学術論文

コアレス回転子形状を有するアキシアルギャップモータにおける高効率化のための SMC 材料の開発方針の検討

Investigation of Development Policy of SMC Material for High Efficiency over a Wide Operating Range in Axial Gap Motors Having Coreless Rotor Structure

綱田 鍊^{*1}(学生員), 竹本 真紹^{*2}(正員), 小笠原 悟司^{*1}(正員), 折川 幸司^{*1}
 齋藤 達哉^{*3}, 榎園 勇太^{*3}, 上野 友之^{*3}

Ren TSUNATA (Stu. Mem.), Masatsugu TAKEMOTO (Mem.), Satoshi OGASAWARA (Mem.),
 Tatsuya SAITOH, Yuta ENOKIZONO, Tomoyuki UENO

In recent years, electric motors having flat shape are desired in order to minimize system size as well as enhancing the efficiency. Therefore, axial gap motors (AGMs) have attracted significant attention because they can achieve higher torque density in flat shape than conventional radial gap motors. In general, AGMs employ Soft magnetic composite (SMC) for stator core since they have three dimensional magnetic paths. If AGMs employ SMC which has low iron loss characteristic, the efficiency can be improved. However, average torque is decreased because SMC basically has tradeoff relationship between iron loss characteristic and permeability. Hence, in this research, AGM having coreless rotor structure that torque performance is not easily affected by the permeability of SMC is proposed. In this paper, many virtual SMC materials which have different iron loss and permeability is considered for the proposed AGM. Finally, suitable SMC characteristic to enhance the efficiency over a wide operating range is revealed by three-dimensional finite element analysis (3D-FEA).

Keywords: Axial Gap Motors, Soft Magnetic Composite, Coreless Rotor Structure, Wide Air Gap, High Efficiency.

(2019 年 9 月 20 日受付, 2020 年 7 月 8 日再受付)

1 緒言

近年, 全体の消費電力のうちの多くをモータが占めており, 特に産業用途のモータの更なる高効率化は必須である。それと同時にモータを扁平にすることによって, システム全体のサイズを低減したいというニーズも存在する。そこで扁平な形状においてもその構造上, 高いトルク密度を実現できるアキシアルギャップモータ(AGM)が注目されており, 様々な研究・開発が行われている[1-15]。

一般的な永久磁石同期モータは, 半径方向にエアギャップが存在するラジアルギャップモータ(RGM)である。RGM は扁平な形状になると磁石の有効な表面積が小さくなることに加えて, トルクに寄与できないコイルエンド部の割合が高くなるため, トルク性能が著しく低下してしまう。それに対して, AGM は扁平な形状においても磁石の表面積を大きくとれ, コイルエンドも軸方向に存在しないため, 高いトルク性能を実現

できる[1-7]。しかし, 従来の AGM はより高いトルク性能を得るために高い残留磁束密度を有するネオジム焼結磁石を採用していた。その一方でネオジム焼結磁石は電気伝導率が高いため, 従来の AGM は高速領域における渦電流損が大きく, 効率の悪いモータとなっていた。そこで, 本研究グループの先行研究において電気伝導率がほとんど零であるネオジムボンド磁石を AGM に採用することで, 産業用途のモータにおいて使用されることの多い高速重負荷領域での高効率化を実現した[7]。また Fig. 1 に示すように, 本研究ではコ

Fig. 1 Assembled model and each components of the proposed AGM.

連絡先: 綱田 鍊, 〒060-0814 札幌市北区北 14 条西 9 丁目, 北海道大学大学院 情報科学院 情報科学専攻 システム情報科学コース 電気エネルギー変換研究室
 e-mail: tsunata@ist.hokudai.ac.jp

^{*1} 北海道大学 ^{*2} 岡山大学 ^{*3} 住友電気工業株式会社

アレスの回転子形状を AGM に採用することを提案しており、磁石支持部材で発生する渦電流損の抑制と同時に回転子の更なる扁平化を実現している。このように、AGM を高効率化するための回転子についての検討をこれまで実施してきた一方で、固定子に使用する材料等については詳細な検討をしていない。

AGM では三次元的に磁束が流れるため、固定子コアには磁氣的等方性を持つ圧粉鉄心(SMC)をよく使用する[8-10]。鉄損の小さい SMC を用いることで効率を向上できるが、一般的に SMC は鉄損特性と透磁率がトレードオフの関係を持っているため、AGM のトルク性能が低下してしまう。しかし、本研究における AGM はコアレス回転子形状を採用しているため、トルク性能が SMC の透磁率の影響を受けにくいと考えられる[16-18]。そこで本稿では提案 AGM において、SMC の透磁率・鉄損特性を変化させた仮想材料を作成し、運転領域毎にどのような SMC 特性が高効率化に適しているのかを解析によって検討したので報告する。

2 従来構造と提案構造における構造比較

2.1 提案 AGM の特長と諸元

Fig. 1 に示すように、提案 AGM は磁石にネオジウムボンド磁石(S5B-17ME, Hitachi Metal, Ltd.)を採用しており、回転子は磁石を非磁性材の支持部材にはめ込むだけの簡単な表面磁石(SPM)構造となっている。本稿ではこのような構造をコアレス回転子構造と呼んでいる。また、軸方向の電磁力が回転子に均等に働くため騒音や振動に対して有利なダブルステータ・シングルロータ構造を採用しており、トルクリプルを抑制するため 10 極 12 スロットの分数スロットの組み合わせを選択している[11,12]。また大量生産を考慮した際に、回転子位置の軸方向の微調整が必要ないように、1.0mm とワイドギャップ長としている。

Fig. 2 に従来の AGM と、コアレス回転子構造を採用した提案 AGM の回転子形状を示している。Fig. 2(a)の従来の回転子構造は、磁石が軸方向に 2 分割されており、その間に磁性体のバックコアが存在する。これに対して Fig. 2(b)の提案構造は磁石が 1 枚物となり、支持部材には非磁性材である SUS304 を用いている。コアレス回転子構造を用いることで、バックコアの磁性体で発生する渦電流の抑制に加えて、回転子をさらに薄くすることができる。さらに、磁石量は同じでも 1

Fig. 2 Rotor structures of conventional and proposed AGMs.

Fig. 3 U-phase magnetic equivalent circuit in the proposed AGM employing coreless rotor structure.

枚あたりの厚みを大きくすることができるため、不可逆減磁耐性が向上することが分かっている[13,14]。

2.2 提案 AGM の磁気回路構成

Fig. 3 にコアレス回転子を用いた提案 AGM の U 相の簡易的な等価磁気回路を示している。前述したように、提案 AGM はコアレス回転子形状を採用しているため、回転子に磁性体が存在しない。それに加えて永久磁石自身の磁気抵抗は空気とほとんど変わらないた

(a) Saturation region.

(b) Linear region.

Fig. 4 B-H characteristics of an existing SMC (HB2) and virtual SMCs.

め、回転子の磁気抵抗は非常に大きいことがわかる。さらに、前節で述べたように提案 AGM は 1.0 mm とワイドギャップ長を採用していることに加えて、ダブルステータ構造であり回転子の両側にエアギャップが存在することから、エアギャップ部の磁気抵抗も非常に大きい。以上より Fig. 3 に示しているように提案 AGM において、回転子及びエアギャップ部の磁気抵抗がモータ全体の約 96.7% を占めている。固定子部分の磁気抵抗は残りの 3.3% のみであり、固定子コアの SMC の透磁率がモータ全体の磁気抵抗に与える影響は僅かであることが予想できる。よって、SMC の鉄損特性を改善した場合において、透磁率の低下が生じてもトルク性能への影響は小さく、鉄損が支配的となる高速領域または軽負荷領域における効率向上に有効であると考えられる。

なお、上記の磁気抵抗の数値は本研究グループの先行研究において算出したものであり、固定子コアは低鉄損特性を有する既存の SMC 材料である HB2(Sumitomo Electric Industries, Ltd.)において、提案モータの平均磁束密度である約 0.7 T 時の比透磁率に基

(a) $B_m = 1.0$ T, 50 Hz ~ 1 kHz. (b) $B_m = 0.1$ T, 50 Hz ~ 10 kHz.

Fig. 5 Iron loss characteristics of an existing SMC (HB2) and virtual SMCs.

づいて導出している[15]。

3 一定電流条件下における仮想材料による解析

3.1 検討する仮想 SMC 材料の特性

一般的に SMC において、鉄損と透磁率はトレードオフの関係がある[16-18]。例えば、文献 16 では、SMC の製造方法による鉄損と透磁率への影響について言及されており、SMC の透磁率が高くなる程、鉄損密度が大きくなっていることを実測により示している。また文献 17 では密度の異なる SMC において、文献 18 では SMC の鉄粉の大きさが異なる材料について、鉄損と透磁率を比較しており、鉄損と透磁率がトレードオフになっていることが確認できる。

以上のように SMC における鉄損と透磁率は基本的にトレードオフの関係があるため、鉄損を減らしつつ、透磁率を高くすることは困難である。一方で、本論文において検討する仮想 SMC 材料は、鉄損を減らすと同時に透磁率も低くするため、製造可能であると考えている範囲で検討している。

Fig. 4(a), (b)はそれぞれ飽和領域と線形領域における

既存の SMC である HB2 及び作成した一部の仮想 SMC 材料の B - H 特性を示しており、実線で示している HB2 は実測値である。破線で示している仮想 SMC の磁気特性は HB2 の特性を基準にして、グラフの横軸である磁界強度 H を整数倍したものである。例えば、図中に磁界強度 H が 2 倍となった仮想 SMC の特性を示しているが、HB2 に対して同じ磁束密度を得るためには 2 倍の磁界強度が必要となるため、透磁率が 1/2 になっているといえる。この場合の仮想材料を本論文では $H_r=2$ と定義し、 H_r を磁界強度倍率と呼んでいる。今回の検討では H_r が 1~5 の 5 パターンの仮想材料を作成した。なお Fig. 4(a)の飽和領域の特性から、全ての SMC 材料の飽和磁化は同じ値となっていることがわかる。また後述するが、本論文におけるモータは固定子の SMC が飽和しないような設計となっており、各 SMC 材料の飽和領域の特性はあまり性能に影響を与えない。

また Fig. 5(a), (b)は磁束密度 B_m がそれぞれ 1.0 T, 0.1 T の場合の各 SMC 材料の鉄損を示しており、仮想 SMC 材料の鉄損はどちらの領域においても実測値である既存の HB2 の鉄損に対して P_{ir} 倍としている。ここで、Fig. 5(a)において、HB2 材で測定している周波数範囲が Fig. 5(b)よりも低いのは、 $B_m=1.0$ T の場合は高周波になると非常に鉄損が大きく、発熱等によって測定が困難なためである。このように仮想材料の鉄損は、全ての磁束密度と周波数での HB2 の鉄損特性の P_{ir} 倍となっている。本論文ではこの HB2 に対する鉄損の割合を鉄損倍率 P_{ir} と呼んでおり、例えば HB2 に対して 0.9 倍の鉄損を有する仮想 SMC を $P_{ir} = 0.9$ として定義する。また、破線で示している仮想 SMC の鉄損特性は、HB2 の鉄損値に対して 0.5~1.0 倍($P_{ir} = 0.5 \sim 1.0$)したものであり、本論文では全部で 6 パターンの鉄損特性を持つ仮想 SMC を作成し、検討した。以上より、全 30 パターンの仮想材料と HB2 材料を提案 AGM の固定子コアに適用した場合の特性を三次元有限要素解析 (3D-FEA)によって明らかにする。なお、解析条件は磁石温度を 80 °Cとしている。また、本論文の対象である産業用モータのアプリケーションとして多くの割合を占める小・中容量のウォーターポンプにおいて、6000 rpm を超えると、キャビテーションが発生しやすくなる[19, 20]ことから、本論文では 6000 rpm を高速領域としている。また、解析には JMAG-Designer ver. 18.0 を使用している。なお、解析時のメッシュサイズは全構成部品において 1.0 mm であり、全要素数は 836,464

Fig. 6 Transition of the average torque against H_r under different current conditions (@6000 rpm, Iron loss ratio P_{ir} is 1.0).

Fig. 7 Transition of the current density and copper loss to obtain constant average torque in different SMCs (@6000 rpm, Iron loss ratio P_{ir} is 1.0).

である。

3.2 一定電流条件下における解析結果

Fig. 6 に、仮想 SMC の鉄損倍率 P_{ir} が 1.0 の場合における磁界強度倍率 H_r の変化に対するトルクのグラ

フを示している。Fig. 6 中に示しているように、軽負荷 (1.6 Arms/mm²)、中負荷 (4.0 Arms/mm²)、重負荷 (6.0 Arms/mm²) の 3 パターンの電流密度条件で解析を実施しており、どの電流密度の場合も H_r が大きくなることで SMC の磁気抵抗が大きくなり、トルクが低下しているのが明らかである。ここで、6.0 Arms/mm² の場合に $H_r = 1$ で 1.72 Nm であったトルクが $H_r = 5$ では 1.49 Nm まで低下しているため、約 13.2 % の減少が生じている。しかし、SMC の透磁率が 1/5 になっていることを考えると、トルクの減少が SMC の透磁率の減少に対して非常に小さいことがわかる。これは前述したようにモータ全体の磁気抵抗で SMC が占めている割合が小さく、トルク特性に対する感度が低いためである。また 4.0, 1.6 Arms/mm² の場合の双方においても、 $H_r = 5$ になると $H_r = 1$ の場合と比べて約 13.3, 13.3 % と、6.0 Arms/mm² の際とほとんど同じトルクの減少率となっている。しかし、軽負荷になるほど元々のトルクが小さいため、正味のトルク減少量は小さくなっている。

4 一定出力条件下における仮想材料による解析

4.1 一定出力を得るための電流密度と銅損の増加

前章において、SMC の磁気特性が変わった際のトルク特性の変化について検討したが、本章では全ての仮想 SMC を適用した場合において、出力を合わせた同じ運転点において鉄損や効率の評価を実施する。そのためには、磁界強度倍率 H_r が大きくなった場合のトルクの低下分だけ電流を大きくする必要がある。

Fig. 7 に 6000 rpm の回転数において、 H_r が大きくなった場合でも、トルクを一定に保つために必要となる電流密度と、電流の増加に伴って生じる銅損の増加のグラフを示している。まず Fig. 7(a) の電流密度について、軽負荷である 0.46 Nm の運転点において、 $H_r = 1$ の場合には 1.6 Arms/mm² の電流密度で 0.46 Nm を出力できる。それに対して、 $H_r = 5$ の仮想 SMC を採用した場合だと 1.8 Arms/mm² としなければ 0.46 Nm のトルクを達成できないことを示している。したがって、磁界強度倍率 H_r が 5 倍に大きくなることで 0.46 Nm の軽負荷の運転点では電流密度を 0.2 Arms/mm² を大きくする必要がある。一方で、重負荷である 1.72 Nm の運転点においては H_r が 1 から 5 になることで必要となる電流密度が 0.9 Arms/mm² も増加しており、軽負荷よりも電流密度の増加量が大きいことがわかる。これは

Fig. 8 Magnetic flux density distributions in the stator core of the proposed AGM in different SMCs (@6000 rpm, 1.72 Nm).

前章で示したように、重負荷であるほど H_r が大きくなった場合の正味のトルク減少量が大きいためである。

Fig. 7(b) に示している銅損については、電流の 2 乗に比例して大きくなるため、重負荷になるほど全体的に銅損が大きくなっている。また、重負荷であるほど H_r の増加に対して電流の増加も大きいため、銅損の増加量が大きくなってしまふ。ここで、軽負荷の 0.46 Nm の運転点に関しては H_r が 5 になった場合でも H_r が 1 のときと比べて電流密度があまり大きくならないため、銅損も約 0.93 W しか増加しないことがわかる。

4.2 一定出力時の各材料における固定子の磁束密度

Fig. 8 (a), (b) に H_r がそれぞれ 1, 5 の場合における、6000 rpm 及び 1.72 Nm の運転点での固定子コアの磁束密度分布を示している。 H_r が大きくなると、SMC の透磁率が低下するため、若干固定子コアの磁束密度が低下しているのがわかる。またそれぞれの場合において、磁束密度が最も高くなっているティースの先端部分の A' から B' の線に沿った磁束密度を示しており、実線が 1.72 Nm を出力するための電流を通電している場合で、破線が無負荷時のグラフとなっている。 H_r が 1, 5 の場合において、無負荷時に比べた場合の負荷時の磁束密度の増加率はそれぞれ 14.0 %, 13.7 % となっている。このことから通電時の磁束密度増加量が少ないため、モータ内の磁束は永久磁石によって発生する分が支配

Fig. 9 Iron loss maps at some operating points under constant average torque condition in different SMC.

的であることがわかる。負荷時に磁束密度があまり上がらない理由としては、提案 AGM はコアレス回転子を採用していることで、モータ全体の磁気抵抗が高くなっていることであると考えられる。

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

4.3 各運転点における材料毎の鉄損特性

Fig. 9 は全 30 種類の SMC 材料を提案 AGM に適用した場合に、9 つの運転点 A~I における鉄損の変化を

示したマップをまとめたものである。全てのマップにおいて縦軸が鉄損倍率 P_{ir} 、横軸が磁界強度倍率 H_r である。 P_{ir} と H_r がともに 1 である HB2 を基準に考えると、全ての運転点において P_{ir} が小さくなるにつれて、SMC 自体の鉄損が小さくなるため、当然ながら提案 AGM の鉄損は小さくなっていることがわかる。また、同様に全ての運転点において、HB2 よりも H_r が大きくなることによって P_{ir} が変わらなくても鉄損が小さくなっていることが明らかである。これは前節で述べたように提案 AGM はコアレス回転子形状を採用していることによって、同じトルクを出力する際でも H_r が大きくなると固定子コアの磁束密度が低下することが要因である。したがって提案 AGM においては、SMC の透磁率を低下させるだけで固定子コアで発生する鉄損を低減できるということが明らかになった。

また 2000 rpm の低速回転の運転点 A、D、G のマップ全体的に見たときの鉄損について、前節で述べたようにコアレス回転子形状を採用しているため、電機子電流を大きくした場合の固定子コアの磁束密度はあまり変化しない。したがって、電流値の異なる運転点 A、D、G において、鉄損の量はほとんど変わらないこと

Fig. 10 Efficiency maps at some operating points under constant average torque condition in different SMC.

がわかる。これはどの回転数においても同様の傾向がみられる。一方で、1.72 Nm という重負荷の運転点 A, B, C の鉄損については、鉄損は回転数が高くなるほど大きくなるという特性があるため、マップの全体において鉄損が大きくなっている。また、回転数が高い運転点 C の方が鉄損が大きいため、運転点 A に比べると P_{ir} を小さくした場合、または H_r を大きくした場合の鉄損の正味の減少量は大きくなっている。よって、高速領域の方が鉄損を低減する効果が高いということは明らかである。

4.4 各運転点における材料毎の効率特性

Fig. 10 は Fig. 9 と同様の 9 つの運転点 A~I における材料毎の効率の変化を示したマップをまとめたものであり、縦軸と横軸はそれぞれ P_{ir} , H_r である。効率に関しては Fig. 9 の鉄損マップとは異なり、運転点毎に傾向が大きく異なっている。まず重負荷領域の運転点 A, B, C について、運転点 A は回転数が低く鉄損が小さいため、固定子コアの鉄損が小さくなくても全体の損失にはほとんど影響が無く、効率は向上しないことが

わかる。効率が改善しないどころか、 H_r を大きくしていくと Fig. 7 で述べたように電流密度が大きくなり、銅損がその 2 乗で大きくなってしまいうことから、効率が低下してしまう。したがって運転点 A のような低速重負荷領域においては、SMC の透磁率を低下させることは効率の低下につながるため適しておらず、効率を改善するためには SMC 自体の鉄損倍率 P_{ir} を小さくするしかないことがわかる。しかし、SMC の鉄損特性は一般的に透磁率とトレードオフの関係にあるため、鉄損のみを小さくすることはあまり現実的ではない。しかし、 P_{ir} を小さくしつつ、若干 H_r を大きくするような Line1 のような軌跡に沿って材料特性を変化させれば、運転点 A における効率低下を抑制することは可能である。なお、Line1 よりも左下の領域内の SMC であれば運転点 A においても効率を向上できることを意味している。

また、運転点 B, C と回転数が上がっていくと銅損が大きくなるのは運転点 A と変わらないものの、鉄損の割合が増えるため、 H_r を大きくした場合の効率の低下が緩やかになっている。そのため、運転点 C においては

Line2 のような軌跡に沿った材料特性であれば、効率を低下させることはなく、Line2 の左下の特性を持つ SMC であれば効率を向上できる。Line2 の設計線は運転点 A 基準の設計線 Line1 に比べて効率が向上できる SMC 特性の範囲が広がっていることがわかる。

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

4.5 解析結果に基づいた SMC 材料の開発方針

前節において、低速重負荷の運転点 A や高速重負荷の運転点 C において効率を低下させない SMC 材料特性の軌跡である Line1 と Line2 について述べた。言い換えると、Line1 と Line2 よりも Fig. 10 のマップ上で左下の範囲の SMC であれば、運転点 A, C における効率を向上できる。ここで、その Line1 と Line2 を改めて定式化したのが Fig. 11 である。材料開発において、透磁率よりも鉄損を基準にして設計する場合が一般的であるため、Fig. 11 ではこれまでとは縦軸と横軸を入れ替え、 H_r を P_{ir} の関数として表している。このように定式化することで、重負荷の各運転点において効率を低下させずに P_{ir} を小さくし、中負荷及び軽負荷領域での効率向上をねらう場合に、どこまで SMC の透磁率の低下を許容できるかを明らかにすることができる。ここで、運転点 A を基準にして考えている Line1 において、 P_{ir} を 0.5 まで小さくした SMC を開発する場合、 H_r を 2 よりも小さくすることができれば、運転点 A の効率を下げずに、他の運転点の効率を改善することができる。言い換えると SMC の鉄損を 1/2 にする場合、

Fig. 11 H_r limit lines to avoid decreasing efficiency at each operating point when iron loss ratio is reduced.

(a) Line 1: $H_r = -2 \cdot P_{ir} + 3$.

(b) Line 2: $H_r = -8 \cdot P_{ir} + 9$.

Fig. 12 Transitions of the difference of efficiency against HB2 when virtual SMC is selected along H_r limit line.

透磁率の低下も 1/2 までなら許容できることになる。

一方で、高速重負荷の運転点 C を基準にして考えている Line2 において、 P_{ir} を 0.5 まで小さくした SMC を開発する場合、許容できる H_r は 5 となっているため、Line1 に沿って SMC を開発する場合よりも透磁率の低下に関する許容範囲が広いことがわかる。Line2 よりも下の領域 I または領域 II で SMC を設計することができれば、運転点 C の効率を改善することができ、かつ、

中負荷・軽負荷の広い範囲で効率も大きく向上できる。しかし、その場合の SMC の特性が *Line1* と *Line2* の間の領域 II である場合は運転点 *A* の効率は低下してしまうため、効率を向上させたいターゲットとなる運転領域に応じて、どのような範囲で SMC を開発していくかが重要となる。また、重負荷領域の効率を犠牲にして中負荷・軽負荷の効率を向上させたい場合には、領域 III の中の特性を持つ SMC を検討することも可能である。

Fig. 12(a), (b) はそれぞれ実際に *Line1* と *Line2* に沿って SMC の特性を変えたとき、HB2 を採用した場合に対する提案 AGM の 9 つの運転点での効率変化量のグラフを示している。Fig. 12(a) の *Line1* の場合、運転点 *A* の効率が変わらないような設計線であるため、効率差はほとんど零である。しかし、*Line1* に沿って SMC の P_{ir} が小さく、 H_r が大きくなっていくことで、その他全ての 8 つの運転点 *B*~*I* では効率を向上できることを示している。特に鉄損が支配的で銅損が小さい運転点 *G*, *H*, *I* の効率が大きく改善できる。最も効率が向上するのは、*Line1* 上で $P_{ir} = 0.5$ の場合の運転点 *I* であり、HB2 との効率差が約 3.1 % もあることがわかる。

また、Fig. 12(b) の *Line2* の場合、運転点 *C* の効率が変わらないような設計線であるため、運転点 *C* の効率差はほとんど零である。この場合、Fig. 11 に示したように *Line2* 上の特性は運転点 *A* においては効率が低下する SMC の設計領域であるため、 $P_{ir} = 0.5$ の場合に効率が約 2.0 % pt. も低下してしまう。また、鉄損の割合が小さい運転点 *B*, *D* でも効率が低下してしまう。しかし、*Line2* 上で設計してもその他の運転点 *E*~*I* では効率を改善することができる。また、最も効率が向上するのは、*Line2* 上で $P_{ir} = 0.5$ の場合の運転点 *I* であり、HB2 との効率差が約 3.5 % となり、*Line1* での設計よりも 0.4 % pt. 高くなっている。これは、軽負荷領域は H_r を大きくすることも効率の改善につながる事が理由であり、*Line2* 上の SMC 特性は、*Line1* 上の特性よりも H_r が大きくなっているためである。

以上より、効率向上のターゲットとする運転領域に応じて、SMC の透磁率及び鉄損を適切に変えることができれば、提案 AGM において劇的に効率を向上できることを解析によって明らかにした。

5 結言

本研究では、コアレス回転子構造を有した提案 AGM

において、固定子コアに用いる SMC 材料の効率改善に有効な開発方針を明らかにするために、鉄損特性・透磁率を変えた仮想 SMC 材料を用いた電磁界解析を実施した。提案 AGM はコアレス回転子とワイドギャップ長であるため、回転子とエアギャップ部の磁気抵抗が非常に大きく、固定子コアである SMC が占める磁気抵抗の割合が非常に小さい。その結果、SMC の透磁率が低下してもトルクの減少量が抑制でき、同じトルクを出力する際の電流増加も小さくできることが分かった。また、広い運転範囲における検証の結果、鉄損が支配的な領域であるほど、SMC の鉄損及び透磁率を小さくすることで効果的に効率を改善できることがわかった。さらに、軽負荷領域においては SMC の透磁率を悪くするだけで、効率を向上できるということが明らかになった。以上の結果より、本研究では運転領域に応じて効率を向上させるための SMC の開発方針を示した。今後は、本論文で示した開発方針に従って実際に新たな SMC 材料を製造し、提案 AGM に適用した場合の特性について実機検証する予定である。

参考文献

- [1] N. Taran, V. Rallabandi, and D. M. Ionel: WAVED: A Coreless Axial Flux PM Motor for Drive System with Constant Power Operation, *Proceedings of the 2019 IEEE Transportation Electrification Conference and Expo.*, 6 pages, 2019.
- [2] D. Winterborne, N. Stannard, L. Sjoberg, and G. Atkinson: An air-cooled YASA motor for in-wheel electric vehicle applications, *Proceedings of the 2019 IEEE International Electric Machines and Drives Conference*, pp. 976-981, 2019.
- [3] Q. A. S. Syed, V. Solovieva, and I. Hahn: Magnetization Characteristics and Loss Measurements of the Axial Flux Permanent Magnet Motor's Stator, *Proceedings of the 2019 IEEE International Electric Machines and Drives Conference*, pp.1061-1066, 2019.
- [4] D. K. Lim, Y. S. Cho, J. S. Ro, S. Y. Jung, and H. K. Jung: Optimal Design of an Axial Flux Permanent Magnet Synchronous Motor for the Electric Bicycle, *IEEE Transaction on Magnetics*, Vol. 52, No.3, 4 pages, 2016.
- [5] M. Aydin, and M. Gulec: A New Coreless Axial Flux Interior Permanent Magnet Synchronous Motor With Sinusoidal Rotor Segments, *IEEE Transactions on Magnetics*, Vol. 52, No.7, 4 pages, 2016.
- [6] 榎本裕治, 出口見多, 今川尊雄, 高Bsナノ結晶合金を適用した究極高効率モータの開発, *電気学会論文誌 D*, Vol. 139, No. 5 pp. 488-494, 2019.
- [7] R. Tsunata, M. Takemoto, S. Ogasawara, A. Watanabe, T. Ueno, and K. Yamada: Development and Evaluation of an Axial Gap Motor using Neodymium Bonded Magnet, *IEEE Transactions on Industry Application*, Vol. 54, No. 1, pp. 254-262, 2018.
- [8] O. Maloberti, R. Figueredo, C. Marchand, Y. Choua, and D.

- Condamin: 3-D-2-D Dynamic Magnetic Modeling of an Axial Flux Permanent Magnet Motor with Soft Magnetic Composites for Hybrid Electric Vehicles, *IEEE Transaction on Magnetics*, Vol. 50, No.6, 11 pages, 2014.
- [9] M. Andriollo, G. Bettanini, and A. Tortella: Design procedure of a Small-size Axial Flux Motor with Halbach-type Permanent Magnet Rotor and SMC cores, *Proceedings of the 2013 IEEE International Electric Machines and Drives Conference*, pp. 775-780, 2019.
- [10] C. W. Kim, G. H. Jang, J. M. Kim, J. H. Ahn, C. H. Baek, and J. Y. Choi: Comparison of Axial Flux Permanent Magnet Synchronous Machines with Electrical Steel Core and Soft Magnetic Composite Core, *IEEE Transaction on Magnetics*, Vol. 53, No.11, 4 pages, 2017.
- [11] G. D. Donato, F. G. Capponi, G. A. Rivellini, and F. Caricchi: Integral-Slot Versus Fractional-Slot Concentrated-Winding Axial-Flux Permanent-Magnet Machines: Comparative Design, FEA, and Experimental Tests, *IEEE Transactions on Industry Application*, Vol. 48, No. 5, pp. 1487-1495, 2012.
- [12] 小川徹, 高橋朋平, 竹本真紹, 小笠原悟司, 有田秀哲, 大穀晃裕, 直流界磁巻線を固定子に備えたコンシクエントポール型フェライト磁石アキシアルギャップモータにおける回転子極数-固定子スロット数のコンビネーションの検討, 電気学会論文誌 D, Vol. 138, No. 8, pp. 659-668, 2018.
- [13] K. Sone, M. Takemoto, S. Ogasawara: Operation Characteristics of Ferrite Permanent Magnet In-Wheel Axial Gap Motor with Coreless Rotor Structure for Electric City Commuters, *Proceeding of the IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*, pp. 3186-3193, 2013.
- [14] R. Tsunata, M. Takemoto, S. Ogasawara, A. Watanabe, T. Ueno, and K. Yamada: Investigation of Enhancing Efficiency and Acceleration in a Flat Shape Axial Gap Motor Having High Torque Characteristic, *Proceedings of the 2017 IEEE International Conference on Mechatronics*, 6 pages, 2017.
- [15] K. Nakamura, M. Takemoto, K. Orikawa, S. Ogasawara, T. Saito, A. Watanabe, T. Ueno: A Study of Soft Magnetic Composite Suitable for High Efficiency of an Axial Gap Motor, *Proceedings of the 2013 XIII IEEE International Conference on Electrical Machines*, pp. 32-38, 2018.
- [16] D. G. Wood, D. G. Atkinson, D. J. Washington, L. Sjoberg: The Influence of Production Methods on the Magnetic Performance of Electrical Steel and Soft Magnetic Composites, *Proceedings of the 2013 IEEE International Electric Machines and Drives Conference*, 7 pages, 2013.
- [17] L. Hegedus, Z. Bircakova, P. Kollar, B. Weidenfeller, J. Fuzer, P. Kurek, R. Bures, M. Faberova, and V. Kavecansky: Energy Losses in Composite Materials Based on Two Ferromagnets, *IEEE Transaction on Magnetics*, Vol. 53, No. 12, 4 pages, 2017.
- [18] J. Fuzerova, J. fuzer, P. Kollar, L. Hegedus, R. Bures, and M. Faberova: Analysis of the Complex Permeability Versus Frequency of Soft Magnetic Composites Considering of Iron and Fe73Cu1Nb3Si16B7, *IEEE Transaction on Magnetics*, Vol. 48, No. 4, pp.1545-1548, 2012.
- [19] 宋 飛, 岩野 功佳, 大場 勝行, 自動車エンジン用ウォーターポンプのキャビテーション発生予測手法, 自動車技術会論文集, Vol. 47, No. 2, pp. 567-572, 2016.
- [20] H. Qin, H. Ni, J. Jin: Differential Evolutionary Modeling and Starting-up Cavitation Characteristics Analysis For Multistage Centrifugal Pump, *Proceedings of the IEEE 4th Information Technology and Mechatronics Engineering Conference*, pp. 412-416, 2018.