

磁気ギヤードモータの電流位相角が脱調トルクに及ぼす影響

Influence of Current Phase Angle on Stall Torque of Magnetic-gear Motor

伊藤 亘輝[†]・中村 健二

東北大学 大学院工学研究科, 仙台市青葉区荒巻字青葉 6-6-11 (〒980-8579)

K. Ito[†], K. Nakamura

Tohoku University, Graduate School of Engineering, 6-6-11 Aoba Aramaki Aoba-ku, Sendai, Miyagi 980-8579, Japan

This paper deals with an influence of current phase angle on a stall torque of magnetic-gear motor. First, a relationship between the current phase angle and the stall torque of the magnetic-gear motor is indicated in experiment. Next, the experimental results are deeply investigated by comparing an SPM-type magnetic-gear motor with an IPM-type one by using three-dimensional finite element method (3D-FEM). As a result, in the case of the IPM-type, it is clear that the modulated magnetic flux of the inner rotor magnet includes the armature flux. Furthermore, the influence of the modulated magnet flux from the outer rotor magnets is also investigated.

Key words: magnetic-gear motor, stall torque, current phase angle

1. はじめに

機械式ギヤは、モータの動力を負荷に応じて適切に変換するために用いられている。しかし、機械式ギヤは歯車の歯同士を接触させることで動力伝達を行うため、振動や騒音、摩擦や発塵などの問題がある。さらに、大容量機になると摩擦低減や冷却のために潤滑油系統が必須となり、システムが複雑化・大型化し、定期的な保守点検も不可欠になる。

このような問題に対して、近年、磁気ギヤが注目されている。磁気ギヤは磁石同士の吸引・反発力により、非接触で動力伝達が可能であるため、振動や騒音が小さく、摩擦や発塵がない。また、潤滑油系統が不要であるため、保守性の向上が期待できる。これまでに様々な磁気ギヤが考案されているが、多くは機械式ギヤの歯を単純に永久磁石に置き換えたものである¹⁾。この場合、互いに対向した一部の永久磁石のみしか動力伝達に寄与しないため、機械式ギヤに比べてトルク伝達能力が著しく低い。

これに対して、磁束変調型磁気ギヤ²⁾は、内外2つの回転子が同心円状に配置された構造を有し、常にすべての回転子磁石がトルク伝達に寄与するため、他の磁気ギヤに比べてトルク伝達能力が高い。また、希土類磁石を用いることで、機械式ギヤに匹敵するトルク密度を実現可能といった試算もある³⁾。さらに、磁束変調型磁気ギヤは永久磁石同期モータ(PMモータ)とトルク発生原理が等しいため、磁氣的に融合一体化させることで、磁気ギヤードモータとして用いることができる。

磁気ギヤードモータは、電機子を回転子外側に配置したアウトーステータ型と、回転子内側に配置したインナーステータ型に大別される^{4)~6)}。ギヤとモータが融合一体化しているため、従来のモータシステムよりも重量や体格の面で優れ、低速大トルク駆動に適することから、自動車や船舶、航空機への応用が期待されている。

先に筆者らは、インナーステータ型磁気ギヤードモータを試作し、その有用性を実証するとともに移動支援機器への適用可能性を示した⁷⁾。その後の検討において、試作機は電流位相角によってトルク特性に変化が生じることが明らかとなったが、その原因については不明のままである。また、トルク特性が変化する現象と

して、アウトーステータ型の磁気ギヤードモータにおいては、負荷の増大とともにトルク定数が低下することが報告されているが⁸⁾、インナーステータ型においてはこのような検討事例はない。

そこで本稿では、3次元有限要素法(3D-FEM)を用いて、形状が異なる2つのインナーステータ型磁気ギヤードモータについて検討を行い、両者の変調磁束を比較することにより、磁気ギヤードモータの電流位相角がトルクに与える影響について明らかにする。さらに、外側回転子磁石の変調磁束がモータ部へ及ぼす影響についても評価を行ったので報告する。

2. 電流位相角が脱調トルクに与える影響

2.1 磁気ギヤードモータの構成と原理

Fig. 1 にインナーステータ型磁気ギヤードモータの基本構成を示す。磁気ギヤ部は、同心円状に配置された内外2つの極数の異なる永久磁石回転子と、その間に挟まれたポールピースと呼ばれる複数の固定子磁極片で構成される。モータ部は固定子と内側回転子で構成され、磁気ギヤ部とモータ部で1つの内側回転子を共有している。このような構成において、モータ部の固定子巻線に3相交流電流を流すと、回転磁界に同期して内側回転子が回転する。そして、ポールピースによって内外回転子の磁石磁束が変調され、減速された出力を外側回転子から取り出すことができる。このときの減速比 Gr は、内側回転子の極対数 p_i 、外側回転子の極対数 p_o 、ポールピースの極数 n_{pp} を用いて、次式で表される。

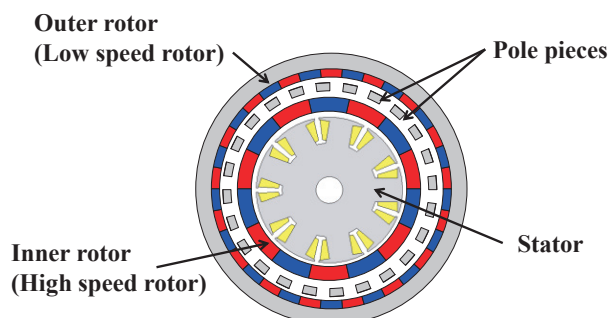


Fig. 1 Basic configuration of a magnetic-gear motor.

$$Gr = \frac{p_h}{n_{pp} - p_h} = \frac{p_l}{p_l} \quad (1)$$

機械的な損失を無視した場合、磁気ギヤードモータの内側回転子および外側回転子の運動方程式は、それぞれ(2)式および(3)式で表される⁹⁾。

$$J_h \frac{d\omega_h}{dt} = T_m - \frac{1}{Gr} T_{max} \sin \delta \quad (2)$$

$$J_l \frac{d\omega_l}{dt} = T_{max} \sin \delta - T_L \quad (3)$$

(2)式の左辺の J_h と ω_h は、内側回転子の慣性モーメントと回転速度であり、右辺第1項の T_m はモータ部のトルクである。また、右辺第2項は内側回転子における磁気ギヤ部のトルクであり、 T_{max} は磁気ギヤ部の最大伝達トルク、 δ は磁気ギヤ部の内部相差角である。また、(3)式の J_l 、 ω_l は外側回転子の慣性モーメントおよび回転速度であり、右辺第1項は外側回転子における磁気ギヤ部のトルク、第2項の T_L は負荷トルクである。

モータ部は一般的なPMモータと同様に、電流ベクトル制御が適用できる。モータ部の電流位相角 β は、 d 軸電流 i_d および q 軸電流 i_q を用いて、次式で与えられる。

$$\beta = \tan^{-1} \left(-\frac{i_d}{i_q} \right) \quad (4)$$

なお、Fig. 1の磁気ギヤードモータのモータ部は、表面磁石型PMモータと同一であるため、本稿では電流位相角 β を0度に制御する、いわゆる $I_d = 0$ 制御により、トルク T_m を制御する。

一方、磁気ギヤ部は電機子を持たないため、トルクを能動的に制御することはできない。(2)式および(3)式から、両回転子の磁気ギヤ部トルクは、内部相差角 δ の正弦に比例することが了解される。内部相差角は T_m および T_L によって受動的に変化し、外側回転子において T_{max} を超過する T_L が印加されたとき、または内側回転子において T_{max}/Gr を超過する T_m が印加されたときに両回転子の同期が外れ、脱調が起きる。

なお、磁気ギヤの内部相差角は磁気的に安定な位置を基準として、次式で与えられる。

$$\delta = p_h \theta_h + p_l \theta_l - n_{pp} \theta_{pp} \quad (5)$$

ここで、 θ_h 、 θ_l 、 θ_{pp} はそれぞれ内側回転子、外側回転子、ポールピースの磁気的に安定な位置からの角度であり、Fig. 2に各々の位置関係を示す。なお、磁気ギヤの安定動作領域は、内部相差角が $360n - 90 < \delta < 360n + 90$ の範囲である(n は整数)¹⁰⁾。

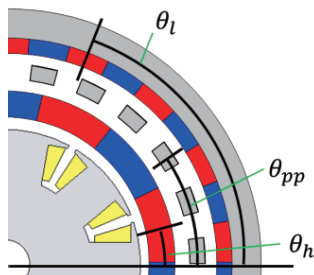


Fig. 2 Position relationship of each angle.

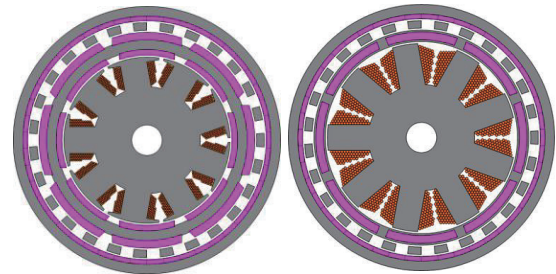
2.2 現有機における電流位相角と脱調トルクの関係

Fig. 3に、考察対象とした磁気ギヤードモータの諸元を示す。両ギヤードモータのモータ部は3相9スロット集中巻の固定子と4極対の内側回転子で構成される。一方、磁気ギヤ部はモータ部と共通の内側回転子と、27極のポールピース、23極対の外側回転子で構成され、ギヤ比は5.75である。両ギヤードモータは、固定子構造、内側回転子構造、ステータおよび内外回転子ヨークの鉄心材料の3点異なる。

Fig. 4に、先行研究⁷⁾で試作されたIPM磁気ギヤードモータの、電流位相角対脱調トルクの実測値を示す。同図より、電流位相角を進めると脱調トルクが減少し、遅らせると増加していることがわかる。電流位相角0度の脱調トルクが12.2 N·mであるのに対して、電流位相角40度の脱調トルクは11.5 N·mであり、5.7%減少している。一方、電流位相角-40度の場合は脱調トルクが13.0 N·mであり、電流位相角0度のトルクから6.6%増加している。

2.3 3D-FEMによる検討結果

磁束変調型磁気ギヤは内外回転子の磁石磁束をポールピースで変調することで、ギヤとして動作するため、脱調トルクの変化は



	SPM	IPM
Diameter	140 mm	
Axial length	36 mm	
Number of turns/pole	59 turns/pole	
Winding diameter	0.7 mm	1.2 mm
Winding space factor	37.0%	46.1%
Inner rotor magnet pole pairs	4	
Outer rotor magnet pole pairs	23	
Pole pieces number of poles	27	
Gear ratio	5.75	
Gap length	1.0 mm × 3	
Material of magnet	Sintered Nd-Fe-B	
Material of iron core	35H300	10JNEX900

Fig. 3 Configuration of two magnetic-g geared motors and specifications (left: SPM-type, right: IPM-type).

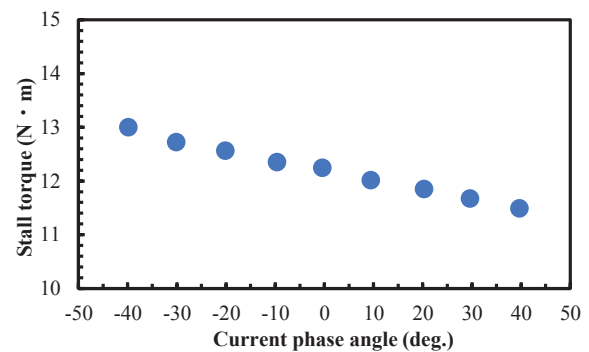


Fig. 4 Current phase angle versus stall torque.

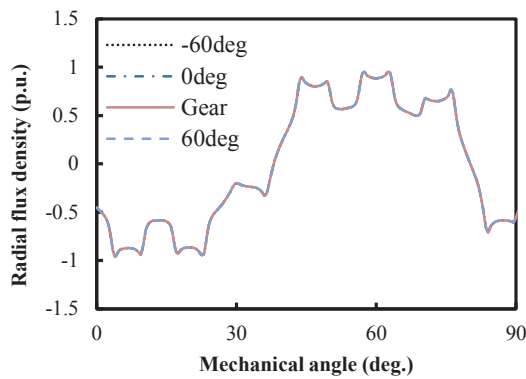


Fig. 5 Radial flux density distribution of the SPM-type in air gap between the pole-pieces and the outer rotor.

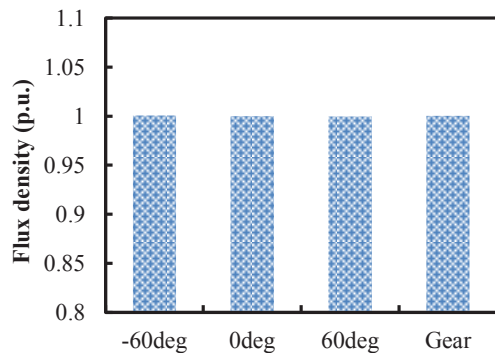


Fig. 6 Comparison of the 23rd harmonic content of flux density distribution shown in Fig. 5.

変調磁束に原因があると考えられる。そこで、電流位相角が変調磁束に与える影響を、IPM と SPM のそれぞれについて、3D-FEM を用いて検討を行った。なお、解析では外側回転子磁石を空気とし、電機子電流密度 6.5 A/mm^2 で電流位相角を -60° , 0° , 60° とした場合と、電流密度を 0 A/mm^2 とし、磁気ギャップとして動作させた場合の結果を比較した。

Fig. 5 に、SPM について、ポールピースの外側ギャップの径方向の磁束密度波形を示す。この図から、電流位相角が変わっても磁束密度波形の差異はほとんどないことがわかる。続いて、Fig. 6 には、Fig. 5 の磁束密度波形の各次調波成分のうち、外側回転子に同期する 23 次成分の比較結果を示す。同図より、磁束密度の振幅は検討したすべての電流位相角において、磁気ギャップとして解析した結果とほぼ等しいことがわかる。したがって、SPM の場合、電流位相角を変化させても脱調トルクへの影響はほとんどないと結論付けられる。

Fig. 7 に、IPM におけるポールピースの外側ギャップの径方向の磁束密度波形を示す。この図を見ると、SPM とは異なり、電流位相角の変化によりギャップの磁束密度波形に変化が生じていることがわかる。Fig. 8 には、Fig. 7 の磁束密度波形の各次調波成分のうち、外側回転子に同期する 23 次成分の比較結果を示す。同図より、電流位相角が 0° のとき、磁気ギャップとして解析した結果と振幅が等しいことから、磁気ギャップ部の最大トルクは変化しないと考えられる。その一方で、電流位相角が -60° のときは 23 次成分の振幅が増加し、 60° のときは逆に減少している。磁気ギャップの最大トルクは同期する変調磁束の振幅に比例することから、この結果

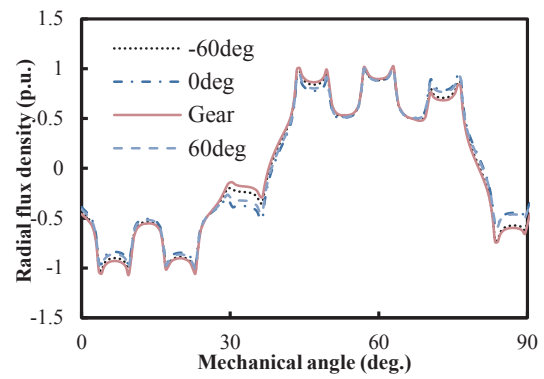


Fig. 7 Radial flux density distribution of IPM-type in air gap between the pole-pieces and the outer rotor.

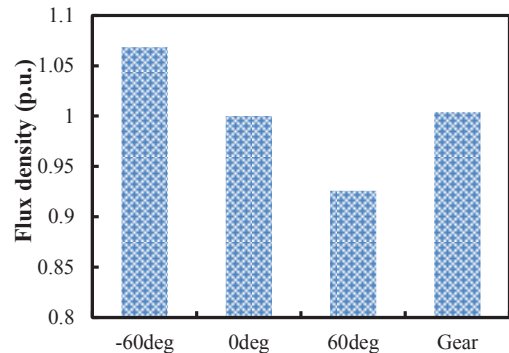


Fig. 8 Comparison of the 23rd harmonic content of flux density distribution shown in Fig. 7.

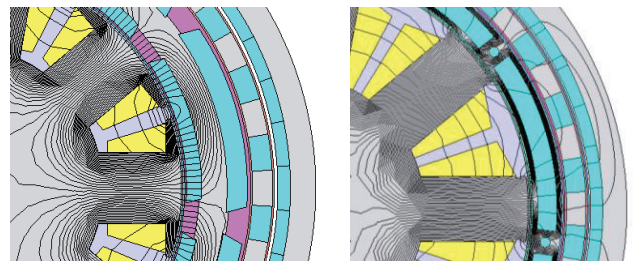


Fig. 9 Calculated flux lines from the armature coil in the case of SPM-type (left) and IPM-type (right).

は Fig. 4 と同様に電流位相角によって脱調トルクが変化することを意味している。また、磁束密度振幅の変化率は電流位相角が 0° の場合に対して、 -60° の振幅は 6.9%増加し、 60° の振幅は 7.4%減少している。これは、2.2 節で述べた脱調トルクの増減率に近しい値である。上記の結果に対する考察を深めるため、両回転子磁石を取り除いて空隙とし、巻線へ電流を印加した場合の磁束線図を 2D-FEM を用いて計算した。Fig. 9 に SPM および IPM の磁束線図を示す。SPM は固定子から発生した磁束が内側回転子ヨークを通り、再度固定子へと戻る磁路を形成している。これに対して、IPM は固定子から発生した磁束の一部が内側回転子ヨークを突き抜け、外側回転子まで到達している。つまり、固定子から発生した回転磁界がポールピースによって変調されることを示している。IPM は磁石を鉄心へ埋め込んだことで、SPM よりも磁気抵抗が小さくなり、変調磁束が固定子磁束と内側回転子磁石の合成磁束となり、電流位相角により脱調トルクが変化したと考えられる。したがって、IPM はモータ部と磁気ギャップの間で磁気干

渉が生じ、ポールピースによって内側回転子磁石磁束と固定子磁束の両方が変調されるため、電流位相角によって脱調トルクが変化することが明らかとなった。

3. 外側回転子磁石の変調磁束による影響

前章の検討の結果、IPM はモータ部と磁気ギャ部の間に磁気干渉が生じ、モータ部の運転状態によってギャ部のトルク特性が変化することがわかった。これは逆に、ギャ部の運転状態がモータ部の特性に対しても影響を及ぼすことを意味していることから、本章ではこれについて検討を行った。

はじめに、磁気ギャ部の内部相差角に対する、内側回転子と固定子間のエアギャップの磁束密度波形を算定した。Fig. 10 に、SPM における内側回転子と固定子間のギャップの径方向の磁束密度波形を示す。同図の破線は内部相差角 60 度、一点鎖線は 0 度、長破線は -60 度の場合の算定結果である。この図を見ると、SPM では内部相差角が変わっても、磁束密度波形に変化はないことがわかる。

続いて、Fig. 11 には、Fig. 10 に示した波形の各次調波成分のうち、内側回転子のトルク伝達に寄与する 4 次成分の比較結果を示す。同図より、4 次成分の振幅は内部相差角によらず一定である。したがって、SPM の場合は固定子と内側回転子間のギャップ磁束に、外側回転子由来の変調

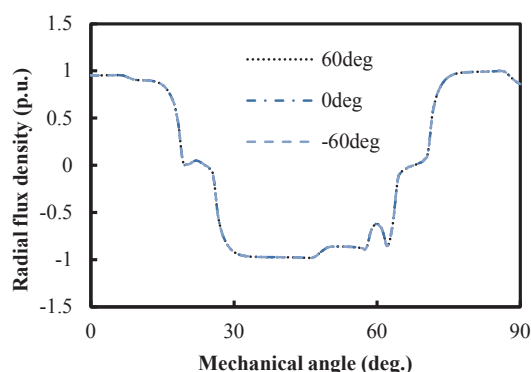


Fig. 10 Radial flux density distribution of the SPM model in air gap between the stator and the inner rotor.

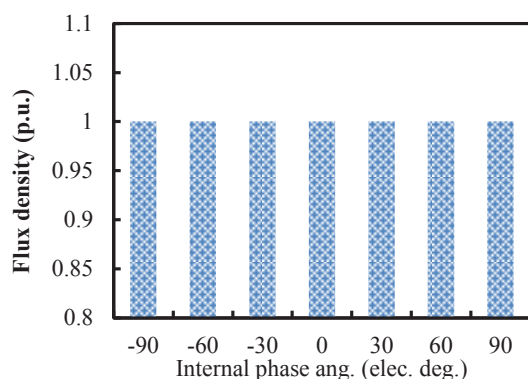


Fig. 11 Comparison of the 4th harmonic content of flux density distribution shown in Fig. 10.

磁束は含まれないことが明らかとなった。続いて Fig. 12 に、IPM における内側回転子と固定子間のギャップの径方向の磁束密度波形を示す。破線が内部相差角 60 度、一点鎖線が 0 度、長破線が -60 度の場合の算定結果である。この図より、内部相差角が変わると、波形の振幅に変化が生じていることがわかる。

Fig. 13 には、Fig. 12 に示した波形の各次調波成分のうち、内側回転子のトルク伝達に寄与する 4 次成分の比較結果を示す。この図を見ると、4 次成分の振幅は内部相差角 0 度が最大で、-90 度または 90 度へ向かうにつれて減少していくことがわかる。すなわち、外側回転子に印加される負荷が増大すると、4 次成分は減少することを意味している。この結果より、固定子と内側回転子間のギャップに生じる磁束は、内側回転子磁石と外側回転子磁石の変調磁束の合成であると考えられる。また、減少の割合は、0 度を基準とした場合、-90 度と 90 度で約 6% である。

Fig. 14 に、SPM および IPM それぞれの内部相差角に対する逆起電力定数の比較を示す。この図を見ると、SPM の場合は外側回転子磁石の変調磁束の影響がないため、逆起電力定数は内部相差角に対して一定であることがわかる。一方で、IPM の場合は外側回転子の変調磁束の影響を受けるため、逆起電力定数が内部相差角に対して変化している。負荷が増加すると逆起電力定数が減少していることから、IPM は受動的に弱め界磁状態になるといえる。

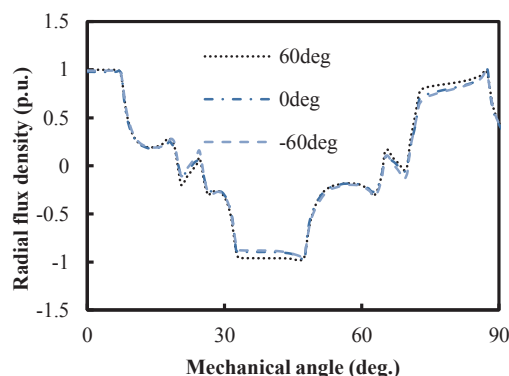


Fig. 12 Radial flux density distribution of the IPM model in air gap between the stator and the inner rotor.

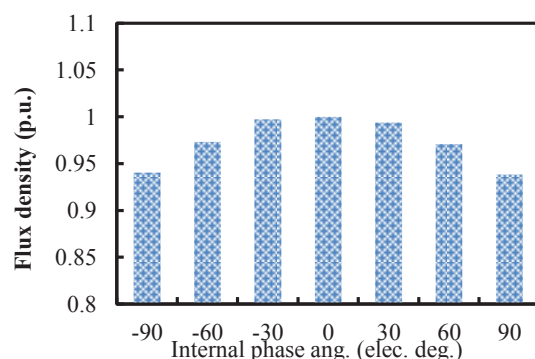


Fig. 13 The 4th harmonic content of flux density distribution shown in Fig. 9.

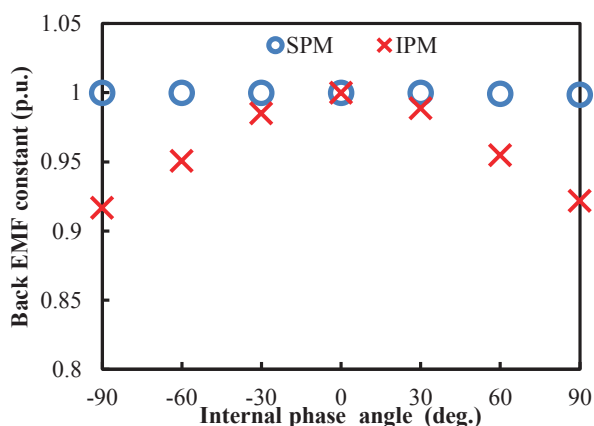


Fig. 14 The Internal phase angle versus the back-EMF constant.

4. まとめ

以上、本稿では表面磁石型 (SPM) と埋込磁石型 (IPM) の 2 種類の異なる回転子を有する磁気ギヤードモータを用いて、電流位相角が脱調トルクに与える影響、並びに外側回転子磁石の変調磁束がモータ特性に与える影響について、3D-FEM を用いて検討を行った。

まず電流位相角によって脱調トルクが変化する現象は、モータ部の固定子磁束がギヤ部のトルクに寄与する磁束成分に影響を与えることが原因であることを明らかにした。また、この現象が起きるのは IPM の場合のみであることも明らかにした。これは IPM の方がモータ部とギヤ部の間の磁気抵抗が小さく、磁気干渉が生じやすいためである。

次いで、外側回転子磁石の変調磁束がモータ部の特性へ及ぼす影響を評価するため、ギヤ部の内部相差角に対するモータ部の逆起電力定数を比較した。その結果、IPM の場合は負荷の増加とともに逆起電力定数が低下し、受動的な弱め界磁状態になることが明らかとなった。これは SPM よりも IPM の方が、より広い速度範囲で運転が可能になるというメリットにもなるが、運転中に諸特性が受動的に変化することで、制御が不安定になりやすいというデメリットも想定されるため、今後は磁気干渉も加味した IPM 型磁気ギヤードモータの制御手法に関する詳細な検討を行う予定である。

References

- 1) P. M. Tlali, R.-J. Wang, and S. Gerber: Proc. 2014 International Conference on Electrical Machines, Berlin, 2014, p.544.
- 2) T. B. Martin, Jr.: "Magnetic transmission," U.S. Patent 3378710 (1968).
- 3) K. Atallah and D. Howe: *IEEE Trans. Magn.*, **37**, 2844 (2001).
- 4) K. T. Chau, Dong Zhang, J. Z. Jiang, Chunhua Liu, and Yuejin Zhang: *IEEE Trans. Magn.*, **43**, 2504 (2007).
- 5) K. Atallah, J. Rens, S. Mezani, and D. Howe: *IEEE Trans. Magn.*, **44**, 4349 (2008).
- 6) S. Gerber and R. J. Wang: *IEEE Trans. Magn.*, **51**, 8107010, 2015.
- 7) K. Ito, T. Kadomatsu, and K. Nakamura: Proc. 2019 IEEE International Electric Machines & Drives Conference, San Diego, 2019, p.1818.
- 8) E. Morimoto, N. Niguchi and K. Hirata: *J. JSAEM*, **26**, 15, (2018) (in Japanese).
- 9) J. Wang and K. Atallah: *IEEE Trans. Magn.*, **44**, 4349, (2008).
- 10) R.G. Montague, C.M. Bingham, and K. Atallah: Proc. IEEE Mediterranean Electrotechnical Conference, Valletta, 2010, p. 1192.

2019年 10月 10日受理, 2020 年 01月 06日採録