

ワイドエアギャップ構造と不均一巻線を併用した 超低トルクリプルPMモータ

松浦 皓平* 野口 季彦 (静岡大学)

Ultra-Low-Torque-Ripple PM Motor Using Wide Air-Gap Structure and Non-Uniform Windings
Kohei Matsuura*, Toshihiko Noguchi, (Shizuoka University)

This paper discusses an inner-rotor PM motor that makes both high-average-torque and ultra-low torque ripple possible at the same time. The motor employs a wide air-gap structure and non-uniform windings to achieve the goal. However, even a slight eccentricity of the rotor and a manufacturing accuracy give a serious impact to the torque ripple. In the paper, two types of the eccentricity are focused on, and a technique to suppress the torque variation caused by the eccentricity is investigated. The proposed technique is examined through a theoretical investigation, an electromagnetic analysis, and an experimental test, which proves feasibility of the method.

キーワード：永久磁石同期モータ，低トルクリプル，ワイドエアギャップ，不均一巻線，偏心，コギングトルク，(PMSM, Low-Torque-Ripple, Wide-Air-Gap, Non-Uniform-Windings, Eccentricity, Cogging-Torque)

1. まえがき

精密ロボットの駆動に用いられるモータでは、要求仕様を満たす平均トルク出力と同時に 0.1 %未満の超低トルクリプルが求められる。従来は低コギングトルクと低トルクリプルを実現しやすいスロットレスモータが用いられてきたが、複雑な構造となるためコストがかかるという問題がある。そのため、通常のインナースロットをもち高トルク密度かつ低トルクリプルを両立する永久磁石 (PM) モータの開発が求められている。

図 1 にワイドエアギャップによる高調波起磁力の短絡経路を示す。同図に示すようにエアギャップを広げることによって磁石の高調波磁束を固定子に鎖交させることなく、ギャップ内で短絡することができる。一般にエアギャップ長を広げることによってインダクタンス変動が低減するのでコギングトルクの低減とともに、磁石の高調波起磁力の短絡による低トルクリプルを実現することができる。一方で基本波鎖交磁束も減少するため、平均トルクの向上とトルクリプルの低減はトレードオフの関係にある。

筆者らは2極6スロット(2p6s)のワイドエアギャップ構造を有した超高速モータの検討を行ってきた⁽¹⁾。ワイドエアギャップを有するPMモータでは鎖交する高調波磁束が低減され、トルクリプルや鉄損を低減できる利点がある。一方、十分な平均トルクを確保できないため、希土類PMリッチな構成としなければならない。

そこでワイドエアギャップ構造を有しながらも、トルクリプルの主因である5次成分の鎖交磁束をスロット毎の巻数の観点から低減し、平均トルクとトルクリプルを両立する設計手法について電磁界解析上で検討し目標仕様を達成できる見込みを得た⁽²⁾。しかしながら、実機測定結果からは目標仕様を大きく上回る低次コギングトルクが検出された。これはモータの解析では回転子偏心や部品の加工精度を考慮していない場合が普通であり、超低トルクリプルモータでは僅かな偏心でもトルクリプルに大きく影響するためである。本稿ではこのような偏心に着目し、コギングトルクの次数に与える影響と、その低減手法について検討したので報告する。

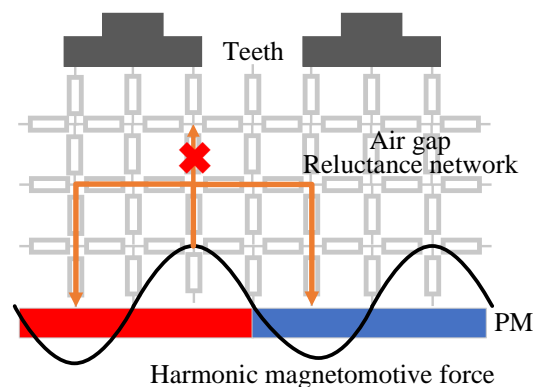


図 1 高調波起磁力源の短絡回路

Fig. 1. Short circuit of harmonic magnetomotive force.

2. 提案するモータの概要

〈2・1〉 要求仕様

提案するモータの目標仕様を表 1 に示す。トルクリプル率(ピークトゥピーク値の平均トルク比)の目標値が 0.05% と通常の PM モータと比較して極めて低いことが特徴である。そこで、提案モータは図 2 (a)に示す基準モデルのように、トルクリプルとモータ体格を低減するため 10p9s 集中巻 SPM 構造を採用した。基準モデルの巻線はどのティースも 30 ターンとしており、この基準モデルと同図 (b)に示す提案モータとの比較検討を行う。

〈2・2〉 不均一巻線

U-巻線と U+巻線の間には鎖交磁束に機械角で 4deg の位相差が存在する。これは 5 次の鎖交磁束に換算すると電気角で 100deg の位相差をもつことを意味する。したがって、5 次の総鎖交磁束は $\psi_{U_{5f}}$ 下式で表すことができる。

$$\psi_{U_{5f}} = \psi_{5f} \cos(5\theta_e + 100) + \psi_{5f} \cos(5\theta_e) + \psi_{5f} \cos(5\theta_e - 100) \quad (1)$$

上式で第 1 項は U+, 第 2 項は U-, 第 3 項は U+の鎖交磁束を表している。ただし、 ψ_{5f} は 5 次鎖交磁束振幅、 θ_e は電気角である。このとき U-の鎖交磁束が U+に対して α 倍となるように巻数を調整したとすると、5 次の鎖交磁束は下式で表すことができる。

$$\psi_{U_{5f}} = \psi_{5f} \cos(5\theta_e + 100) + \alpha \psi_{5f} \cos(5\theta_e) + \psi_{5f} \cos(5\theta_e - 100) \quad (2)$$

これより U 相の 5 次総鎖交磁束を 0 にするためには $\alpha = 0.347$ にすれば良いことがわかる。

〈2・3〉 バックヨークの磁気抵抗

図 2 (b)に提案モータの固定子巻線を示す。提案モータは前節で述べたように U+と U-の巻数の比率を 1:0.347 とすることで、トルクリプルへの影響が大きい 5 次鎖交磁束を相殺することができる。この不均一巻線を実現するために、スロット面積を不均一にしている。

しかし、スロット面積を不均一にすることで各ティース間バックヨークの周方向長さが不均一になるので磁気抵抗に差が生じる。提案モータはこれを防ぐためにバックヨーク幅を調整し磁気抵抗の均一化を図っている。

〈2・4〉 電磁界解析結果

基準モータと回転子、固定子内径、固定子外径は共通で、占積率が 0.45、電流密度 8A/mm² がと同じになるよう磁気抵抗の調整と巻数比率の設定を施した。その結果、U+が 35 ターン、U-が 12 ターンの提案モータを作成し、JMAG-Designer 20.1™ を用いた電磁界解析で比較した。図 3 から提案モータでは、スロット形状を変更したことにより総スロット面積が 9%減少した結果、基本波鎖交磁束が 9.9%減少したが、狙い通り 5 次鎖交磁束が 95%減少したことがわかる。図 4 のトルク波形から平均トルク 0.5Nm 以上を満たしながらも、トルクリプル率が 0.113pt 減少し 0.040%となり目標仕様のリプル率 0.05%未満を達成した。

表 1 目標仕様

Table 1. Target specifications.

Average torque (Nm)	0.5
Torque ripple rate (%)	0.05
Current (A)	5
DC bus voltage (V)	24
Stack length (including coilend) (mm)	Less than 60
Stator outer diameter (mm)	φ48

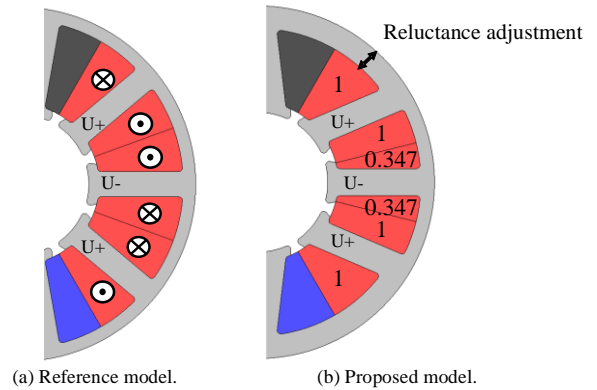


図 2 固定子巻線モデル

Fig. 2. Stator windings model.

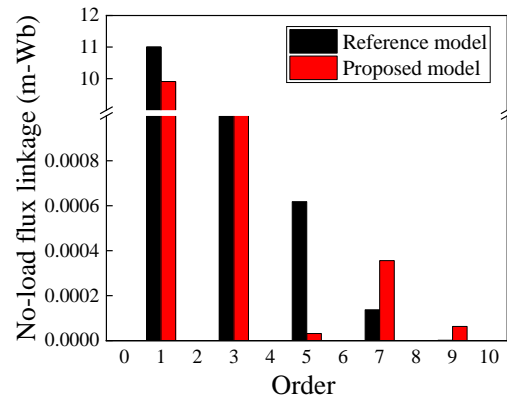


図 3 無負荷鎖交磁束

Fig. 3. FFT analysis result of U-phase no-load flux linkage.

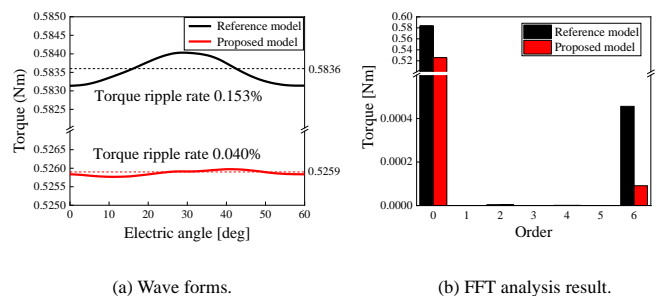


図 4 トルク特性

Fig. 4. Delivered torque characteristics.

3. 提案モータの実機測定結果

〈3・1〉 無負荷誘起電圧

図 5 に無負荷誘起電圧 (相) の実測結果を示す。ノイズの影響を避けるため定格回転数よりも速い 6000r/min で測定している。同図から 3 次の誘起電圧の値が基本波の 1/200 に対して、3 次より高次の誘起電圧の値は基本波の 1/10000 以下となっていることがわかる。これによりトルクリプルに影響する 5 次や 7 次の鎖交磁束がワイドエアギャップ構造や不均一巻線により低減されていることが確認できる。

〈3・2〉 コギングトルク

図 6 にコギングトルクの解析結果と実測結果を示す。理論上は 9 スロット×10 極により 90 次のコギングトルクが主に発生する。図 6 (a)(b)の解析結果からは、理論通り 90 次のコギングトルクがわずかながら確認できる。しかし、図 6 (c)の実測結果では低次のコギングトルクが顕著に発生しており、コギングトルクのみでも要求仕様のリプル率 0.05% の約 40 倍の 1.93% となった。図 6 (d)の FFT 結果をみると 9 次成分が支配的であり、次いで 10 次成分が大きい。これらの発生要因として電磁界解析では考慮されていない実機部材の加工精度や組立精度の問題が考えられ、コギングトルクはそれによって発生したと思われる。

4. 偏心によるコギングトルク

〈4・1〉 偏心の概要

コギングトルクは、磁気エネルギーの変動によって発生する。そのためエアギャップの精度、つまり組立や回転子外径、固定子内径の精度が重要となる。

組立精度は図 7 に示すように回転の中心が固定子の中心と一致していない TYPE A 偏心、回転子外径の精度は回転の中心と回転子に中心が一致していない TYPE B 偏心として捉えることができる⁽³⁾。

電磁界解析によると TYPE A 偏心により 10 次、TYPE B 偏心により 9 次のコギングトルクが発生することが、また、固定子内径の精度は TYPE A 偏心と同様に 10 次のコギングトルクに影響することが確認された。

試作機は回転子にネオジム焼結磁石を用いている。今回はモータの極数が多いためリング磁石ではなく 10 個の扇形ネオジム焼結磁石を貼り合わせて 10 極としている。そのため特に回転子の精度が悪くなりやすくなり、9 次のコギングトルクが顕著に生じたと考えられる。

以上から、加工精度や組立精度の改善はコギングトルク低減に効果はあるが難しく、偏心してもコギングトルクが生じにくいモータ構造を検討する必要がある。

〈4・2〉 偏心によるコギングトルクの導出

偏心によるコギングトルクを発生させない構造を検討するために、偏心によるコギングトルクを数理的に検討した。

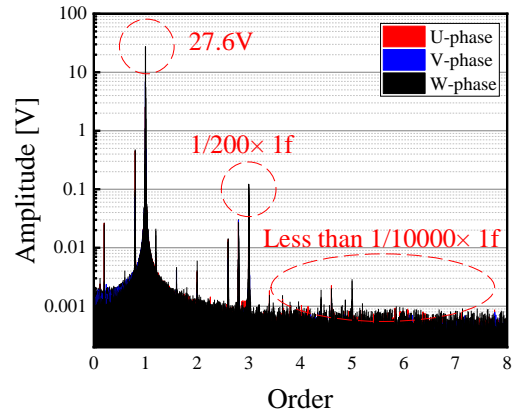


図 5 無負荷誘起電圧
Fig. 5. No-load induced voltage.

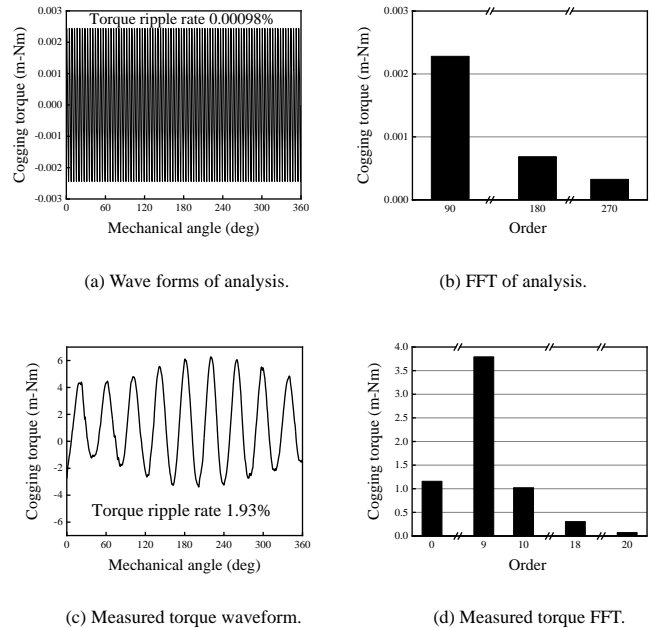


図 6 コギングトルクの比較 (解析と実測)
Fig. 6. Comparison of cogging torque between analysis and measurement.

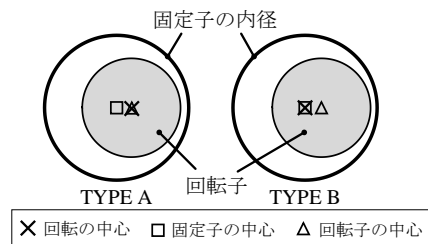


図 7 偏心の種類
Fig. 7. Types of eccentricity.

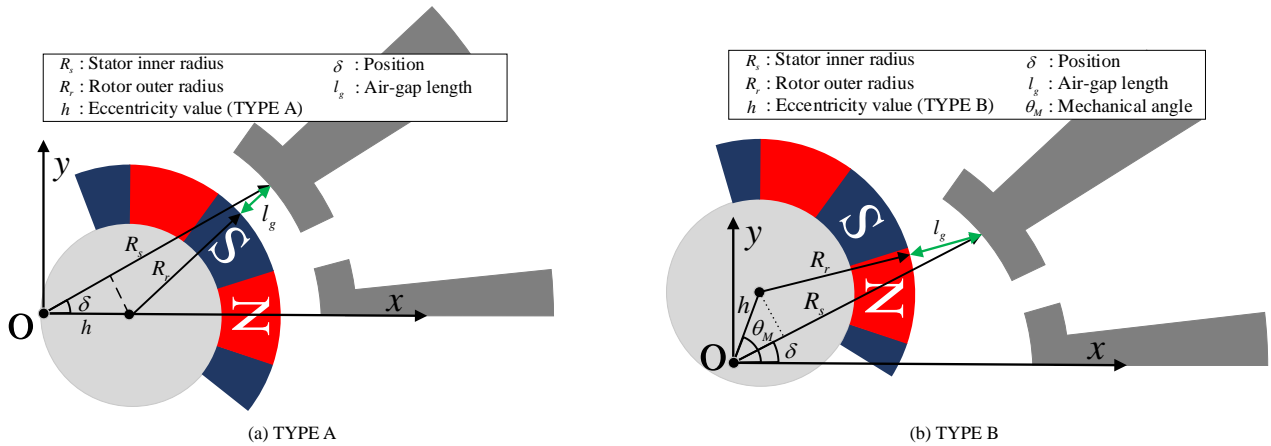


図 8 ギャップ長の幾何学的導出
Fig. 8. Geometrically derived air-gap length.

コギングトルクはエアギャップ中の磁気エネルギーの変動によって生じる。磁気エネルギー W_g は一般的に下式で表すことができる。

$$W_g = \frac{B^2}{2\mu_0} V \quad (3)$$

上式で B は磁束密度, μ_0 は真空中の透磁率, V は体積である。上式をモータのエアギャップに適用できるように変形すると下式で表すことができる⁽⁴⁾。

$$W_g = \frac{L_s l_g r_g}{2\mu_0} \oint B_g^2 d\gamma \quad (4)$$

上式で L_s は積厚, l_g はエアギャップ長, r_g はエアギャップの平均半径である。

エアギャップ中の磁束密度は, 検討モータが 10p9s であるため 5 次成分が主体となる。そのため磁束密度 B は下式で表すことができる。

$$B = B_{amp} \cos(5\gamma - 5\theta_M) \quad (5)$$

上式で B_{amp} は 5 次の磁束密度振幅, γ は位置 (原点からの角度), θ_M は機械角である。

偏心しているため, 位置によってエアギャップ長やエアギャップの平均半径は変化する。また偏心の種類によっても変化する。TYPE A 偏心では, 図 8 に示す通り位置のみに依存するため式(6)のように表すことができる。TYPE B 偏心では, 位置と機械角 (回転角) に依存するため式(7)のように表すことができる。

$$l_g = \sqrt{\{R_s - h\cos(\gamma)\}^2 + \{h\sin(\gamma)\}^2} - R_r \quad (6)$$

$$l_g = \sqrt{\{R_s - h\cos(\theta_M - \gamma)\}^2 + \{h\sin(\theta_M - \gamma)\}^2} - R_r \quad (7)$$

またエアギャップの平均半径 r_g はエアギャップ長を用いて, 式(8)のように表すことができる。

$$r_g = R_r + \frac{l_g}{2} \quad (8)$$

式(4)ではエアギャップ 1 周を周回積分することで, エアギャップ全体の磁気エネルギーを算出しているが, 簡単化のため図 9 と式(9)に示すようにエアギャップ 1 周を 36 等分

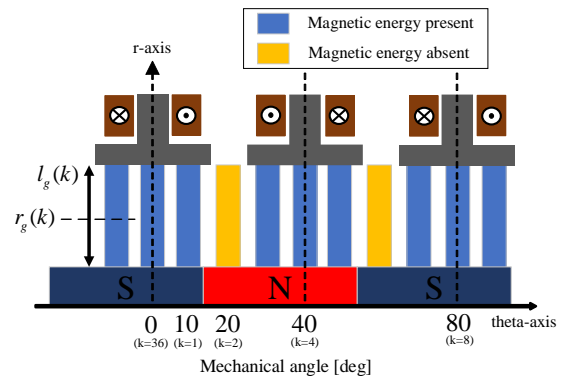


図 9 10p9s モータの簡易図
Fig. 9. Simple diagram of 10p9s motor.

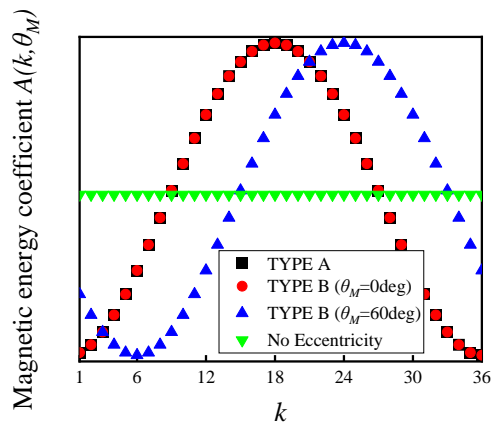


図 10 磁気エネルギーの係数 $A(k, \theta_M)$
Fig. 10. Variation of magnetic energy coefficient $A(k, \theta_M)$.

ギャップ全体の磁気エネルギーを算出しているが, 簡単化のため図 9 と式(9)に示すようにエアギャップ 1 周を 36 等分に離散化して, それぞれの体要素での磁気エネルギーを積算することでエアギャップ全体の磁気エネルギーとす

る。このとき、固定子が 9 スロットであるため、図中のスロット開口部の箇所 ($k=2, 6\dots$) は磁気抵抗が大きく磁気エネルギーが欠落していると考える。

$$\gamma = \frac{k\pi}{18} \quad (k=1\sim 36) \quad (9)$$

以上から、エアギャップの磁気エネルギーは式(10)のように表すことができる。式中の係数 A は磁気エネルギーの係数であり図 10 に示したように偏心の有無, 偏心の種類によって異なる変化を示す。係数 A は TYPE A 偏心では機械角に依存しないが, TYPE B 偏心ではエアギャップ長が機械角に依存するため回転によって係数が変化する。

$$W_g = \sum_{k=1,3,4,5,7,8,9,\dots} A(k, \theta_M) \cos(10\gamma - 10\theta_M) \quad (10)$$

また、上式を機械角 10 次のベクトル図とすると、図 11 ~ 図 13 のように表すことができる。図 11 は偏心がないときのベクトル図である。偏心がないため全ての方向の体要素で磁気エネルギーの大きさが等しくなり、また位相のバランスも取れているため打ち消しあう。よって 10 次の磁気エネルギーをもたないため、10 次のコギングトルクは発生しない。

図 12 は TYPE A 偏心時のベクトル図である。偏心により磁気エネルギーの係数が変化するため、磁気エネルギーの大きさは不均等になる。図中の黒色で描かれたベクトルは、互いに打ち消しあうが、赤色のベクトルは打ち消しあわないため 10 次の磁気エネルギーをもち、10 次のコギングトルクが発生する原因となる。

図 13 は TYPE B 偏心時のベクトル図である。TYPE B 偏心ではエアギャップ長が機械角に依存するため、回転により磁気エネルギーの大きさが変化する。TYPE A 偏心と同様に黒色のベクトルは互いに打ち消しあうが、赤色のベクトルは残る。また 10 次の磁気エネルギーである赤色のベクトルが機械角 1 次で回転するため、9 次の磁気エネルギーとなり 9 次のコギングトルクが発生する。

以上から、前節で述べた電磁界解析結果で確認された次数のコギングトルクが発生することを数理的に導き、その要因が TYPE A 偏心と TYPE B 偏心、どちらも赤色のベクトルによるものであることがわかった。

〈4・3〉 18 溝モデル

赤色のベクトルの磁気エネルギーを欠落させるため、赤色ベクトルを生じさせる箇所に溝を彫ったモデルを図 14 に示す。結果的に、同図に示すようなティース先端に溝を設ける形状となった。このモデルにおけるエアギャップ全体の磁気エネルギーを式(11)に示す。

$$W_g = \sum_{k=1,3,5,7,9,11,13,\dots} A(k, \theta_M) \cos(10\gamma - 10\theta_M) \quad (11)$$

また、9 個のスロット開口部にティース先端部の 9 個の溝を加えたモデルを 18 溝モデルと呼び、9 個のスロット開口部だけのモデルを 9 溝モデルと呼ぶ。

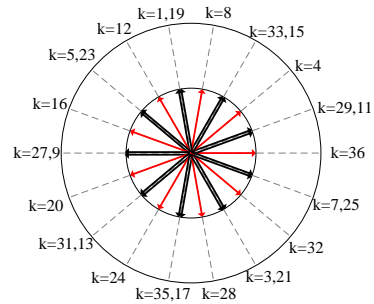


図 11 ベクトル図 (偏心なし)

Fig. 11. Vector diagram (No eccentricity).

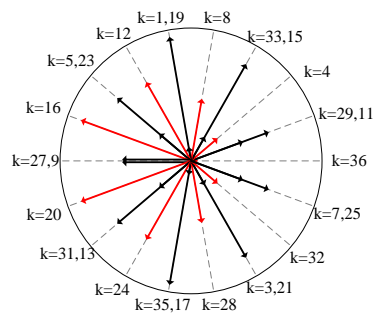


図 12 ベクトル図 (TYPE A)

Fig. 12. Vector diagram (TYPE A).

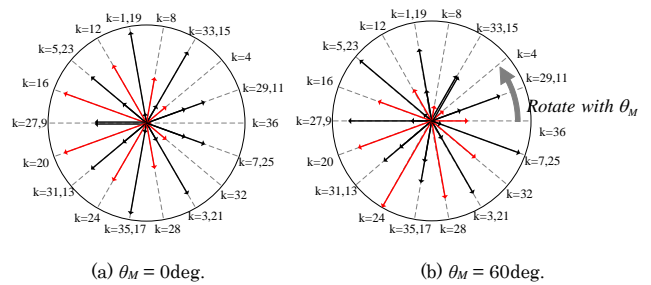


図 13 ベクトル図 (TYPE B)

Fig. 13. Vector diagram (TYPE B).

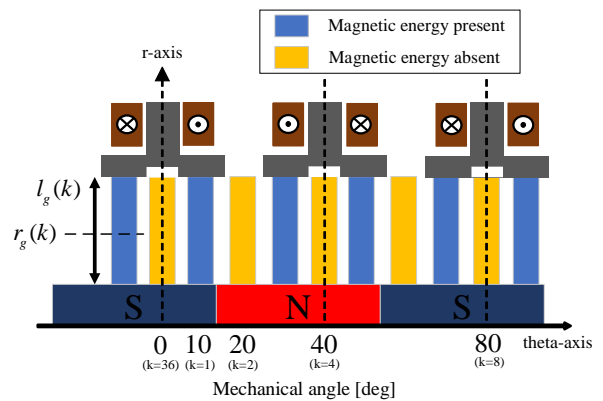


図 14 18 溝モデルの簡易図

Fig. 14. Simple diagram of 18-groove model.

赤色の磁気エネルギーベクトルを欠落させたことで、18溝モデルでは、理論上でTYPE A 偏心による10次コギングトルク、TYPE B 偏心による9次のコギングトルクを除去することが可能である。しかしながら、固定子内径の寸法精度に起因する10次のコギングトルクは除去できないため、9次と比べると低減できる割合が小さくなることが予想される。

5. 18溝モデルの実機測定結果

製作した18溝モータを図15に示す。基本的な設計思想であるワイドエアギャップ構造や不均一巻線は変えず、テイース先端に溝のみを加えたモデルである。このモデルについて実測したコギングトルクを図16に、FFT解析結果を図17に示す。18溝モデルにすることで9次のコギングトルクは99.3%減少し、10次のコギングトルクは63.8%減少した。その結果、リップル率は1.93%から0.49%となり1.44pt低減することができた。

しかしながら、要求仕様の0.05%に対して未だ10倍ほど大きい。これは18溝モデルで支配的となる18次のコギングトルクの影響であることが推察される。

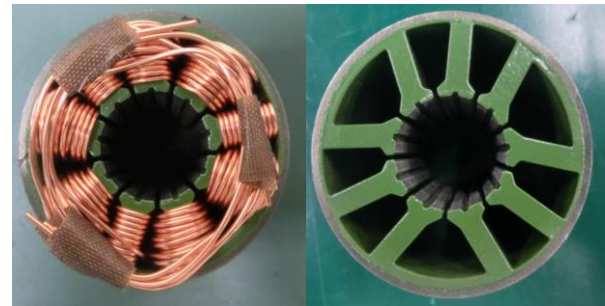
6. まとめ

本稿では、低トルクリプルを達成するための設計手法として、ワイドエアギャップ構造と不均一巻線を併用する手法を提示した。またこれらを用いることで、電磁界解析上で要求仕様のトルクリプル率0.05%未満を達成できることを確認した。

しかしながら実機検証を行った結果、コギングトルクの段階でリップル率1.93%に留まり、これは偏心や部材の加工精度、組立精度の影響であることがわかった。そのため偏心の影響を離散化した磁気エネルギーモデルとして数理的に導出し、18溝モデルとすることで偏心の影響を排除できる手法を検討した。その結果、18溝モデルを用いることで9次のコギングトルクを99.3%、10次のコギングトルクを63.8%低減でき、最終的にリップル率が1.44pt減少し0.49%まで改善できた。

文 献

- (1) 藤田・野口「15-kW, 150,000-r/min 超高速 PM モータの電気機械両立設計」電学研究会資料 SPC/MD 合同研究会, SPC-19-141, MD-19-107 (2019).
- (2) 松浦・野口「ワイドエアギャップ構造と不均一巻線を併用した超低トルクリプル PM モータの検討」電学全大, 5-032 (2021)
- (3) 江部・原田・石原・戸高「回転子偏心を考慮した回転機のトルク解析」電学論 B, vol. 118, no.10, pp.1085-1090 (1998)
- (4) 大西「永久磁石ブラシレスモータのコギングトルク低減」電学論 D, vol.122, no.4, pp338-345 (2002)



(a) With windings. (b) No windings.

図15 18溝モデル

Fig. 15. 18-groove model.

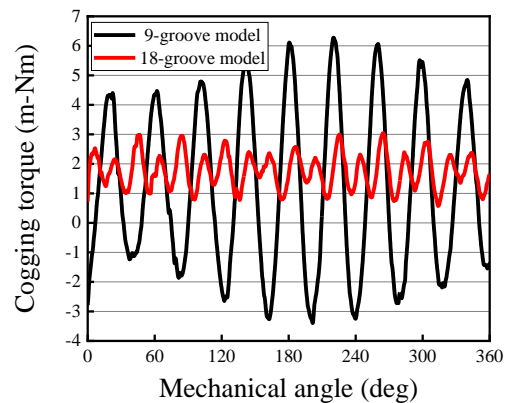


図16 コギングトルク波形の比較 (9溝と18溝)

Fig. 16. Comparison of cogging torque wave forms.

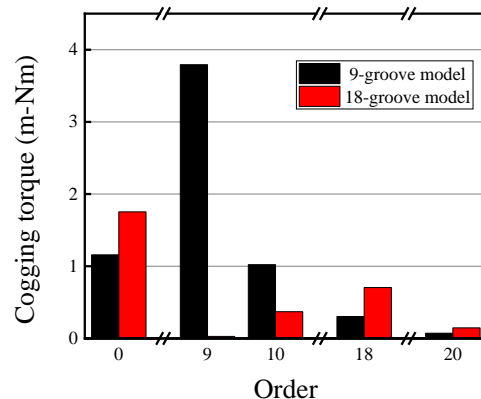


図17 コギングトルク FFT の比較 (9溝と18溝)

Fig. 17. Comparison of cogging torque FFT.