IM/PM ハイブリッドモータの有限要素電磁界解析による検討

Electromagnetic Field Analysis of an IM / PM Hybrid Motor by Using Finite Element Method

岩尾 真吾^{*1}(学生員), 戸高 孝^{*1}(正員), 榎園 正人^{*1}(正員)

Shingo IWAO (Stu.Mem.), Takashi TODAKA (Mem.), Masato ENOKIZONO (Mem.)

The Ministry of Economy, Trade and Industry of Japan reported that about 53% or more of the total electric power generated in Japan was consuming in motors. There are several kinds of motors, however induction motors are most popularly utilizing in factories. Therefore reducing losses and improving efficiency of the common induction motors are effective for saving energy. In this paper we focused on a synchronous induction motor (IM / PM hybrid motor), which permanent magnets are embedded in the induction machine's rotor. This machine can improve the starting characteristic in comparison with a synchronous permanent magnet motor and torque characteristic and efficiency at synchronous operation in comparison with an induction motor. The torque characteristic of IM / PM hybrid motors are numerically analyzed with the finite element method and compared with that of IM. The results show that the arrangement of the permanent magnets is very important to improve whole torque characteristics.

Keywords: induction motor, permanent magnet motor, hybrid motor, finite element method, torque, electro motive force.

1 緒言

経済産業省の調査によると日本の総発電電力量の約 53%以上がモータによって消費されており、エネルギーの有効利用や省エネに対して、モータの低損失・高効率化が最も有効な対策と考えることができる。著者らはモータの中でも大半の電力を消費している誘導電動機に着目した。誘導機は、構造が簡単かつ堅牢で、メンテナンスフリーであり、コストが安価であるといった多くの利点から産業用の動力源や送風機として広く利用されている。このことから、誘導機の高効率化は極めて重要な課題である。本報告では誘導機の回転子中に埋め込み永久磁石を用いることで誘導機 (IM/PM ハイブリッドモータ) の特性がどのように変化するかを数値解析により検討した。特に本稿では誘導機と IM/PM ハイブリッドモータを各すべり条件においてそれぞれ解析した結果を比較している。誘導機のトルク特性を永久磁石によって向上させることが目的である。永久磁石の配置の仕方でトルク特性は大きく変化し、埋込永久磁石はトルク特性の向上に有効であることを明らかにする[1-5]。

2 原理

IM/PM ハイブリッドモータとは、かご型誘導機の回転子に永久磁石を内蔵した電動機である。始動時はステータが作る回転磁界に対して、ロータのかごがすべることによって二次電流が生じ、トルクを発生する。したがって、始動時にロータの起動位置や回転数を見る必要がないので、永久磁石同期電動機と比較して始動性に優れる。回転数が上がり同期に入ると二次電流ではなく永久磁石の起磁力によりトルクを発生するため、二次銅損が発生しない利点もある。

これまでの解析結果では、低速回転時は永久磁石によるブレーキトルクが生じ、トルクが下がることが確認されている。そこで、始動から低速運転時にトルクが下がっても、非同期運転時にトルク特性が向上または大きく降下しないように永久磁石の配置を考案することで全体の効率改善ができると考えられる。また、同期速度運転時は、二次導体による誘導トルクは発生せず、永久磁石によるマグネットトルクにより回転し続けるが、このとき、永久磁石同期電動機を解析する場合と同様に誘起電圧の電圧位相を考慮する必要がある。つまり、負荷角によって発生するトルクが変わるので、本解析では負荷角を考慮しつつ、誘導機としての滑りも考慮して解析を行った。滑りがある場合、負荷角は一定にならない。

3 解析手法

連絡先: 岩尾 真吾, 〒870-1192 大分市旦野原 700, 大分大学工学部電気電子工学科,
e-mail: v12e2003@oita-u.ac.jp

^{*1} 大分大学

3.1 有限要素法による磁界解析[6]

電磁界の支配方程式は、マクスウェルの電磁基礎方程式より、磁気ベクトルポテンシャル A と電気スカラーポテンシャル ϕ を用いて、次式で表される。

$$\text{rot}(\nu \text{rot} A) = J_0 + J_e + \text{rot} \nu_0 M \quad (1)$$

$$J_e = -\sigma \left(\frac{\partial A}{\partial t} + \text{grad} \phi \right) \quad (2)$$

$$\text{div} J_e = 0 \quad (3)$$

ここで、 ν は磁気抵抗率、 J_0 は強制電流密度、 J_e は渦電流密度、 ν_0 は真空の磁気抵抗率、 M は永久磁石の磁化、 σ は導電率である。二次元場の有限要素法の離散化方程式は、(1)式に(2)式を代入して、ガラーキン法を用いて離散化すると次式となる。

$$G_i = \sum_{j=1}^3 \left(\nu_y \frac{C_{ie} C_{je}}{4\Delta^{(e)}} + \nu_x \frac{D_{ie} D_{je}}{4\Delta^{(e)}} \right) A_{je} + \frac{J_z \cdot \Delta^{(e)}}{3} - \frac{\sigma \Delta^{(e)}}{12} \frac{\partial A_z}{\partial t} \begin{bmatrix} 2 & 1 & 1 \\ 1 & 2 & 1 \\ 1 & 1 & 2 \end{bmatrix} \quad (4)$$

$$-\frac{\sigma \Delta^{(e)}}{3} \frac{\partial \phi}{\partial z} - \frac{\nu_0}{2} (M_x D_{ie} - M_y C_{ie}) - \frac{\partial \phi}{\partial z} = -\frac{\Delta^{(e)}}{3S} \sum_{j=1}^3 \frac{\partial A_{je}}{\partial t} \quad (5)$$

ただし S は渦電流を考慮する導体断面積である。電圧が印加された場合の解析ではコイルに流れる電流は未知であるため次の回路方程式を用いる。

$$(R_0 + R_c) I_0 + L_0 \frac{dI_0}{dt} - \frac{d\Phi}{dt} = V_0 \quad (6)$$

$$\Phi = \frac{n_c}{S_c} \iint_{S_c} \left(\int A \cdot ds \right) dx dy \quad (7)$$

$$J_0 = \frac{n_c}{S_c} I_0 \quad (8)$$

ここで、 V_0 は端子電圧、 R_0 は巻線端部の抵抗、 L_0 は巻線端部の漏れインダクタンス、 R_0 は有限要素適用領域内の巻線抵抗である。 I_0 はコイルに流れる励磁電流、 Φ は巻線の鎖交磁束、 n_c はコイルの巻き数、 S_c はコイルの断面積、 ds は巻線の電流が流れる方向に沿った微小線分である。(4)式の有限要素法による離散化方程式と(6)式の回路方程式を連立して電圧源を考慮した有限要素磁界解析が可能となる。

3.2 マクスウェルの応力法によるトルクの計算

マクスウェルの応力法によりトルク計算を行う[7]。マクスウェルの応力法では、磁界中の磁性体表面に、磁界の方向に $B \cdot H / 2$ の引張応力を、磁界と垂直な方向に $B \cdot H / 2$ の圧縮応力を受ける。磁束密度と磁界強度の磁性体表面の垂直方向成分を $B_n H_n$ とし、接線方向成分を $B_t H_t$ とすれば、面に働く力の垂直方向成分 σ_n と接線方向成分 σ_t は次式となる。

$$\sigma_n = \frac{1}{2} B_n H_n - \frac{1}{2} B_t H_t \quad (9)$$

$$\sigma_t = B_n H_t \quad (10)$$

回転体に作用するトルクを求める場合、接線方向成分である σ_t がトルクに寄与するため、 T は以下のように与えられる。

$$T = r \cdot l \cdot D \sum \frac{B_n H_t}{\mu_0} \quad (11)$$

ここで、 r は回転の中心軸から回転体表面までの半径、 l は接線方向の単位長さ、 D は回転体の積厚、 μ_0 はギャップ透磁率を示す。

4 解析モデルおよび解析条件

Fig. 1 に解析モデルを示す。解析は Fig. 1(a), (b), (c) の3つのモデルについて行った[8]。それぞれの固定子巻線は二層巻で、短節巻とした(短節係数: 0.9659)。回転子構造は各モデルでそれぞれ異なる。Fig. 1(a)の永久磁石を含んでいない誘導電動機(IM)モデルを基本モデル形状とし、さらに永久磁石配置の異なる2つのモデルについて、文献を基に磁石配置を設定して、トルク特性を比較検討した。Fig. 1(b)の磁石をハの字に配置したモデルを Model_A とし、Fig. 1(c)の直線状に配置したモデルを Model_B と称する。

両モデルの磁石の磁化は 1.2 T で一定と仮定し、磁化方向は Fig. 1(b), (c) に示す白い矢印の方向とした。ただし、磁石の体積は Model_A と Model_B で同じになるようにしている。その他解析条件を Table 1 に示す。全てのモデルにおいて固定子ならびに回転子鉄心は、無方向性電磁鋼板 50A470 を仮定し、回転子二次導体はアルミニウムとした。解析は予め回転子が 120 deg 回るまでを 60 分割したメッシュを用意しておき、滑りを考慮した解析ではスリップの値を $slip$ として $60 \times (1 - slip)$ と 60 の最小公倍数の数だけのステップについて解析を行った。これにより、回転子角周波数と回転磁界角周波数の差の一周期分の解析を行った。

Fig. 1 Analyzed models.

Table 1 Conditions used in the analysis.

Number of phase, pole	3 phase, 6 pole	
Frequency	60 Hz	
Stator	Outer diameter	590mm
	Number of slots	36
Rotor	Outer diameter	376 mm
	Number of slots	24
Air gap length	2 mm	
Lamination thickness	440 mm	
Electrical steel sheet	50A470	
Voltage	400 V	
Number of turns of coil	18turns/slot	
Coil resistance	0.0635Ω/phase	
Revolution speed	1200 min ⁻¹	
Residual magnetization	1.2 T	

5 解析結果および考察

5.1 無負荷特性

5.1.1 磁束分布

Fig. 2(a) は IM の無負荷時の磁束分布を示し, Fig. 2(b), (c)に励磁電流が 0 のときの Model_A と Model_B の磁束分布を示す。

Fig. 2(a) の IM は固定子巻線に流れる励磁電流により発生する磁束が回転子内部に及んでいることがわかる (すべり, $slip = 0.0$)。Fig. 2(b), (c)の Model_A と Model_B は励磁電流が 0 なので, 磁束は永久磁石からのみ発生している。磁石の両端の磁束密度が高くなっていることがわかる。磁石端部にある程度の空隙を設けたが, 回転子鉄心を通して磁石端部の磁束が最短で閉じる磁路を取るためである。また, このときの固

Fig. 2 Magnetic flux distributions.

定子内の磁束密度の平均値は, Model_A が 0.43 T, Model_B が 0.69 T であった。このことから, Model_B の方が, 永久磁石の磁化を有効に使用できていることがわかる。

Fig. 3 に回転子永久磁石が作るギャップ中の磁束密度分布を示す。Model_A の平均磁束密度は 0.25 T, Model_B は 0.38 T であった。Model_B の方が永久磁石の磁化の利用率がよく, ギャップ内磁束密度が高くなっている。

磁石から発生する磁束が有効に固定子側へ渡り戻ってくるような磁気回路を実現するため, 磁石配置を変える必要がある。また, 非磁性導体で満たされた二次導体を空隙に利用したり, 回転子鉄心中にスリットを形成するなどして, 磁石端部の閉磁路形成を避けることで, 最適な磁気回路が設計できると考えられる。

5.1.2 逆起電力

IM と IM/PM の大きな違いの一つに逆起電力の有無がある。IM/PM は回転子が回転すると逆起電力が発生する。そこで, 一次励磁巻線に電流を流さずに回転子を回転させ, その時に励磁巻線に発生する逆起電力を解析により求めた。Model_A と Model_B, それぞれの逆起電力波形を Fig. 4(a), (b) に示す。ギャップ磁束密度の大きさに比例して, Model_B の方が逆起電力は大きくなっている。

5.1.3 コギングトルク

無励磁状態で回転子を動かした際に発生する磁気吸引力 (コギングトルク) が大きいと運転時の騒音の原因となるため, 出来る限り小さい方がよい。Fig. 5 の(a)と(b)にそれぞれ Model_A と Model_B のコギングトルクの波形を示す。Model_B が Model_A の値の 3 倍となった。これは Model_B の方がギャップ中の磁束密度が高いことに起因する。

5.2 同期運転時の特性

同期運転時には二次導体による誘導トルクは発生せず, IM のトルクは零である。しかしながら, Model_A, Model_B は回転子に永久磁石が入っているため, 固定子側の作る回転磁界と回転子内の磁石の位置関係により磁気吸引力が発生し, トルクが発生する。同期運転時の負荷角を 0 deg, 45 deg, 90 deg とした場合について解析を行った結果得られた平均トルクを Fig. 6 に示す。

Fig. 3 Magnetic flux density in the air gap.

(a) Model_A

(b) Model_B

Fig. 4 Back electromotive force.

負荷角が 0 deg においてもトルクを生じているが, これは二次導体と固定子のティースの位置関係によりギャップ中の磁束密度が影響を受け, 回転子に埋め込まれた永久磁石のつくる磁場が回転に伴い僅かに変化するためと考えられる。また, 負荷角を決定する際の計算誤差も含まれると考えられるのでどちらが支配的な

(a) Model_A

(b) Model_B

Fig. 5 Cogging torque waveform

Fig. 6 Average torque for the load angle.
(0, 45 and 90 degrees.)

のかについては今後検討する必要がある。負荷角に対して、トルクはほぼ正弦波的に上昇し、Model_Bの方がModel_Aよりも高いトルクを示した。

5.3 すべり運転時の特性

Fig. 7はModel_Bで $slip = 0.2$ の場合において、電気角5周期(10π)の範囲のトルク波形である。回転子がすべりながら運転しているとき、回転磁界の角周波数と回転子の角周波数は異なるため回転磁界と回転子の磁極の位相差は時間変化ごとに大きくなっていく。このためFig. 7のようにトルクにうねりが生じて最大値と最小値の差が大きくなる。特に最小トルクが負になる

Fig. 7 Torque waveform.

のは、磁極の位相差が大きくなりすぎて回転子の磁極から見て回転磁界の磁極が遅れるためである。解析ではすべりを一定としているが実際の過渡現象としてはモータの速度が変化してすべりも変化していくと考えられる。Fig. 7の現象を各すべりごとの平均値で示したグラフをFig. 8に示す。同様に最大値、最小値のすべりに対する変化をFig. 9, Fig. 10に示す。

Fig. 8はすべりを1から0まで変化させたときの平均トルクを示したグラフである。Fig. 8を見ると、すべりが0.1, 0.2のとき、IMの平均トルクがModel_AおよびModel_Bよりも高い。特に、すべり0.2のときのIMは各条件の中で最も大きいトルクを示す結果となった。また、すべり0.8のときのModel_Bが最も低いトルクを示した。本解析では、60個の分割図を用いてすべりを考慮した解析を行っているため、各解析での計算誤差分布が変化し収束性が悪化する場合があり、Model_Bに関するすべり0.8付近では一周が12分割と荒くなるので解析精度の検証が必要である。

次に、Fig. 9の最大トルクを見ていくと、全すべり条件において、Model_Bが最も高いトルクを示した。次いで、Model_A, IMの順となる結果が得られた。Fig. 10の最小トルクについては、最もトルクが小さいのはModel_Bであり、次いでModel_A, IMの順で大きくなっていく結果となった。

当初は二次導体に発生する誘導トルクに磁石によるマグネットトルク分が加算され、合成するとトルクが大きくなるかと思われたが、Fig. 9, Fig. 10を見てわかるように、最大トルクが大きくなると、その分最少トルクもマイナス方向に大きくなっており、これを考慮すると、結局平均トルクはIMの場合と比べて大きく変化することはないということがわかる。誘導トルクに加算するようにマグネットトルクが働く瞬間もあるが、同様にマイナス側に加算され、瞬間的に大

Fig. 8 Average torque.

Fig. 9 Maximum torque.

Fig. 10 Minimum torque.

きなマイナストルクが発生するところもあることがわかる。

6 結言

本報告では誘導電動機とその回転子内部に永久磁石を埋め込んだ異なる2パターンのIM/PMの有限要素磁界解析を行った結果を報告した。これにより得られた知見を以下に列挙する。

- (1) IM/PM の同期運転時は二次導体による誘導トルクは発生せず、マグネットトルクにより動作する。マグネットトルクは永久磁石同期機と同様の特性を示し、埋め込み永久磁石の配列に大きく依存する。負荷角がゼロでも僅かなトルクが生じたが、これは埋め込み永久磁石の磁場の変化に起因すると考えられる。また、負荷角を決

定する際の計算誤差も含まれると考えられるのでどちらが支配的なのかについては今後検討する必要がある。

- (2) 始動トルクはIMよりもIM/PMの方が僅かに大きいという結果が得られた。

(2012年10月18日受付, 2013年4月23日再受付)

参考文献

- [1] 山崎克己, 河瀬順洋, 山口忠, 宮田健治, 山田隆, 藤岡琢志, 貝森弘行, 中村雅憲, IPMモータの電磁界解析—ベンチマークモデルによる各解析手法の比較—, 電気学会研究会資料, RM-07-25/SA-07-25, pp. 45-50, 2007.
- [2] 酒巻直樹, 森田郁朗, 誘導同期ハイブリッドモータに関する研究, 電気学会研究会資料, RM-09-54, pp. 19-24, 2009.
- [3] 栗原和美, FEMによる誘導モータと自己始動PMモータの始動特性解析, 電気学会研究会資料, RM-03-103, pp. 93-98, 2003.
- [4] 佐野智康, 渡邊剛, 沢孝一郎, 自己始動形永久磁石モータの磁気回路設計に関する検討, 電気学会研究会資料, RM-04-66, pp. 25-30, 2004.
- [5] 高橋暁史, 菊池聡, IE4対応自己始動型永久磁石モータの基礎検討, 電気学会研究会資料, MR-10-146, pp. 73-78, 2010.
- [6] 高橋則雄, 中田高義, 電気工学の有限要素法, 森北出版, 1982.
- [7] 高橋則雄, 磁界系有限要素法を用いた最適化, 森北出版, 2001.
- [8] 河瀬順洋, 中村雅憲, 永久磁石同期電動機の磁石中のうず電流, 東洋電機技報, 第110号, 2004-9.