

高効率モーター用磁性材料とモーター設計

国立研究開発法人新エネルギー・産業技術総合開発機構(NEDO)

委託事業未来開拓研究プログラム

「次世代自動車向け高効率モーター用磁性材料技術開発」

モーターに関する成果報告



MagHEM

高効率モーター用磁性材料とモーター設計

国立研究開発法人新エネルギー・産業技術総合開発機構（NEDO）の委託事業 未来開拓研究プログラム「次世代自動車向け高効率モーター用磁性材料技術開発」のモーターに関する成果報告

第1章	はじめに	3
第2章	永久磁石	9
2.1	永久磁石の歴史と需要推移	11
2.2	省・脱重希土類技術	18
2.3	省ネオジム耐熱磁石	27
2.4	脱希土類技術	32
第3章	モーター実装時の評価技術	39
3.1	Nd-Fe-B系焼結磁石における応力印加時の磁気特性変化	41
3.2	高低温3次元磁石減磁評価技術	43
3.3	軟磁性材料の応力下の磁気特性評価結果	49
3.4	インバータ駆動時のモーターの局所的鉄損評価技術	57
3.5	超高精度モーター損失分析評価装置	68
3.6	風損分離技術	78
第4章	新しい磁石材料を用いたモーター設計	83
4.1	新しい磁石材料を搭載した時のモーター特性	85
4.2	IPMモーター	92
4.3	ハイブリッド界磁フラックススイッチングモーター	103
4.4	ハイブリッド界磁モーター	111
第5章	まとめ	117

著者紹介

第1章	はじめに	尾崎公洋(産業技術総合研究所)
第2章	永久磁石	
2. 1	永久磁石の歴史と需要推移	豊田俊介(JRCM)
2. 2	省・脱重希土類技術	入山恭彦(大同特殊鋼)
2. 3	省ネオジム耐熱磁石	加藤晃(トヨタ自動車)
2. 4	脱希土類技術	平松秀彦(デンソー)
第3章	モーター実装時の評価技術	
3. 1	Nd-Fe-B系焼結磁石における応力印加時の磁気特性変化	松本紀久(三菱電機)
3. 2	高低温3次元磁石減磁評価技術	荒木辰太郎(ダイキン工業)
3. 3	軟磁性材料の応力下の磁気特性評価結果	松本紀久(三菱電機)
3. 4	インバータ駆動時のモーターの局所的鉄損評価技術	中川倫博(ダイキン工業)
3. 5	超高精度モーター損失分析評価装置	三箇義仁(ダイキン工業)
3. 6	風損分離技術	内山翔(明電舎)
第4章	新しい磁石材料を用いたモーター設計	
4. 1	新しい磁石材料を搭載した時のモーター特性	浅野能成(ダイキン工業)
4. 2	IPMモーター	真田雅之(大阪公立大学)
4. 3	ハイブリッド界磁フラックススイッチングモーター	小坂卓(名古屋工業大学)
4. 4	ハイブリッド界磁モーター	竹本真紹(岡山大学)
第5章	まとめ	山際昭雄(ダイキン工業)

入山恭彦は元インターメタリックス(2012年度~2016年度組合員)

大阪公立大学(2021年度まで大阪府立大学)、名古屋工業大学はダイキン工業の共同実施先、岡山大学は明電舎の共同実施先です。

1章 はじめに

1.1 プロジェクト概要

2012年に「未来開拓研究プロジェクト」の一つとして「次世代自動車向け高効率モーター用磁性材料開発」プロジェクトが経済産業省の委託事業として立ち上がった。このプロジェクトは、複数の企業や国の研究所、財団法人で構成される「高効率モーター用磁性材料技術研究組合（Technology Research Association of Magnetic Materials for High-Efficiency Motors（MagHEM）」に委託され、加えて複数の大学ならびに国研が共同実施先として、研究・開発が開始された。2014年には、国立研究開発法人新エネルギー・産業技術総合開発機構（New Energy and Industrial Technology Development Organization）にプロジェクトが引き継がれ、引き続き MagHEM に委託され、研究開発を実施した。

本プロジェクトの特徴として、磁性材料の研究開発だけではなくその応用としてのモーター開発も研究テーマとし、材料開発とモーター開発を同時に進める方式を採用した。

開始当初の研究テーマとして、モーターを構成する磁性材料である、永久磁石材料開発ならびに軟磁性材料開発の材料開発に加え、その応用先である、高効率モーター開発、評価技術開発を組み入れ、さらには知財や文献など技術調査を加え、分野をまたいだ研究チームで構成されたプロジェクトである。これらの研究が一体となり、自動車用モーターの高効率化を目指すことを目標として、研究開発を進めてきた。プロジェクト開始から5年目にテーマの見直しを行い、2017年度に体制を変更し、材料開発を主に新規ネオジウム磁石（省ネオジウム磁石および超ネオジウム磁石）と FeNi 磁石材料に集中させ、2021年度2月にプロジェクトが終了し、社会実装に向けて取り組むことになった。

1.2 背景と目標

2011年に急激に上昇した重希土類元素の価格変動を受け、当時様々な取り組みがされた。その一つとして、重希土類元素を使用しない永久磁石開発の必要性・重要性が認識され、2012年に文部科学省と経済産業省が連携して、それぞれ、学理の探求とモノづくりを中心としたプロジェクトを立ち上げた。文部科学省においては、「元素戦略磁性材料研究拠点（ESICMM）」において基盤研究を進めた。

「次世代自動車向け高効率モーター用磁性材料開発」プロジェクトでは、モーターを構成する重要な磁性材料として、永久磁石の開発のみならず軟磁性材料も開発テーマに置き、モーターを構成する自動車用モーターの高効率化をアウトカム目標にし、磁性材料開発のための材料開発として、永久磁石材料ならびに軟磁性材料の研究テーマを設定し、研究開発を進めた。永久磁石材料開発においては、重希土類元素を使用せずに高い温度でも高い最大エネルギー積（180℃で 50MGOe）を有する材料開発を目標とした。軟磁性材料においては、モーターの高速回転化を見据えて従来材より高周波で低損失の材料開発を目標とした。プロジェクト開始5年目に軟磁性材料の研究テーマを終了し、永久磁石開発と高効率モーター開発のテーマを継続すると共に目標の見直しを行った。2017年度以降のプロジェクト全体の研究テーマと目標値を図 1.1 に示す。モーターの目標として、エネルギー損失 40%削減、パワー密度 40%向上というアウトプット目標を定めめた。磁石材料の目標として性能目標の他に、昨今の自動車の急激な EV 化に伴い、今後の自動車用モーターに使用されるネオジウム磁石使用量増加に伴うサプライチェーンリスクを避けるために、特に Nd 元素の使用量削減を想定して希土類使用量の削減についても目標に加えてい

る。MagHEM において、磁石材料開発、高効率モーター開発、計測・評価解析技術開発ならびに技術動向調査を一体的に進め、いち早く社会実装に向けた取り組みができるような体制とした。

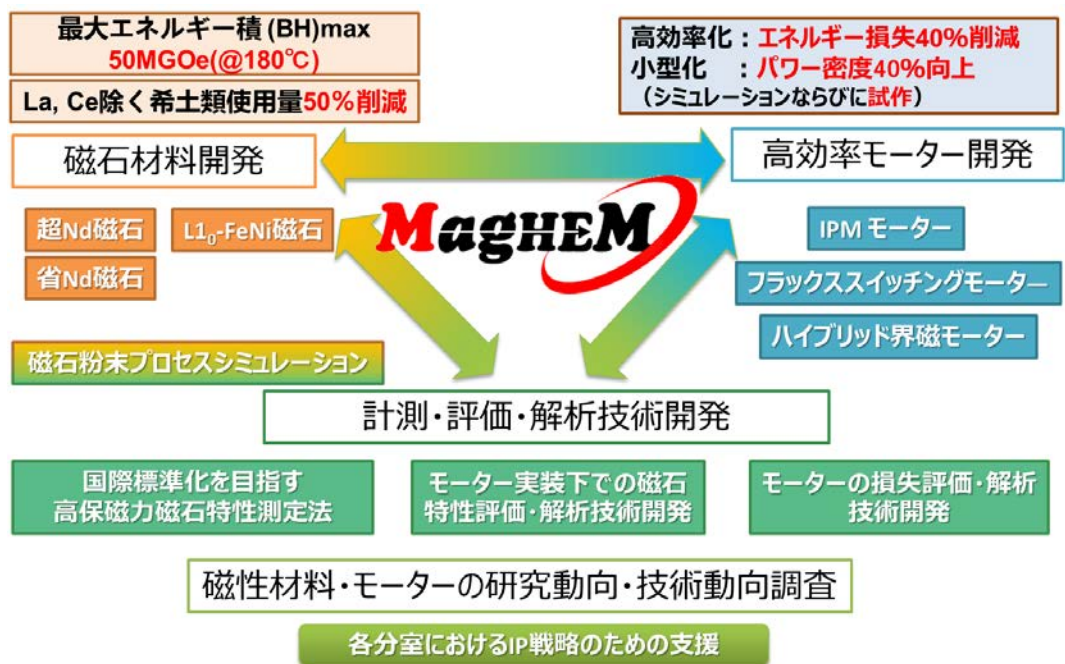


図 1.1 研究テーマと目標値 (2017 年度以降)

1.3. 研究概要

プロジェクトの開始にあたり、研究体制を図 1.2 の様に、磁性材料開発、モーター開発、調査基盤研究の 3 体制とした。磁性材料開発のうち、永久磁石の開発テーマとして、大きく 2 つのテーマ、①-I ジスプロシウムを使わないネオジム磁石開発、と、①-II ネオジム磁石を超える（資源リスクの高い）希土類元素を使用しない新磁石開発、が設定された。それぞれの中で複数の個別テーマについて取り組んだ。

①-I においては、(1)ナノ結晶粒ネオジム焼結磁石開発、(2)NdFeB 異方性 HDDR 磁石粉末開発、の 2 テーマが実施された。このうち、(1)については、「第 2 章 2 節 省・脱重希土類技術」で報告している。(2)は、異方性ボンド磁石用の高磁化ネオジム磁石粉末を目指したもので、このプロジェクトにおいて、d-HDDR プロセスを見直し、室温において(BH)max が 42MGOe となる磁石粉末を開発した。また、異方化メカニズムの解明も進めた⁽¹⁾。ボンド磁石の作製においては、成形中に磁石粉末がダメージを受け劣化するため、その要因を調査し、成形方法ならびに成形条件を見直すことにより、従来のボンド磁石より角型比を向上させた異方性ボンド磁石を開発した。

①-II においては、(1)窒化鉄ナノ粒子のバルク体化技術研究開発、(2)ナノ複相組織制御磁石の研究開発、(3)FeNi 超格子磁石材料の研究開発、の 3 テーマが実施された。

(1)は、高い磁化を有する、 α'' -Fe₁₆N₂ を磁石材料とする試みである。単相の α'' -Fe₁₆N₂ ナノ粒子を合成する手法を開発し、300K において、226emu/g の飽和磁化、3kOe の保磁力(H_{cj})を有する粉末を開発した⁽²⁾。この粉末は α'' -Fe₁₆N₂ 相を維持したまま焼結することが可能であることを明らかにした⁽³⁾。(2)については、その成果の一つを、第 2 章 3 節「省ネオジム耐熱磁石」で報告している。(3)については、第 2 章

2. 4 「脱希土類技術」にまとめている。

②軟磁性材料の開発では、高周波特性に優れたナノ結晶軟磁性材料に着目し、電磁鋼板よりも高周波域でのエネルギー損失を低減できる鉄心材料を目的に、従来の単ロール法によるリボン形状の材料を、粉末で作製できるようにプロセス開発に取り組んだ⁽⁴⁾。粉末の特性向上と圧粉磁心における絶縁性向上により、100～100kHzにおいて広範囲にフラットな透磁率を持つ成型体を開発した。この圧粉磁心は、目標値である飽和磁化 1.6T、損失 3.9W/kg を達成した。

③高効率モーター開発では、集中研を設け、磁性材料がモーターの効率に与える影響を詳細に評価する技術を中心に研究開発を進めた。この成果は、第3章「モーター実装時の評価技術」にまとめて報告している。

④特許・技術動向調査／共通基盤技術開発においては、磁性材料やモーターの特許、論文調査から分析を行った。これについては、第2章1節で報告している。共通基盤技術としては主に、粉末のプロセスシミュレーションに取り組み、磁石粉末の磁場配向の可視化などを行った⁽⁵⁾。

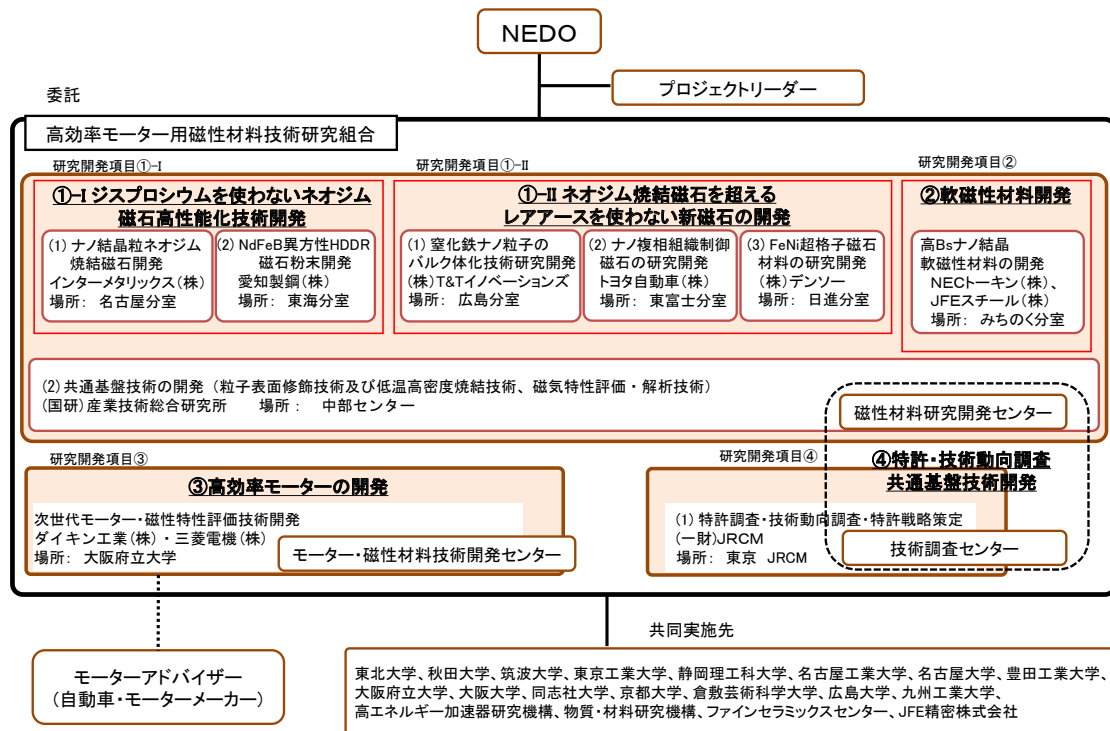


図 1.2 高効率モーター用磁性材料技術研究組合 (MagHEM) 研究開発体制図 (2014 年度)

プロジェクト開始から5年目の研究テーマの見直しに伴い、2017年度に体制を変更した(図1.3)。研究テーマを永久磁石開発に絞り、基盤技術開発と実用化開発の両面で研究を進めた。永久磁石開発とモーター開発を一体的に進めるように、モーターの研究テーマを基盤技術の枠組みに入れた。

実用化に近い材料開発を同時に進め、Ndの量を減らしても高温での特性が良い「省ネオジウム磁石」⁽⁶⁾と、高温での残留磁化が高い「超ネオジウム磁石」を開発した。これらの開発に当たっては、マテリアルDX

を活用して、効率的に進められている⁽⁷⁾。

磁石材料開発とモーター開発との連携を進め、省ネオジム磁石と超ネオジム磁石は、モーター開発チームと連携して、これらの磁石の磁気特性に適したモーター設計を進めてきた。この成果については、4章にまとめて報告している。

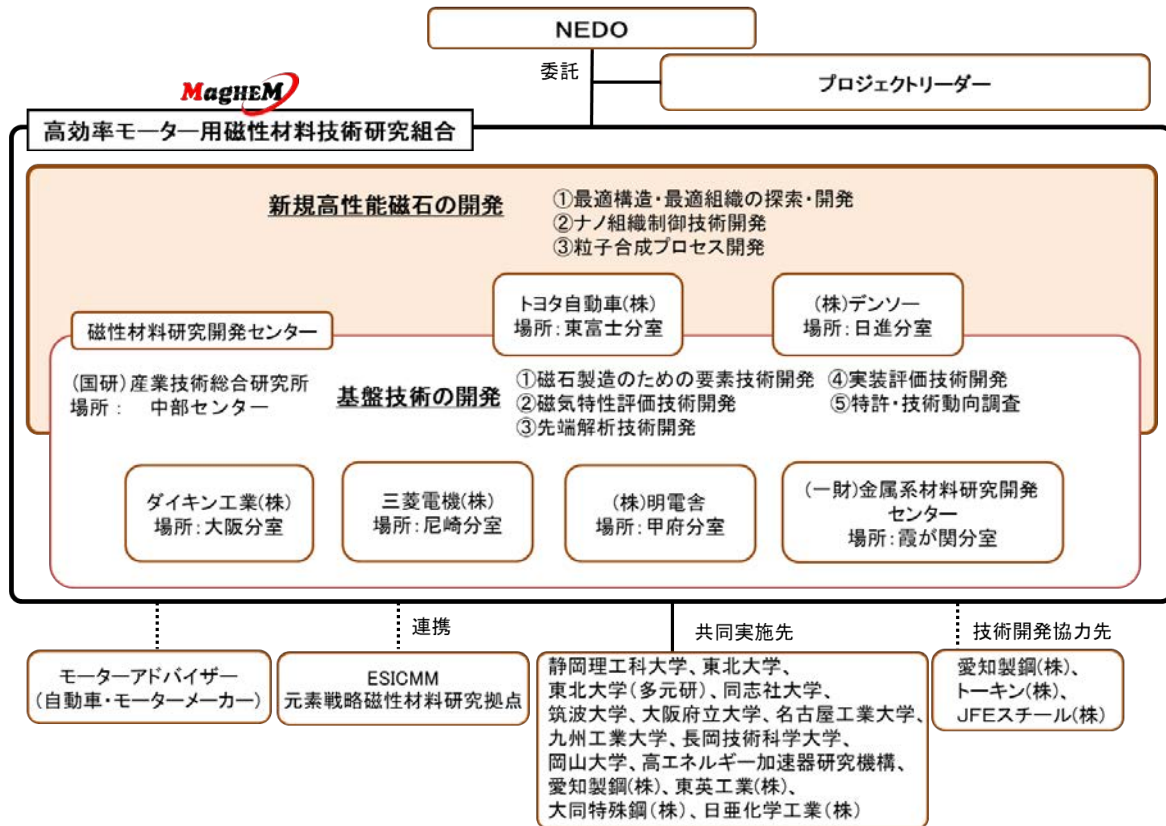


図 1.3 高効率モーター用磁性材料技術研究組合 (MagHEM) 研究開発体制図 (2021 年度)

1.4. まとめ

地球環境・資源問題に起因したモビリティの電動化への急速なシフトに対して、10年間取り組まれてきた「次世代自動車向け高効率モーター用磁性材料開発」の成果は、今後重要な役割を果たせるものと期待している。一般的に、材料開発は非常に時間がかかり、研究開発から社会実装までもまた時間を要する。材料とアプリケーションを一体的に進めることで早期の実用化が期待できるため、本プロジェクトの取組みは、今後の材料開発の進め方のモデルケースになり得るものである。また、省庁連携して基礎と応用を進め、学術的にも実用的にも成果を上げてきた取り組みも、国家プロジェクトの在り方として優れた事例となると思われる。

参考文献

- (1) Masao Yamazaki, Takashi Horikawa, Chisato Mishima, Masashi Matsuura, Nobuki Tezuka, Satoshi Sugimoto; AIP advances, 7, 056220 (2017)
- (2) Tomoyuki Ogawa, Yasunobu Ogata, Ruwan Gallage, Naoya Kobayashi, Naoaki Hayashi, Yoshihiro Kusano, Shinpei Yamamoto, Kaori Kohara, Masaaki Doi, Mikio Takano, Migaku Takahashi; Appl. Phys. Express 6 (2013) 073007
- (3) Kenta Takagi, Misaho Akada, Kimihiro Ozaki, Naoya Kobayashi, Tomoyuki Ogawa, Yasunobu Ogata, Migaku Takahashi; J. Appl. Phys, 115, 103905 (2014)
- (4) A. Urata, Y. Kanamori, M. Yamaki, K. Okamoto, S. Sato, N. Nakamura, M. Nakaseko, Y. Ozaki; 第39回日本磁気学会学術講演概要集(2015), 94
- (5) Rikio Soda, Kenta Takagi, Kimihiro Ozaki; Scripta Materialia, 120(2016), 41-44
- (6) M. Ito, M. Yano, N. Sakuma, H. Kishimoto, A. Manabe, T. Shoji, A. Kato, N. M. Dempsey, D. Givord, G. T. Zimanyi, AIP advances 6, 056029 (2016)
- (7) 加藤 晃, 矢野正雄, 佐久間紀次, 木下昭人, 山口剛生, 且野克典, 庄司哲也; まてりあ, 第60巻第1号(2021), 57

第 2 章 永久磁石

2 章 1 節 永久磁石の歴史と需要推移

2.1.1 永久磁石の歴史⁽¹⁾

古代より自然に磁化した磁赤鉄鉱($\gamma\text{Fe}_2\text{O}_3$)等が天然磁石として知られ、方位磁針(紀元前3世紀頃～、中国)、羅針盤(12世紀頃～、中国、欧州等)等として用いられてきた。1600年に英国のWilliam Gilbertは著書「De magnetibus, magneticisque corporibus, et de magno magnetis tellure(磁石、磁性体、大磁石地球)」の中で、地球磁場と方位磁針の関係、地球磁場を用いた鍛鉄の磁石化の方法などを詳細に考察している。産業革命以降、1825年頃に英国のWilliam Sturgeonによって電磁石が発明され利用されるようになったが、永久磁石材料としては純鉄、炭素鋼ベースの磁石が主に用いられてきた。

1917年本多光太郎らによって世界初の人工永久磁石KS鋼が発明され、これを契機として20世紀には、磁化と保磁力の積であらわされる最大エネルギー積の高い、強力で高性能な近代磁石が相次いで発明・開発された。図2.1.1にこの100年間にわたる磁石の特性推移をまとめる。

KS鋼は重量で35%Co-7%W-2%Cr-0.8%C-残部Feを基本組成とする鉄基合金を、焼入れによりマルテンサイト組織としたもので、当時の高性能磁石であったW鋼(6%W-0.3%Cr-0.3%Mn-0.7%C-残部Fe等)の約3倍の保磁力を示した。その高い保磁力の主因は、Coによる鉄の磁気ひずみの増加によると考えられている。

MK鋼は1932年に三島徳七らによって発明された重量で26%Ni-12%Al-少量のCu, Mn, Co-残部Feを基本組成とする鉄基合金を焼き戻して作られる析出硬化型の永久磁石である。Ni, Alの母相中に鉄を微粒子として析出させることで、保磁力はKS鋼の3倍近くとなった。なお、熱間加工性は低く、圧延鍛造はできないためすべて鋳造品として製造された。

NKS鋼は1934年に増本量らによって開発された新磁石鋼で、Fe-Ni合金にCo, Tiを加えたもので、重量で30%Co-27%Ni-15%Ti-Al-残部Feを基本組成とした析出硬化型の永久磁石である。

Pt-Co磁石は1936年にドイツのJellinghausらにより見出された面心立方晶の規則相からなる磁石で、良好な磁性に加えて塑性加工性が非常に高く、また耐腐食性にも優れ、電子時計、補聴器、医療用などマイクロ磁石として用いられた。

Coフェライト磁石(OP磁石)は1932年に加藤与五郎、武井武によって発明された磁鉄鉱 Fe_3O_4 と亜鉄酸コバルト($\text{CoO} \cdot \text{Fe}_2\text{O}_3$)の混合粉末を焼結・磁化した酸化物磁石である。これをベースに1952年にオランダのPhilips研究所が、保磁力が比較的高いマグネトプランバイト型の六方晶のBaフェライトを、1961年には米国のWestinghouse社がSrフェライトをそれぞれ開発し、日本などでも工業化され、広く利用されるようになった。フェライト磁石は、金属系磁石に比べて磁束密度は低いものの電気抵抗が高く、渦電流損が低く、高周波域まで使用できる特長がある。なお、OP磁石は、立方晶系のCu, Znスピネルフェライトとして磁心材料・ソフトフェライトにも応用され、広く利用されている。

アルニコ磁石はMK鋼、NKS鋼をベースに1938年に開発されたFe-Al-Ni-Co系合金の高性能合金磁石である。アルニコ5は重量で8%Al-14%Ni-24%Co-3%Cu-残部Feを基本組成とし、さらに磁場中の熱処理技術を採用したもので、米国General Electric社が開発し、1943年に工業生産が開始され、冷蔵庫ドア吸着用、ギターピックアップ、スピーカー用途等に用いられた。弱磁性のNiAl(Cu)相中に強磁性のFeとCoに富んだ棒状の微細な単磁区相が並んだ組織からなり、磁場中熱処理で長軸方向に成長した強磁性相の形状異方性により保磁力が発現する。

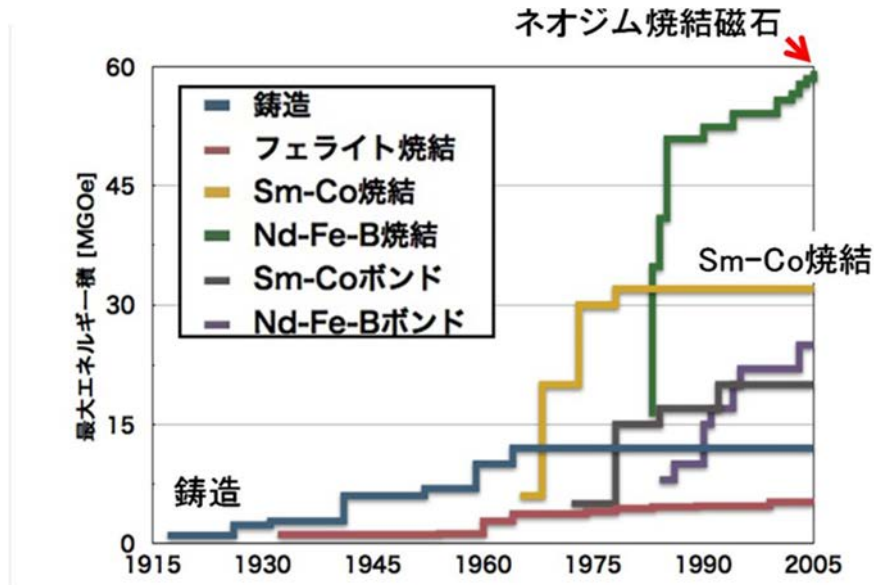


図 2.1.1 磁石の特性推移

SmCo₅焼結磁石は1966～1967年にかけて米国のAir Force Materials LabのStrnatやHofferらが1-5系の磁石としてのポテンシャルを系統的に検討し、1968～1969年にかけてPhillips社のBuschow、液相焼結を行ったDasらが焼結磁石としての高い特性を発見させた。その後1-5系に加え2-17系が日本のメーカーにより開発・工業化された。Sm-Co系磁石は強い磁力に加え、高い耐腐食性と良好な温度特性を有する。現在、航空宇宙向けモータ、自動車向けABSセンサ、産業向けモータ類などに、1-5系及び2-17系あわせて年間3,000トン程度使われている。

1983年に佐川真人らにより発明された粉末焼結法によるネオジムNd₂Fe₁₄B磁石は、資源的に豊富なNdと微量のBを含むFe基の合金であり、史上最強の永久磁石である。発明当時に先行していたSm-Co系磁石よりも安価でより高性能なために、発明後すぐに工業化され高性能磁石市場を席卷した。なお、米国GMのCroatらのグループは、佐川らとは独立に同時期に高速急冷法によりネオジムNd₂Fe₁₄B磁石を見出している。Nd₂Fe₁₄B磁石はハードディスクドライブのボイスコイルモータ、インバータエアコンのコンプレッサー、ハイブリッド自動車の主機モータをはじめ様々な用途に用いられ、現在世界で年間100,000トンを超える量が使われている。Nd₂Fe₁₄B磁石の微細組織はNd₂Fe₁₄B主相とNdリッチ相と呼ばれる粒界相からなり、立方晶Nd₂Fe₁₄B化合物の持つ結晶磁気異方性に加え、この粒界相の存在がNd₂Fe₁₄B磁石の高い保磁力の源泉となっている。Nd₂Fe₁₄B焼結磁石をベースとして、さらに粒界拡散技術、熱間加工技術など表2.1.1に示す様々な高機能化プロセス技術が開発され、Nd₂Fe₁₄B磁石の特性、実用性がさらに高められている。

フェライト磁石粉や希土類磁石粉と樹脂やゴムなどの結合剤の複合材料磁石であるボンド磁石は、現在世界で年間100,000トンを超える量が使われている。うち、希土類磁石粉は10,000トン程度で、複雑形状に加工できる利点を生かし、自動車補機向け、エアコン向け、掃除機向けなどの小型モータ等に使われている。フェライトボンド磁石は1960年頃から、希土類ボンド磁石は1980年頃から、それぞれ市場で使われるようになった。希土類ボンド磁石には、①超急冷法により作製されたフレーク状Nd₂Fe₁₄B原料粉末に樹脂を混合して成形する等方性Nd₂Fe₁₄Bボンド磁石、②HDDR法或いは熱間加工法による粉末

Nd₂Fe₁₄B 原料粉末を磁界印加により配向成形する異方性 Nd₂Fe₁₄B ボンド磁石、1987 年に入山恭彦らによって発見された Sm-Fe-N 系磁石粉末を用いた③Sm₂Fe₁₇N₃ 異方性ボンド磁石、④(SmZr)(FeCo)₉N 等方性ボンド磁石などが現在量産されている。

表 2.1.1 Nd₂Fe₁₄B 焼結磁石における主な高機能化技術

要求性能	性能向上の方法
磁束密度の向上	<ul style="list-style-type: none"> ・主相比率の増大 (低酸素化、其他不純物低減・低ボロン化) ・粒界相の均一分散 (ストリップキャスト法など原料製造技術) ・配向度の向上 (パルス磁場配向、低圧成型、配向助剤添加、静水圧成型、プレス成型) ・成分制御 (Co 添加による Tc 温度向上、Dy, Tb 添加による Ha の向上)
高温性能の向上	<ul style="list-style-type: none"> ・結晶粒微細化 (水素粉碎、He ガス粉碎、HDDR による前処理、多段焼結) ・粒界改質技術 (粒界拡散、改質合金拡散浸透、Ga 添加、など) 粒界拡散技術：塗布拡散法、スパッタ拡散法、蒸気拡散法 粒界改質相：Dy/Tb 粒界拡散、低融点合金拡散浸透 (Nd-Cu など)、Ga ドープなど
高耐食性	<ul style="list-style-type: none"> ・素材耐食性向上 (Co, Al 添加、R リッチ相の低減と均一分散) ・表面処理技術の改良 (メッキ、CVD や PVD によるドライコート)
着磁性の向上	<ul style="list-style-type: none"> ・結晶粒径分布、Ha と Br のバランス、ピンニングサイトの低減 ・配向度の向上
機械強度の向上	<ul style="list-style-type: none"> ・結晶粒の均一微細化と緻密化 (高密度化) ・粒界相組織の制御 (Co, Cu の複合添加など)
高電気抵抗	<ul style="list-style-type: none"> ・磁石分割やスリット構造 ・粒界相の高抵抗化

2.1.2 永久磁石の需要推移⁽²⁾

図 2.1.2⁽³⁾、図 2.1.3⁽⁴⁾ に日本国内における主な永久磁石の生産金額の推移を示す。Nd₂Fe₁₄B を中心とする希土類焼結磁石は、その発明以来その用途・需要量の拡大に合わせて右肩上がりで増大してきている。ボンド磁石は日系企業の海外生産も多く、日本企業全体での総生産金額は伸張の傾向にある。Nd-Fe-B 焼結磁石の高性能化 (高磁束密度化、高保磁力化) により、2000 年以降にモータ分野への希土類永久磁石の普及が加速した。これにより永久磁石モータの、小型・軽量、高出力密度、高効率化が急速に進展した。

図 2.1.4 に 2003～2010 年の Nd₂Fe₁₄B 焼結磁石の用途分野の比率の変化を示す。希土類永久磁石の国内生産量は、2003 年の 5,250 トン/年から 2007 年には、10,000 トン/年を越える規模に拡大した。これは回転機 (モータ、発電機) 分野の需要が 34% から 44% に拡大したことに対応している。さらに 2007 年以降も回転機分野の比率は、年々増加し 2010 年度は希土類磁石国内生産量の 50% を占めるようになった。Nd₂Fe₁₄B の国内生産量は、2007 年以降海外での生産量の増加や、中国磁石メーカーの生産量の拡大などにより、伸びは鈍化しているが、それでも 2012 年以降 12,000 トン/年を超える規模に拡大している。

図 2.1.5⁽⁵⁾、図 2.1.6⁽⁵⁾ に Nd₂Fe₁₄B 焼結磁石、Nd₂Fe₁₄B ボンド磁石の世界生産量の推移 (推計値) を示す。いずれも世界規模での磁石需要の拡大に伴い、右肩上がりに増大してきている。

国連の人口動態統計によれば 2017 年に 76 億人である世界人口は 2050 年には 98 億人となり、2100 年には 112 億人に達すると予想されている。これに伴い、国際エネルギー機関 IEA によれば、世界エネルギー需要は 2040 年までにさらに 30% 増加し、増加分の 40% が電力を占めると予測されている。世界全電力消費の 40～50%、日本では約 55% をモータ駆動が占めるとされ、地球温暖化の抑止のためのエネルギー効率の向上には、モータの高効率化が有力な手段となる。2015 年のパリ協定で採択された、気温上

昇を産業革命前比 2°C未満に抑制するための各国・地域の CO₂削減目標に対応する形で、自動車分野においては、例えば、欧州では 2021 年に 2015 年比 CO₂ 27%減の極めて厳しい燃費規制が適用され、中国でも ZEV 規制が 2019 年に、一段と厳しい燃費規制が 2020 年にそれぞれ導入された。さらにこれに呼応して、各国・地域の自動車メーカーは電動化による環境性能向上の具体化に急速にシフトしている。

Nd₂Fe₁₄B 焼結磁石に代表される高性能磁石を使った IPM モータは、小型で高効率な電動自動車の駆動用に広く用いられているが、必要とされる希土類資源の生産と埋蔵地域が中国を中心に局在しているため、今後さらに電動自動車市場が各機関の予測通りに拡大した場合、磁石材料の供給が滞る懸念がある。



図 2.1.2 日本国内における主な永久磁石の生産金額の推移⁽³⁾

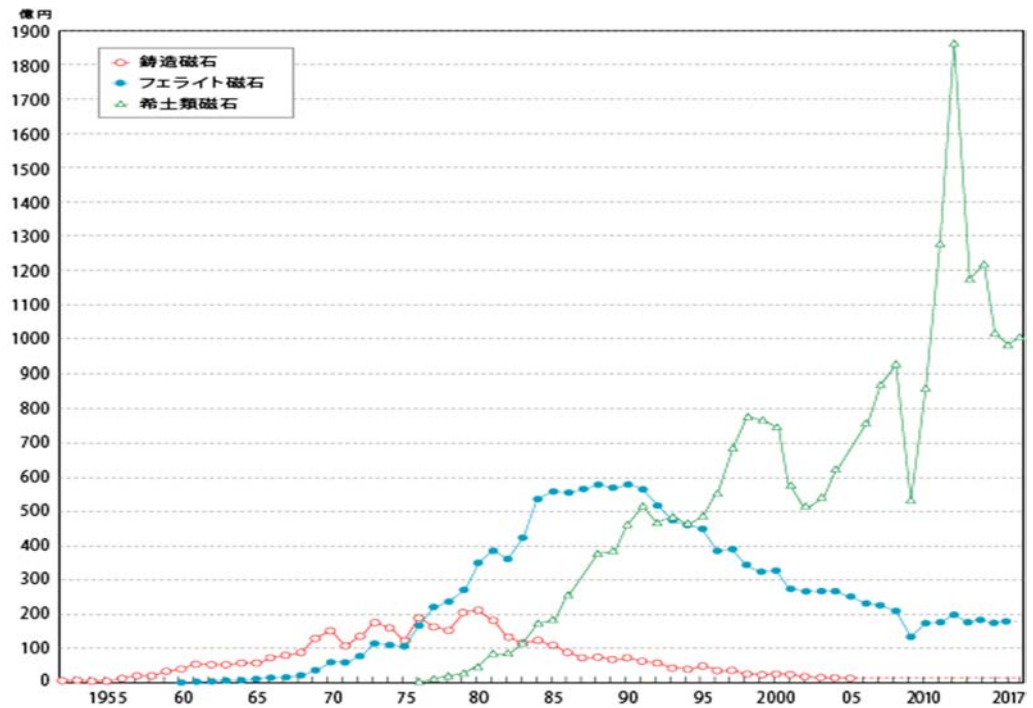


図 2.1.3 日本国内における主な永久磁石の生産金額の推移⁽⁴⁾

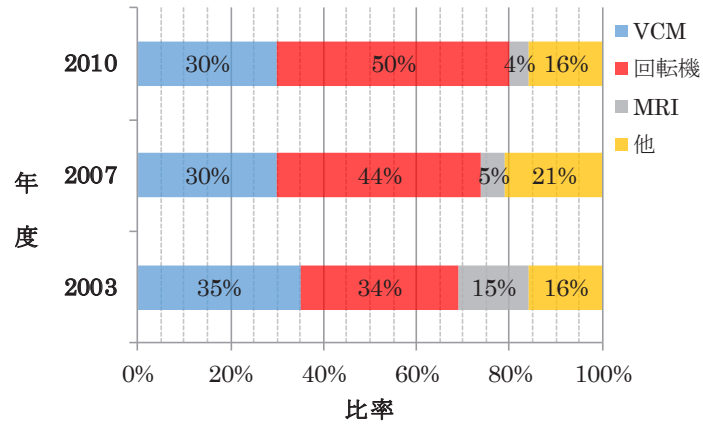


図 2.1.4 Nd₂Fe₁₄B 焼結磁石の用途の推移(国内)

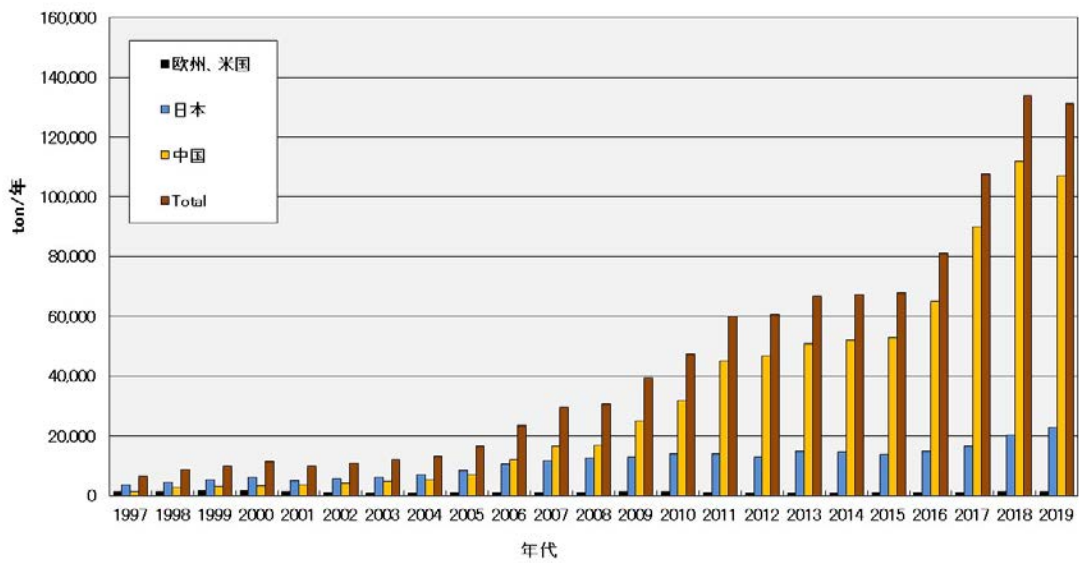


図 2.1.5 Nd₂Fe₁₄B 焼結磁石の世界生産量推移⁽⁵⁾

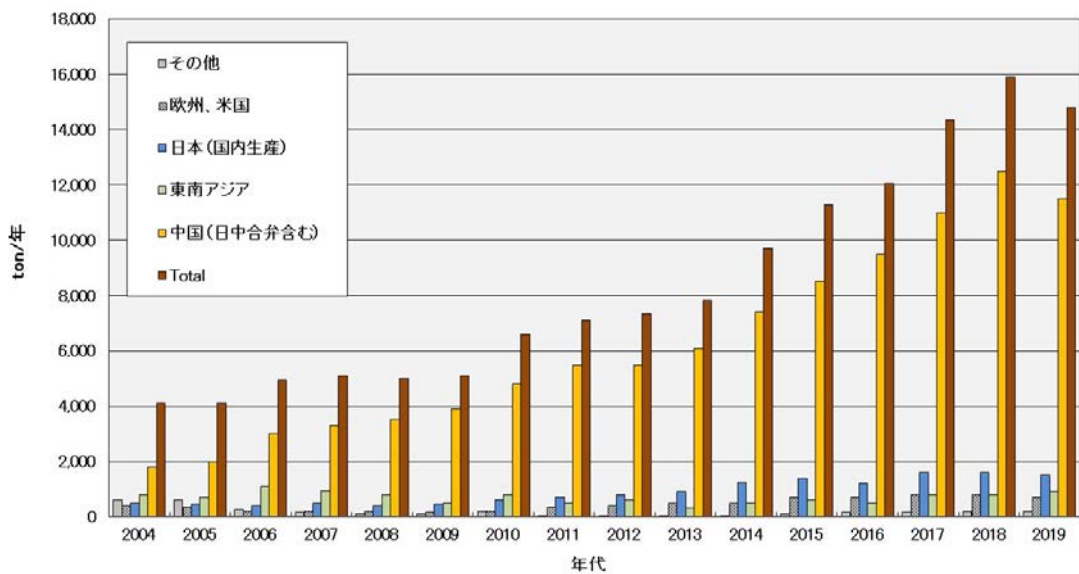


図 2.1.6 Nd₂Fe₁₄B ボンド磁石の世界生産量推移⁽⁵⁾

図 2.1.7 に 2015～2017 年現在の希土類焼結磁石相当の高性能磁石の用途別世界需要を、各用途の生産台数、製品 1 台あたりの磁石重量、永久磁石 (PM) モータ率 (仮定値) 等から試算した結果を示す。これら以外の高性能磁石の用途として、装飾品等の吸着用、電動バイク、磁化器、消費電子材等に主に中国で多く利用されており、Nd₂Fe₁₄B 焼結磁石等の高性能磁石全体では 10 万トン/年程度の生産量となる。

図 2.1.8 には、2030～2050 年の高性能磁石の用途別世界需要を、各用途の生産台数、製品 1 台あたりの磁石重量、PM モータ率 (仮定値) 等から試算した結果を示す。こうした数量に達する時期等、変動要素はあるものの、自動車向けを中心に、いずれの用途においても現状に比べ 1 オーダー高い需要量が見込まれる。家電製品用については、数量増に加えて、高効率化の観点から PM モータ率の伸張も高性能磁石の需要量を押し上げるものと予想される。風力発電では、現在発電量の約 3.5% で、今後大きな伸びが見込まれている洋上風力発電向けを中心に、大型化に伴う増速機ギヤへの負荷低減とメンテナンスフリー等の観点から、磁石発電機を用いたダイレクトドライブ型風力発電機用の高性能磁石需要が増大してゆくと考えられる。航空機分野においては、装備品の電動化が進み、さらにエンジンの電動化が検討されており、モータの高出力密度化技術が期待されている。

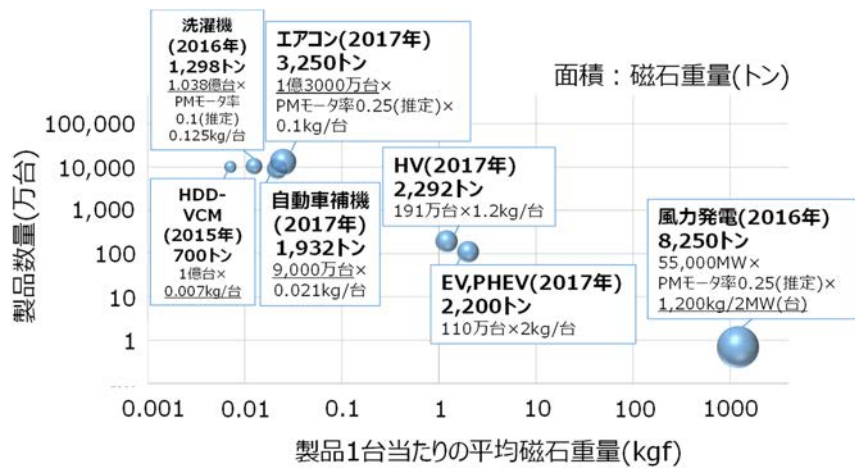


図 2.1.7 2015～2017 年現在の高性能磁石の用途別世界需要 (試算例)

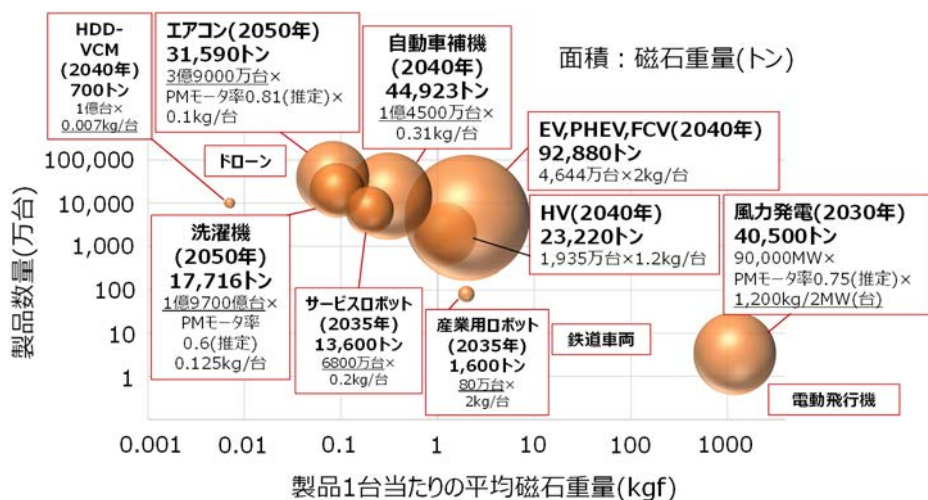


図 2.1.8 2030～2050 年の高性能磁石の用途別世界需要 (試算例)

希土類酸化物生産量は、2010～2011年のレアアース危機以降、豪州など中国以外の生産割合が増加傾向にあるが、2017年現在なお中国が79%と一極集中の状況にある。こうした中、高性能磁石原料となる希土類資源の大部分を国外の供給源に依拠している米国では、CMI(Critical Material Institute)などの組織を中心に、①供給源の多様化、②代替材料の開発、③リサイクル・再利用などに取り組んでいる。一方、希土類資源の供給国である中国では、6大希土類企業集団への採鉱・生産の集約と環境対応強化、採掘の総量規制がこの数年間に進められた。環境保護規制のレベルが上がり、トリウムやフッ素処理対策含め、採鉱・製錬のベースコストは今後も上昇するものと考えられる。さらにまた、希土類磁石の約15%を占めるに過ぎないNdの、高性能磁石用途としての今後の突出した需要の伸びは、より多く含有され余剰となるCe、Laの利用が大きな課題となる。こうしたことから、磁石材料の高性能化のみならず、温暖化対策としてのモビリティの電動化への対応、希土類資源における課題への対応、サステナブルで快適な循環社会という視点などから、図2.1.9に示すようなさらなる新しい磁性材料、プロセス、利用技術等の開発が世界各機関で精力的に進められている。

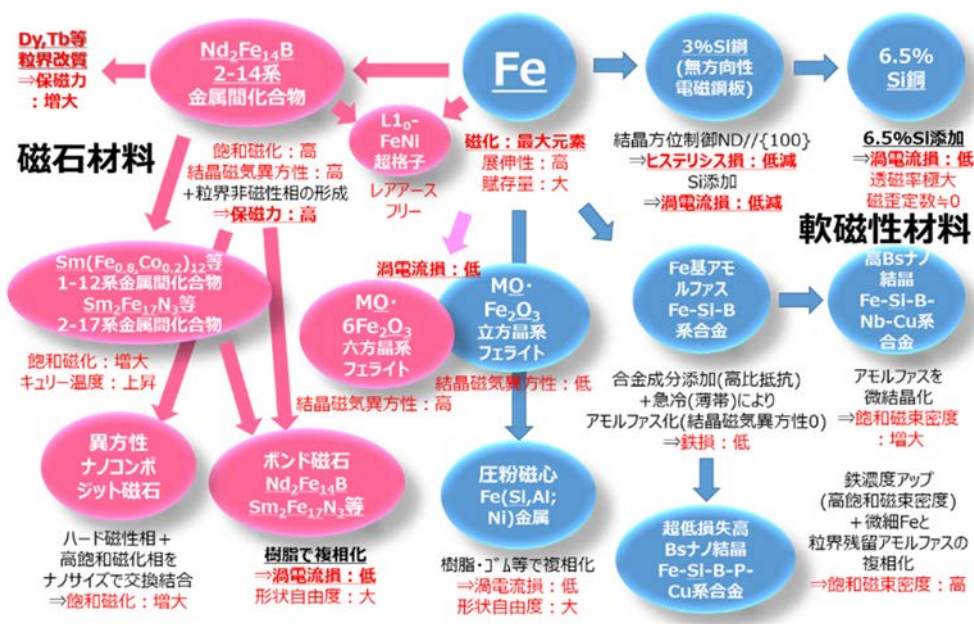


図 2.1.9 高効率モータ用等磁性材料の特長と狙いの例(候補材料を含む)

参考文献

- (1) 木村康夫：「新材料と先駆者たち」， 鑄造工学 Vol.69, No.11, pp.947-950 (1997)、など
- (2) 豊田俊介、谷川茂穂：「高効率モーター用磁性材料の技術動向」2019年電気学会産業応用部門大会、3-S4-1、III-19～24、など
- (3) 佐川真人、浜野正昭ら：「図解 希土類磁石」， 日刊工業新聞社刊, p.21 (2012)
- (4) 株式会社製作所 データベース； <https://www.26magnet.co.jp/database/associated-data/no7.html>
- (5) NeoMag 磁石ナビ； https://www.neomag.jp/mag_navi/statistics/ndfeb_production_transition.html

2章2節 省・脱重希土類技術

2.2.1 はじめに

図 2.2.1 に、日本国内で量産されている主要な永久磁石の磁気特性範囲例を示す。Nd-Fe-B 系磁石材料が圧倒的な高磁力を示しているが、図からわかるように、焼結および熱間加工 Nd-Fe-B 磁石の特性は右下がりとなっている。すなわち、保磁力の増大につれ最大エネルギー積は低下傾向を示している。その理由は、実用上必要な保磁力を確保するために、重希土類元素である Dy あるいは Tb が Nd に置換する形で添加されているためである。表 2.2.1 に各種磁石材料の本来の磁気特性を示す。Nd-Fe-B 磁石の主相である $\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$ は高い飽和磁化を有するが、保磁力の源となる異方性磁界は $\text{Dy}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$ あるいは $\text{Tb}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$ よりも小さい。そこで、磁化の低下を犠牲にしつつも必要保磁力確保のために Dy や Tb を添加する手法が用いられている。特に、自動車用途など高温で使用される磁石や大きな反磁界を受ける IPM モータ用磁石は高保磁力が必要なため、Dy や Tb の添加量が多く、磁化の低下も大きくなってしまう。また、Dy や Tb を使用することの問題点はこの磁化低下だけでなく、重希土類元素を含有する鉱石は中国に偏在しているため、その安定調達が懸念される。2011 年には中国の希土類輸出規制により重希土類をはじめとする希土類価格が暴騰した。その後、価格は落ち着いたものの、最近の自動車電動化の進展による Nd-Fe-B 磁石需要の伸長のため重希土類および Nd、Pr、ジジム (Nd-Pr 混合物) の価格が上昇傾向にある。今後はさらなる需要拡大が確実視されるため、資源リスク回避のために重希土類元素を削減する技術開発が必須な状況である。さらには、Nd/Pr の使用量を削減することも重要課題となっている。

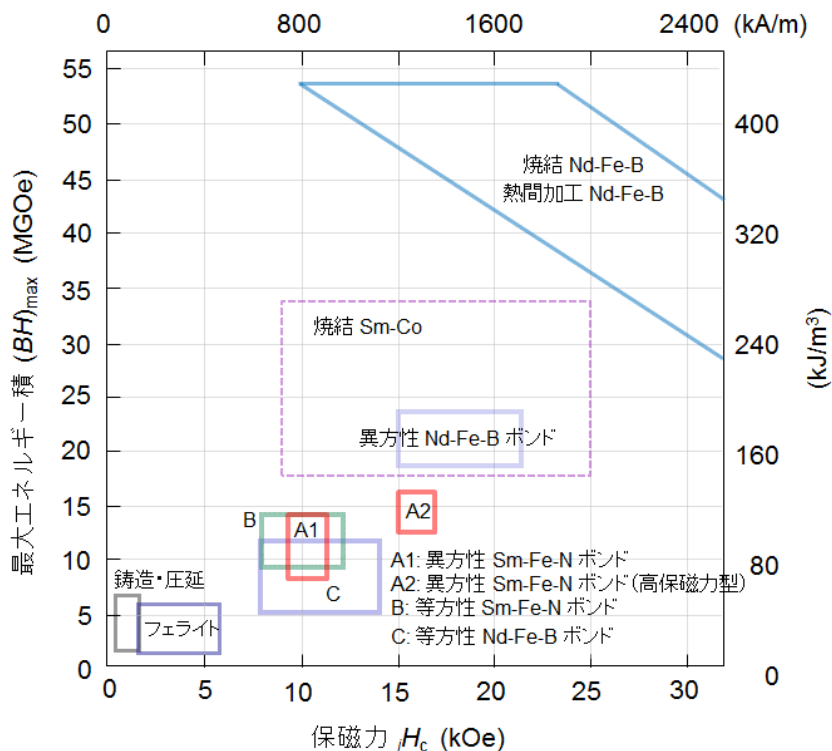


図 2.2.1 国内で量産されている磁石材料の磁気特性範囲例

表 2.2.1 各種磁石材料の本来的磁気特性

材料	化合物	飽和磁化 kG	異方性磁界 MA/m	キュリー温度 °C
Nd-Fe-B 系	Nd ₂ Fe ₁₄ B	1.60	5.3	312
	Dy ₂ Fe ₁₄ B	0.71	11.9	325
	Tb ₂ Fe ₁₄ B	0.70	17.5	347
Sm-Co 系	SmCo ₅	1.14	22.3	727
	Sm ₂ Co ₁₇	1.25	5.2	920
Sm-Fe-N 系	Sm ₂ Fe ₁₇ N ₃	1.57	20.7	477
	(SmZr)Fe ₉ N	1.70	6.1	500
1-12 系	Sm(FeCo) ₁₂	1.78	9.5	586
非希土類系	Fe ₁₆ N ₂	2.3	0.95	540
	L1 ₀ -FeNi	1.60	1.15	550
	L2 ₀ -FeCo	2.31	0.80	(667)

表 2.2.1 には、Nd-Fe-B 系以外の各種磁石材料の本来的磁気特性も記載した。省重希土あるいは省 Nd の観点からは、Sm-Co 系、Sm-Fe-N 系、1-12 系、および非希土類系の磁石材料が候補材料として挙げられる。これらのうち Sm-Fe-N 系はボンド磁石として既に量産されている⁽¹⁾。1-12 系は、国家プロジェクト (ESICMM) を中心に高特性化のための基礎研究が行われている⁽²⁾。希土類元素を使用しない磁石としては、MagHEM において FeNi の研究開発が行われ⁽³⁾、現在その実用化検討がなされている。これらの磁石材料の今後が期待されるものの、Nd-Fe-B 磁石が今後も長年に渡って主力であり続けることは間違いなく、したがって、その省・脱重希土類技術開発が最も喫緊の課題と考えられる。

本章では、Nd-Fe-B 磁石に絞った省・脱重希土類技術として、粒界拡散 (GBD; Grain Boundary Diffusion) 技術および微結晶磁石を紹介する。

2.2.2 Nd-Fe-B 磁石における省・脱重希土技術

(1) Nd-Fe-B 系焼結磁石における特性向上の歴史

1982 年の発明以降、長年に渡って、Nd-Fe-B 系焼結磁石の磁気特性向上のための諸改善がなされてきた。これらの改善は、広義には省重希土技術でもあるので、その改善の歴史をまず簡単に紹介する。

図 2.2.2 に Nd-Fe-B 系焼結磁石の製造工程を示す。図中(a)が多くの企業が採用している通常プロセスで、(b)は佐川らが新たに開発した PLP 法である。ここで紹介する特性向上は(a)のプロセスによるものである。(b)については、(3)で述べる。Nd-Fe-B 系焼結磁石は、①原料合金作製→②μm オーダーへの微粉碎→③磁場中で粒子を配向させながら予備成形→④焼結により高充填率化→⑤熱処理による磁気特性最大化、という工程を経て製造される。高い磁気特性を発現させるためには、理論上および経験上、図 2.2.3 に示すような材料が理想的であり、改善の歴史はその理想構造に近づける歴史とも言える。図 2.2.4 に諸改善による量産レベルでの磁気特性向上の歴史を示す。年代を追うごとに磁気特性が右上の方向に向上しているが、材料の組成を見ると、概して特性が右上に行くほど希土類含有量が少なくなっている。したがって、図 2.2.4 に示される磁気特性の改善では、同時に希土類使用量の削減も実現している。

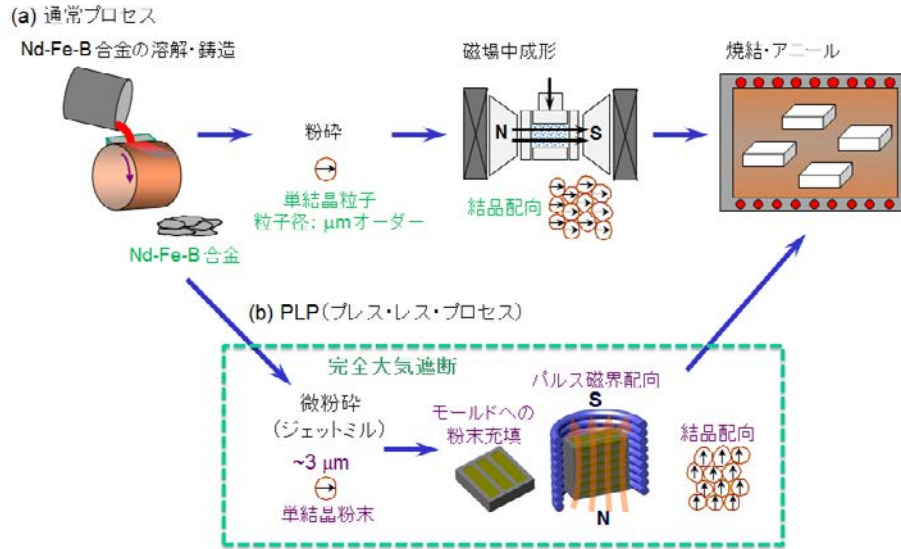


図 2.2.2 Nd-Fe-B 系焼結磁石の製造工程

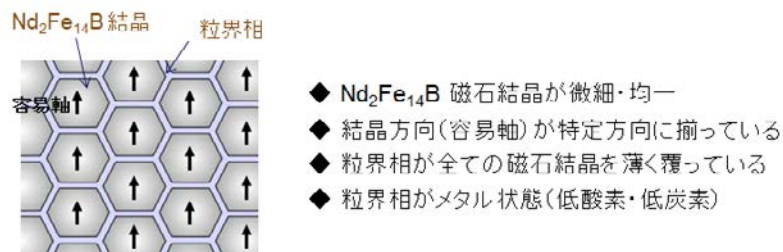


図 2.2.3 Nd-Fe-B 系焼結磁石の理想的微細構造

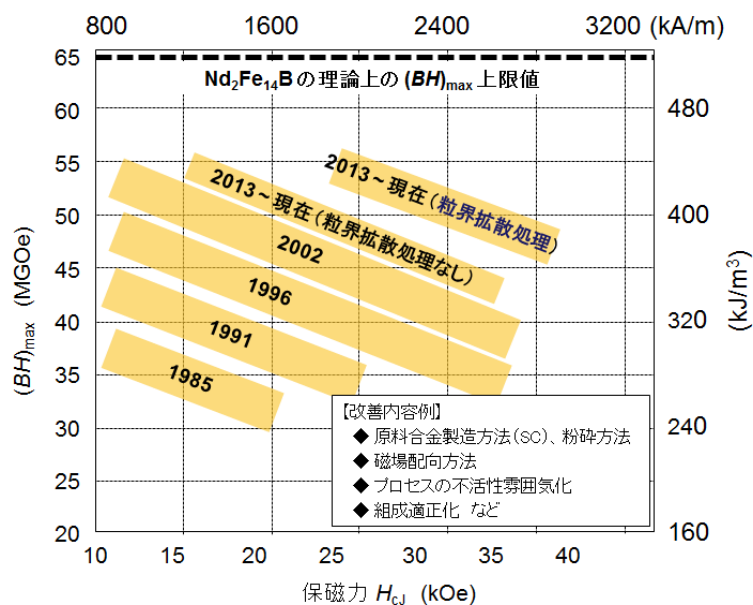


図 2.2.4 Nd-Fe-B 系焼結磁石 (量産品) の磁気特性向上の歴史

(2) 粒界拡散法

粒界拡散 (GBD; Grain Boundary Diffusion) 法は、従来対比、重希土類元素の使用量を大幅削減し、同時に磁気特性を大きく向上させる画期的な技術である⁽⁴⁾。その概念図を図 2.2.5 に示す。本章の冒頭で述べたように、Dy や Tb の添加により Nd-Fe-B 磁石の保磁力を高めることができるが、同時に磁化が低下してしまう。従来法では Dy や Tb は原料合金作製工程において合金溶解時に添加されるため、Dy や Tb は材料全体に均一に存在している。しかしながら、Nd-Fe-B 磁石の保磁力は結晶粒子表面部の異方性磁界と強く関わっていると考えられており、粒子内部に存在する Dy や Tb は保磁力向上には寄与していない。そこで、重希土類を含まない、あるいは微量含む Nd-Fe-B 焼結磁石を作製後、Dy や Tb を含む合金や化合物を磁石表面に接触させた状態で高温熱処理する方法が試みられた。その結果、Dy や Tb が結晶粒表面近傍のみに存在する状態が実現でき、磁化の低下がほとんどなく、高い保磁力を得るに到った。図 2.2.6 に GBD 処理前後の磁石特性変化例を示した。また、図 2.2.7 には GBD 法による特性改善および重希土削減の一例を示した。GBD 法は既に世界中の磁石メーカーが量産適用しており、Nd-Fe-B 系焼結磁石の中で最高レベルの特性を示す製品としてラインナップされている。

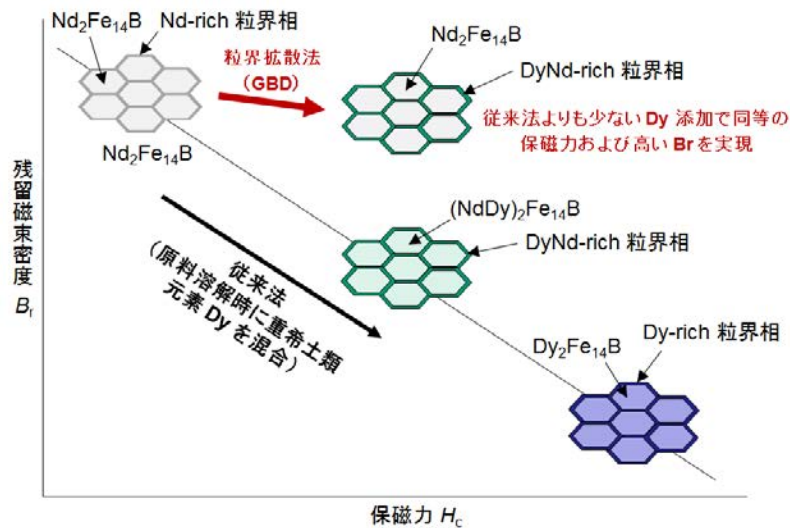


図 2.2.5 粒界拡散法の概念図

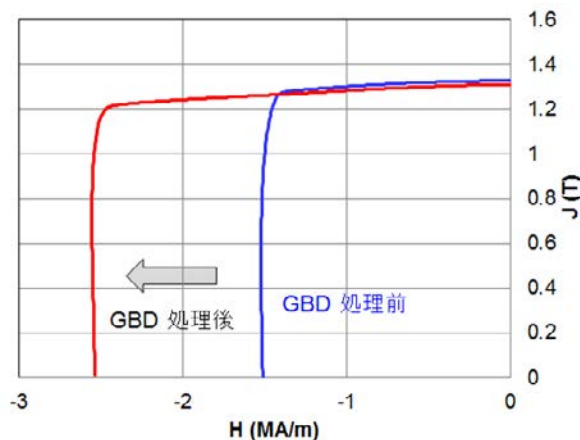


図 2.2.6 Nd-Fe-B 系焼結磁石での GBD 前後の磁気特性変化例

(Nd_{24.8}Pr_{5.0}Dy_{1.8}Fe_{bal.}B_{0.96} (重量比) の焼結体に Tb 合金を塗布)

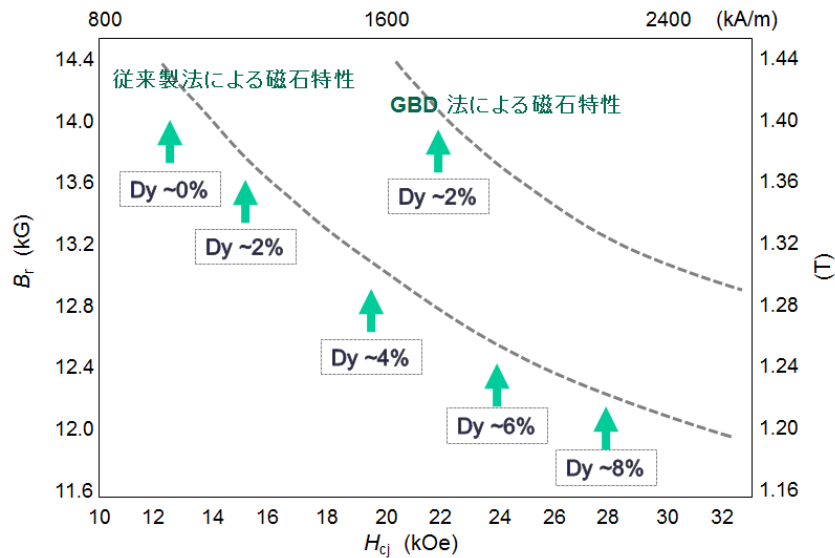


図 2.2.7 Nd-Fe-B 系焼結磁石における従来法および GBD 法による特性比較 (例)

(3) 微粒子磁石

一般に、永久磁石材料は粒子が微細なほど高い保磁力を示すことが知られている。Nd-Fe-B 系材料も同様なことがわかっており、重希土類削減のための有効策として結晶粒の微粒子化が挙げられる。しかしながら、Nd-Fe-B 系材料は酸化しやすい性質があり、それにより保磁力が低下してしまうため、従来法による焼結磁石については、工業的には $5\ \mu\text{m}$ 程度の結晶粒子径が最小限界であった。MagHEM では、この限界を克服するために PLP 法を用いた重希土フリーの微粒子型 Nd-Fe-B 焼結磁石の開発が実施された。また、熱間加工法による Nd-Fe-B 磁石は nm オーダーの結晶粒からなり、焼結磁石対比、高い保磁力が得られるため、重希土削減のために有望視されている。ここでは、MagHEM における微粒子型 Nd-Fe-B 磁石の開発結果概要および熱間加工磁石の最近の開発状況について紹介する。

(3)-1 微粒子型 Nd-Fe-B 焼結磁石

まず、PLP法 (図2.2.2 (b)) について説明する。PLP法は、完全に大気遮断したボックス内で微粉末を取り扱うため、従来よりも細かい粉末であっても酸化を抑制できることが特徴である。図2.2.2(b)に示される通り、微粉碎後の粉末をモールドに充填後、パルス高磁界を印加し粉末を配向させた後にモールドごと焼結炉で焼結するという新製法である。図2.2.8は、PLP法により重希土を含有しないNd-Fe-B焼結磁石を作製したときの、微粉碎工程後の粉末粒子径と得られた焼結磁石の保磁力の関係を示す。酸化抑制により、従来では難しかった $3\ \mu\text{m}$ 程度の微粉末が使用でき、その結果として重希土使用量低減につながった。 $3\ \mu\text{m}$ 程度の微粉末を使用したPLP法はすでに量産化されている。

図2.2.8を見ると、 $3\ \mu\text{m}$ よりも細かい粉末では保磁力が低下する傾向を示すことがわかる。図において、約 $2\ \mu\text{m}$ の粉碎粉を使用した焼結磁石の保磁力は約 $3\ \mu\text{m}$ のものよりも低保磁力であるが、その微細組織写真を見ると、 $2\ \mu\text{m}$ 粉碎粉を用いた試料については、白く見えるNd-rich粒界相が凝集している部分が多い結果、 $\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$ 結晶粒子を覆うNd-rich粒界相が欠乏していることが原因と推定される。また、Nd-rich粒界相の凝集は、粉末の酸化が原因していると推定している。

この粉末酸化問題解決のために行われた国家プロジェクトによる研究開発事例を紹介する。NEDO希少金属代替材料開発プロジェクトにおいて、佐川らはHeガスを用いた効率的ジェットミル粉砕により酸素含有量の少ない1 μm 微粉を得て、それを用いた焼結磁石を作製し、図2.2.8に示す通り、1600 kA/mの保磁力を得ることに成功した⁶⁾。

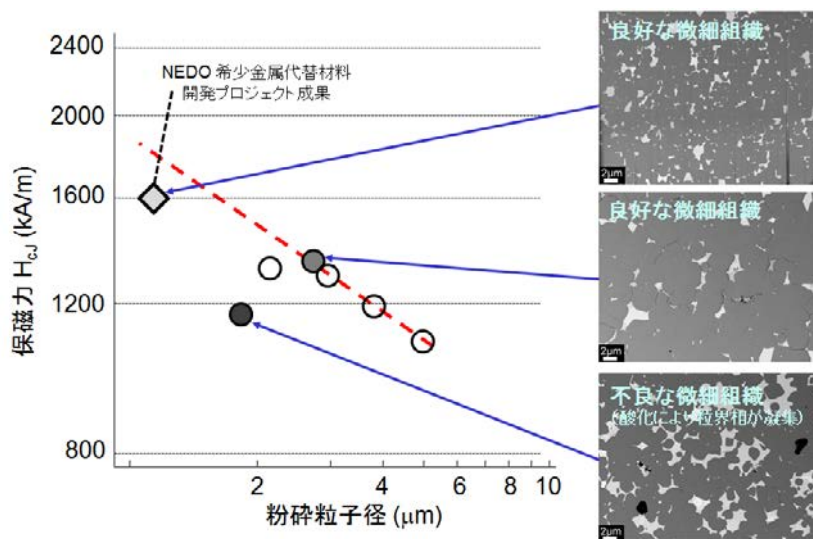


図 2.2.8 PLP 法による Nd-Fe-B 系焼結磁石における微粉碎粒子径と得られる焼結磁石の関係

(図における微細組織観察写真は NIMS 宝野らによる)

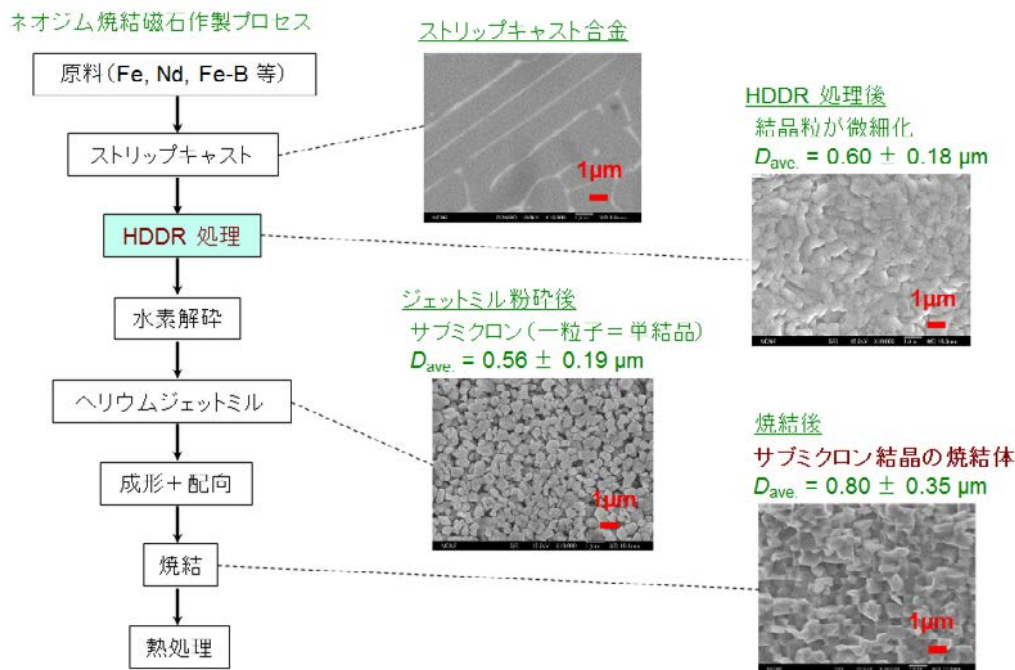


図 2.2.9 HDDR 処理を利用した微結晶型 Nd-Fe-B 焼結磁石作製方法 (MagHEM 研究)

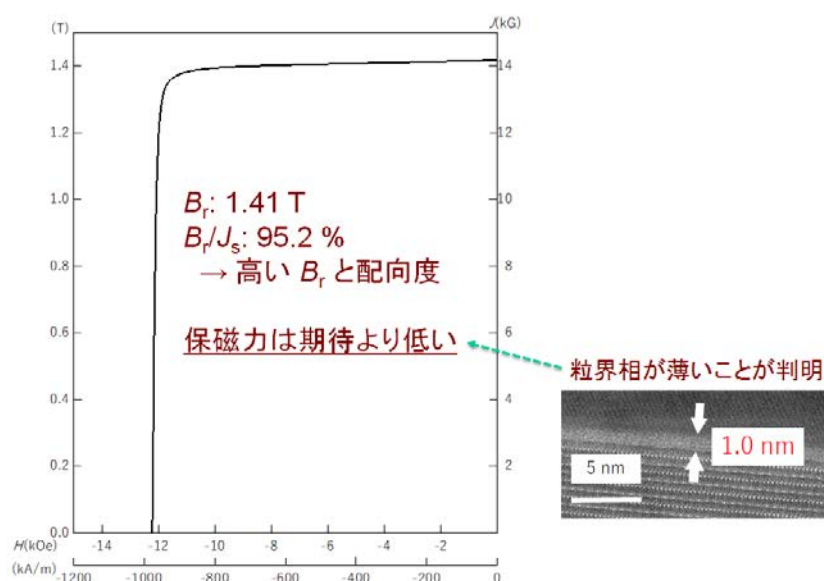


図 2.2.10 HDDR 処理を利用した微結晶型 Nd-Fe-B 焼結磁石の磁気特性 (MagHEM 研究)

さらに佐川らは、MagHEM において、サブミクロンの結晶からなる高性能 Nd-Fe-B 焼結磁石の研究開発を実施した⁽⁶⁾。図 2.2.9 に示す方法により、サブミクロンからなる異方性 Nd-Fe-B 焼結体を世界で初めて得た。その磁気特性を図 2.2.10 に示す。高配向度と高い残留磁化 B_r を得ることに成功しているが、 H_{cJ} は 1.0 MA/m (13 kOe) 程度と低い。粒界相が薄いことがその原因と考えられる。微粒子型 Nd-Fe-B 焼結磁石については、企業において国家プロジェクト終了後も実用化検討がなされている。

(3)-2 熱間加工磁石

熱間加工 Nd-Fe-B 系磁石の製造プロセスを図 2.2.11 に示す。焼結磁石とは異なり、熱間プレス機を用いて成形する。超急冷法により作製したナノ結晶からなる原料粉末を使用し、冷間での予備成形体を熱間でホットプレス・押し出し加工を行うことにより、500 nm 程度の微結晶からなる異方性磁石が得られる。焼結磁石対比 1 桁程度結晶粒が細かいため、高保磁力かつ保磁力の温度係数が比較的小さい（温度上昇による保磁力低下の度合いが比較的小さい）ことが大きな特長である。本磁石は、大同特殊鋼のグループ会社により量産されており、リング形状製品が FA ロボット用モータや電動パワーステアリング (EPS) 用モータなどに適用されている。

図 2.2.12 に熱間加工磁石での推定異方化メカニズムを示す。熱間加工過程で、圧縮歪が加わる方向に $\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$ の容易軸が揃うという特質を利用している。金型設計の工夫により異方化の方向を制御でき、製品がリング形状の場合、広い製品寸法範囲（小径～大径，あるいは短尺～長尺）で高特性が得られ、しかも径方向および高さ方向の両方で均一な磁束分布状態を実現しやすい。また、近年の重希土類元素削減の要求に応じる形で、一軸異方性の板形状磁石の研究開発を進めた結果、図 2.2.13 に示すように完全重希土類フリー磁石あるいは省重希土類磁石としては最高レベルの保磁力を達成し⁽⁷⁾、重希土類フリーの Nd-Fe-B 磁石として世界で初めてハイブリッド車駆動モータ用磁石に採用された⁽⁸⁾。

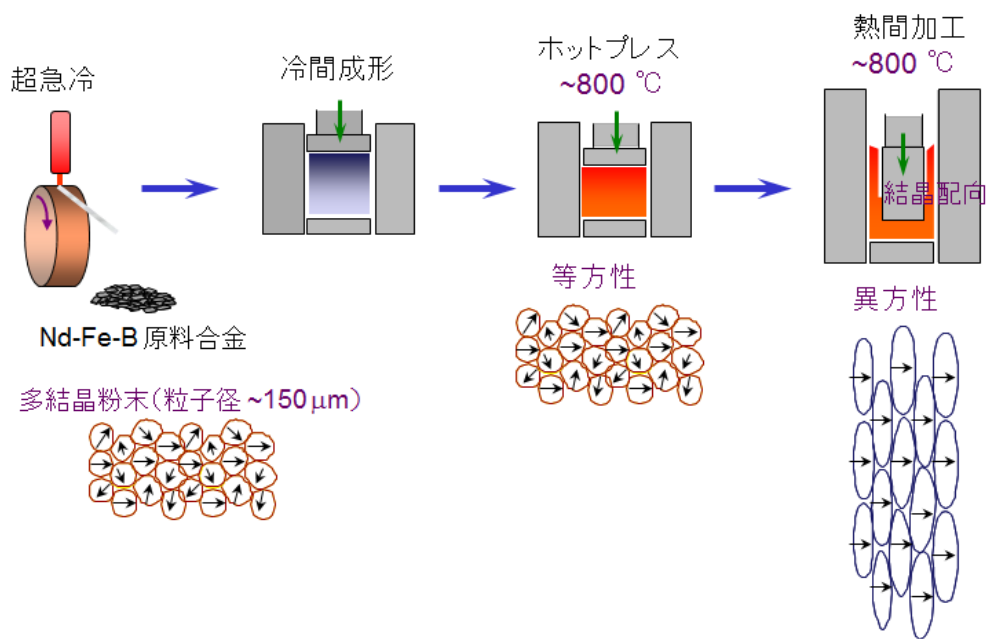


図 2.2.11 熱間加工 Nd-Fe-B 磁石の製造プロセス

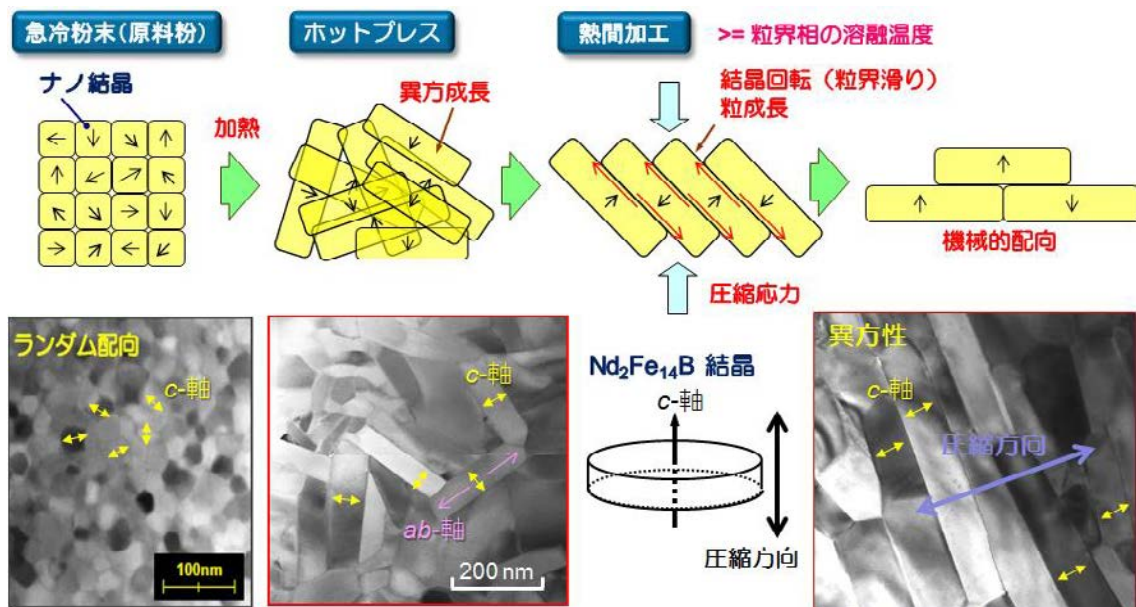


図 2.2.12 熱間加工 Nd-Fe-B 磁石の推定異方化メカニズム

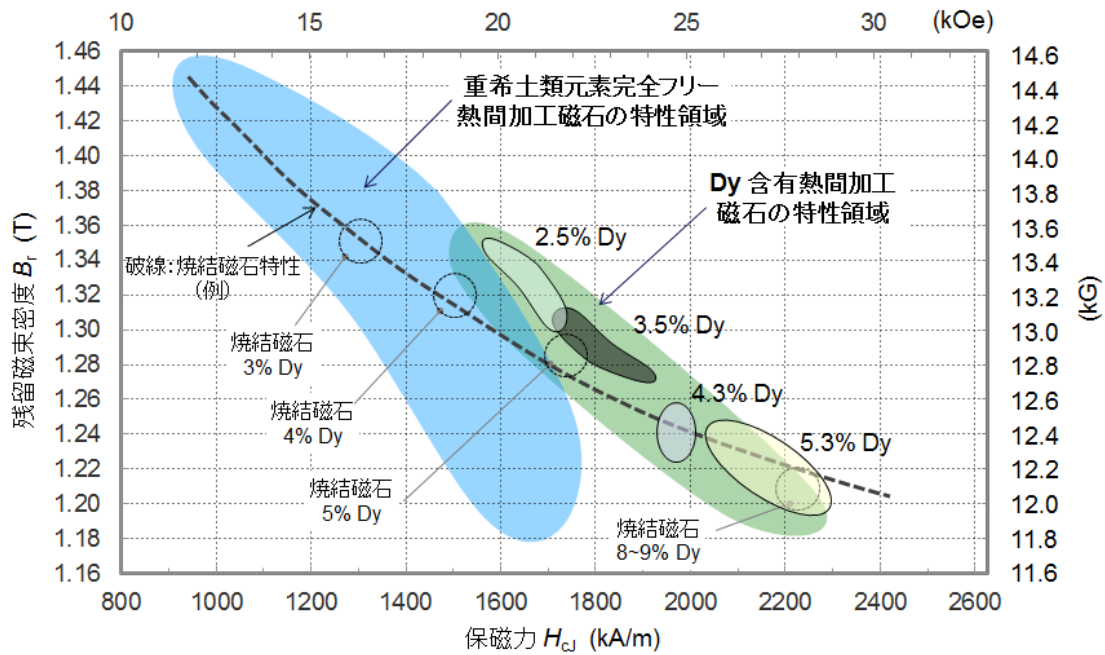


図 2.2.13 熱間加工 Nd-Fe-B 磁石の磁気特性と Dy 含有量

参考文献

- (1) J. M. D. Coey and T. Iriyama: "Bonded Sm-Fe-N Permanent Magnets", Modern Permanent Magnets, Chapter 9, Elsevier (2022).
- (2) Y.K. Takahashi, H. Sepehri-Amin, T. Ohkubo: "Recent advances in SmFe₁₂-based permanent magnets", Science and Technology of Advanced Materials, Vol. 22, 449 (2021)
- (3) S. Goto et al.: "Synthesis of single-phase L1₀-FeNi magnet powder by nitrogen insertion and topotactic extraction, Scientific Reports, vol. 7, 13126 (2017).
- (4) 中村元: 「高性能 Nd-Fe-B 系磁石における省 Dy 技術」, まてりあ, 50 巻, 9 号, 374 (2011).
- (5) M. Sagawa and Y. Une: "A new process for producing Nd-Fe-B sintered magnets with small grain size", Proceedings of the 20th International Workshop on Rare-Earth Permanent Magnets and their Applications, p.103 (2008).
- (6) M. Sagawa and Y. Une: "The status of sintered NdFeB magnets", Modern Permanent Magnets, Chapter 5, Elsevier (2022).
- (7) K. Hioki: "High performance hot-deformed Nd-Fe-B magnets", Science and Technology of Advanced Materials, Vol. 22, 72 (2021).
- (8) 清水治彦ら: 「駆動モータ用重希土類フリー熱間加工磁石」, Honda R&D Technical Review, Vol.28, No.2, 85 (2016).

2章3節 省ネオジム耐熱磁石⁽¹⁾

2.3.1 はじめに

トヨタ自動車株式会社(以下、トヨタ)は、今後急速な拡大が予想される電動車に搭載される高出力モーターなど様々なモーターに使用されるネオジム磁石において、レアアース※1(希土類元素)であるネオジムの使用量を削減したうえで、高温環境でも使用可能な性能を確保した、世界初※2の新型磁石「省ネオジム耐熱磁石」を開発した。

新開発の磁石は、高耐熱ネオジム磁石に必要なレアアースの中でも希少なレアメタル※3(希少金属)に分類されるテルビウム(Tb)やディスプロシウム(Dy)を使わないだけでなく、ネオジムの一部を、レアアースの中でも安価で豊富なランタン(La)とセリウム(Ce)に置き換えることでネオジム使用量も削減したものである。

しかし、ネオジムは、強力な磁力と耐熱性を保持する上で、大きな役割を占めており、単にネオジム使用量を削減しランタンとセリウムに置き換えただけでは、モーターの性能低下につながる。そこで、ランタンとセリウムに置き換えても、磁力・耐熱性の悪化を抑制できる新技術の採用により、ネオジムを最大50%削減しても、従来のネオジム磁石と同等レベルの耐熱性能を持つ磁石を開発することができた。

この新型磁石は、自動車やロボットなど様々な分野でのモーター使用の拡大と貴重なレアアース資源の需給バランスを保つのに役立つことが期待されます。今後は、自動車やロボットなど様々な用途のモーターへの早期採用を目指し、さらなる高性能化や商品への適用評価とともに量産技術の開発も進めていく。

モーター・インバーター・バッテリーなどの要素技術の開発は、将来を見越した地道な研究・開発ではありますが、トヨタは電動車に必要な不可欠な重要な技術と位置づけており、それぞれの領域で着々と進め、今後の電動車普及に向けた基盤整備に着実に取り組んでいく。

2.3.2 「省ネオジム耐熱磁石」開発の背景

自動車用モーターなどに採用される磁石は、高温でも磁力を高く保つことが重要になる。このために、磁石で使用する元素の内、レアアースが約30%使われている。強力なネオジム磁石を自動車用途など高温で使用するには、テルビウムやディスプロシウムを添加することにより、高温でも保磁力(磁力を保つ力)が高くなるようにしている。

しかし、テルビウムやディスプロシウムは希少で高価であり、地政学的なリスクの高い金属であるため、これらを使わない磁石の開発は、これまで多く取り組まれ成果が上がってきている。

一方、レアアースの中で比較的産出量が多いネオジムは、今後のハイブリッド車、電気自動車などの電動車の普及を想定すると不足することが懸念されているにもかかわらず、その取り組みが少ないのが現状である。

そこでトヨタは、この課題を克服するためにテルビウムやディスプロシウムを使わないだけでなく、図2.3.1のように、ネオジムの代わりに豊富で安価なレアアースであるランタンとセリウムを使用することでネオジムの使用量を削減しながらも、高い耐熱性を維持し、磁力の低下を最小限にすることができる技術の開発に取り組んできた。

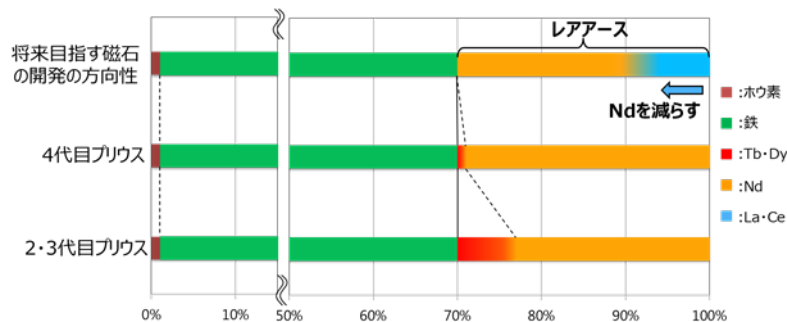


図 2.3.1 ネオジム磁石におけるレアアース使用状況

2.3.3 「省ネオジム耐熱磁石」の開発ポイント（新技術）

今回開発した「省ネオジム耐熱磁石」は、以下の3つの新技術を組み合わせることで保磁力を高温でも維持できる性能を実現している。

1. 磁石を構成する粒の微細化
2. 粒の表面を高特性にした二層構造化
3. ランタンとセリウムの特定の配合比

○開発ポイント1. 磁石を構成する粒の微細化(図 2.3.2)

磁石を構成する粒を、従来のネオジム磁石の 1/10 以下にまで微細にし、粒と粒の間の仕切りの面積を大きくすることで保磁力を高温でも高く保つことができるようになった。

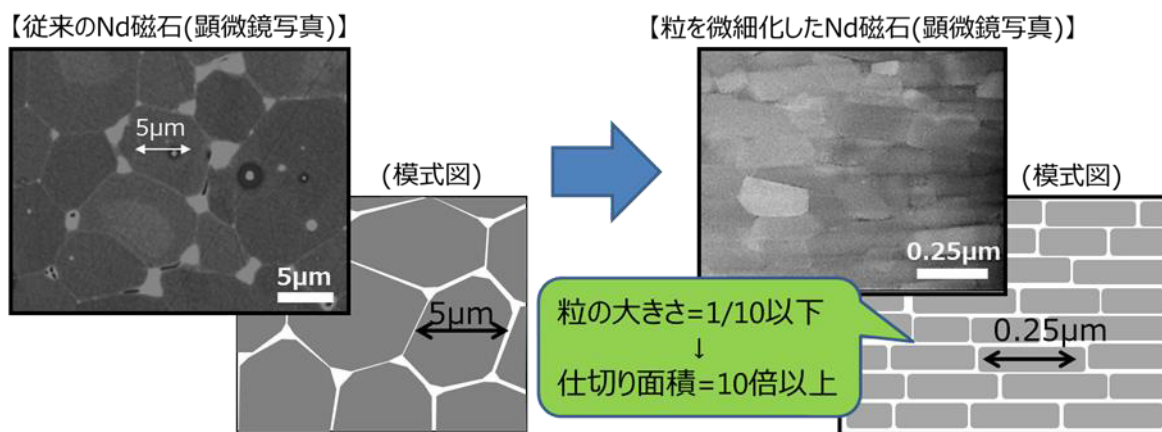


図 2.3.2 磁石を構成する粒の微細化

○開発ポイント2. 粒の表面を高特性にした二層構造化(図 2.3.3)

従来のネオジム磁石は、ネオジムが磁石の粒の中にほぼ均等に存在しており、多くの場合、磁力維持に必要な量以上のネオジムが使用されている。そこで、保磁力を高めるために必要な部分である磁石の粒の表面のネオジム濃度を高くするとともに内部を薄くした二層構造化により、効率良くネオジムを活用することができ、使用量の削減が可能となった。

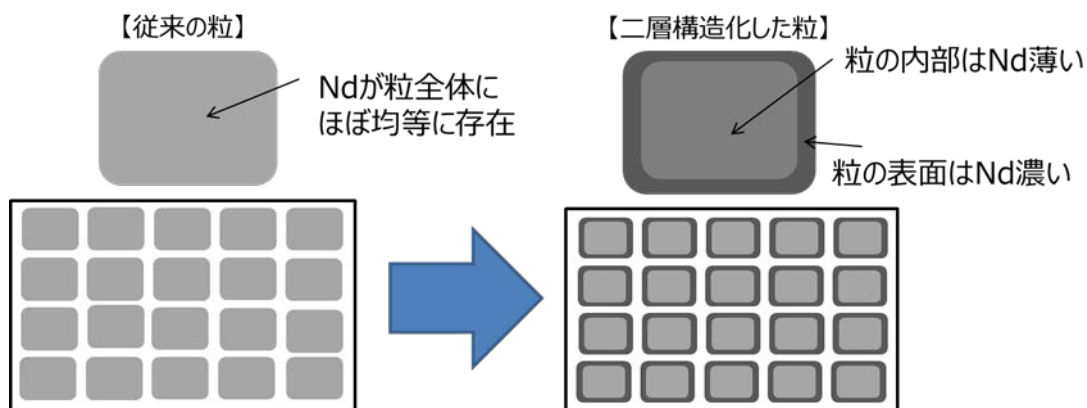


図 2.3.3 粒の表面を高特性にした二層構造化

○開発ポイント3. ランタンとセリウムの特定の配合比(図 2.3.4)

ネオジムにランタン・セリウムなどの軽希土類を単純に混ぜると、磁石の特性（耐熱性・磁力）が大きく低下するため、軽希土類の活用は難しいとされていた。これを解決するためにトヨタは、産出量が豊富で安価なランタンとセリウムを様々な配合比で評価した結果、特定の比率で混ぜると特性悪化を抑制できることを見出した。

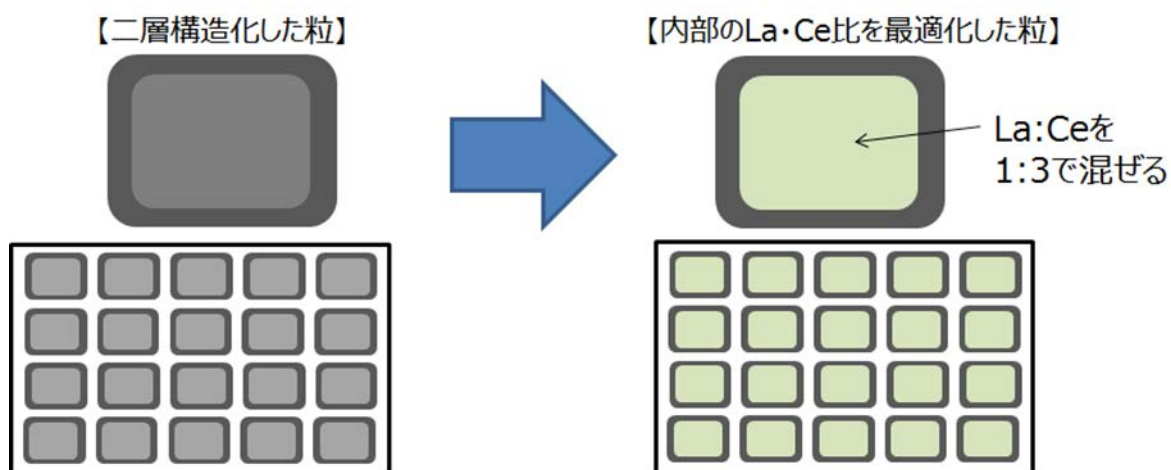


図 2.3.4 ランタンとセリウムの特定の配合比

これら3つの新技術を同時に織り込み開発した世界初「省ネオジム耐熱磁石」を図 2.3.5 および図 2.3.6 に示す。

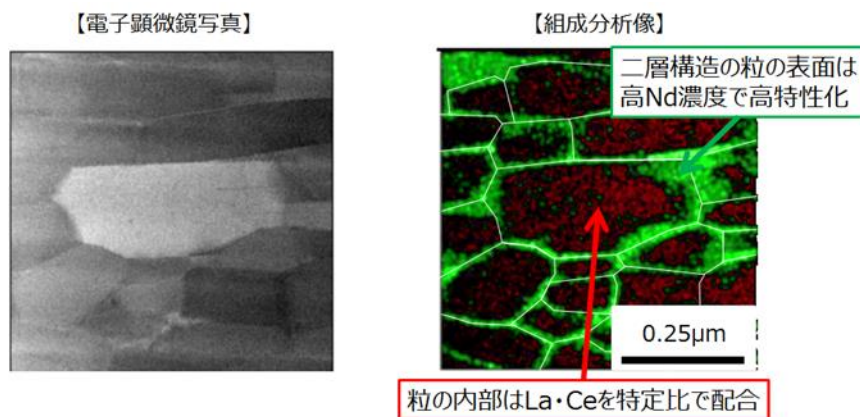


図 2.3.5 電子顕微鏡写真と組成分析像

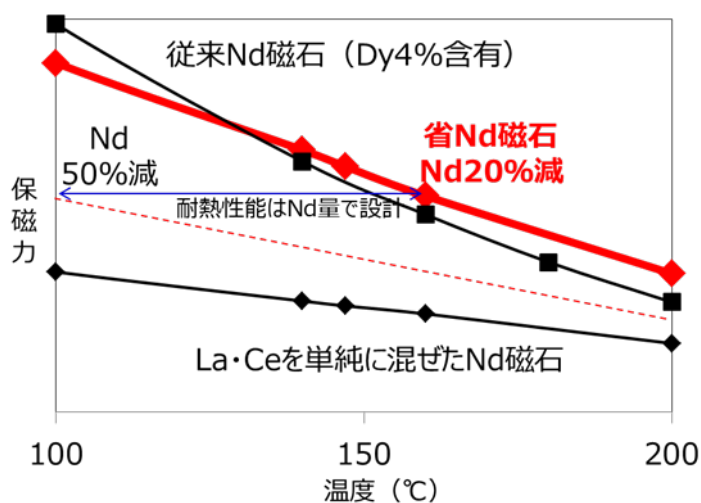


図 2.3.6 耐熱性能

2.3.4 今後の取り組み

今回開発した新型「省ネオジム耐熱磁石」の技術は、高い耐熱性が求められるネオジム磁石に必要なレアアースであるテルビウムやディスプロシウムを使わないだけでなく、ネオジム使用量まで削減することができる。

この新型磁石は、今後、電動車の駆動用・発電用モーターや電動パワーステアリング、ロボットや様々な家電製品に用いられる比較的高い出力が必要なモーターなど幅広い用途への応用が期待されます。さらに、レアアースの需給バランス・価格向上などのリスク低減にも寄与する。

・ 今後は、実用化に向けて、搭載する自動車などでの適用評価を進めるとともに、低コストで安定した生産をするための技術の研究・開発を進めていく。

自動車の電動パワーステアリングなどのモーターでは 2020 年代前半での実用化を、さらに要求性能が高い電動車の駆動用モーターでは、今後 10 年内での実用化を目指して開発に取り組んでいく。

※1 レアアース（希土類元素）：ランタン、セリウム、ネオジム、テルビウム、ディスプロシウムなどを含む性質の似た 17 種類の元素の総称。これらの元素を用いることで様々な材料機能を発現させることが可能。

※2 世界初：2018 年 1 月現在。トヨタ調べ。

※3 レアメタル（希少金属）：地球上の埋蔵量が希少であるか技術的・経済的な理由で抽出困難な金属のうち、安定供給の確保が政策的に重要な金属（経済産業省による定義）。

参考文献

- (1) トヨタ自動車（株） グローバルニュースルーム
- (2) トヨタ自動車、ネオジム（Nd）使用量を大幅に削減したモーター用の新型磁石「省ネオジム耐熱磁石」を開発 ―ネオジムの最大 50%削減可能。電動車の普及に向けた基盤整備の一環―
- (3) <https://global.toyota/jp/newsroom/corporate/21137873.html>

2章4節 脱希土類技術

2.4.1 はじめに

本稿では希土類元素を含まない磁石材料として期待される $L1_0$ 型の結晶構造を持った鉄ニッケル合金 (FeNi 超格子) を取り上げる。FeNi 超格子はレアアースフリー磁石材料として期待されながらもその合成には数億年かかると言われていた。その解決策として当社が中心となり開発した高品位 FeNi 超格子の合成法に関して、その開発経緯やメソッド、実験結果に重きを置いて記載していく。最後に磁石化に向けた課題と今後の展望について述べる。

2.4.2 FeNi 超格子開発の背景

近年、環境意識への高まりを受けて、電力消費量低減に向けた高性能モータ開発に対する期待が高まっている。とりわけ自動車業界では電気自動車やハイブリッド車といった電動化車両へのシフトが世界規模で急速に進んでおり、高性能モータの重要性が年々高まっている⁽¹⁾。昨今の自動車には駆動用主機モータ (MG) をはじめとして 100 個以上のモータが搭載されており、モータ製品の性能向上とコスト低減が求められている。特に高トルクが求められる MG では、高価な強力磁石を大量に使用するため、モータの性能とコストへの磁石の寄与はとても大きい。強力な磁石の代表格であるネオジム磁石の性能は理論限界値近くまで達しつつある。また、原料に用いられるネオジムやディスプロシウムといったレアアースの産出国が限定されているため資源リスクが高く価格高騰が懸念されている。そのため、レアアースを用いない新規高性能磁石 “レアアースフリー磁石” の開発が求められている⁽²⁾。

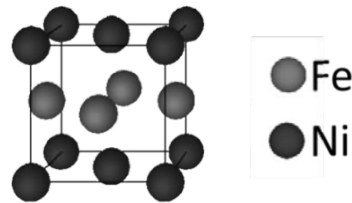


図 2.4.1 FeNi 超格子の結晶構造モデル

表 2.4.1 FeNi 超格子とネオジム磁石の磁気特性

	一軸磁気異方性エネルギー (Ku) [$10^6\text{J}/\text{m}^3$]	飽和磁化 [Wb/m^2]	キュリー温度 [$^{\circ}\text{C}$]
FeNi超格子	1.3 (規則度0.4)	1.6	>550
ネオジム磁石	4.6	1.6	312

2.4.3 FeNi 超格子の特徴

そんな中、我々が着目した材料が FeNi 超格子磁石である。FeNi 超格子は 1960 年代に発見された材料

であり^③、鉄隕石中に極わずかに存在することが知られている。FeNi 超格子は図 2.4.1 に示すように Fe と Ni が原子レベルで規則配列した結晶構造をもち、この構造に起因して高い磁気異方性を示す。FeNi 超格子と一般的なネオジム磁石の磁気特性比較を表 2.4.1 に示す。FeNi 超格子はネオジム磁石に匹敵する一軸磁気異方性エネルギー (K_u) と飽和磁化を有している。この K_u は規則度が 0.4 程度の試料で測定した値であるため、規則度 1 が実現できればさらに大きな値が期待できる。

FeNi 超格子は磁気特性以外に大きく 3 つの特徴を持っている。

- I. レアアースフリーである
- II. 耐熱性に優れる
- III. 耐食性に優れる

上記 3 点について簡単に解説していく。

I. レアアースフリーについて。FeNi 超格子は比較的埋蔵量の多い Fe と Ni の 2 種類の元素のみから構成される。レアアースを全く含まないため供給リスクが低い磁石材料となりうる。

II. 耐熱性について。FeNi 超格子は磁石としての性質を失う温度であるキュリー点 T_c が高いことが知られている。FeNi 超格子の T_c は 550°C 以上と言われており^④、ネオジム磁石と比較して 200°C 以上高温である。高 T_c のため熱減磁が小さく高温作動に適していると期待される。

III. 耐食性について。FeNi 超格子は Ni の働きにより耐酸化性・耐腐食性に優れている^⑤。FeNi 隕石中に含まれる FeNi 超格子は、その耐食性を利用し、酸により FeNi 超格子以外をエッチングすることで抽出される。^⑥耐食性に優れることは、製造・性能の両面でメリットが期待できる。製造面では希土類磁石では必須である酸化・腐食対策が不要になるため、製造コストの低減が期待できる。性能面ではナノサイズ化しても表面酸化による性能低下が小さい。すなわち高保磁力化に有利な微細粒子が使用可能となる。

上記 3 つの特徴を満たすような FeNi 超格子磁石が実用化された場合、安価かつ、高温や燃料中などの過酷な環境下においても高い性能で使用可能な磁石が実現する。FeNi 超格子磁石をモータに適用することで、主機 MG のみでなく車載用小型モータにも革新をもたらすことが期待される。

2.4.4 FeNi 超格子磁石の課題

理想的な FeNi 超格子磁石を得るためには、図 2.4.2 に示すような 3 つの要件を満たす材料が必要である。以下でその 3 要件について説明していく。

① FeNi 超格子が高い規則度を有している

FeNi 超格子の磁力は Fe と Ni の配列の規則正しさ (=規則度) に強く依存する。図 2.4.1 のように Fe と Ni が完璧に 1 原子ずつ交互に積層した状態 (規則度 = 1) が理想であり、規則性を持たない FeNi ランダム合金 (規則度 = 0) では磁石にはなりえない。

② FeNi 超格子が高含有率で得られている

FeNi 超格子は高い磁石性能を有しているが、不純物や副生成物が存在する場合、全体の磁石性能は希釈される。従って FeNi 超格子は高純度であることが望ましい。

③ バルク化が可能である

FeNi 超格子を磁石として用いるためにはある程度の大きさが必要である。すなわち FeNi 超格子はバルク、あるいはバルク化可能な粉末の状態を得られなければならない。

過去の報告では、上記をすべて満たす FeNi 超格子は得られておらず、磁石化には至っていない。FeNi 超格子磁石

実現のためには、上記3要件を満たす材料合成法の確立が最大の課題であると考えられる。

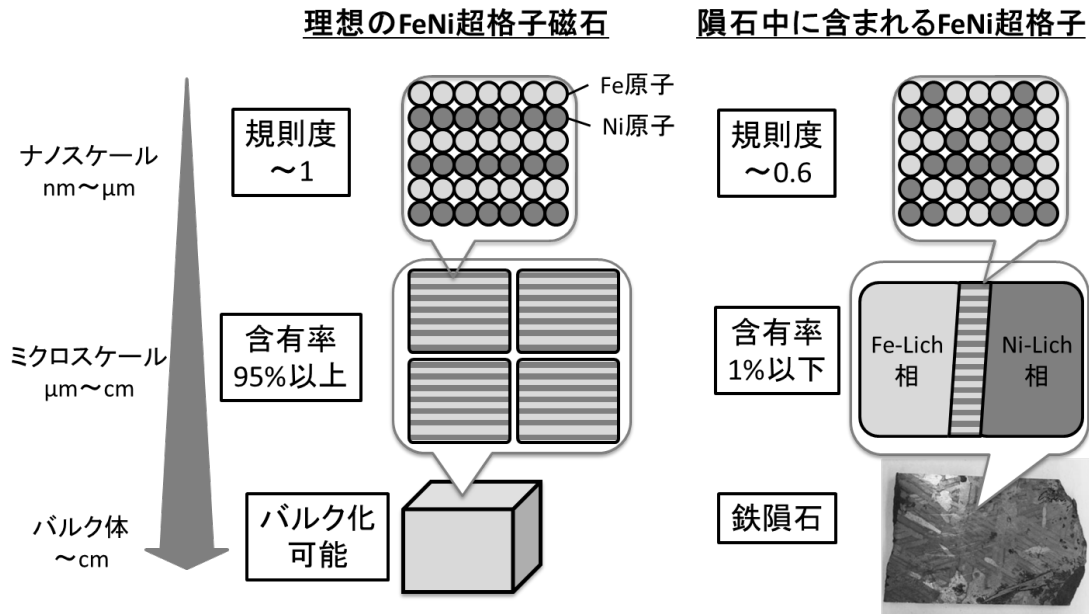


図 2.4.2 理想の FeNi 超格子磁石と隕石中の FeNi 超格子の比較

2.4.5 FeNi 超格子の合成法

従来 FeNi 超格子の合成は非常に困難であるとされており、その理由として FeNi 超格子の安定性が低いことが挙げられる。一般的に、規則合金は不規則合金を規則-不規則転位温度 T_λ 以下で熱処理を行い、合金元素を十分に相互拡散させることで得られる。 T_λ は規則構造の安定性と強い相関があり、FeNi 超格子の T_λ は 300°C程度である。これは FePt などの一般的な規則合金に比べて 1000°C以上低い。300°Cでは原子の拡散が極めて遅いため、FeNi 超格子の形成に至るまでに 10 億年以上という天文学的な時間が必要となる⁽³⁾。すなわち、原子拡散による規則化という従来の冶金工学的なプロセスでは高品質の FeNi 超格子を得ることは事実上不可能である。以上を踏まえ、我々は FeNi 超格子の原子拡散に頼らない“規則化”手法の開発がカギであると考え、規則化した安定な中間物を経由した規則合金作製プロセスである「窒化脱窒素法：Nitrogen Insertion and Topotactic Extraction: NITE 法」を新たに考案した⁽⁶⁾。

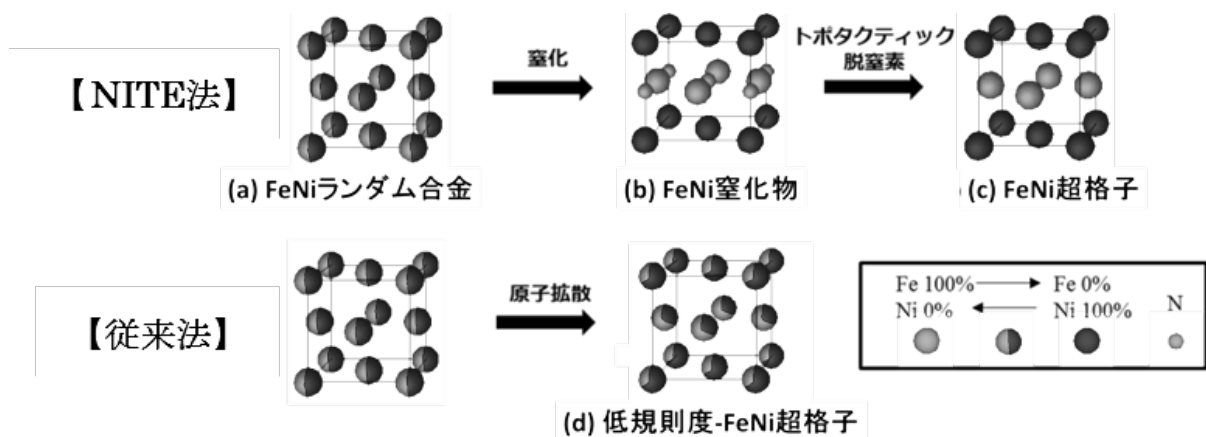


図2.4.3 NITE 法ならびに従来法による規則合金の合成スキーム

2.4.6 NITE 法

図2.4.3にNITE法と従来法によるFeNi超格子の合成スキームの比較を示す。図中の2色で塗られた原子は塗り分けられた面積の比率でFeとNiがランダムで占有することを示す。図中の結晶格子モデルは(a)FeNiランダム合金(Al-FeNi)、(b)FeNi窒化物、(c)FeNi超格子、(d)低規則度-FeNi超格子である。

図2.4.3(b)FeNi窒化物の金属原子配置がFeNi超格子と全く同じである点に着目し⁷⁾、FeNi窒化物から規則構造を壊すことなく窒素原子を引き抜くトポタクティック脱窒素反応が実現されれば、高規則度のFeNi超格子が得られると考えた。NITE法は化学反応により合金の規則化を促すという点で従来の冶金学と思想が大きく異なる新規な規則合金作製法である。

代表的なNITE法の実施手順は下記のとおりである。窒化工程ではFeNiランダム合金粒子に対し、アンモニア雰囲気下で300℃、50時間の熱処理を行う。脱窒素工程では窒化物粒子に対し水素雰囲気下で250℃、4時間の熱処理を行う。

2.4.7 NITE法により合成したFeNi超格子の特性

FeNi超格子の実現のためにはトポタクティック脱窒素の成否がカギを握る。成否の判断には、原子スケールでのFeとNiの配列と、規則配列した領域がどれだけ広がっているかという、ミクロ-マクロ両面での評価が必要となる。ミクロな規則状態の評価のためにTEM-EDXを、全体の規則度評価のためにXRDをそれぞれ用いて評価を行った。

2.4.8 ミクロな規則状態の評価

NITE法により合成したFeNi超格子の微視的な規則化状態を明確にするために、原子分解能を有するSTEM-EDSを用いて元素マッピングを行った結果を図2.4.4に示す。FeNi超格子に対し、矢印の方向から観察している。FeとNiが1原子ずつ交互に積層している様子が観察された。懸念であった脱窒素時の不規則構造への変態は生じず、FeNiNの規則配置が維持されていると考えられる。脱窒素反応がトポタクティックに生じていることは明らかであり、NITE法によって合成されたFeNi超格子は原子レベルで高い規則度を有していることが分かった。

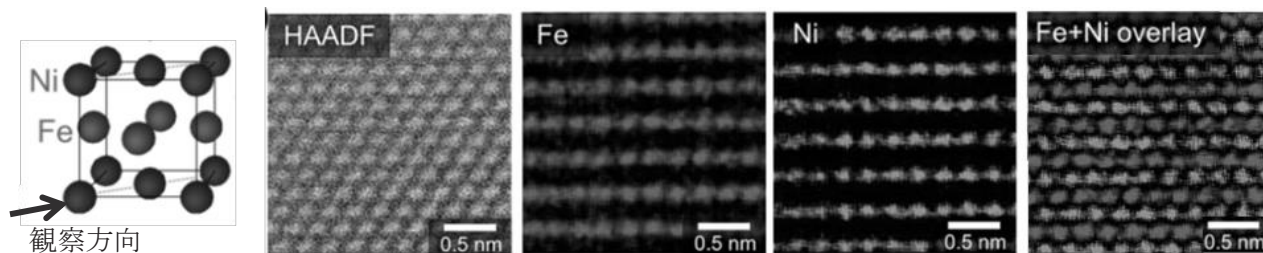


図 2.4.4 FeNi 超格子の規則化状態の直接観察

2.4.9 マクロ分析による規則度・含有率の評価

原料の FeNi ランダム合金粒子、窒化処理後ならびに脱窒素処理後の FeNi 試料の XRD パターンを図 2.4.5 に示す。図 2.4.5 の左側のプロファイルは、FeNi 超格子に由来する超格子回折線が観察される低角側を 50 倍に拡大したものである。窒化後の試料の XRD パターンを見ると FeNi 窒化物が単一相で得られていることが分かる。FeNi 窒化物を脱窒素した試料は(001)や(110)といった超格子に特有な回折線が観測された。このことから図 2.4.3 の NITE 法メソッドに示した通り、FeNi ランダム合金が FeNi 超格子に変態したことが明らかとなった。

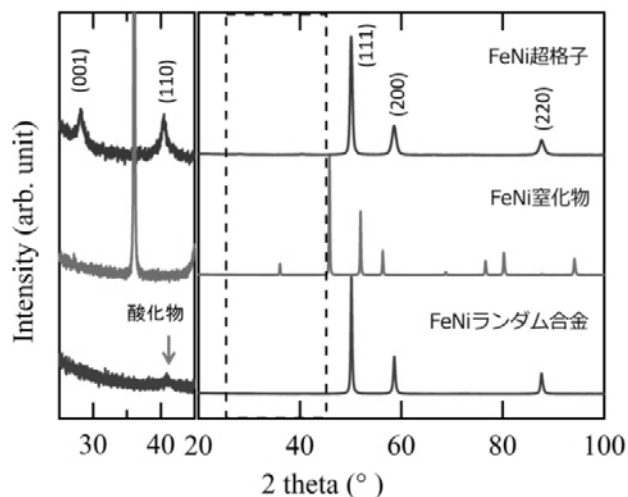


図 2.4.5 FeNi ランダム合金、FeNi 窒化物、FeNi 超格子の XRD パターン

得られた FeNi 超格子の粉末の規則度” S “について、超格子回折線 (001) および 基本回折線 (111) の積分強度比から以下の式を用いて見積もった。

$$S = \sqrt{\frac{(I_{(001)}/I_{(111)})^{obs}}{(I_{(001)}^{L10}/I_{(111)}^{L10})^{cal}}} \quad (2)$$

ここで、分母は計算により導出した完全に規則化した FeNi 超格子 ($S = 1$) の積分強度比であり、分子は XRD の結果から実験的に得られた積分強度比である。評価の結果、試料全体の平均的な規則度 S は 0.71 と求められた。図 2.4.2 で示したように、鉄隕石中の場合、規則度 0.6 の超格子が局所的に含まれる程度である。これと比較して NITE 法で作製した FeNi 超格子粒子は非常に高品位であると言える。

2.4.10 磁気特性評価結果

図 2.4.6 に FeNi ランダム合金粉末および FeNi 超格子粉末のヒステリシス曲線を示す。測定温度は 300 K とした。保磁力は FeNi ランダム合金粉末の 14.5 kA/m に対して、FeNi 超格子粉末では 142 kA/m と見積もられた。超格子構造の形成に伴い保磁力が増加したと考えられる。磁氣的にも FeNi 超格子の形成を示すものである。今後、FeNi 超格子の規則度の改善により保磁力のさらなる向上が見込める。

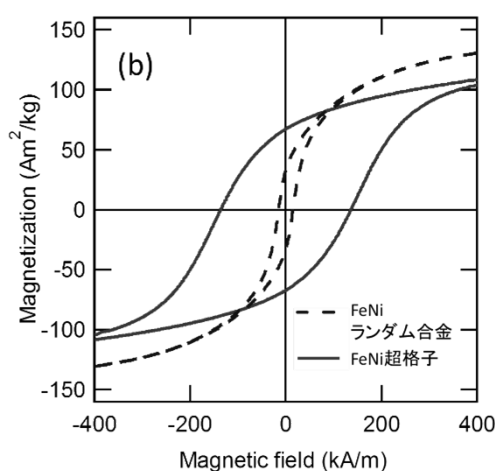


図 2.4.6 FeNi ランダム合金粉末ならびに FeNi 超格子の M-H 曲線

2.4.11 バルク化

NITE 法は粉末とガスを反応させるシンプルなプロセスであるため、高品位な粉末を大量に合成可能である。今回グラムオーダーの FeNi 超格子が合成できたため、プレス成型して磁石化した。その写真を図 2.4.7 に示す。比較として FeNi ランダム合金の成形体を併記した。FeNi ランダム合金は代表的な軟磁性材料であり、残留磁化が小さいためクリップを持ち上げることはできなかった。一方で FeNi 超格子ではクリップが数個吸着しており、規則化に伴い着磁され、磁石として機能している様子が見て取れる。今後、磁粉完全規則化技術、粒子形状制御技術、配向制御技術等の開発により磁石性能は格段に進歩していくと考えている。

以上のことから、NITE 法は高規則度かつ高含有率でバルク化可能な FeNi 超格子を合成する極めて有効な手法とであることが示せた。今回の成形体は、FeNi 超格子を原料とする世界で初めての磁石である。我々の研究が FeNi 超格子の量産化に向けたきっかけとなると信じている。

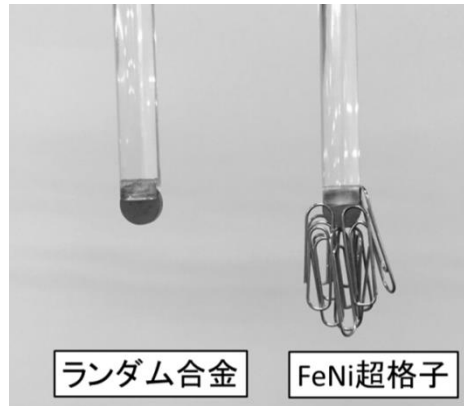


図 2.4.7 FeNi ランダム合金磁石と FeNi 超格子磁石の写真

2. 4. 12 今後の課題

今回、開発した NITE 法は高規則度かつ高含有率な FeNi 超格子を得ることができる。さらに、FeNi ランダム合金とアンモニアおよび水素ガスとの反応を用いたシンプルなプロセスであるため工業的生産に適している。そのため、FeNi 超格子磁石の開発が飛躍的に加速すると期待される。今後は、FeNi 超格子の永久磁石への適用を目指し保磁力の向上を行う。また、FeNi 超格子磁石の製品適用を目指した成型法も必要となる。まずは FeNi 超格子を用いたボンド磁石成型技術を確立し、小型モータ用磁石へ適用を狙う。長期的には FeNi 超格子の高密度成型技術を開発し、MG 等の高出力モータ用の高性能磁石としてネオジム磁石を超える性能の実現を目指していきたい。

謝辞

本稿で紹介した我々の成果は、嶋田雄介、高梨弘毅（以上、東北大学）、水口将輝（名古屋大学）、柳原英人、喜多英治（以上、筑波大学）との共同研究によるものです。各氏のご協力に深く感謝を申し上げます。

参考文献

- (1) 矢野経済研究所, 調査報告書, 2016, 14, 車載モータ市場の最新動向と将来展望
- (2) J. M. D. Coey: IEEE Trans. Mag, 2011, 47, 4671.
- (3) L. Néel, J. Paulevé, R. Pauthenet, J. Laugier, D. Dautreppe: J. Appl. Phys. 1964, 35, 873.
J. Pauleve, A. Chamberod, K. Krebs, A. Bourret: J. Appl. Phys. 1964, 39, 989.
- (4) P. Wasilewski, Phys. Earth Planet. Inter. 52(1988)150.
- (5) M. Kotsugi, private communication.
- (6) S. Goto, H. Kura, E. Watanabe, Y. Hayashi, H. Yanagihara, Y. Shimada, M. Mizuguchi, K. Takanashi and E. Kita: Sci. Rep., 7(2017)13216
- (7) Arrott, R. J. & Wold, A. J. Phys. Chem. Solids 15, 152-156(1960)

第3章 モータ実装時の評価技術

3 章 1 節 Nd-Fe-B 系焼結磁石における応力印加時の磁気特性変化

3.1.1. ま え が き

自動車用を始めとした高速回転するモーターの回転時には、回転子内部の磁石材料に数 100MPa 級の圧縮応力が作用する可能性がある。小川らによれば、磁石材料の磁気特性が、圧縮応力の印加により劣化することが報告されているが、応力印加中における磁気特性の評価はなされていない⁽¹⁾。一方、竹澤らは、Kerr 効果顕微鏡を用いた磁区構造観察により、応力印加中の減磁を微視的に評価している⁽²⁾。そこで、我々は、応力印加が磁石材料の巨視的な磁気特性に与える影響を調査した。

3.1.2. 実 験 方 法

残留磁束密度 B_r が約 1.4T、保磁力 H_c が約 1.0MA/m の Dy 無添加である Nd-Fe-B 系焼結磁石について、東英工業製パルス励磁式 B-H カーブトレーサーをベースとした図 3.1.1 に示す構成の設備を用いて、応力印加前、応力印加中、応力印加後(応力除去後)の磁気特性を評価した。なお、本実験では、磁石材料の磁化容易軸方向に対して 250MPa の圧縮応力を印加した。また、磁気特性の評価では、各条件において 5 点計測した。

3.1.3. 実 験 結 果

Fig.2 に、磁気特性の評価結果を示す。評価においては、応力印加前の残留磁束密度 B_r の平均値を基準として、その比で表した。また、プロット、エラーバーは各条件における計測データのそれぞれ、平均値、最大値と最小値の範囲を示している。図 3.1.2 に示すとおり、Dy 無添加磁石では、圧縮応力 250MPa で残留磁束密度 B_r が約 0.07% 低下していることがわかる。また、応力印加後の残留磁束密度 B_r は応力印加前のそれとほぼ同等であることがわかる。上述の竹澤らの報告では、表面の微視的な観点で変化が不可逆的であることを示しているが、内部を含めた巨視的な観点では、多くは可逆的な変化となっていることが伺える。

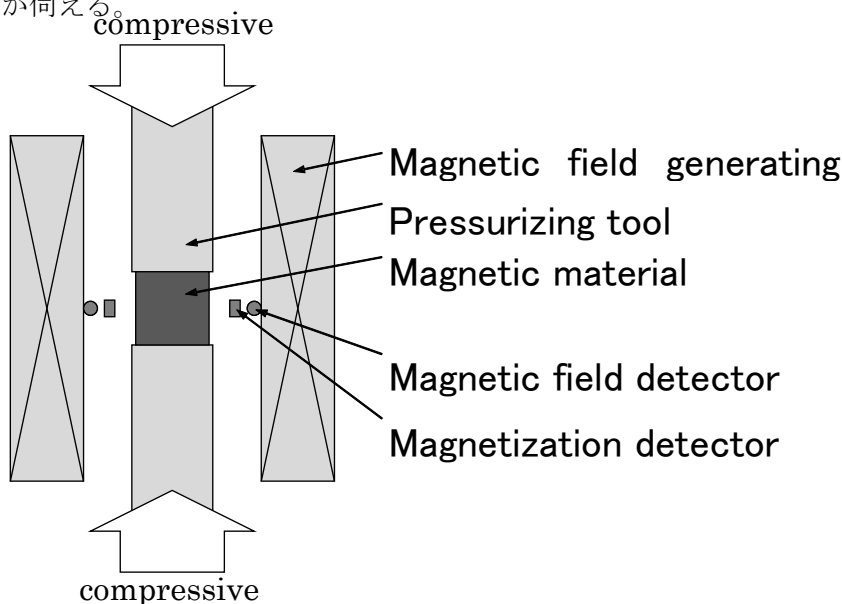


図 3.1.1 磁気特性測定システムの概略図

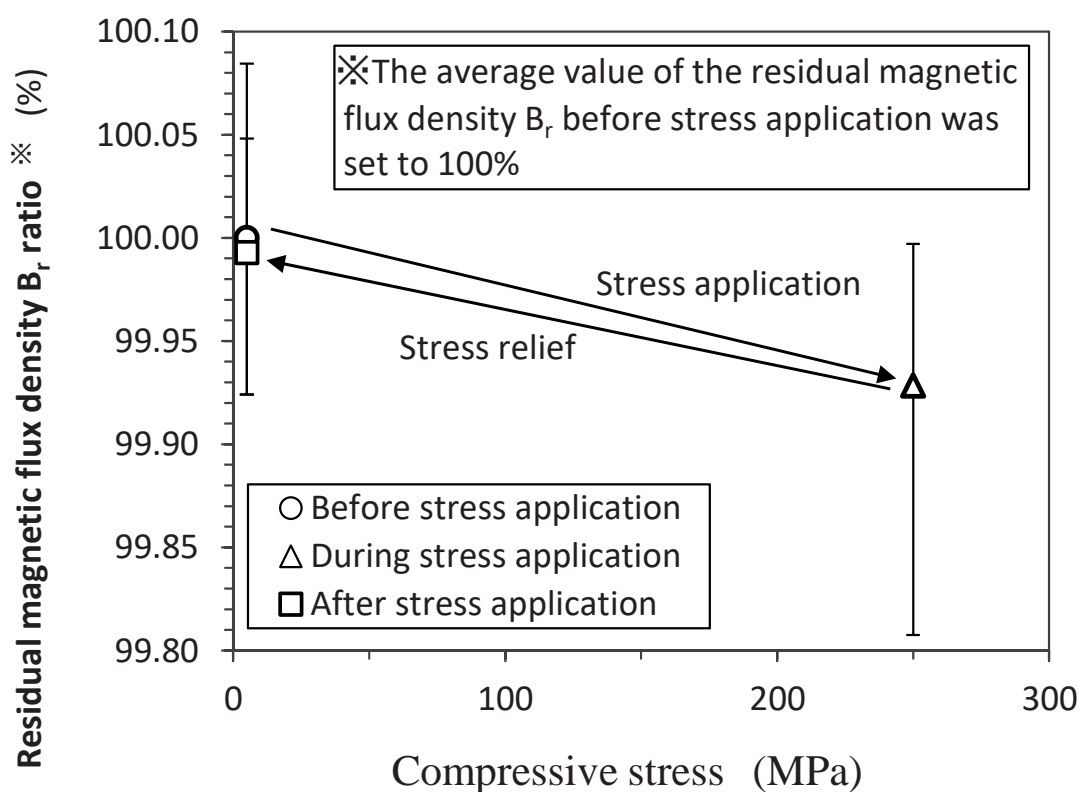


図 3.1.2 残留磁束密度の測定結果

3.1.4. まとめ

本件では、磁石材料の応力印加中の磁気特性の変化について検討を行った。その結果、永久磁石に圧縮応力の印加が可能な磁気特性評価方式を開発することができた。また、開発した評価方法において、ジスプロシウム(Dy)無添加の磁石を計測し微少な変化ではあるが、250MPa の圧縮応力の印加による残留磁束密度の低下、および圧縮応力除去後の残留磁束密度の可逆変化を確認した。

参考文献

- (1) 小川俊文、他: 「ネオジム系永久磁石の残留磁束密度に及ぼす応力と温度の影響」,福岡県工業技術センター研究報告, No.19, pp.85-88 (2009).
- (2) 竹澤昌晃、他: 「Nd-Fe-B 系焼結磁石における応力印加時の磁区構造変化」,平成 27 年 電気学会全国大会, 2-150 (2015).

3章2節 高低温3次元磁石減磁評価技術

3.2.1 はじめに

近年の家電、産業機器及びHEV駆動用モーターには図1に示すような埋込磁石形同期モーターが主に使用されている⁽¹⁾。この埋込磁石形同期モーターはロータ内部に永久磁石が埋め込まれている構造となっている。永久磁石の配置構造に自由度がある反面、永久磁石内部のパーミアンス係数とステータからの逆磁界が不均一になる。そのため、モーターの設計段階から永久磁石内部の減磁分布は把握する必要がある⁽²⁾。しかしながら、有限要素法などを用いて解析的には予測は可能であるが、磁石内部の減磁分布を実測することは困難である。本節では、高効率モーター用磁性材料研究組合において取り組んだ、永久磁石の実機モータ組み込み時の3次元減磁分布の測定手法の開発について報告する。

3.2.2 モータ用永久磁石の3次元減磁分布測定手法の開発

(1) 取組概要

モーターの設計・解析の為には、磁石内部の3次元的な減磁分布を把握することが重要である。そのため、主な課題として文献⁽²⁾では以下の3点について述べられ、これらを解決する装置を提案している。

- ① 細分化する際の加工劣化を最小限にすること
- ② 細分化した小さいサンプルを精度良く測定すること
- ③ 着磁された磁石の加工方法を確立すること

今回、上記課題に対する実証として、ワイヤソーを用いて着磁された磁石を細分化し、振動試料型磁力計(VMS)を用いて減磁率を測定し、減磁分布を可視化した取組について報告する。

(2) 従来の減磁分布測定方法

従来は下記の3通りの測定方法がある。1つめは図3.2.1の通り、無負荷時の誘起電圧を測定し、減磁試験前後の誘起電圧を比較して不可逆減磁率の測定を行う方法がある⁽³⁾。この方法では、減磁の有無及び減磁率を評価することはできるが、減磁の分布を明らかにすることができない。2つめの測定方法としては図3.2.2のように、モーター磁石表面の磁束密度分布の測定を行う方法がある⁽⁴⁾。この手法は磁石表面の減磁分布を測定できるが、磁石内部は測定できない。3つめの測定方法としては図3.2.3のように、未着磁磁石を分割して磁石全体の保磁力分布の測定を行う方法がある⁽⁴⁾。この手法は磁石内部の保磁力分布を測定することができるが、減磁後の磁化の測定ができないため、減磁分布の測定はできない。

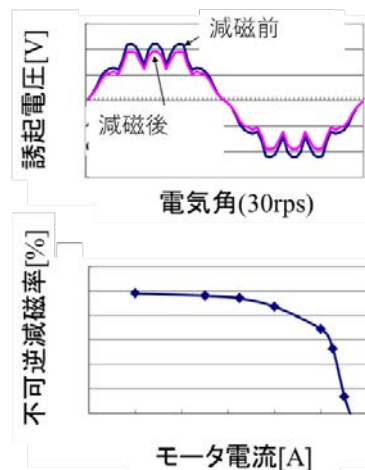


図 3.2.1 減磁前後の誘起電圧及び減磁率

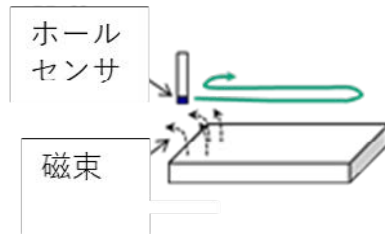


図 3.2.2 磁石表面の磁束密度分布の測定図

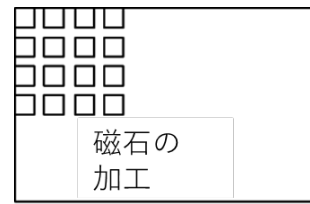


図 3.2.3 磁石の分割

(3) 開発した 3次元減磁分布測定手法

(3)-1 評価モーター

表 3.2.1, 図 3.2.4 に, 評価に用いた 8 極 48 スロットの埋込磁石形同期モーターを示す⁽¹⁾. 評価する磁石は日立金属株製の NMX-44 (実測値 Br:13.2kG, Hcj:13.6kOe)⁽⁵⁾を使用した. これは減磁を評価しやすくするために, HEV 駆動用モーターに用いられている磁石に比べて保磁力の低い磁石であり, 文献(1)で評価している磁石とは異なる.

表 3.2.1 評価モーター仕様

Item [Unit]	Value
Stator diameter [mm]	264
Rotor diameter [mm]	160.4
Rotor inner diameter [mm]	51
Air gap length [mm]	0.75
Stack length [mm]	50
Armature winding[turn/phase]	88
Magnet 1 length [mm]	5.6 × 9.1 × 49.3
Magnet 2 length [mm]	4.4 × 16.7 × 49.3
Magnet 3 length [mm]	3.9 × 8.9 × 49.3

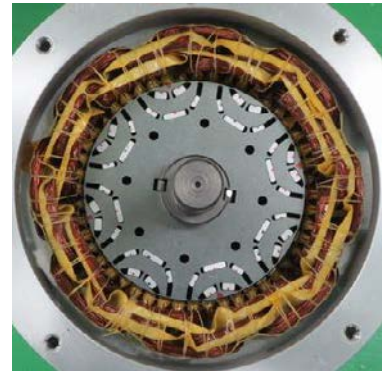


図 3.2.4 評価モーター

(3)-2 モーターによる減磁

モーターを高温内雰囲気中に入れて, 電機子巻線通電による逆磁界にて磁石を減磁させる. 評価する磁石は, ステータからの逆磁界の影響が大きいロータ表面側の磁石を選択した. 減磁条件については, 磁石の温度と, モーター電機子巻線への直流電流の大きさを 2次元磁界解析により求めた. 解析モデルを図 3.2.5 に示す. 解析ツールは JMAG-Designer を用い, 要素数 16049, 減磁曲線の温度特性は 20°C での実測値 (Br : 1.319T, bHc : 997kA/m) を用いて JMAG の磁石特性データを補正した.

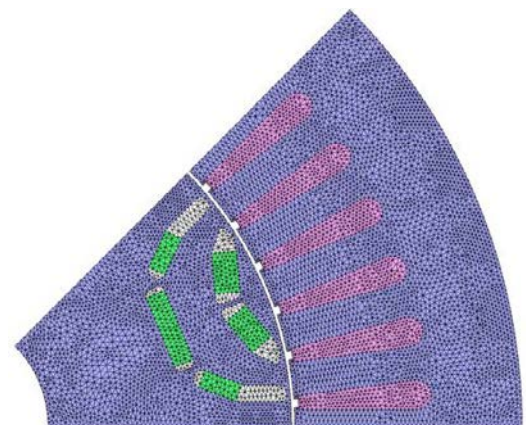


図 3.2.5 2次元解析モデル (1/8 モデル)

通電時のロータ位置は, 極中心と U 相の中心を一致させて固定し, 通電方向は図 3.2.6 のように U 相に直流電流を与え, VW 相それぞれに U 相の半分で反対方向の直流電流を与えた. これによりモーターのロック状態で通電されるような最悪状態を模擬し, 磁石磁化方向に対向した逆磁界が発生する. また今回は磁石内の減磁分布を不均一にして減磁を評価しやすくする電流と温度条件を求めた. 図 7 に解析結

果を示し、色が黒くなるにつれて減磁率が大きくなる（減磁している）ことを示す。この時の磁石の減磁分布は不均一になり（図 3.2.7 の点線枠内）、磁石温度は 130℃で、電流は U 相に直流電流 150A であることを求めた。また、減磁後の誘起電圧は減磁前に比べて 16.8% 低下した。実測でも恒温槽にて解析と同じ温度 130℃で加熱してステータコア温度を 130℃にして、電流（150A を 0.28sec）を与えて誘起電圧低下率を確認したところ、1% 程度と解析結果より小さかった。磁石温度が十分に上がりきっていなかったと思われた為、ステータコア温度を 140℃に増加して減磁させた結果、誘起電圧は 17.3% 低下した。この後モーターから磁石を取出し、減磁分布を測定した。

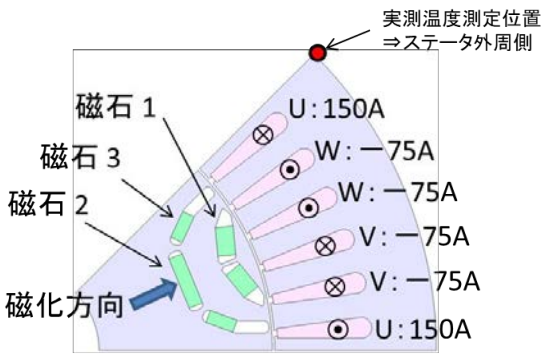


図 3.2.6 磁化方向と通電方向

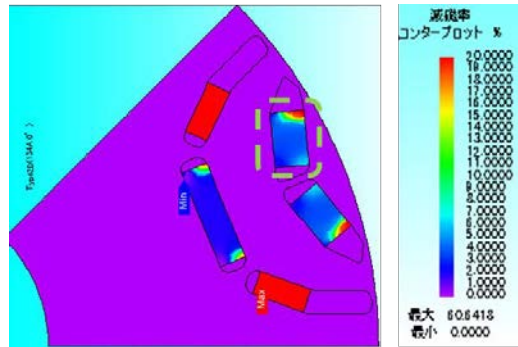


図 3.2.7 減磁分布（解析）

(3)-3 減磁後磁石の細分化

(3)-2 で減磁させた磁石（図 3.2.8 の点線枠内）をモーターから取出し、ワイヤーソーを用いて 2mm 間隔で細分化する。図 3.2.8 に XYZ 軸ごとの細分化位置を示す。細分化位置については、パーミアンスが積厚方向に対して端部と中心部で異なると考えられる為、磁石の角から 4mm×8mm×6mm の範囲と、磁石の中心から 4mm×8mm×6mm にした。図 3.2.8 の丸の位置を原点として X 軸方向はロータ内径方向で、Y 軸方向はロータ周方向、Z 軸方向は積厚方向を示している。細分化した磁石を図 3.2.9 に示す。

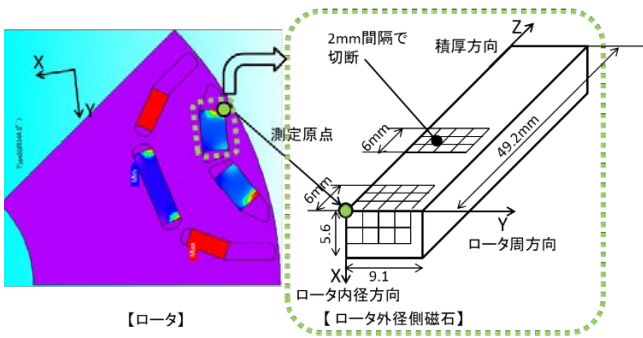


図 3.2.8 磁石内の加工位置

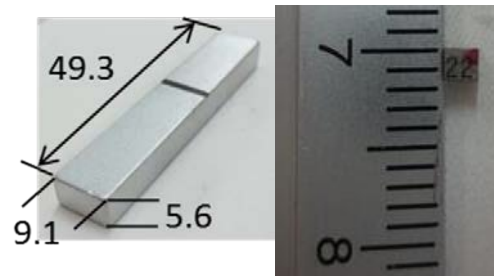


図 3.2.9 加工前磁石（左）と加工後磁石（右）

(3)-4 減磁率の測定

(3)-3 で細分化した磁石片それぞれに対して、振動試料型磁力計（VSM）を用いて減磁率を測定する。図 3.2.10 に測定手順及び減磁率の算出方法を示す。減磁率は図 3.2.10 の減磁前と減磁後の BH カーブとパーミアンス係数から求められる磁束密度 B1,B2 を式(1)に代入して計算する。(3) で加工した磁石片 48 個それぞれに対して図 3.2.10 に示す順で行なった。始めに外部磁界をクニック点相当の -4 kOe まで印可して減磁曲線を測定した後に、装置限界の 50 kOe まで印可してフル着磁を行う。その後再度

-4kOe までの減磁曲線を測定する。これにより、減磁前と減磁後の減磁曲線が測定できる。次に、パーミアンス係数については、減磁しやすい磁石を採用しているため、図 3.2.11 に示す磁石 NMX-44 の 20℃の減磁曲線(7)より、磁束密度がクニック点を下回らないパーミアンス 1.1 を減磁率の計算に使用した。上述した手順により、各磁石片毎に減磁前後の減磁曲線とパーミアンスより減磁率を計算し減磁分布を作成する。

$$\text{減磁率}[\%] = (B1 - B2) \div B1 \times 100 \quad (3.2.1)$$

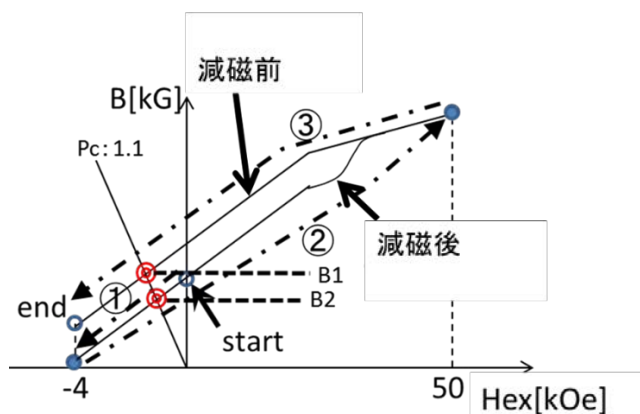


図 3.2.10 減磁率測定手順

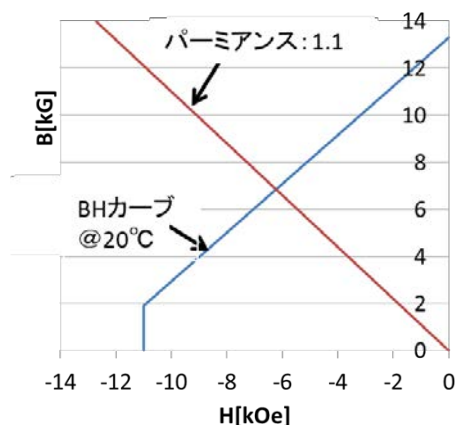


図 3.2.11 BH カーブ (磁石 NMX-44)

(4) 本手法での実測と解析との比較

(4)-1 解析条件

実測との比較の為、3次元磁界解析にて減磁率を計算した。解析モデルを図 3.2.12 に示し、周方向に 1/8、積厚方向に 1/2 にモデル化した。要素数 854370、減磁曲線の温度特性は 2・2(2)での 2次元解析の時と同様に 20℃での実測値を用い、磁石温度は 130℃で、電流は U 相に直流電流 150A にした。

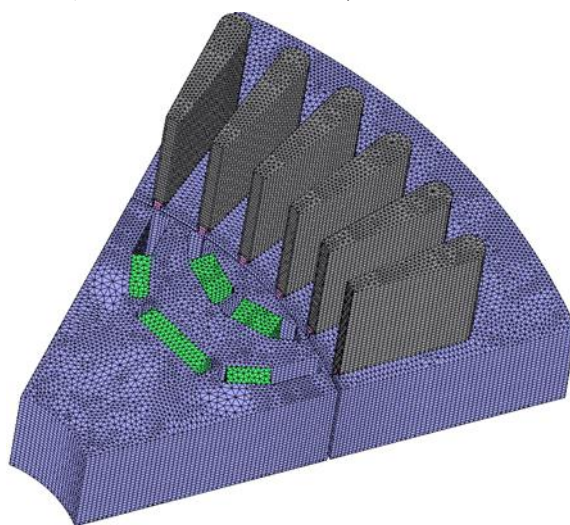


図 3.2.12 3次元解析モデル(1/16 モデル)

(4)-2 減磁分布の実測と解析結果との比較

加工した磁石片 48 個それぞれの減磁率を、図 3.2.13 の磁石片の位置ごとに表したものを図 3.2.14 に示す。図 3.2.14 (左) は磁石端面側 (図 3.2.13 の $1 \leq Z \leq 5$ の範囲) と、磁石中心側 (図 3.2.13 の $19 \leq Z \leq 23$) を示す。色が赤くなるにつれて減磁率が大きくなる (減磁している) ことを示す。図 3.2.14 (右) には比較として、(4)-1 の 3 次元磁界解析で求めた減磁率の分布を示す。その結果、積厚方向端部 ($Z=1$) では、ステータ側 ($X=1$) でロータ周方向 (Y 方向) に減磁分布がほぼ同程度に広がっているという解析での予測と異なり、実測ではロータ内径方向 (X 方向) にも減磁分布が広がり、かつ $Y=1$ に減磁が集中しているような傾向だった。積厚方向中心部 ($Z=23$) の位置では、 $X=1, Y=1$ の位置の減磁率が解析では 2.2% なのに対して、実測では 5.93% であった。

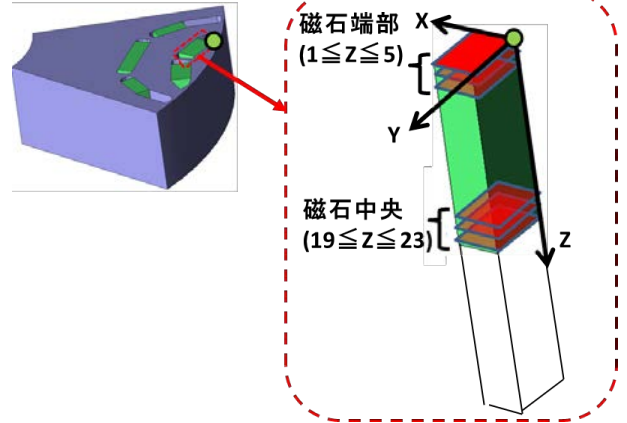


図 3.2.13 測定位置

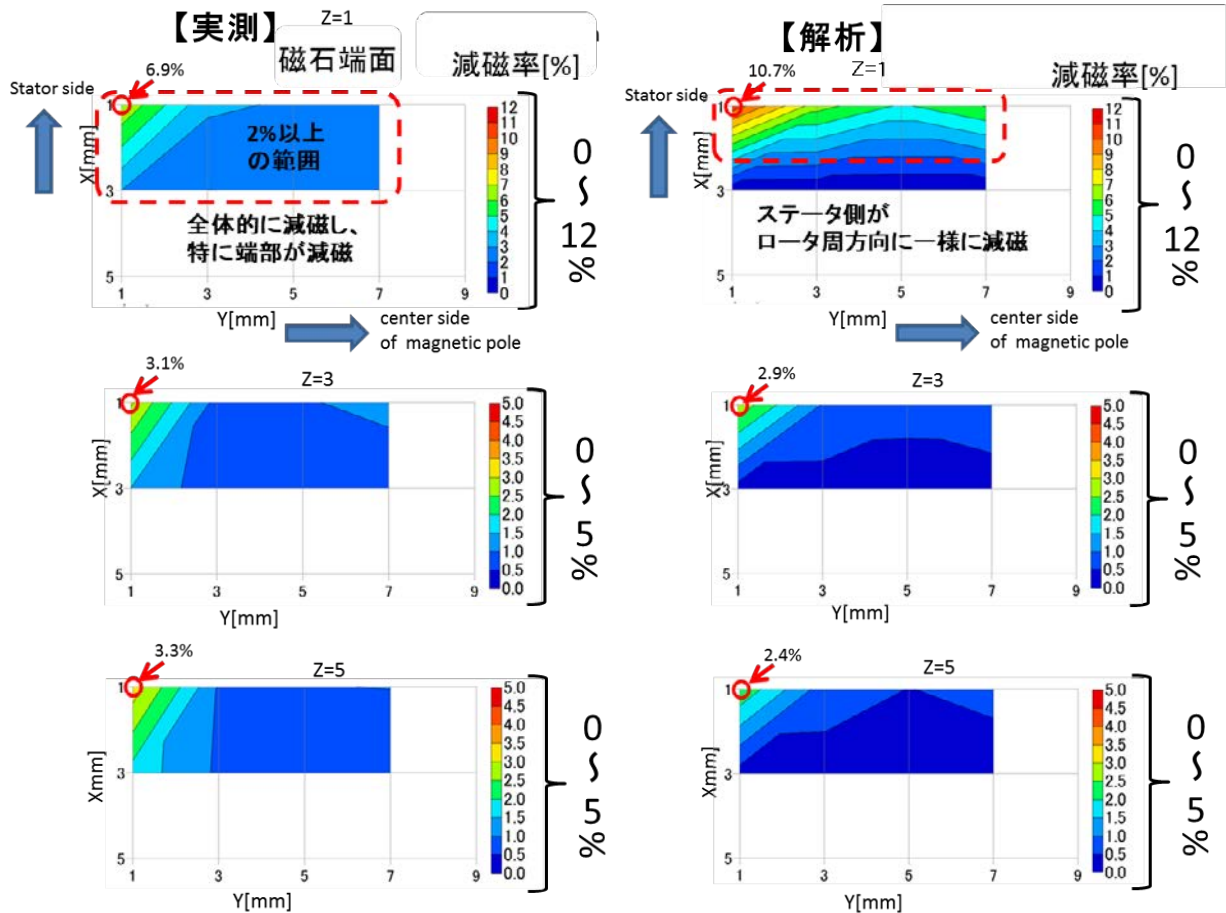


図 3.2.14 減磁分布測定結果 (左)、磁界解析による予測結果 (右)

3.2.3 まとめ

今回、モーター内で減磁させたときの3次元減磁分布評価を行った。その結果、解析での予測とは異なる実測結果が得られた。原因としては磁化反転等の材料特性等、解析に反映されていない点等が考えられる。これらの成果は、自動車用モーターに限らず、さまざまな用途に展開できる可能性を有する。

参考文献

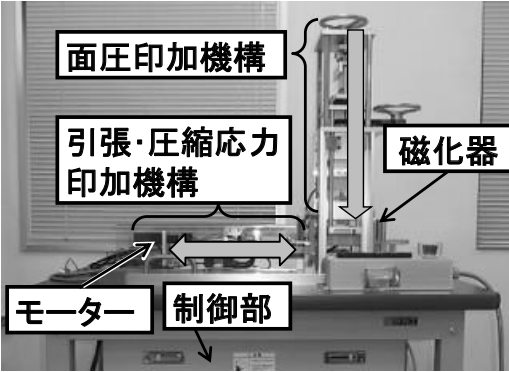
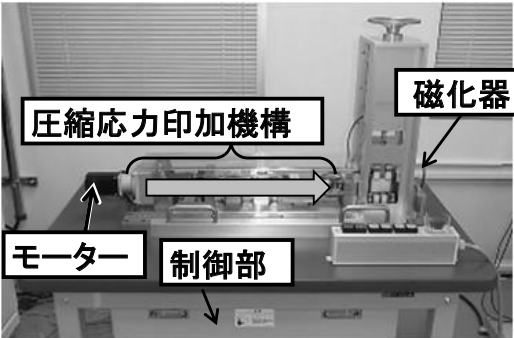
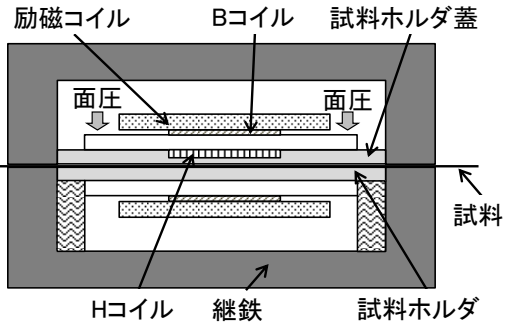
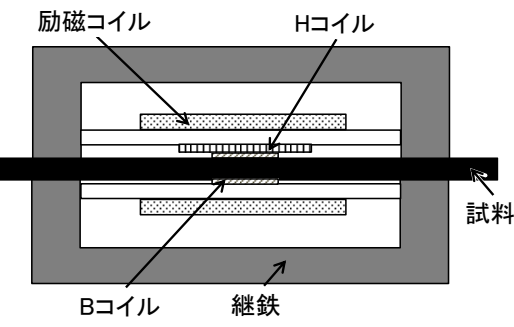
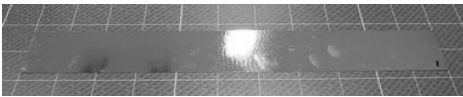
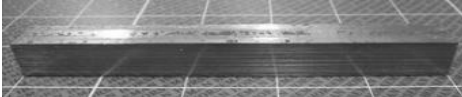
- (1) 吉岡慎治・森本茂雄・真田雅之・井上征則：自動車駆動用 IPMSM における磁石配置が運転特性に及ぼす影響，電気学会全国大会，5-012,pp19-20(2014).
- (2) 浅野能成・荒木辰太郎・山際昭雄：エアコン用モータにおける重希土類使用量の変遷と将来に向けた取り組み，電学モータドライブ・回転機・自動車合同研資,MD-14-074, RM-14-037, VT-14-009 (2014)
- (3) Akio Yamagiwa, Keiji Aota, Yoshihito Sanga, Hirofumi Takabayashi, Mitsutoshi Natsumeda: "Demagnetization analysis of IPMSM using FEM", The paper of Technical Meeting on Rotating Machinery, RM-03-41(2003)
- (4) MIYATA Koji, HIROTA Koichi, NAKAMURA Hajime, MINOWA Takehisa: "Evaluating Demagnetization Loss in Surface Permanent Magnet Motor Utilizing Coercivity Distribution Magnets Produced by Grain Boundary Diffusion Process", The paper of Technical Meeting on Rotating Machinery, RM-08-123(2008)
- (5) 日立金属株式会社カタログ, p.4
- (6) <http://www.hitachi-metals.co.jp/products/auto/el/pdf/hg-a27-c.pdf>.
- (7) 日立金属株式会社磁気特性曲線, p.25
- (8) <http://www.hitachi-metals.co.jp/products/auto/el/pdf/nmx.pdf>.

3章3節 軟磁性材料の応力下の磁気特性評価結果

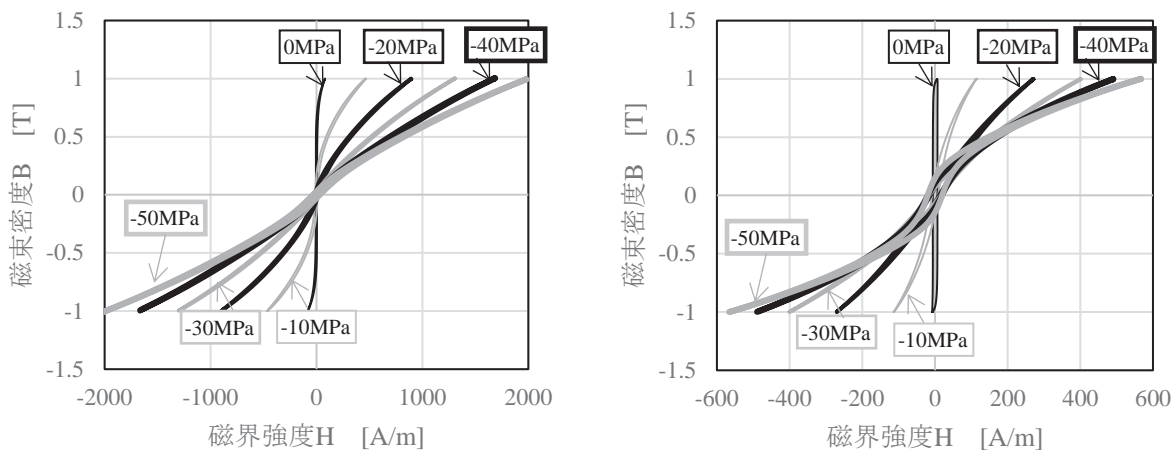
3.3.1 薄帯およびバルク材料における磁気特性

表 3.3.1 に、薄帯およびバルクの磁気特性評価装置および諸元を示す。薄帯、バルク測定装置共に AC サーボモータの回転ネジ送り機構により応力印加機構を備えている。なお、バルクの場合は圧縮応力のみ印加可能であり、応力範囲は最大 100MPa である。また、薄帯の装置については、試料が薄いため応力印加時の座屈防止のため試料の厚みに応じた溝を試料ホルダに設けてあり、座屈による変形を抑える機構とした。試料サイズについては装置に応じた寸法となっており、それぞれの装置ともに継鉄部分に面圧印加機構が供えられた構成である。

表 3.3.1 薄帯およびバルクの磁気特性評価装置⁽¹⁾

	薄帯	バルク
評価装置		
試料部 拡大		
応力付与 可能範囲	-100MPa (圧縮) ~100MPa (引張)	-100MPa (圧縮) ~0MPa
試料サイズ	 T23μm × W30mm × L230mm	 T10mm × W10mm × L100mm
備考	試料ホルダの面圧印加機構あり	試料の面圧印加機構なし

まず、磁束密度 1T，周波数 50Hz 条件下のアモルファス薄帯，ナノ結晶薄帯それぞれの場合における圧縮応力印加時の磁気特性結果を図 3.3.1 に示す．同図より，アモルファス薄帯，ナノ結晶薄帯ともに，圧縮応力の印加により磁気特性が悪化していることが見て取れる．また，同一圧縮応力で見ると，印加磁界 H の変化量はナノ結晶薄帯よりもアモルファス薄帯のほうが大きい．ここで，今回測定したアモルファス薄帯，ナノ結晶薄帯の飽和磁歪定数を表 3.3.2 に示す．同表に示す通り，飽和磁歪定数はアモルファス薄帯が 27ppm，ナノ結晶薄帯が 15ppm とアモルファス薄帯のほうが多く，磁歪の大きさが磁化特性の変化量に影響していることが考えられる．



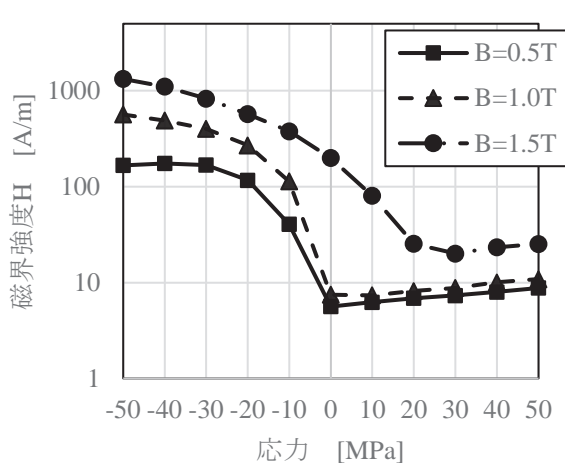
(a) アモルファス薄帯 (b) ナノ結晶薄帯

図 3.3.1 圧縮応力下での BH ループ⁽¹⁾ (B=1.0T, 50Hz)

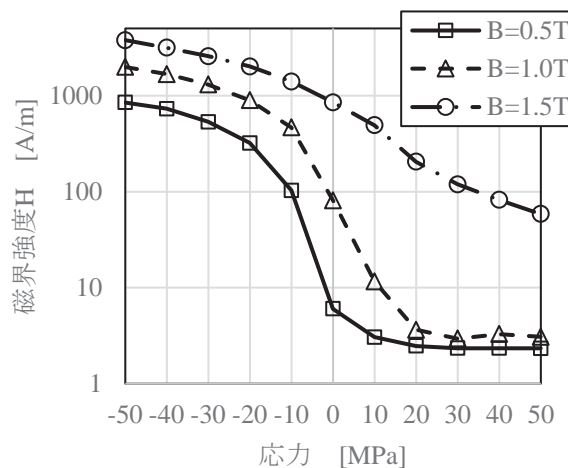
表 3.3.2 薄帯およびバルクの磁気特性評価装置⁽¹⁾

	アモルファス薄帯	ナノ結晶薄帯
飽和磁歪定数	27 ppm	15 ppm

次に、磁束密度 0.5T，1.5T や引張応力時における測定結果についても図 3.3.1 と同様に測定し，磁界強度と応力依存性との関係を求めた．その結果を図 3.3.2 に示す．図 3.3.1 の 1.0T 時と同様，0.5T，1.5T においても圧縮応力の増加により磁界強度は増加していることがわかる．また，変化率は低磁束密度ほど大きいことも見て取れる．一方，引張応力についてみてみると，アモルファス薄帯は引張強度増加によりやや磁界強度は低下しているが，ナノ結晶薄帯は引張強度の増加とともに印加磁界がやや増加傾向となっており，電磁鋼板の引張応力印加時の傾向と同様となっていることを確認した．



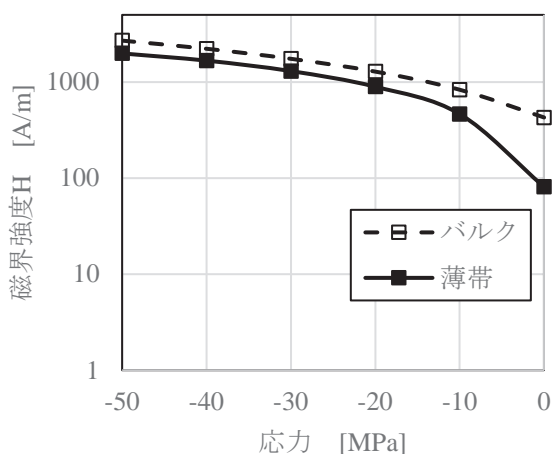
(a) アモルファス薄帯



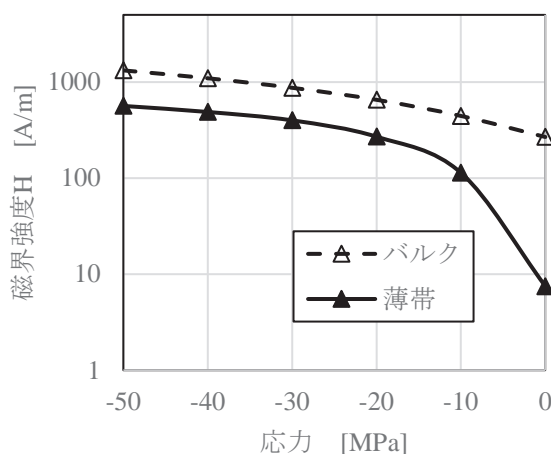
(b) ナノ結晶薄帯

図 3.3.2 薄帯状態での磁化特性の応力依存性⁽¹⁾ (50Hz)

さらに、各々の薄帯をバルク化した際の磁束密度 1T における磁化特性の結果を図 3.3.3 に示す。なお、バルク化時は圧縮応力しか印加していないため、圧縮応力時のみ比較している。同図より、どの圧縮応力下においてもアモルファス、ナノ結晶ともにバルク化とともに磁界強度が増加していることが見て取れる。この原因として、アモルファス、ナノ結晶ともに接着剤を用いてバルク化しているが、接着剤の面圧により各々の材料に圧縮応力が初期状態でかかっていることが考えられる。ここで、バルク化の初期状態の応力を薄帯の応力依存性から推測したところ、アモルファスでは約 10MPa、ナノ結晶では約 20MPa の初期応力がかかっていることが推測される。以上の結果より、バルク化の際には応力がかかりにくいような製造方法の構築も必要となる。



(a) アモルファス



(b) ナノ結晶

図 3.3.3 薄帯と積層バルクでの磁化特性比較⁽¹⁾ (B=1.0T, 50Hz)

3.3.2 圧縮応力がモータ特性に及ぼす影響

前項では材料単体での応力依存性について試験装置の構築および磁気特性評価について示していたが、本項では、モータ固定子に直接圧縮応力印加可能な応力印加機構を構築した。その装置概要および、モータ特性（誘起電圧，鉄損）に及ぼす応力の影響を直接評価した結果を下記に示す。

まず、応力印加機構の装置概要を図 3.3.4 に示す。また、モータの諸元を表 3.3.3 に示す。図 3.3.4 に示す通り、固定子コアの外周のハウジングに油膜隔壁（厚み 1mm）が設けられており、油圧に応じて油膜隔壁が変形し固定子コアに圧縮応力がかかる機構となっている。この機構により、固定子コアのフレーム焼嵌めによる圧縮応力が、モータ特性（誘起電圧，鉄損）に与える影響を直接評価できる装置を開発した。また、図 3.3.5 に、本応力印加機構の最大油圧におけるモータ固定子の応力解析結果を示す。同図に示す通り、コアバックの周方向，軸方向でおよそ均等に応力がかかっており、コアバック中央部では 100MPa 以上の圧縮応力が発生していることがわかる。本装置を用いて、圧縮応力がモータ特性に及ぼす影響について実測で評価した。

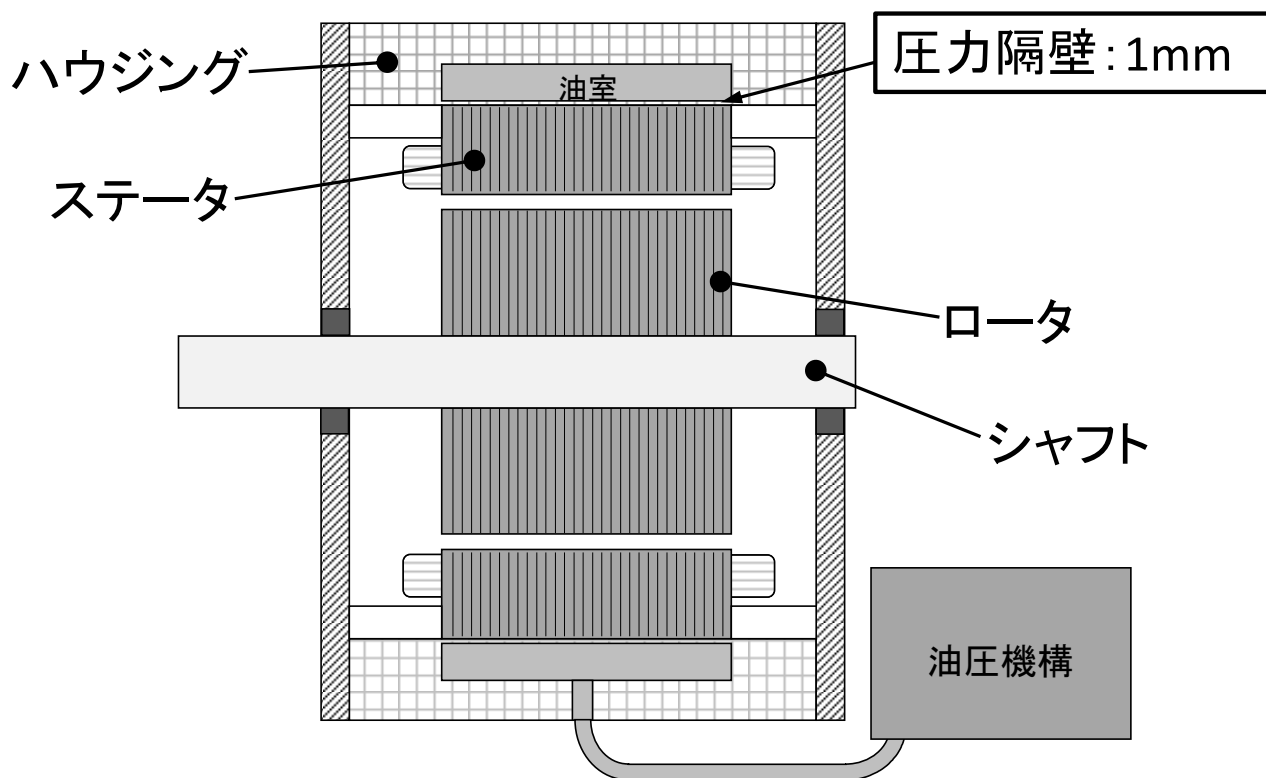


図 3.3.4 油圧機構を用いた可変応力印加装置⁽²⁾

表 3.3.3 測定したモータ諸元⁽²⁾

固定子外径 [mm]	127
コア軸長 [mm]	60
空隙長 [mm]	0.7
鉄心材料	35JNE230
磁石材料	ネオジム磁石

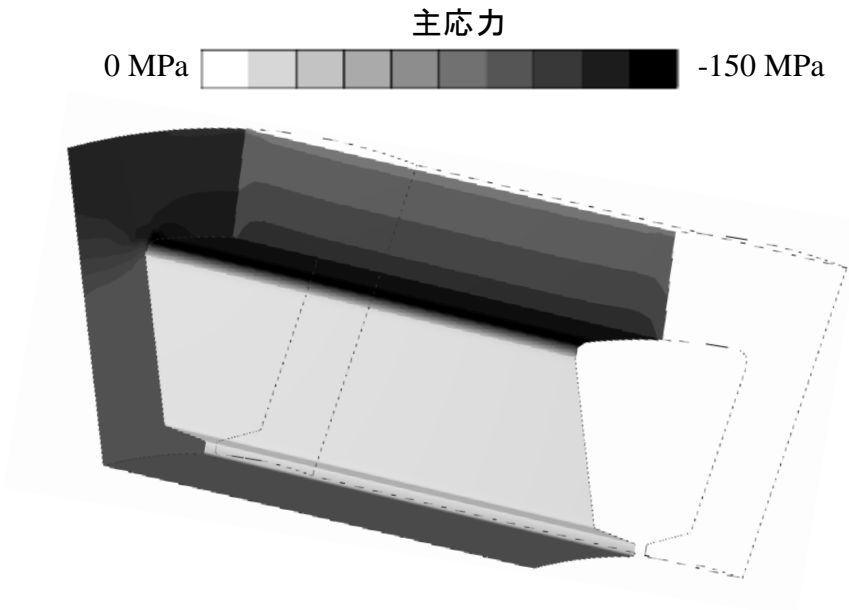


図 3.3.5 油圧機構を用いた可変応力印加装置による作用応力の解析結果⁽²⁾ (油圧 15MPa 時)

まず、油圧量とコアバックの圧縮応力の関係を調査した結果を図 3.3.6 に示す。同図において横軸が油圧機構の圧力、縦軸がコアバック部に発生する圧縮応力を示している。なお、コアバック部の圧縮応力については歪みゲージで測定した結果で示したものであり、エラーバーは歪みゲージの個体差を表している。±5MPa 程度のエラーバーはあるものの図 3.3.6 に示す通り、油圧量とコアバックの圧縮応力はほぼ線形で増加していることが見て取れる。以降の測定結果では、油圧量とコアバックの応力は線形として考察することにする。

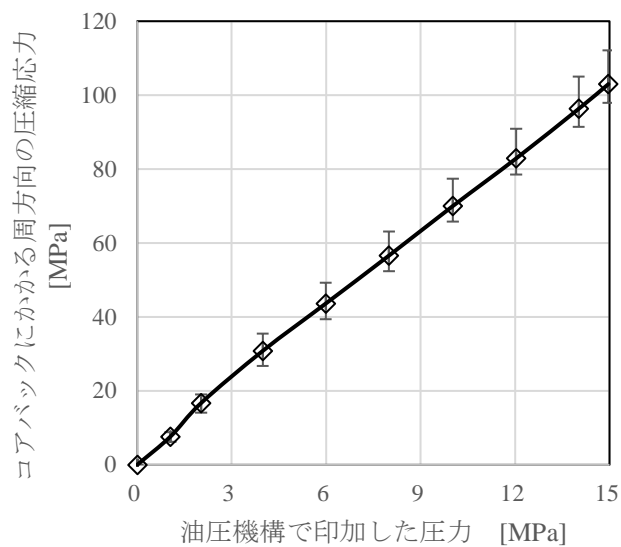


図 3.3.6 油圧機構で印加する圧力とステータのコアバック部に発生する圧縮応力の関係⁽²⁾

次に、図 3.3.7 に示すモータ特性評価システムを用いて油圧機構を使って無負荷時のモータ特性への影響を調査した。同図に示すモータ評価システムは、トルクメータの両側に駆動モータと試験モータを配置し、それらを軸締結することでシステムを構築している。なお、試験モータには、図 3.3.5 には図示していないが、図 3.3.5 の応力印加機構を備えたモータが設置されている。今回試験モータの応力印加時におけるモータ特性への影響が評価しやすいように電気角周波数が 8Hz で実施しており、その調整を容易にするため駆動モータには減速ギアを備えた構成とした。

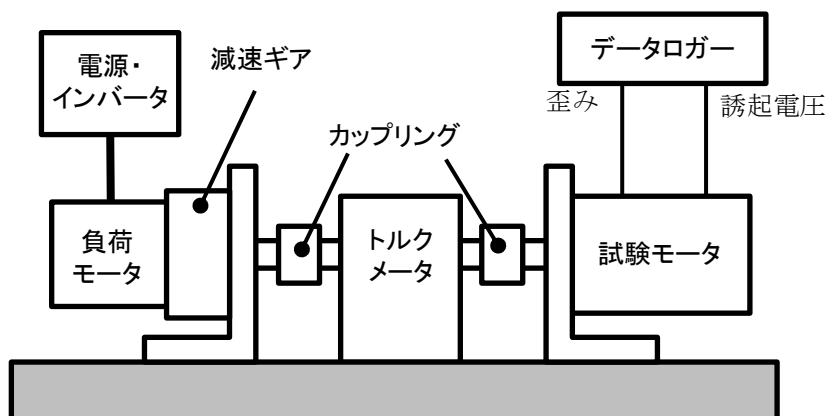


図 3.3.7 モータ特性評価システム⁽²⁾

図 3.3.8 に、無負荷誘起電圧の測定結果を示す。なお、左側には、1 周期の波形を示しており、右側には誘起電圧のピーク値を拡大したものを示している。同図に示す通り、1 周期の波形形状の違いはさほどないものの、誘起電圧のピーク値付近では油圧機構の圧力 15MPa の印加により最大振幅が約 2% 低下していることが見て取れる。次に、誘起電圧の基本波、高調波成分についても周波数分析を実施比較した。その結果を図 3.3.9 に示す。同図に示すように、圧縮応力印加により誘起電圧波形と同様に基本波成分が 2% 低下している一方、3 次成分は約 7%、5 次成分に至っては 40% 以上低減していることが見て取れる。このことにより、圧縮応力の印加によって鉄心の透磁率が変化し誘起電圧に発生していることを直接確認することができた。

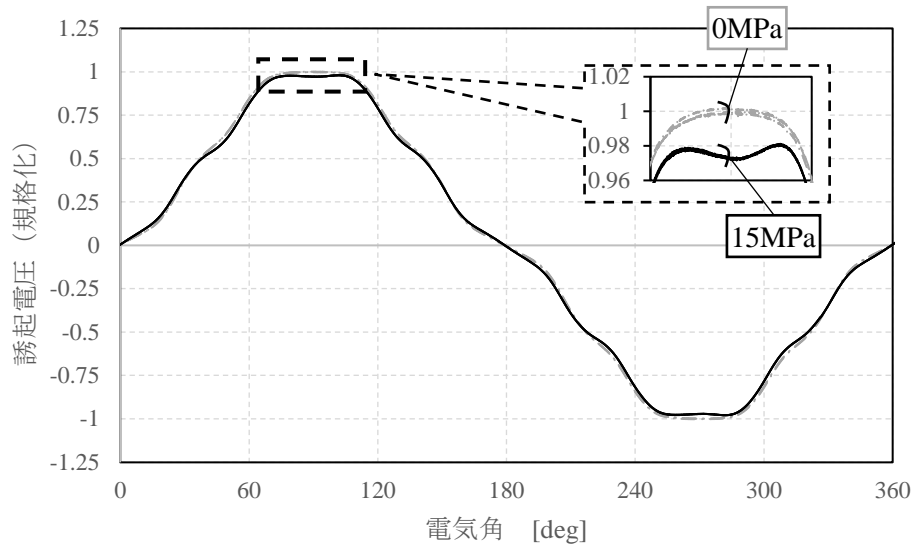
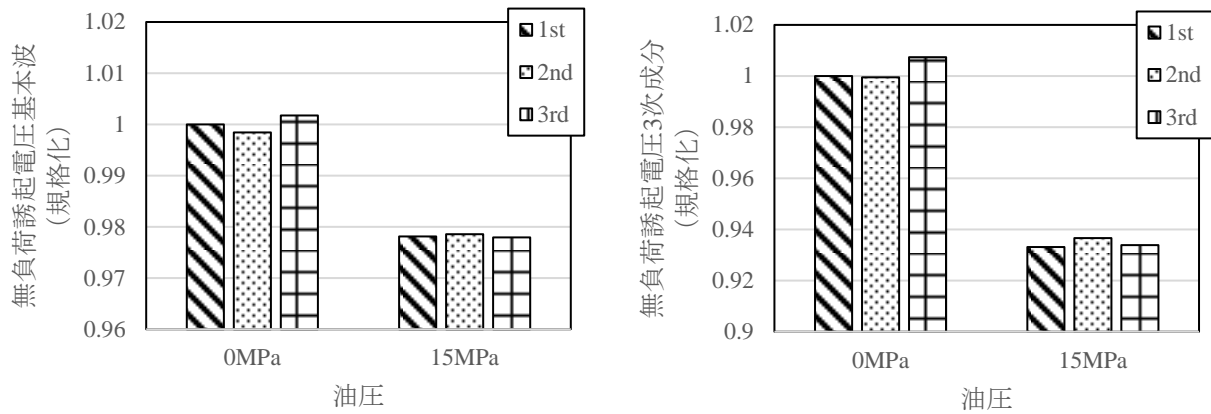
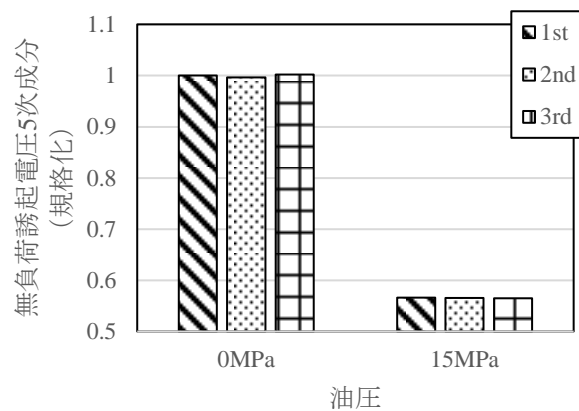


図 3.3.8 無負荷誘起電圧測定結果⁽²⁾ (油圧 : 0MPa (灰線), 15MPa (黒線))



(a) 基本波成分

(b) 3次成分



(c) 5次成分

図 3.3.9 無負荷誘起電圧の周波数分析結果⁽²⁾

さらに、無負荷鉄損を測定した結果を図 3.3.10 に示す。なお、無負荷鉄損の算出は図 3.3.7 の試験条件においてモータへの入力をトルクメータのトルク値と回転数から算出し、別途回転子の磁石未着磁品にて同様の測定した結果を差し引くことで算出した。なお再現性の確認のため測定は 3 回実施しており、無応力時で規格化している。同図に示す通り、3 回の測定の誤差は小さく再現性は確認できている。また、油圧 15MPa 時において、モータの鉄損が約 2 倍まで変化していることが見て取れる。このことにより、単板試験での圧縮応力印加による磁化特性の磁気劣化をモータ状態でも測定できていることが考えられる。

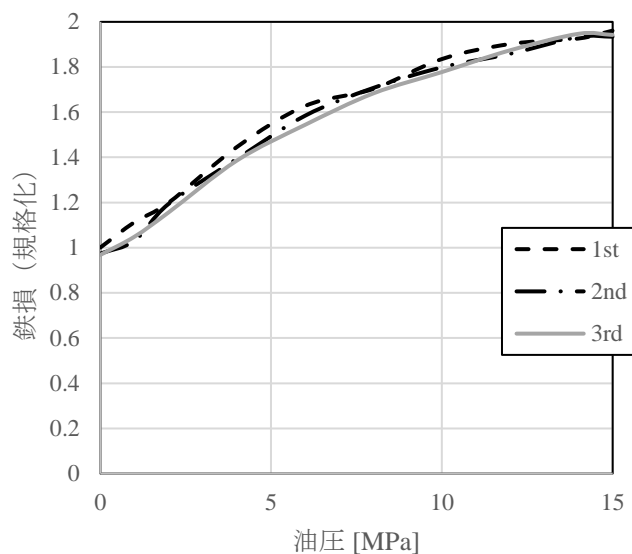


図 3.3.10 無負荷鉄損測定結果⁽²⁾

参考文献

- (1) 水田貴裕・谷良浩・藤原耕二：「引張・圧縮応力下における軟磁性薄帯及びその積層バルクの磁気特性」，電気学会マグネティクス研究会資料，Mag-16-165, (2016)
- (2) 北尾純士・相澤淳一・中野正嗣・山田正樹・大穀晃裕：「ステータコアへの焼嵌め応力を想定した可変応力印加装置の検討」，電気学会回転機研究会資料，RM-17-125, (2017)

3章4節 インバータ駆動時のモーターの局所的鉄損評価技術

3.4.1 はじめに

近年の家電、産業機器及び HEV 駆動用モーターの多くに埋込磁石同期モーター (IPMSM) が採用されており、PWM (Pulse Width Modulation) インバータを用いて駆動している。その際、PWM 電圧波形に含まれる時間高調波成分に起因する損失 (鉄損) が増加し、モーター効率を低下させることが知られている。このモーターで発生する鉄損は、モーター入力からモーター出力、銅損、機械損などの損失を差し引くことで間接的に求める方法が一般的であるが、鉄損の発生原理を考察することはできない。今後、さらなるモーターの高効率化を目指すためには、インバータ励磁に起因する鉄損の発生原理を明らかとし、低損失にモーター駆動できるインバータ制御技術の開発が求められる。

そこで、本研究では、インバータ励磁に起因する鉄損の発生原理を明らかとするため、鉄損の基データとなるモーター内部の BH ループの測定技術を提案し、直接的に鉄損を評価する手法を開発したので報告する。

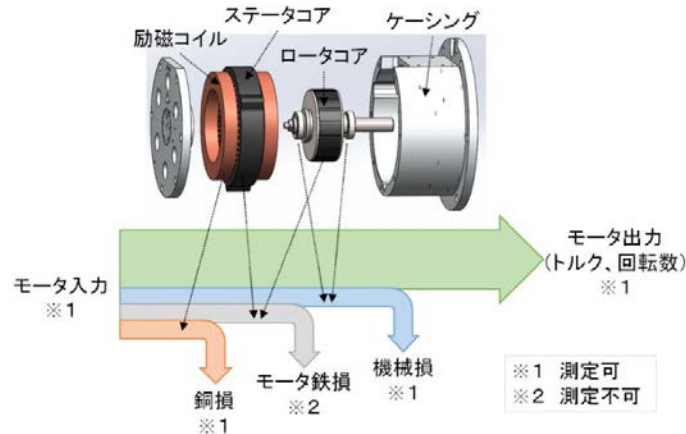


図 3.4.1 モーター鉄損の算出イメージ

3.4.2 提案する鉄損評価手法の測定原理

鉄損の評価手法として、鉄損の基データとなる磁界強度 (H)、磁束密度 (B) からなる BH ループに着目した。図 3.4.2 に示すように、磁界強度は磁性体の端面に設置した H コイル⁽¹⁾で測定し、磁束密度は磁性体に直接巻いたサーチコイル⁽²⁾で測定する。ここで、磁性体内と磁性体直上の磁界強度は連続であるという仮定に基づき、H コイルで測定する磁性体直上の磁界強度を磁性体内の磁界強度と見なすことができる。またサーチコイルは、H コイル近傍に巻くことで、H コイルのサイズに応じた局所的な位置の BH ループの測定が可能となる。

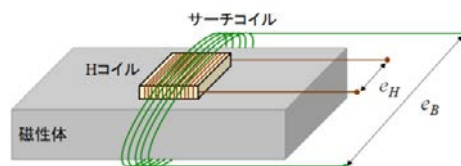


図 3.4.2 H コイルとサーチコイルの測定イメージ

H コイルの両端に発生する誘導起電圧を H コイルの信号 e_H , サーチコイルの両端に発生する誘導起電圧をサーチコイルの信号 e_B として, 次式にて磁界強度, 磁束密度, 鉄損を求める。

$$H = \frac{1}{\mu_0 S_H N_H} \int_0^T e_H dt \quad (3.4.1)$$

$$B = \frac{1}{S_B N_B} \int_0^T e_B dt \quad (3.4.2)$$

$$P = fV \int_0^T H \frac{dB}{dt} dt \quad (3.4.3)$$

H : 磁界強度[A/m], μ_0 : 真空の透磁率[H/m], S_H : H コイル断面積[m²], N_H : H コイルターン数, e_H : H コイル信号[V], B : 磁束密度[T], S_B : 磁性体断面積[m²], N_B : サーチコイルターン数, e_B : サーチコイル信号[V], P : 鉄損[W], f : 基本波周波数[Hz], V : 磁性体体積[m³], T : 基本波周期[s]

3.4.3 提案する鉄損評価手法の測定精度

(1) 鉄損評価システム

図 3.4.3, 表 3.4.1 に示す鉄損評価システムにて, 提案手法 (H コイル法) の鉄損測定精度を検証した^③。ここでの測定試料は, 内部磁場が一様となるリング試料とした。モーターの場合, 形状の複雑性, 空隙, 磁気結合などの影響により, H コイル法自体の測定精度の検証が困難となるためである。

電圧型 PWM インバータを用いて, リング試料に PWM 電圧を印加し, 励磁巻線に励磁電流が流れることにより, リング試料が磁化される時に発生する鉄損を測定し, 評価する。ここでは, H コイル法 (下図①) のほかに, 後述する励磁電流法 (下図②), 電力計法 (下図③) の3つの手法で同時に鉄損を測定し, 比較評価を行うことで, H コイル法の測定精度を検証した。

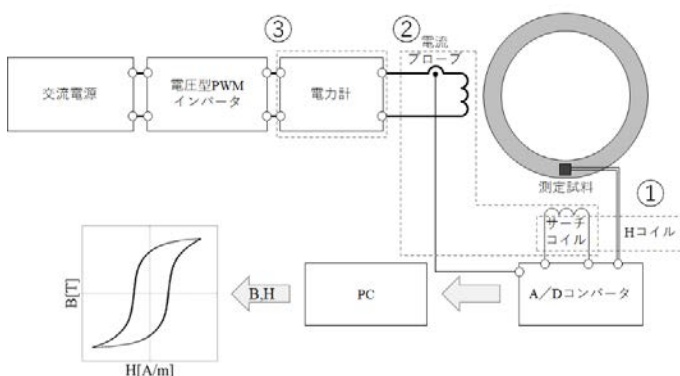


図 3.4.3 鉄損評価システムの全体構成

表 3.4.1 計測器一覧

	型式	メーカー
交流電源	PCR6000LE2	KIKUSUI
PWM インバータ	MWINV-9R122B	Myway Plus
電力計	WT3000	YOKOGAWA
A/D コンバータ	DL850	YOKOGAWA
電流プローブ	701932	YOKOGAWA

(測定手法②) : 励磁電流法

励磁電流から磁界強度, サーチコイル信号から磁束密度を算出し, 鉄損を求める手法である。リング試料の有効磁路長 (1) は内径と外径の平均とし, リング試料全体の平均的な磁界強度 (H_i) を(3.4.4)式, 磁束密度を(3.4.2)式, 鉄損を(3.4.3)式より求める。

なお, 励磁電流法は, リング試料のように測定試料の有効磁路長が既知であり, かつ磁性体内の磁気現

象が一様となる場合に適用できる手法であるため、モーターには適用できない。

$$H_i = \frac{N}{l} i \quad (3.4.4)$$

N : 励磁コイルのターン数, l : 実効磁路長[m], i : 励磁電流[A]

(測定手法③ : 電力計法)

電力計で測定した入力電力から、励磁巻線の抵抗で熱として消費する銅損を差し引き、鉄損を求める手法である。電力計法をモーターに適用する場合、銅損以外の損失として、機械損失、風損などがあり、これらが誤差要因となるため、測定精度が低下する。

$$P = P_{in} - RI_{rms}^2 \quad (3.4.5)$$

P_{in} : 入力電力[W], R : 励磁巻線抵抗[Ω], I_{rms} : 励磁電流実効値[A]

図 3.4.4, 表 3.4.2 にリング試料の諸元を示す。ワイヤー放電でリング形状に加工した無方向性電磁鋼板 35A300 を、1 枚毎の回転角度が等間隔となるように 21 枚回し積みしながら、ABS 樹脂製の巻線応力防止用フレームに納めた。巻線応力防止用フレームには、H コイルの位置決め用の切り欠きを設けており、電磁鋼板の端面に H コイルを設置した後、励磁コイルを 232 ターン、サーチコイルを H コイル近傍に 50 ターン巻いた。

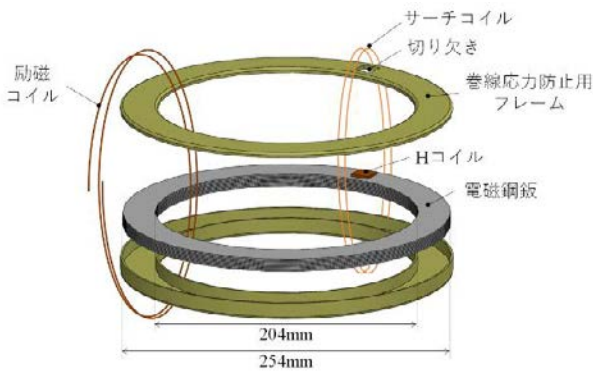


図 3.4.4 リング試料の構成

表 3.4.2 リング試料の諸元

電磁鋼板	35A300
積層枚数	21
内径 [mm]	204
外径 [mm]	254
励磁コイルターン数	232
巻線抵抗 [Ω]	0.718
サーチコイルターン数	50

図 3.4.5 にリング試料と H コイルの外観を示す。H コイルは、非磁性体であるガラスエポキシ樹脂製の巻枠（横 19mm、縦 19mm、厚み 2mm）に、30um ポリエステル銅線を 240 ターン巻いたものを用意し、前述するように、電磁鋼板の端面に設置した。

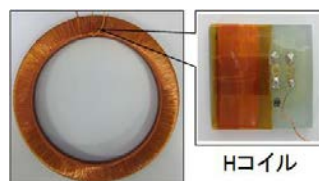


図 3.4.5 リング試料と H コイルの外観

(2) 試験条件

本試験で実施した単相 PWM インバータの制御方式は、三角波比較方式とし、三角波搬送波 (e_s) と正弦波の電圧指令値 (e_0) の大小関係より決定する A 相, B 相のゲート信号に応じてスイッチングデバイスが動作し、PWM 電圧がリング試料に印加される。

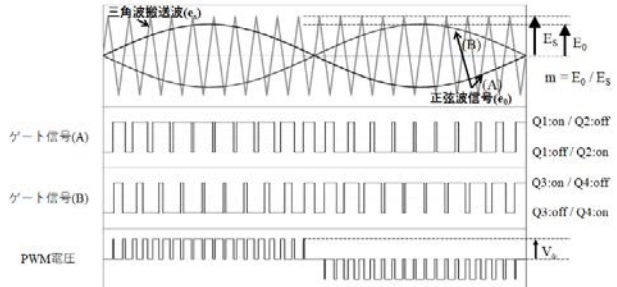
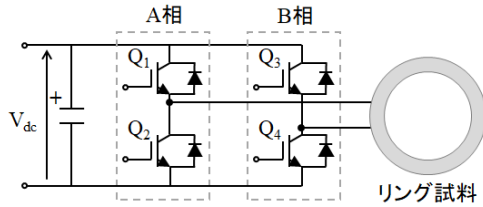


図 3.4.6 単相 PWM インバータの構成

図 3.4.7 PWM 電圧の例

表 3.4.3 に試験条件を示す。ここで、変調率 (m) とは、三角波搬送波の振幅 (E_s) と電圧指令値の振幅 (E_0) を用いて $m = E_0 / E_s$ と定義しており、PWM 電圧波形に含まれる時間高調波成分に関連するパラメータである。例えば、変調率が小さいほど、時間高調波成分は大きい条件となる。

表 3.4.3 試験条件

最大磁束密度 [T]	1.2		
基本波周波数 [Hz]	50		
キャリア周波数 [Hz]	1,000		
変調率 m	1.0	0.5	0.2
直流電圧 [V]	17.2	34.2	86.6

(3) 試験結果

図 3.4.8 に励磁電流法, H コイル法で測定した BH ループを示す。両手法で測定した BH ループの挙動は概ね一致することが確認できた。変調率 m が小さくなるにつれて BH ループの横幅が広がっているが、これは PWM 電圧波形に含まれる時間高調波成分が増加し、鉄損が増えたためである。

また、BH ループの拡大図より、マイナーループを確認することができる。鉄損の大きさは BH ループの面積の大きさに相当しており、マイナーループがある場合、マイナーループ分の面積が 2 重計上されるため、鉄損が増加する。そのため、マイナーループは、インバータ励磁に起因する鉄損の増加要因となっている。このように、BH ループを測定することで、鉄損の増加要因を視覚的に捉えられるようになり、延いては、鉄損の発生原理を考察に繋げることができる。

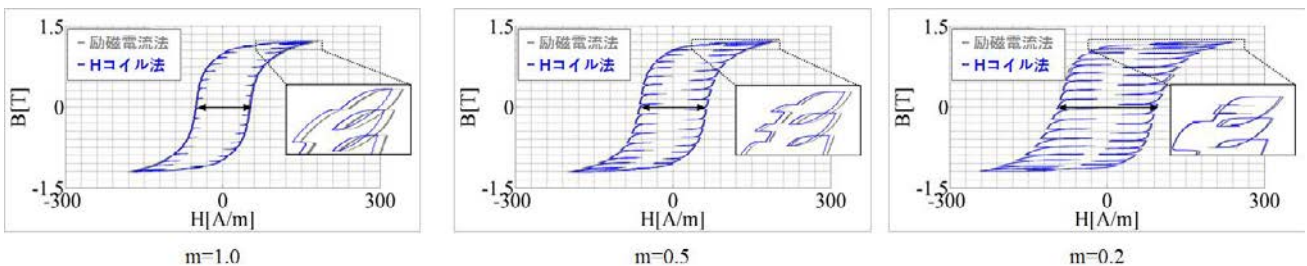


図 3.4.8 BH ループの測定結果

図 3.4.9 に電力計法，励磁電流法，H コイル法で測定した鉄損を示す。()内の数値は，電力計法で測定した鉄損を 1.00 として規格化した値である。H コイル法で測定した鉄損は，従来の励磁電流法，電力計法と比べて誤差 1%程度の範囲で測定できることが確認できた。



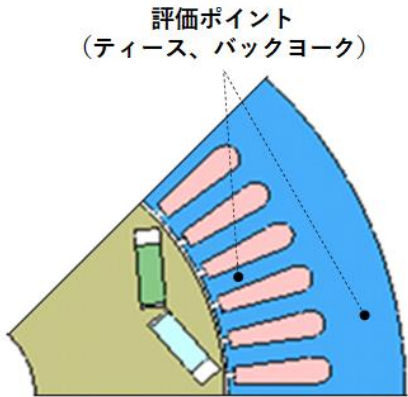
図 3.4.9 鉄損の測定結果

以上より，H コイル法で測定した BH ループ，および鉄損の測定精度は良好な結果であることが確認できた。これより，H コイル法は，モーターの鉄損測定に十分に有用な手法であると考えられる。

3.4.4 モーターの局所的鉄損評価

(1) H コイル法をモーターに適用する方法

図 3.4.10，表 3.4.4 に示すモーターの解析モデルを用いて，表 3.4.5 に示す条件で JMAG-Designer にて 3 次元磁場解析を実施し，コア内部の磁界強度とコア直上 1mm の磁界強度を比較した⁽⁴⁾⁽⁵⁾。なお，コア直上 1mm の磁界強度をコア端面に設置した H コイルで測定する磁界強度と仮定している。



評価ポイント
(ティース、バックヨーク)

表 3.4.4 解析モデルの諸元

ステータ外径 [mm]	264
ロータ外径 [mm]	160.4
エアギャップ [mm]	0.75
巻線 [ターン/相]	88
スロット数	48
極数	8

表 3.4.5 解析条件

回転数 [rpm]	3,000
励磁周波数 [Hz]	200
電流実効値 [A_{rms}]	17.4
電流位相 β [deg]	20

図 3.4.10 解析モデルと解析条件

図 3.4.11 にティース，バックヨークにおけるコア内部とコア直上 1mm の磁界強度の解析結果を示す。特に，ティース部においては，コア内部よりもコア直上 1mm の磁界強度の方が大きくなることが確認できた。これは，エアギャップ部からの漏れ磁束が空气中を迂回するためと考えられる。

この解析結果より，従来のように H コイルをコア端面に設置し，モーターの鉄損を測定した場合，鉄損の測定精度が低下することが考えられる。

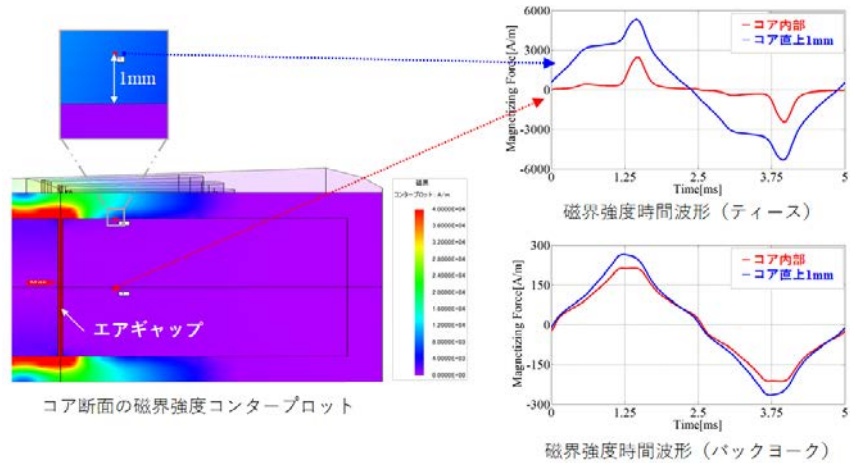


図 3.4.11 ティースとバックヨークの磁界強度の解析結果（従来）

そこで、図 3.4.12 に示すように、ステータコアの積厚方向の中央付近に H コイルを挿入することを想定した空気層を設けた解析モデルを作成し、同様の磁場解析を行った。その結果、コア内部と空気層の磁界強度は概ね一致することが確認できた。この理由としては、空気層の周囲が磁性体（コア）であるため、エアギャップ部からの漏れ磁束は空気層ではなく磁性体を通り、空気層の内部まで影響が及ばないためと考えられる。

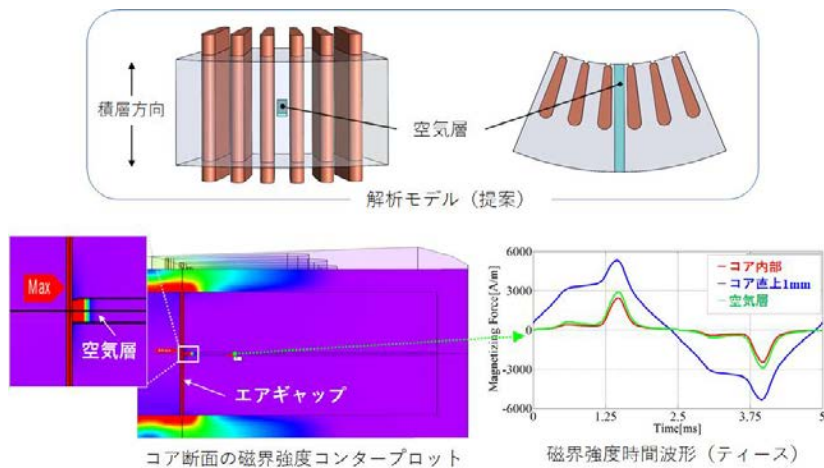


図 3.4.12 ティースとバックヨークの磁界強度の解析結果（提案）

（2）試験条件

図 3.4.13 に示すようにティース部、バックヨーク部に H コイルを挿入するための掘り込み加工を施したステータコアを試作し、解析で示した提案手法の効果を確認した。バックヨーク部の掘り込み加工は、360 度に渡り施している。なお、掘り込み加工は、放電加工で行った。

H コイルは、非磁性体の巻枠（横 70mm、縦 4mm、厚み 0.8mm）に、40 μ m の銅線を 100 ターン巻いたものを試作し、ティース、バックヨークの掘り込み加工部に挿入した。サーチコイルは、ティース部に 5 ターン、バックヨーク部に 7 ターン巻いている。表 3.4.6 に試験条件を示す。

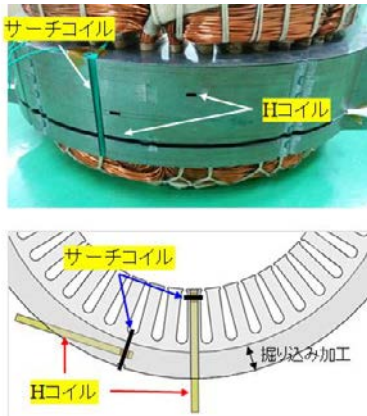


図 3.4.13 ステータコアの外観

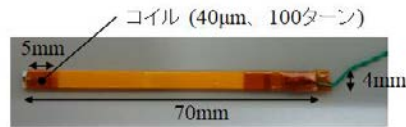


図 3.4.14 H コイルの外観

表 3.4.6 試験条件

回転数 [rpm]	3,000
電気角周波数 [Hz]	200
トルク [Nm]	20.2
電流位相 β [deg]	0, 20, 40
キャリア周波数 [kHz]	5, 10
直流電圧 [V]	650

(3) 試験結果

図 3.4.15 にティース部、バックヨーク部のコア端面に H コイルを設置した場合、掘り込み加工部に H コイルを挿入した場合に測定した BH ループを示す。特に、ティース部では、コア端面に H コイルを設置した場合の磁界強度は、掘り込み加工部に H コイルを挿入した場合よりも大きくなっており、解析結果と同様の傾向が得られた。これより、H コイルを掘り込み加工部に挿入し、磁界強度を測定する手法の有用性が確認できた。

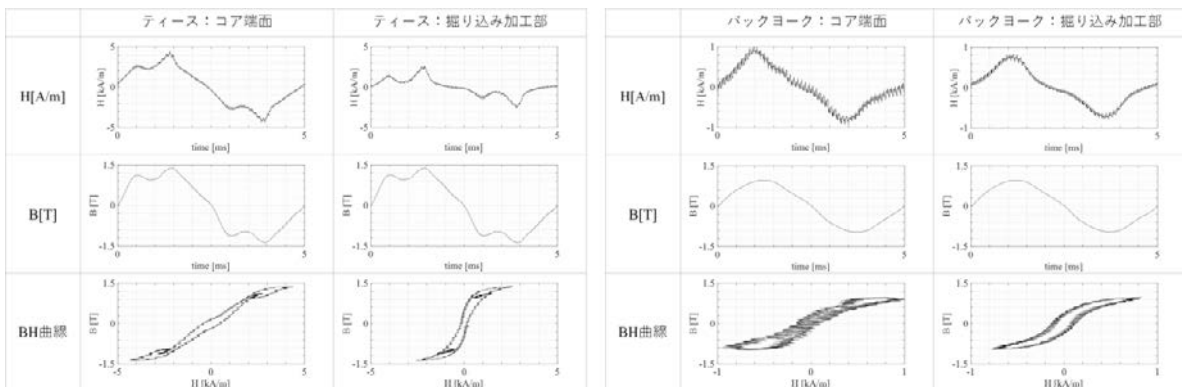


図 3.4.15 BH ループの測定結果

次に、図 3.4.16 を用いて、H コイル法で取得した BH ループの情報から、ステータコアの鉄損を求める方法を示す。ステータコアの体積をティースとバックヨークで分離し、それぞれの部位で測定した BH ループを用いて、(3.4.6 式)より、ティースおよびバックヨークの鉄損を求め、合計したものをステータコアの鉄損とした。

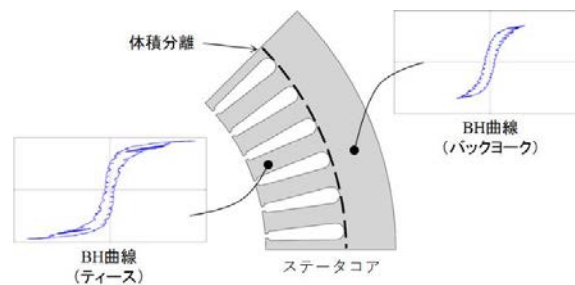


図 3.4.16 BH ループの測定結果

$$P_{st} = \left(fV_{te} \int_0^T H_{te} \frac{dB_{te}}{dt} dt \right) + \left(fV_{yo} \int_0^T H_{yo} \frac{dB_{yo}}{dt} dt \right) \quad (3.4.6)$$

P_{st} : スターコアの鉄損[W], f : 基本波周波数[Hz], $V_{te/yo}$: ティース/バックヨークの体積[m³],
 $H_{te/yo}$: ティース/バックヨークの磁界強度[A/m], $B_{te/yo}$: ティース/バックヨークの磁束密度[T],
 T : 基本波周期[s]

図 3.4.17 に、電力計法と H コイル法で測定した鉄損を示す。電力計法の鉄損は、モーター入力からモーター出力、銅損、機械損を差し引いて求めた値であり、スターコアとロータコアの鉄損の合計である。H コイル法で求めた鉄損は、電力計法で求めた鉄損よりも大きくなっている。この要因として、

- ① モーター内部の鉄損は局所的に分布しており、鉄損の大きい位置で測定した BH ループの情報をもとにスターコア全体の鉄損を算出している。
- ② 掘り込み加工時の放電加工の影響により、BH ループの測定位置の磁気特性が劣化している。

等が考えられる。しかしながら、電流位相を進めたときの鉄損は減少傾向で一致しており、インバータ制御手法と鉄損増減の相関関係を調べ、インバータとモーターのトータル損失を低減する制御手法について考察するには有用な手法であると考えられる。

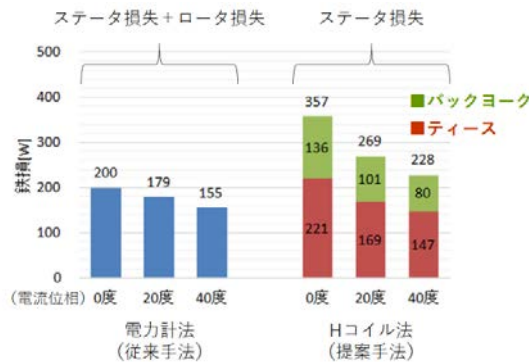


図 3.4.17 鉄損の測定結果 (キャリア周波数 10kHz)

(4) BH ループの情報から求めた鉄損の分析事例

インバータ励磁に起因する鉄損増加量 (キャリア損) の分析事例を示す。図 3.4.18 に、ティース部における磁界強度、磁束密度時間波形の FFT 結果を示す⁶⁾。基本波周波数 200Hz の低次成分は 1~20 次成分である 4kHz 以下に集中していることより、4kHz 以下の成分による鉄損を低次成分による鉄損、4kHz より大きい成分による鉄損をキャリア成分による鉄損の 2 つに分離した。具体的には、全鉄損から、磁界強度/磁束密度の 4kHz 以下の成分で求めた鉄損を差し引いた値をキャリア損とした。図 3.4.19 は、上記について、BH ループを用いて表現したイメージである。

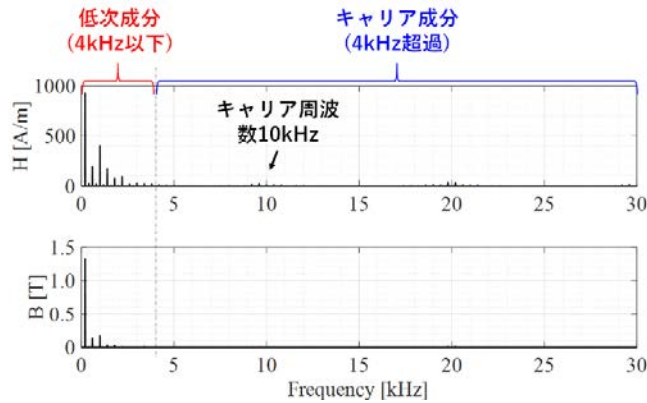


図 3.4.18 ティースの H/B 時間波形の FFT 結果

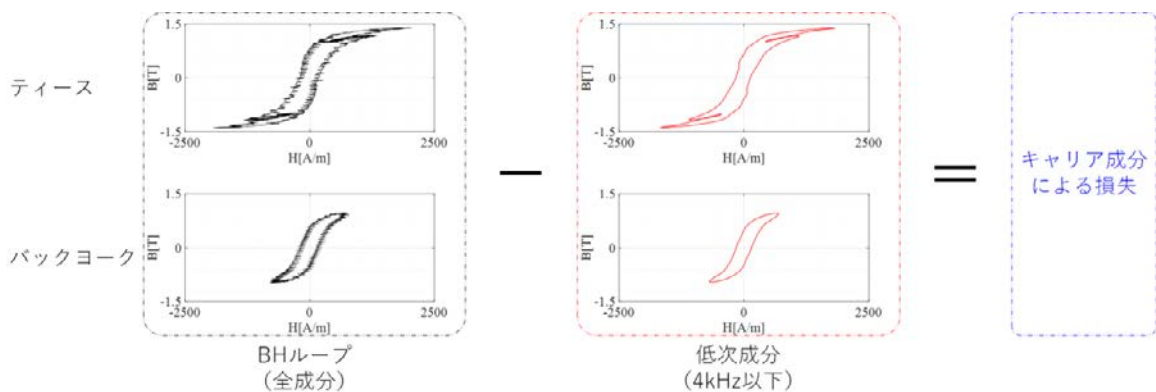


図 3.4.19 BH ループを用いたキャリア損の分離イメージ

図 3.4.20 に、キャリア周波数 10kHz において、低次成分による鉄損とキャリア成分による鉄損に分離した結果を示す。同様に、図 3.4.10 にキャリア周波数 5kHz の結果を示す。これより、以下の知見を得た。

- (1) 電流位相を進めたとき、弱め磁束の効果により減少する鉄損のうち、低次成分による鉄損の減少量が大きく、キャリア成分による鉄損の減少量は小さい
- (2) 低次成分による鉄損は 80%程度であり、キャリア成分による鉄損は 20%程度である
- (3) キャリア周波数を 10kHz から 5kHz に変更したとき、鉄損は増加する。このとき、低次成分による鉄損の増加率よりも、キャリア成分による鉄損の増加率の方が大きい

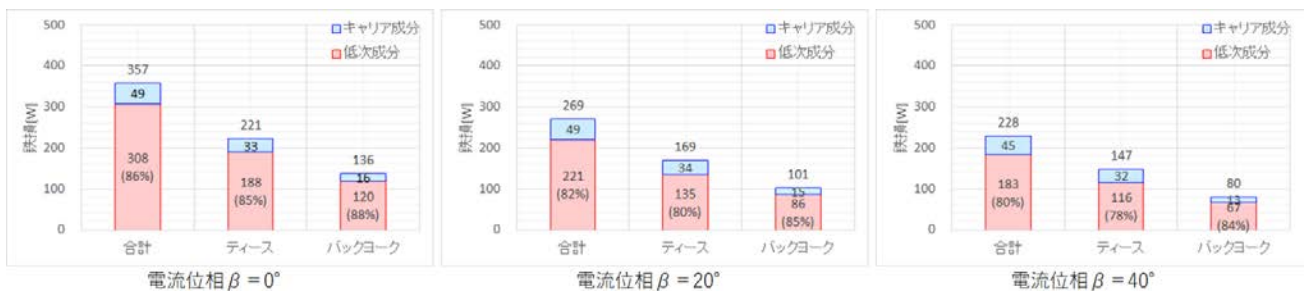


図 3.4.20 低次成分とキャリア成分の鉄損分離結果 (キャリア周波数 10kHz)



図 3.4.21 低次成分とキャリア成分の鉄損分離結果 (キャリア周波数 5kHz)

上記の知見(1)について、さらに詳細を述べる。図 3.4.22 は、図 3.4.20 の電流位相 0° と電流位相 40° の鉄損を比較したグラフである。電流位相を 0° から 40° に進めたとき、弱め磁束の効果による鉄損減少量のうち、低次成分による鉄損の減少量は 41% に対しキャリア成分による鉄損の減少量は 9% である。

これは、図 3.4.23 の BH ループが示すように、電流位相を 0° から 40° に進めたとき、弱め磁束の効果により最大磁束密度が低下するためと考えられる。このことは、図 3.4.24 に示すティース部における磁界強度、磁束密度の FFT 結果をみると、電流位相を 0° から 40° に進めたとき、低次成分の減少量は大きく、キャリアの主成分 (キャリア周波数の 2 倍の成分) の減少量は小さいことから分かる。以上のように、取得した BH ループの情報を分析することで、電流位相と鉄損増減の相関関係を考察することができる。

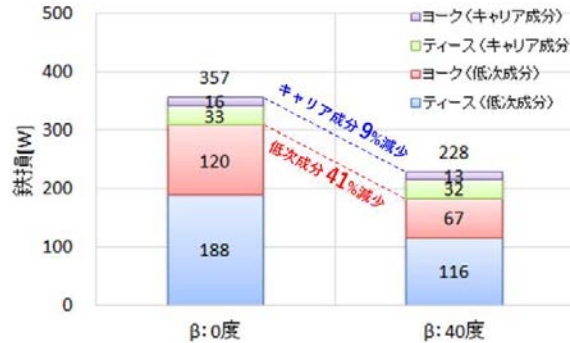


図 3.4.22 鉄損分離結果の詳細 (キャリア周波数 10kHz)

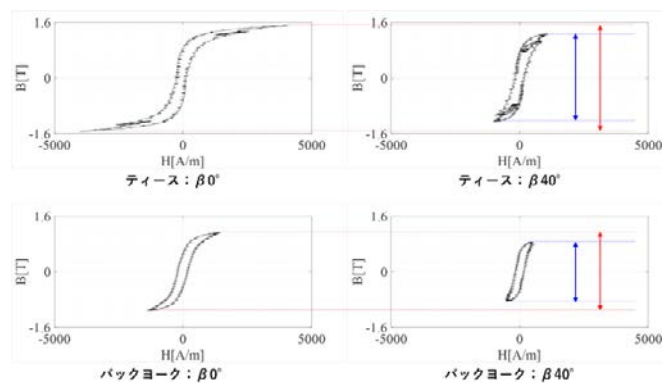


図 3.4.23 電流位相変更時の BH ループ (キャリア周波数 10kHz)

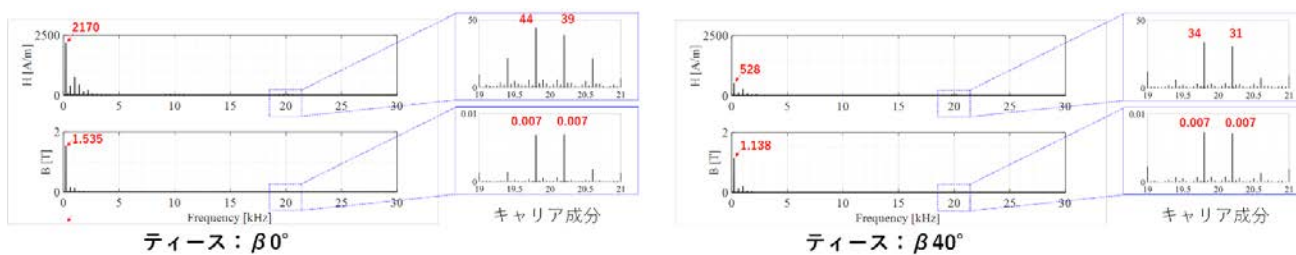


図 3.4.24 磁界強度と磁束密度の FFT 結果 (キャリア周波数 10kHz)

3.4.5 まとめ

今回、局所的な鉄損の測定手法として H コイル法を提案し、インバータ駆動時におけるモーター内部の局所的な鉄損評価を行った。本報告では、インバータの制御パラメータとして電流位相、キャリア周波数の 2 つに着目し、H コイル法で測定した BH ループを分析した結果、制御パラメータと鉄損の増減を相関付けた考察ができることが分かった。これらの成果は、家電、産業機器及び HEV 駆動用モーターに限らず、様々な用途のモーターの低損失化インバータ制御手法の開発に展開できる可能性を有する。

参考文献

- (1) JIS : 「端板試験器による電磁鋼帯の磁気特性の測定方法」, C2556(1996)
- (2) JIS : 「永久磁石試験方法」, C2501(1998)
- (3) 中川倫博・北野伸起・小林直人・浅野能成・山際昭雄 : 「インバータ励磁下における局所的な鉄損評価技術 (第 1 報)」, 電気学会回転機・リニアドライブ・家電・民生合同研究会, RM-16-088 LD-16-096 HCA-16-055, pp39-44(2016)
- (4) 中川倫博・三箇義仁・北野伸起・小林直人・浅野能成・山際昭雄 : 「モータ鉄損測定の新手法の提案」, 電気学会回転機・リニアドライブ・家電・民生合同研究会, RM-17-082 LD-17-080 HCA-16-047, pp47-52(2017)
- (5) 中川倫博・北野伸起・小林直人・浅野能成・山際昭雄 : 「インバータ励磁時のモータ用電磁鋼帯の鉄損評価技術」, 自動車技術会, 2017 春季大会学術講演予稿集, pp2135-2140(2017)
- (6) 浅野能成・中川倫博・三箇義仁・山際昭雄 : 「インバータ励磁時のモータ鉄損評価技術」, 電気学会モータドライブ研究会/回転機研究会/自動車研究会, MD-20-067/RM-20-042/VT-20-005, pp7-12(2020)

3 章 5 節 超高精度モーター損失分析評価装置

3.5.1 はじめに

近年の高性能化したモーターの効率は 96%以上に達している。モーター効率を正確に評価するためには、残り 4%程度の損失を正しく評価する必要がある、高精度なモーター損失分析評価技術が必要となる。従来のモーター損失・効率評価システムでは測定誤差の大きな要因として、トルクの測定精度、軸受等の機械損失が挙げられる。モーターの損失を高精度に評価する為には、軸受損失(機械損失)の正確な測定が不可欠である。本節では、磁気軸受を用い、機械損失を安定化・最小化したモーター損失分析評価装置を開発したので報告する。

3.5.2 モーター損失分析評価装置の概要

(1) 従来の損失分析手法の課題

モーターの損失分析方法を図 3.5.1 に示す。特に、鉄損は直接測定することができないため、正確に算出するためには、発生する機械損失を正確に測定する必要がある。しかし、モーター駆動中の機械損失を測定することは困難である。

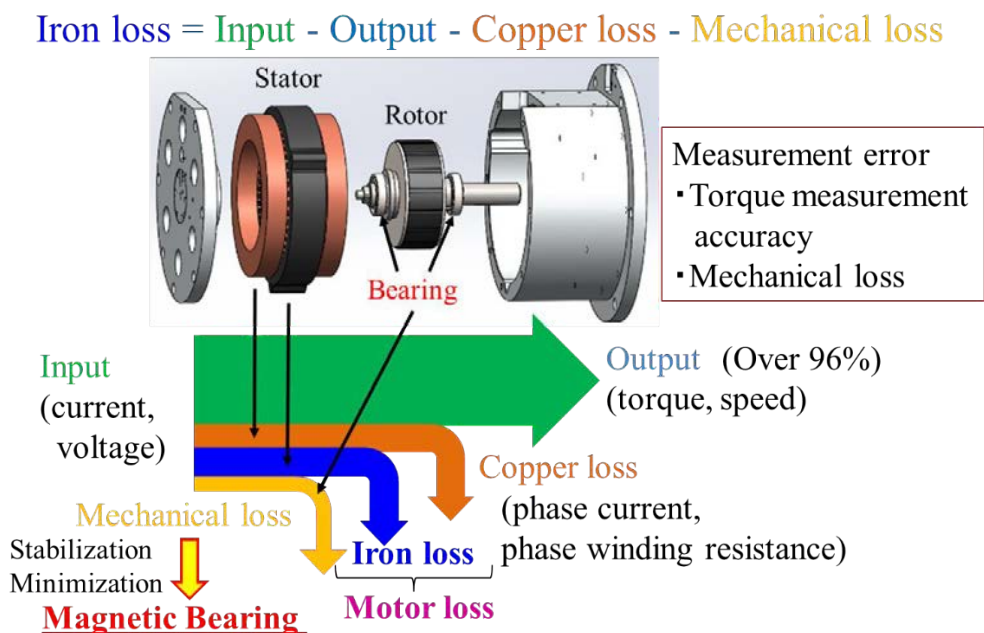


図 3.5.1 鉄損の測定方法

(2) 磁気軸受の仕様決定

そこで、磁気軸受を用い、機械損失を安定化させ、かつ、最小化したモーター損失分析評価装置を開発することとした。まずは、磁気軸受仕様のうち、ロータ偏心時の運転に必要なラジアル負荷荷重を決定するため、表 3.5.1 に示す 8 極 48 スロットの永久磁石同期モーターを用い、偏心時にロータにかかる力を解析より求めた。

図 3.5.2 に解析モデル、表 2 に解析条件を示す。アンペアターンは、最大トルク 200Nm 以上を発生する 24000AT までとした。

最初に、トルク特性を図 3.5.3 に示す。トルク特性は偏心量による変化が少ないので、代表して偏心量 0.2mm の特性を示す。磁気軸受のタッチダウンベアリングの隙間は 0.2mm であり、実際の偏心量は 0.2mm が最大である。

表 3.5.1 モーター仕様

Item [Unit]	Value
Stator diameter [mm]	264
Rotor diameter [mm]	160.4
Rotor inner diameter [mm]	51
Air gap length [mm]	0.75
Rotor mass [kg]	6.7
Stator stack length [mm]	50.8
Rotor stack length [mm]	50.2
Lamination thickness [mm]	0.3
Armature winding[turn/phase]	88
Magnet dimensions [mm]	7.2×17.9×49.3

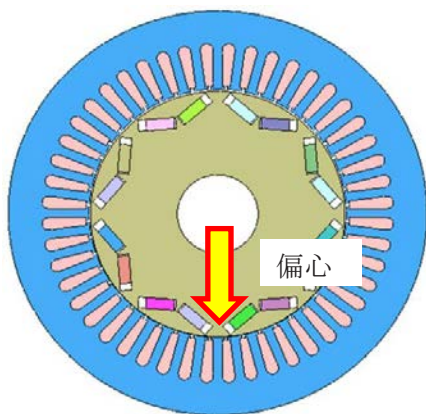


図 3.5.2 解析モデル

解析条件

Item [Unit]	Value
Eccentricity[mm]	0.1 , 0.2 , 0.3
Ampere-turn [AT peak]	6000,12000,18000,24000
Current phase[deg]	-90~90
Torque[Nm]	Average
Electromagnetic force[N]	Peak

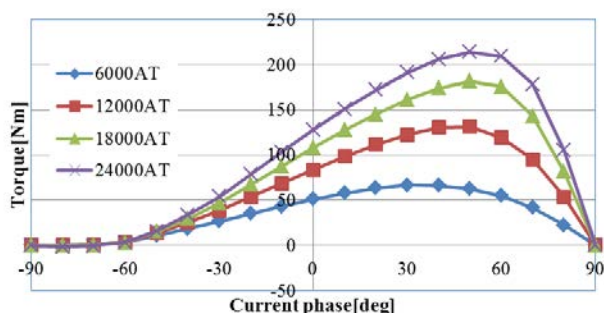
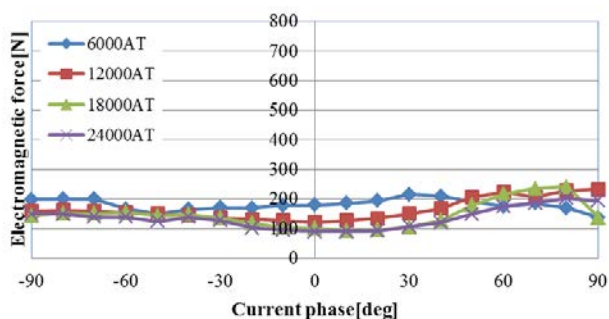
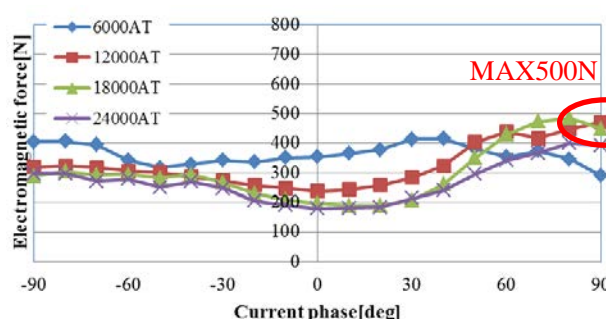


図 3.5.3 トルク特性 (偏心量:0.2mm)

次に、偏心時にロータの径方向に働く電磁力の特性を図 3.5.4 に示す



(a) 偏心量:0.1mm

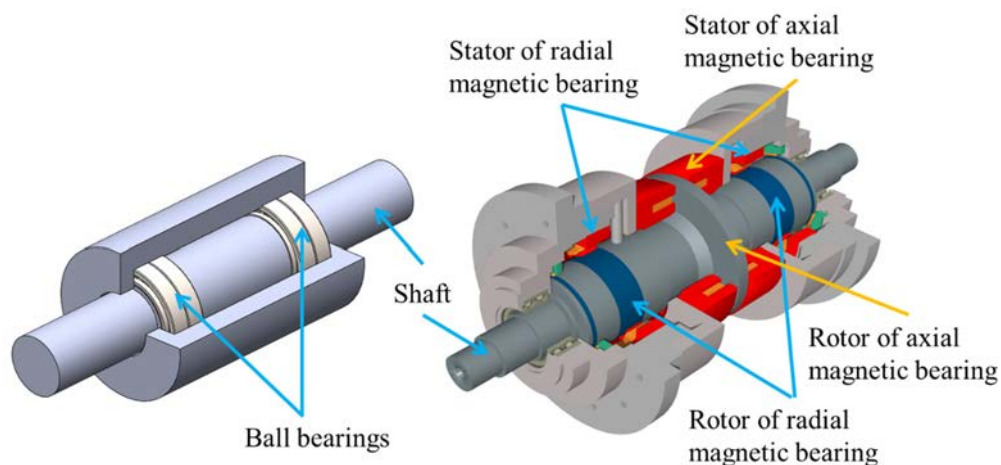


(b) 偏心量:0.2mm

図 3.5.4 径方向に働く電磁力

実際の磁気軸受には、磁気軸受停止時および制御不能時に軸受として機能するタッチダウンベアリングがあり、その隙間は0.2mmであるため、最大偏心量は0.2mmである。図3.5.4(b)を見ると、ロータにかかる径方向の電磁力は最大500N程度である。本装置は測定時の供試モーターの脱着を容易にするため片持ち構造を採用しており、片持ち構造にて偏心時の電磁力に加えてロータの自重および振れ回りによる遠心力に十分耐えられるよう2倍して、ラジアル負荷荷重1200Nを選択した。

次に、今回採用した磁気軸受の構造を図3.5.5に示す。従来型の軸受ユニットとは異なり、スラスト磁気軸受の両側にラジアル磁気軸受を配置した一体構成の軸受ユニットとした。運転中はシャフトが磁気浮上しており、非接触であるため、機械損失の発生しない構造となっている。



従来の軸受ユニット

磁気軸受ユニット

図 3.5.5 磁気軸受の構造

3.5.3 モーター損失分析評価装置

開発した装置のシステム図を図 3.5.6 に示す。負荷モーターおよび供試モーター用インバータは、コンバータとしても動作し、発電機の試験も可能な仕様とした。

次に、実際に導入したモーター損失分析評価装置の基本機能および主要装置の仕様を表 3.5.3 に示す。主要装置の1つであるトルク検出器も機械損失の発生しないフランジ型とし、最高回転数 20,000rpm、精度 0.01% (100Nm) の高精度かつ高速回転に耐えられる仕様とした。実際に製作したモーター損失分析評価装置を図 3.5.7 に示す。

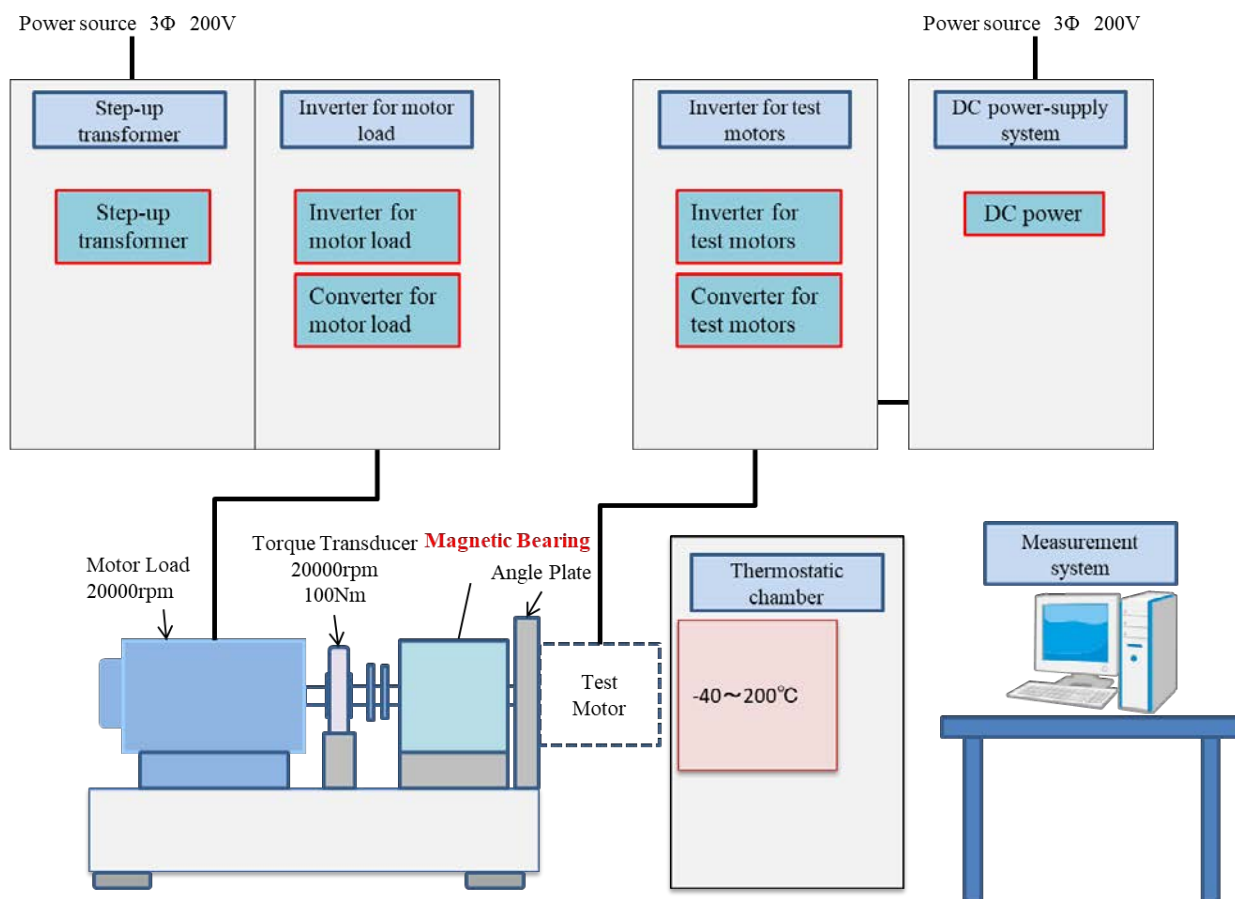


図 3.5.6 システム図

表 3.5.3 システム仕様

Motor loss analysis evaluation system	
Maximum measurement speed[rpm]	20,000
Maximum measurement torque[Nm]	100
Power of the load motor[kW]	125
DC power-supply system	
Maximum output voltage[V]	1,000
Output capacity [kW]	46
Thermostatic Chamber	
Temperature range[°C]	-40~200
Torque Transducer	
Type	T12
Nominal rotational speed[rpm]	20,000
Nominal torque[Nm]	100
Accuracy[%]	0.01 (100Nm)
	0.004 (20Nm)

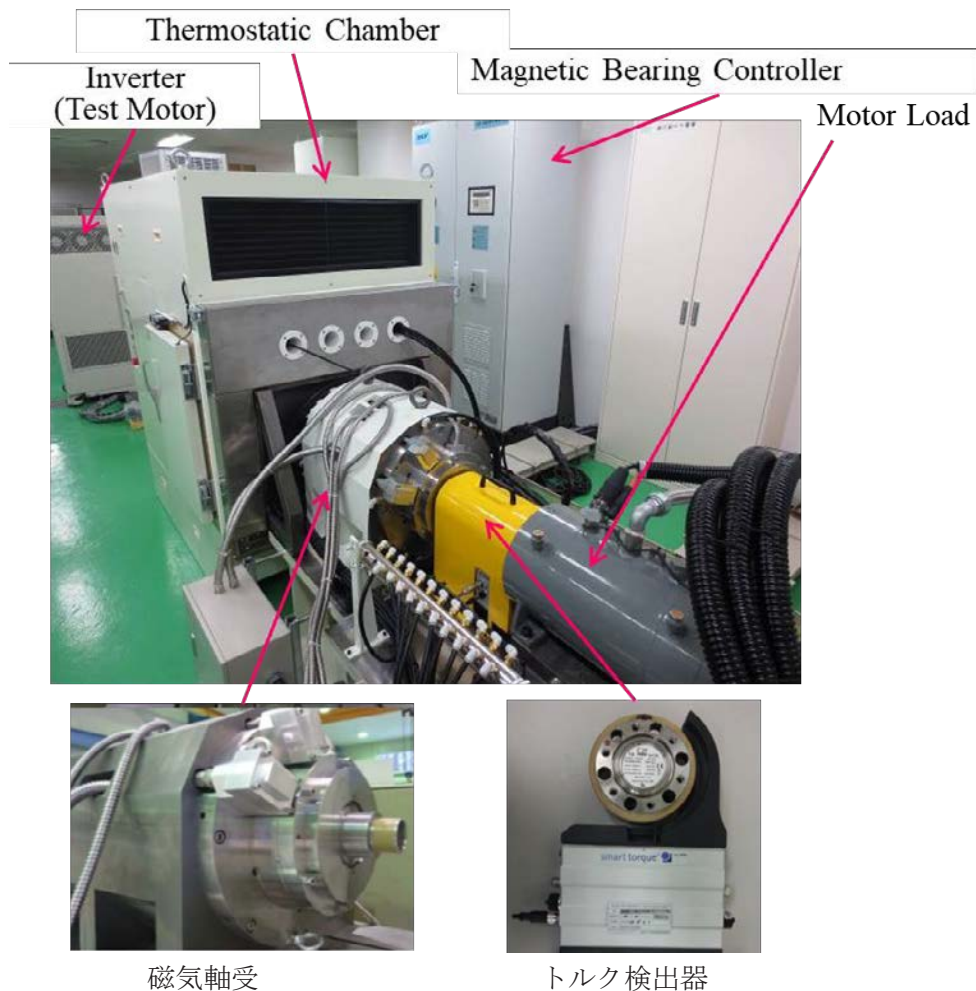
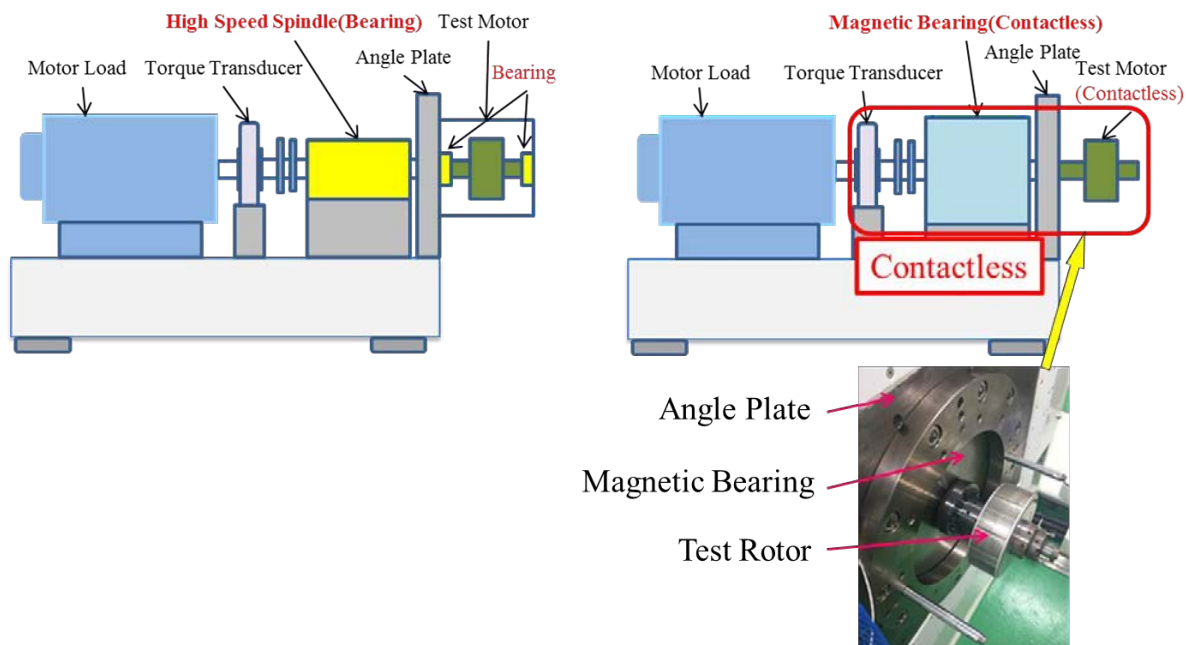


図 3.5.7 モーター損失分析評価装置

次に、従来型との構造の比較を図 3.5.8 に示す。図 3.5.8(a)に示す従来の装置では、供試モーターの両側に軸受を挿入していたが、図 3.5.8 (b)に示す今回開発した装置では、磁気軸受にロータを直接付け、片持ちで支持をする構造とした。これにより、モーターの脱着を容易にするとともに、供試モーターの両側の軸受が不要となり、回転部分が非接触であるため、機械損失の小さい構造とすることができた。図 3.5.8(b)に、実際にロータを組み付けた画像も合わせて示す。



(a)従来の軸受タイプ

(b)磁気軸受タイプ

図 3.5.8 モーター損失解析評価装置の構成

3.5.4 供試モーターの特性測定

(1) 供試モーターの取り付け方法

図 3.5.9 に、評価に用いた 8 極 48 スロットの永久磁石同期モーターを示す。開発した装置では、図 3.5.8 (b)のように磁気軸受にロータを取り付けた後、ステータを挿入し、モーターを組み立てる構成とした。組み立てる際、磁気吸引力によりロータとステータが接触しないよう、面板にスライドシャフトが取り付けられている。あらかじめ治具に組み付けたステータをスライドシャフトに沿って挿入することにより、磁気吸引力の強い永久磁石同期モーターを容易に組み立てることが可能である。

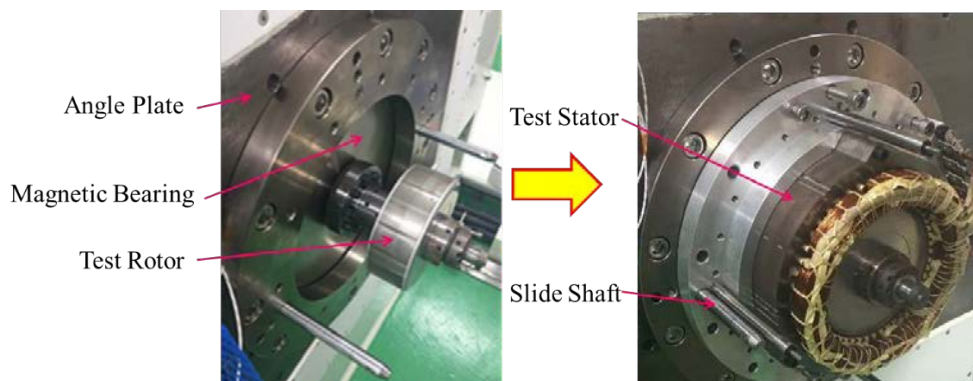


図 3.5.9 供試モーター

(2) 磁気軸受による軸受位置制御性能

本装置では、磁気軸受が共振等で振れ回ることなく運転できているかを確認するため、磁気軸受の状態をモニターできるようになっており、画面左側に負荷モーター側、右側に供試モーター側のシャフト位置および軸受温度、画面下側に回転数が表示されるようになっている。図 3.5.10 に、磁気軸受の位置表示システムを示す。(a)は磁気軸受が停止し、タッチダウンしている際の表示である。(b)は磁気浮上した際の表示であり、シャフトは中心位置で停止している。(c)は 3000rpm,20Nm で駆動中の表示である。

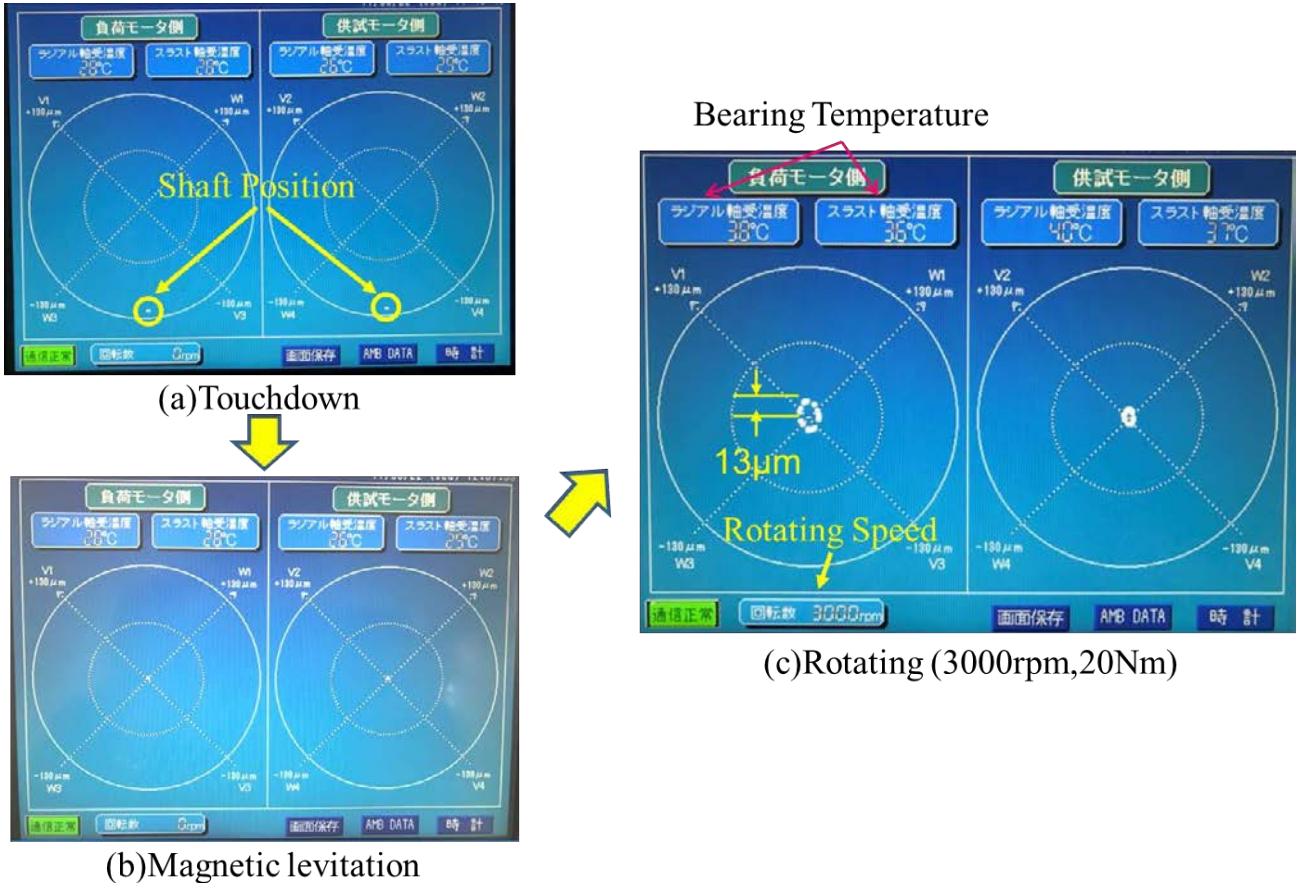


図 3.5.10 位置表示装置

位置表示システムでは、軌跡が残るようになっており、外周の円が $130\mu\text{m}$ の変位量を示すので、図 3.5.10(c)の 3000rpm、20Nm の駆動中に、供試モーターは $13\mu\text{m}$ 程度振れ回って回転している事が分かる。この振れ回り量は正常な範囲内であり、共振を起こすことなく、供試モーターの測定をすることができる。通常、磁気軸受は特定のモーターと組み合わせた状態で特性調整をして使用されるが、本装置はモーター損失分析評価装置である事より、供試モーターを交換しながら測定する必要がある。現在、表 3.5.1 とは体格の異なる表 3.5.4 に示す供試モーターでも、磁気軸受の特性調整をすることなく正常に運転ができた。

表 3.5.4 モーター仕様

Item [Unit]	Value
Stator diameter [mm]	264
Rotor diameter [mm]	160.4
Rotor inner diameter [mm]	51
Air gap length [mm]	0.75
Rotor mass [kg]	6.7
Stator stack length [mm]	50.8
Rotor stack length [mm]	50.2
Lamination thickness [mm]	0.3
Armature winding[turn/phase]	88
Magnet dimensions [mm]	7.2×17.9×49.3

3.5.5 測定結果

供試モーターの損失分析を、表 3.5.5 に示す高頻度で運転される評価条件にて行った。

表 3.5.5 評価条件

Item [Unit]	Value
Rotational speed[rpm]	3000
Torque[Nm]	20
Inverter Input Voltage[V]	DC650
Inverter Switching Frequency[Hz]	10,000
Phase of current[deg]	40

上記評価条件にて、供試モーターの効率は 96.2%であった。評価点における損失分析結果を、図 3.5.11 に示す。モーター入力電力に占める磁気軸受損失の割合は 0.87%と小さく、高精度に損失分析が可能となった。

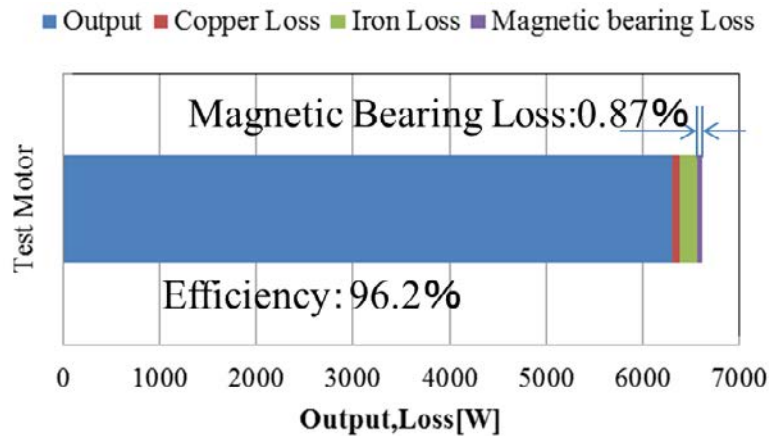


図 3.5.11 損失分析結果

次に、再現性を確認するため、後日同じポイントで再度試験を行い、データの比較を行った。比較表を表 3.5.6 に示す。

表 3.5.6 比較表

	First Time	Second Time
Rotational Speed[rpm]	3000.0	3000.0
Torque[Nm]	20.3	20.2
Output[W]	6365.3	6342.0
Voltage[V]	152.4	149.7
Current[A]	18.4	18.1
Input[W]	6616.9	6595.6
Copper loss[W]	80.2	77.9
Iron loss[W]	171.4	175.7
Efficiency[%]	96.2	96.2

2度目の測定結果も、効率は96.2%であり、再現性の良いデータが得られた。また、1回目と2回目の損失分析結果を、図 3.5.12 に示す。損失の割合も、ほぼ同程度で、再現性の良い損失分析が行えていることがわかる。

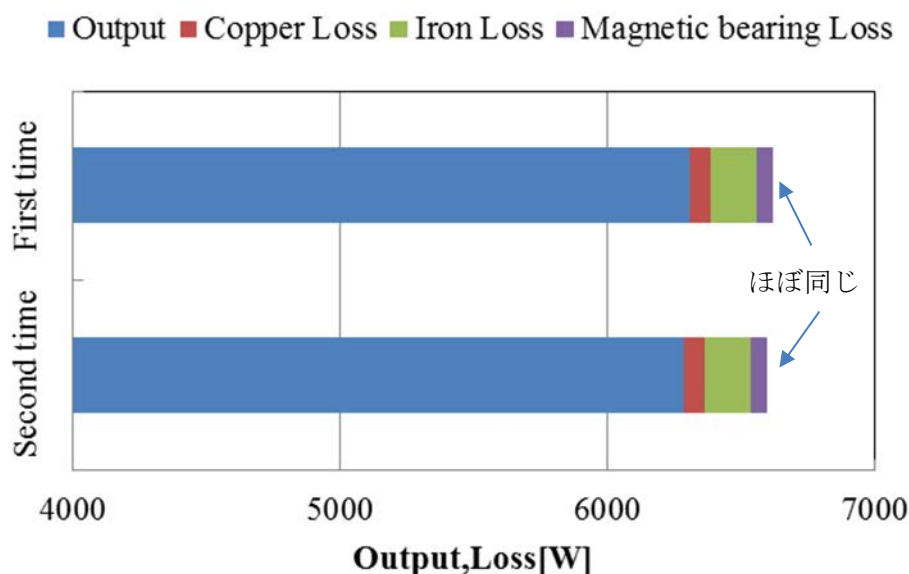


図 3.5.12 損失分析結果比較

3.5.6 まとめ

従来のモーター損失・効率評価システムにて、測定誤差の大きな要因として、トルクの測定精度および軸受等の機械損失が挙げられた。そこで、磁気軸受を搭載し、回転部分を非接触とした機械損失の小さく安定化した評価装置を開発した。また、トルク検出器に関しても、高精度かつ高速回転に耐えられる仕様とし、測定精度を向上した。これにより、測定日時が異なっても、再現性の良いデータが取得できるようになった。また、体格の異なる2種類のモーターにおいて、同一の磁気軸受特性で運転でき、作業性良く

20,000rpm-100Nm 内の高効率モーター損失分析評価が可能となった。

参考文献

- (1) 浅野能成・荒木辰太郎・山際昭雄：エアコン用モーターにおける重希土類使用量の変遷と将来に向けた取り組み，電学モータドライブ・回転機・自動車合同研資,MD-14-074, RM-14-037, VT-14-009 (2014)
- (2) 山際 昭雄：モータ組込時の磁性特性評価技術開発状況,モータ技術シンポジウム,C5-2(2015)
- (3) 「超高効率モーター用分析評価装置を開発」,NEDO ニュースリリース(2015)
- (4) 高効率モーター用磁性材料技術研究組合のホームページ(2022年2月末現在)
<http://www.maghem.jp/index.html>.
- (5) 春野健太郎・八代堯久・佐野新也・滝澤敬次・水谷竜彦：小型ハイブリッド車用 新型モータの開発，自動車技術会 2016 春季大会学術講演予稿集,206(2016)
- (6) 三箇義仁・近藤俊成・浅野能成・山際昭雄：磁気軸受を用いた高効率モータ損失分析評価技術，自動車技術会 2017 春季大会学術講演予稿集,386(2017)
- (7) 中川倫博・三箇義仁・北野伸起・小林直人・浅野能成・山際昭雄：モータ鉄損測定の新手法の提案，電学回転機・リニアドライブ・家電・民生同研資, RM-17-082, LD-17-080, HCA-17-047 (2017)
- (8) 浅野能成：インバータ励磁時のモータ用電磁鋼板の鉄損評価技術,モータ技術シンポジウム,B3-2(2020)

3章6節 風損分離技術

3.6.1 はじめに

モータの高効率・低損失化を達成するためには、モータで生じる損失を発生要因ごとに正確に把握することが重要である。そこで、モータ損失を分離測定するための装置を製作し、モータコア部を模擬した供試体の損失分離手法を構築した。この装置を用いて機械損から風損を抽出する実験を行い、良好な分離測定結果が得られ、風損の損失増加要因を実験的に確認した。本節では、これらの結果について報告する。

3.6.2 モータ損失分離装置の概要

図3.6.1にモータ損失分離装置の構成を示す。装置上部に供試体となるロータコアとステータコアを配置し、装置下部にある駆動モータの回転軸と供試体ロータ軸とがトルクメータを介して接続されている。この駆動モータによって供試体ロータを回転させ、その際に発生する損失を軸トルクとしてトルクメータで検出する。

また本装置は、供試体部でモータの実装環境を模擬できるように、モータ内部の通風および圧力を模擬する機構を有する。この機構を用いて、機械損評価では、供試体部を減圧した状態の機械損を測定することにより、機械損から風損を分離抽出することが可能である。

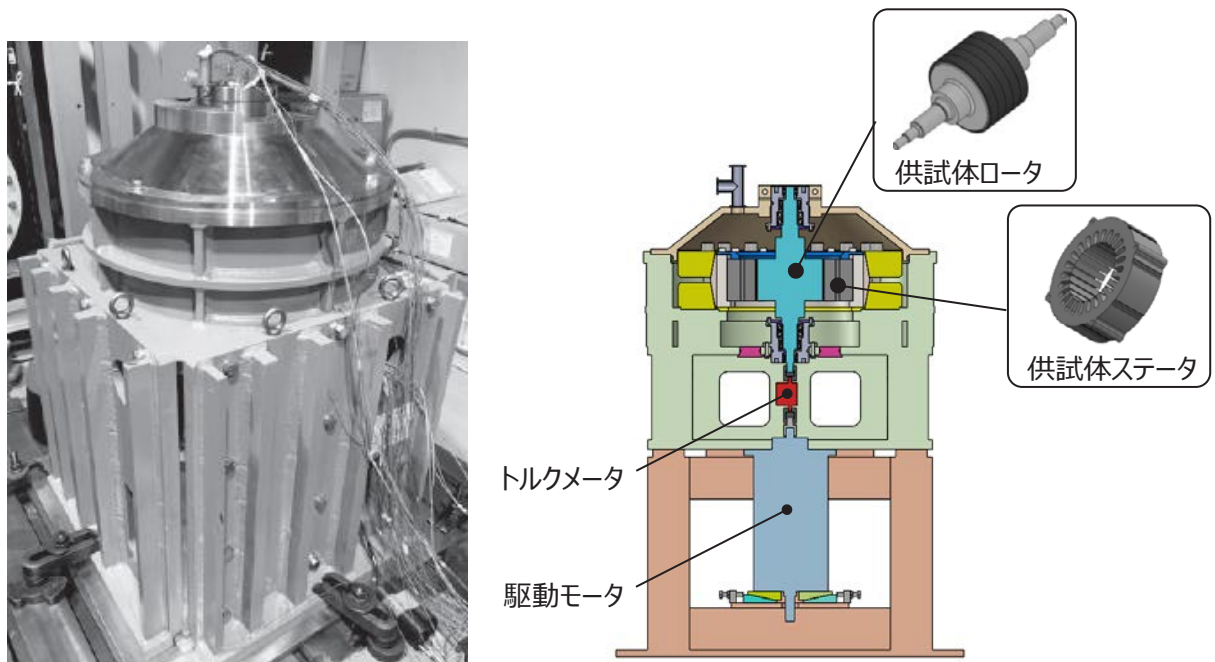


図 3.6.1 モータ損失分離装置の外観と内部構成

3.6.3 風損算定式

図3.6.2に本装置の供試体模式図を示す。供試体のステータコアとロータコアは、外管静止・内管回

転のラジアルギャップタイプの二重円筒管である。この条件下における風損は、ロータとステータの側面部分と、内管であるロータの上下円盤面にてそれぞれ発生する。

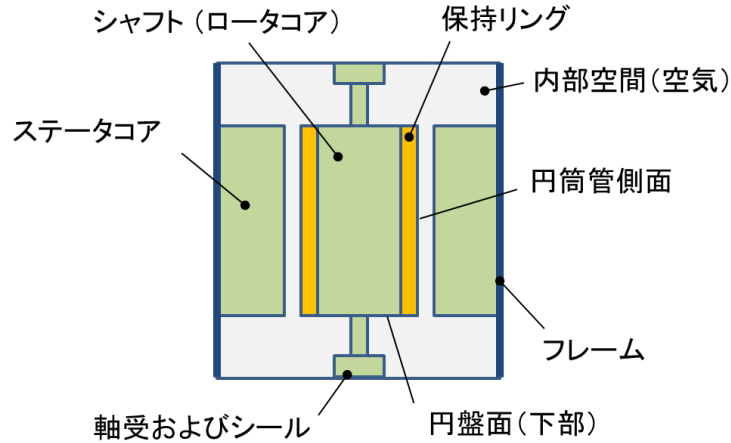


図 3.6.2 供試体部の模式図

内管の半径 r_i [m]、回転角速度 ω [rad/s]、周速 u_i [m/s]で回転しているときの円筒管側面で発生する風損について F.Wendt 氏の論文⁽¹⁾から以下式を用いて算定する。供試体状態および試験条件からレイノルズ数 Re_r を 3.6.1 式から導出する。

$$Re_r \equiv \frac{u_i d}{\nu} \quad (3.6.1)$$

ただし、 d : ロータ・ステータ間ギャップ長さ[m]、 ν : 流体の動粘性係数[m²/s]

次に、摩擦モーメント係数 C_{Mr} は、レイノルズ数の大きさにより経験式 3.6.2 式および 3.6.3 式で示される。その際に 3.6.4 式に示す内管と外管の半径比 η を用いる。

$$C_{Mr} = 3.68 \frac{(1-\eta)^{0.25} \eta^{3.5}}{(1+\eta)^4} Re_r^{-0.5} \quad (400 < Re_r < 10^4) \quad (3.6.2)$$

$$C_{Mr} = 0.584 \frac{(1-\eta)^{0.25} \eta^{3.5}}{(1+\eta)^4} Re_r^{-0.3} \quad (10^4 < Re_r < 10^5) \quad (3.6.3)$$

$$\eta = \frac{r_i}{r_o} \quad (3.6.4)$$

そして、摩擦モーメント係数 C_{Mr} とトルク M_r の関係は 3.6.5 式で示され、3.6.6 式より側面部分の風損 P_{Wr} が求まる。

$$C_{Mr} \equiv \frac{M_r}{2\pi\rho r_m^4 \omega^2 L} \quad (3.6.5)$$

$$P_{Wr} \equiv M_r \omega \quad (3.6.6)$$

ただし、 ρ : 流体の密度 [kg/m³]、 L : 円筒高さ [m]、 r_m : 内外円筒の中央半径 [m]

続いて、回転内管（ロータ）の上下円盤面で発生する風損は、Schlichting⁽²⁾によって提案されている以下の式で導出する。

レイノルズ数 Re_z は 3.6.7 式と定義する。

$$Re_r \equiv \frac{u_i d}{\nu} \quad (3.6.7)$$

摩擦モーメント係数 C_{Mz} は、レイノルズ数の大きさにより 3.6.8 式から 3.6.12 式の実験式で示され、これら式の使用判定は、3.6.13 式から 3.6.15 式で示される臨界レイノルズ数 Re_z の大小関係で区分される。

(1) $Re_{z2} > Re_{z3}$ の場合

$$C_{Mz} = 0.0622Re_z^{-0.2} \quad (Re_{z2} < Re_z) \quad (3.6.8)$$

$$C_{Mz} = 2.67Re_z^{-0.5} \quad (Re_{z1} < Re_z < Re_{z2}) \quad (3.6.9)$$

$$C_{Mz} = 2\pi \frac{r_i}{s} Re_z^{-1} \quad (Re_z < Re_{z1}) \quad (3.6.10)$$

(2) $Re_{z2} < Re_{z3}$ の場合

$$C_{Mz} = 0.0622Re_z^{-0.2} \quad (Re_{z3} < Re_z) \quad (3.6.11)$$

$$C_{Mz} = 2\pi \frac{r_i}{s} Re_z^{-1} \quad (Re_z < Re_{z3}) \quad (3.6.12)$$

ただし、 s : 円盤面からケース等壁面までのギャップ長 [m]

$$Re_{z1} = \left(\frac{1}{2.67} \times 2\pi \frac{r_i}{s} \right)^2 \quad (3.6.13)$$

$$Re_{z2} = \left(\frac{2.67}{0.0622} \right)^{\frac{1}{0.3}} \quad (3.6.14)$$

$$Re_{z3} = \left(\frac{1}{0.0622} \times 2\pi \frac{r_i}{s} \right)^{1.25} \quad (3.6.15)$$

上述より選択された摩擦モーメント係数 C_{Mz} とトルク M_z の関係は 3.6.16 式で示され、3.6.17 式により上下円盤面の風損 P_{Wz} が求まる。

$$C_{Mz} \equiv \frac{M_z}{\frac{1}{2}\rho\omega^2 r_i^5} \quad (3.6.16)$$

$$P_{Wz} \equiv M_z \omega \quad (3.6.17)$$

したがって、ロータおよびステータを模した二重円筒管で発生する風損 P_W は、円筒側面の風損 P_{Wr} と上下円盤面の風損 P_{Wz} の和で、3.6.18 式で示される。

$$P_W = P_{Wr} + P_{Wz} \quad (3.6.18)$$

なお、上記式で算出される風損は、内管であるロータを円柱形、外管であるステータを円筒形とし、すべての面が完全平滑状態であり、円筒側面と円盤上下面の相互作用は考慮しないものとする。そのため、実際のモータに比べ理想的な状態となる。

3.6.4 機械損測定概要

図 3.6.2 の装置を用いて供試体部で発生する機械損を測定する。供試体ロータコアは、永久磁石をロータ表面に貼り付けた構造を模しており、ロータ最外周には保持リングを備える。ここでは、永久磁石は未着磁の状態とする。また、シャフト両端には軸受とシールを備える。供試体ステータコアは、外乱を省く目的で完全円筒形状の鉄塊を使用し、スロット開口部を模した溝を設けたものと溝のない平滑面のものと 2 種類を用意した。

上記の供試体ロータコアを駆動モータで回転させることで、任意の回転数の機械損を測定できる。このとき、供試体の機械損には、風損と軸受損とシール損が含まれる。

ここで、機械損から風損のみを抽出することを目的として、供試体部の内気圧力に対する機械損の推移を測定する。その結果から絶対真空状態の機械損を推定する。絶対真空状態の機械損は、軸受損とシール損の合計であるため、大気圧下での機械損と絶対真空状態の機械損の差分を風損として抽出することができる。

3.6.5 機械損測定結果

表 3.6.1 に減圧実験条件を示し、これを実験 1 とする。実験の結果、図 3.6.3 に内気圧力に対する機械損の推移を示す。ここでは、減圧前の機械損を 100%としている。グラフから、内気圧力と機械損が比例関係にあることが確認できる。

また、測定結果の近似曲線から、絶対真空状態での機械損はグラフの切片となり、その大きさは減圧前の機械損の 53%となった。これが本供試体の機械的接触に伴う機械損で、軸受損とシール損の合計値である。したがって、減圧前の風損は残りの 47%となる。この実験方法により、機械損から風損を抽出できることを確認した。

次に、表 3.6.1 と同条件の実験を、ステータコアのスロット開口溝を有する状態で行い、これを実験 2 とする。実験 1 と同様の手法で風損を抽出し、その結果である内気圧力に対する風損の推移を図 3.6.4 に示す。ここでは、3.6.3 項に記した風損算定式から求めた減圧前の風損値を 100%として表記する。

実験 1 は、保持リング付きロータとスロット開口溝のない平滑面のステータの組合せで、風損は計算値と比較して 17%増加した。その要因の一つとして、ロータ表面の粗さによる摩擦の増加が考えられる。

そして、実験 2 は保持リング付きロータとスロット開口溝を有するステータの組合せで、風損は計算値と比較して 33%増加した。実験 1 との比較では 16%増加しており、実験 1, 2 の条件差から、スロット開口溝によるステータ表面の凹凸形状が要因であると考えられる。

実機のモータは実験 2 に相当することから、流体接触条件に配慮することで、風損を低減したコア設計が可能となる。

表 3.6.1 減圧実験条件

項目	内容
ロータコア	未着磁ロータ
ステータコア	ステータ模擬円筒管
供試体内部流体	空気
減圧範囲	0 ~ -0.08 [MPa] (0.02MPa 刻み 5 点)
回転数	20,000 [min ⁻¹]
供試体の損失	風損, 軸受損, シール損

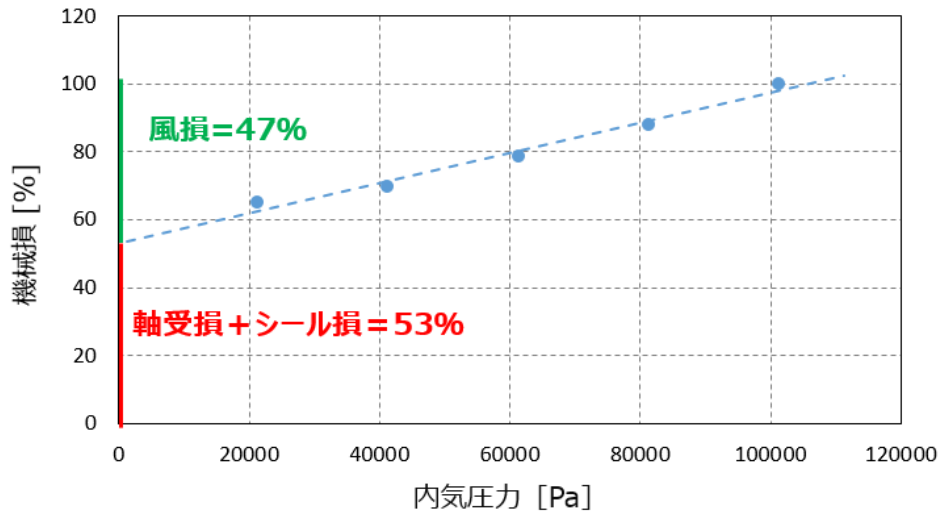


図 3.6.3 内気圧力に対する機械損の推移

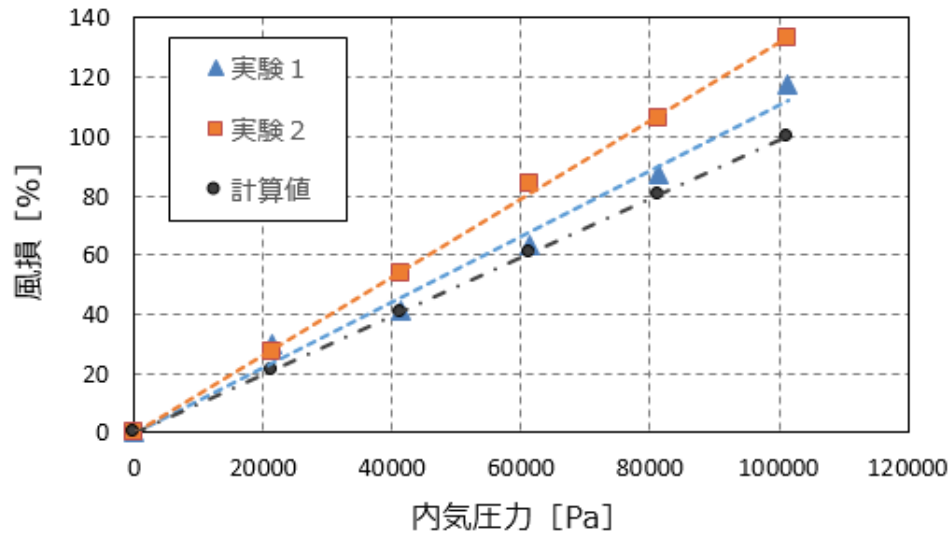


図 3.6.4 内気圧力に対する風損の推移

3.6.6 まとめ

本節の研究では、モータ損失分離装置を製作し、機械損の測定および風損抽出を行い、良好な分離測定結果を得られた。風損においては、ロータ表面、ステータ表面の粗さや形状の状態が影響し損失増加を招くことを確認した。

参考文献

- (1) Von F. Wendt, "Turbulente Stromungen zwischen zwei rotierenden konaxialen Zylindern", Arch. Appl. Mech. 4(6), pp. 577-595 (1933).
- (2) Schlichting, Boundary Layer Theory, McGraw-Hill Press, New York (1979)

第 4 章 新しい磁石材料を用いたモーター設計

4章1節 新しい磁石材料を搭載した時のモーター特性

4.1.1 はじめに

本プロジェクトでは、180℃における最大エネルギー積が従来の2倍である50MGOeを目標としている。一方、この目標を達成した磁石を用いた場合のモーターとしての効果を定量化することは、プロジェクトを進める上でのモチベーションとなる。本節では、電気学会ベンチマークモデルであるDモデルモーター⁽¹⁾に、最大エネルギー積2倍の磁石⁽²⁾を搭載した時のモーター性能への効果について検討した結果について紹介する。

4.1.2 検討モデル及び検討条件

(1) 検討を行ったモデル

検討を行ったモデルの仕様及びロータ、ステータの断面図を表4.1.1、図4.1.1、図4.1.2に示す。これは電気学会産業応用部門の調査専門委員会が設定したベンチマークモデルDモデルであり、家庭用エアコンに搭載されたIPMモーターをモデルとしている。

検討に用いた磁石データを表4.1.2及び図4.1.3に示す。トルク計算は100℃で、減磁解析は180℃で行っている。また、ベース磁石をNMX-39EH⁽³⁾とし、最大エネルギー積50MGOeの磁石は、残留磁束密度側に振った高Br×低Hc、保磁力側に振った低Br×高Hcの2通りで検討を行った。ここで、低Hcや低Brというが、相対的に低いというだけであって、ベース磁石と比較して低いわけではない。

(2) 検討条件

磁石材質を、高い目標値を持ったものとして設定しているのに合わせて、電磁鋼板も0.25mmの薄板電磁鋼板を用いた。また、磁石材質を変えたときの効率を試算するにあたって、銅損低下分のみを検討するため、鉄損は、ベース磁石で計算した鉄損値を用いている。鉄損と銅損のバランスによって、鉄損の影響は変わることにより、磁石の高性能化による影響を正確に評価できないことを避けるためである。


また、磁石を変えたときのモーター設計は以下のように行い、JMAGにより損失を求め、効率を算出した。

- ① 180℃のデータを使用し、減磁解析により同一減磁耐力を実現する磁石厚みを決定する。
- ② 磁石幅は、磁石体積が同一となるように設定する。
- ③ 上記形状にて、100℃のデータを使用し、同一トルクが発生するように電流値を調整する。

4.1.3 検討結果

上記検討の結果を図4.1.4に示す。低Br×高Hc→高Hc×低Br→39EH(ベース磁石)の順に効率が高い結果となった。同じ最大エネルギー積であってもBrとHcの配分によって効率向上効果に差が出る結果となった。高Br×低Hcは、180℃の保磁力はベース磁石と同一であるので、Br向上の結果ということになる。また、低Br×高Hcは、保磁力が高いために磁石の厚みを薄くでき、その分磁極表面積を大きくできたためである。この結果より、Brのみを高くする影響より、Hcを高くすることで磁石を薄型化し、磁極面積を増やす方が効率向上に効果があることがわかる。

表 4.1.1 モーター仕様

モーター形式	分布巻IPMSM 4極24スロット	
モデル名	Dモデル	
モーター形状		
基本仕様	最大電圧	165V
	最大電流	5A
	定格電流	3A
	定格トルク	1.8Nm
	Ψ_p	0.1568Wb
	L_d	10.7mH(at 3A)
	L_q	26.3mH(at 3A)
	R_s	0.814 Ω
	P_n	2
	相数	3
ステータ	巻数	140 回/相
	外径	112mm
ロータ	コア積厚	60mm
	外径	55mm
磁石	コア積厚	65mm
	材質名	ネオジウム
	残留磁束密度	1.25T
	比透磁率	1.05
電磁鋼板	寸法	20.5 × 65 × 2.5mm
	グレード	50A350

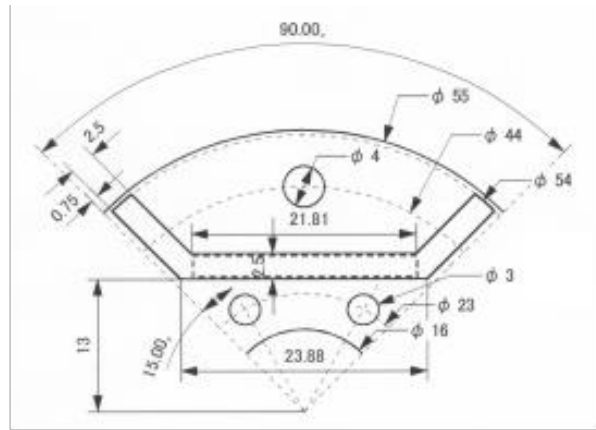


図 4.1.1 ロータの断面図

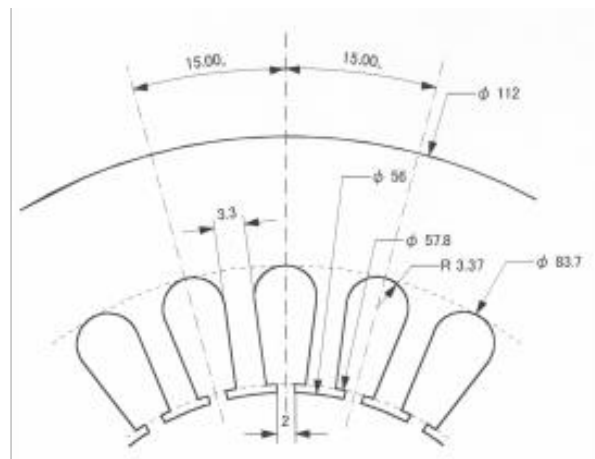


図 4.1.2 ステータの断面図

表 4.1.2 磁石の特性

検討 磁石	材質名	NMX-39EH (JMAGデータ ベース読み値)	MagHEM目標値 高Br × 低Hc	MagHEM目標値 低Br × 高Hc
	Br(RT)	1.24	1.5	1.43
	Br(100°C)	1.15	1.45	1.38
	Br(180°C)	1.02	1.4	1.34
	bHc (RT)	940	1000	1600
	bHc (100°C)	870	750	1200
	bHc (180°C)	495	500	800

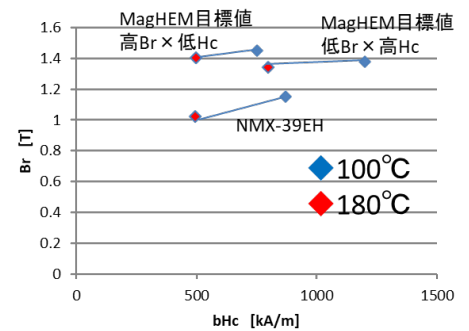


図 4.1.3 磁石の特性

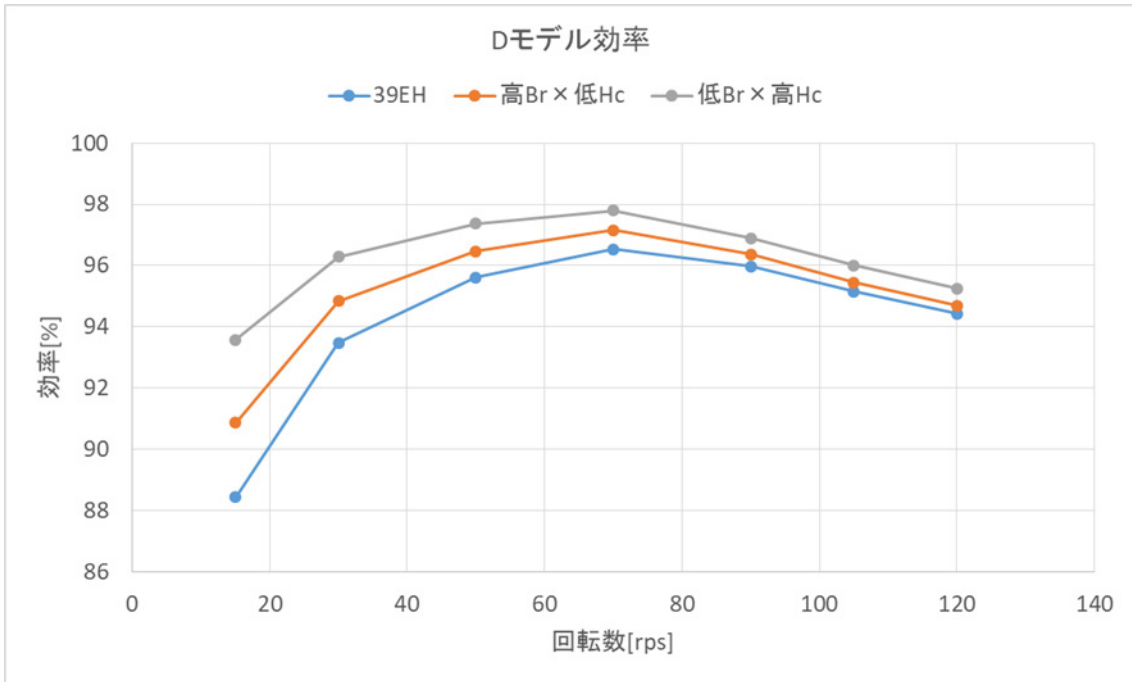


図 4.1.4 効率カーブ

4.1.4 磁石特性と等鎖交磁束ライン

これらの結果より、磁石同一体積条件下では、保磁力が高いほうが、磁石厚みを薄くできる分磁極面積を大きくとれるため、効率向上(厳密には銅損低減)には有利であることが分かった。これにより磁石の特性と許容される磁石体積によって、トルクまたは鎖交磁束が決まることになる。そこで、磁石特性 (Br と Hc) のグラフ上に、等誘起電圧カーブを描いてみた。その手順は以下のとおりである。

- ① 減磁解析結果より、「磁石厚—必要保磁力特性」を求める。
- ② ある磁石形状において「Br—誘起電圧特性」を求める。
- ③ ある Br において、磁石体積一定下で「磁石幅—誘起電圧特性」を求める。
- ④ 磁石幅が最大となる形状にて、「磁石厚—誘起電圧特性」を求める。
- ⑤ 体積一定のときに等誘起電圧カーブを、①②③より、磁石幅最大の時に等誘起電圧カーブを、①②④より求め、磁石の特性グラフ上に表す。

- ① まず、図 4.1.5 に示すように、市販の磁石の常温、100℃、180℃の磁気特性(*, ◆, ▲, ■)より、架空の磁石の特性を設定した(■, □)。ここで、100℃の磁気特性が $Br=1.16T, iHc=1000kA/m$, $Br=1.14T, iHc=1200kA/m$ の2つの磁石を基準として、磁石サイズを変えて減磁解析を行う。減磁解析条件を図 4.1.6 に示す。2相間に電流を流し、電流を流す前後で U 相誘起電圧を比較し、5%減

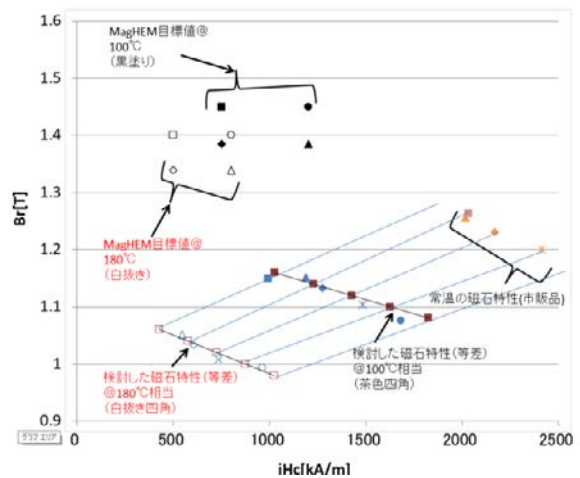
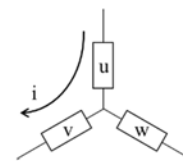
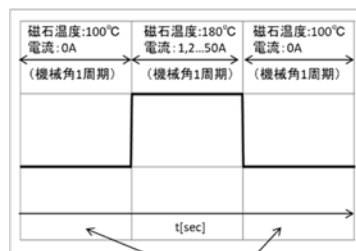


図 4.1.5 磁石の磁気特性

磁する電流を求める。図 4.1.7 に磁石材質が $Br=1.16T, iHc=1000kA/m$ の解析結果を示す。この時の巻き数は 140 ターンで統一している。図 4.1.5 に示す架空の磁石にてこれらの解析を行い、磁石材質ごとに、図 4.1.8 のように、磁石厚(磁石幅)と減磁電流のグラフを描く。なお、磁石量は原則同一となるよう磁石幅を決める。



電流を流す前・後でU相誘起電圧を比較

図 4.1.6 減磁解析条件

100°Cの磁気特性が $Br=1.16T, iHc=1000kA/m$, $Br=1.14T, iHc=1200kA/m$ の時の 5%減磁する電流を計算したところ、それぞれ 20.9A, 23.4A であったので、これらの値を基準として、磁石材質ごとに、減磁率が 5%になる減磁電流が上記になるような磁石形状を求めた。

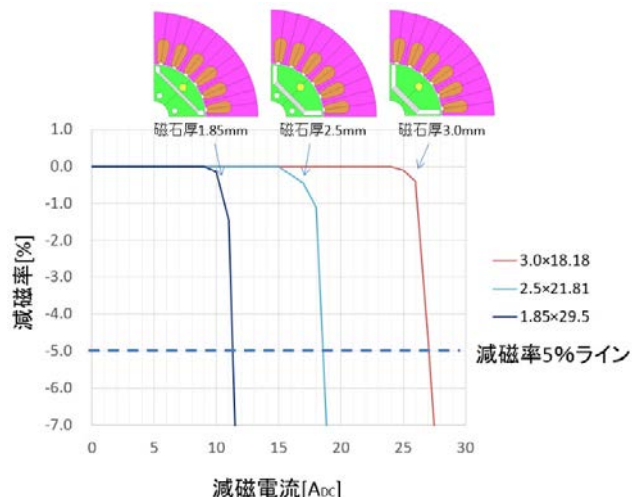


図 4.1.7 減磁解析結果

ただし、磁石厚 1.75 mmより小さくなると、磁石幅を 31.16 mmより大きくできないので、磁石厚 1.75 mm以下では、磁石幅は 31.16 mmと一定とした。

この結果から、図 4.1.9 に示すように、磁石厚—必要保磁力特性を求めた。

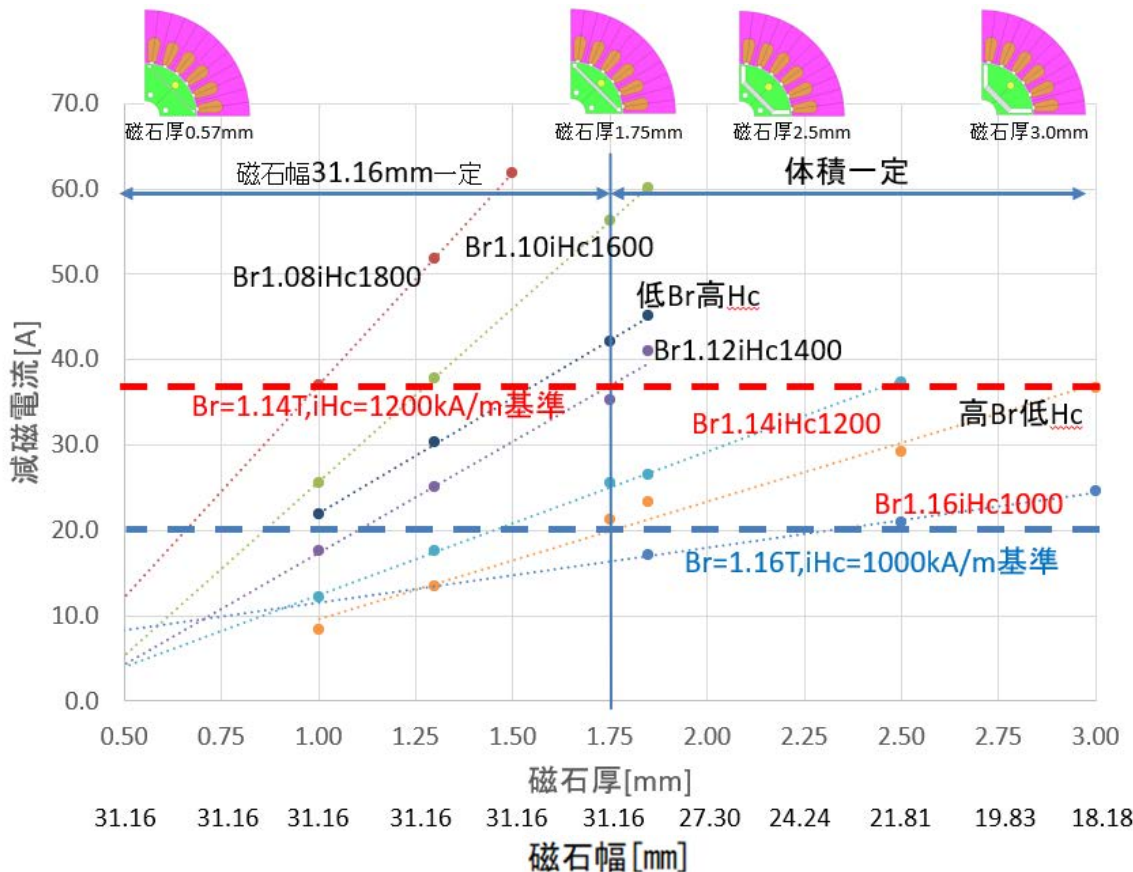


図 4.1.8 磁石材質ごとの磁石サイズと減磁電流の関係

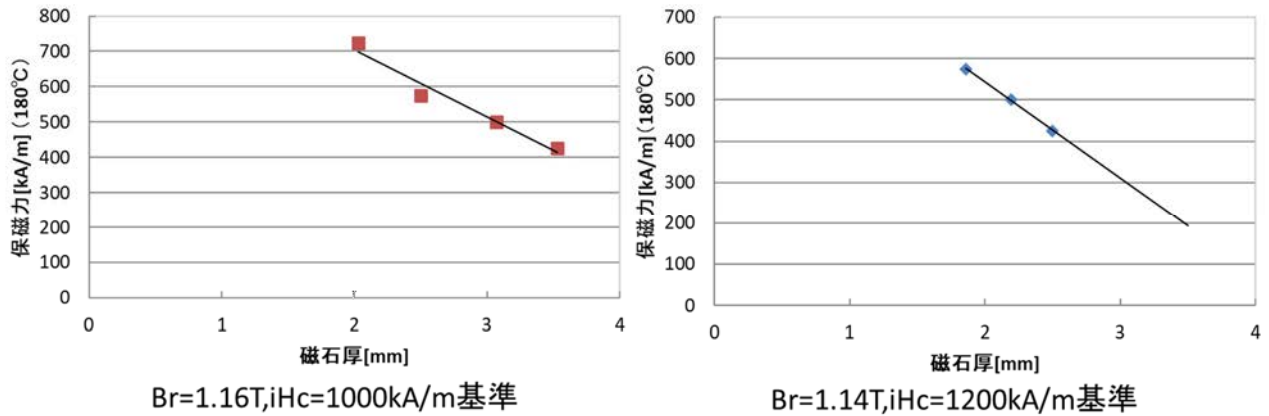


図 4.1.9 磁石厚—必要保磁力特性

② 次に磁石形状を固定して、 Br が誘起電圧に与える影響を調べる。ある磁石形状において「 Br —誘起電圧特性」を求める。例えば、磁石厚 1.75 mm 磁石幅 31.16 mm で、 Br を変えて誘起電圧を求めた。その結果を図 4.1.10 に示す。MagHEM 目標磁石では、飽和領域に入っているため、市販磁石で近似した直線上に乗っていない。これより、磁気飽和の影響を考慮する必要があることがわかる。

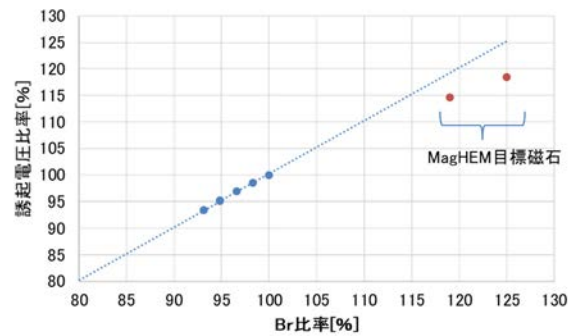


図 4.1.10 Br —誘起電圧特性

③ 次に、 Br を固定して、磁石体積一定下で「磁石幅—誘起電圧特性」を求める。図 4.1.11 では、一例として、 $Br=1.16T$ の時の磁石幅—誘起電圧特性を示している。

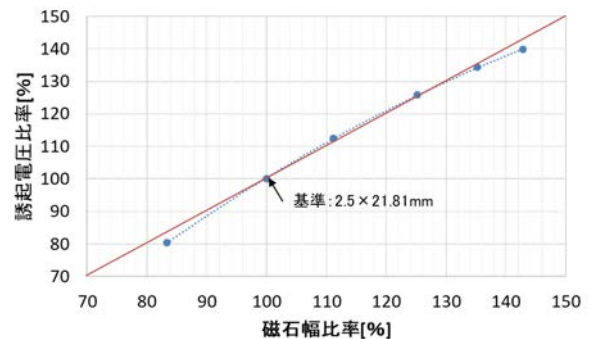


図 4.1.11 磁石幅—誘起電圧特性

④ 先に示したように、保磁力を大きくして、磁石厚みを小さくしていったときに、磁石幅が最大に達した後は、磁石厚みのみが小さくなり、磁石幅は同一のままである。この時、磁石厚みが小さくなることにより、誘起電圧が小さくなるため、 Br の高い磁石が必要となる。そこで、磁石幅が最大 (31.16 mm) のとき、磁石厚を変えたとき誘起電圧との関係性を求めた。 $Br=1.16T$ の場合の解析結果を図 4.1.12 に示した。

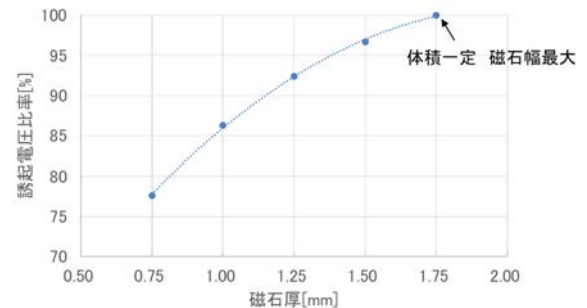


図 4.1.12 磁石厚—誘起電圧特性

⑤ 磁石体積一定のときに等誘起電圧カーブを、①②③より、磁石幅最大の時(磁石体積は異なる)に等誘起電圧カーブを、①②④より求め、磁石の特性グラフ上に表したものを図 4.1.13 に示す。 Br 最小点より左側が磁石体積一定のときの等誘起電圧カーブ、右側が磁石幅最大の時の等誘起電圧カーブを示す。ここで磁気飽和は考慮されていない。

このカーブより上であり、内側であるほど、誘起電圧が高くなることを示す。たとえば、 $Br=1.14T, iHc=1200kA/m$ 基準で考えると、MagHEM 目標磁石のうち、高 Br 低 Hc は、鎖交磁束が同一となりメリットがないことがわかる。つまり、必要とする減磁耐力を得るためには、選ぶうる Br, Hc の組み合わせが複数あり、一方のみで語ることはできない事がわかる。なお、この図においては、磁気飽和は考慮されていない。そこで、カーブの内側において、どの程度誘起電圧が向上するかを、磁気飽和も考慮して行うために、磁場解析により、等誘起電圧コンター図を図 4.1.14 に描いた。

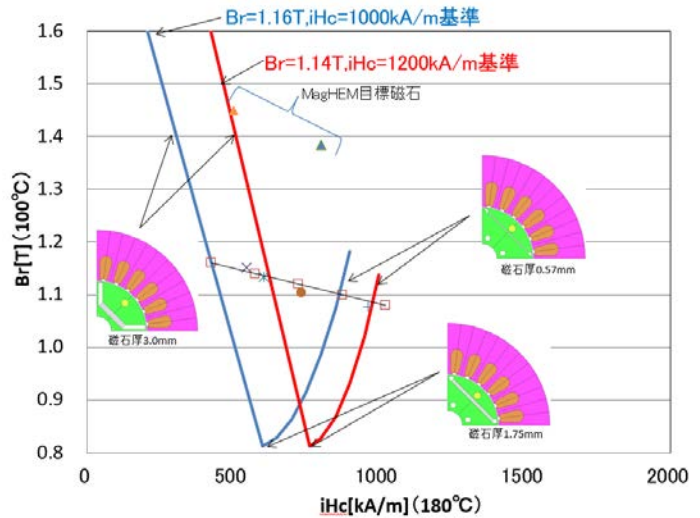


図 4.1.13 等誘起電圧カーブ

$Br=1.16T, iHc=1000kA/m$ 基準では高 Br 低 Hc がより誘起電圧が高くなり、 $Br=1.14T, iHc=1200kA/m$ 基準では低 Br 高 Hc が誘起電圧が高くなる事がわかる。なお、磁石厚みは、製造上の理由から一定以下にはできないが、これについては考慮されていない。実際は、ある保磁力以上では、不必要に高い保磁力となるのである。

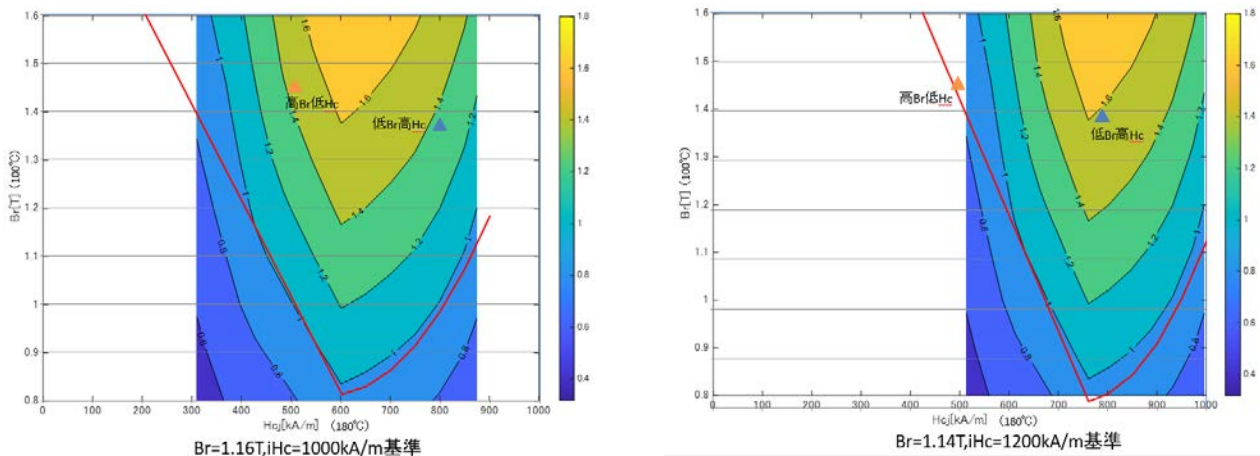


図 4.1.14 等誘起電圧コンター図

4.1.5 まとめ

以上の検討により、新しい磁石の目標値の妥当性とその効果について検討を行った。本検討では、銅損のみの考慮である点、また、磁石の厚み・幅(それに伴って埋込深さ)を機械的に変えたのみであり、実際は、磁石を V 字にしたり、埋込位置の工夫する等、様々な工夫がともになされるものである。従って、新しい磁石の特性に応じた設計は必要である。併せて、磁気飽和の影響も無視できず、飽和磁束密度の高い軟磁性材料の開発も期待される。

本検討が、新しい磁石の目標値の妥当性を示すものとして役に立てば幸いである。

参考文献

- (1)電気学会技術報告書 No.776, 「回転機のバーチャルエンジニアリングのための電磁界解析技術」 (2000).
- (2)Y. Hirayama et al., "NdFe12Nx hard-magnetic compound with high magnetization and anisotropy field," MATERIALIA, Vol. 95, pp.70-72 (2015)
- (3)日立金属(株)製品カタログ(2015)

4章2節 IPM モーター

自動車駆動用モータには小型・軽量・高出力かつ高効率が望まれ、こうした要求を満たすモータとして埋込磁石同期モータ(IPMSM)が広く用いられている。これまで自動車駆動用 IPMSM は高速回転化による小型化が図られており^{(1),(2)}、さらなる出力密度向上と効率向上が求められている。

本節では、MagHEM プロジェクト後期における開発目標の「基準モータに対して出力密度 1.4 倍、損失 40%低減、遠心力に対するロータ機械強度同等」を達成するために行った IPMSM モータ構造開発の概要について述べる。

また、プロジェクト終期に試作された強磁力磁石の保磁力が目標値より低かったことから、目標性能の強磁力磁石適用時と同等の性能を維持しつつ、保磁力が低い磁石を適用した場合の不可逆減磁を抑制できるモータ構造についても述べる。

4.2.1 小型・高速化による出力密度向上

ここでは、小型化した 2 種類のロータ構造が出力・損失に及ぼす影響について検討する⁽³⁾。図 4.2.1 にモータ構造、表 4.2.1 にモータ諸元を示す。ステータは 8 極 48 スロット分布巻である。ここで、1V は 3 代目プリウス駆動用モータを基にした 1 層 V 字構造モデルであり⁽⁴⁾、本節における基準モデルである。2D はリラクタンストルクの割合が高くなるように意図して設計された 2 層構造モデルである。ここで、小型化したモデルは $a-b$ (a : ロータ構造, b : ステータ径の縮小率) と称しており、例えば 1V-100 は 1V に対してステータ径は同じで体積が 70 %となるよう積厚のみを調節したモデル, 2D-80 は 2D に対してステータ径を 80 %に縮小し、体積が 70 %となるよう積厚を調節したモデルである。

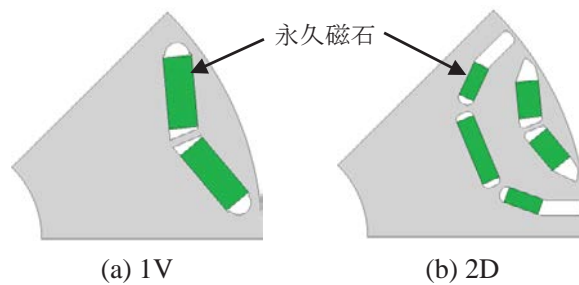


図 4.2.1 小型化モデルのロータ構造

表 4.2.1 モータ諸元

項目 [単位]	値			
	1V, 2D	$a-100$	$a-90$	$a-80$
モデル名	1V, 2D	$a-100$	$a-90$	$a-80$
ステータ外径 [mm]	264		238	210
ロータ外径 [mm]	160.4		144.2	128.0
ロータ内径 [mm]	51			
エアギャップ長 [mm]	0.75			
積厚 [mm]	50	35	43	54
巻線抵抗 [mΩ]	129	116	96	77
巻線巻数 [回/相]	88		72	56
鋼板材料	30JNE1500			
永久磁石	NMX-S34GH			

図 4.2.2 に電磁界解析ソフト (JMAG) を用い、電圧制限値 $V_{am}=507V$ 、電流制限値 $I_{em}=134A$ の条件で求めた各モデルの最大出力制御時における速度-トルク、出力特性を示す。図 4.2.2 よりロータ径の小さいモデルほどトルクは減少し、出力特性は高速度領域へシフトしていることがわかる。また同じモータ径の 1V-*b* モデルと 2D-*b* モデルはそれぞれほぼ同等の出力特性となっている。いずれの小型化モデルも最大出力が 1V より高く、モータ体積は 70% であることから、出力密度 1.4 倍以上を達成していることが分かる。最大出力が最も高いのは 2D-80 である。図 4.2.3 に最大出力制御時における効率マップを示す。ただし、車両搭載時に減速比を適切に設定してタイヤ軸での出力を揃えることを想定し、速度とトルクは各モデルの最大値で正規化している。図 4.2.3 より、モータ径の小さいモデルほど高効率領域が広いことがわかる。また、1V-*b* モデルよりも 2D-*b* モデルの方が高効率領域が広い。これは 2D 構造において、永久磁石によるエアギャップ磁束密度分布の全高調波歪率が低いことにより高速領域で鉄損が低減されるからである。

プロジェクトで設定された 2 つの評価点における損失と効率を表 4.2.2 と表 4.2.3 にそれぞれ示す。損失低減効果の高い *a*-80 モデルについて見ると、市街地走行評価点 ($T=0.1p.u.$, $N=0.25p.u.$, $P=7.3kW$) では、主に小径化による電機子巻線抵抗減による銅損の減少により 1V-80, 2D-80 とともに全損失が 1V に対

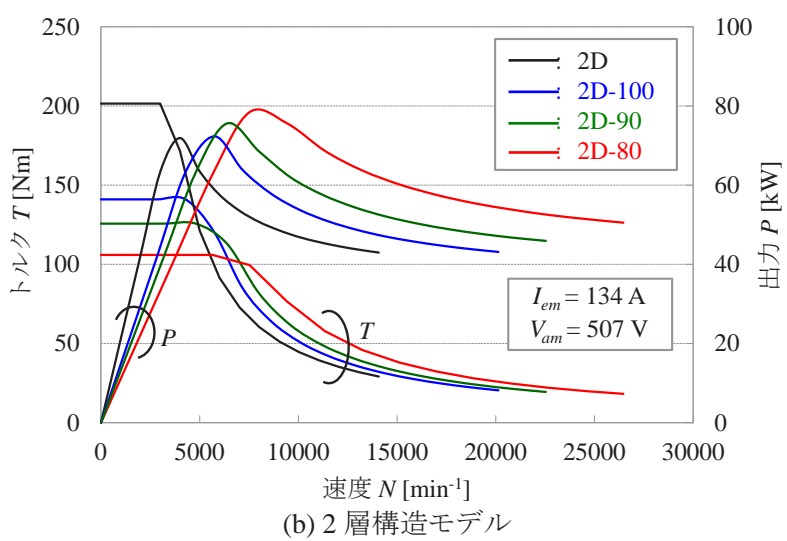
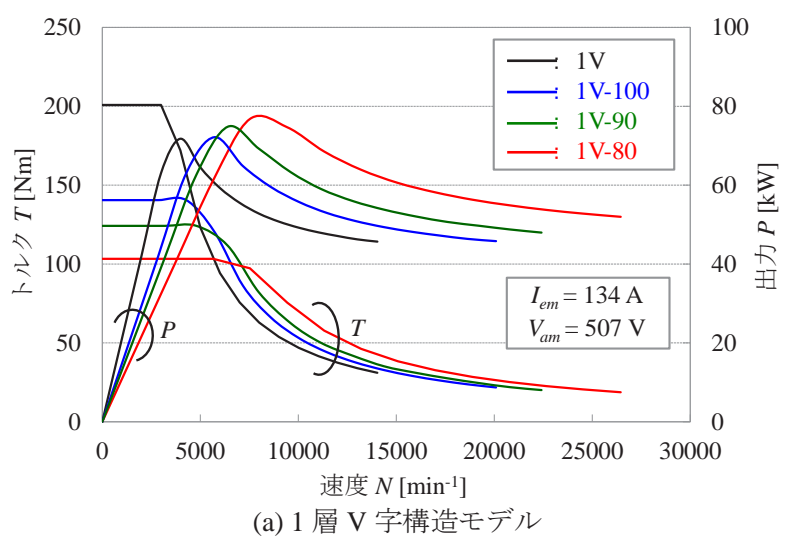
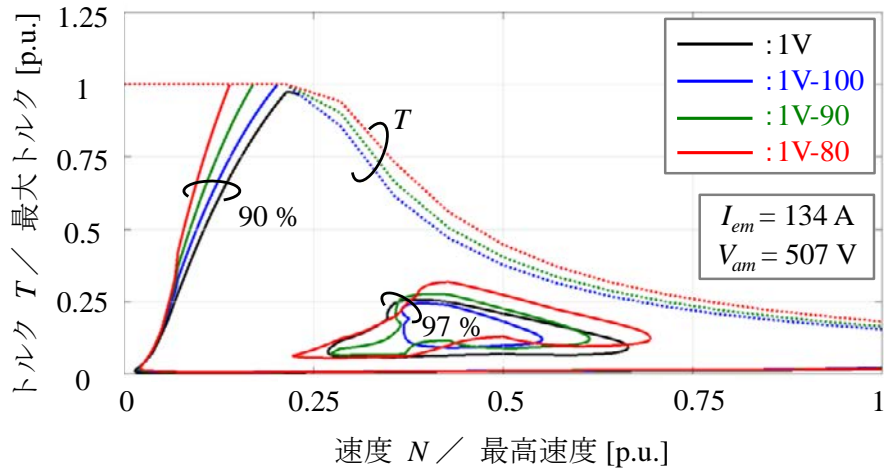
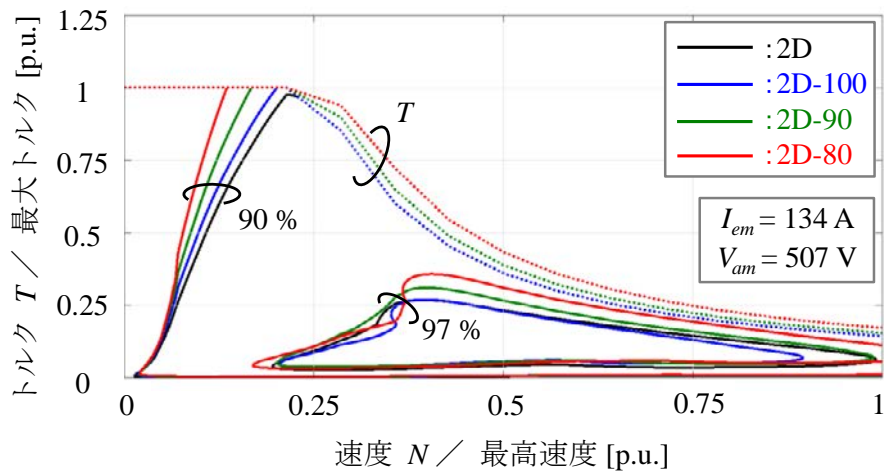


図 4.2.2 小型化モデルの速度-トルク、出力特性



(a) 1層V字構造モデル



(b) 2層構造モデル

図 4.2.3 小型化モデルの効率マップ

表 4.2.2 市街地走行評価点 ($T=0.1\text{p.u.}$, $N=0.25\text{p.u.}$, $P=7.3\text{kW}$) における損失と効率

項目 [単位]	1V	1V-100	1V-90	1V-80	2D	2D-100	2D-90	2D-80
トルク [Nm]	20.0	14.0	12.4	10.3	20.0	14.0	12.4	10.6
回転数 [min^{-1}]	3500	5000	5636	6774	3500	5000	5605	6604
出力 [kW]	7.34	7.34	7.30	7.32	7.33	7.34	7.28	7.32
銅損 [W]	131.9	120.3	115.7	111.4	145.1	132.2	126.3	121.8
鉄損 [W]	98.8	112.0	109.4	107.6	77.5	89.1	86.4	86.0
全損失 [W]	230.7	232.2	225.1	219.0	222.6	221.3	212.7	207.8
効率 [%]	96.91	96.89	96.97	97.05	97.02	97.04	97.13	97.21

して 5~10%減少しているが低減効果は限定的である。高速道路走行評価点 ($T=0.1\text{p.u.}$, $N=0.79\text{p.u.}$, $P=23\text{kW}$) では、鉄損増加の影響により 1V-80 における損失低減効果が約 8%であるのに対して 2D-80 では先に述べたように鉄損低減効果の高いロータ構造であることから約 30%の低減効果が得られている。

小型・高速化と 2 層磁石構造だけでは損失低減 40%の目標には届かないことから、低鉄損材料・高磁

表 4.2.3 高速道路走行評価点 ($T=0.1p.u.$, $N=0.79p.u.$, $P=23kW$) における損失と効率

項目 [単位]	1V	1V-100	1V-90	1V-80	2D	2D-100	2D-90	2D-80
トルク [Nm]	20.1	14.1	12.4	10.3	20.0	14.0	12.5	10.6
回転数 [min^{-1}]	11000	15714	17714	21290	11000	15714	17616	20755
出力 [kW]	23.1	23.2	23.0	23.0	23.0	23.0	23.0	23.0
銅損 [W]	279.0	251.6	204.6	161.8	272.8	246.0	203.1	163.1
鉄損 [W]	552.6	680.6	630.1	606.1	341.6	418.5	405.7	417.2
全損失 [W]	831.5	932.2	834.7	767.9	614.4	664.5	608.8	580.3
効率 [%]	96.45	96.02	96.41	96.69	97.36	97.14	97.38	97.50

力磁石の利用が必要であることが分かる。

4.2.2 低鉄損材料・強磁力磁石の適用による高効率化

ここでは、前項において損失低減効果のより顕著であった 2D-80 モデルについて低鉄損材料・高磁力磁石の利用による特性への影響について検討する。表 4.2.4 に磁性材料の諸元を示す。強磁力磁石の残留磁束密度および保磁力はプロジェクトの目標値である^{(5),(6)}。電磁鋼板 A (30JNE1500) は厚さ 0.3 mm の材料であるのに対し、電磁鋼板 B (10JNEX900) は厚さ 0.1 mm, ケイ素含有率 6.5 % の、鉄損が生じにくく降伏点応力が高い材料である。しかし、電磁鋼板 A と比較して電磁鋼板 B の B_{50} は小さいため 2D-80-B の最大トルクは低下すると考えられる。そこで、2D-80-BN は強磁力磁石を用いることで最大トルクの増加を図ったモデルである。なお、2D-80-A は 4.2.1 項における 2D-80 と同じモデルである。

図 4.2.4 に最大電流 ($I_e = 134 A$) 時の最大トルク特性を示す。図 4.2.4 より 2D-80-A と比べて 2D-80-B では最大トルクが約 6 % 減少していることがわかる。これは、2D-80-A に対して 2D-80-B では鉄心材料の B_{50} が小さく、磁気飽和の影響を受けやすいからである。そのため、リラクタンストルクが減少している。しかし、リブ部等での漏れ磁束が少なくなりマグネットトルクはわずかに増加している。次に、2D-80-A と比べて 2D-80-BN では最大トルクが約 6 % 増加していることが確認できる。これは、2D-80-B と同様にリラクタンストルクが低下しているが、強磁力磁石の残留磁束密度 B_r が NMX-S34GH に対して約 34 % 高く、マグネットトルクが約 48 % 増加したからである。

表 4.2.4 磁性材料の諸元

項目 [単位]	値		
	1V, 2D-80-A	2D-80-B	2D-80-BN
モデル名	1V, 2D-80-A	2D-80-B	2D-80-BN
鋼板材料	材料 A (30JNE1500)	材料 B (10JNEX900)	
B_{sat}^{*1} [T]	2.02	1.83	
$W_{10/50}^{*2}$ [W/kg]	0.918	0.510	
降伏点応力 [MPa]	400	599	
永久磁石	NMX-S34GH		強磁力磁石
残留磁束密度 ^{*3} [T]	1.04		1.39
保磁力 ^{*3} [kA/m]	785		1052

*1 飽和磁束密度 B_{sat} は磁界 40 kA/m における値

*2 鉄損 $W_{10/50}$ は磁束密度の振幅 1.0 T, 周波数 50 Hz における損失

*3 磁石温度は 140 °C

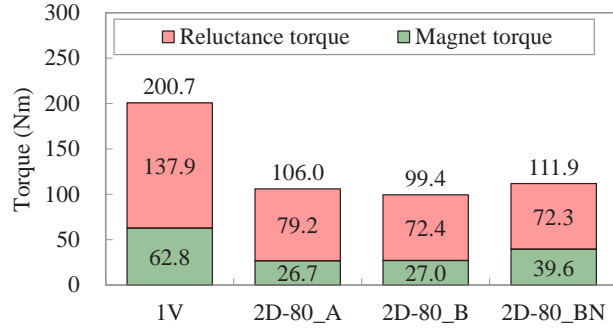


図 4.2.4 最大トルク特性

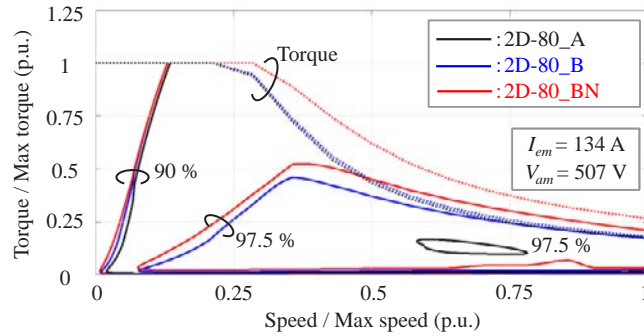


図 4.2.5 効率マップ

図 4.2.5 に最大出力制御時における効率マップを示す。2D-80-A と 2D-80-B, 2D-80-BN を比較すると 2D-80-B, 2D-80-BN の効率 97.5 % 以上の領域が広いことがわかる。これは、低鉄損材料を適用することで鉄損が大幅に低減されたからである。97.5 % 以上の領域が最も広いモデルは 2D-80-BN であり、強磁力磁石の適用により同トルクを得るために必要な電流が小さくなり、銅損が小さくなったことによる。

表 4.2.5 に各走行評価点における損失と効率を示す。市街地走行評価点では、損失が最も小さくなったモデルは 2D-80-BN であり、1V と比較すると 2D-80-BN は 47.4 % 損失が小さくなっている。これは、低鉄損材料を適用することで鉄損が小さくなるとともに、強磁力磁石を適用することで同出力を得るために必要な電流が小さくなり銅損が小さくなったことによる。高速道路走行評価点では、2D-80-B の損失が最も小さくなっている。これは、低鉄損材料を用いたことで高速回転時に支配的となる鉄損が低減されたからである。これに対して、2D-80-BN では銅損の低減が十分ではないものの、1V と比べて 49.1 % 損失が小さくなっている。

表 4.2.5 各走行評価点における損失と効率

項目 [単位]	1V	2D-80-A	2D-80-B	2D-80-BN	1V	2D-80-A	2D-80-B	2D-80-BN
評価点	市街地 ($T=0.1\text{p.u.}$, $N=0.25\text{p.u.}$, $P=7.3\text{kW}$)				高速道路 ($T=0.1\text{p.u.}$, $N=0.79\text{p.u.}$, $P=23\text{kW}$)			
トルク [Nm]	20	10.6	9.9	11.2	20.0	10.6	9.9	11.2
回転数 [min^{-1}]	3500	6604	7043	6255	11000	20755	22134	19660
銅損 [W]	131.9	121.8	99.50	74.40	279.0	163.1	164.3	259.0
鉄損 [W]	98.76	86.05	35.89	46.95	552.6	417.2	129.9	164.6
全損失 [W]	230.7	207.8	135.4	121.4	831.5	580.3	294.2	423.6
1V 比低減率 [%]	—	9.9	41.3	47.4	—	30.2	64.6	49.1
効率 [%]	96.91	97.21	98.17	98.36	96.45	97.50	98.73	98.18

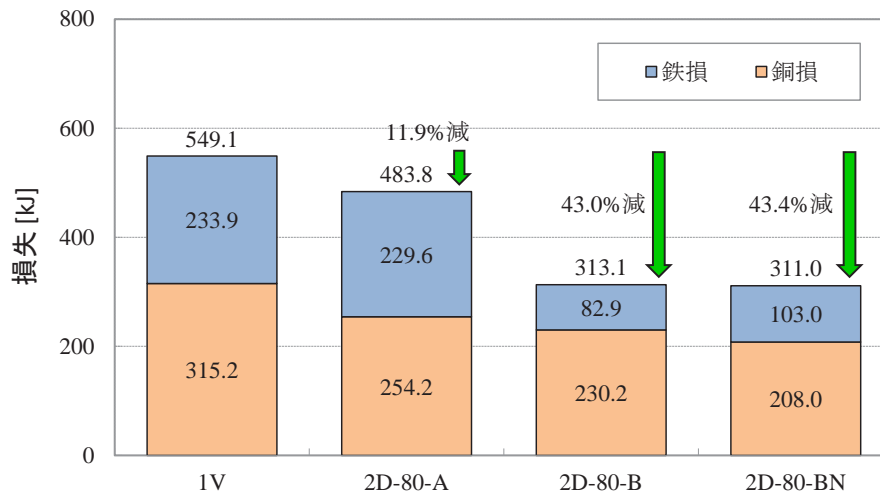


図 4.2.6 WLTC モード走行時の損失比較

実際の EV 走行時には様々な運転状態を考慮する必要がある。そこで、WLTC モードの走行パターンにおける使用頻度を考慮した損失についても評価を行った。評価には 3 代目プリウスの車両パラメータを使用し⁽⁷⁾、エンジンを完全に停止した電気自動車モードで走行することを想定し、回生時の損失も考慮している。図 4.2.6 に各モデルの WLTC モード走行時の損失を示す。図 4.2.6 より、2D-80-A と比較して低鉄損材料を用いた 2D-80-B、2D-80-BN の鉄損が小さく、大幅に損失が低減することが確認できる。

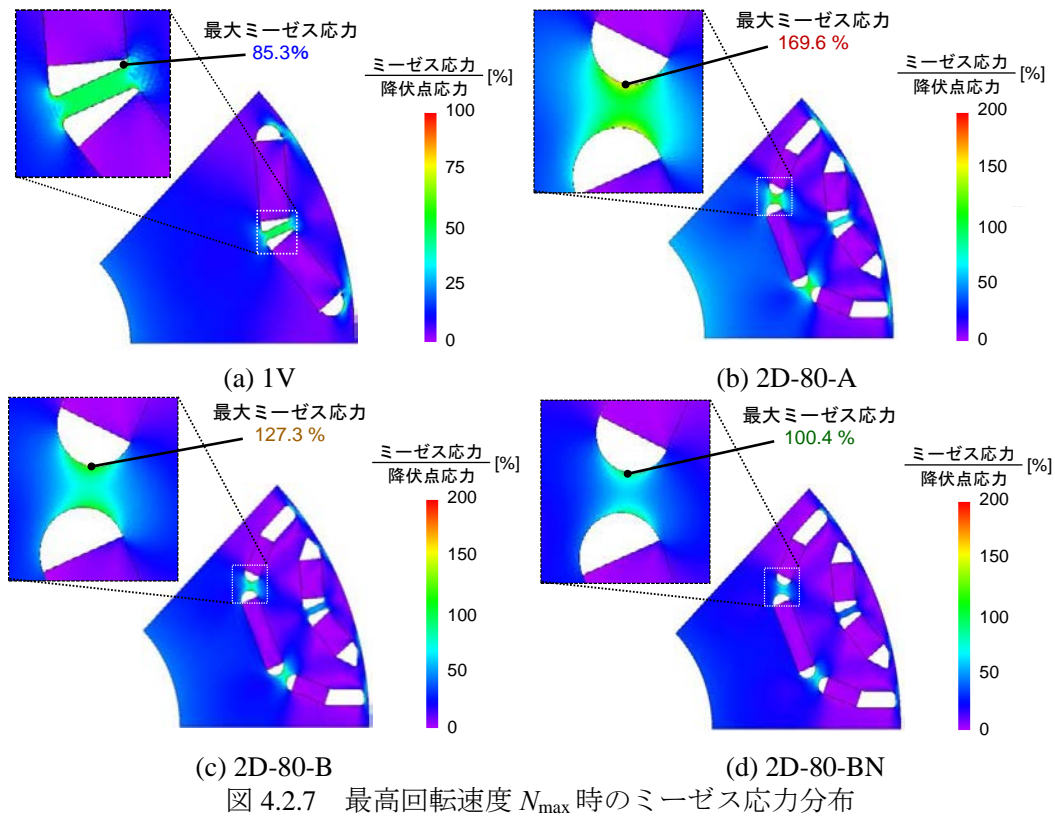
4.2.3 ロータ機械強度の確保

4.2.2 項で取り扱った各モデルの最高回転速度 N_{\max} と最終減速比を表 4.2.6 に示す。表 4.2.6 に示すように、各モデルは 1V に対するトルクの減少分に応じて、 N_{\max} と最終減速比を増加させて用いることを想定しており、遠心力に対するロータの機械的強度が問題となる。ここでは、機械的強度を確保するためのロータ構造について述べる。

図 4.2.7 に各モデルの N_{\max} 時におけるロータのミーゼス応力分布を示す⁽⁸⁾。ここで、ミーゼス応力は各材料の降伏点応力で正規化している。図 4.2.7(a)より 1V では最大応力が鉄芯材料（材料 A）の降伏点応力の約 85% であり、安全率は約 1.2 となっていることが分かる。2 層構造モデルにおいてはいずれも 2 層目インナーリブ部でのミーゼス応力が最大となる。図 4.2.7(b)より 2D-80-A の最大ミーゼス応力は材料 A の降伏点応力を 69.6% 超過しているため、高速回転域において 2D-80-A は破損する可能性が高い。図 4.2.7(c)より、2D-80-B においても最大ミーゼス応力は 27.3% 超過していることが分かる。材料 A よりも 1.5 倍大きな降伏点応力を有する材料 B を用いても、最大トルクの低下に伴い N_{\max} が高くなることにより応力が増加するからである。これに対し、図 4.2.7(d)に示す 2D-80-BN の最大ミーゼス応力は材料 B の降伏点応力とほぼ同等であることが分かる。これは、2D-80-B に対して 2D-80-BN はトルクの増加により N_{\max} を抑えることができるからである。しかし、安全率を 1V と同等の 1.2 とするためには 2D-80-BN の

表 4.2.6 各モデルにおける最高回転速度と最終減速比

項目 [単位]	1V	2D-80-A	2D-80-B	2D-80-BN
最高回転速度 N_{\max} [min^{-1}]	13500	25481	27167	24130
最終減速比	9.59	18.10	19.30	17.14



更なる高トルク化，各リブ幅の再調整などの検討が必要となる。

図 4.2.8 にモータ性能を維持しつつ機械強度を確保できるよう設計したモデル（2D-80-BN-M）のロータ構造と N_{max} 時のミーゼス応力分布を示す⁹⁾。2D-80-BN-M は 2D-80-BN の機械的強度向上を図るために 2 層目中央の磁石を 2 分割することでリブを 1 つ追加したモデルである。磁石寸法を 1 種類に統一するとともに，2D-80-BN-M では全リブ部での応力が等しくなるよう 1 層目のリブ幅を減少，2 層目のリブ幅を増加させている。図 4.2.7 に示した 1V と同等程度の最大応力となっており，安全率 1.2 を達成できている。表 4.2.7 に各評価点における最大効率運転時の損失と効率を示す。市街地走行評価点・高速道路走行評価点ともに 2D-80-BN-M の損失は 2D-80-BN と同等であり，機械強度確保のための構造変更による特性への影響を抑えられていることが分かる。いずれの評価点においても 2D-80-BN と同様に 1V に対して 47

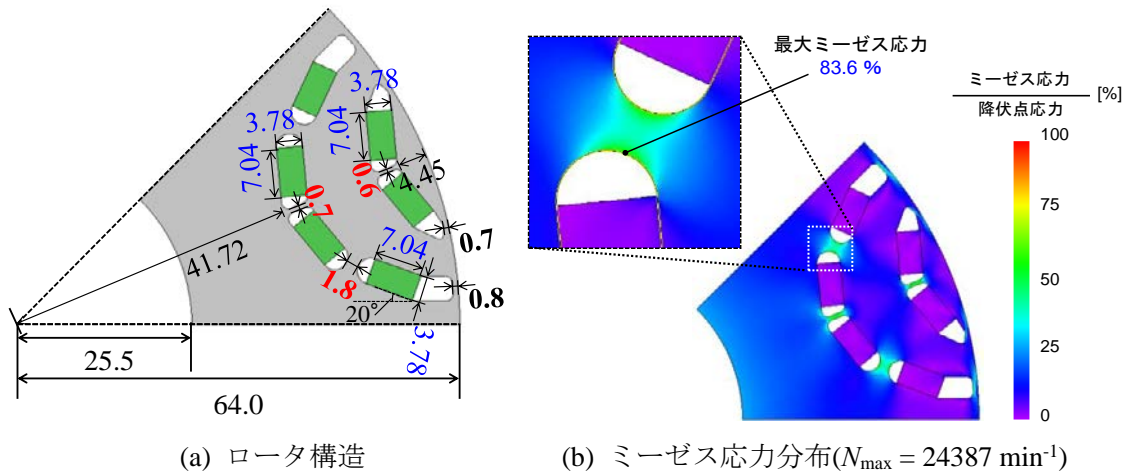


表 4.2.7 各走行評価点における損失と効率

項目 [単位]	1V	2D-80-BN	2D-80-BN-M	1V	2D-80-BN	2D-80-BN-M
評価点	市街地 ($T=0.1\text{p.u.}$, $N=0.25\text{p.u.}$, $P=7.3\text{kW}$)			高速道路 ($T=0.1\text{p.u.}$, $N=0.79\text{p.u.}$, $P=23\text{kW}$)		
トルク [Nm]	20	11.2	11.1	20	11.2	11.0
回転数 [min^{-1}]	3500	6255	6323	11000	19660	19871
銅損 [W]	131.9	74.40	73.57	279.0	259.0	257.5
鉄損 [W]	98.76	46.95	46.60	552.6	164.6	160.2
全損失 [W]	230.7	121.4	120.2	831.5	423.6	417.7
1V 比低減率 [%]	—	47.4	47.9	—	49.1	49.8
効率 [%]	96.91	98.36	98.38	96.45	98.18	98.20

～49 %の損失低減を達成できている。

以上の結果から、2D-80-BN-M モデルによりプロジェクトの目標である「出力密度 1.4 倍・損失 40%低減・ロータ機械強度同等」を達成できることが分かる。

4.2.4 保磁力不足時の不可逆減磁を抑制できる耐減磁ロータ構造

ここまでの検討で用いた強磁力磁石の性能は開発目標であり、先行試作された磁石では保磁力が不足していることが判明したため、ここでは保磁力が低い磁石の使用時にもプロジェクトの目標を達成できるような耐減磁ロータ構造の検討⁽¹⁰⁾⁻⁽¹²⁾について述べる。

ここでの基準モデル 2D-S は、2D-80-BN-M の出力密度が目標値に対して余裕があったことから、 N_{\max} 引き下げのためにロータ構造はそのまま積厚のみを 54mm から 60mm に増加したモデルである。開発目標の強磁力磁石の特性と保磁力が低い場合を想定した磁石（以下低保磁力磁石）の特性を図 4.2.9 に示す。低保磁力磁石は保磁力を強磁力磁石の性能目標値の 30%に設定したものである。なお、磁石の磁化方向成分の磁束密度がクニック点における磁束密度 0.98T より低くなった場合に不可逆減磁が生じたと判定している。

一般的に不可逆減磁を抑制する方法として磁石厚さ増加がある。図 4.2.10 に磁石厚さ増加モデルのロータ構造を示す。2D-1.3, 2D-1.5 は 2D-S から磁石幅同一の条件で磁石厚さをそれぞれ 1.3 倍, 1.5 倍にしたモデルである。各磁石のロータ表面側の辺の位置は固定したままロータ中心方向へ磁石厚さを増加させている。そのため 1 層目磁石と 2 層目磁石間の q 軸磁路は狭くなっている。また、フラックスバリア間の幅やフラックスバリアとロータ表面間のリブ幅はすべて 2D-S と同一となるよう設計している。

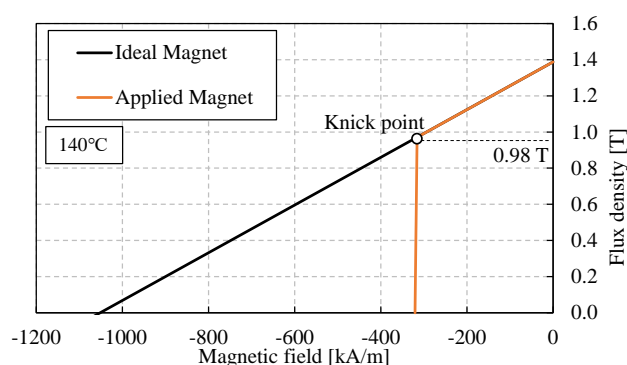


図 4.2.9 理想磁石と低保磁力磁石の特性

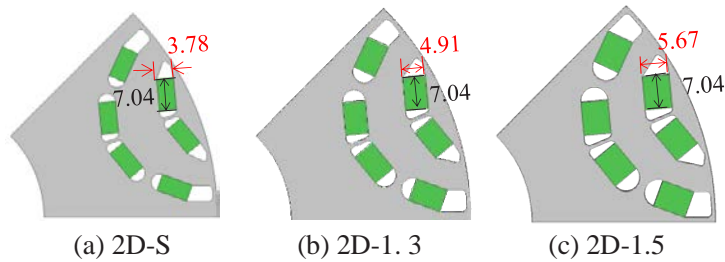


図 4.2.10 磁石厚さ増加モデルのロータ構造

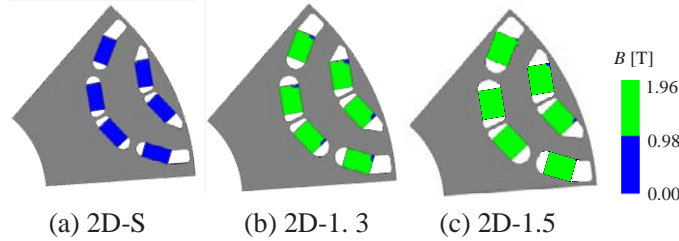


図 4.2.11 磁化方向磁束密度分布 ($\beta = 90^\circ$, $I_e = 134A$)

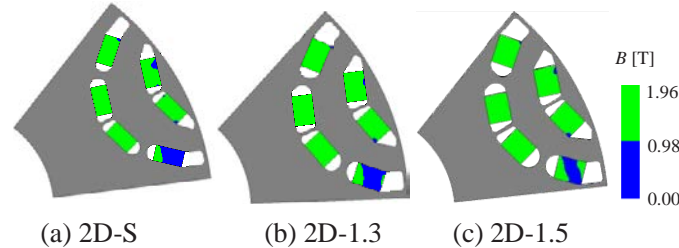


図 4.2.12 磁化方向磁束密度分布 (MTPA 制御時, $I_e = 134A$)

表 4.2.8 磁石厚さ増加モデルの減磁率

項目 [単位]	2D-S	2D-1.3	2D-1.5
$\beta = 90^\circ$ 時 [%]	99.6	3.4	0.8
MTPA 制御時 [%]	15.0	12.5	9.9

図 4.2.11 に相電流 $I_e = 134A$, $\beta = 90^\circ$ での磁石の磁化方向磁束密度分布を、図 4.2.12 に最大トルク時 (MTPA 制御時) における磁石の磁化方向磁束密度分布を示す。また、表 4.2.8 に同評価点における各モデルの減磁率[%]を示す。なお、減磁率は総磁石量に対する不可逆減磁が生じた領域の割合としている。 $\beta = 90^\circ$ の条件においては、2D-S でほとんど全ての磁石が減磁しているが、磁石厚さの増加により磁気抵抗が増加し 2D-1.3 で 3.4%, 2D-1.5 で 0.8% まで減磁率が低下し、減磁が大きく改善する。しかし、MTPA 制御時には 2 層目の右外側磁石の減磁率が高く、磁石厚さを増加させることで減磁率は若干低減するが、その改善効果は $\beta = 90^\circ$ 時と異なり小さい。右外側磁石の減磁率が高い理由は、MTPA 制御時には電機子巻線による磁束が 2 層目の右外側磁石付近に集中するためである。

磁石厚さを増加させる手法では、MTPA 制御時の不可逆減磁を改善することは難しいことから、2 層目の磁石位置を変更することにより MTPA 制御時の不可逆減磁の改善を図る。図 4.2.13 に 2D-1.3y のロータ構造を示す。2D-1.3y は、 $\beta = 90^\circ$ の条件で減磁率が 3.4% まで改善した 2D-1.3 から、2 層目磁石の位置を全体的にロータ中心方向へ移動させたモデルである。このとき、2D-1.3y の 2 層目の外側磁石は、図 4.2.13(b) に示すように 2D-1.3 において MTPA 制御時の磁石の磁化方向磁束密度が 0.98T 未満であった箇所をできるだけ避けるような位置になっている。2 層目の磁石位置をロータ中心方向に移動することで、1 層目磁石と 2 層目磁石間の q 軸磁路確保によるリラクタンストルクの増加も図っている。2D-1.3y では $\beta = 90^\circ$ の条件で減磁率が 2.7% となり、MTPA 制御時の 2 層目外側磁石の不可逆減磁が大きく改善したこ

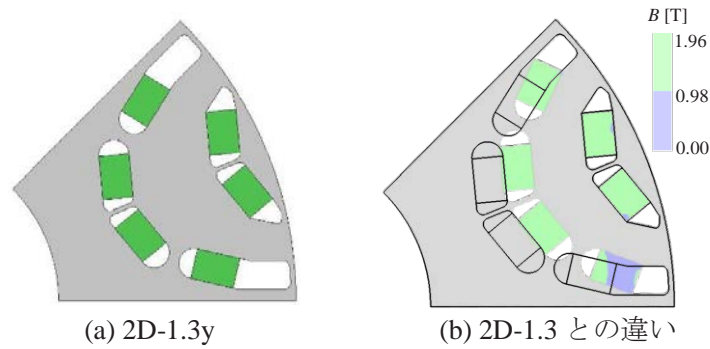


図 4.2.13 不可逆減磁を改善するためのロータ構造

とで、磁石全体の減磁率が 0.5%まで低下した。

ここで、2D-1.3y は機械強度を考慮せずに設計したため強度が不十分（安全率 1.04）であり、 N_{\max} 時におけるロータの機械強度が必要な安全率を満たすようさらに磁石配置の修正を行った。図 4.2.14 に機械強度を確保した 2D-1.3y-m のロータ構造と N_{\max} 時のミーゼス応力分布を示す。2D-1.3y-m は、2 層目内側磁石と外側磁石のフラックスバリア間のリブ幅を増加させ、遠心力による応力を緩和するよう 2 層目の外側磁石の角度を調整したモデルである。設計変更を行った 2D-1.3y-m は 1V と同等以上のロータ機械強度（安全率 1.26）となっている。減磁率は $\beta=90^\circ$ の条件で 2.1%，MTPA 制御時は 0.7%で、2D-1.3y とほぼ同等であり、ロータの機械強度を確保したモデルにおいても良好な耐減磁性能を示すことが分かる。

表 4.2.9 に各走行評価点における損失と効率を示す。2D-1.3y-m は損失と効率において 2D-1.3y よりも 2D-S に近い特性になっており、保磁力の低い磁石利用時においてもプロジェクト目標を達成できるロータ構造を得られることが分かる。

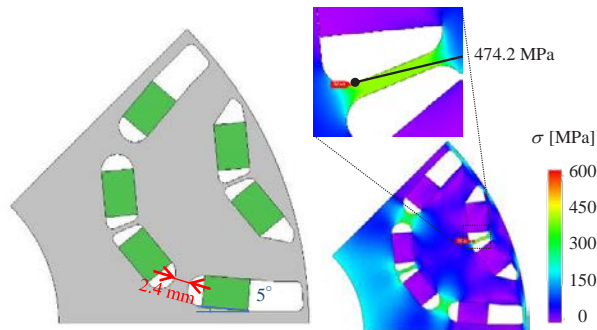


図 4.2.14 機械強度を確保した耐減磁モデル (2D-1.3y-m)

表 4.2.9 各走行評価点における損失と効率

項目 [単位]	2D-S	2D-1.3y	2D-1.3y-m	2D-S	2D-1.3y	2D-1.3y-m
評価点	市街地 ($T=0.1\text{p.u.}$, $N=0.25\text{p.u.}$, $P=7.3\text{kW}$)			高速道路 ($T=0.1\text{p.u.}$, $N=0.79\text{p.u.}$, $P=23\text{kW}$)		
トルク [Nm]	12.3	12.2	12.0	12.3	12.2	12.0
回転数 [min^{-1}]	5692	5737	5833	17886	18032	18333
銅損 [W]	73.2	70.7	74.8	257.7	297.7	263.9
鉄損 [W]	45.2	45.0	43.8	153.4	157.5	159.9
全損失 [W]	118.4	115.8	118.7	411.1	455.2	423.8
1V 比低減率 [%]	48.7	49.8	48.5	50.5	45.3	49.0
効率 [%]	98.41	98.44	98.40	98.24	98.05	98.19

参考文献

- (1) 水谷良治・春野健太郎・水谷竜彦：「自動車用電動力応用システムの技術動向 I—トヨタにおける小型ハイブリッド自動車用モータの開発—」，平成 29 年電気学会産業応用部門大会講演論文集，Vol. 4, 4-S10-6, pp. 57-62 (2017)
- (2) 貝塚正明・立花武・小坂卓・道木慎二・太田豊：「自動車の電動化における最新技術動向」，電気学会論文誌 D，Vol. 139, No. 6, pp. 535-542 (2019)
- (3) 井本涼太・真田雅之・森本茂雄・井上征則：「自動車駆動用 IPMSM の出力密度向上と高効率化に適したロータ構造に関する検討」，平成 30 年電気学会全国大会講演論文集，Vol. 5, pp. 12-13 (2018)
- (4) 清田恭平・千葉明：「HEV 用 60kWSRM の設計と解析」，平成 23 年電気学会産業応用部門大会講演論文集，Vol. 3, pp. 401-406 (2013)
- (5) Y. Hirayama, Y.K. Takahashi, S. Hirotsawa and K. Hono, "NdFe12Nx Hard-Magnetic Compound with High Magnetization and Anisotropy Field," *Materialia*, Vol. 95, pp. 70-72 (2015)
- (6) 清水悠生・森本茂雄・真田雅之・井上征則：「強磁力磁石を用いた自動車駆動用 IPMSM の特性に及ぼす磁石配置と鉄心材料の影響」，電気学会論文誌 D，Vol. 137, No. 5, pp. 437-444 (2017)
- (7) 吉岡慎治・森本茂雄・真田雅之・井上征則：「自動車駆動用 IPMSM のロータ構造による高トルク化と運転特性の検討」，平成 26 年電気学会産業応用部門大会講演論文集，Vol. 3, pp. 143-146 (2014)
- (8) 井本涼太・真田雅之・森本茂雄・井上征則：「出力密度・効率向上のために低鉄損材料と強磁力磁石を適用した自動車駆動用 2 層 IPMSM の運転特性」，平成 30 年電気学会産業応用部門大会講演論文集，Vol. 3, pp. 295-298 (2018)
- (9) 井本涼太・真田雅之・森本茂雄・井上征則：「小型高速化した 2 層 IPMSM におけるロータの機械的強度向上に関する検討」，平成 30 年電気関係学会関西連合大会講演論文集，G4-17, pp. 95-96 (2018)
- (10) 柏原ひとみ・真田雅之・森本茂雄・井上征則：「小型高速化 IPMSM の減磁改善設計によるモータ特性への影響」，令和 3 年電気学会全国大会講演論文集，Vol. 5, pp. 46-47 (2021)
- (11) 柏原ひとみ・真田雅之・森本茂雄・井上征則：「自動車駆動用小型高速化 IPMSM における磁石保磁力不足時の減磁改善に適する磁石厚さの検討」，令和 3 年電気関係学会関西連合大会講演論文集，G4-15, pp. 78-79 (2021)
- (12) 柏原ひとみ・真田雅之・森本茂雄・井上征則：「低保磁力磁石を想定した自動車駆動用 IPMSM における不可逆減磁を改善するロータ構造」，電気学会半導体電力変換／モータドライブ合同研究会資料，SPC-22-018/MD-22-018, pp. 25-30 (2022)

4章3節 ハイブリッド界磁フラックススイッチングモーター

4.3.1 はじめに

カーボンニュートラル目標の実現へ向け自動車分野では、ハイブリッド自動車（HEV）や電気自動車（EV）などモータを動力源とした環境対応車の更なる普及拡大へ向けた研究開発が加速している。現在、HEV 駆動用途では、小型軽量・高効率の観点からネオジム系磁石など希土類系磁石を用いた永久磁石形同期モータ（Permanent Magnet Synchronous Motor, 以下 PMSM と略記）が主に採用されている。PMSM では、低速域での高トルク化、低中速～軽負荷域での銅損低減による高効率化の実現ために、永久磁石界磁によるギャップ面の界磁磁束密度を出来る限り高くする必要があり。一方、高速域では逆起電力抑制や鉄損低減の観点から、界磁磁束密度を低くすることが望まれる。これら2点は PMSM における高トルク・高効率性能両立の背反問題を意味する。

上記問題を解決する一手段として、近年、界磁磁束密度を可変とする可変界磁型永久磁石モータが注目を集めている⁽¹⁾。可変界磁型永久磁石モータはその可変界磁機構によって様々なタイプに分類されるが¹⁾、その1つに永久磁石界磁と巻線界磁を組み合わせたハイブリッド界磁型がある⁽¹⁾。フラックススイッチングモータにこれを組み合わせたものがハイブリッド界磁フラックススイッチングモータ（Hybrid Excitation Flux Switching Motor, 以下 HEFSM と略記）である⁽²⁾。HEFSM は可変界磁機能を有するとともに、図 4.3.1 に示すその構造から以下の特徴を有する。

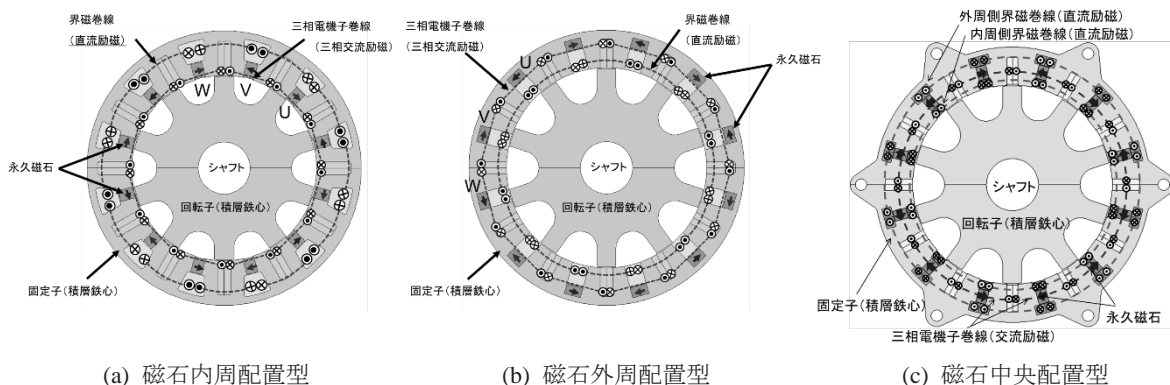


図 4.3.1 固定子側磁石配置の異なる 3 種類の HEFSM の構造

- (i) 巻線・磁石など発熱部品が全て固定子側に集約されており、冷却が容易
- (ii) 固定子側に磁石が配置されるため、熱電対などによる磁石温度モニター管理が容易
- (iii) 回転子は積層鉄心のみで構成され、堅牢性に優れ、高速回転用途に好適

同図(a)に示す磁石内周配置型では界磁巻線スロットの内周側に、同図(b)に示す磁石外周配置型では界磁巻線スロットの外周側に磁石が配置され、その磁気回路上の考察から、同一比較条件の下で耐減磁設計に必要となる磁石保磁力、最大トルク密度、最大出力密度、モータ効率の点で両者はトレードオフの関係性を有する。同図(c)の磁石中央配置型は、同図(a), (b)の中間性能を示す。紙面の関係上、可変界磁動作原理ならびに三者の性能上の差異についての詳細は、文献(2)を参照されたい。

本節では、MagHEM からの委託研究で 2017 年以降に取り組んだ HEFSM の研究開発結果を紹介する。2015 年に発売されたトヨタ自動車社製の第 4 世代プリウスの駆動用埋込磁石形同期モータ (Interior PMSM, 以下 IPMSM と略記) をモータ体格制約・目標動力性能上の比較基準とし、可変界磁型永久磁石モータである HEFSM への新たな磁石材料としての可変磁力磁石の適用、モータ電磁部体積を比較基準 IPMSM と同一とした上での固定子コア積厚 L と外径 D の形状比である L/D 比の最適化を検討している。最適設計結果に基づいて製作した試作機による性能評価試験結果について報告する。

4.3.2 設計制約条件と目標性能仕様

モータ体格制約条件及び目標性能仕様を表 4.3.1 に示す。これらの条件仕様は第 4 世代プリウスに搭載されている IPMSM 駆動システムの値を参考にしている⁽³⁾。モータ外径 (ステータ外径) $\Phi 215\text{mm}$ 、コイルエンドを含むモータ全軸長を 117.5mm から決まるモータ容積を体格制約としている。エアギャップ長を 0.8mm で、磁石総使用量は 550g 以下としている。熱的・電氣的制約として、電機子巻線電流密度を $26\text{A}_{\text{rms}}/\text{mm}^2$ 、界磁巻線電流密度も同様に $\text{DC}26\text{A}/\text{mm}^2$ とし、三相インバータの最大直流母線電圧を 600V 、最大電流を 170Arms とし、インバータ素子耐圧は $1,200\text{V}_{0\text{-P}}$ と設定している。これらの設計制約の下、目標性能である最大トルク $163\text{N}\cdot\text{m}$ 、最大出力 53kW 、最高回転数 $17,000\text{r}/\text{min}$ を満たすモータの最適形状を 2 次元有限要素磁場解析、3 次元有限要素磁場解析 (以下、それぞれ 2D-FEA, 3D-FEA と略記) を用いて設計している。

表 4.3.1 主要設計制約条件と目標性能諸元

固定子外径 [mm]	$\Phi 215$	最大インバータ電流 [Arms]	170
モータ総軸長 (コイルエンド長含) [mm]	≤ 117.5	三相電機子巻線最大電流密度 [$\text{A}_{\text{rms}}/\text{mm}^2$]	26
エアギャップ長 [mm]	0.8	界磁巻線最大電流密度 [DCA/mm^2]	26
磁石総使用量 [g]	≤ 550	最大トルク [$\text{N}\cdot\text{m}$]	≥ 163
インバータ最大直流母線電圧 [V]	600	最大出力 [kW]	≥ 53
インバータ素子耐圧 [$\text{V}_{0\text{-P}}$]	1200	最高回転数 [r/min]	17,000

4.3.3 磁石配置と L/D 比を最適化した可変磁力磁石適用 HEFSM の設計と性能評価結果

4.3.3.1 可変磁力磁石を用いた HEFSM の構造と動作原理

前述のように HEFSM はその磁石配置によって特徴が異なる。磁石内周配置型は他の 2 タイプに比べて磁石の耐減磁設計の面で難を有するが、最大トルク密度や低速低トルク動作点効率の点で優れる。一方、磁石外周配置型はその逆の性質を有する。両者の特徴を踏まえ、文献(4)で報告した固定磁力磁石

(Constantly Magnetized-Permanent Magnet, 以下 CM-PM と略記) のみを使用した磁石内周配置型 HEFSM に対する効率改善効果比較を目的に、可変磁力磁石 (Variably Magnetizable-Permanent Magnet, 以下 VM-PM と略記) を固定子外周側に配置して界磁巻線スロットの一部と置き換えた可変磁力磁石適用 HEFSM⁽⁵⁾ を図 4.3.2 に示す。同図の HEFSM は 20p12s (20 極 12 スロット) 構成で、固定子側の 12 スロットを三相電機子巻線スロットとし、集中巻を採用している。その中間の 12 スロットを界磁スロットとし、その内周側に CM-PM を配し、径方向に界磁巻線 (Field Excitation Coil, 以下 FEC と略記) を挟んで外周側に VM-PM を配置しており、前述の (i)~(iii) の構造的特徴はそのままである。

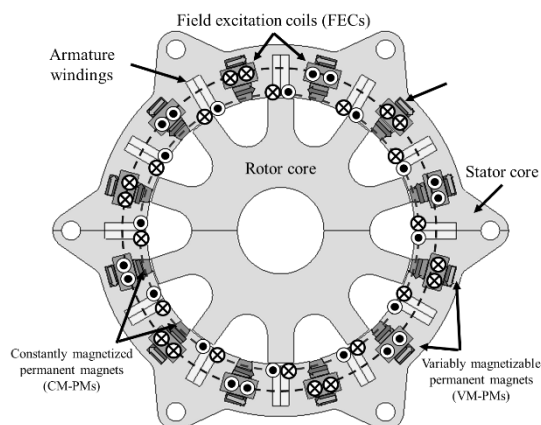
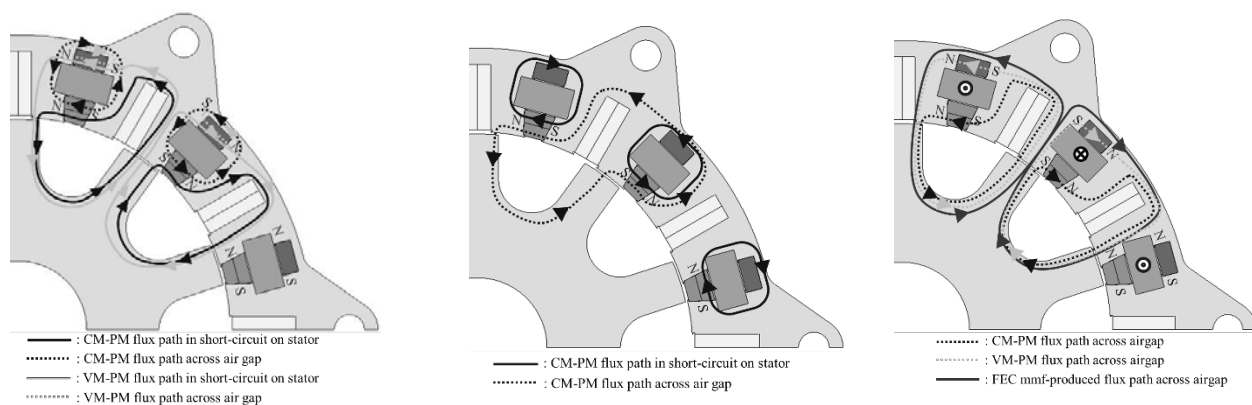


図 4.3.2 VM-PM を採用した HEFSM の構造

FEC 非通電／通電に加え、VM-PM の異なる磁化状態 (Magnetization State, 以下 MS と略記) での VM-PM, CM-PM および FEC 起磁力によって生じる磁束経路を図 4.3.3 に示す。同図(a) は、FEC 非通電で VM-PM を強め MS とした場合の VM-PM と CM-PM の磁束経路である。この場合、VM-PM の発生磁束が CM-PM の発生磁束に重畳するため、VM-PM の外周側バックヨークを介した両者のステータ短絡磁束経路が磁気飽和で妨げられ、両磁石磁束の大部分がエアギャップと鎖交する。なお、同図からわかるように、本 HEFSM の CM-PM と VM-PM は磁氣的に並列構成である。この結果、FEC 非通電でも高い逆起電力係数を実現でき、FEC での銅損は一切発生せずに低速－低トルク動作点での電機子銅損を低減することができる。同図(b)は、FEC 非通電で VM-PM を弱め MS (極端な例示として磁化 0A/m) とした場合の CM-PM の磁束経路を示す。CM-PM の発生磁束の大部分は、磁気飽和していないバックヨークを介してステータコア内を短絡するため、エアギャップと鎖交する CM-PM の磁束は少なくなる。この結果、高速－低トルク動作点での速度起電力、鉄損、および弱め磁束電流 (負の d 軸電流) の低減を実現できる。同図 (c) は、FEC 通電下で VM-PM を強め MS とした場合の磁束経路である。CM-PM, VM-PM, および FEC 起磁力によって発生した全ての界磁磁束はエアギャップと鎖交する。この結果、電機子巻線への鎖交磁束は大幅に増加し、低速大トルクの発生に寄与する。以上のことから、VM-PM 採用による運転動作範囲全体での高効率動作が期待できる。

4.3.3.2 磁石配置と L/D 比の最適化設計検討

前述のように、文献(5)で報告した図 4.3.2 の HEFSM は界磁巻線の一部を VM-PM に単純に置き換えたもので、研究目的は純粋な VM-PM 適用の有用性・モータ性能への影響の検証であった。すなわち、界磁巻線スロットの一部を VM-PM へ置き換えたという点を除き、文献(4)の固定磁力磁石内周配置型 HEFSM と体格や各種形状等は同一に設計していた。VM-PM は低保磁力であるが故に、FEC 起磁力によって容易にその MS を調節可能である。固定子側に配置された VM-PM の MS は、界磁巻線に準インパルス状の電流を通電して制御する。これにより連続的な界磁電流の通電は不要で、VM-PM を可変界磁磁束源として動作させることが可能である。実験及び解析検証の結果、低速運転域では VM-PM の増磁により逆起電力係数を増加し、指令トルクに対する FEC・三相電機子巻線の通電量の低減すなわち銅損低減効果により、文献(4)の固定磁力磁石内周配置型 HEFSM に対して図 4.3.2 の VM-PM 採用 HEFSM により効率が向



(a) FEC 非通電下での VM-PM 強め MS (b) FEC 非通電下での VM-PM 弱め MS (c) FEC 通電下での VM-PM 強め MS

図 4.3.3 異なる VM-PM の MS ならびに FEC 非通電/通電に対する CM-PM, VM-PM および FEC 起磁力によって発生する磁束経路

上する。同時に、高速運転域では VM-PM の脱磁による鉄損低減、弱め磁束制御時の負の d 軸電流に起因する銅損低減効果を得られることも確認している。以上より、HEFSM への VM-PM の採用により低速域・高速域の効率向上を両立できることを明らかにしている。

一方、図 4.3.2 の VM-PM を採用した HEFSM を自動車駆動用途として実現するためには、以下の残された課題を有していた。

A) 総磁石使用量制約の超過

図 4.3.2 の VM-PM を採用した HEFSM では、文献(4)の固定磁力磁石内周配置型 HEFSM の FEC スロットの一部を VM-PM に単純に置き換えたため、総磁石使用量制約と同量 550g の CM-PM に加えて 457g の VM-PM を追加しており、この VM-PM 分が純増超過となっている。

B) 目標最大トルク 163Nm の未達

図 4.3.2 の VM-PM を採用した HEFSM の最大トルク発生時の磁束密度分布コンター図を図 4.3.4 に示す。同図より、電機子巻線、界磁巻線、磁石の各起磁力による発生磁束に起因した固定子コア部での磁気飽和が確認できる。全ての磁気装荷、電気装荷を固定子側に配する HEFSM では、PMSM に比べ磁気飽和を生じやすいためであり、これが未達の一要因となっている。

C) VM-PM による可変磁束性能の不足

図 4.3.2 の VM-PM を採用した HEFSM では、通常運転時の界磁増磁制御に用いる FEC を可変磁力磁石の着脱磁のための準インパルス電流励磁用として併用しており、着脱磁の際の準インパルス電流振幅は、数十 msec の極小パルス幅の下、最大界磁巻線電流の 3 倍までを許容している。しかし、その試作機による実験検証では、所望の MS 変化を得るために 6 倍の最大界磁巻線電流が必要であった。これは、上記 B) と同様に固定子コア部での磁気飽和に起因する磁気抵抗の増大によるものである。

上述の課題に対し、総磁石使用量制限や準インパルス電流振幅制約の下、最大トルクと VM-PM による十分な可変磁束性能を実現するためには、FEC スロットと磁石断面積を拡大し、FEC 起磁力と磁石磁束量を増加させることが根本的な設計解決手段となる。しかしながら、図 4.3.2 の VM-PM を採用した HEFSM では、固定子外径 D を比較対象とした第 4 世代プリウスに搭載されている駆動用 IPMSM⁽²⁾ と同一の $\Phi 215\text{mm}$ に設定し、コイルエンド長の短縮を前提に固定子コア軸長 L を約 1.2 倍の 70mm に設定してい

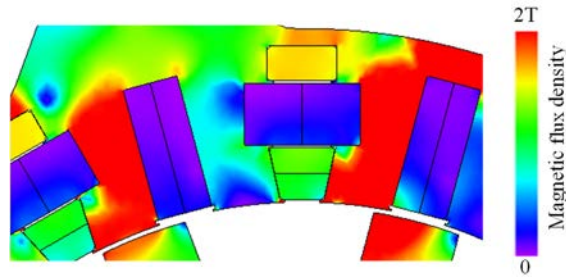


図 4.3.4 可変磁力磁石適用 HEFSM の最大トルク発生時の磁束密度コンター図

た。全ての磁気装荷，電気装荷を固定子側に配する HEFSM では，先述の設計解決手段の実行上，この形状設定条件は極めて厳しい制約条件となる。上述の課題解決を目的に，固定子外径 $D=\Phi 215\text{mm}$ ，コア軸長 $L=70\text{mm}$ で決まるモータ外形容積一定の下，最大トルクと可変磁束性能を両立する新しい磁石配置と最適 L/D 比の探索プロセスを設計フローに加え，FEA による最適化設計を検討した。

(1) 最適磁石配置の検討

当研究グループでは既に HEFSM における様々な種類の永久磁石・FEC 配置を検討している^{(2),(4),(5)}。文献(4), (5)で報告した HEFSM での永久磁石・FEC 配置がモータ性能へ与える影響を表 4.3.2 ならびに以下に簡単に纏める。

(ア) 表 4.3.2 内の磁石配置(b)のように永久磁石を FEC の外周側に配置した場合，永久磁石，FEC，電機子巻線の各起磁力で生じる磁束がティース部で重なる。この結果，ティース部の広範囲で強い磁気飽和を生じ，トルクの低下を招く。一方，赤矢印で示すように FEC 起磁力が外周側磁石に対して順磁界として働くため，比較的低 H_{cj} の磁石の採用が可能となる。

(イ) 上記とは逆に，磁石配置(a)のように永久磁石を FEC の内周側に配置した場合，磁石配置(b)に比べて磁気飽和が緩和され，最大トルクは向上する。一方，図の赤矢印で示すように FEC 起磁力が内周側磁石に対し逆磁界として働き，特にエアギャップ付近で不可逆減磁を容易に生じるため，内周側磁石には比較的高 H_{cj} の磁石が必要となる。

以上より，VM-PM を採用した HEFSM の設計では，永久磁石と FEC の相互位置関係がモータ性能へ与える影響を考慮する必要がある。図 4.3.2 の VM-PM を採用した HEFSM では，VM-PM と CM-PM のそれぞれを FEC の外周側と内周側に配置する(c)を最適解とし，最大トルク性能と VM-PM の耐減磁性能の両立を目指した。しかしながら，総磁石使用量制約を考慮した本設計において，磁石配置(c)を適用すると各磁極における VM-PM と CM-PM の使用量を図 4.3.2 の VM-PM を採用した HEFSM に対して約半分に低減させなければならず，同等の磁石磁束鎖交数を維持するためにはパーミアンス係数を低下させる方向へ磁石形状変更する必要がある。その場合，高温重負荷運転下では，特にエアギャップに面する CM-PM の耐減磁性能が悪化する。この問題を解決するため，本設計では同種の磁石を一つの磁極に集中配置させる新しい磁石配置(d)を提案している。この磁石配置により，1 磁極に採用可能な VM-PM と CM-PM の使用量を同一総磁石使用量下で磁石配置(c)に比べて 2 倍にできる。よって，各磁石のパーミアンス係数を磁石配置(c)と同一に維持したまま，不可逆減磁が発生しやすい CM-PM のエアギャップに面する部分を相対的に低減できる。さらに，CM-PM，VM-PM をそれぞれ FEC の内側，外側に配置するという基本コンセプトは不変で，最大トルク性能や VM-PM の耐減磁性能は磁石配置(c)と同レベルに維持できる。

表 4.3.2 4種の磁石配置・FEC配置の比較

磁石配置	(a)	(b)	(c)	(d)
固定子主部 ● Magnetization of PMs ● mmf of FEC at normal operation - - - Flux path produced by PMs - - - Flux path produced by mmf of FEC - - - Armature reaction				
最大トルク性能	◎	×	○	○
耐減磁性能	×	◎	内周側 CM-PM: × 外周側 VM-PM: ◎	内周側 CM-PM: ○ 外周側 VM-PM: ◎

(2) L/D 比の最適化検討

前述のように、HEFSM では起磁力源である電機子巻線や界磁巻線、永久磁石を全て固定子側に集約しているため、固定子コアにおいて磁気飽和を容易に生じる。その結果、最大トルクや VM-PM による可変磁束性能の低下を招く。前述の課題の内、特に課題 B)、C) に対する効果的な解決手段として、L/D 比の最適化に着目した。図 4.3.5 に示すように L/D 比を低減、すなわち扁平化することでモータ外形容積を一定に保ちつつ、固定子コア断面積の拡大が可能のため、固定子コアの磁気飽和を緩和できる。加えて、界磁巻線スロットの拡大、すなわち電流密度制約下における FEC 起磁力を増加させることができ、最大トルク性能の向上及び所望の MS 制御に要するパルス電流振幅の低減が可能となる。一方で、一般によく知られるように扁平化すればするほど、端効果の影響が強くなり、最大トルク低下などモータ性能へ悪影響を及ぼすため、端効果を考慮した設計検討は必須である。

L/D 比の変更に対して、3D-FEA で解析評価した最大トルク、逆起電力係数、FEC アンペアターンの変化を図 4.3.6 に示す。L/D 比毎に目標最大トルクならびに両磁石の耐減磁性能を満たした上で、磁石磁束鎖交数が最大となるモデルを探索している。紙面の関係上、設計フローの詳細は文献(6)を参照されたい。

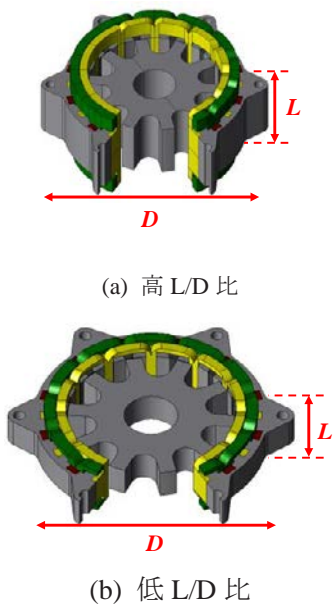


図 4.3.5 異なる L/D 比の VM-PM 採用 HEFSM

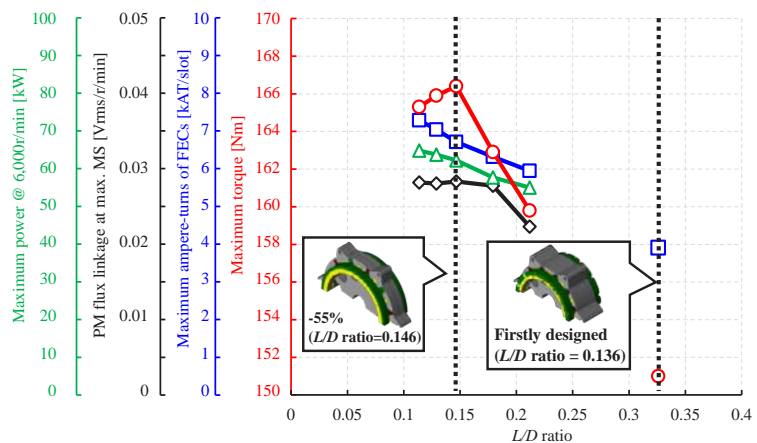


図 4.3.6 L/D 比に対する最大トルク、逆起電力係数、FEC アンペアターンの変化

図 4.3.6 より低 L/D 比, つまり扁平形状へ形状変更すると前述したように, 最大トルク, 磁石磁束鎖交数, FEC 起磁力が増加し, L/D 比が 0.146 で最大トルクが最大となる。しかし, さらに L/D 比を低下させると端効果の影響が強くなり最大トルク及び磁石磁束鎖交数は低下していくことが確認できる。以上より本設計では, L/D 比 0.146 ($L = 40.9\text{mm}$, $D = 281\text{mm}$) を最適値とした。なお, 図 4.3.6 から明らかなように, この時の最大トルクは 166.4Nm で, 表 4.3.1 に示した最大トルクを達成できていないが, 後述のように固定子コア軸長に対して回転子コア軸長をオーバーハングさせることで, 3D-FEA(3次元 FEA)での最大トルク目標 $168\text{N}\cdot\text{m}$ を達成している。

4.3.4 試作機による性能試験評価結果

4.3.4.1 試作機諸元

磁石配置ならびに L/D 比最適化モデルの設計仕様を図 4.3.2 の VM-PM を採用した HEFSM の試作機のそれと併せて表 4.3.3 に示す。同表には, 設計結果に基づいて株式会社岩間電機製作所にて試作した HEFSM の外観写真を示している。本稿では紙面の都合上割愛したが, 磁石磁束鎖交数の向上と VM-PM の耐減磁性能の両立の観点から, CM-PM と VM-PM の磁石量分配比を $6.5 : 3.5$ と決定している。また, 回転子コア軸長を固定子コア軸長に対し片側 5.85mm (両端計 11.7mm) オーバーハングさせることで, 端効果を含めたエアギャップ面の磁気抵抗を低下させて, 3D-FEA 評価にて目標最大トルク $168\text{N}\cdot\text{m}$ を達成している。本試作機では高占積率平角線を使用することを想定して設計したが, 時間と予算の都合上, 本試作では丸線を用いている。それに伴って, 導体占積率が設計目標の 0.7 から $0.53 \sim 0.55$ へ低下している。丸線への仕様変更並びに界磁巻線配置の変更に起因する界磁巻線巻回複雑化によって, コイルエンド長が図 4.3.2 の VM-PM を採用した HEFSM の試作機に比べて長大している。モータの体格制約の達成と銅損低減のため, コイルエンドのコンパクト化が製造上の課題である。

4.3.4.2 速度－トルク特性

インバータ入力最大電圧制限下 (600V) で測定した速度－トルク, 速度－出力特性を図 4.3.7 に示す。基底速度 ($2,000\text{r/min}$) 以下の速度域では PWM による電流ベクトル制御, 基底速度以上の速度域ではワンプルス制御を採用している。なお, VM-PM は許容最大パルス電流密度である 99A/mm^2 を印加時の最大強め $\text{MS}+85\%$ にて測定を実施した。基底速度以下での最大トルクは 167.7Nm で目標値を達成しており, 速度 $6,000\text{r/min}$ での最大出力は 51.7kW で, 表 4.3.1 に示した目標最大出力 53kW をわずかに下回った。これは, 表 4.3.3 に示した電機子巻線ターン数の 12T から 16T への増加に伴って電機子反作用が増加し, 力率が低下したためである。

4.3.5 おわりに



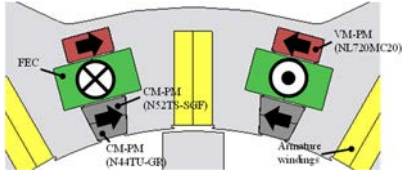
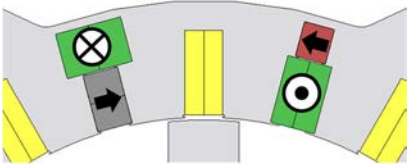


本稿では, 設計制約内で磁石の耐減磁性能を満足しつつ, 最大トルク, モータ効率を向上する HEFSM の実現を目的に, 総磁石使用量, モータ外形容積, 許容着脱磁パルス電流振幅などの設計制約条件下で, 新規磁石配置と L/D 比の最適化を導入した新しい VM-PM 採用 HEFSM を提案し, その設計検討ならびに, 試作機による性能試験評価結果を紹介した。なお, 紙面の関係上データは割愛するが, 第 3 世代プリウス駆動用 IPMSM に対して提案の VM-PM 採用 HEFSM は, 低速軽負荷域の測定モータ効率・損失評価の結果, 目標の 40% に迫る $27 \sim 35\%$ 程度の損失低減率を達成していることを確認しており, 図 1 (c) の中央磁

石配置型 HEFSM に対して、大幅なモータの効率改善を達成している。

参考文献

- (1) N. Matsui, "Design and Control of Variable Field Permanent Magnet Motors", IEEJ Trans. on Electrical and Electronic Eng., Vol. 14, No. 7, pp.966-981 (2019)
- (2) 尾崎公洋・杉本諭・小坂卓他:「次世代永久磁石の最前線 第2編第5章第4節 高効率可変界磁型モータの開発」, 株式会社 NTS, pp.311—322 (2019)
- (3) 水谷良治, 春野健太郎, 水谷竜彦:「自動車用電動力応用システムの技術動向 I」, 平成 29 年電気学会産業応用部門大会講演論文集, No. 4-S10-6, pp.IV57-IV62 (2017)
- (4) 大塚啓太, 岡田孟士, 松盛裕明, 小坂卓, 松井信行:「2 種類の磁石で磁極を構成した自動車駆動用 HEFSM の運転特性評価」, 電気学会研究会資料, No. MD-20-078/RM-20-053/VT-20-016, pp.17-22 (2020)
- (5) T. Okada, T. Kosaka, H. Matsumori and N. Matsui, "Comparative Study on Hybrid Excitation Flux Switching Motors without and with Variably Magnetizable Permanent Magnets for Electrified Vehicle Propulsion", World Electr. Veh. J. 2021, 12, 58. (2021)
- (6) T. Okada, M. Saito, T. Kosaka, H. Matsumori and N. Matsui, "Optimum Design Study on HEFSM Using Variably Magnetizable PM with Low L/D Ratio and Novel PM Arrangement for EV/HEV Traction Applications", 2021 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE), pp. 3737-3744 (2021)

表 4.3.3 新磁石配置・最適 L/D 比採用 HEFSM の設計結果と試作機諸元

	図 4.3.2 の VM-PM 採用 HEFSM ⁽⁵⁾	新磁石配置・最適 L/D 比採用 HEFSM
設計モータ概観		
固定子主部		
試作機の概観写真 (固定子コア/固定子アッシー)		
L/D 比	0.326	0.146 (-55%)
固定子外径 D [mm]	215	281
固定子コア積厚 L [mm]	70.0	40.9
回転子コア軸長 L _r [mm]		52.6 (オーバーハング長含む)
コイルエンド (反接続側/接続側)[mm]	24 / 34	35 / 47
三相電機子巻線ターン数/コイル [turns]	12	16
最大 FEC 起磁力[AT/slot]	3,900 (78T × 50A)	5,300 (64T × 83A) (+36%)
コイル占積率 (電機子巻線/ FEC)	0.7 / 0.7 (平角線) → 0.538/0.547 (丸線)	0.7/0.7 (平角線) → 0.536/0.550 (丸線)
磁石総使用量 [g]	1,006.3 (CM-PM: 549.8, VM-PM: 456.5)	550.0 (CM-PM: 357.5, VM-PM: 192.5)
最大トルク [N·m] (3D-FEA/測定値)	155.4/150.0	168.4/167.7

4 章 4 節 ハイブリッド界磁モータ

4.4.1 提案モデルの構造

図 4.4.1 は、提案するハイブリッド界磁モータ（以下、HEM と略記）の断面形状（1/4 カットモデル）を示す。また、図 4.4.2 に回転子構造の 3D モデルを示す。界磁巻線は回転子の各極のセンターリブに集中巻で巻かれており、8 個のコイルで構成される。そして、この 8 個のコイルは直列接続されている。図 4.4.1 に示すように、極間の磁石を挿入する前であれば、界磁巻線を回転子の外側から極間磁石を挿入する回転子電磁鋼板の打ち抜き箇所を通すことで、直接巻くことができる構造となっている。比較対象機と同じ 8 極 48 スロット形状とし、固定子は比較対象機と全く同じ寸法形状である。回転子は、最高回転数である 14000 rpm で比較対象機と同条件で応力解析を実施し、応力に対する安全率が比較対象機と同等になるように設計してある。磁石重量を比較対象機と同量以下とする条件のもと、効果的な可変界磁性能を得ることで、低トルク領域、低速高トルク領域の両領域において高効率化できるように回転子形状のパラメータスタディを 2D-FEM 解析で実施し、回転子を設計した。パラメータスタディを主に実施したのは、磁極中央に配置した V 字型磁石の重量を含む形状と極間に配置した磁石の重量を含む形状、さらに、回転子フラックスバリアの形状と極間の不均衡エアギャップの形状である。永久磁石には、ネオジム焼結磁石を採用しており、その磁石重量は、比較対象機より 7.8%削減している。回転子に巻かれた界磁巻線の占積率は、電機子巻線と同等とした。

界磁巻線の接続は、一般的な磁石を用いない巻線界磁型同期モータと同じである。そして、界磁巻線への給電は、スリップリングとブラシを介しての機械的接触給電を想定している。機械的接触給電では、メンテナンス性の低下が懸念されるが、交流モータのスリップリングは直流モータの整流子とは異なり、磁極の切り替えを行わず、一方向にのみに直流電流を通電するため摩擦によるブラシの摩耗が少なく、メンテナンスに関する問題は少ない[1]。すでに、フランスの自動車メーカー Renault では機械的接触給電を用いた巻線界磁型同期モータを駆動用モータとする電気自動車「Zoe」を製造、販売しており、機械的接触給電を用いた駆動用モータの研究は近年、注目されている[2, 3]。そして、界磁巻線の通電方向は、直流電源のコストを抑えるために、図 4.4.1 に示すように、界磁巻線起磁力が永久磁石の磁化方向と同じ方向になるようにのみ通電する。なお、提案する HEM の可変界磁性能およびその可変界磁性能がモータ性

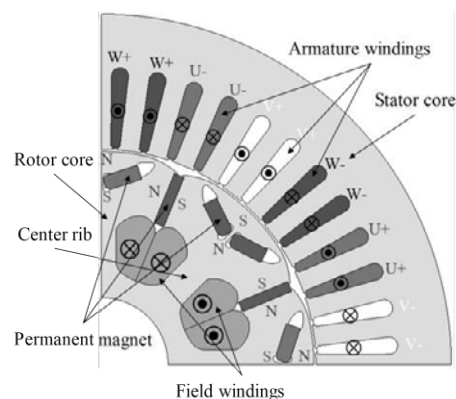


図 4.4.1 提案モデルの断面形状

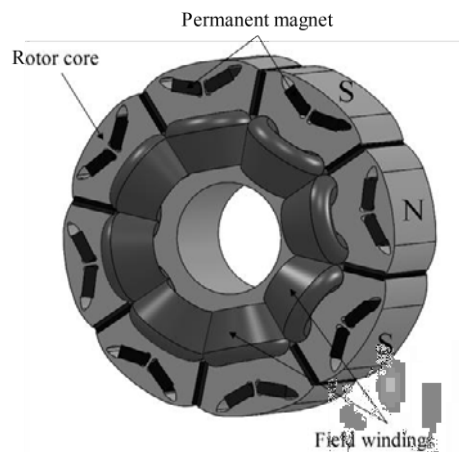


図 4.4.2 提案モデルのロータ構造

能へ及ぼす影響を明らかにするために 2D-FEA を実施し、巻線と磁石の温度は 100°C 一定とした。

4.4.2 設計目標仕様

設計目標仕様および制約条件を表 4.4.1 に示す。なお、この仕様は比較対象機の値を参考にしている[4]。

表 4.4.1 設計目標仕様と制約条件

Items	Values
Max. DC-bus voltage of inverter [V]	650
Max. inverter output current [Arms]	< 170
Max. field excitation current [Adc]	6.4
Max. current density in armature coil [Arms/mm ²]	22.3
Max. current density in excitation coil [Adc/mm ²]	10
Maximum torque [N·m]	> 236.6
Maximum power [kW]	> 68.6
Maximum speed [rpm]	14,000

ただし、最大トルク 236.6 N·m 以上、基底速度における最大出力 68.6 kW 以上という条件は、比較対象機に対して基底速度 2768 rpm、電機子電流実効値 170 Arms での 2D-FEA を行い、電流位相角 50 deg で得られた最大トルクの値である。2次元解析のため、端効果などの影響が考慮されていないことから、実機より大きな値となっているが、同条件で比較するため、提案する HEM にも同じ条件を課した。

表 4.4.2 設計した HEM の主要諸元

No. of slots / poles	8 / 48
Stator core outer diameter [mm]	264
Stator core inner diameter [mm]	162
Inner diameter of stator core yoke [mm]	224
Airgap length between stator and rotor cores [mm]	0.8
Rotor core outer diameter [mm]	160.4
Stack length of main machine part [mm]	50
No. of turns of armature winding [turn]	11
No. of turns of field winding [turn]	230

また、回転子側の界磁巻線は、固定子側の電機子巻線に比べて冷却が困難である。そこで、界磁電流の最大電流密度を 10 Adc/mm² とし、最大電機子電流密度 22.3 Arms/mm² の 44.8% と低い値に設定した。そして、提案する HEM は、比較対象機と同等のインバータを使用することを想定し、三相インバータの最大直流電圧を 650 V、最大電機子電流実効値を 170 Arms とした。以上の制約条件の下で設計された提案する HEM の諸元を表 4.4.2 に示す。

4.4.3 負荷状態における特性比較

・界磁磁束の低磁束密度化と高磁束密度化

図 4.4.3 は、界磁電流を変化させた際の無負荷時の磁束密度分布を示す。界磁電流密度 0 Adc/mm² (図 4.4.3(a)) では、極間に配置された磁石が発生する磁束が、界磁巻線が巻かれたセンターリブを通過することで、回転子内で短絡磁路を形成する。その結果、固定子側へ流れる界磁磁束は減少し、固定子は低磁束密度となる。

一方、界磁電流密度 10 Adc/mm² (図 4.4.3(b)) では、界磁巻線が発生する界磁磁束によってセンターリブには磁気飽和が発生し、極間の磁石が発生する磁束は固定子側に流れ出ている。その結果、固定子側へ流れる界磁磁束が増加するため、固定子は高磁束密度となる。

図 4.4.4 は、界磁電流を変化させた際の無負荷時のエアギャップ磁束密度分布を示す。界磁電流を増減さ

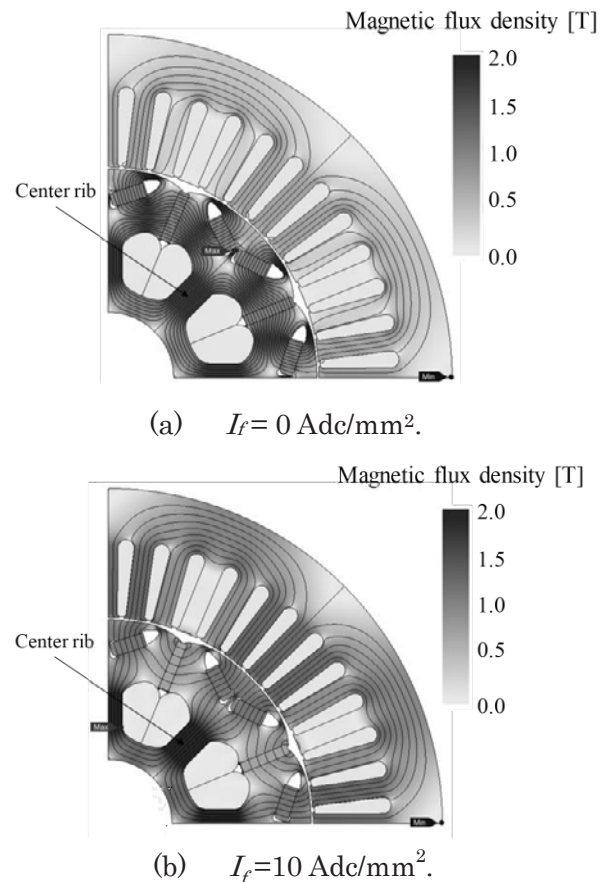


図 4.4.3 無負荷時の磁束密度分布。

せることで、エアギャップ磁束密度を大きく変化できる。

以上より、提案構造は界磁電流の調整により固定子の低磁束密度化と高磁束密度化の両立が実現できる。

・界磁電流に対する誘起電圧および鉄損の変化

図 4.4.5 は、回転速度 3000 rpm における界磁電流密度に対する無負荷時の線間電圧基本波振幅と鉄損の比較を示す。提案する HEM は、界磁電流密度を増加させることで比較対象機より線間電圧基本波振幅を増大させることが可能であり、それに伴い鉄損も増加している。一方、界磁電流密度を減少させることで比較対象機より線間電圧基本波振幅と鉄損の両方を減少させることが可能である。そして、提案構造は比較対象機より、磁石重量が 7.8% 低減しているのに対し、界磁電流がゼロの時の提案構造の線間電圧基本波振幅と鉄損は、比較対象機よりそれぞれ 17.4% と 35.4% 減少している。磁石重量の低減以上に線間電圧基本波振幅と鉄損を低減できているのは、図 4.4.3(a) に示すように、界磁電流がゼロの時に、極間に配置された磁石が発生する磁束が、界磁巻線が巻かれたセンターリブを通過することで、回転子内で短絡磁路を形成するためである。以上のことから、界磁電流を変化させることで可変磁束ができていることを確認できる。

・回転速度に対する誘起電圧および鉄損の変化

回転速度に対する線間電圧基本波振幅および鉄損を図 4.4.6 と図 4.4.7 にそれぞれ示す。界磁電流密度 10 A dc/mm^2 では、高磁束密度であるため、線間電圧基本波振幅および鉄損は、回転速度の増加とともに比較対象機より大きく増大する。界磁電流密度 2.5 A dc/mm^2 では、図 4.4.4 に示すエアギャップ磁束密度の基本波振幅が比較対象機と同等でありながら、極間に配置した不均衡エアギャップによって高調波成分は少ない。そのため、線間電圧基本波振幅はほぼ等しいのに対し、回転速度の増加とともに鉄損は比較対象機より低下する。そして、界磁電流密度 0 A dc/mm^2 では、低磁束密度であるため、線間電圧基本波振幅および鉄損は、すべての回転速度において比較対象機を下回っている。

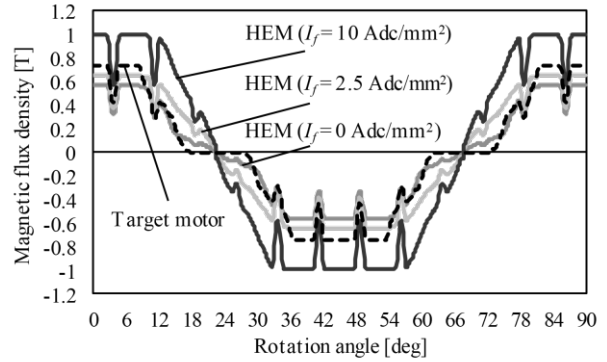


図 4.4.4 無負荷時のエアギャップ磁束密度分

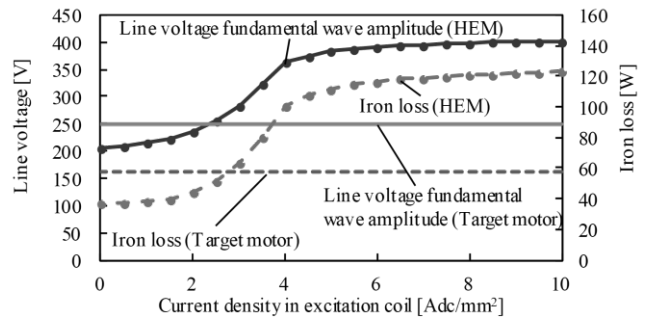


図 4.4.5 誘起電圧と鉄損

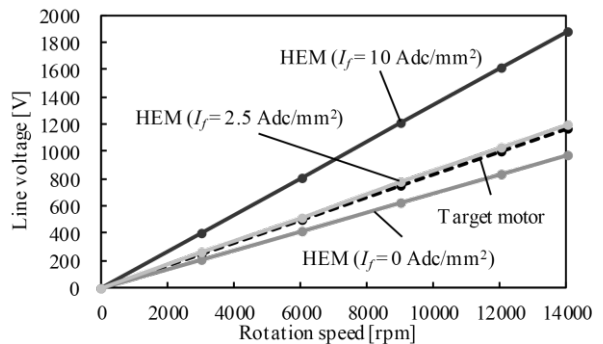


図 4.4.6 回転速度に対する線間電圧基本波振幅

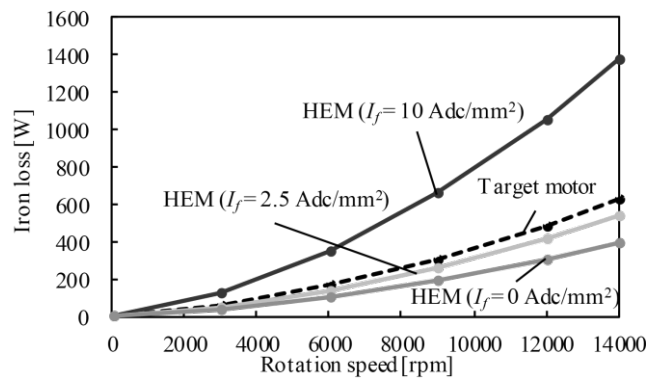


図 4.4.7 回転速度に対する鉄損

表 4.4.3 基底速度における最大トルク

	Target motor	Proposed HEM
Torque [N·m]	236.6	236.6
Power [W]	68.6	68.6
Armature current effective value [Arms]	170	154.6
Current phase angle [deg]	50	50
Current density in excitation coil [Adc/mm ²]	0	10
Iron loss [W]	447.2	367.1
Copper loss of armature winding [W]	8990.4	7435.3
Copper loss of field winding [W]	0	462.8
Total loss [W]	9437.5	8265.2
Efficiency [%]	87.9	89.2
Fundamental wave power factor [%]	62.9	71.8

4.4.4 設基底速度における最大トルクの比較

本節では、低速高トルク領域の特性を評価するため、基底速度における最大トルクについて比較する。

表 4.4.3 は、基底速度における最大トルクの解析結果の比較を示す。提案構造は、電機子電流が比較対象機の 170 Arms から 9.1% 小さい 154.6 Arms で比較対象機と同等のトルクを発生できる。そして、基本波力率は 8.9% ポイント向上した。したがって、

提案構造は、電機子巻線用の三相インバータの容量を削減し、コスト低減が可能である。さらに、界磁巻線による銅損の増加よりも、電機子電流の減少による銅損の低減効果の方が大きい。そのため、提案構造は、最大トルク発生時の合計損失が比較対象機より 12.4% 減少し、効率は 1.3% ポイント向上する。

図 4.4.8 は、電流位相角に対するトルク特性を示す。提案構造は、比較対象機と同様に電流位相角 50 deg で最大トルクとなる。よって、提案構造は逆突極性を有し、リラクタンストルクの活用が可能である。

電流位相角に対する d, q 軸磁束と基本波力率の変化を図 4.4.9 と図 4.4.10 にそれぞれ示す。提案構造は比較対象機より d 軸磁束を増加させ、 q 軸磁束を減少できる構造である。これにより、 dq 軸座標系における力率角は小さくなり、基本波力率は比較対象機より向上する。

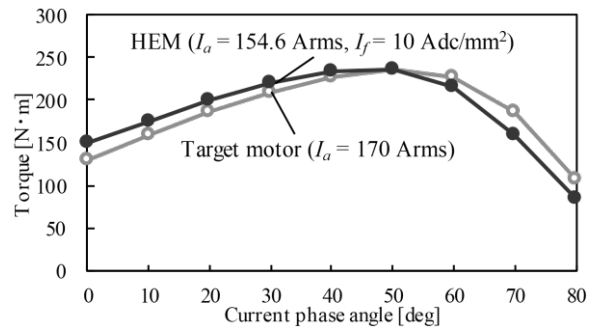


図 4.4.8 電流位相角に対するトルク特性

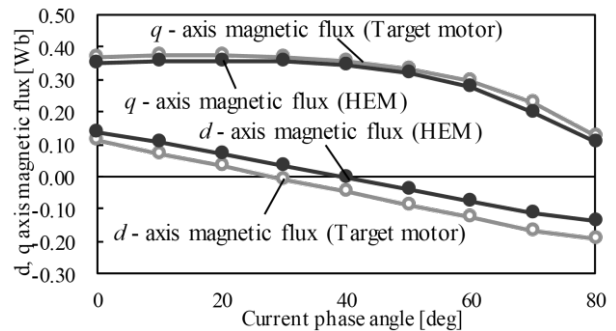


図 4.4.9 電流位相角に対する d, q 軸磁束変化

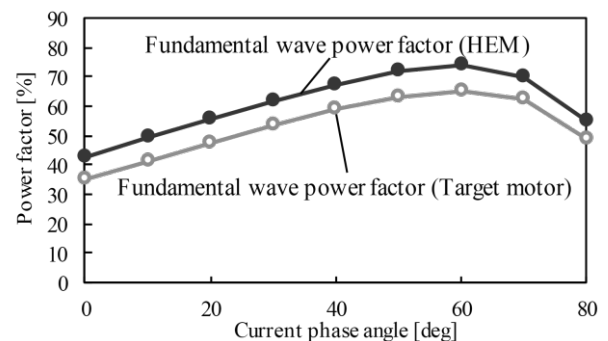


図 4.4.10 電流位相角に対する基本波力率変化

4.4.5 低トルク 13N·m での特性比較

常用領域である低トルク領域の特性を評価するため、トルク 13N·m における性能の比較を行う。

・回転速度 3000 rpm, トルク 13 N·m における比較

回転速度 3000 rpm, トルク 13 N·m の比較結果を表 4.4.4 に示す。基底速度付近の低トルク低速領域では、鉄損が比較的小さいため、銅損が支配的な領域である。このことから、一般に界磁巻線による銅損が生じる HEM では効率の低下が心配される。しかし、提案構造は低鉄損化によって、銅損の増加分を補償しているため、合計損失が比較対象機とほぼ同等となり、等しい効率となっている。

・回転速度 14000 rpm, トルク 13 N·m における比較

表 4.4.5 は、回転速度 14000 rpm、トルク 13 N・m の比較結果を示す。提案構造の鉄損は、比較対象機と比べて 53.9%も低下する。高速域において、提案構造の界磁磁束の低磁束密度化による低鉄損化の効果が大きいことが確認できる。また、弱め磁束制御に必要な負の d 軸電流を抑制できるため、電機子巻線による銅損も低減でき、合計損失は 47.5% 減少し、効率は 2.8%ポイント向上する。

・トルク 13 N・m における損失および効率の比較

図 4.4.11 は、回転速度毎のトルク 13 N・m における鉄損を示す。提案構造の鉄損は、界磁磁束の低磁束密度化によって常に比較対象機より低い。また、回転速度の増加とともにその差は増加する。

図 4.4.12 は、回転速度毎のトルク 13 N・m における銅損の合計を示す。6000 rpm までは、比較対象機の方が低銅損である。しかし、9000 rpm 以上の高速域では、比較対象機は、弱め磁束制御の影響によって電機子銅損が増加する。一方、提案構造では、界磁磁束の低磁束密度化によって弱め磁束制御に必要な電機子銅損を抑制できることから、低銅損となる。

図 4.4.13 は、回転速度毎のトルク 13 N・m における効率を示す。提案構造は高速域になるほど低損失となり、比較対象機と比較して高効率である。

4.4.6 効率マップによる特性比較

図 4.4.14 に提案構造の効率マップを示す。また、図 4.4.15 に比較対象機の効率マップを示す。提案構造は、比較対象機と比べて、常用域である低トルク領域における効率が広い範囲で向上している。

図 4.4.16 は、提案構造の効率から比較対象機の効率を引いて求めた効率差マップを示す。低速低・中トルク領域では銅損が支配的であるため、提案構造は界磁巻線による銅損の影響から、比較対象機と比べて効率が低下する。しかし、EV/HEV 駆動用モータでは、発進・登坂走行で使用される低速高トルク領域、追い越し等の加速で必要とされる広い回転速度域での定出力領域、定常走行で使用される低トルク

表 4.4.4 特性, 損失比較(3000 rpm, 13 N・m)

	Target motor	Proposed HEM
Torque [N・m]	13.0	13.0
Power [W]	4.1	4.1
Line voltage fundamental wave amplitude [V]	272.3	226.2
Armature current effective value [Arms]	12.5	15.1
Current phase angle [deg]	30	25
Current density in excitation coil [Adc/mm ²]	0	0.25
Iron loss [W]	74.1	50.7
Copper loss of armature winding [W]	48.3	70.9
Copper loss of field winding [W]	0	0.3
Total loss [W]	122.4	121.9
Efficiency [%]	97.1	97.1
Fundamental wave power factor [%]	99.9	98.9

表 4.4.5 特性, 損失比較(14000 rpm, 13N・m)

	Target motor	Proposed HEM
Torque [N・m]	13.0	13.0
Power [W]	19.1	19.1
Line voltage fundamental wave amplitude [V]	628.4	648.4
Armature current effective value [Arms]	34.2	28.1
Current phase angle [deg]	79	69
Current density in excitation coil [Adc/mm ²]	0	0.8
Iron loss [W]	895.5	413.0
Copper loss of armature winding [W]	363.9	245.6
Copper loss of field winding [W]	0	3.0
Total loss [W]	1259.3	661.6
Efficiency [%]	93.8	96.6
Fundamental wave power factor [%]	73.9	86.5

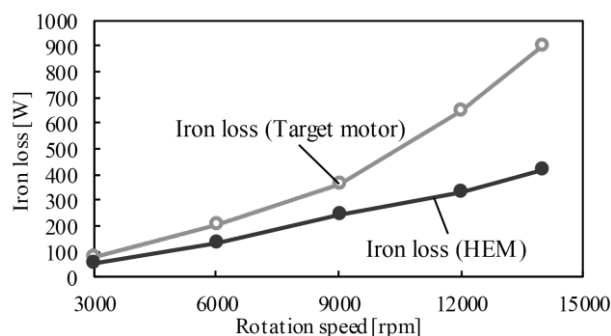


図 4.4.11 トルク 13N・m における鉄損

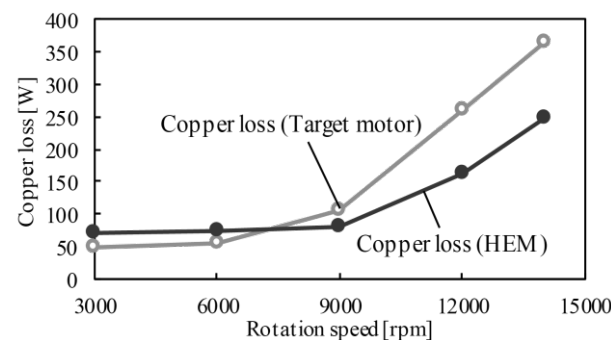


図 4.4.12 トルク 13N・m における銅損

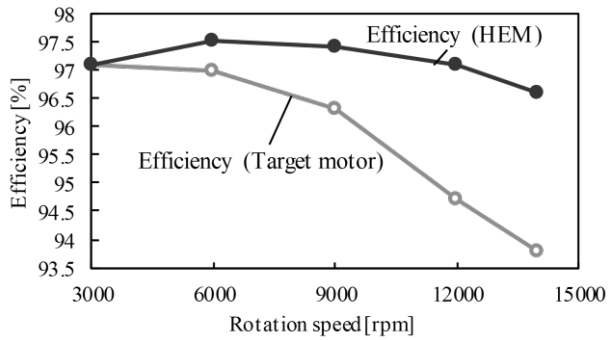


図 4.4.13 トルク 13N・m における効率

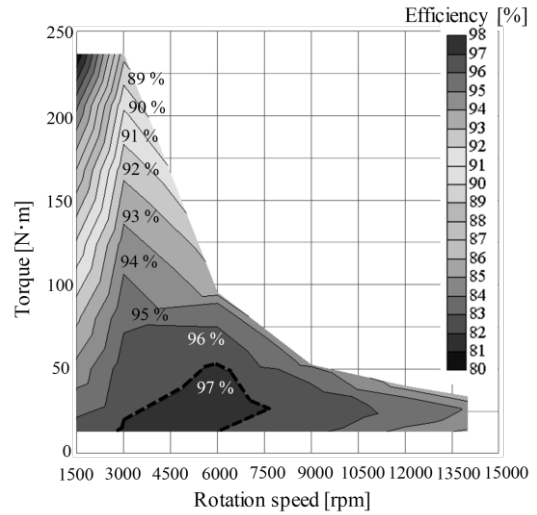


図 4.4.15 比較対象機の効率マップ

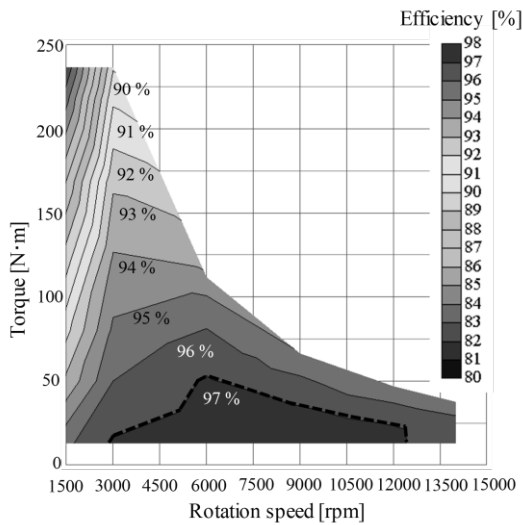


図 4.4.14 設計した HEM の効率マップ。

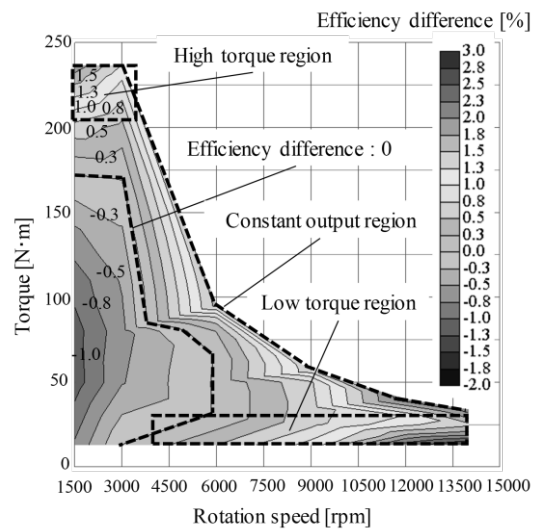


図 4.4.16 効率差マップ (HEM - 比較対象機)。

ク領域での高効率化が求められる。この幅広い運転領域において、提案構造は界磁磁束を変化させることで比較対象機を上回る高効率化を達成していることが確認できる。

参考文献

- (1) J. de Santiago et al., Electrical Motor Drives in Commercial All-Electric Vehicles: A Review, in IEEE Transactions on Vehicular Technology, vol. 61, no. 2, pp. 475-484, Feb. 2012.
- (2) W. Chai, J. Kwon and B. Kwon, Analytical Design of a Hybrid-Excited Wound Field Synchronous Machine for the Improvement of Torque Characteristics, in IEEE Access, vol. 8, pp. 87414-87421, 2020.
- (3) H. wang, J. Sim, J. Hong and J. Lee, Torque Improvement of Wound Field Synchronous Motor for Electric Vehicle by PM-Assist, in IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 54, no. 4, pp. 3252-3259, July-Aug. 2018.
- (4) T. A. Burrell, S. L. Campbell, C. L. Coomer, C. W. Ayers, A. A. Wereszczak, J. P. Cunningham, L. D. Marilino, L. E. Seiber, H. T. Lin, Evaluation of the 2010 TOYOTA PRIUS Hybrid Synergy Drive System, ORNL/TM-2010/253, Oak Ridge National Laboratory Oak Ridge, Tennessee, 2011.

5章 まとめ

2012年から始まった10年プロジェクトである「次世代自動車向け高効率モーター用磁性材料開発」プロジェクトにおいて、5年目の2017年にテーマの見直しを行い、体制を変更した後の第2期分である2017年度～2021年度の5年間に実施した内容をまとめた。

まず、永久磁石の歴史を振り返り、各種磁石の特徴と現在に至るネオジム磁石の高機能化技術を紹介した。永久磁石の需要推移においては、ネオジム磁石が2000年以降、モータ分野への希土類永久磁石の普及が加速し、更には自動車用、家電製品用、洋上風力発電用、及び航空機分野での市場の伸びに合わせて、ネオジム磁石等の高性能磁石における2030～2050年の用途別世界需要の調査結果をまとめた。

このような状況において、ネオジム磁石使用量増加に伴うサプライチェーンリスクを避けるために、重希土類元素であるDyあるいはTbの省・脱重希土類技術として粒界拡散技術および微結晶磁石を紹介した。また、省Nd技術として、磁石の粒の微細化・二層構造化・LaとCe特定の配合比によりDyやTbを使わないだけでなく、Nd使用量まで削減した省ネオジム耐熱磁石の開発結果を報告した。更に脱希土類技術として、完全なレアアースフリー磁石であるL1₀型の結晶構造を持ったFeNi超格子を世界で初めてのバルク化に成功した磁石について報告した。

このように精力的に高性能な永久磁石の開発が進められる中、本プロジェクトにおいて、永久磁石をモータに組み込んだ時の永久磁石に与える影響として、Kerr効果顕微鏡を用いた磁区構造観察により磁石にかかる応力印加時の磁気特性評価方式を開発した。また、モータ温度が高温時に永久磁石の減磁を正確に把握する手法として、減磁後磁石の細分化加工技術を用いた3次元磁石減磁評価技術を開発した。

永久磁石以外に、モータは鉄芯部分が軟磁性体で構成されているため、モータに組み込まれた状態での軟磁性体の評価技術が必要であるが、これまでは明確な評価方法が無かった。そこで、本プロジェクトにおいては、薄帯およびバルクの軟磁性単体を評価できる応力印加機構を備えた装置、及びモータ組み込み時に油圧機構を用いた可変応力印加装置を開発した。その装置を用いて応力下の軟磁性体の磁気特性と鉄損評価が可能となり、その結果を報告した。また、モータをインバータで駆動する時の局所的鉄損評価を行うために、モータ内部に組み込むHコイル法を開発しインバータPWM波形時のモータ内部の局所的な鉄損評価技術を開発した。

モータの実駆動時に磁性材料の損失を評価するためには、モータ構造上必ず発生するロータを支持する軸受損失、及び、ロータとステータ間に発生する摩擦損失である風損を高精度に分離、測定する必要がある。軸受損失については世界初となる磁気軸受を用い、高速回転時にも軸受損失を安定化・最小化したモータ損失分析評価装置を開発した。また、風損はモータ内部の通風および内気圧力を模擬する機構を有する損失分離装置を製作し、良好な分離測定結果が得られた。

最後に、新しい磁石材料を用いたモータ設計について、まず、新しい磁石材料を搭載した時のモータ特性について、電気学会ベンチマークモデルを用いて磁石性能、磁石寸法・配置とモータ効率・誘起電圧についてまとめ、磁石の開発目標値の妥当性とその効果についても報告した。次に具体的なモータ形式別によるモータ設計について報告した。自動車用や家電用の高効率モータとして広く用いられているIPMモータでは、パワー密度を達成する小型・高速化の2層構造モデルにて、市街地走行評価点、高速道路走行評価点にてモータ損失低減目標40%を超える損失低減を達成しつつ、低保磁力磁石でも適用可能なモ

ータ構造も報告した。近年、注目を集めている界磁磁束密度を可変とする可変界磁型永久磁石モータでは、ハイブリッド界磁フラックススイッチングモーターにおいて、新規磁石配置と L/D 比の最適化を導入した新しいモータ構造を提案し、性能試験評価結果を報告した。また、界磁巻線を回転子に配置したハイブリッド界磁モータにおいては、固定子は従来と同等ながら界磁電流を変化させることで比較対象機を上回る高効率化を達成し、低トルク・高速回転領域ではモータ損失低減目標値以上である 47.5%を達成したことを報告した。

本プロジェクトでは、新規の磁石を搭載してエネルギー損失 40%削減、パワー密度 40%向上の目標を達成するため、新規磁石の開発時点から材料評価技術開発、モータ開発、モータ評価技術開発が連携し一体的に活動を行うことで一早く社会実装できる体制を構築した。

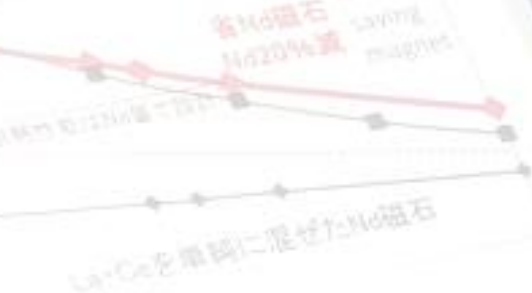
今後、本成果がプロジェクトメンバーによる社会実装が推進されるとともに、広く成果が認知、活用されることでカーボンニュートラルへ向けての産業界全体への波及効果も期待する。

なお、この成果は、国立研究開発法人 新エネルギー・産業技術総合開発機構(NEDO)の委託事業未来開拓研究プログラム「次世代自動車向け高効率モーター用磁性材料技術開発」の結果、得られたものです。

技術開発
efficiency

Techniques for motor design.

Nd磁石 (Dy含有)



Technology Research Association of

Magnetic Materials for High-Efficiency Motors

150
温度 (°C)

200

Nd20%減
Nd saving magnet



TEM/EDX分析のTEM/EDX
TEM/EDX analysis of NdFeB superlattice magnet

2012年度~2021年度

調査期間

発行日:2022年5月31日

新エネルギー技術開発機構
New Energy and Industrial Technology Development Organization