きと大きさを調査する。

磁石配置位置の着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  方向の最低磁束密度を Fig. 4.14 に示す。coil 1 の起磁力が 125kA

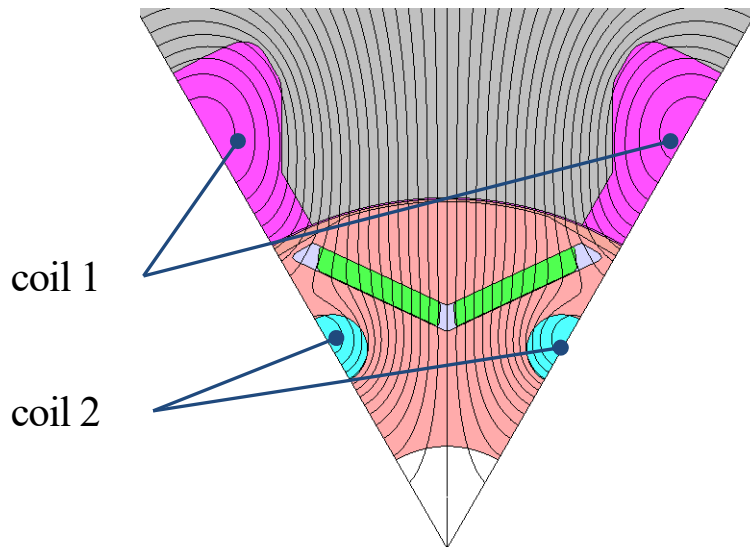


Fig. 4.12 Magnetic flux lines at 1 pole (coil 1 = 125kA and coil 2 = 30kA)

では、coil 2 の起磁力が 17kA まで磁石配置位置の磁石配向方向成分 ( $\alpha=20^\circ$  方向成分) の最低磁束密度は増加し 4.58T に達し、coil 2 の着磁電流が起磁力 17kA 以上では最低磁束密度は 4.58T で飽和している。coil 1 の電流が起磁力 150kA では、coil 2 の電流が起磁力 20kA まで磁石配置位置の磁石配向方向成分 ( $\alpha=20^\circ$  方向成分) の最低磁束密度は増加し 5.25T に達し、coil 2 の起磁力が 20kA 以上では最低磁束密度は 5.25T で飽和している。coil 1 の起磁力が 175kA では、coil 2 の起磁力が 22.5kA まで磁石配置位置の磁石配向方向成分 ( $\alpha=20^\circ$  方向成分) の最低磁束密度は増加し 5.81T に達し、coil 2 の起磁力が 22.5 kA 以上では最低磁束密度は 5.81T で飽和している。

着磁条件である磁石配向方向の最低磁束密度 4.5T となる電流条件は、coil 1 の起磁力のみでは 188kA 必要であるが、coil 1 の起磁力が 125kA では coil 2 の起磁力が 17kA 以上、coil 1 の起磁力が 150kA では coil 2 の起磁力が 10kA 以上、coil 1 の起磁力が 175kA では coil 2 の起磁力が 3.5kA 以上である。これら 3 つの電流条件での磁石配置位置での磁束密度の着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  をコンターで Fig. 4.15 に示す。

Fig. 4.13 (a) は、Fig. 4.13 の中では coil 1 の起磁力が 125kA と小さく coil 2 の起磁力が 17kA で大きい組み合わせ条件で、磁石配置位置の全域が 4.5T から 5.5T で磁石配向方向の磁束密度成分の差が少ない。Fig. 4.13 (b) は、coil 1 の起磁力が 150kA、coil 2 の起磁力が 10kA で、磁石配置位置の内径側が 4.5T、外径側が 6.5T と磁石配向方向の磁束密度成分の差が広がる。さらに、Fig. 4.13 (c) は、coil 1 の起磁力が 175kA と大きく、coil 2 の起磁力が 3.5kA と小さい組み合わせ条件で、磁石配置位置の内径側が 4.5T、外径側が 7.0T と Fig. 4.13 の中では磁束密度の差が最も大きい。coil 2 の電流が大きいと、磁石配置位置での磁束の向きを着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  に近付けることができ、coil 1 の電流を小さくできる。coil 2 の電流が小さいと、磁石配置位置での磁束の向きが板厚 (tm) 方向である着磁配向角  $\alpha=0^\circ$  に近づく。V 字配置の磁極中央の中心軸側は、磁石配向方向の最低磁束密度が低い傾向があ

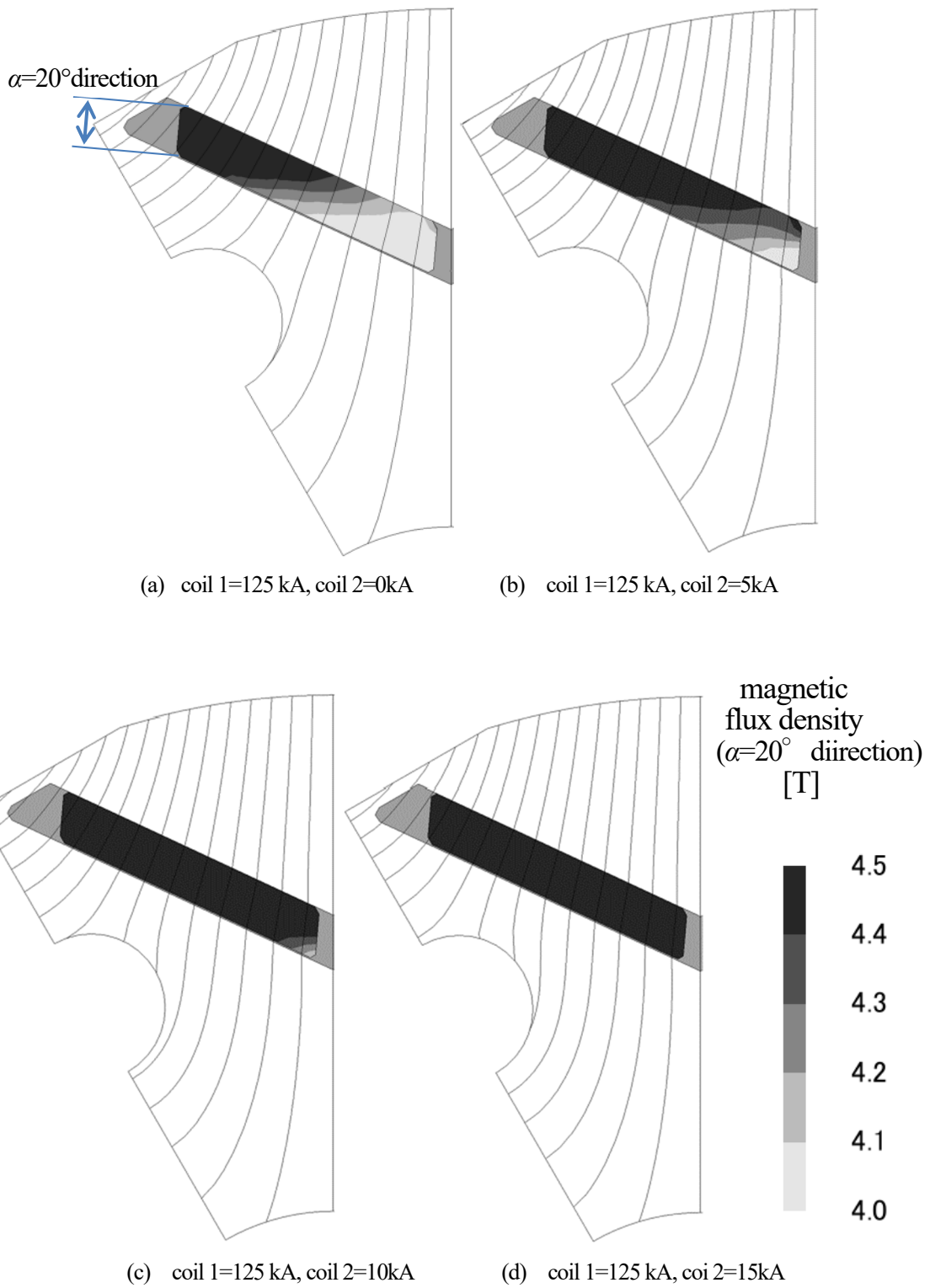


Fig. 4.13 Magnetic flux density ( $\alpha=20^\circ$  direction)

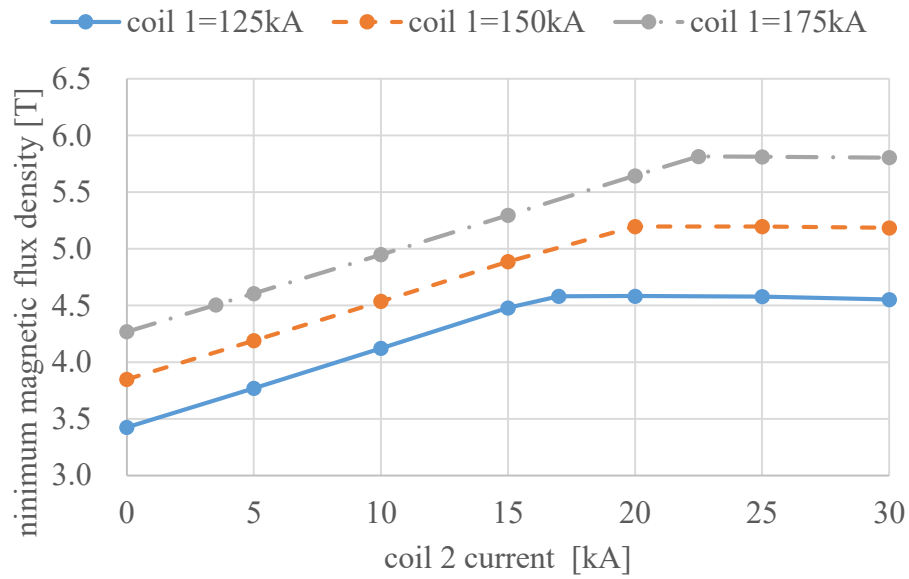


Fig. 4.14 Coil 1 and coil 2 current vs. minimum magnetic flux density ( $\alpha=20^\circ$  direction)

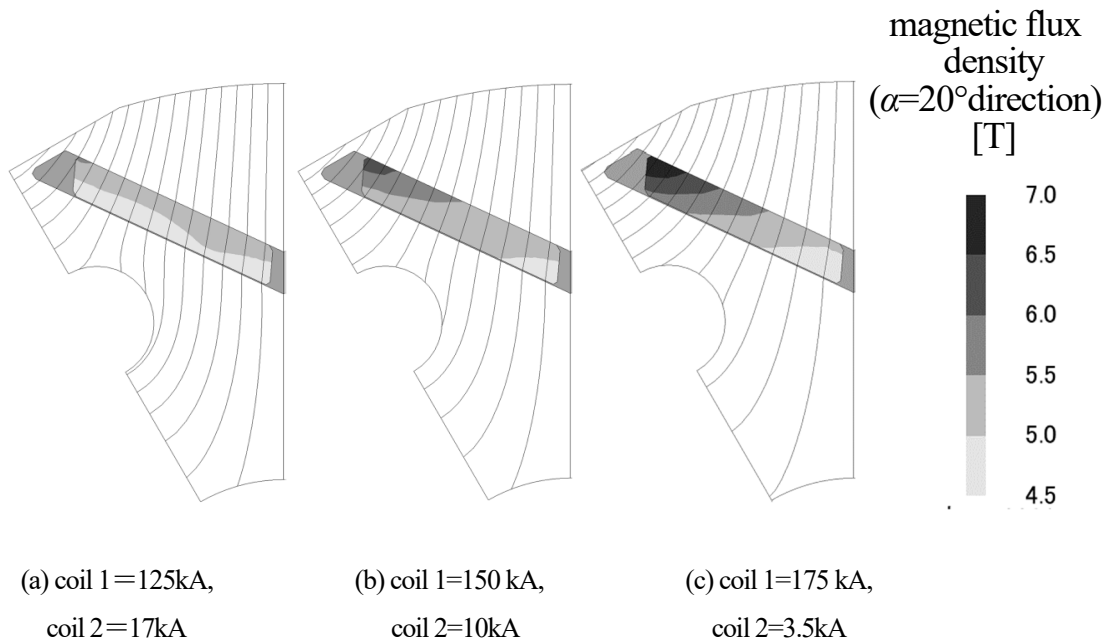


Fig. 4.15 Magnetic flux density ( $\alpha=20^\circ$  direction)

り、永久磁石をロータコアに深く埋め込むほど着磁が困難である。磁石配置位置の内側まで着磁に必要な磁石配向方向の磁束密度成分を 4.5T にするために、磁石の外側に対しては過大な磁界を与えていて coil 1 の電流が増加している。着磁電流が少なく着磁の効率が良いのは、着磁電流が小さい Fig. 4.15 (a) である。

ただし、ロータコア内部に配置する coil2 のスペースが限られるため、coil2 に流す電流に制限がある場合は Fig. 4.15 (b)や、Fig. 4.15 (c)の電流の組み合わせ条件を選択し着磁することが可能である。

### 〈4・3・3〉 平行配向磁石ロータの着磁改善

斜め配向磁石ロータの着磁では、着磁器の coil1 の通電に加えて coil2 の通電を組み合わせることで coil1 の電流を低減することを確認した。平板配向磁石で coil1 の通電に coil2 の通電を加えることによる着磁の改善効果を確認する。

coil1 の起磁力 125kA, 150kA, 175kA に対して、coil2 の起磁力を 0kA から 30kA に変えて磁石配置位置で永久磁石の板厚  $tm$  方向である着磁配向角  $\alpha=0^\circ$  方向の最低磁束密度を Fig. 4.16 に示す。磁石配置位置の永久磁石の板厚  $tm$  方向成分 ( $\alpha=0^\circ$  方向成分) の最低磁束密度は、coil1 の起磁力が 125kA で coil2 の起磁力が 0kA から 25kA では、3.3T から 4.7T に増加し coil2 の着磁電流が起磁力 25kA 以上では最低磁束密度は 4.7T で飽和している。coil1 の起磁力が 150kA では、coil2 の起磁力が 0kA から 30kA で 3.7T から 5.4T に増加している。coil1 の起磁力が 175kA では、coil2 の起磁力が 0kA から 30kA で 4.1T から 6.0T に増加している。

coil2 の起磁力が 0kA では coil1 の起磁力を 175kA まで上げて、磁石配置位置の永久磁石の板厚  $tm$  方向成分 ( $\alpha=0^\circ$  方向成分) の最低磁束密度を 4.5T に達することができず、平板配向磁石を完全に着磁することができないが、coil1 の通電に加えて、coil2 に通電することで、磁石配置位置の永久磁石の板厚  $tm$  方向成分 ( $\alpha=0^\circ$  方向成分) の最低磁束密度 4.5T 以上を実現でき平行配向磁石の着磁が可能になる。着磁電流の条件は、coil1 の起磁力が 125kA では coil2 の起磁力が 20kA 以上、coil1 の起磁力が 150kA では coil2 の起磁力が 13kA 以上、coil1 の起磁力が 175kA では coil2 の起磁力が 7kA 以上である。

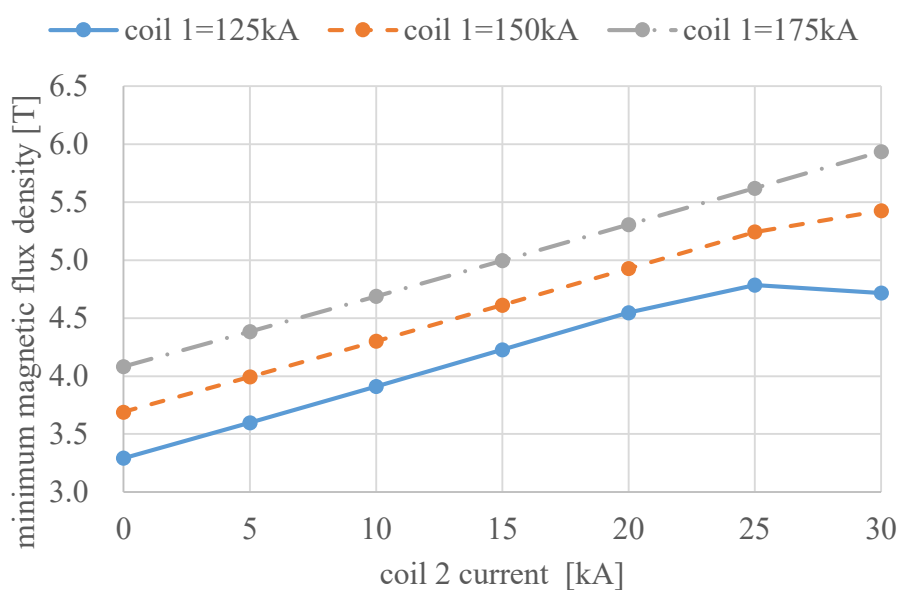


Fig. 4.16 Coil 1 and coil 2 current vs. minimum magnetic flux density ( $\alpha=0^\circ$  direction)

#### 4. 4 結言

第4章では、斜め配向磁石を埋め込んだ IPMSM ロータの着磁には、ロータコアに配置された永久磁石の板厚方向であるロータコアの空隙の最短距離の方向となる着磁磁界ではなく、斜め配向磁石の配向であるロータコアの空隙の最短距離に対して斜め方向の着磁磁界が必要である。そのため、従来の平行配向着磁磁石の IPMSM の着磁器と同様にロータ外周の着磁器のティース間スロットに配置された巻線 coil 1 に加え、ロータコアの磁石より回転軸側に着磁巻線 coil 2 を配置した着磁器による着磁を提案し、coil 1 と coil 2 の電流の最適な組み合わせの値を求め、以下の知見を得た。

- (1) coil 1 の電流を増加すると、coil 1 の中心から同心円状の磁束線が増加し永久磁石を V 字配置したロータでは、永久磁石の板厚方向の磁束成分の増加に有効である。また、coil 2 の電流を増加すると、coil 2 の中心から同心円状の磁束線が増加し永久磁石を V 字配置したロータでは、永久磁石の板厚方向から外側に向く磁束成分の増加に有効であり、斜め配向着磁に適している。
- (2) coil 2 の通電により coil 1 の電流を低減して着磁に必要な磁界を与えることで、着磁電流を低減した効率の良い着磁ができる。着磁配向角  $\alpha=20^\circ$ 、V 字角  $V\alpha=130^\circ$  の V 字配置 IPMSM のロータで、着磁磁界に必要と想定している着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  の磁束密度成分 4.5T 以上に対して、coil 1 の通電のみでは 188kA 以上必要であるが、coil 1=125kA、coil 2=17kA の組み合わせにより着磁電流を 46kA 低減することが可能となり、実用的な着磁器の目途をつけることができた。
- (3) 着磁磁界が高める必要がある時は coil 1 の電流を増加させることを優先した上で、さらに coil 2 の電流を追加することが良い。
- (4) 平行配向磁石を V 字配置した従来の IPMSM のロータ着磁は、coil 1 の通電加えて coil 2 に通電することで、着磁電流を低減した効率の良い着磁ができる。

第5章では、第4章まで述べた回転軸に垂直な平面で斜め配向着磁された永久磁石を用いた集中巻 IPMSM のさらなる高減磁耐力化として、ハルバッハ磁石配列を回転軸方向断面に応用したハルバッハ配列 IPMSM について示す。



## 第5章 ハルバッハ配列 IPMSM による高トルク高減磁耐力モータの提案

### 5. 1 緒言

第4章まで、永久磁石の板厚方向に対して斜め配向着磁とした平行四辺形体の永久磁石をロータコアにV字配置した IPMSM は、永久磁石の磁化方向を永久磁石に作用する逆磁界の方向に対して角度を付けることにより、減磁耐力が向上できることを示した<sup>(35)</sup>。

モータの小型高出力化の要求によりモータの動作環境は高温化している。また、モータ搭載機器の小型化が進みモータの回転軸方向寸法の増加が困難な状況では、コイルエンド内径部のデッドスペースを利用したオーバーハングロータ構造は小型高出力化に有効な一手段である。オーバーハングロータ構造に斜め配向着磁による減磁耐力向上を活かすことで、高温での減磁耐力向上と小型高出力化の両立ができる可能性がある。本章ではロータの回転軸端面のオーバーハング部の磁石配置にハルバッハ (Halbach) 磁石配列の応用を検討する。

配向の異なる磁石を組み合わせた Halbach 磁石配列は Fig. 5.1 に示すように、着磁配向角を 90°回転させた磁石を隣接配置し磁石磁束を片側に集中させることができる。Halbach 磁石配列をコアレスモータに応用した研究<sup>(48)</sup>や、Halbach 磁石配列の磁石回転角度を変えた構成での減磁を評価する解析手法を提案した研究<sup>(19),(24)</sup>もあり、異なる配向の磁石の組み合わせにより磁束を強めることと同時に減磁影響を評価することが重要である。

第5章では、まず Halbach 磁石配列を応用した IPMSM のロータの回転軸に垂直な平面で磁束を有する従来の主磁石に加えて、ロータの回転軸端面に回転軸方向の磁束成分を有する副磁石を配置する構成をとり、副磁石の配置が主磁石の減磁耐力へどのような影響を与えるか調査する。さらに、回転軸方向に対して斜め配向着磁した副磁石の配置と配向を検討する。具体的には、主磁石と副磁石の重なりの影響、回転軸方向の空隙の影響、そして、副磁石の配向角度の影響を検討し、ロータの回転軸端面に Halbach 磁石配列を応用することで減磁を改善できることを明らかにし、高温環境下で動作する Halbach 磁石配列を応用した 6 極 9 スロット集中巻 IPMSM の永久磁石の配向着磁と減磁耐力向上について述べる<sup>(47)</sup>。

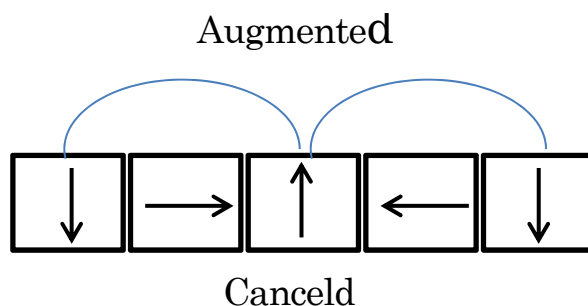


Fig. 5.1 Halbach array

## 5. 2 回転軸斜め配向着磁磁石 IPMSM

永久磁石の板厚方向に対して斜めに配向着磁した永久磁石を配置することで、磁石体積が同一でも磁石長を大きくすることができ、減磁耐力を向上させることができることを明らかにした<sup>(42), (43)</sup>。Halbach 磁石配列を応用した IPMSM のロータは、回転軸に垂直な平面に配向した主磁石と、回転軸に対して斜めに配向した副磁石の配向角度が大きく異なる永久磁石を回転軸端面で接近させて配置している。主磁石と副磁石との境近傍での減磁の影響を、回転軸方向寸法の短い基本モデルで調査する。

IPMSM の電磁界解析モデルを Fig. 5.2 に、ロータの回転軸断面の模式図を Fig. 5.3 に示す。電磁

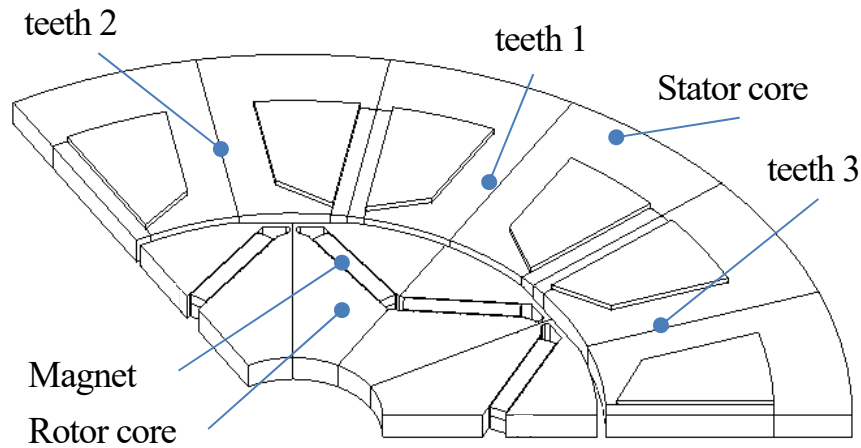


Fig. 5.2 IPMSM basic analyzed model

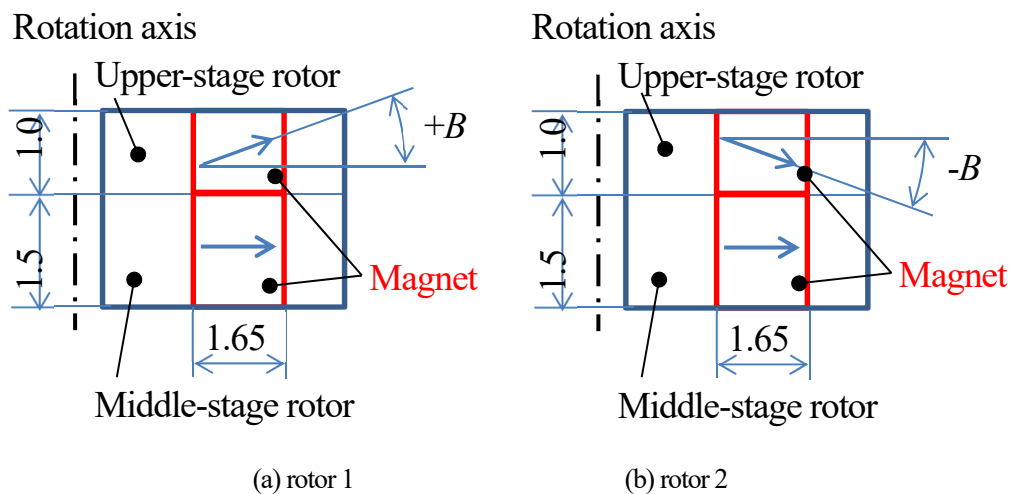


Fig. 5.3 IPMSM rotor model

界解析モデルは周方向に 1/3, 軸方向に 1/2 とした 1/6 モデルである。ロータは軸方向 3 段構成で、中段ロータに埋め込み配置された磁石は、回転軸に垂直な平面に配向着磁され一般的なラジアルギャップの IPMSM のロータと同様である。上段ロータの永久磁石は、Fig.5.3(a)では回転軸に垂直な平面に対して斜め上方向に配向着磁され、Fig. 5.3(b) では回転軸に垂直な平面に対して斜め下方向に配向着磁されている。ここで回転軸方向配向角  $B$  は、回転軸に垂直な径方向ベクトルに対して、上段ロータの回転軸端面方向に傾く角度を  $+B$ , 径方向ベクトルに対して中段ロータ方向に傾く角度を  $-B$  と定義する。回転軸に対して斜めに配向した永久磁石による回転軸方向の磁束が減磁に与える影響を、回転軸方向配向角  $B$  がゼロ, 正, 負について 3 次元電磁界解析 (JMAG-Designer) で調べる。

6 極 9 スロット集中巻モータの巻線に負の  $d$  軸電流に相当する逆磁界電流を三相通電し、通電前後の永久磁石の減磁率分布を調べる。三相通電は、前述のとおりロータ磁極中央に対向した第 1 ステータティースの巻線に最大電流を、第 1 ステータティースの両隣に隣接する第 2 ステータティース, 第 3 ステータティースの巻線には第 1 ステータティースの巻線とは逆向きの 1/2 の電流を流して逆磁界を与える状態である。解析条件を Table 5.1 に示す。

Fig. 5.4 に電磁界解析で求めたロータ 1 極の永久磁石の減磁率分布を表示する。Fig. 5.4(a) は上段ロータ磁石と中段ロータ磁石の回転軸方向配向角が  $B=0^\circ$  の場合である。Fig. 5.4(b) は上段ロータ磁石の回転軸方向配向角が  $B=+20^\circ$ , 中段ロータ磁石の回転軸方向配向角が  $B=0^\circ$  の場合である。Fig. 5.4(c) は上段ロータ磁石の回転軸方向配向角が  $B=-20^\circ$ , 中段ロータ磁石の回転軸方向配向角が  $B=0^\circ$  の場合である。ロータ磁石の回転軸方向配向角  $B=0^\circ$  の Fig. 5.3(a) では、磁石のステータ側 (ロータ外周側) 全面に減磁率が 5%以上となる減磁領域を確認できる。しかし、上段ロータ磁石の回転軸方向配向角  $B=+20^\circ$  の Fig.5.4(b) では、上段ロータ磁石の上面外周部に減磁は起きていない。また、上段ロータ磁石の回転軸方向配向角  $B=-20^\circ$  の Fig. 5.4(c)では、上段ロータ磁石の内周部に加え、中段ロータ磁石の上面外周部に減磁が起きていない箇所を確認できる。上段磁石は斜め配向着磁のため磁石長が増加し減磁率は若干改善している。特に、回転軸方向配向角  $B=-20^\circ$  の Fig. 5.4(c)では、上段の回転軸方向斜め配向着磁磁石の磁束が中段ロータ磁石の減磁耐力向上に有効であることを確認できる。

Table 5.1. Analyzed conditions

Number of poles and slots	6poles-9slots	Residual magnetic flux density $B_r$	1.16 T
Stator ID	56 mm	Coercivity $H_{cj}$	2387 kA/m
Rotor OD	54.4 mm	Electromagnetic steel sheet	35A300
winding	150 turn, 3Y	Temperature	180 °C
Magnet thickness	1.65mm	Current	30A

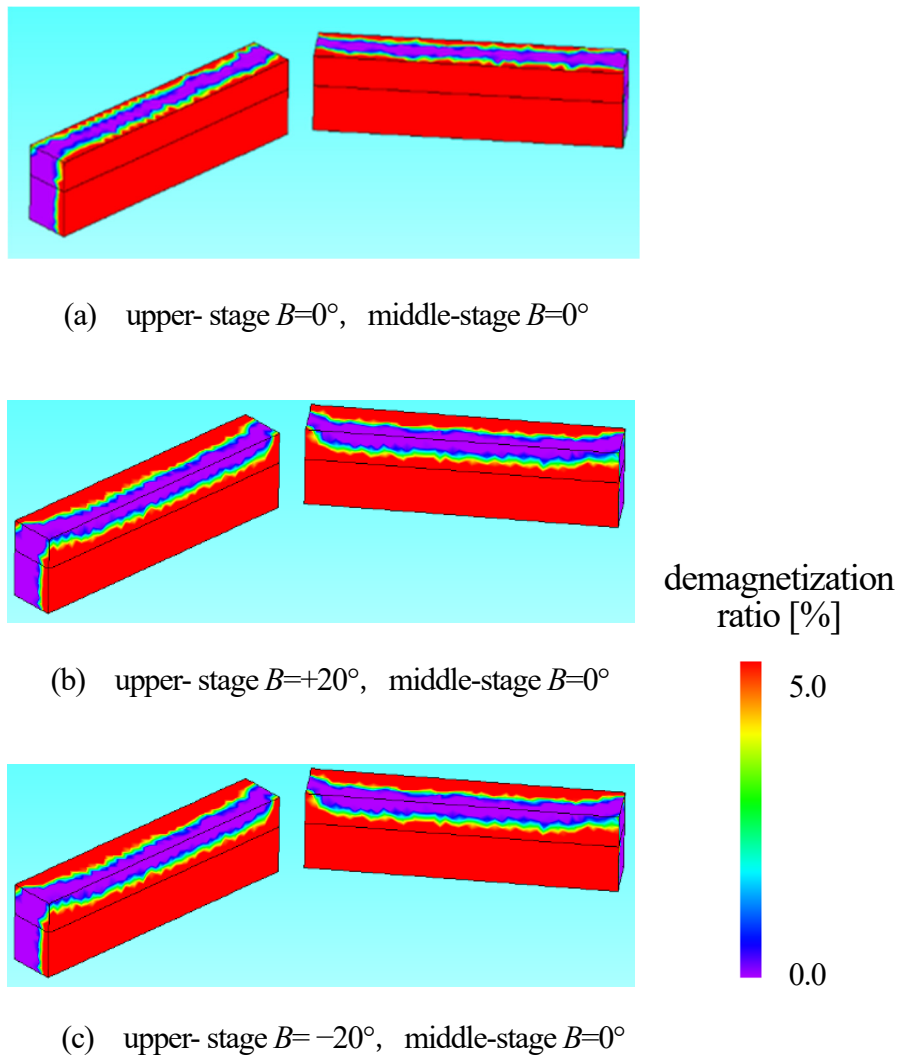


Fig. 5.4 Demagnetization ratio distribution (stator side view)

### 5. 3 Halbach 磁石配列による減磁耐力の影響

#### 〈5・3・1〉 Halbach 磁石配列

着磁配向角を  $90^\circ$  回転させた磁石を隣接配置することで、隣接した磁石間の磁束の相互影響により、磁束を強める側と磁束を弱める側を生じさせ、磁石磁束を片側に集中させる Fig. 5.1 に示した Halbach 磁石配列が知られていて、Halbach 磁石配列をコアレスモータへ応用した研究例がある<sup>(48)</sup>。磁石磁束を片側に集中させる Halbach 磁石配列を応用し、回転軸方向斜め配向着磁による減磁耐力向上の可能性を調査する。回転軸端面に Halbach 磁石配列を配置した IPMSM の 1/4 極のロータモデルを Fig. 5.5 に、回転軸方向に 1/2、磁極中央で 1/2 で示す。Halbach 磁石配列で強められる回転軸に垂直な平面の磁束方向の配向の磁石を主磁石、主磁石と直交した回転軸方向の配向の磁石を副磁石

とし、主磁石と副磁石の配向を矢印で示している。主磁石に対する副磁石の位置関係、空隙距離、配向角等が減磁に与える影響を3次元電磁界解析 (JMAG-Designer) で調査する。

### 〈5・3・2〉 回転軸端面 Halbach 磁石配列

Halbach 磁石配列は永久磁石の磁束を片側に集中させる特徴を活かしてヨークレス構造を採用することができるので、SPMSM やコアレスモータに用いられている<sup>(48)</sup>。IPMSM は磁性体のロータコアに永久磁石を埋め込み配置しているため、永久磁石の周囲に磁性体が存在する。IPMSM に Halbach 磁石配列を用いる場合、副磁石の周囲が磁性体 (電磁鋼板) の場合と非磁性体 (空気) の場合で減磁の影響が異なるかを調査する。

Fig. 5.5 の主磁石は、従来の IPMSM と同様で回転軸である Z 軸に垂直な XY 平面に配向着磁されている (配向を矢印表示)。副磁石も主磁石と同様 XY 平面に配向着磁した従来ロータのモデル 101 に対し、副磁石が Z 軸方向に配向着磁され、ロータコア 2 が電磁鋼板 (35A300) のモデル 102 と、副磁石が Z 軸方向に配向着磁され、ロータコア 2 が非磁性材 (空気) のモデル 103 の 3 種類のモデルを Table 5.2 に示し、主磁石の減磁率を調査する。負の d 軸電流 30A (起磁力 4500A) 通電後の 1 極の半分の磁石の減磁率分布を Fig. 5.6 に、副磁石を非表示とし主磁石端面を表示させた減磁率分布を Fig. 5.7 に示す。従来のロータモデル 101 では、ステータ側 (ロータ外周) の磁石の縁に沿って、磁石端面まで減磁率が高く減磁している箇所を確認できる。副磁石の回転軸端面の減磁分布が主磁石の端面の減磁率分布より広く、ロータの回転軸端面がより減磁しているのは、負の d 軸電流によるステータからの強い起磁力が XY 平面と平行な平面から回転軸端面に漏れて磁石端部で減磁が強まった影響である。ロータ端面に回転軸方向配向の副磁石を配置したモデル 102、モデル 103 では、配向着磁が Z 軸方向である副磁石に減磁は起きていない。一方、Fig. 5.7 より主磁石の回転軸端面の

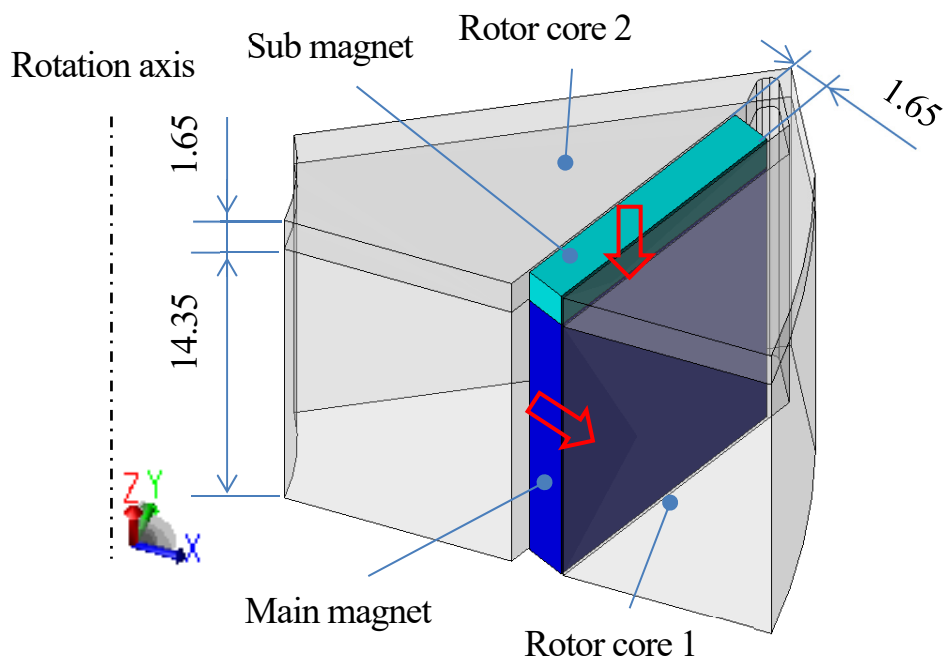


Fig. 5.5 Halbach array rotor model 102 (1/4 pole)

Table 5.2. Analyzed model conditions

model No.	Magnetized orientation of sub magnets	Rotor core 2
101	XY	35A300
102	Z	35A300
103	Z	air

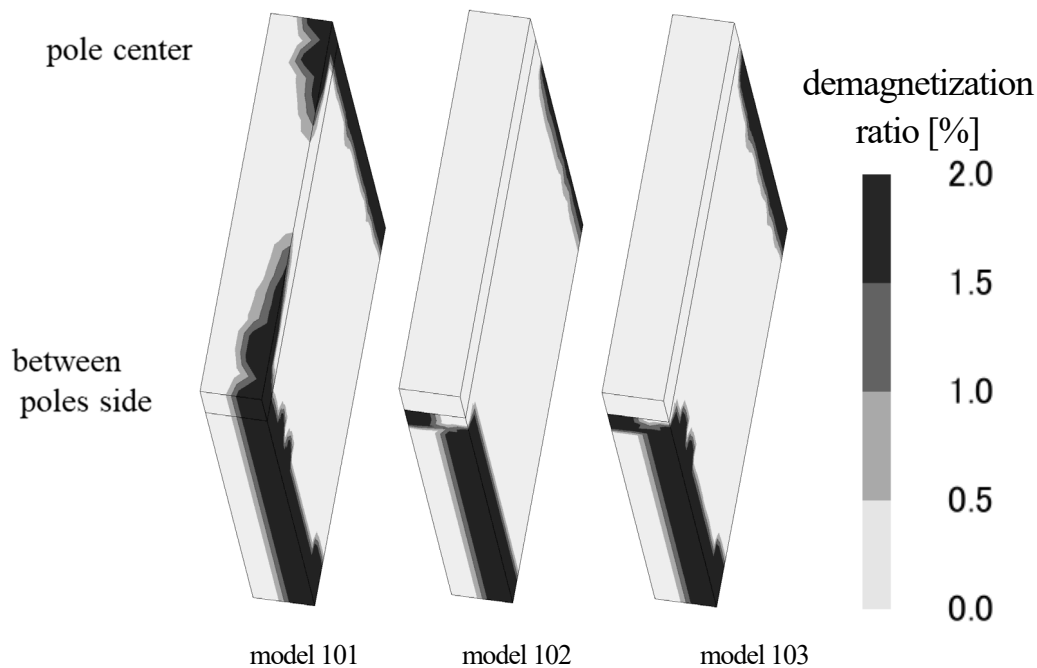


Fig. 5.6 Demagnetization ratio distribution

回転軸側に減磁領域を確認できる。副磁石を回転軸方向配向としたモデル 102、モデル 103 で確認できた主磁石の回転軸端面の減磁原因を調べるため、モデル 103 における d 軸電流 30A(起磁力 4500A)通電時の磁石の磁束密度ベクトルと主磁石の減磁率分布を Fig. 5.8 に示す。負の d 軸電流によるステータからの強い起磁力により、副磁石の-Z 方向配向の磁束が回転軸側に傾き、主磁石の回転軸端面の回転軸側に主磁石の配向と逆向きの起磁力成分が作用し、主磁石の回転軸端面の回転軸側に減磁が起きている。この主磁石の回転軸端面の回転軸側の減磁は、副磁石の周囲に磁性材を配置したモデル 102 と副磁石の周囲を非磁性の空気としたモデル 103 で同様に確認でき、副磁石周囲の磁性材の有無による主磁石の減磁影響は小さいと考える。次に、ロータコア 1 の回転軸端面上で、主磁石と副磁石の重なり部分を変えて配置し、主磁石の配向と逆向きの起磁力成分を変化させて主磁石の減磁改善について調査する。

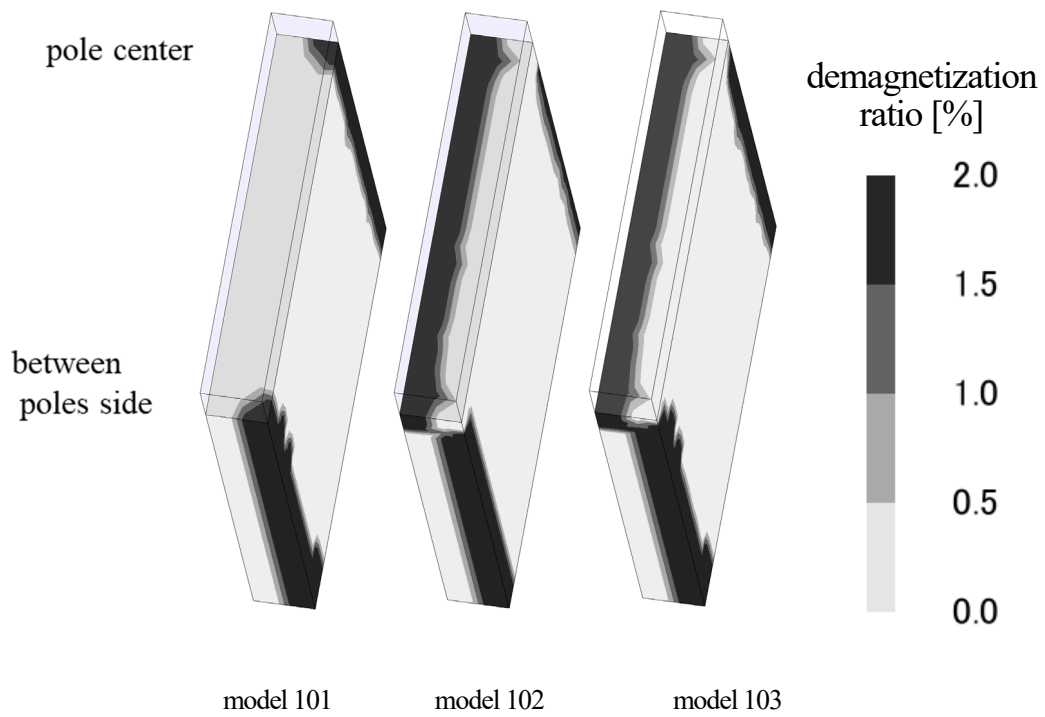


Fig. 5.7 Demagnetization ratio distribution (hide sub magnet)

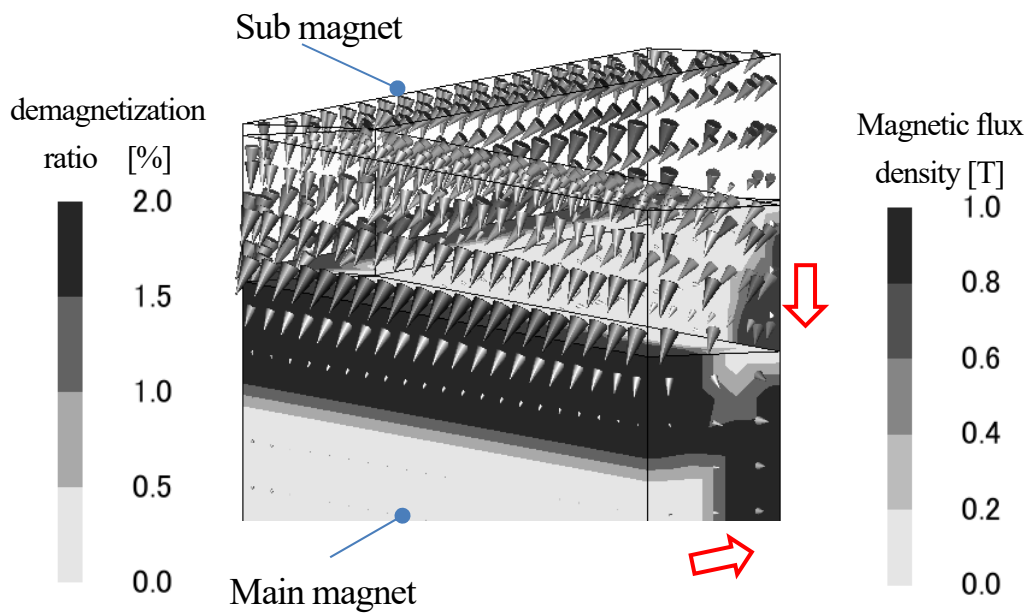


Fig. 5.8 Magnetic flux density during reverse magnetic field action

### 〈5・3・3〉 回転軸端面副磁石と主磁石との重なり

主磁石と副磁石とのZ方向の空隙距離を0.1mmとし、副磁石周囲は空気とする。回転軸側から見た主磁石に対する副磁石のXY平面での配置ずれを副磁石の突出量 $C$ と定義し、副磁石の突出量 $C$ の違いによる減磁影響を調査する。副磁石の突出量 $C$ が正では主磁石より副磁石が外側に突出していて、主磁石に値する副磁石の突出量 $C$ の模式図をFig. 5.9に示す。副磁石の突出量 $C$ が負では主磁石より副磁石が回転軸側に突出している。副磁石の突出量 $C$ が回転軸側へ主磁石の磁石長（板厚寸法）の半分の距離となるモデル201（ $C=-0.5$ ）、副磁石の突出量 $C$ が外側へ主磁石の磁石長の半分の距離となるモデル202（ $C=+0.5$ ）、主磁石の外側に主磁石の磁石長分副磁石を突出させて主磁石と副磁石が回転軸方向から見て重ならない配置としたモデル203（ $C=+1.0$ ）の主磁石の減磁率分布を調べる。解析モデルの条件をTable 5.3に示す。副磁石を非表示とし主磁石の減磁率分布をFig. 5.10に示す。副磁石を回転軸側に主磁石の磁石長（板厚寸法）の半分の距離ずらして配置したモデル201は、副磁石の磁束が主磁石に有効に作用せず減磁領域が拡大している。副磁石を外側にへ主磁石の磁石長の半分の距離ずらして配置したモデル202では、主磁石の回転軸端面の回転軸側の減磁領域が減少していて減磁耐力の向上効果がある。主磁石の外側に主磁石の磁石長の距離分副磁石を突出させて配置したモデル203は、主磁石の回転軸端面では外側半分の領域に減磁が起きている。

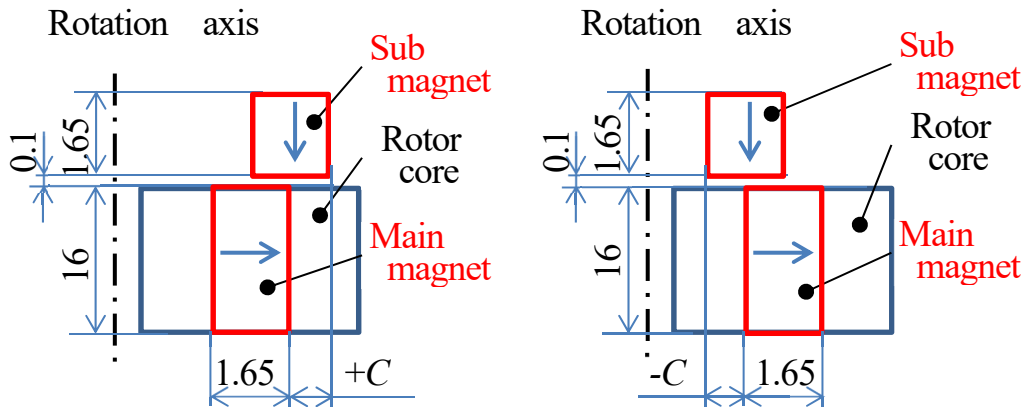


Fig. 5.9 Sub magnet protrusion amount  $C$

Table 5.3. Analyzed model conditions

model No.	Sub magnet protrusion amount $C$
201	-0.5
202	0.5
203	1.0



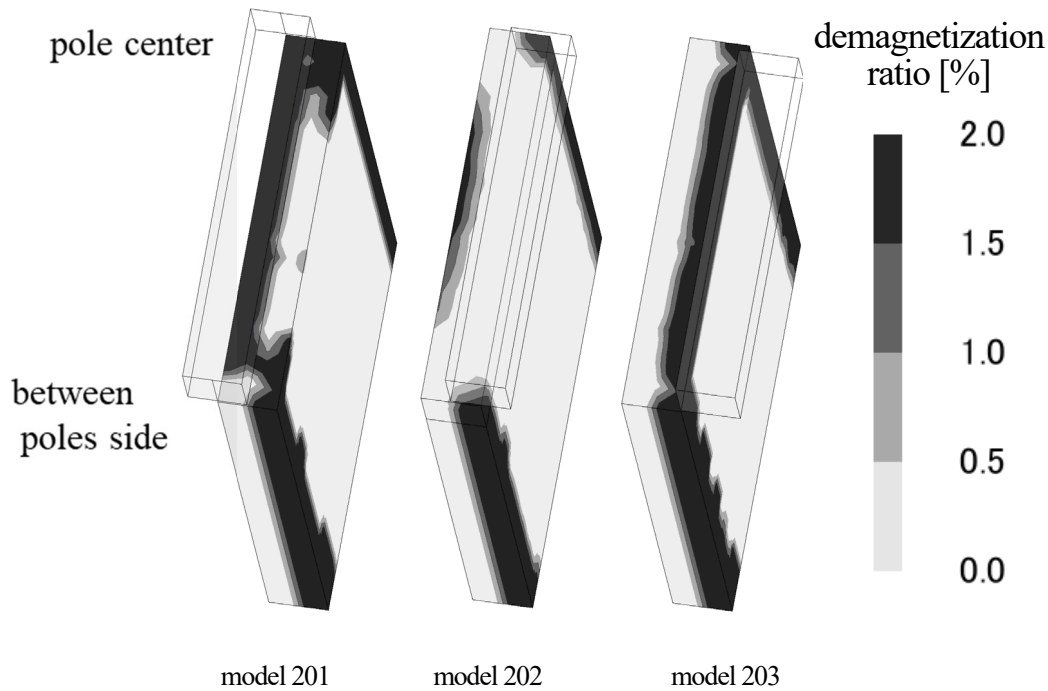
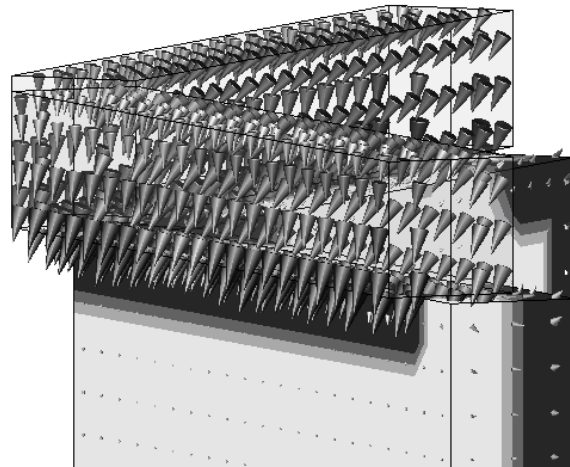


Fig. 5.10 Demagnetization ratio distribution

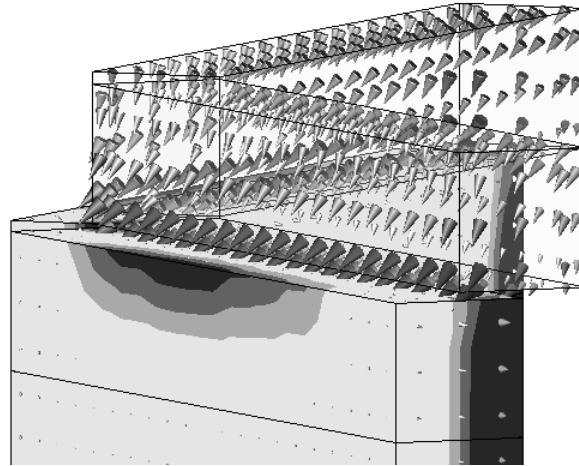
モデル 201, 202, 203 の負の  $d$  軸電流 30A(起磁力 4500A)通電時の磁石の磁束密度ベクトルと主磁石の減磁率分布を Fig. 5.11 に示す。副磁石はステータからオーバーハングしてステータコアと対向していないにも関わらず、負の  $d$  軸電流によるステータからの強い起磁力により、副磁石の-Z 方向配向の磁束が回転軸側に傾いていることが確認できる。モデル 201 では、副磁石を回転軸側に主磁石の磁石長の半分の距離ずらして配置しているので、主磁石の外側には副磁石の-Z 方向の磁束による Halbach 配列の効果が得られず、副磁石の-Z 方向の磁束が主磁石の内側に向かい斜め下向きに作用したため、モデル 101 でみられた主磁石端面外側の減磁領域は改善されていない。

モデル 202 では、副磁石を外側に主磁石の磁石長の半分の距離ずらして配置しているので、負の  $d$  軸電流通電で、副磁石の-Z 方向の磁束が内側に向かい斜め下向きに作用することで、副磁石の-Z 方向の磁束の大半が Halbach 配列の主磁石の磁束を強める効果で減磁領域が減少していると考えられる。副磁石の内側の磁束が内側斜め下向きに作用している影響で、主磁石の内側の端面に少し減磁領域がみられる。モデル 203 では、主磁石の外側に主磁石の磁石長分副磁石を突出させて主磁石の外側に副磁石を配置しているので、副磁石の-Z 方向の磁束が主磁石外側のロータコアに流れ、Halbach 配列の磁束を強める効果は有効に作用していない。副磁石の-Z 方向の磁束が副磁石の内側に向かい斜め下向きに作用して主磁石の外側に減磁領域が表れている。

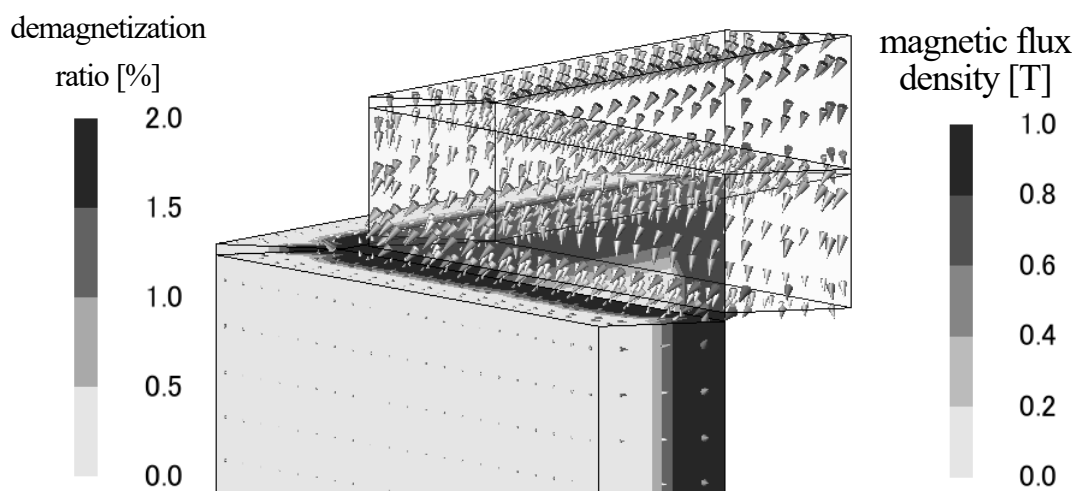
副磁石の突出量  $C$  に対する減磁率とエアギャップ磁束密度の関係を Fig. 5.12 に示す。電磁解析では 1 条件につき、通電前、通電時、通電後の計算を行い、無通電のエアギャップ中央での磁束密度の実効値より前述の (8) 式で減磁率を計算している。副磁石の突出量  $C=0$  の場合は、主磁石の回転軸



(a) model 201 ( $C = -0.5$ )



(b) model 202 ( $C = 0.5$ )



(c) model 203 ( $C = 1.0$ )

Fig. 5.11 Magnetic flux density during reverse magnetic field action

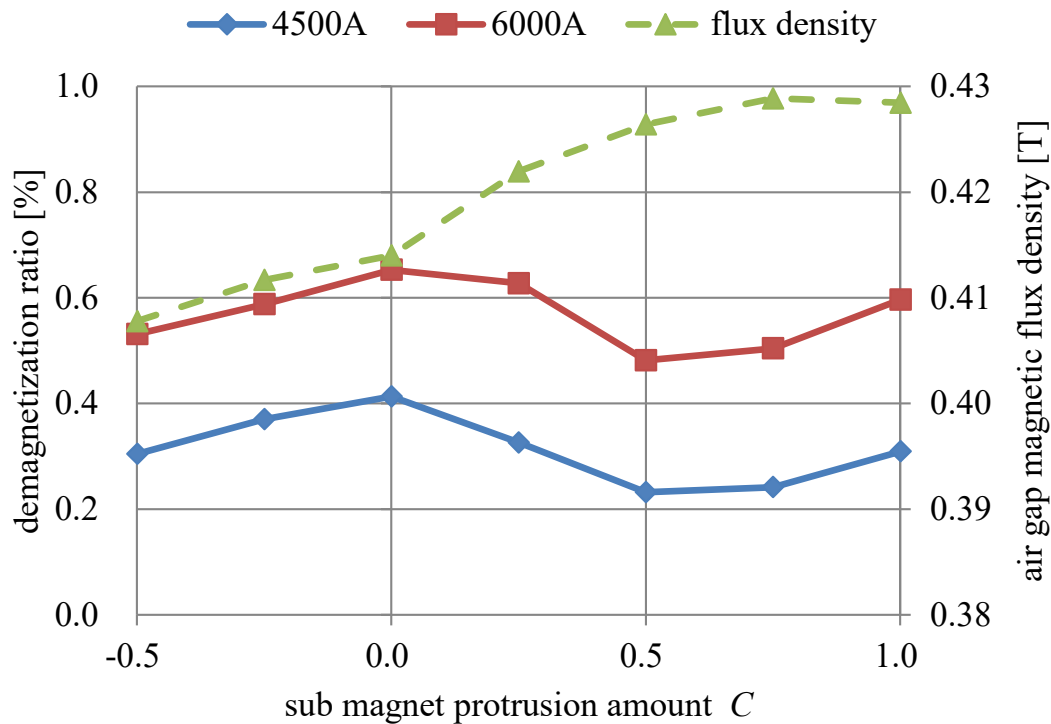


Fig. 5.12 Sub magnet protrusion amount  $C$  vs. demagnetization ratio, air gap magnetic flux density

端面上に副磁石が配置されていて Halbach 磁石配列を構成しているが主磁石の減磁率が最も高い。副磁石を回転軸側、あるいは外側にずらすことで減磁率を低減できることが確認できる。

また、副磁石を外側にずらして配置することでエアギャップ磁束密度を高くできる。副磁石は主磁石の外側に突出量  $C=0.5\sim 0.75$  で配置することで、減磁耐力向上と磁束密度向上を両立できる。負の  $d$  軸電流が 30A(起磁力 4500A) から 40A(起磁力 6000A) に増えると減磁率は増加するが、副磁石の突出量  $C$  に対する減磁率の傾向は同様である。

#### 〈5・3・4〉 回転軸端面副磁石と主磁石の空隙距離

減磁耐力の向上に有効である回転軸端面の副磁石の突出量  $C$  が外側へ主磁石の磁石長の半分の距離となるモデル 202 で、主磁石と副磁石の空隙距離  $D$  の影響について、空隙距離  $D$  を 0.1mm から 1.5mm まで変えて減磁率分布を調べる。主磁石と副磁石の空隙距離  $D$  に対する減磁率とエアギャップ磁束密度の関係を Fig. 5.13 に示す。副磁石と主磁石の空隙距離  $D$  が大きいほどエアギャップ磁束密度は低下している (Fig. 5.13)。負の  $d$  軸電流が 30A(起磁力 4500A) から 40A(起磁力 6000A) に増えると減磁率は増加するが、空隙距離  $D$  が 1.5mm 以下では、空隙距離  $D$  が減磁率に与える影響はほとんどない。

#### 〈5・3・5〉 回転軸端面副磁石の回転軸方向斜め配向着磁角

回転軸端面副磁石の回転軸方向配向着磁角を変えて減磁影響を調べる。副磁石は磁石の板厚方向に対して斜め配向着磁した平行四辺形体磁石とし、回転軸に垂直な径方向ベクトルに対して回転軸

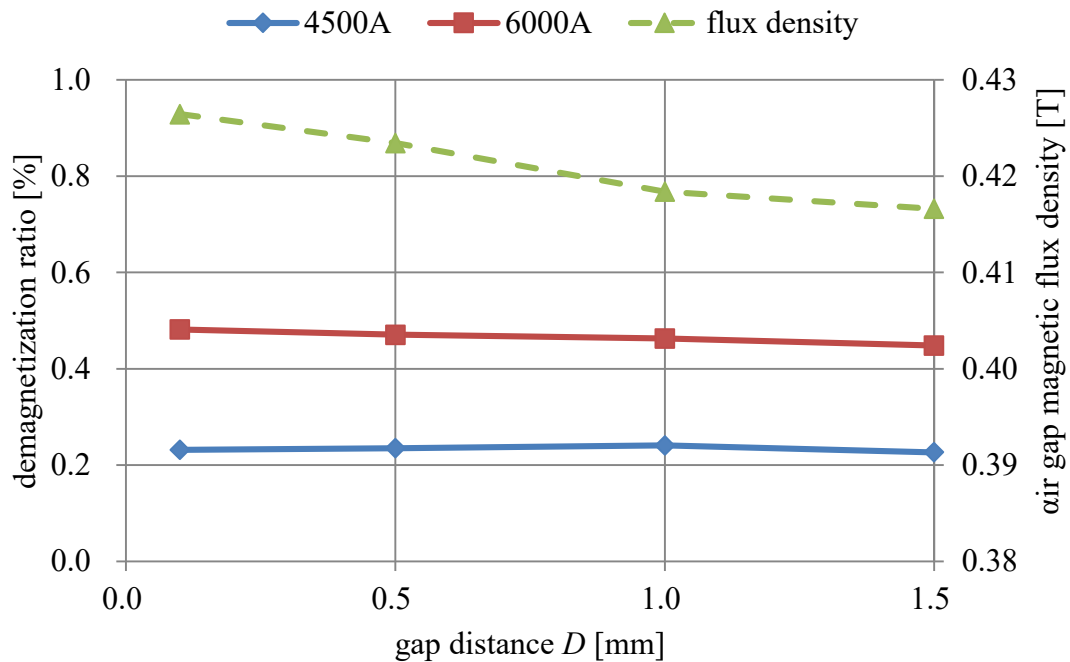


Fig. 5.13 Gap distance  $D$  vs. demagnetization ratio, air gap magnetic flux density

上端面から主磁石を配置したロータコアに向かう前述の Fig. 5.3 に示した回転軸方向着磁角 $-B$ と同じ定義とする。副磁石の回転軸方向着磁角 $-B$ の模式図を Fig. 5.14 に示す。主磁石の回転端面で副磁石との重なり量を  $C=0.5$  とし、回転軸方向配向着磁角  $B=0^\circ$  から  $B=-110^\circ$  での主磁石の減磁率分布を調べ、回転軸方向配向着磁角  $B$  に対する減磁率とエアギャップ磁束密度の関係を Fig. 5.15 に示す。副磁石の回転軸方向配向着磁角  $B$  による主磁石の減磁耐力への影響は小さいが、副磁石の回転軸方向成分のない  $B=0^\circ$  は主磁石を回転軸方向に延長した一般的なオーバーハングロータのオーバーハング部に磁性体からなるロータコアがない状態であり、回転軸方向配向着磁角  $B$  を付けた磁石に比べて減磁耐力が 1.6 倍ほど悪化している。また、配向着磁が外側に向く回転軸方向配向着磁各角  $B$  が  $-90^\circ$  から  $-45^\circ$  にかけてエアギャップ磁束密度が向上するが、回転軸方向配向着磁各角  $B$  は  $-45^\circ$  以下では外側に向くのでエアギャップ磁束密度は低下する。

#### 〈5.3.6〉 斜め配向着磁主磁石と回転軸端面副磁石

主磁石の回転軸端面で副磁石の突出量  $C=0.5$ 、主磁石と副磁石の空隙距離  $D=0.1\text{mm}$ 、回転軸方向配向着磁角  $B=-70^\circ$  から  $B=-45^\circ$  とすることで、減磁耐力の向上と磁束密度の向上できることを示した。第2章で Fig. 2.8 に示した斜めに配向着磁をした永久磁石は、主磁石を斜め配向着磁とすることで、磁石長  $L_m$  を大きくすることができ、磁石板厚寸法  $t_m$ 、磁石の幅寸法  $W_m$ 、板厚方向からの配向着磁のずれ角を配向着磁角  $\alpha$  とした平行四辺形体の永久磁石に作用する板厚方向の磁界  $H$  に対して平行四辺形体の永久磁石の配向方向に作用する  $H_m$  が小さくなり、減磁耐力を向上することができる<sup>(35), (42), (44)</sup>。

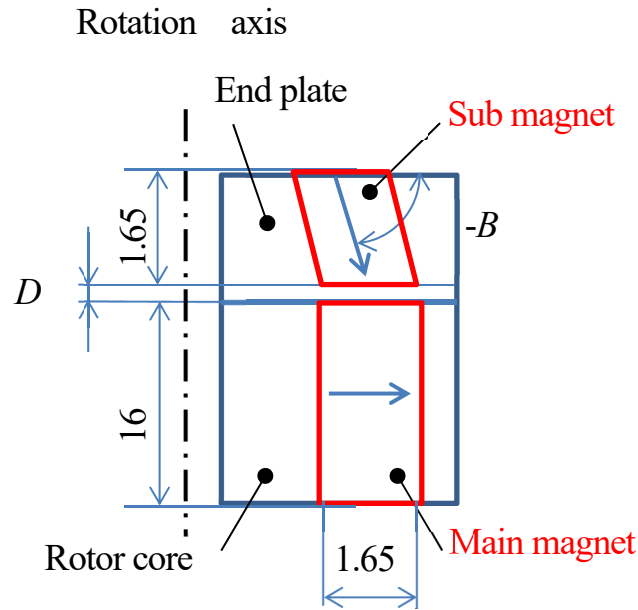


Fig. 5.14 Axial-orientation-magnetization angle  $B$

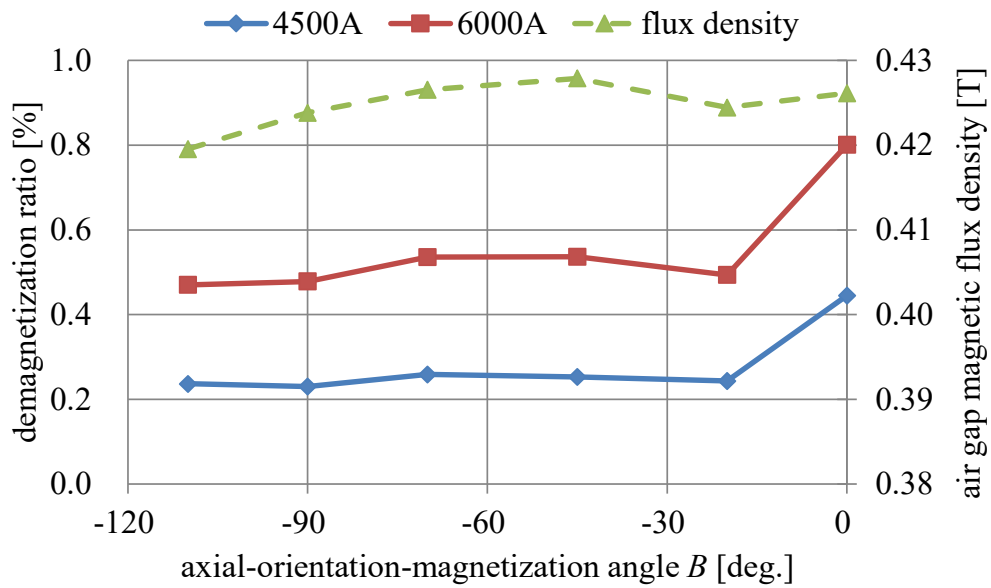


Fig. 5.15 Axial orientation magnetization angle  $B$  vs. demagnetization ratio, Air gap magnetic flux density

本節では主磁石の磁石体積、磁石厚同一条件で、着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  に対して回転軸端副磁石を斜め配向着磁し減磁耐力向上の効果を確認する。負の d 軸電流が 40A(起磁力 6000A)通電後の主磁石の減磁率分布を Fig. 5.16 に、磁束密度を Fig. 5.17 に示す。主磁石に減磁率が高い領域がほとんどないことを確認できる。

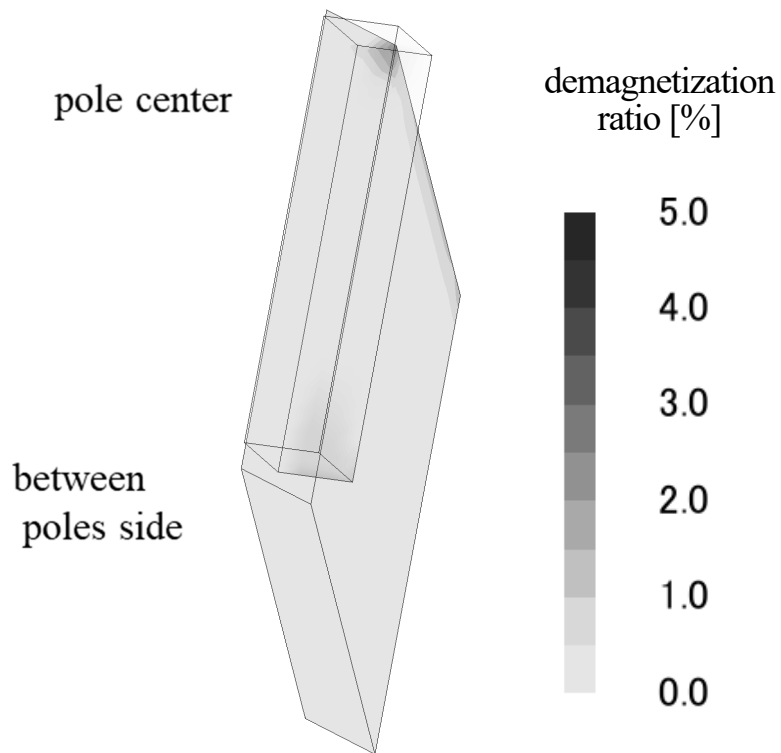


Fig. 5.16 Demagnetization ratio distribution

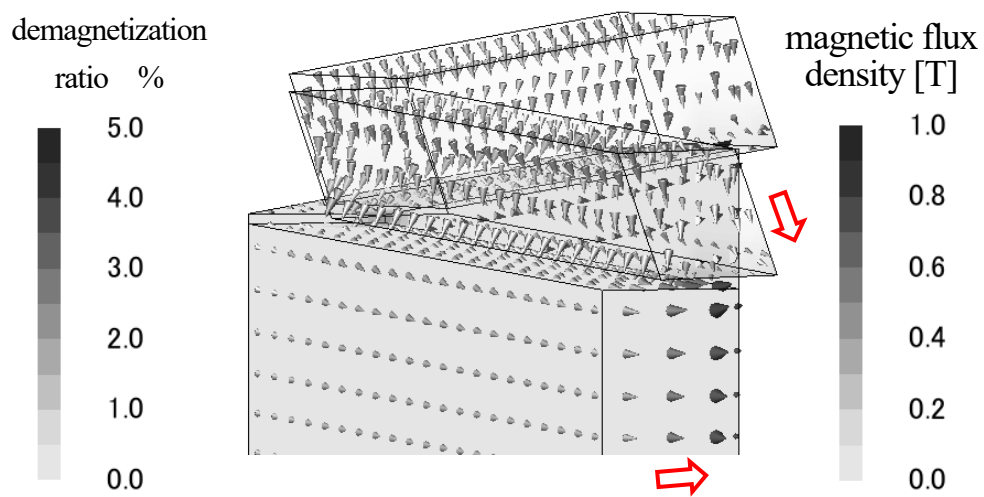


Fig. 5.17 Magnetic flux density during reverse magnetic field action



#### 5. 4 試作機による減磁評価

180°Cの高温駆動を想定しサマリウムコバルト焼結磁石を使用し減磁率1%の減磁評価をする。三相通電による減磁評価用ロータを Fig. 5.18 に示す。Table 5.1 と共通仕様の減磁評価用ロータは、2極にのみ磁石を配置した S45C の2極ロータコア、サマリウムコバルト焼結磁石 (TS-32H)、黄銅の4極ダミーコア、SUS304 の非磁性の端板で構成されている。磁気対称性を考慮した2極コアに磁石を配置し、誘起電圧測定時の回転アンバランスを考慮した4極非磁性ダミーコアを配置している。2極テストロータの磁石配置は主磁石の斜め着磁配向角  $\alpha=20^\circ$ 、回転軸端面での副磁石の突出量  $C=0.5$ 、主磁石と副磁石の空隙距離  $D=0.7\text{mm}$ 、回転軸方向着磁配向角  $B=70^\circ$  である。ステータ巻線は、Table 5.1 の150 ターン3 並列 Y 結線を、直列 Y 結線で450 ターンとして、2極磁石ロータによる循環電流の影響を抑制している。180°C雰囲気の評価モータは、磁石が V 字配置された磁極中央と固定子ティースが対向した位置でロータを回転固定し、磁極中央に対向している固定子ティースの巻線に、ロータ磁極に対して逆磁界となる電流を三相通電する。高温下のエアギャップ磁束密度の測定は困難なため、回転子を外部より回転駆動して、通電前後の誘起電圧を計測し、前述の(9)式により求めた減磁率を評価する。誘起電圧の計測は、プレジジョンパワーアナライザ WT1800 (横河電機製) を用いる。副磁石有り と副磁石無し の減磁評価結果を Fig. 5.19 に示す。減磁率が1%となる電流は、副磁石無し の6.5A に対して、副磁石有り では7.9A となり減磁耐力が122%に向上し

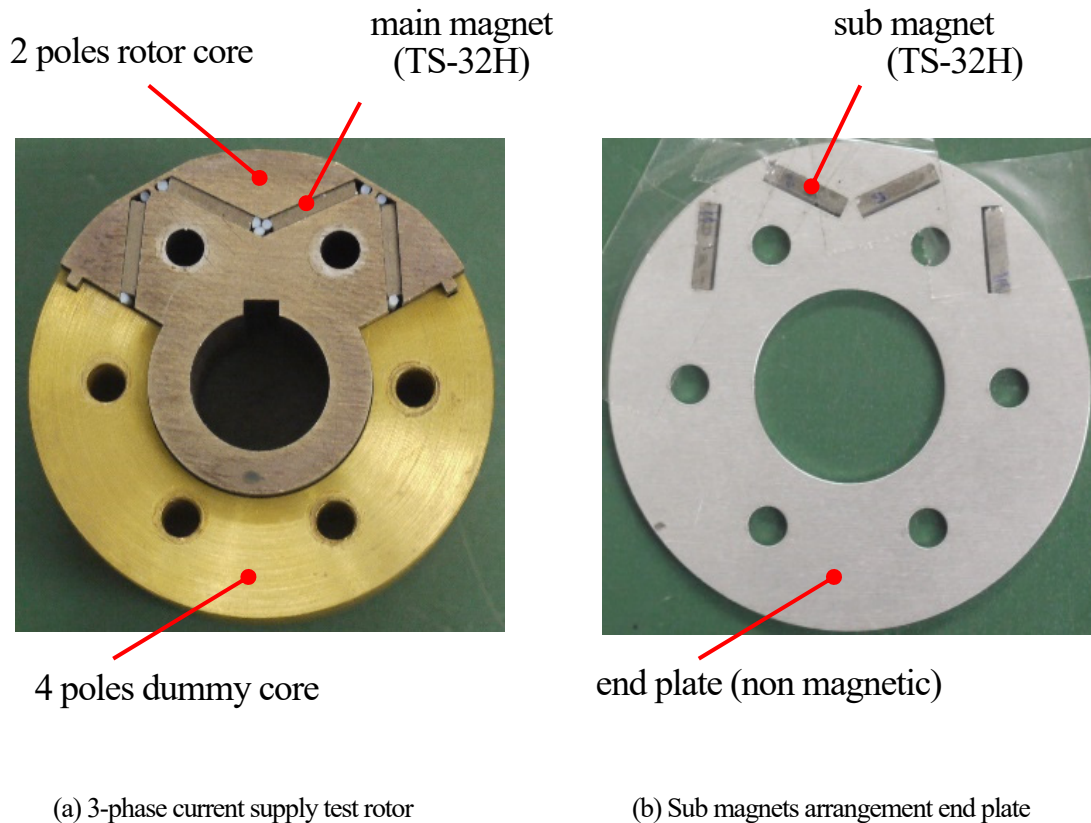


Fig. 5.18 2 poles demagnetization test rotor

ている。また、誘起電圧は 17.6V から 17.9V に 2%の増加を確認している。本評価機のロータコア積厚は 32mm で 1 極の主磁石体積  $1238\text{mm}^3$ 、副磁石体積  $123\text{mm}^3$  であり、約 110%の磁石体積で減磁耐力 122%の効果を得ている。

実験で副磁石配置による減磁耐力向上を確認できたが、電磁界解析と実験結果の減磁率に差異がある。斜め配向着磁角  $\alpha=20^\circ$ の平行四辺形体磁石は、電磁界解析では磁石の角部まで理想的に配向着磁された磁石として扱っている。一方、実験の平行四辺形体磁石は、理想的な状態に比べ、磁石角部近傍で配向着磁のずれや、保磁力低下の影響があったと考えられる<sup>(35)</sup>

次に、本提案モータと主磁石の板厚寸法  $tm$  を 110%としたモータのパーミアンス係数  $P_c$  と  $180^\circ\text{C}$  の J-H カーブ上の動作点を Fig. 5.20 に示し、動作点の変化より減磁耐力向上を考察する。図中の a は Fig. 5.7 に示した配向着磁角  $\alpha=0^\circ$ のモデル 101 のパーミアンス係数  $P_c$  で 1.96、図中の b は Fig. 5.16 に示した配向着磁角  $\alpha=20^\circ$ の主磁石のパーミアンス係数  $P_c$  で 2.32、図中の c は同モデルの回転軸方向配向着磁角  $B = -70^\circ$ の副磁石のパーミアンス係数  $P_c$  で 1.01 である。一方、図中の d は a の磁石の板厚寸法  $tm$  を 110%としたモデルのパーミアンス係数  $P_c$  で 2.09 である。

b で示した着磁配向角  $\alpha=20^\circ$ の主磁石のパーミアンス係数  $P_c$  は 2.32 と最も高く、d で示した磁石の板厚寸法  $tm$  を 110%とした磁石よりも減磁耐力が高い。なお、d で示した主磁石のパーミアンス係数  $P_c$  は、負の d 軸電流作用時に 0.3 程度に低下するが、c で示した副磁石はのパーミアンス係数

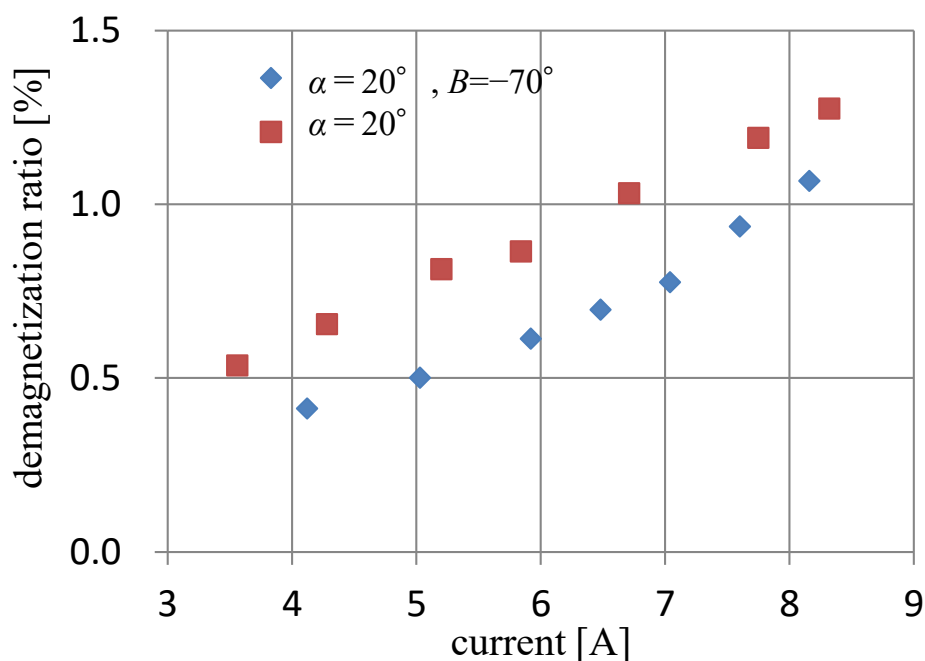


Fig. 5.19 Demagnetization ratio (experimental results)



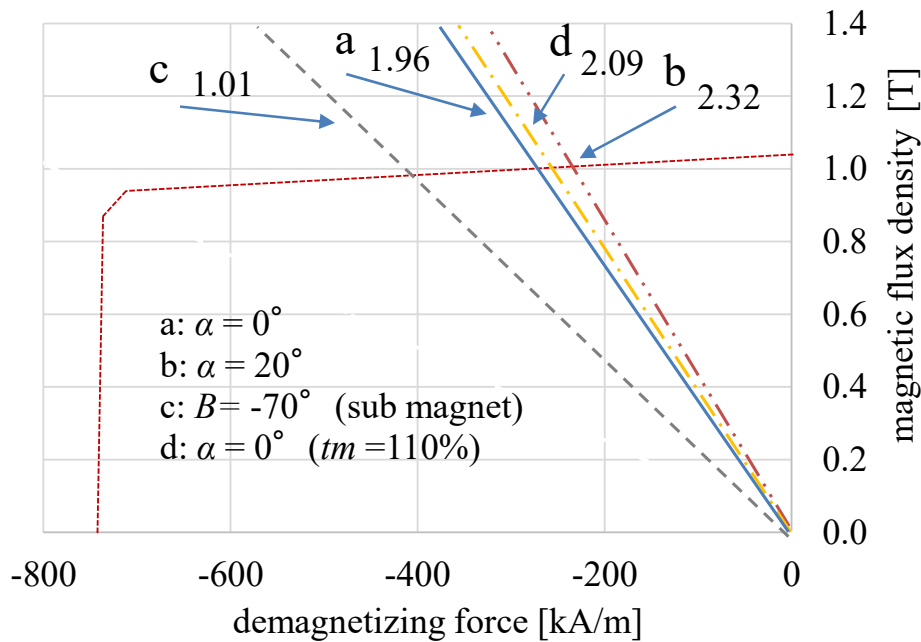


Fig. 5.20 Permeance coefficient on J-H curve

$P_c$  は 0.5 程度の低下であり、副磁石の減磁耐力は主磁石より高い。Fig. 5.17 に示したように磁石に作用する逆磁界は、主に回転軸に垂直な平面と平行である。副磁石の配向は回転軸に垂直な平面に対して回転軸方向着磁配向角  $B = -70^\circ$  傾いているので、副磁石に作用する逆磁界は、主磁石に作用する逆磁界よりも小さいことが、磁界作用時のパーミアンス係数  $P_c$  の低減の差に表れている。

### 5. 5 結言

第5章では、ロータの回転軸端面に Halbach 磁石配列を応用した回転軸に垂直な平面から回転軸方向に軸方向配向着磁角  $B$  で配向着磁を斜めとした副磁石の配置、配向着磁角を検討し減磁耐力の向上を示した。

集中巻永久磁石V字配置 IPMSM の高温での減磁耐力向上について、以下の知見を得た。

- (1) IPMSM のロータに配置された主磁石は、逆磁界作用時の漏れ磁束により、磁石のロータの回転軸端面が減磁しやすい。Halbach 磁石配列を応用した回転軸方向に配向着磁した副磁石をロータの回転軸端面に配置することで磁束密度と減磁耐力を向上できる。
- (2) 回転軸方向に配向着磁しロータの回転軸端面に配置した副磁石は、主磁石よりステータ側（外側）へ突出量  $C = 0.5 \sim 0.75$  で配置することで、減磁耐力向上と磁束密度向上を両立できる。副磁石と主磁石の空隙距離  $D$  が大きいほどエアギャップ磁束密度は低下するが、空隙距離  $D$  は 1.5mm 以下では、減磁率に与える影響はほとんどない。回転軸方向配向着磁角  $B = -70^\circ$  から  $B = -45^\circ$  とすることで、減磁耐力と磁束密度の向上ができる。
- (3) 主磁石の着磁配向角  $\alpha = 20^\circ$ 、回転軸端面での副磁石の突出量  $C = 0.5$ 、主磁石と副磁石の空隙距離  $D = 0.7\text{mm}$ 、回転軸方向着磁配向角  $B = -70^\circ$  としたロータの回転軸端面に副磁石を配置した試作機にて、従来の主磁石のみのロータと比較し、約 110%の磁石体積で減磁

耐力の 122%向上が可能となり, 加えてマグネットトルクに比例する誘起電圧も 102%向上させることが可能であることを示した。

- (4) 副磁石を 10%追加し磁石体積を 110%としたロータの着磁配向角  $\alpha=20^\circ$ の主磁石のパーミアンス係数  $P_c$  は 2.32 と, 磁石の板厚寸法  $tm$  を 110%とした磁石のパーミアンス係数  $P_c$  の 2.09 よりも減磁耐力が高い。回転軸方向配向着磁角  $B = -70^\circ$ の副磁石のパーミアンス係数  $P_c$  は 1.01 だが, 副磁石に作用する逆磁界は, 主磁石に作用する逆磁界よりも小さく減磁耐力向上に寄与している。

第 6 章では,研究成果を総括し研究成果と今後の課題を示す。

## 第6章 結論

### 6. 1 研究成果

本研究は、埋込磁石同期モータ (IPMSM) の永久磁石の配置および配向着磁と高温減磁特性向上に関して、従来、板厚方向に配向されていた永久磁石の配向を、板厚方向から斜めとすることで減磁耐力が改善することを理論的、解析的、および実験的に明らかにした。

第1章では、本研究の背景と研究目的、本論文全体の構成を説明した。

第2章では、IPMSM と SPMSM の減磁耐力の比較、および集中巻と分布巻の減磁耐力の比較より、高温環境下で使用されるモータとして集中巻 IPMSM を選定し、集中巻 IPMSM の高減磁耐力化に取り組んだ。180°Cの高温環境下で1%減磁に対する減磁耐力向上に取り組み、1%減磁は局部減磁であること、集中巻モータでは特にロータとステータの位置関係により減磁の影響が大きく異なることを示した。永久磁石を板厚方向に対して斜めに着磁配向することで減磁耐力が向上できる可能性を示し、本研究の概要を明らかにした。

第3章では、IPMSM のロータコアにおける永久磁石の配置角度を変えて、平板配置、V字配置、スポーク配置としたモデルの減磁耐力を検討し、永久磁石のロータコアへの埋め込み深さを深くすることで減磁耐力を向上できる一方、トルクが低下し、減磁耐力とトルクにトレードオフの関係があることを示した。

斜め配向着磁した永久磁石を IPMSM のロータコアに配置することで、磁石の磁界と磁石に作用する逆磁界とに角度差を付けることにより、減磁耐力を向上できることを示した。さらに、磁石体積一定の条件下で、V字角  $V\alpha$  と、着磁配向角  $\alpha$  を変えることで、磁石体積一定で磁石長比を下げ磁石幅の増加による磁束を増加させることができ、トレードオフの関係であった減磁耐力とトルクをともに向上できることを示した。

電磁界解析シミュレーションの結果、磁石長比と V 字角  $V\alpha$  に対する減磁耐力の関係から、平板配置ロータに対して、V字角  $V\alpha=130^\circ$  の V 字配置ロータでは1%減磁耐力が1.6倍になることを確認した。さらに、V字角  $V\alpha=130^\circ$  の V 字配置ロータに着磁配向角  $\alpha=20^\circ$  の斜め配向磁石を配置することで1%減磁耐力は2.5倍となるシミュレーション結果を得た。一方、試作評価では、V字配置ロータによる1%減磁耐力の1.6倍を確認できたが、斜め配向磁石による減磁耐力向上は確認できなかった。

そこで、平行四辺形磁石端部の電磁界解析を詳細に検討し分析した。その結果、V字構成に起因する平行四辺形磁石端部の減磁界の影響が大きく保磁力が低下してしまうため、斜め配向着磁の効果は十分活かさないことが判明した。すなわち、V字磁石配置構成においては平行配向磁石に比べて磁石端部の保磁力が重要であることを明らかにした。

第4章では、斜め配向磁石を埋め込んだ IPMSM のロータ着磁を電磁界解析で検討した。ロータコアに配置された永久磁石の板厚方向であるロータコアの空隙の最短距離の方向となる着磁磁界ではなく、斜めの着磁磁界を作用させるため、従来の平行着磁磁石の IPMSM の着磁器と同様に、ロータの外周の着磁器のティース間にスロットに配置された巻線 coil 1 に加え、ロータコアの磁石の内径側に着磁巻線 coil 2 に通電する着磁器による着磁を提案した。磁束密度成分 4.5T 以上に対して、

coil 1 の通電のみでは起磁力 175kA 以上必要であるが、coil 1=125kA, coil 2=17kA の組み合わせにより着磁の起磁力を 50kA と低減することが可能となり、実用的な着磁器の目途をつけることができた。

第5章では、第4章までの研究成果をもとに、さらなる減磁耐力向上と高トルク化に向けて、ハルバツハ磁石配列を応用した IPMSM を検討した。回転軸に垂直な径方向ベクトルに対して、回転軸方向配向角  $B$  で配向着磁を斜めとした永久磁石配置による減磁耐力向上を示し、ロータの回転軸端面にハルバツハ磁石配列を応用した永久磁石配置による減磁改善を示し、集中巻永久磁石V字配置 IPMSM の高温での減磁耐力向上について電磁界解析シミュレーションと実験結果を示した。従来の主磁石のみのロータと比較し、約 110%の磁石体積で減磁耐力 122%向上が可能となり、加えてマグネットトルクに比例する誘起電圧も 102%向上させることが可能であることを示した。

## 6. 2 今後の課題

6. 1 節で示した研究成果により、従来、板厚方向に配向されていた永久磁石を用いた IPMSM を、板厚方向から斜めとした永久磁石を配置した IPMSM とすることで、高温環境下で減磁耐力の向上と、高トルク化を両立し、高温環境下の高効率モータの構成を示した。

一方、斜め配向着磁磁石を用いた IPMSM を各種実用機に展開するには、以下の課題を解決することが求められるため、引き続き研究開発の推進が必要である。

### 1) 斜め着磁配向磁石の量産性と代替工法の検討

試作機では、平行配向された磁石のブロックから、配向着磁方向に対して斜めに切り出して平行四辺形磁石を製作している。板厚方向に対して斜めに配向着磁された平行四辺形磁石の製作課題を抽出し、さらには、斜め配向磁石の着磁技術を応用し、ロータコア内に斜め配向着磁で一体樹脂成型したロータの可能性検討が必要である。

### 2) ロータコアのフラックスバリアの詳細設計

集中巻 IPMSM ロータにおいて永久磁石の配置と斜め着磁配向による高減磁耐力化を提案した。集中巻モータは磁石の角部で局部減磁が起きやすいので、ロータコアのフラックスバリアを最適化することにより、さらなる高減磁耐力化が可能と考えられる。実用に向けた個別設計では、フラックスバリアの最適化の検討が必要である。

### 3) 低保磁力磁石への展開

180°Cの高温環境下での IPMSM の高減磁耐力化の取り組みを活かし、温度が厳しくない例えば、130°C程度の環境で使用されるモータに対して、低保磁力磁石を用いて減磁耐力を向上させた低コスト化を目的とした設計検討が必要である。

最後に、本研究成果が、高効率モータの発展、およびモータを搭載した機器の高効率化に多少なりとも貢献できれば幸いである。

## 謝辞

本研究論文は、埋込磁石同期モータ（IPMSM）の磁石配置および配向着磁と高温減磁特性向上に関する研究開発の一連の成果をまとめたものである。

本研究を遂行するうえで、構想段階から研究遂行および論文作成にいたるまで、終始懇篤なるご指導とご鞭撻を賜りました大阪工業大学ロボティクス&デザイン工学部 本田幸夫教授に深甚なる感謝の意を表します。

また、本論文の審査にあたり、適切にご指摘、有益なご教授を賜りました、大阪府立大学大学院工学研究科 森本茂雄教授、大阪工業大学工学部 大森秀樹教授、大阪工業大学ロボティクス&デザイン工学部 松井謙二教授、小林裕之教授の各先生方に、心より感謝し御礼申し上げます。

学位取得にあたり、研究活動や論文発表などに関して、格別の御理解と御配慮をいただきましたパナソニック株式会社アプライアンス社エアコン・コールドチェーン開発センター、冷熱空調デバイス事業部、職場の先輩、同僚、後輩の皆様に心より感謝し御礼申し上げます。

また、研究遂行にあたり、電磁界解析において支援をいただきました大阪工業大学本田幸夫研究室の上村弘樹氏に心より感謝し御礼申し上げます。

最後に、これまでの研究生活を暖かく見守り、支援してくれた妻知子に深く感謝いたします。

## 参考文献

- (1) 外務省：「JAPAN SDGs Action Platform SDGs とは？」  
<https://www.mofa.go.jp/mofaj/gaiko/oda/sdgs/about/index.html>, (2018.09.15)
- (2) 「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」,財団法人新機能素子研究開発協会, (2009)
- (3) 森本茂雄：「埋込磁石同期モータの特長と技術動向」,電気学会研究会資料, RM-14-138,pp49-54 (2014)  
S. Morimoto, "Characteristics and Technical Trends of Interior Permanent Magnet Synchronous Motors" IEEJ The Papers of Joint Technical Meeting on "Rotating Machinery" RM-14-138, pp49-54 (2014) (in Japanese)
- (4) 榎本裕治, 森本雅之, 森本茂雄, 百目鬼英雄, 小坂卓, 千葉明：「用途指向形次世代モータ総論 - 次世代モータと支援要素技術の展望 -」,平成 28 年電気学会産業応用部門大会, pp.III-1-III-2, (2016)  
Y. Enomoto, M. Morimoto, S. Morimoto, H. dohmeki, T. Kosaka and A. Chiba, "Next-Generation Application-Specific Electric Motors An Overview - Future Prospect of Next-generation Motors and Component Technology -" 2016 IEE-Japan Industry Applications Society Conference (JIASC2018), pp.III-1-III-2 (in Japanese)
- (5) 浅野能成, 川副洋介, 加藤崇, 高橋洋介, 横井裕一, 千葉明, 森本茂雄, 小坂卓：「用途指向形次世代モータの技術開発動向① - 可変磁束モータの進化 -」,平成 28 年電気学会産業応用部門大会, pp.III-3-III-8, (2016)  
Y. Asano, Y. Kawazoe, T. Kato, Y. Takahashi, Y. Yokoi, A. Chiba, S. Morimoto and T. Kosaka, "Technology Development Trend of Next-Generation Application-Specific Electric Motors I - Evolution of Variable-Flux Motors -" 2016 IEE-Japan Industry Applications Society Conference (JIASC2018), pp.III-3-III-8 (in Japanese)
- (6) 竹本真紹, 榎本裕治, 鳥羽章夫, 植竹昭仁, 山本恵一, 下村昭二, 森本茂雄：「用途指向形次世代モータの技術開発動向② - 三次元空間有効利用技術 -」,平成 28 年電気学会産業応用部門大会, pp.III-9-III-14 (2016)  
M. Takemoto, Y. Enomoto, A. Toba, A. Uetake, K. Yamamoto, S. Shimomura and S. Morimoto, "Technology Development Trend of Next-Generation Application-Specific Electric Motors II - Technology Using Three-Demensional Space Effectively -" 2016 IEE-Japan Industry Applications Society Conference (JIASC2018), pp.III-9-III-14 (in Japanese)
- (7) 加納善明, 磯部真一, 岡村賢樹, 古賀誉大, 米田真：「用途指向形次世代モータ開発の最前線 - 最新の解析・評価技術動向 -」,平成 28 年電気学会産業応用部門大会, pp.III-15-III-20 (2016)  
Y. Kano, S. Isobe, M. Okamura, T. Koga, and M. Yoneda, "Recent Technology on Next-Generation

- Application-Specific Electric Motors – Recent Technical Trends in Simulation and Measurement Techniques -" 2016 IEE-Japan Industry Applications Society Conference (JIASC2018), pp.III-15-III-20 (in Japanese)
- (8) 吉川祐一, 川副洋介, 深山義浩, 西山典禎, 中井英雄: 「用途指向形次世代モータ開発の最前線 – 製造技術の変遷と次世代技術の展望 –」, 平成 28 年電気学会産業応用部門大会, pp.III-21-III-26 (2016)
- Y. Yoshikawa, Y. Kawazoe, Y. Miyama, N. Nishiyama and H. Nakai, "Recent Technology on Next-Generation Application-Specific Electric Motors – Transition of Manufacturing Technology and Perspectives of the Next-Generation Technology -" 2016 IEE-Japan Industry Applications Society Conference (JIASC2018), pp.III-21-III-26 (in Japanese)
- (9) 高畑良一, 和嶋潔, 大村健, 石原千生, 丸川泰弘, 下垣好文: 「用途指向形次世代モータ開発の最前線 – モータ用材料・部品の最新開発状況 –」, 平成 28 年電気学会産業応用部門大会, pp.III-27-III-32 (2016)
- R. Takabata, K. Wajima, T. Omura, C. Ishihara Y. Marukawa and Y. Shimogaki, "Recent Technology on Next-Generation Application-Specific Electric Motors – Recent Technological Trends in Magnetic Materials and Component Technology -" 2016 IEE-Japan Industry Applications Society Conference (JIASC2018), pp.III-27-III-32 (in Japanese)
- (10) 加納善明: 「高保磁力磁石を用いた HEV 車用モータの小型化の検討」, 電気製鋼 Vol. 79, No.2, pp.127-134 (2008)
- Y.Kano, "A Study of Downsizing the Motor for Traction Drive of a Hybrid Electric Vehicle by Use of High Coercivity Magnets" Denkiiseiko Vol. 79, No.2, pp.127-134 (2008) (in Japanese)
- (11) 百目鬼英雄: 「SPM モータと IPM モータの特長について」, 電気製鋼 Vol. 79, No.2, pp.135-141 (2008)
- H.Dohmeki, "Review of Feature Performances of SPM and IPM Motors" Denkiiseiko Vol. 79, No.2, pp.135-141 (2008) (in Japanese)
- (12) 土井祐仁: 「Nd FeB 焼結磁石」, 平成 30 年電気学会産業応用部門大会, pp.III-45-III-46 (2018)
- Y. Doi "NdFeB Sintered Magnets" 2018 IEE-Japan Industry Applications Society Conference (JIASC2018), pp.III-45-III-46 (in Japanese)
- (13) 本田幸夫: 「リラクタンストルクを利用するシンクロナスモータの高性能化に関する研究」, 大阪府立大学, 1998, 博士論文
- (14) 武田洋二, 松井信行, 森本茂雄, 本田幸夫: 「埋込磁石同期モータの設計と制御」, オーム社, (2001.10)
- (15) 本田幸夫: 「松下の省エネモータ開発物語」, オーム社, (2007.9)
- (16) 村上浩, 本田幸夫, 森本茂雄, 武田洋次: 「鉄損を考慮した集中巻 IPMSM の回転子構造に関する一考察」, 電気学会論文誌 D, Vol.121, No.5, pp.597-603 (2001)

- H. Murakami, Y. Honda, S. Morimoto, and Y. Takeda, "A Study of Rotor Configuration for IPMSM with Concentrated Winding Considering the Iron Loss" *IEEJ Trans. on Ind. Appli.*, Vol.121, No.5, pp.597-603 (2001) (in Japanese)
- (1 7) 浅野能成・本田幸夫・武田洋次・森本茂雄：「集中巻永久磁石同期モータのラジアル応力に着目した振動低減」, *電気学会論文誌 D*, Vol.121, No.11, pp.1185-1191 (2001) Y. Asano, Y. Honda, Y. Takeda, and S. Morimoto, "Reduction of Vibration on Concentrated Winding Permanent Magnet Synchronous Motors with Considering Radial Stress.", *IEEJ Trans. on Ind. Appli.*, Vol.121, No.11, pp.1185-1191 (2001) (in Japanese)
- (1 8) 山崎克己, 近藤涼太, 成島宏樹：「焼結ネオジム磁石の形状と配向の最適化による集中巻 IPM モータの特性改善に関する検討」, 平成 30 年電気学会産業応用部門大会, III, pp.341-344 (2018)
- K. Yamazai, R. Kondo and H. Narusima, "A study on Characteristics Improvement of Interior Permanent Magnet Motors with Concentrated Windings by Optimizing Shape and Orientation of Sintered Neodimium Magnets" 2018 IEE-Japan Industry Applications Society Conference (JIASC2018), 3-63 (in Japanese)
- (1 9) 前田義隆・浦田信也・中井英雄：「永久磁石の任意方向減磁特性評価」, 平成 28 年電気学会全国大会, II, pp.124-125 (2016)
- Y. Maeda, S. Urata, and H. Nakai, "The Evaluation of Demagnetizing Characteristics of the Permanent Magnet in Arbitrary Directions." 2016 Ann. Meet. Rec. IEE Japan, II, pp.124-125 (2016) (in Japanese)
- (2 0) P. Peng, H. Xiong, J. Zhang, W. Li, F. Leonardi, C. Rong, M W. Degner, F. liang, and L. Zhu "Effects of External Field Orientation on Permanent Magnet Demagnetization.", *IEEE Energy Conversion Congress and Exposition 2016*, (2016), Proceedings 7855067
- (2 1) 阿久根亮・赤津観・久米克也・山本貴士・齊藤正一郎：「永久磁石着磁方向に着目した永久磁石同期モータの不可逆減磁対策と理論検証実験」, 平成 28 年電気学会産業応用部門大会, III, pp.299-302 (2016)
- R. Akune, K. Akatsu, K. Kume, T. Yamamoto, and S. Saito, "The Anti Demagnetization Method for Permanent Magnet Synchronous Motor Focused on Magnetized Direction of Permanent Magnet and Basic Experiment", 2016 IEE-Japan Industry Applications Society Conference (JIASC2016), 3-54, (in Japanese)
- (2 2) S. Lim, S. Min, and J. Hong "Optimal Rotor Design of IPM Motor for Improving Torque Performance Considering Thermal Demagnetization of Magnet", *IEEE Trans. on Mag.*, vol. 51, no.3, Mar. 2015, (2015) 8202405
- (2 3) 森本茂雄・上野智広・武田洋次：「埋込磁石構造 PM モータの広範囲可変速制御」, *電気学会論文誌 D*, Vol.114, No.6, pp.668-673 (1994)
- S. Morimoto, T. Ueno, and Y. Takeda, "Wide Speed Control of Interior Permanent Magnet



- Synchronous Motor” IEEJ Trans. on Ind. Appli., Vol.114, No.6, pp.668-673 (1994) (in Japanese)
- (2 4) M. Galea, L. Papini, H. Zhang, C. Gerada, and T. Hamiti “Demagnetization Analysis for Halbach Array Configurations in Electrical Machines” *IEEE Trans. on Magn.*, vol. 51, no. 9, Sept. 2015, (2015) 8107309
- (2 5) G-H. Kang; J. Hur; H-G. Sung; J-P.Hong “Optimal design of spoke type BLDC motor considering irreversible demagnetization of permanent magnet” International Conference on Electrical Machines and Systems, 2003. vol.1, pp. 234 - 237 (2003)
- (2 6) D-W. Kang, “Analysis of Vibration and Performance Considering Demagnetization Phenomenon of the Interior Permanent Magnet Motor” *IEEE Trans. on Magn.*, vol. 53, no.11, Nov. 2017, (2017) 8210807
- (2 7) G-J. Park, J-S. Kim, B. Son and S-Y. Jung “Optimal Design of PMA-synRM for an Electric Propulsion System Considering Wide Operation Range and Demagnetization” *IEEE Trans. on Magn.*, vol. 51, no. 3, Mar. 2015, (2015) 2807375
- (2 8) 真田雅之・井上正則・森本茂雄：「フェライト磁石を用いた高性能PMASynRMの構造と特性」,電気学会論文誌 D, Vol.131, No.12, pp.1401-1407 (2011)  
M. Sanada, Y. Inoue, and S. Morimoto, “Structure and Characteristics of High-Performance PMASynRM with Ferrite Magnets” IEEJ Trans. on Ind. Appli., Vol.131, No.2, pp.1401-1407 (2011) (in Japanese)
- (2 9) G. Choi, and T. M. Jahns, "Analysis and Design Guidelines to Mitigate Demagnetization Vulnerability in PM Synchronous Machines.” IEEE Energy Conversion Congress and Exposition 2016, (2016), Proceedings 7854866
- (3 0) H-K. Kim and J. Hur, “Dynamic Characteristic Analysis of Irreversible Demagnetization in SPM- and IPM-Type BLDC Motors,” *IEEE Trans. on Ind. Appl.*, vol. 53, no. 2, pp. 982-990, Mar/Apr. 2017, (2017)
- (3 1) 水谷良治：「ハイブリッド自動車用モータの技術変遷」, 電学誌, 138 巻 5 号, pp.288-291 (2018)
- (3 2) 信越化学工業 (株) : カタログ「Nd 系特性データ一覧」. [http://www.shinetsu-rare-earth-magnet.jp/products/data\\_nd.html](http://www.shinetsu-rare-earth-magnet.jp/products/data_nd.html), (2018.9.12)
- (3 3) 東芝マテリアル (株) : カタログ「東芝サマリウムコバルト磁石 トスレックス TS シリーズ」, [https://www.toshiba-tmat.co.jp/pdf/product/3-2\\_am\\_smco.pdf](https://www.toshiba-tmat.co.jp/pdf/product/3-2_am_smco.pdf), (2018.9.12)
- (3 4) 日立金属 (株) : カタログ「高性能フェライト磁石 NMF シリーズ」, [https://www.hitachi-metals.co.jp/products/auto/el/p03\\_05.html](https://www.hitachi-metals.co.jp/products/auto/el/p03_05.html), (2018.9.12)
- (3 5) N. Nishiyama, H. Uemura, and Y. Honda “The Study of Highly Demagnetization Performance IPMSM under Hot Environments”, Proc. of International Conference on Electrical Machines and Systems 2017, (2017), Proceedings 8056505
- (3 6) 西山典禎・本田幸夫：「傾斜磁場配向磁石を V 字配置した高温対応型永久磁石同期モーター

- タの開発」,電気学会研究会資料, MAG-16-2010, LD-16-145,pp23-28 (2016)
- N. Nishiyama, Y. Honda, “Development of IPMSM for high temperature conditions using inclined magnetic field orientation and V-shape magnet arrangement” IEEJ The Papers of Joint Technical Meeting on “Magnetics” and “Linear Drives” MAG-16-2010, LD-16-145, pp23-28 (2016) (in Japanese)
- (3 7) 西山典禎・上村弘樹・本田幸夫：「二相，三相通電方式を組み合わせた高温環境下集中巻 IPMSM の減磁評価方法の提案」, 電気学会論文誌 D,Vol.138,No.7,pp.591-597 (2018)
- N. Nishiyama, H. Uemura, and Y. Honda: “Demagnetization Evaluation Method based on 2-phase and 3-phase Energization for Concentrated Winding IPMSM under Hot Environment”, IEEJ Trans. on IA, Vol.138, No.7, pp.591-597 (2018) (in Japanese)
- (3 8) 金東海：「現代電気機器理論」, 電気学会, (2010.9)
- (3 9) M. Sagawa, S. Fujimura, N. Togawa, H. Yamamoto, and Y. Matsuura "New material for permanent magnets on a base of Nd and Fe (invited)" J.Appl. Phys. 55.6. 1984, pp.2083-2087 (1984)
- (4 0) 桜田新哉：「重希土類を用いないモータ用高耐熱高磁力磁石の開発」, 自動車技術, Vol. 72, No. 2, pp.43-48 (2018)
- (4 1) 荻原将也・桜田新哉・前田貴大：「耐熱モーター用高鉄濃度サマリウムコバルト磁石の製造技術」,東芝レビュー Vol.72 No.2 (2017), pp.45-48 (2017)
- (4 2) N. Nishiyama, H. Uemura, and Y. Honda: “The Optimum Design of the Magnetic Orientation of Permanent Magnets for IPMSM under Hot Environments”, Proc. of IEEE International Conference on Power Electronics and Drive Systems 2017, pp.380-385 (2017)
- (4 3) N. Nishiyama, H. Uemura, and Y. Honda: “The Study of Demagnetization of the Magnetic Orientation of Permanent Magnets for IPMSM with Field-Weakening Control under Hot Temperature” Journal of Electrical Engineering Vol.6, No.3, pp.144-150,May-June (2018)
- (4 4) 上村弘樹・西山典禎・本田幸夫：「斜め磁場配向磁石を V 字配置した埋込磁石同期モータの減磁特性」,平成 29 年電気学会全国大会,V, p.15, (2017)
- H. Uemura, N. Nishiyama, and Y. Honda, “The Effectiveness of Magnetic field directions of V shaped embedded magnets for IPMSM”, 2017 Ann. Meet. Rec. IEEJ, V, p.15, (2017) (in Japanese)
- (4 5) N. Nishiyama, H. Uemura, and Y. Honda: “Highly Demagnetization Performance IPMSM under Hot Environments” *IEEE Trans. on IAS.*, vol. 55, no.1, pp.265-272, Jan/Feb, 2019, (2019)
- (4 6) S. Kawano; H. Murakami; N. Nishiyama; Y. Ikkai; Y. Honda; and T. Higaki “High Performance Design of an Interior Permanent Magnet Synchronous Reluctance Motor for Electric Vehicles.” Proc. of Power Conversion Conference - Nagaoka 1997., Vol.1, pp.33 - 36 (1997)
- (4 7) 西山典禎, 上村弘樹, 本田幸夫：「斜め配向着磁 Halbach Magnet Array を応用した集中巻 IPMSM の減磁耐力向上に関する研究」, 電気学会論文誌 D,Vol.138, No.10, pp.1-7 (2018)
- N. Nishiyama, H. Uemura, and Y. Honda: “Improvement of Demagnetization Resistance of Concentrated Winding IPMSM with Halbach Magnet Array using Obliquely Oriented Magnetized

Magnets”, IEEJ Trans. on IA, Vo1.138, No.10, pp.1-7 (2018) (in Japanese)

(48) 森下明平・横山修一・奥山涼太：「デュアルハルバッハ配列界磁の磁束密度分布簡易計算法」，電気学会論文誌 D,Vo1.132,No.5,pp.596-597 (2012)

M. Morishita, S. Yokoyama, R. Okuyama: “Simplified Calculation Method for Magnetic Flux Density Distribution between Dual Halbach Arrays” IEEJ Trans. on IA, Vo1.132,No.5,pp.596-597 (2012) (in Japanese)