Basic characteristics of test model and determine the optimum pole number of In-Wheel SR Motor for Electric Buses considering torque weight ratio

H. Sato, H. Goto, and O. Ichinokura

Graduate School of Engineering, Tohoku University, 6-6-05 Aoba Aramaki Aoba-ku, Sendai 980-8579, Japan

Electric vehicles have recently attracted attention as future generation cars. It is especially important to have electrically driven heavy vehicles such as buses and trailers that have little environmental influence. Switched reluctance (SR) motors have no magnets. This means they have no thermal demagnetization, are inexpensive to manufacture, and have excellent mechanical strength. These advantages are suitable for application to the In-Wheel SR motors of electric vehicles. We developed in-wheel SR motors for heavy vehicles and carried out a proof load test on them.

Key words: electric vehicle, electric bus, switched reluctance motor, in-wheel type, outer-rotor

トルク重量比を考慮した電気バス用インホイール SR モータの最適極数の決定と試作機の基礎特性

佐藤宏樹・後藤博樹・一ノ倉理

東北大学 大学院工学研究科, 仙台市青葉区荒巻字青葉 6-6-05 (〒980-8579)

1. はじめに

従来の内燃機関自動車の排出ガスに含まれる二酸化炭素や窒素酸化物による地球環境問題, その燃料として使用される化石燃料の枯渇問題が深刻化している¹⁾. そのため, 直接化石燃料を使用せず, 排出ガスがない, クリーンな電気自動車が注目されている. 近年, 普通乗用車タイプの電気自動車においては大量生産が開始され, 急速に普及が始まりつつある. 一方で, バスやトレーラ等, 1 台当たりの環境負荷が大きい大型自動車については, 電動化の検討がなされているものの十分ではない. 特に, 現代の自動車依存性社会では, 車両の絶対数の増加に伴う交通渋滞や事故が社会問題化しており, バスなどの公共機関の利用の促進が望まれているため, バスの電動化は重要な課題である.

電気自動車の駆動方式の一つとして, モータをホイール内部に設置し, 減速機を介さずにホイールを直接駆動させるインホイールダイレクト駆動方式がある. この駆動方式では, 減速ギア等の伝達損失が軽減できるほか, 車体レイアウトの自由度向上に伴い車内空間の有効利用が可能となり, バスにおいては身障者や高齢者に考慮した低床レイアウトが期待される. また, 各輪独立駆動による高度な運動制御が可能となり, バスや大型トレーラの運動性能の向上に寄与できる. 一方で, モータの体積はホイール内に格納できる大きさに制限されることや, ばね下重量が重くなることにより, 路面追従性が悪化して乗り心地が悪くなるなどといった問題点がある. そのため, モータに関してはさらなる小型化, 軽量化が必要となる.

筆者らはインホイールダイレクト駆動用モータとして優れた特性を持つ SR モータに着目しており, 実際にインホイール SR モータを開発し, 小型自動車に搭載して走行実

験を行っている²⁾⁻⁵⁾. 国内の電気自動車用 SR モータの研究としては, 鉄心材料の検討や固定子極の根元の形状を変化させるなどの検討により, 市販ハイブリッド自動車搭載の埋込磁石同期モータと同等の体積トルク密度を実現し, 効率についても 95%を超える実験結果が示されている⁶⁾ が, インホイールモータでは, 体積トルク密度に加えて, トルク重量密度が重要となる. また, ロータ内の磁気回路を分割するセグメント構造によってトルクを増加できるという研究結果が示されている^{7),8)}. しかし, セグメント型 SR モータでは, 全節巻であることからコイルエンドが大きくなってしまいインホイールモータのような扁平なモータに適さない. 本稿では, 電気バス駆動用大型インホイール SR モータについて, 多極化による性能の向上と軽量化を目的として, 有限要素法 (FEM) を用いた解析により, 極数の検討を行った. その際, インホイールモータへの適用性の評価として, トルク重量密度について検討し, 最適な極数を決定した. その結果に基づき, 実際にインホイール SR モータを設計・試作を行い, 基礎特性の測定を行ったので報告する.

2. SR モータ

SR モータは, 回転子・固定子ともに突極構造を有し, 固定子巻線からみた磁気回路の磁気抵抗変化によるリラクタンストルクを利用したモータである⁹⁾⁻¹¹⁾. このモータは固定子, 回転子ともに珪素鋼板を打ち抜いたものを積層して製作し, 巻線は固定子に集中巻され, 回転子には巻線や磁石を有しない. そのため, 構造が簡単で機械的強度に優れており, 磁石が不要なことから熱による減磁の心配もなく, ネオジムなどの希土類金属を使用しないため, 安価である.

さらに、回転子に巻線がないため、回転子銅損がなく、誘導電動機よりも高効率が可能であるといった優れた特長を有しており、インホイールモータに適したモータであると考えられる。

次に、SR モータの動作原理について説明する。図 1 は最も単純な励磁方法であるシングルパルス駆動を行った場合における、インダクタンス、相電圧、相電流波形を表した模式図である。ここで、 θ は固定子に対する回転子の位置を示す。図 1 に示したように、インダクタンスカーブは回転子極と固定子極が対向した位置で最大となり、非対向位置で最小となっている。

ここで、鉄心の磁気特性が線形であると仮定した場合、 k 相固定子から見たインダクタンスを $L_k(\theta)$ として、 k 相のトルク τ_k は次の様に表される。

$$\tau_k = \frac{1}{2} i_k^2 \frac{dL_k(\theta)}{d\theta} \quad (1)$$

(1)式から SR モータのトルクの向きは電流の向きにはよらず、インダクタンスの回転子位置に対する傾きにより決定される。インダクタンスの傾きが正の時、すなわち、回転子が非対向位置から対向位置に向かうタイミングで電流を流すことにより回転方向に有効なトルクを発生させることができる。

Fig. 1 Relationship between inductance, and phase voltage, phase current for different rotor positions.

3. 電気バス用 SR モータの極数に関する検討

今回電気バス用 SR モータを設計するにあたり、要求性能として、図 2 に示す走行性能曲線を用いて説明する。今回の仕様として、巻線の温度上昇を考慮して算出した連続許容電流密度である 7A/mm^2 で勾配 10% の坂を時速 60km/h で走行可能であること、同じく最大 1 分間の短時間許容電流密度である 10A/mm^2 で勾配 15% の坂を時速 40km/h で走行可能であることを設計目標としている。また、この走行性能曲線については設計車両とほぼ同じ大きさである日野ポンチョのものを参考に計算している。設計指標を満たすモータを製作するために、最適な極数の組み合わせに関して、SR モータの極数決定式である(2)式を用いていくつかの極数のモータを解析・比較し、最適な極数の検討を行った¹²⁾。ここで、 P_r は回転子極数、 k は相数、 P_s は固定子極数をそれぞれ示している。

$$P_r = P_s \left(1 \pm \frac{1}{k} \right). \quad (2)$$

(2)式より、1つの固定子極数の値に対して 2つの回転子極数を定めることができる。今回、駆動回路のコストや配線数を考慮して、駆動相数 $k=3$ としている。以上の条件を踏まえ、固定子極 12 極・回転子 8 極の 12/8 モデル、同じく固定子極 24 極・回転子極 16 極の 24/16 モデル、固定子極 30 極・回転子 20 極の 30/20 モデルの 3 つのモデルについて FEM を用いて解析を行った。解析は、汎用磁界解析ソフトである JMAG Studio を用いた。各モデルの諸元について、12/8 モデルを図 3 に、24/16 モデルを図 4 に、30/20 モデルを図 5 にそれぞれ示す。各モデルにおいて、外径、積厚、ギャップ長、固定子極長を同一としている。

それぞれのモデルにおける電流密度－トルク特性の解析結果を図 6 に示す。図 6 より、低電流密度領域においてはどの極数のモデルでもほぼ同一の特性を示している。しかし、高電流密度領域においては、24/16 モデルが最も高いトルク特性を示していることが明らかになった。また、12/8 モデルと 30/20 モデルについて比較すると、電流密度が 15A/mm^2 までは 30/20 極モデルの発生トルクが大きいが、 15A/mm^2 以上では 12/8 モデルの方が大きなトルクを発生していることが確認できる。これは多極機では極間距離が短いため、磁束密度が高くなると、固定子極間の漏れ磁束が大きくなることが原因と考えられる。

次に、ばね下重量への影響を考慮するため、各モデルについて、トルク－重量比を比較したものを図 7 に示す。トルク－重量比は、各電流密度における発生トルクを各 SR モータの重量で割ることにより算出している。図 7 では、 7A/mm^2 、 10A/mm^2 、 14A/mm^2 におけるトルク重量比を示した。

Fig. 2 Travelling performance curve.

Fig. 3 Schematic of 12/8SR motor.

Fig. 4 Schematic of 24/16SR motor.

Fig. 5 Schematic of 30/20SR motor.

Fig. 6 Current density vs. torque characteristics.

同じように、7 A/mm²は連続許容電流密度、10 A/mm²を最大1分間の短時間許容電流密度、そして14 A/mm²は最大30秒間の瞬時許容定格電流密度として想定した。図7より、いずれの電流密度においても、トルク重量比は12/8モデルが最も小さく、30/20極モデルが最も大きくなることからわかる。前述したように、トルクの値そのものは、24/16モデルが30/20モデルに比較して大きい、極数が多くなるにつれて、各極を通過する磁束が分散されるため、ヨークを細くできるに伴い重量を軽くなるため、このような結果となったと考えられる。

Fig. 7 Torque-weight ratio.

4. 電気バス用SRモータの試作と基礎特性の測定

4.1 電気バス用SRモータの試作

インホイールモータとして設計を行う場合に、小型で高トルクであることはもちろんのこと、軽量であることも重要視される。そこで、トルクの面で比較的高い性能を示し、トルク重量比において最も高い値を示している30/20極モデルをもとに電気バス用インホイールSRモータを製作した。実際に試作した30/20極の電気バス用インホイールSRモータの諸元を図8に示す。図8と図5の諸元を比較すると、積厚とギャップ長については同一としているが、巻線を丸線から角線に変えたことにより、巻線占積率を向上し、巻数およびモータ重量、固定子極長が変更されている。また、機械的強度を確保するために、固定子ヨークおよび回転子ヨークに直径3.2 mmの固定用の穴を開けている。FEMを用いてこのモータの定常解析を行い、実際に試作したモータを用いて、電流密度-トルク特性を測定して比較を行った。

ここで、試作モータと試験装置を図9に示す。試作モータは最大負荷トルク1200 N·mのパウダブレーキ・トルクメータ一体型負荷装置に対し、チェーンカップリングを用いて接続されている。本SRモータはインホイールモータであり、通常は回転軸を持たないため、測定用に新たに回転軸を製作・設置した。駆動回路はSRモータで一般に用いられている非対称ハーフブリッジコンバータを製作したが、パワーデバイスの定格電流が小さいため、直流電源装置の電流リミッタが働かない範囲での負荷試験を行った。

モータの制御は、モータに取り付けたリラクス型ブラシレスレゾルバからの位置情報を取得し、FPGAにより回転子位置に応じたゲート信号を生成している。なお、電源電圧は50 V一定とし、負荷トルクを約10~130 N·mまで変化させ、それぞれの場合における平均機械出力、電流・電圧波形を測定し、1周期あたりの電流実効値を求め、電流密度-トルク特性を求めた。また、比較のため、FEMの巻線抵抗値は試作機のu相、v相、w相の巻線抵抗をそれぞれ測定した値を適用している。

Fig. 8 Schematic of prototype model 30/20SR motor.

4.2 実験結果

速度-トルク特性、電流密度-トルク特性について、FEMによる解析結果と実験による測定値を図10、図11にそれぞれ示す。今回の実験データでは電源に制限があったため、定格である160Vではなく50Vで実験を行っている。

図 10, 図 11 から, FEM による解析結果と実験による測定結果が定性的に一致していることが確認できる. しかしながら, 実験値におけるトルクは, 同一速度および電流密度における解析値よりも 30~40% 程度低くなっているのがわかる. FEM による解析結果と実験結果の誤差の理由について考える.

まず, 大きな原因としてモータ内部の機械的損失が, シミュレーションで考慮されていないことが考えられる. 試作機は大型のモータであり, 重量も 100kg を超えるため, モータを支えるベアリング等の接触部分で発生する機械的損失も大きいと考えられる. この機械損失の一部について, 実測を行ったので報告する. 今回は電気バス用の比較的大型のモータであり, 機械損失も大きいと考えられるため現有のサーボモータでは測定は不可能と考え, モータの速度減衰特性から機械損失の一部を算出した. 具体的にベアリング等による機械損失は, ベアリングの転動体の回転摩擦によるクーロン摩擦と中の油部分の粘性摩擦の 2 種類に分けられる. クーロン摩擦は回転数によらず一定値をとり, 粘性摩擦は回転数に依存するという性質がある. そこで, モータを低回転数で回転させた状態から電源をオフにすることによって, 回転数が減衰し停止するまでの時間を計測し, その波形の近似を行い機械損失の一部を算出した. 図 12 に回転数 115rpm で実験を行った際の時間-速度減衰特性を示す. なお, 低回転数の実験のため, 回転数に依存して大きくなる粘性摩擦に関しては今回は考慮せずに, クーロン摩擦のみを式(3)から算出した.

$$T_c = \frac{J}{t}(\omega_0 - \omega) \approx 24.15 \text{ N} \cdot \text{m} \quad (3)$$

T_c はクーロン摩擦, J は慣性モーメント, t は時間, ω は回転数を示している. 算出したクーロン摩擦による機械損失は $24.15 \text{ N} \cdot \text{m}$ とかなり大きい値となっており, シミュレーションとの大きな差異の原因となっていることが分かる. 今後は残りの誤差について実験環境を整備して誤差の測定を行っていききたい.

一方, 図 13 に示した試作モータの断面図のように, 回転子位置センサであるレゾルバは, ホイールハブ軸の角度を検出している. しかしながら, 路面からの衝撃がロータに直接伝わるのを防ぐため, ホイールハブとロータはゴムカップリングにより軟結合されており, 負荷が加わった場合は, ゴムカップリングが圧縮・伸長し,

Fig. 9 Prototype model 30/20SR motor and experimental setup.

位相差が生じると考えられる. また, この位相差は, 負荷トルクによっても変化すると考えられる.

Fig. 10 Rotational speed vs. torque characteristics.

Fig. 11 Current density vs. torque characteristics.

Fig. 12 Time vs. rotational speed characteristics.

Fig. 13 Cross section of prototype motor.

図 14(a)に FEM 解析による各相の電流波形を, 図 14 (b)

に実測した電流波形を示す。各電流波形は、それぞれ電源電圧 50 V、回転数 200 rpm の場合のものを示している。図 14 の 2 つの電流波形を比較すると、実験で得られた電流値のピーク値の方が、FEM によるシミュレーション結果の電流のピーク値よりも 20~25A 程度低くなっていることが確認できる。電流波形の特徴として、ピーク値が削り取られてつぶれた波形になっていることから、ゴムカップリングによってレゾルバの検出する回転子位置情報がずれ、励磁位相が遅れている可能性が高い。そのため、今回は効率に関する検討は行っておらず、今後回転子位置検出の問題が解消されたのち行っていきたいと考えている。

Fig. 14 Comparison of current waveforms.

5. まとめ

本稿では、まず、電気バス駆動用インホイール SR モータの最適な極数の検討について報告した。

また、その結果から、試作モータを製作して速度-トルク特性、電流密度-トルク特性を計測し、シミュレーションとの比較検討を行った。

極数に関する検討では、発生トルクで比較した場合 24/16 モデルが最も良い特性を示したが、トルク-重量比で比較した場合においては 30/20 モデルが最も高い特性を示した。インホイールモータでは軽量であることも要求されることから、試作を行うにあたって極数は 30/20 極とした。

また、試作モータについて、基礎的な実験を行い、実験値と FEM によるシミュレーション値の比較を行った結果、FEM によるシミュレーション値と実験値が定性的に一致していることが確認できた。しかし、実験値はシミュレーション値よりも 30~40% 程度低い特性を示しており、原因として、機械損が大きいことや回転子位置検出精度の低下、シミュレーションでは駆動回路での損失を考慮していない等の原因が考えられる。

今後は、機械的損失を計測する手法や、回転子位置検出精度の改良を行うとともに、回路損失を考慮するなど、シミュレーション精度の向上を行っていきたい。また、今回は電源や駆動回路の制限により、定格電圧・定格負荷に対して、低電圧・低負荷での測定であったが、今後、電源および駆動回路を整備し、定格電圧・定格負荷での測定・検討を行っていきたい。

References

- 1) H. Shimizu: Denki Jidousha no Subete (in Japanese) (Nikkan Kougyo Shinbunsha, Tokyo, 1995).
- 2) H. Goto, Y. Suzuki, K. Nakamura, T. Watanabe, H. J. Guo, and O. Ichinokura: *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 290-291, 1338 (2005).
- 2) T. Suzuki, K. Saito, T. Watanabe, H. J. Guo, O. Ichinokura, and S. Kikuchi: *J. Magn. Soc. Jpn.*, 25, 1211 (2001).
- 4) Y. Suzuki, K. Nakamura, and O. Ichinokura: *The paper of technical meeting on Magnetism, IEEEJ, MAG-03-113* (2003).
- 5) A. Nishimiya, H. Goto, H. J. Guo, and O. Ichinokura: *J. Magn. Soc. Jpn.*, 32, 487 (2008).
- 6) M. Takeno, N. Hoshi, A. Chiba, M. Takemoto, S. Ogasawara: *The papers of Technical Meeting on Vehicle Technology, IEE Japan 2011(14), 53-58, 2011-03-24*
- 7) Y. Matsuo, T. Higuchi, T. Abe, Y. Miyamoto, M. Ohto: *The papers of Technical Meeting on Vehicle Technology, IEE J 2011(14), 7-12, (2011)*
- 8) R. Madhavan, *Student Member, IEEE*, B. G. Fernandes ICEM (2010) Rome.
- 9) N. Matsui and Y. Takeda: *J. IEEEJ. D*, 118, 685 (1998).
- 10) S. S. Ramamurthy and J. C. Balda: *IEEE Trans. Ind. Applicat.*, 37, 1256 (2001).
- 11) K. M. Rahman, B. Fahimi, G. Suresh, A. V. Rajarathnam, and M. Ehsani: *IEEE Trans. Ind. Applicat.* 36, 111 (2000).
- 12) H. Yagura, H. Goto, O. Ichinokura: *Journal of the Magnetics Society of Japan*, Vol.33, pp.307-310 (2009) (in Japanese)

2011年10月27日受理, 2011年12月16日再受理, 2012年2月3日採録