

小型 EV 用インホイール磁気ギヤード SR モータの提案 Proposal of In-wheel type Magnetic-Geared SR Motor for Compact EV

伊藤 巨輝[†]・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

Magnetic-geared motors and direct-drive permanent magnet motors have attracted attention as in-wheel motors for electric vehicles (EVs) since they have the advantage of high torque density. However, these motors have the problem that it is difficult to achieve the wide speed-torque characteristics required for EVs. This paper proposes a novel magnetic-geared motor that consists of a flux-modulated type magnetic gear and a switched reluctance (SR) motor, which has the wide speed-torque characteristics in nature.

Key words: magnetic-geared motor, switched reluctance motor, in-wheel motor

1. はじめに

地球温暖化問題の対策として、世界各国でカーボンニュートラル実現に向けた取り組みが進められており、我が国においても 2050 年までに温室効果ガス排出量を実質ゼロにする目標を定めている。このような背景のもと、航空機や自動車などの移動体の電動化が推し進められている。移動体の主機用モータは、電費向上や快適な車内空間、バッテリー搭載スペースを確保するため、高出力密度 (W/L)・高トルク密度 (N・m/L) であることが要求される。

最近の電気自動車用のモータシステムは、モータ・インバータ・機械式ギヤなどを一体化した E-Axle がトレンドである。現状は、システムの高出力密度化を目的にモータを 10,000~20,000 rpm で回転させ機械式ギヤで減速している場合が多い¹⁾。そのため、今後さらなる出力密度の向上を目的にモータの回転数が 30,000 rpm, 40,000 rpm と増加し、それに伴い機械式ギヤの減速比も増加していくことが予想される。しかしながら、機械式ギヤで高減速比を得ようとすると、歯車の大型化、段数増加による効率の低下などの問題が生じる。

この問題に対して、電気自動車用のモータとしてタイヤホイール内へモータを取めたインホイールモータが注目されている。インホイールモータの中でも、特に機械式ギヤを介さずにモータで直接タイヤホールを駆動する方式は、ダイレクトドライブ方式と呼ばれる。ダイレクトドライブ方式は従来の機械式ギヤを用いるモータシステムと比べて、駆動効率や静粛性、メンテナンス性に優れた特徴を持つ。

ダイレクトドライブ方式に適したモータとして、アウターロータ型の永久磁石モータ (PM モータ) の研究事例が多い^{2) 4)}。さらに近年は、ダイレクトドライブ方式として磁気ギヤードモータの応用が期待されている。磁気ギヤードモータは磁束変調型磁気ギヤと PM モータを融合一体化したモータであり、従来のモータに対して高トルク密度であることからインホイールモータに向けた研究が報告されている^{5) 6)}。

しかしながら、上述のモータは一般に表面磁石型であることから、弱め界磁制御の効果が得にくく、移動体モータに要求される幅広い速度-トルク特性を実現することが難しい。電気自動車へ

の応用を目的とした磁気ギヤードモータの研究事例では、速度-トルク特性に触れていない文献がほとんどである^{6) 8)}。このことから、磁気ギヤードモータにおいて移動体へ要求される、幅広い速度-トルク特性の実現が難しいことが了解される。

そこで本論文では、低速・大トルクから高速・低トルクまで幅広い速度-トルク特性の実現を目指し、磁束変調型磁気ギヤとスイッチトリラクタンス (SR) モータを一体化した新しい磁気ギヤードモータを提案する。Fig. 1 に提案モータの基本構成を示す。従来の磁気ギヤードモータは磁気ギヤ部と PM モータ部で構成されていたのに対して⁹⁾、提案モータは磁気ギヤ部と SR モータ部で構成され、両部で 1 つの高速回転子 (HSR) を共有している。磁気ギヤ部は出力ロータである低速回転子 (LSR)、磁束を変調するポールピース (PP)、HSR で構成される。SR モータ部は HSR および固定子 (Stator) で構成される。

SR モータは、いわゆる直巻特性を有するため、幅広い速度-トルク特性が実現可能である一方で、PM モータに対してトルクが劣る問題がある。これに対して、本論文では SR モータに磁気ギヤを組み合わせることで、PM モータと同等のトルクを有し、低速・大トルクから高速・低トルクまで幅広い速度-トルク特性が実現可能であることを示す。具体的には、まず初めに磁気ギヤード SR モータの設計を行った後、提案モータと体格と磁石量を揃えたダイレクトドライブ方式の PM モータの特性を比較することにより、提案モータの有用性を明らかにする。

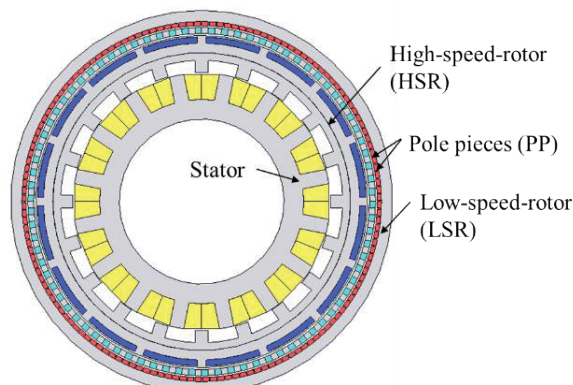


Fig. 1 Basic configurations of magnetic-geared SR motor.

Corresponding author: K.Ito (e-mail:kouki.ito.t4@dc.tohoku.ac.jp)

2. 磁気ギヤードSRモータの解析設計

2.1 設計目標およびベースSRモータの諸元

本論文では、Fig. 2 に示す先行研究¹⁰で試作された小型EVに提案機を搭載することを見据えて設計を行う。Fig. 2の小型EVにはダイレクトドライブ用のSRモータ（ベースモータ）が左右の後輪に1台ずつ搭載されている。Table 1に、本論文で定めた磁気ギヤードSRモータの設計目標を示す。電源電圧は48V、電流実効値30A、外径寸法が222mm、軸長が48mm、相数が4、スロット数が16、ロータ極数が20、最大トルクが100N・mである。最大トルク以外の設計目標は、Fig. 2に示した小型EVに搭載されている既存の駆動回路およびSRモータを基に定めた。

2.2 SRモータ部の設計とギヤ比の選定

Fig. 1に示したように、磁気ギヤードSRモータは磁気ギヤ部とSRモータ部で構成されるため、本論文ではSRモータ部、磁気ギヤ部の順に設計を行う。なお、SRモータ部の寸法は、ベースモータの体格の半分程度であれば、磁束変調型磁気ギヤの内側へ配置可能であるとの考えに基づき決定した。具体的には、Fig. 2のSRモータに対して体格が半分になるように、各部の寸法比を保ったまま縮小し、巻線の巻数を調整した。

Fig. 3に、設計したSRモータ部の諸元と断面形状を示す。ロータの外側直径は157mm、内側直径は、123.8mm、軸長は51mm、エアギャップ長が0.35mmである。また、1スロットにつき直径1.4mmの巻線が30turns巻かれており、巻線占積率は65.3%である。鉄心材料は厚さ0.35mmの無方向性ケイ素鋼板（35A300）である。なお、1相当たり4個ある巻線の結線は2直2並列とした。上述の諸元において2次元有限要素法（2D-FEM）を用いてSRモータ部の特性を算定し、その結果から磁気ギヤ部のギヤ比を決定する。2D-FEMには、(株)JSOLのJMAG Designer Ver 20.2を用いた。

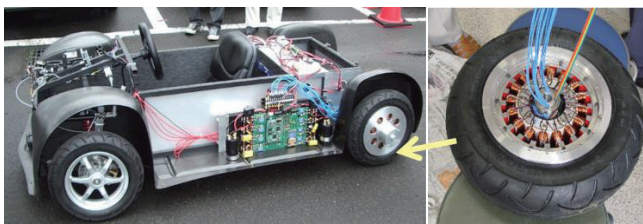


Fig. 2 Compact EV equipped with In-wheel SR motors.

Table 1 Target values of magnetic-geared SR motor.

Battery voltage (V)	48
Max. Current (A_{rms})	30
Diameter (mm)	222
Stack length (mm)	51
No. of phase	4
No. of stator pole	16
No. of rotor pole	20
Max. torque (N·m)	100
Max. rotational speed (rpm)	500

Outside diameter (mm)	157
Inside diameter (mm)	123.8
Stack length (mm)	51
Air gap length (mm)	0.35
No. of stator poles	20
No. of rotor poles	16
Winding diameter (mm)	1.4(2-para)
No. of turns/pole	30
Winding space factor (%)	65.3
Core material	35A300

Fig. 3 Specifications of SR motor part.

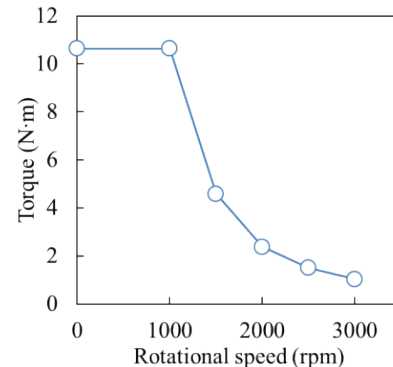


Fig. 4 Calculated torque versus speed characteristics of SR motor part.

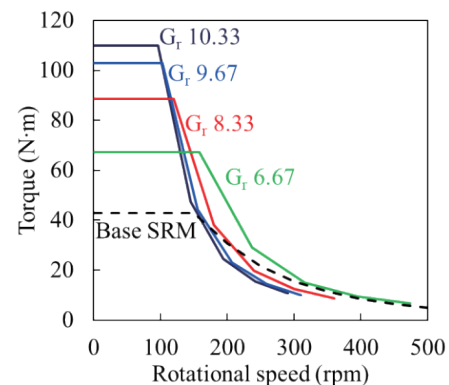


Fig. 5 Torque versus speed curves converted from Fig. 4 by a gear ratio of approximately 6 to 10.

Fig. 4に、速度-トルク特性の算定結果を示す。同図より、最大トルクが10.6N・mであり、回転数3000rpmのときのトルクは1.0N・mであることがわかる。この結果から、磁気ギヤ部のギヤ比を決定するために、ギヤ比6~10の磁気ギヤで減速した場合の特性を試算した。

Fig. 5に、Fig. 4の結果をギヤ比約6~10で換算した結果を示す。なお、同図には比較のため、ベースモータの特性算定結果を破線で示している。同図より、すべてのギヤ比においてベースモータに対してトルクが大幅に向上することがわかる。また、目標の最大トルク100N・mを達成するにはギヤ比9以上が必要であることがわかる。高速側のトルクを確保する観点から、本論文では磁気ギヤ部のギヤ比を約9に決定した。

2.3 磁気ギヤ部の設計

次いで、磁気ギヤードSRモータの磁気ギヤ部の設計を行う。磁

束変調型磁気ギヤは、HSRの極対数 p_h 、LSRの極対数 p_l 、PPの極数 n_{pp} が次式を満足するように選択する。

$$n_{pp} = p_l + p_h \quad (1)$$

このときのギヤ比 G_r は、次式のようにHSRとLSRの極対数の比で表される。

$$G_r = \frac{p_h}{n_{pp} \cdot p_l} = \frac{p_h}{p_l} \quad (2)$$

(2)式から、 p_h と p_l の選び方によって、ギヤ比が同程度となる組み合わせが多数あることがわかる。例えば、 p_h が3極対の場合、ギヤ比の整数部が9となる組み合わせは、9.0 (=27/3), 9.33 (=28/3), 9.67 (=29/3)などが考えられる。同程度のギヤ比でも p_h と p_l の選び方によって、トルクリプルや不平衡磁気吸引力が大きく変化するため、磁気ギヤ部の設計において極数の選定は極めて重要である⁹⁾。そこで本論文では、文献9)で提案されている指針に基づき、トルクリプルの評価指標であるトルクリプルファクタが小さく、PPの極数が偶数となる組み合わせを選定した。

Table 2に選定した磁気ギヤ部の両回転子磁石およびPPの極数の組み合わせと、径方向の寸法を示す。HSRの極対数が3~8の範囲で、ギヤ比が9前後で低トルクリプルかつ不平衡磁気吸引力が生じない組み合わせを選定している。

Fig. 6に磁気ギヤ部の断面形状を示す。なお、同図には、Table 2の構成のうち、HSR極対数が4および8のモデルのみ抜粋して示した。同図に示すように、磁気ギヤ部の内径は74 mmで統一しており、HSR磁石は磁石表面に生じる渦電流損失低減および飛散防止のために、HSR外径から1 mmだけ鉄心内部に埋め込まれている。また、PP両側のエアギャップはともに1 mmとした。Table 2の構成において、最も優れた磁気ギヤ部の構成を決定するため、2D-FEMにより最大トルクの算定を行った。なお、鉄心材料はSRモータ部と同様に35A300、磁石材料はネオジウム焼結磁石(N40SH)を用いた。

Fig. 7に最大トルクの算定結果を示す。同図の横軸はHSRの極対数である。この図をみると、HSR極対数によらず最大トルクが目標の100 N·mを上回っていることがわかる。また、HSR極対数が少ないほど最大トルクが小さくなる傾向であることが了解される。これは、少極ほど磁石1極対あたりの表面積が大きく磁束量が増えるため、LSRバックヨークの厚さが必要となる結果、LSRの実効的な回転半径が小さくなることが原因である。

最大トルクの結果のみでは、どの構成が良いか判断が難しいため、LSRの回転数を500 rpmとしTable 2に示した各構成の磁気ギヤの効率を評価した。なお、磁気ギヤの効率 η_{mg} は次式により求めている。

$$\eta_{mg} = \frac{\omega_l T_l}{W_i + W_{pm} + \omega_l T_l} \times 100 (\%) \quad (3)$$

(3)式の ω_l および T_l はLSRの回転角速度とトルクであり、 W_i は鉄損、 W_{pm} は磁石渦電流損である。

Fig. 8に鉄損の算定結果を示す。すべてのHSRの極対数において、負荷角の増加に伴い鉄損が減少する傾向にあることがわかる。この理由は、負荷が増加するにつれて高速回転子磁石と低速回転子磁石の変調磁束の空間的な位相差が大きくなり、磁気ギヤ部の

動作磁束密度が低下するためである。また、HSRの極対数ごとの鉄損の大小関係は、最大トルクの大小関係とほぼ等しいことが了解される。すなわち、トルクが大きいモデルほど、磁束量も増えるため鉄損が大きくなると考えられる。

Fig. 9に磁石渦電流損失の算定結果を示す。この図をみると、8極対が最も低損失であることがわかる。これは、8極対は他と比べて磁石の総数が多く、磁石1個当たりの表面積が小さくなるため、磁石渦電流損失が小さくなったと考えられる。

Table 2 Configurations and dimensions of permanent magnets and PP.

Gear ratio		9.67	9.5	9.4	9.33	9.29	9.25
HSR magnets	No. of pole pair	3	4	5	6	7	8
	Thickness (mm)	3.5	3.0	3.0	3.0	2.0	2.5
PP	No. of poles	32	42	52	62	72	82
	Thickness (mm)	8.0	7.5	6.0	5.0	3.5	3.5
LSR magnets	No. of pole pair	29	38	47	56	65	74
	Thickness (mm)	2.5	3.0	4.0	4.0	3.5	3.5

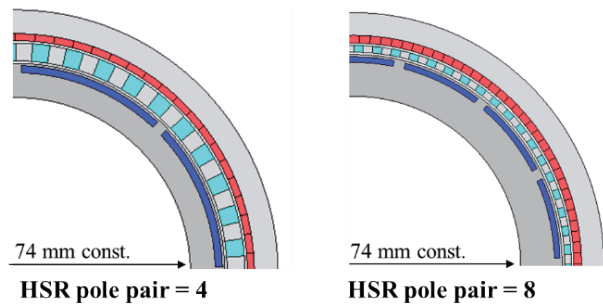


Fig. 6 Sectional view of magnetic gear part.

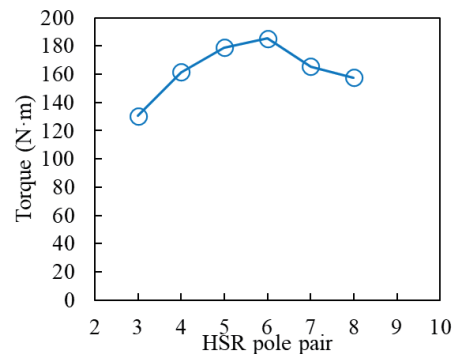


Fig. 7 Calculated maximum torque of each HSR pole pair.

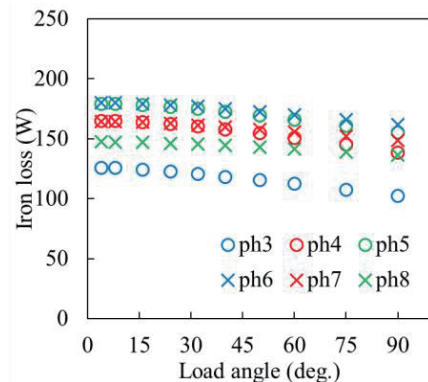


Fig. 8 Calculated iron loss of each HSR pole pair.

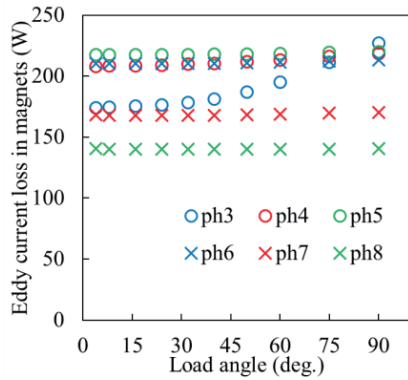


Fig. 9 Calculated eddy current loss in magnets of each HSR pole pair.

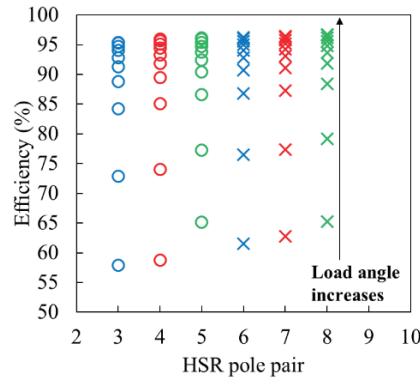


Fig. 10 Calculated efficiency of each HSR pole pair.

Fig. 10 に効率の算定結果を示す。同図の横軸は HSR の極対数である。この図を見ると、いずれの極対数においても負荷角の増加に伴い効率が上昇していることがわかる。また、HSR の極対数が多いほど効率が高い傾向があることがわかる。鉄損や磁石渦電流損の和が最も小さいのが 8 極対であったため、同じ負荷角において 8 極対の効率が最も優れた結果となった。以上の結果より、磁気ギヤ部の構成は HSR が 8 極対、PP が 82 極、LSR が 74 極対、ギヤ比 9.25 に決定した。

2.4 SR モータ部と磁気ギヤ部の融合一体化

磁気ギヤード SR モータとして SR モータ部と磁気ギヤ部を融合一体化するとき、両部の磁束が互いに影響を及ぼしあう可能性がある。そこで、本節では両部の融合一体化に関する検討を行う。

Fig. 11 に磁気ギヤード SR モータの拡大図を示す。同図(a)および(b)は HSR 磁石内側から SR モータ部の凹部までの距離が異なり、(a)が 10 mm、(b)が 6 mm である。距離を短くした場合は、ステータを外側に広げてギャップ長を一定に保っている。この図のように、HSR 磁石の内側と SR モータ部の凹部の間の距離をパラメータとし、距離ごとの SR モータ部の特性を 2D-FEM により評価した。なお、解析において LSR 磁石は空気に置き換えている。

Fig. 12 に、上述のごとく算定した SR モータの部の電流密度対トルク特性を示す。同図には比較のため、HSR 磁石を空気に置き換えた結果も示している。この図を見ると、HSR 磁石の内側と SR モータ部の凹部の間の距離が短いほどトルクの傾きが小さいことが了解される。

Fig. 13 には磁束密度コンター図を示す。この図より、距離が短

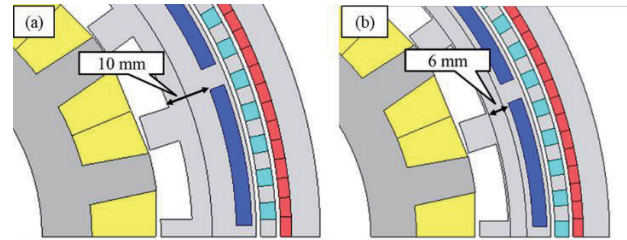


Fig. 11 Design parameters of magnetic-g geared SR motor.

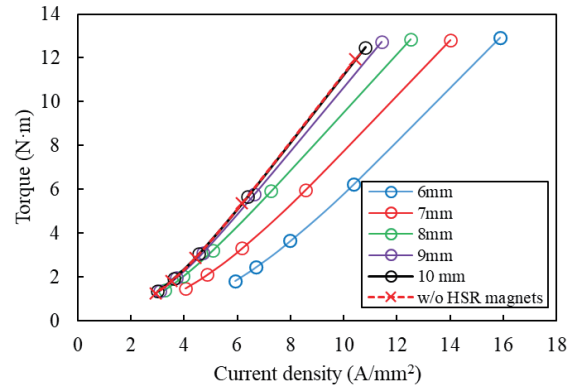


Fig. 12 Calculated torque characteristics of SR motor part with HSR magnets.

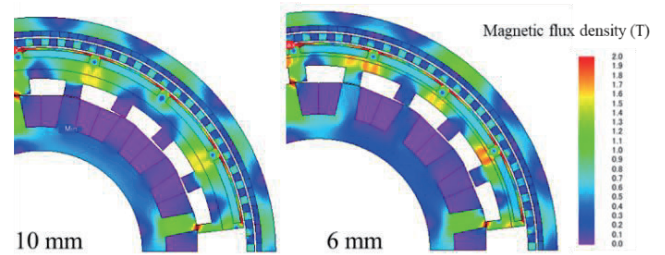


Fig. 13 Contour diagrams of flux density when maximum current inputs.

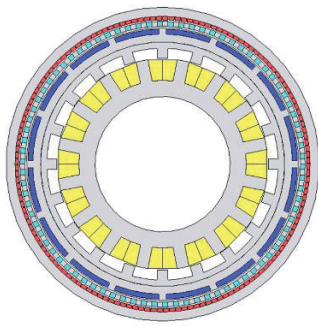
い場合 (6 mm) は HSR 磁石磁束の影響で高負荷時に磁気飽和が発生しており、これがトルクの傾きが低下した原因であることがわかる。その一方で、距離が長い場合 (10 mm) は、過度な磁気飽和は発生していない。そのため、Fig. 12 の結果において、HSR 磁石を空気に置き換えた場合と距離 10 mm の結果がほぼ一致している。すなわち、HSR 磁石の内側と SR モータ部の凹部の間の距離が 10 mm の場合、HSR 磁石磁束による SR モータ部への影響は十分小さいと考えられる。したがって、SR モータ部と磁気ギヤ部の融合一体化において、HSR 磁石の内側と SR モータ部の凹部の間の距離は 10 mm とした。

3. 磁気ギヤード SR モータの特性評価

3.1 提案モータと PM モータの特性比較

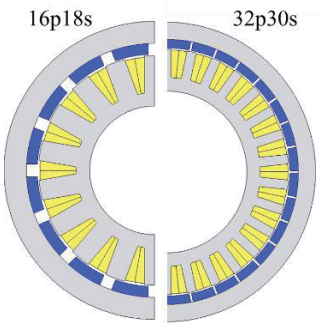
本章では、設計した磁気ギヤード SR モータの特性算定を行い、ダイレクトドライブ用 PM モータと比較することにより、提案モータの有用性を明らかにする。

Fig. 14 に、2 章の検討の結果得られた、磁気ギヤード SR モータの諸元を示す。なお、銅損および鉄損低減を目的に 2 章で述べ



Dimensions		
Diameter	mm	222
Stack length	mm	51
Magnetic gear part		
HSR pole pair		8
No. of PPs		82
LSR pole pair		74
Gear ratio		9.25
Each air gap length	mm	1.0 × 2
Weight of magnets	kg	1.23
SR motor part		
No. of phase		4
No. of poles		20
No. of slots		16
Air gap length	mm	0.35
No. of turns per slot	turns	30
Winding diameter	mm	1.6
Winding space factor	%	63.8
Phase resistance	ohm	0.042
Material		
Permanent magnet		N40SH
Electrical steel sheets		10JNEX900

Fig. 14 Specifications of proposed magnetic-g geared SR motor.



Diameter	mm	222
Stack length	mm	51
No. of phase		3
No. of poles		16 32
No. of slots		18 30
Air gap length	mm	1.0
No. of turns per slot	turns	25 20
Winding diameter	mm	2.0
Winding space factor	%	60
Phase resistance	ohm	0.039 0.14
Weight of magnets	kg	1.29 1.31
Permanent magnet		N40SH
Electrical steel sheets		10JNEX900

Fig. 15 Specifications of direct-drive type PM motors for comparison.

た諸元から、巻線直径を 1.6 mm、鉄心材料を厚さ 0.10 mm の 6.5%Si-Fe (10JNEX900) に変更した。なお、磁気ギヤ部の磁石使用量は 1.23 kg である。

Fig. 15 に、比較用に設計したダイレクトドライブ PM モータの諸元を示す。Fig. 14 と比較してわかるように、直径、積み厚、磁石使用量は提案モータと同一である。比較用の PM モータは、ダイレクトドライブモータとして一般的な表面磁石型のアウトロータ構造を有する。また、分数スロットを採用し、16 極 18 スロット (16p18s)、並びに 32 極 30 スロット (32p30s) の構成とした。両モータともに、エアギャップ長は 1.0 mm、巻線占積率は 60% とした。磁石使用量は 16p18s 機が 1.29 kg、32p30s 機が 1.31 kg であり、提案モータの磁気ギヤ部の磁石使用量とほぼ等しい。磁石材料はネオジム焼結磁石 (N40SH)、鉄心材料は厚さ 0.10 mm の 6.5%Si-Fe (10JNEX900) とした。解析は、すべてのモータにおいて直流電源電圧 48 V、PM モータのみ電流実効値上限 30 A_{rms} の条件で特性の比較を行った。なお、PM モータの特性は 2D-FEM により算定し、磁気ギヤード SR モータのみ 3D-FEM により算定した。

Fig. 16 に、電流密度対トルク特性の比較結果を示す。同図中の PM モータのトルクは、電流位相角 0 deg. の算定結果である。この図より、軽負荷側は PM モータのトルク特性が優れる一方で、高負荷側は提案モータのトルク特性が優れていることがわかる。すなわち、提案モータは SR モータと磁気ギヤを組み合わせることで、PM モータと同等のトルクを実現可能であることが明らかとなった。

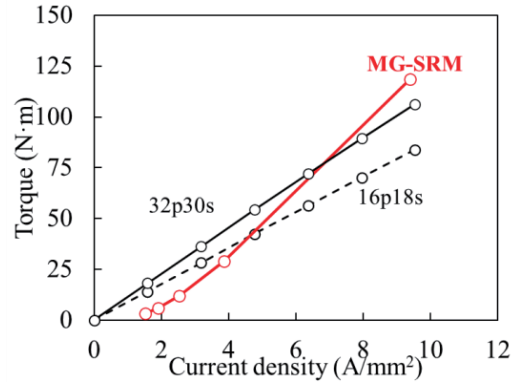


Fig. 16 Comparison of current density versus torque characteristics.

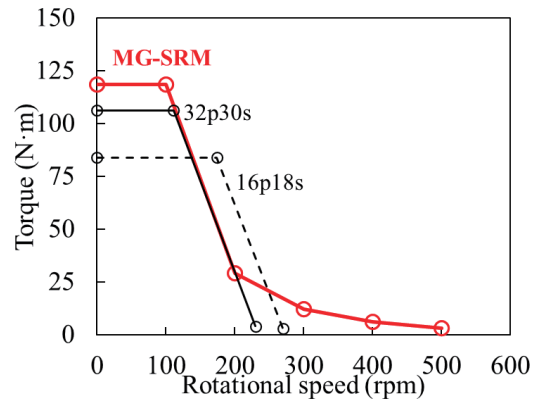


Fig. 17 Comparison of rotational speed versus torque characteristics.

続いて Fig. 17 に、速度-トルク特性の比較結果を示す。同図中の PM モータの特性は、低速・大トルクの動作点は電流位相角 0 deg.、高速・低トルクの動作点は電流位相角 90 deg. の算定結果である。同図より、すべてのモータにおいて目標の 100 N·m を上回る結果が得られており、低速・大トルクの特性を満足することがわかる。なお、提案モータにおいて 100 N·m 時の電流実効値は 33.2 A と目標を 3.2 A 超過した。高速・低トルクの特性に着目すると、PM モータは基底速度以上の場合は弱め界磁制御を用いても、300 rpm 未満までしか駆動できないことがわかる。その一方で提案モータは目標の 500 rpm まで駆動可能であることがわかる。したがって、提案モータが低速・大トルクから高速・低トルクまで幅広い速度-トルク特性が実現可能であることが明らかとなった。なお、すべてのモータの電流実効値の上限を 33.2 A とした場合でも同じ結論となることを確認している。

3.2 提案モータの効率評価

本節では、Fig. 17 に示した磁気ギヤード SR モータの速度-トルク特性の各動作点の効率を算定する。磁気ギヤード SR モータの効率は、次式により求める。

$$\eta = \frac{\omega_1 T_1}{W_c + W_i + W_{pm} + \omega_1 T_1} \times 100 (\%) \quad (4)$$

(4) 式の ω_1 および T_1 は LSR の回転角速度とトルクであり、 W_c は銅損、 W_i は鉄損、 W_{pm} は磁石渦電流損である。磁気ギヤード SR モータは、磁気ギヤと SR モータを組み合わせるため、主

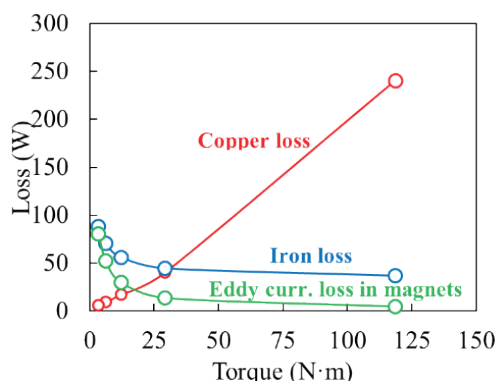


Fig. 18 Calculated loss of proposed magnetic-g geared SR motor.

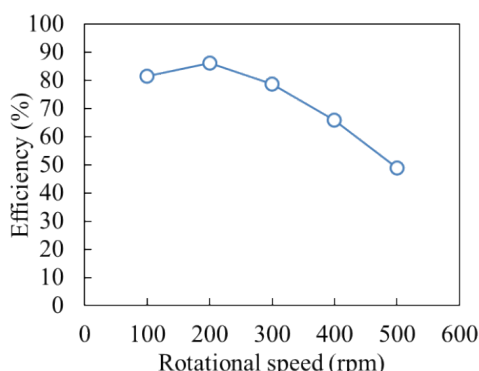


Fig. 19 Calculated efficiency of proposed magnetic-g geared SR motor.

磁束の周波数が磁気ギヤ部とSRモータ部で異なる。鉄損を算定する前に、各部の磁束密度波形を確認した結果、HSR鉄心の磁束の交流成分は巻線磁束が支配的であり、HSR磁石を埋め込んだ厚さ1 mmの部分のみ磁気ギヤ部の磁束が支配的であることがわかった。そのため本論文では、HSR鉄心を2つの部品へ分割して鉄損の算定を行った。具体的には、LSR鉄心、PP、HSR磁石を埋め込んだ厚さ1 mmの部分に磁気ギヤ部の周波数、それ以外の鉄心はSRモータ部の周波数を用いて鉄損を算定した。

Fig. 18に損失の算定結果を示す。同図の横軸はトルクであるが、Fig. 17の縦軸のトルクに対応しているため、各トルクにおける回転数は異なる。すなわち、軽負荷側は高回転、高負荷側は低回転になる。この図を見ると、軽負荷は主磁束の周波数が高いため、鉄損および磁石渦電流損が大きいことがわかる。銅損に着目すると、軽負荷時の銅損が小さいことがわかる。この結果は、高速・低トルクにおいて銅損が小さいことを意味している。すなわち、提案モータはSRモータの特性により、従来のPMモータで問題となる弱め界磁制御による過大な銅損が生じない利点がある。

Fig. 19に効率の算定結果を示す。同図より、最高効率は200 rpmの時に86%であることがわかる。その一方で、高速側では効率の低下が大きいことがわかる。これは500 rpmのトルクが3.2 N mと小さく、出力が大きく低下したことが原因である。したがって、高速側の効率改善には、損失の低減よりも出力の増大が重要であることから、今後はSRモータ部の高速時のトルク改善に関する検討を行う予定である。

4. まとめ

本論文では、磁気ギヤードSRモータの提案と有用性の検証を目的に、解析・設計およびPMモータとの特性比較を行った。

まず、SRモータ部の速度-トルク特性をギヤ比6~10で換算し、ギヤ比の選定を行った。その結果、目標の最大トルク100 N mを達成するには、ギヤ比9以上が必要であることが明らかとなった。また、磁気ギヤ部の設計では、ギヤ比が約9となる様々な極数の組み合わせに対して、特性の算定と比較を行い、その結果、HSRが8極対の磁気ギヤの効率が最も良いことを明らかにした。

次に、SRモータ部と磁気ギヤ部の融合一体化に関する検討を行った。具体的にはHSR磁石の内側とSRモータ部の凹部の間の距離をパラメータとして、距離に対するトルクの変化を算定することで、磁気ギヤ部の磁石磁束がSRモータ部に与える影響を評価した。その結果、HSR磁石の内側とSRモータ部の凹部の間の距離を10 mmにすると、HSR磁石の影響が十分小さくなることを明らかにした。

最後に、設計した磁気ギヤードSRモータと、同体格かつ磁石量のほぼ等しいダイレクトドライブPMモータの特性比較を行った。速度-トルク特性の算定の結果、両モータでほぼ同等の最大トルクが得られた。また、PMモータの最高回転数は300 rpm未満であったのに対し、提案モータは目標の500 rpmまで駆動可能である結果が得られた。したがって、提案モータは小型EVへ要求される幅広い速度-トルク特性を実現できることが明らかとなった。

今後は高速側の効率改善に関する検討や、提案モータの試作試験を行う予定である。

謝辞 本研究の一部は、JSPS 科研費 JP21J10759、JP21H01302 と東北大学 AIE 卓越大学院プログラムにより助成を受け行った。ここに感謝の意を表す。

References

- 1) https://ondankataisaku.env.go.jp/carbon_neutral/road-to-carbon-neutral (As of september 30, 2022).
- 2) H. Matsumori: *J. JSAEM*, **30**, 33-38, (2022) (in Japanese).
- 3) R. N. Tuncay, O. Ustun, M. Yilmaz, C. Gokce and U. Karakaya: *Proc. 2011 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*, 2011, 1-6.
- 4) V. Bogdan, M. Adrian, L. Leonard, B. Alexandra, S. Alecsandru, and N. Ionut: *Proc. 2021 International Conference on Electromechanical and Energy Systems*, 2021, 438-443.
- 5) K. T. Chau, Dong Zhang, J. Z. Jiang, Chunhua Liu, and Yuejin Zhang: *IEEE Trans. Magn.*, **43**, 2504 (2007).
- 6) C. V. Pop and D. Fodorean: *Proc. 2016 International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion*, 2016, 413-418.
- 7) Ying Fan, Hehe Jiang, Ming Cheng, and Yubin Wang: *Proc. 2010 IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference*, 2010, 1-5.
- 8) C.-B. Park and G. Jeong: *Proc. 2017 20th International Conference on Electrical Machines and Systems*, 2017, 1-5.
- 9) B. Praslicka, M. C. Gardner, M. Johnson and H. A. Toliyat: *IEEE Trans. Emerg. Sel.*, **10**, 1813-1822 (2022).
- 10) H. Goto, Y. Suzuki, K. Nakamura, T. Watanabe, H.J. Guo, O. Ichinokura: *J. Magn. Magn. Mat.*, **290-291**, 1338-1342 (2005).

2022年10月19日受理, 2022年11月20日再受理, 2022年11月22日採録