

ボンド磁石を用いた非対称磁極構造 IPM モータの実機評価

Prototype Test of Asymmetric Pole Structure IPM Motor Using Bonded Magnet

塚田裕太[†]・吉田征弘・半田修士・田島克文
秋田大学理工学研究科, 秋田県秋田市手形学園町 1-1 (〒010-8502)

Y. Tsukada[†], Y. Yoshida, N. Handa, and K. Tajima

Graduate School of Science and Engineering, Akita Univ., 1-1 Tegata Gakuen-machi, Akita, Akita 010-8502, Japan

This paper presents an investigation into the usefulness of a motor with an asymmetric pole structure based on a prototype rotor using samarium-iron-nitrogen bonded magnets. Comparing the torque characteristic of the proposed asymmetric-pole motor with that of a conventional motor using a neodymium sintered magnet, the maximum torque of the proposed motor increased by 12%. Furthermore, a comparison of efficiency characteristics showed that asymmetric motors have better efficiency characteristics than conventional motors in the high-load and low-speed ranges. It was found that an asymmetric rotor structure with a complicated magnet shape negatively affects the efficiency characteristics in the high-speed operating region.

Key words: Interior permanent magnet synchronous motor, bonded magnet, asymmetric pole structure, reluctance torque, heavy rare earth free

1. はじめに

2015年にSDGs, パリ協定が採択されて以降, 世界的に気候変動, 地球温暖化防止への取り組みが強く求められている. 我が国では2050年までにカーボンニュートラル, 脱炭素社会の実現を目標としており, 特に輸送部門における電動化の動きが加速している. 電動化におけるキーデバイスであるモータは, エネルギー問題への関心の高まりと相まって, 省エネルギー効果の高い高効率モータの開発が極めて重要な課題となっている. 高効率モータとして現在広く使われているモータは永久磁石モータであり, 2021年における70Wを超える交流モータ生産台数割合のうち57%を占めている¹⁾. 高性能永久磁石モータの多くには現在最も強力な磁力を有するとされるネオジウム焼結磁石が用いられている. しかしながら, ネオジウム焼結磁石の原料となるジスプロシウム(Dy)は重希土類であり, 特定の国からの供給に依存しているため高コスト, 供給が不安定, 採掘や精錬に環境破壊を伴うといった問題が顕在化している²⁾. したがって, 永久磁石モータにおいて省レアアース, 脱レアアース化は極めて重要な課題である.

Dyを使用しない希土類磁石としてネオジウム焼結磁石よりも残留磁束密度(B_r)が劣る希土類ボンド磁石をモータに使用する研究が進められており, 高トルク密度化が可能なアキシシャルギャップモータにネオジウムボンド磁石を使用し, 高トルク, 高効率化を実現した例や³⁾, アモルファスコアに高 B_r 特性を有するSm-Fe-N系ボンド磁石を使用し高トルクかつ低損失を実現した例が報告されている⁴⁾.

また埋込磁石同期モータ(IPMSM)は, 磁石磁束に起因するトルクであるマグネットトルクに加え, 回転子内部の磁気抵抗の差から生じるリラクタンストルクを活用できるため, 希土類ボンド磁石のような B_r が小さい磁石をモータに適用する際に, 高トルク密

度化に有効な形状として用いられる. 希土類ボンド磁石は形状自由度の高さから複雑なロータ形状が作成可能で, 磁石表面積の拡大や, リラクタンストルクが大きくなるような形状にすることでネオジウム焼結磁石を使用した同体格のモータと同等のトルクを得られたという例も報告されている⁵⁾.

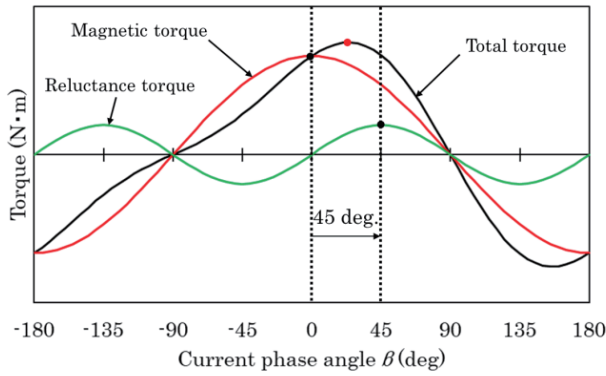
さらに, 従来の磁極構造が対照的なIPMSMでは, マグネットトルクとリラクタンストルクが最大となる位相の違いからリラクタンストルクを十分に活かさないが, 磁石を非対称に配置しマグネットトルクの位相をずらすことで総合トルクの向上を図る検討もなされている^{6)・10)}.

本検討では先行研究⁷⁾で設計された, 非対称磁極構造を用いて高トルク密度化を達成したロータ形状に, ボンド磁石の中でも高い B_r を有するサマリウム鉄窒素系ボンド磁石を使用したモータを試作し, ネオジウム焼結磁石を用いた従来IPMSMと実機で比較評価をしたので報告する.

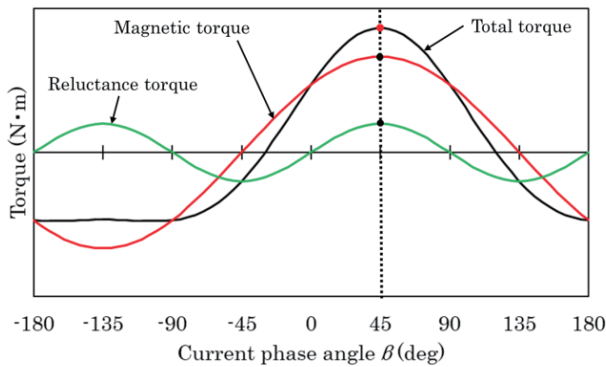
2. 非対称磁極構造の原理

Fig. 1にIPMSMの電流位相角対トルク特性の概念図を示す. Fig. 1(a)が従来IPMSMのトルク特性, (b)が非対称磁極構造IPMSMのトルク特性を示す. 横軸に電流位相角を示し, 縦軸にトルクを示す. IPMSMは磁石を回転子内部に埋め込む構造をしており, 回転子中心から見た磁路の磁気抵抗が回転子の角度によって変化するため, 回転角度によってインダクタンスが変化する突極回転子構造をしている. これにより磁石磁束に起因するトルクであるマグネットトルクに加え, 回転子のインダクタンスの変化に起因するリラクタンストルクと呼ばれる2つのトルクが発生する. Fig. 1(a)を見ると, 従来IPMSMでは赤線のマグネットトルクと緑線のリラクタンストルクの最大となる電流位相角に45度の差があり, 黒線の総合トルクにおいて両成分のトルクの最大値を同時に発生できないことがわかる. この問題を解決したのが非対称磁極構造IPMSMである. 前述した2つのトルクを同時に発

Corresponding author: Y. Tsukada (e-mail: m8021906@s.akita-u.ac.jp).



(a) Conventional IPMSM



(b) Asymmetric IPMSM

Fig. 1 Torque characteristics of IPMSM motors.

生ささせるには、リラクタンストルクの位相を変えずに、マグネットトルクの位相を進める構造にする必要がある。つまり回転子の突極回転子構造を変化させずに磁石の磁極中心を進角させることで、Fig. 1(b)に示すように、リラクタンストルクの位相はそのままに、赤の実線のマグネットトルクのように両成分のトルク最大値を同時に発生でき、総合トルクが向上する。Fig. 2に本研究対象モータの1/4解析モデルを示す。Fig. 2(a)に電気学会IPMSMベンチマークモータであるDモデル（以後、従来モデルと呼ぶ）、(b)に非対称磁極構造IPMSM（以後、非対称モデルと呼ぶ）を示す。それぞれ図中の白抜き矢印は磁石の着磁方向を示しており、黒い実線で示した矢印は、磁極の中心の向きを示している。なお、今回の検討で固定子は共通である。先述した原理に基づいて、従来モデルに対し非対称モデルの磁石が非対称に配置され、磁極の中心が回転方向（反時計回り）にずれた位置に存在するように設計されている。これにより研究対象モータにおいて総合トルク向上効果を生み出している。

3. 解析条件と実験条件

3.1 解析条件

Table 1に解析モータの諸元を示す。固定子は従来モデル、非対称モデル共に共通のモデルを使用しており、巻線方式はコイルピッチが5の分布巻きである。解析に使用したソフトウェアはJMAG-Designer ver.20.2であり、2次元磁界過渡応答解析、効率マップ解析によりモータ特性を取得した。

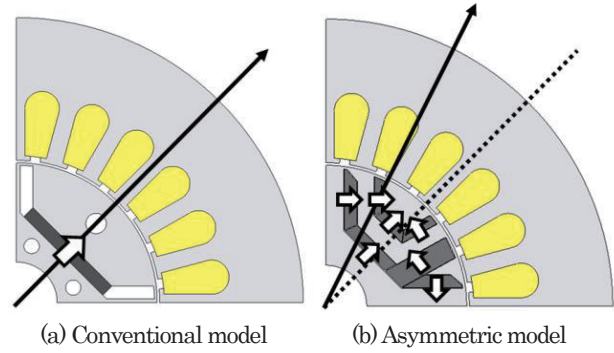


Fig. 2 1/4 calculation models.

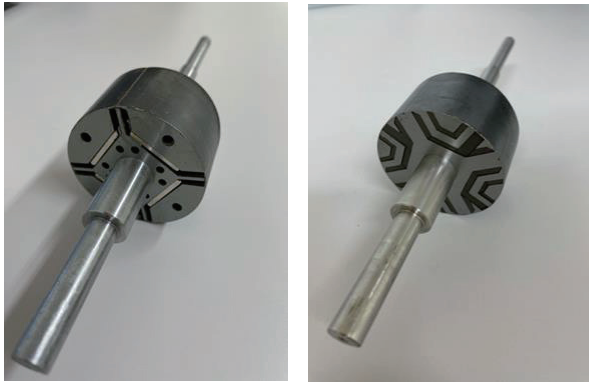
Table 1 Specifications of analytical models.

Parameters	Materials / Values
Permanent magnet material (model number)	Nd-Fe-B sintered (N40)
	Sm-Fe-N bonded (A14)
Core material	50A350
Coil	Copper
Stator outer diameter (mm)	112
Rotor outer diameter (mm)	55
Gap width (mm)	0.5
Stack length (mm)	30
Number of winding turns/slot	35
Number of slots	24
Number of poles	4

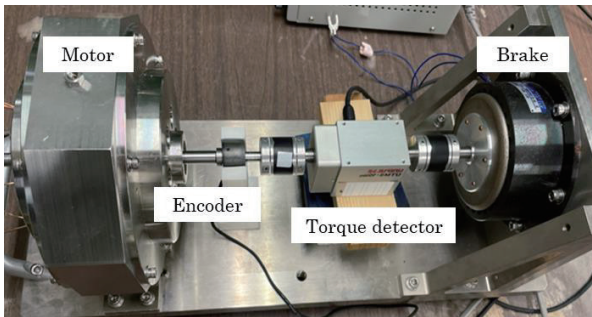
3.2 実験条件

Fig. 3に実機（回転子）の写真を示す。Fig. 3(a)が従来モデル、(b)が非対称モデルを示す。使用材料は前章のTable 1で示したものと同様のものが使用されている。続いてFig. 4に実験環境の写真を示す。Fig. 4(a)にモータベンチ、(b)に計測機器類を示し、(c)にデータを計測・監視するPCおよびメモリハイコダを示す。

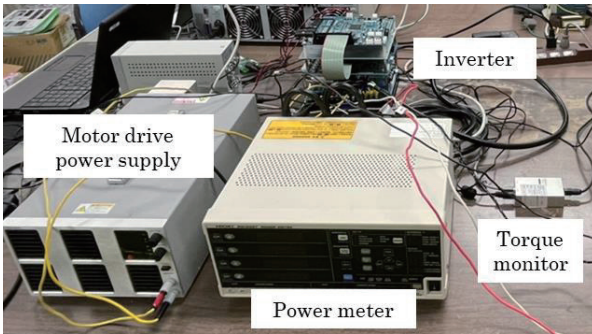
実験条件について説明する。モータに供給する直流電源の電圧値は80 Vとした。効率マップ取得のため回転数は300 rpmから1800 rpmまでの低速域を300 rpm刻み、1800 rpmから3200 rpmまでの高速域を200 rpm刻みとし、相電流は振幅0.5 Aから4 Aまでを0.5 A刻みで変化させ、電流一定の条件で電流位相角を-70度から110度までを10度刻みで測定し、それぞれの動作点での出力を入力で除すことで効率を算出した。電流位相角は力方向のトルクが出力される範囲で変化させトルク最大付近では電流位相角を5度刻みで測定している。モータは速度制御および電流制御により制御されており、 d 軸電流 I_d を指令することで電流位相角が変化する。一定回転速度時の I_d と負荷をパラメータとして、その時の回転数、トルク、電流、電圧、電力、力率を取得した。なお回転数とトルクは5秒間の平均値を取得した。



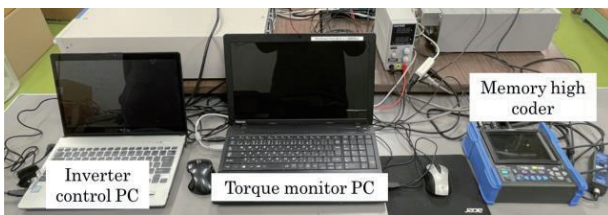
(a) Conventional model (b) Asymmetric model
Fig. 3 Actual machines.



(a) Motor bench



(b) Measuring machines



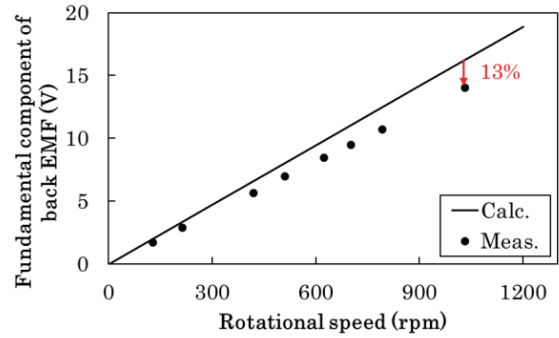
(c) Monitoring PC

Fig. 4 Test environment.

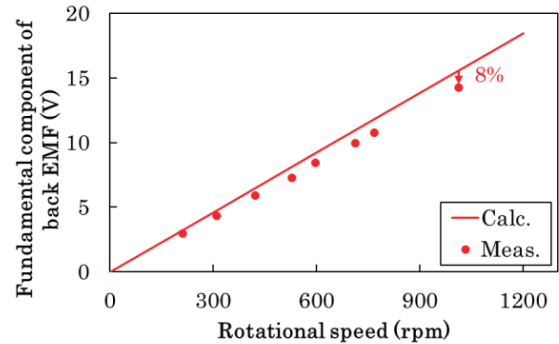
4. 測定結果

4.1 誘起電圧基本波振幅

Fig. 5 に u 相における回転数毎の誘起電圧基本波振幅の計算値および測定値の比較結果を示す。Fig. 5(a)に従来モデルを、(b)に非対称モデルを示す。横軸に回転数を示し、縦軸に誘起電圧の電圧値を示す。凡例は実線が計算値を示し、シンボルが測定値を示す。これらは誘起電圧の基本波成分を高速フーリエ変換(FFT)により抽出した値である。本来であれば最大回転速度までの誘起電圧



(a) Conventional model

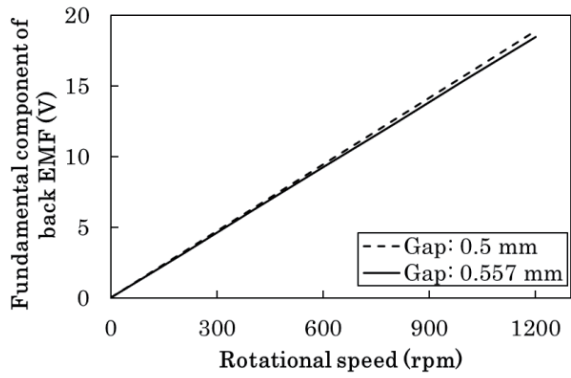


(b) Asymmetric model

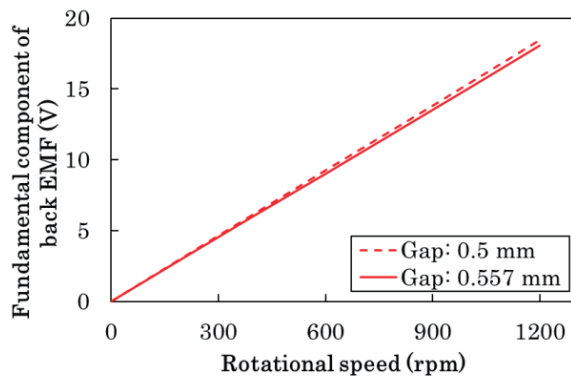
Fig. 5 Relationship between rotational speed and fundamental component of back EMF in u phase.

のデータを比較するのが望ましいが、今回の実験設備では高速域の誘起電圧の測定が困難であったため 1000 rpm 付近までの測定値で計算値と比較する。Fig. 5(a)の従来モデルにおいて 1031 rpm での誘起電圧基本波振幅を比較すると、計算値に対して測定値が約 13%低下している。同様に Fig. 5(b)の非対称モデルにおいて 1013 rpm での誘起電圧基本波振幅を比較すると計算値に対して測定値が約 8%低下している。

測定値における誘起電圧低下の原因調査として、実機において固定子と回転子間のギャップ長を測定した。ギャップ長はギャップ付近を顕微鏡で撮影し測定した。本来 0.5 mm を想定していた固定子と回転子間のギャップ長が、実機において 0.557 mm と設計より長くなっていることが判明した。そのため前章で示した解析条件の Table 1 においてギャップ長のみを 0.557 mm とした条件で解析し、Fig. 5 で示したギャップ長 0.5 mm の計算値との誘起電圧の比較をする。Fig. 6 に u 相における回転数毎の誘起電圧基本波振幅のギャップ長 0.5 mm と 0.557 mm における計算値を示す。Fig. 6(a), (b)の条件、横軸および縦軸は Fig. 5 と同様である。1000 rpm において従来モデル、非対称モデル共にギャップ長を 0.557 mm にしたモデルはギャップ長 0.5 mm のモデルよりも誘起電圧基本波振幅が約 2%低下した。この結果から本研究においてギャップ長の変化は誘起電圧基本波振幅の値に多少影響を及ぼすものの、低下の原因は他の要因の影響が大きいと考える。他の要因としては鉄心占積率の設定条件や、非対称モデルについては形状が複雑なことか



(a) Conventional model



(b) Asymmetric model

Fig. 6 Relationship between rotational speed and fundamental component of back EMF in u phase for gap lengths of 0.5 mm and 0.557 mm (calculated values).

ら磁石寸法の誤差が生じ、磁石表面積が減少していることがあると考える。本研究においては実機の鉄心占積率や磁石寸法を正確に測定することができなかつたため、解析においてこれらの要因を考慮しないが、実機製作を想定した形状、解析条件にし、より磁石構造を簡易化したモデルの設計をすることを今後の課題とする。なお、次節に示す測定値のトルクの低下の原因についても誘起電圧の低下によるトルクの低下が占める割合が多いものと考えられる。

4.2 トルク特性

Fig. 7 に 1800 rpm における電流振幅とトルクの関係の測定結果を示す。横軸に電流振幅を示し、縦軸にトルクを示す。ここで、トルクの値は各電流振幅におけるトルクが最大となる電流位相での値を用いている。

Fig. 7 より 0.5 A を除くすべての電流値で非対称モデルのトルクが従来モデルを上回っていることが分かる。このことから、非対称磁極構造の効果により、残留磁束密度がネオジウム焼結磁石よりも低いサマリウム鉄窒素磁石を用いて従来モデルよりも優れたトルク特性が得られた。また、非対称モデルは電流が増加するに伴いトルクの差が増している。この理由について、次式に示す IPMSM のトルク計算式を用いて説明する。

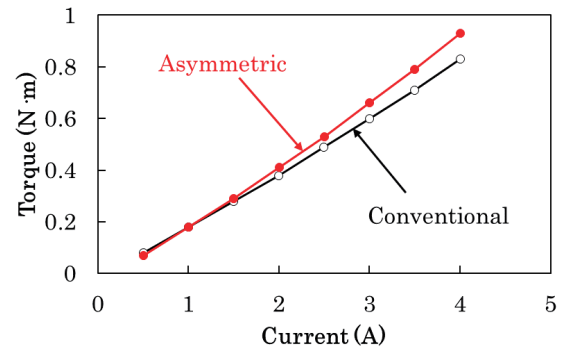
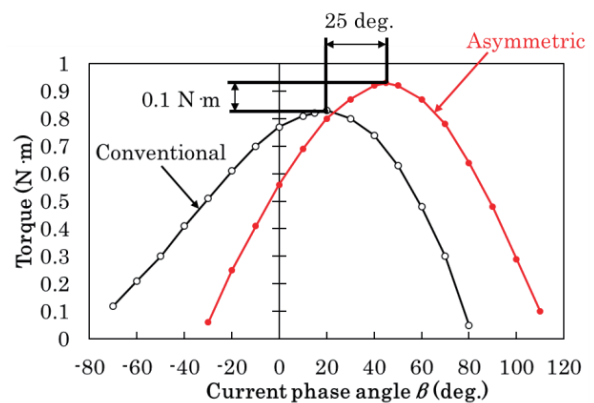
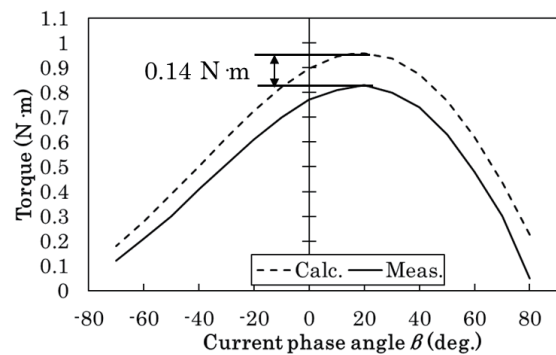


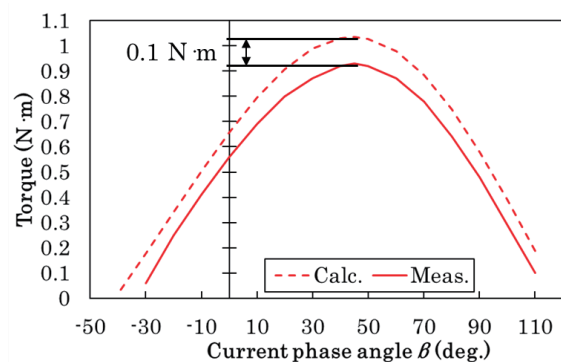
Fig. 7 Relationship between current amplitude and torque at 1800 rpm (measured values).



(a) Comparison of conventional and asymmetric models.



(b) Conventional model



(c) Asymmetric model

Fig. 8 Relationships between current phase angle and torque at 1800rpm and 4A.

$$T = P_n \Phi_m I_a \cos \theta + 1/2 P_n (L_d - L_q) I_a^2 \sin 2\theta \quad (1)$$

ここで P_n は極対数、 Φ_m は磁石による磁束、 I_a は相電流振幅、 θ は電流位相角、 L_d は d 軸インダクタンスであり L_q は q 軸インダクタンスを示す。右辺第 1 項はマグネットトルク、第 2 項はリラクタンストルクを表している。この式よりリラクタンストルクは相電流の 2 乗に比例することが分かる。非対称磁極構造ではマグネットトルクとリラクタンストルクの最大となる位相が近づいたことにより、リラクタンストルクを最大活用できる。電流が増加するにつれて総合トルクにおけるリラクタンストルクの割合が大きくなり、マグネットトルクは従来モデルとほぼ等しい値であることから総合トルクは増加した。

続いて、非対称磁極構造によるトルク特性における電流位相の変化を詳しく検証する。Fig. 8 に 1800 rpm、電流振幅 4 A における電流位相角とトルクの関係を示す。Fig. 8(a) に測定値を示し、(b) に従来モデルの計算値と測定値の比較、(c) に非対称モデルの計算値と測定値の比較を示す。横軸に電流位相角を示し、縦軸にトルクを示す。Fig. 8(a) において最大トルクは非対称モデルが $0.93 \text{ N}\cdot\text{m}$ 、従来モデルが $0.83 \text{ N}\cdot\text{m}$ であり、差は $0.1 \text{ N}\cdot\text{m}$ で約 12% トルクが向上した。また、最大トルクの電流位相角は従来モデルが 20 度に対して非対称モデルは 45 度であった。グラフを比較すると、Fig. 1 で説明した原理の図と同じ傾向を示していることから、実機においても磁極構造の非対称磁極構造によりマグネットトルクとリラクタンストルクの最大値の位相を近づけられていることが分かる。Fig. 8(b), (c) では、トルク最大となる電流位相角については従来モデル、非対称モデル共にほぼ一致しているといえるが、最大トルクの値については、従来モデルでは計算値が $0.97 \text{ N}\cdot\text{m}$ 、測定値が $0.83 \text{ N}\cdot\text{m}$ と $0.14 \text{ N}\cdot\text{m}$ 低下し、非対称モデルでは計算値が $1.03 \text{ N}\cdot\text{m}$ 、測定値が $0.93 \text{ N}\cdot\text{m}$ と $0.1 \text{ N}\cdot\text{m}$ 低下していることが確認できる。これは、前節で示した誘起電圧の低下が大きく影響している結果と考察する。他の要因としては、解析において実験時の巻線電流のキャリア高調波成分による鉄損やベアリングでの摩擦で生じる機械損が考慮されていないことなどが考えられる。

4.3 効率特性

Fig. 9 に実測と計算で得られたモータの効率マップを示す。Fig. 9(a) に従来モデルの測定値、(b) に非対称モデルの測定値、(c) に従来モデルの計算値、(d) に非対称モデルの計算値を示す。横軸に回転数、縦軸に平均トルクを示し、カラーマップが効率を示す。それぞれ図に示す黒点は最大効率の動作点を示しており、測定値において (a) の従来モデルは 91.32%、(b) の非対称モデルは 90.96% となっている。最大効率の動作点は従来モデルと非対称モデルに大きな違いはないが効率は 1.36%pt ほど非対称モデルが劣る結果となった。また、効率の高い 90% 以上の領域の広さを比較すると従来モデルの方が広がっている。計算値と測定値の最

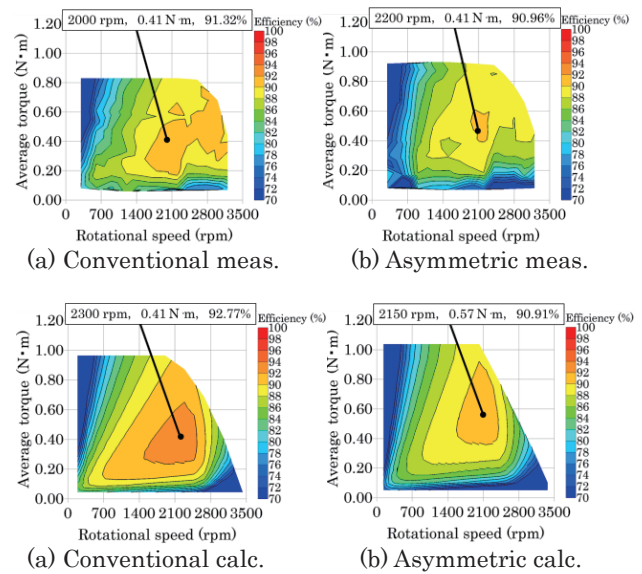
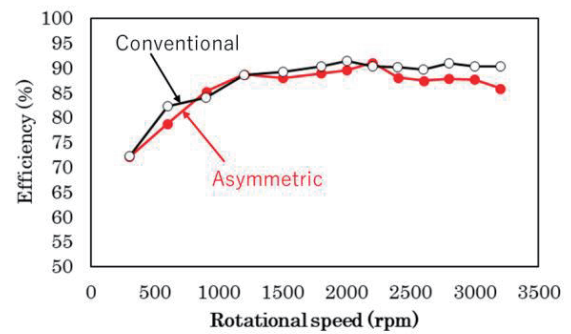
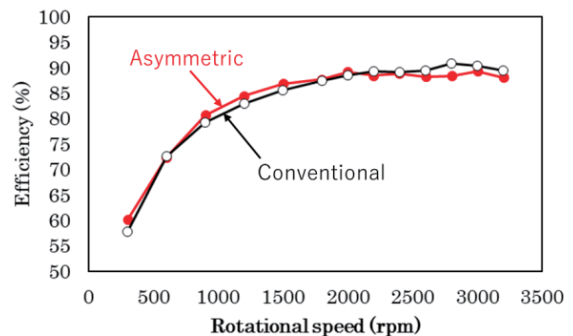


Fig. 9 Efficiency maps.



(a) Low load (2 A)



(b) High load (4 A)

Fig. 10 Relationship between rotational speed and efficiency (measured values).

大効率を比較すると、従来モデルでは測定値が 1.45%pt 低下し、非対称モデルでは測定値が 0.05%pt 上昇するも大きな変化はなかった。しかし、従来モデルと非対称モデル共に測定値の方が計算値に比べ全体的に効率が下がっていることが分かる。これは、解析において実験時の巻線電流のキャリア高調波成分による鉄損や機械損が考慮されていないことが原因であると考えられる。

次に、測定における低負荷 (相電流振幅 2 A)、高負荷 (相

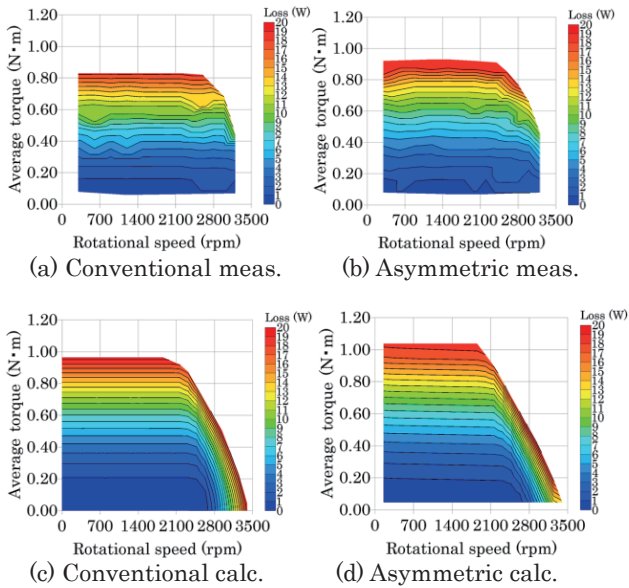


Fig. 11 Copper loss maps.

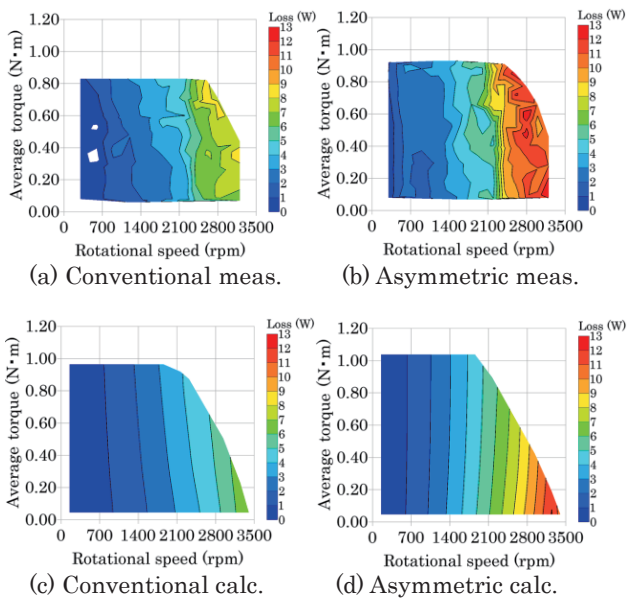


Fig. 12 Iron loss maps.

電流振幅 4 A) に分けた時の効率特性を比較する。Fig. 10 に負荷が一定の時の効率特性を示す。Fig. 10(a)が低負荷、(b)が高負荷のときの値である。横軸が回転数、縦軸が効率を示す。(a)の低負荷においてはほとんどの回転速度で従来モデルの効率が非対称モデルを上回っていることが分かる。一方(b)の高負荷においては 2200 rpm 以降では低負荷時と同様に従来モデルが非対称モデルの効率を上回っているが、2000 rpm 以下の低速域では非対称モデルが従来モデルを上回っている。これは非対称モデルの銅損特性が従来モデルに比べて向上し、鉄損特性が悪化したためだと考える。検証のために銅損マップ、鉄損マップを比較する。Fig. 11 に銅損マップを示す。Fig. 11(a)が従来モデルの測定値、(b)が非対称モデルの測定値、(c)が従来モデルの計算値、(d)が非対称モデルの計算値である。横軸が回転数、縦軸が平均トルクを示し、カラーマップが銅損を示す。銅損は巻線

で発生する損失であり印加する電流値に依存する。非対称モデルは従来モデルと同じ電流条件においてトルク特性が優れているため同じトルクを出力しようとするに従来モデルよりも小さい電流値で駆動することが可能である。Fig. 11(a), (b)から測定値においても従来モデルより非対称モデルの銅損特性が優れていることを確認できた。

続いて、Fig. 12 に鉄損マップを示す。Fig. 12(a)~(d)の条件、横軸、縦軸および凡例は Fig. 11 と同様であるが、カラーマップは鉄損の値を示す。なお、(a), (b)の測定値においては機械損失や漂遊負荷損失は分離されておらず、全体損失から銅損を差し引いた値である。Fig. 12 より、従来モデルと非対称モデル共に回転数が増加するにつれて鉄損が増加しているが測定値、計算値共に非対称モデルの方が従来モデルよりも鉄損の値が大きい。また、(b)の非対称モデルの実験値においては 2000 rpm 以降の鉄損の増加が顕著になっている。Fig. 13 に無励磁時における磁束密度コンターベクトル図を示す。Fig. 13(a)が従来モデル(b)が非対称モデルを示す。カラーのスケールは磁束密度を示しており、0 T~2 T までをカラーリングしている。Fig. 13(a)の従来モデルにおいては 5 本のティースに均等して分布しているが、

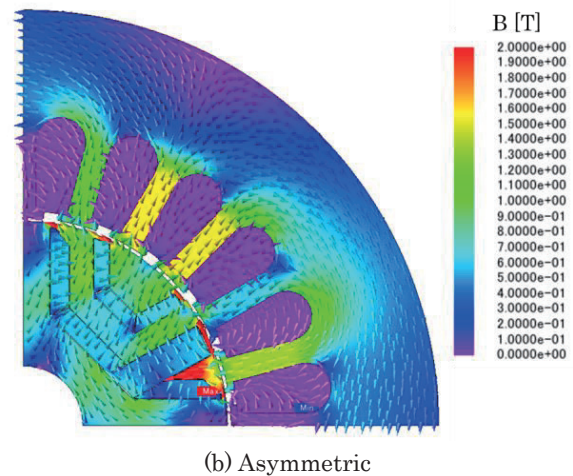
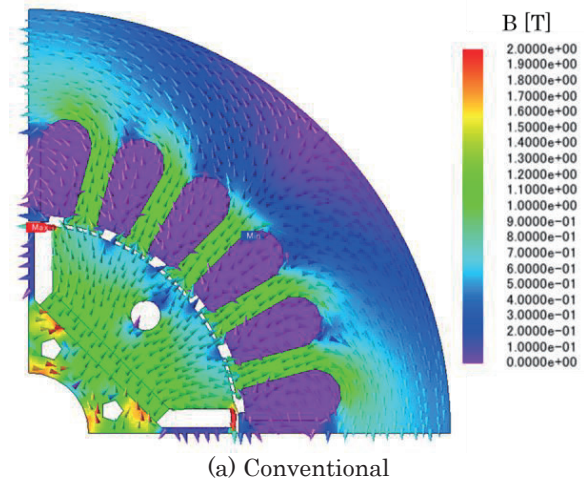


Fig. 13 Magnetic flux density contour vector diagram without excitation.

(b)の非対称モデルは構造の複雑さから、主に4本のティースに磁束が集中するため一部のティースの磁束密度が高くなることからわかる。先述した高速域での鉄損増加はこの磁束密度の偏りが原因であると考えられる。

5. まとめ

本稿では、サマリウム鉄窒素系ボンド磁石を使用した非対称磁極構造のIPMモータを試作し、ネオジム焼結磁石を用いた従来IPMモデルと比較し評価した。トルク特性においては従来モデルから12%程最大トルクが向上し、非対称磁極構造の特徴である電流位相の変化についても確認できた。また効率特性においては、非対称モデルの銅損が低減し、鉄損が増加したことから、高負荷かつ低速域において非対称モデルが従来モデルよりも優れることを明らかにした。

今後の課題として非対称磁極構造IPMSMの構造単純化や本検討で明らかになった鉄損の悪化の抑制を狙った設計をする予定である。

References

- 1) https://www.meti.go.jp/statistics/tyo/seidou/result/ichiran/resourceData/08_seidou/nenpo/h2daa2021k.xlsx, (As of October 18, 2022).
- 2) K. Machida et al: *The Latest Technological Trend and Resource Strategy of Rare Earths*, 13 (CMC Publishing Co., Ltd., Tokyo and Osaka, 2018)
- 3) R. Tsunata, M. Takemoto, S. Ogasawara, K. Orikawa, T. Saito, T. Ueno: *IEEEJ Trans. Ind. Appl.*, **140**, 12 (2020).
- 4) K. Deguchi, Y. Enomoto, H. Tokoi: *IEEEJ Trans. Ind. Appl.*, **139**, 12 (2019).
- 5) Y. Yoshikawa, T. Ogawa, Y. Okada, S. Tsutsumi, H. Murakami, S. Morimoto: *IEEEJ Trans. Ind. Appl.*, **136**, 12 (2016).
- 6) Y. Nara, Y. Yoshida and K. Tajima: *The Papers of Technical Meeting on Magnetism IEEEJ*, MAG-17-003 (2017).
- 7) T. Yanagisawa, Y. Yoshida and K. Tajima: *J. Magn. Soc. Jpn.*, **44**, 45 (2020).
- 8) Xianxin Zeng, Li Quan, Xiaoyong Zhu, Lei Xu and Fangjie Liu: *IEEE Trans. on AS*, **29**, 0602704 (2019).
- 9) Fuzhen Xing, Wenliang Zhao and Byung-Il Kwon: *IET Electr. Power Appl.*, **13**, 573 (2019).
- 10) Y. Xie, J. Shao, S. He, B. Ye, F. Yang and L. Wang: *IEEE Access*, **10**, 79564 (2022).

2022年11月08日受理, 2022年12月15日採録