

技術論文



Technical Paper

熱間加工磁石を用いた自動車駆動用埋込磁石同期モータの試作機実験検証

加納善明*¹, 藪見崇生*²

Experimental Verification of Interior Permanent Magnet Synchronous Motor with Hot-Deformed Nd-Fe-B Magnet for Automotive Traction Drives

Yoshiaki KANO and Takao YABUMI

Synopsis

This paper presents the design and experimental verification of a multi-layer interior permanent magnet synchronous motor (IPMSM) with an arc-shaped hot-deformed Nd-Fe-B magnet for automotive traction drives. Using the IPMSM on a 2010 Prius[®] as a benchmark, we designed an IPM rotor geometry that simultaneously achieves a 20% improvement in both maximum power and constant output power line with high efficiency while maintaining maximum torque. An experimental IPMSM has been constructed based on the resulting design. The experimental studies using the prototype have proved the validity of the expected drive characteristics.

1. はじめに

地球温暖化問題への本質的な解決のためには、CO₂排出量の大幅削減が必要であり、各分野でエネルギー変換効率の高い電動化への移行が進んでいる¹⁾。運輸分野では、ハイブリッド車 (HEV: Hybrid Electric Vehicle)、電気自動車 (EV: Electric Vehicle) に代表される電動車両が自動車メーカー各社から製品化され、さまざまな自動車の電動化によるCO₂排出量の低減の取り組みがなされている。自動車駆動用モータには、燃費低減のための高効率化と軽量化が求められ、加えて、極低速での急坂路発進に必要な高トルク特性と定出力範囲1:4以上の広い定出力特性が要求される。現状は、希土類永久磁石を採用した分布巻埋込磁石同期モータ (IPMSM: Interior Permanent Magnet Synchronous Motor) が多く採用されている²⁾。

HEV 駆動用 IPMSM は高温、高磁場での環境で使用されるため、磁石には高い保磁力 H_{cj} が求められる。現状は、磁石主相の異方性磁界を高める効果を持つジスプロシウム (Dy) などの重希土類を添加することで H_{cj} を向上させている。しかし、重希土類は産地偏在性があり、今後の電動車両の増加を考慮した場合、使用をゼロにすることが望まれている。このため、希土類焼結磁石に対して結晶粒が微細で、Dy を使用せずに高い保磁力が得られる熱間加工磁石が注目を集めている^{3)~5)}。

熱間加工磁石を自動車駆動用モータに使用した先例としては文献6)がある。先例は、2016年発売の本田技研工業㈱のFREED[®]に搭載された分布巻 IPMSM であり、ロータには、直方体状の重希土類フリー熱間加工磁石が採用されている。これに対し筆者らは、新規の取り組みとして、リング形状でラジアル配向を有する熱間加工磁

2021年4月1日 受付

* 1 大同大学 工学部 電気電子工学科, 工博 (Dr. Eng., Department Electrical and Electronic Engineering, Daido University)

* 2 大同特殊鋼(株)技術開発研究所 (Corporate Research & Development Center, Daido Steel Co., Ltd.)

石^{3),4)} (株ダイドー電子にて開発) を円弧形状へ切断し、同磁石を用いた新しいロータ形状を提案し、その駆動特性について報告してきた⁷⁾。

本稿では、文献7)で報告した最大出力 66.8 kW – 最高回転数 13 500 r/min の三層円弧配置 IPMSM について、試作機による種々の実験特性評価結果を報告する。

2. 設計目標と設計コンセプト

2. 1 設計目標

比較対象モータは、2010年に米国で発売されたプリウス駆動用 IPMSM (モータの1/8断面図を Fig. 1 に示す) で⁸⁾、設定した設計目標仕様と拘束条件を Table 1 に示す。同表には、文献8)で公開されている比較対象機の値および推定値を併記している。形状制約として、ステータ外径、コア軸長およびエアギャップ長は比較対象機と同一の 264 mm, 50 mm および 0.8 mm とし、コイルエンド長は比較対象機の 35.5 mm 以下とする。極数・スロット数は 8 極 48 スロット、巻線占積率は比較対象機と同じ 46 % とする。熱的・電氣的制約として、電機子巻線電流密度 26 Arms/mm²、三相インバータの最大線間電圧実効値 398 Vrms、最大電流 170 Arms とし、インバータ素子耐圧を 1200 V_{o-p} に設定している。制御方式には、正弦波 PWM 駆動方式を用いている。以上の制約の下、

①速度: 0~2600 r/minの範囲で最大トルク 202 Nm を実現

②20 % 以上の高出力密度化を実現(最大出力 65.5 kW 以上および高速巡航時の出力 20 % 以上を実現)

③運転頻度の高い動作点での高効率化を実現

する IPMSM の設計を行う。

モータの設計には、計算時間の短い二次元 FEA (2D-FEA)、解析ソルバとして(株)JSOL社製の JMAG-Studio Ver. 10.0 を用いるが、対象モータは扁平であり端効果がトルク・出力特性に与える影響が大きい。そこで、2D-FEA における設計目標値の設定にあたり、2D-FEA を用いて基準モータの最大トルク・出力を解析により求めた。その結果、最大トルク 244 Nm、最大出力 65 kW であった。従って、2D-FEA における設計目標値を最大トルク 244 Nm、最大出力 78 kW と定める。

2. 2 モータ高出力化設計のコンセプト

インバータ出力電圧には限界があるため、誘起電圧が大きくなる中高速域では、弱め磁束制御によって端子電

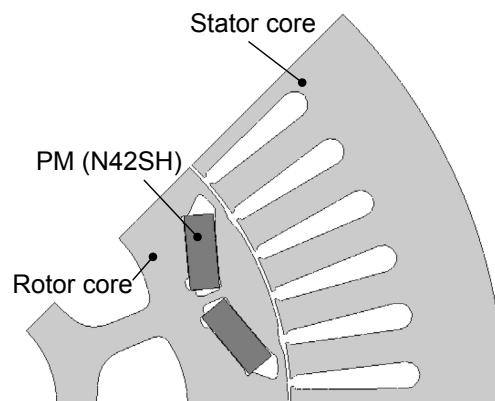


Fig. 1. Cross-section of the reference motor.

Table 1. Design specifications and restrictions for target HEV drive applications.

Items	Values	Target
Stator outer diameter [mm]	264	
Stack length [mm]	50	
Air gap length [mm]	0.8	
Number of stator slots	48	
Number of rotor poles	8	
Max. terminal voltage [Vrms]	398	
Withstand voltage of switching device [V _{o-p}]	1200	
Max. inverter current [Arms]	170	
Max. current density of armature coil [Arms/mm ²]	26	
Maximum torque [Nm]	202	>202
Max. power under sinusoidal PWM control [kW]	54.6	>65.5
Maximum speed [r/min]	13 500	

圧を制限値以下に制御する必要がある。(1)式は巻線抵抗による電圧降下が無視できる場合の端子電圧 E_t を、(2)式は IPMSM のトルク式を表している。

$$E_t = \omega_e \sqrt{(-L_q i_q)^2 + (\phi_m + L_d i_d)^2} = \omega_e \phi_a \quad (1)$$

$$T = p \phi_m i_q + p(L_d - L_q) i_d i_q \quad (2)$$

ただし、 ω_e は電気角速度、 ϕ_m は永久磁石による電機子鎖交磁束、 ϕ_a は総磁束、 i_d 、 i_q はそれぞれ d、q 軸電流、 L_d 、 L_q はそれぞれ d、q 軸インダクタンス、 p は極対数である。

トルク一定のまま総磁束 ϕ_a を低減することができれば、(1)式で得られる端子電圧 E_t を低減できるため、インバータ出力電圧の制約の中で高回転化することができ、高出力化を実現できる。(2)式より、トルクを維持するためには、磁石磁束 ϕ_m およびインダクタンス差 ($L_q - L_d$) を維持する必要があり、この下で総磁束 ϕ_a

を低減するためには、電機子巻線電流が作る磁束を低減する必要がある。そこで、電機子巻線ターン数を比較対象機の11ターン（1スロットあたり）から10ターンに変更することを考える。この場合、インダクタンスは巻数の自乗に比例するため、 L_d および L_q を17.4%低減でき、総磁束 ϕ_a を低減できる。しかし、インダクタンス差（ L_q-L_d ）がターン数変更前に比べ減少するため、リラクタンストルクが低下し、要求トルクを満足できなくなる。その中で、要求トルクを確保するためには、インダクタンス差（ L_q-L_d ）を向上できるロータ磁気回路を設計することが必要である。なお、トルク電流比を比較対象機と同等もしくはそれ以上に設計できれば、巻線ターン数低減による巻線抵抗低減効果によって、銅損を減らすことができるため、2.1節の目標③の高効率化も同時に達成できる。

2.3 ロータ磁気回路設計

リラクタンストルクを向上するロータ構造とは、(2)式右辺第2項より L_q を最大にし L_d を最小とする、すなわちq軸磁束が最も通りやすく、かつd軸磁束が最も通りにくくなる構造である。q軸磁束が最も通りやすいロータ形状とは、ロータ全体を鉄とした場合であるが、このままではd軸磁束も同時に通りやすい。このため、q軸磁束のみが最も通りやすいロータ形状として、q軸電流のみを通電した場合に生じる等ベクトルポテンシャル線（Fig. 2）に沿ってフラックスバリアを配置し、フラックスバリア内に磁石を配置する構造が知られている^{9) 10)}。さらに、より大きなリラクタンストルクを得る構造として、フラックスバリアを多層設けるマルチフラックスバリア構造（Fig. 2では赤実線で2層構造を図示）が提案されている¹¹⁾。希土類焼結磁石で三日月形状の磁石を製造する場合、切削加工による磁石のコスト増加が問題となるため、ここでは、(株)ダイドー電子にて開発された円弧ラジアル配向熱間加工磁石を用いて以下検討を行った。

等ベクトルポテンシャル線に沿わせて磁石を配置するにしても、磁石開角、磁石層数、磁石の磁化配向焦点位置により任意の形状が可能となる。ここでは、Fig. 3に示す円弧磁石を1～3層埋設するロータにおいて、リラクタンストルクを大きくする電磁構造を検討した。図中Oは磁石の円弧中心（磁化配向焦点）で、 θ_{Mn} は中心Oからの各層磁石開角、 α_n は各層フラックスバリアの開角である。ただし、両変数の添字nはフラックスバリア層数を表し、例えば3層円弧配置の場合、ロータコアの外周側から内周側へ向かって1層目（ $n=1$ ）、2

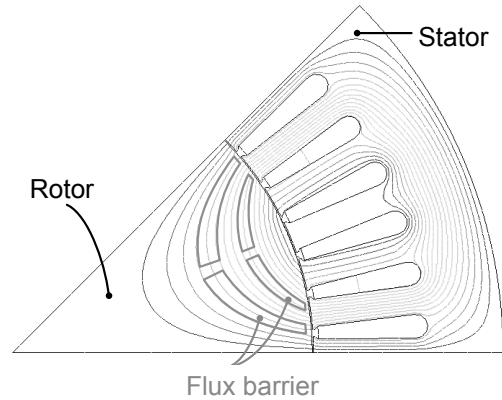


Fig. 2. Vector potential contour lines.

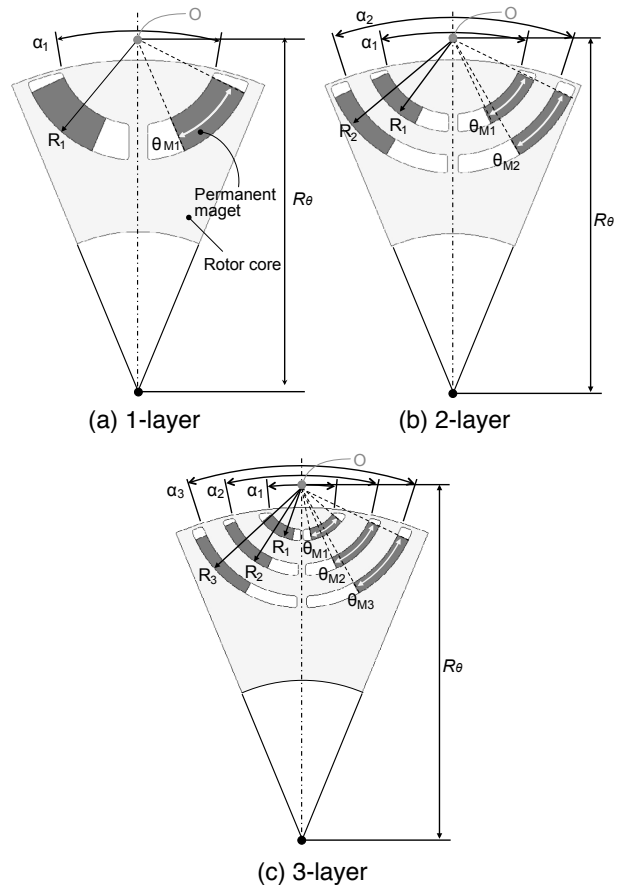


Fig. 3. Configurations of multi-layer IPM rotor.

層目（ $n=2$ ）、3層目（ $n=3$ ）のフラックスバリアとしている。 α_n および θ_{Mn} の組合せは膨大であるが、ここでは、

- ・トルクリプルおよび鉄損低減の観点から、エアギャップ磁束密度分布の空間高調波成分を最小とする磁束密度波形に略一致しつつ、
- ・永久磁石磁束 $\phi_m=0.14 \text{ Wb} \pm 0.28 \text{ mWb}$ 以内に調整している。なお、1層円弧配置の α_1 は基準モータの $\alpha_1=108^\circ$ （電気角）と同一、3層円弧配置の $\alpha_1 \sim \alpha_3$ については、各層のq軸磁路幅が均等になるよう決定して

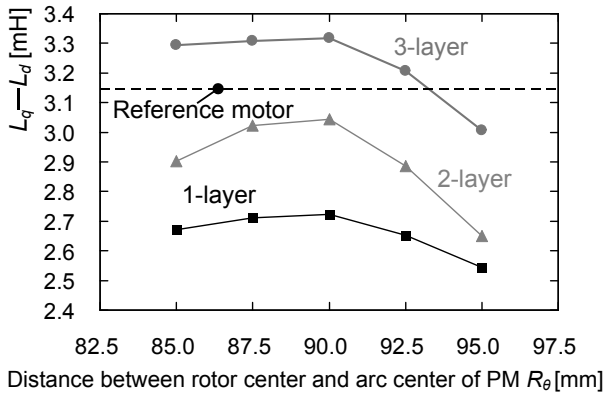


Fig. 4. (L_q-L_d) versus R_θ characteristics.

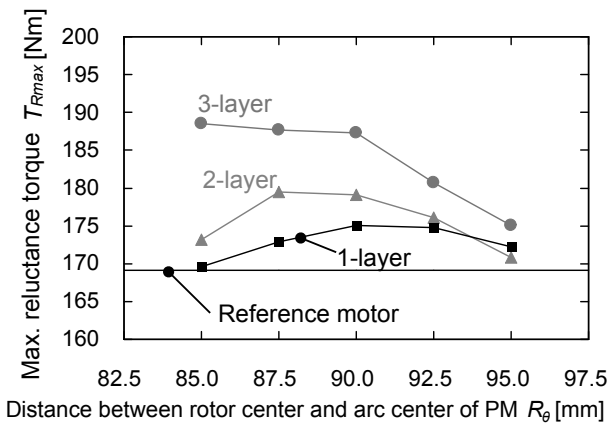


Fig. 5. Maximum reluctance torque versus R_θ characteristics.

いる。前記の 0.14 Wb は、比較対象機の ϕ_m 値に相当する。 L_q に大きく影響する q 軸磁路形状については、回転中心から O までの距離を R_θ (Fig. 3 に示す距離) とし、これを増減して円弧磁石の曲率半径の変化により変更した。 L_d に大きく影響する磁石厚 l_m (=フラックスバリアの厚み) については、各層の合計値が 9 mm (1層: $l_m=9.0$ mm, 2層: $l_m=4.5$ mm, 3層: $l_m=3.0$ mm) となるように設定している。巻数については 1 スロットあたり 10 ターンとしている。

Fig. 4 は、 R_θ に対するインダクタンス差 (L_q-L_d) を各層円弧配置ごとに解析した結果である。解析は最大電流の 10% を通電して行った。同図の黒破線は比較対象機の値である。同図より、フラックスバリアを多層化することで (L_q-L_d) を増加でき、 $R_\theta=85 \sim 92.5$ mm の 3 層円弧配置において比較対象機を超えていることがわかる。比較対象機の巻数を単に 11 ターンから 10 ターンへ低減した場合の (L_q-L_d) 値は 2.58 mH であることから、多層円弧配置によって大幅にインダクタンス差 (L_q-L_d) を向上できていることがわかる。

Fig. 5 および Fig. 6 は、 R_θ に対するリラクタンストルクの最大値 T_{Rmax} と総トルクの最大値 T_{max} を各層円弧配置ごとに解析した結果である。ここで、リラクタンストルクは、電流進み位相角 $\beta=0$ deg におけるマグネットト

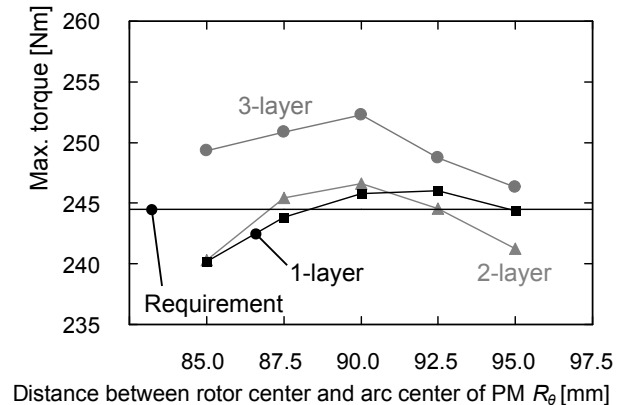


Fig. 6. Maximum torque versus R_θ characteristics.

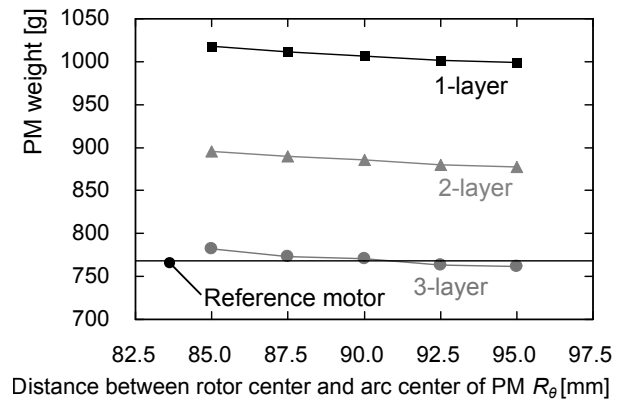


Fig. 7. PM weight.

ルクが β に対して余弦波状に分布すると仮定し、進角制御した場合の総トルクからマグネットトルクを差し引いた差分として計算された値で、 T_{Rmax} はその差分の最大値に相当する。

Fig. 5 の T_{Rmax} は、Fig. 4 の (L_q-L_d) の特性と同様の傾向にあり、すべての円弧配置 IPMSM で基準モータの T_{Rmax} を上回っている。基準モータより (L_q-L_d) が低い 1 層および 2 層円弧配置においても T_{Rmax} が大きくなっているのは、ターン数減少により L_d , L_q が低下したことで電機子反作用磁束が減り、高電流域において磁気飽和によるインダクタンスの低下が抑えられたためである。

最大電流通電時のリラクタンストルクが増加した結果、総トルクも向上し、Fig. 6 に示すように目標最大トルク 244 Nm を実現する構造が複数存在する。中でも 3 層円弧配置では、 $R_\theta=85 \sim 95$ mm の範囲ですべて満たし、 $R_\theta=90$ mm で最大の 252 Nm を達成する。Fig. 7 は各モデルの使用磁石量を示したもので、層数を増やすことで使用磁石量を低減でき、3 層円弧配置で比較対象機と同等にできる。これらの結果から、 $R_\theta=85 \sim 90$ mm の 3 層円弧配置を出発点に詳細設計を実施した。具体的には、磁石減磁による制約を加味しながら、高速回転時における遠心応力集中を考慮しながら永久磁石の漏れ磁

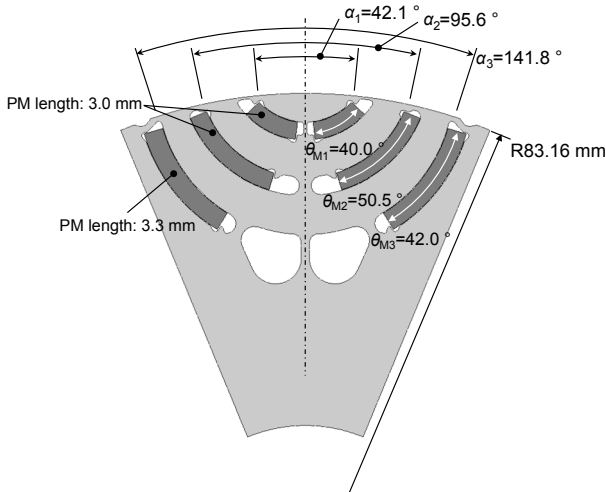


Fig. 8. Designed rotor configurations.

束を極力低減できるブリッジ形状の最適化を行った、設計モータのロータ最終形状を Fig. 8 に示す。

応力を分散させるために、3層目に配置された磁石の中央部に3本のブリッジを設置している。中央部のブリッジ本数の増加は、d軸インダクタンス L_d の増加に繋がり、リラクタンストルクを低下させる。そこで、3層目のd軸中央位置のブリッジに面した2つのフラックスバリアの径方向寸法を大きくすることで、 L_d の増加を抑制している。さらに、 L_q を大きくしてリラクタンストルクを増加するため、1～3層の永久磁石の磁化配向焦点（弧形状の中心）を、回転子d軸上でロータコアの外周側から内周側に向かって、相互に離れた位置に配置し、q軸磁束がより通りやすい磁路形状としている。

3. 試作機性能評価試験

3. 1 試作機諸元

設計結果に基づいて(株)林工業所で試作した3層円弧配置 IPMSM の主要諸元を比較対象機と併せて Table 2 に示す。また、Fig. 9(a), (b) はステータ外観写真、(c) はロータコアの写真で、(d) は試作した円弧ラジアル配向熱間加工磁石（同図 (e)）を挿入したロータ外観写真である。

3. 2 試験装置構成

試作機の性能評価試験にはシンフォニアテクノロジー(株)社製の高速大容量ダイナモ試験装置（最大吸収トルク 400 Nm, 最大吸収出力 175 kW, 最高回転数 20 000 r/min）を用いた。トルク検出器には HBM 社製の T10FS（定格 500 Nm, 22 kr/min）を用いた。試作機の三相巻線への給電には、シンフォニアテクノロジー(株)社製の三相インバータ FF1213-MD（定格容量 200 kW, 定格電流

Table 2. Specifications of test motor.

Items	Ref. motor	Test motor
Stator outer diameter [mm]	264	
Stator inner diameter [mm]	161.99	167.92
Stator stack length [mm]	50.4	
Rotor outer diameter [mm]	160.4	166.32
Rotor lamination inner dia. [mm]	50.5	
Rotor stack length [mm]	50.4	
Air gap length [mm]	0.799	0.8
Lamination thickness [mm]	0.305	
Number of stator slots	48	
Stator turns per coil	11	10
Coils in series per phase	8	
Number of wires in parallel	12	
Wire size, AWG	20	
Phase resistance at 20 °C [Ω]	0.078	0.073
Slot depth [mm]	30.9	28.04
Slot opening [mm]	1.88	1.96

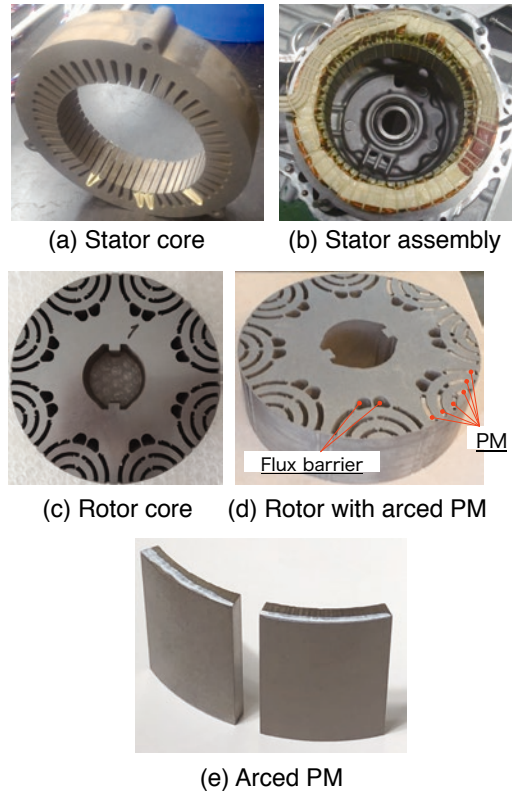


Fig. 9. Photographs of assemblies of test motor.

260 Arms）を用いており、ダイナモ試験装置のバッテリーシミュレータ BTS750-V5S3（定格容量 250 kW, 定格出力電圧 750 V, 定格出力電流 500 A）より任意の直流定電圧を三相インバータへ入力している。負荷試験では、キャリア周波数 13.5 kHz の PWM 制御にて電流ベクトル制御を行っている。

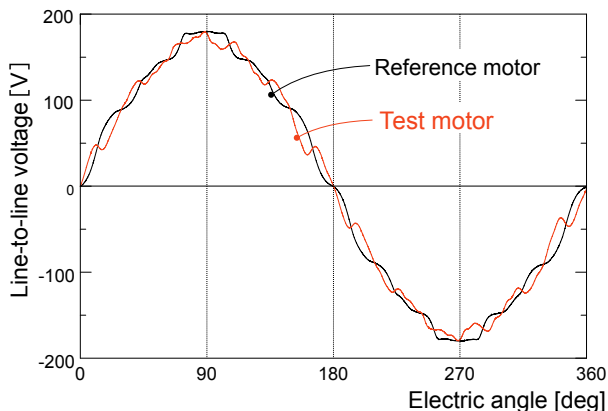


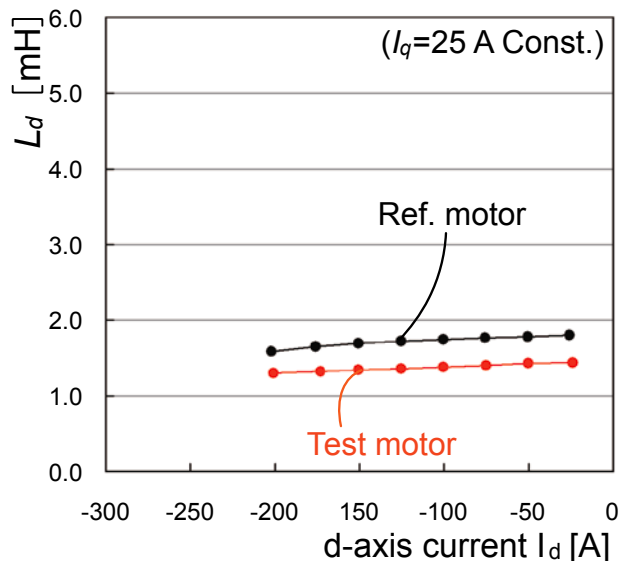
Fig. 10. Induced voltage waveforms at 2 000 r/min.

3. 3 誘起電圧波形

Fig. 10 は比較対象機および試作機の電機子巻線を開放し、同じダイナモ試験装置から 2 000 r/min、ロータ温度 20 °C 一定管理の下で測定した開放端子電圧の比較である。試作機の基本波振幅は 171.1 V で、比較対象機の 174.2 V と比べ 1.8 % 低いものの、狙いに近い特性となっている。試作機の誘起電圧波形に偶数次の高調波が含まれている理由は、磁石が 120 °C 以下の使用を前提に、選定した特性グレードのため保磁力が低く、ロータコアに磁石を熱硬化性接着剤で固定する際に、熱によって磁石の一部が若干、不可逆減磁したものと考えている。磁石材料の設計・製造は、短納期で実現することは難しいため、今回は、量産在庫から 120 °C の耐熱の保磁力グレードを選定したが、適正な原料粉設計とすれば、比較対象機に使用した磁石 (N42SH) と残留磁束密度および保磁力を同等かつ重希土類 (Dy) フリーで製造も可能であることを付記しておく。

3. 4 インダクタンス特性

Fig. 11 に d 軸、q 軸インダクタンス L_d 、 L_q の測定結果を示す。なお、測定は回転速度 2 000 r/min 一定の下、文献 12) の手法で行った。 L_d は $I_q=25$ A 一定のもと I_d を -25 から -200 A まで、 L_q は $I_d=0$ A および -200 A の各条件において、 I_q を 25 A から増加させながら測定を行った。Fig. 11(a) より、試作機の d 軸インダクタンスは比較対象機に比べ小さく、約 18 % 減少している。これに対し、弱め界磁領域 (Fig. 11(b) 中、 $I_d=-200$ A の特性) における q 軸インダクタンスは、両者ともほぼ同等である。つまり、弱め界磁領域において試作機の (L_q-L_d) は、比較対象機に対し大幅に増加し、弱め界磁領域において大きなリラクタンストルクが期待できる。



(a) d-axis inductance L_d



(b) q-axis inductance L_q

Fig. 11. Measured d- and q-axis inductances.

3. 5 トルク特性

Fig. 12 は、最大電機子電流 $I=170$ Arms 一定通電の下で測定したトルク-電流位相角特性の比較である。同図より、ロータの q 軸方向である電流位相角 $\beta=0$ deg のトルク、すなわち磁石トルクは比較対象機に対し 7.8 % 低下しているにもかかわらず、リラクタンストルクの向上により最大トルクは 7.7 % の向上を達成している。磁石トルクの低下は、q 軸電流に伴う磁気飽和の影響が試作機では強いためである。これは、ターン数を 1 ターン減少しても比較対象機と磁石磁束 ϕ_m を同一とするため、ステータティースにおける磁束密度レベルを高くする必要があったからである。

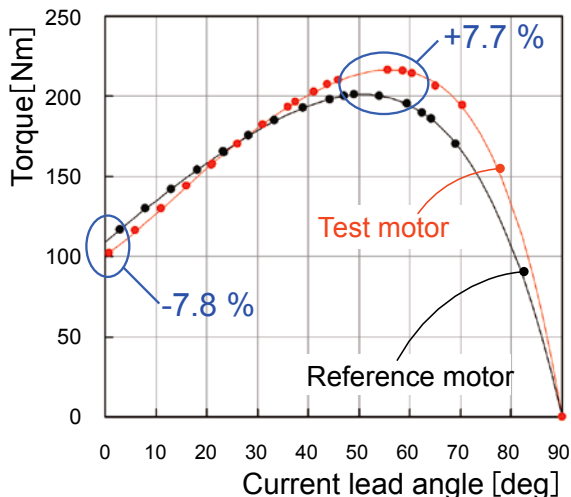


Fig. 12. Current lead angle vs. torque characteristics.

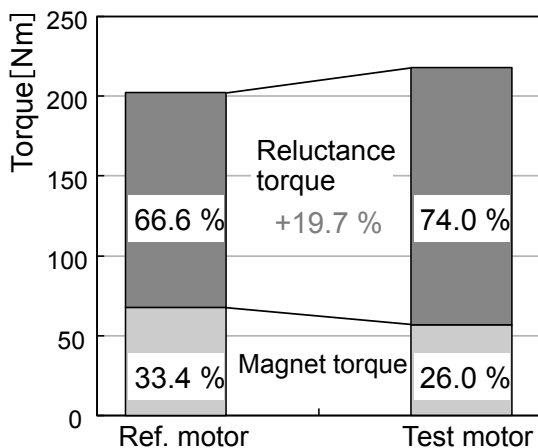


Fig. 13. Reluctance torque and magnet torque in maximum torque production.

Fig. 13 は、Fig. 12 の結果をもとにおおのこのモータにおいて最大トルクを発生する電流位相付近での磁石トルクとリラクタンストルクの割合を分析した結果である。リラクタンストルクの割合が 66.6 % (比較対象機) から 74.0 % (試作機) へと大幅に向上しており設計の狙いが達成されている。

3. 6 速度ートルク／出力特性

ダイナモ試験装置から回転数を変化させて測定した速度ー最大トルク特性と対応する速度ー最大出力特性をそれぞれ Fig. 14 および Fig. 15 に示す。黒線が比較対象機、赤線が試作機である。Fig. 14 より、試作機の最大トルクは 222 Nm で、比較対象機の 202 Nm に対し 9.9 % の向上を達成している。試作機の最大出力は 66.8 kW で、比較対象機の 54.6 kW に対し 22.4 % の向上を達成した (Fig. 15)。他方、今回測定可能な最大速度 10 000 r/min での出力は、比較対象機の 35.8 kW に対し試作機 50.5 kW と 40.8 % の向上を達成した。

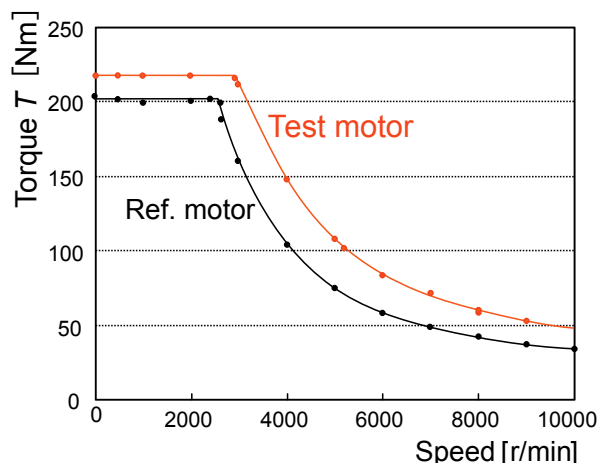


Fig. 14. Measured torque vs. speed characteristics.

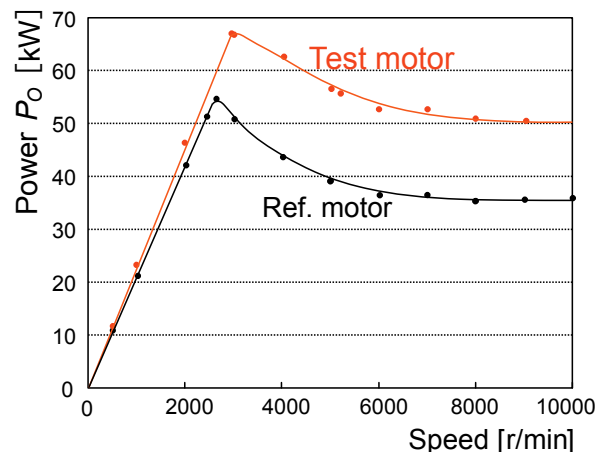


Fig. 15. Measured power vs. speed characteristics.

Table 3. Comparisons of motor efficiency and losses.

Operating point	Reference motor			Test motor		
	η [%]	P_c [W]	P_i [W]	η [%]	P_c [W]	P_i [W]
①15 Nm@3 000 r/min	91.9	231.9	186.3	92.5	210.1	171.6
②15 Nm@9 000 r/min	93.3	234.9	807	92.1	214.9	1014.8

3. 7 効率

Table 3 は、測定したモータ効率・損失値の比較である。ここで、 η はモータ効率、 P_c は電機子巻線銅損、 P_i は鉄損である。市街地走行を想定した動作点①では、銅損を低減したことにより試作機の効率が上がっているが、高速巡航時②では逆に下がっている。効率低下要因の一つは、試作機では誘起電圧波形の歪みに伴う高調波鉄損が高速域で顕著になったことが挙げられる。高速巡航時の効率向上は今後の課題であるが、3 層円弧配置形状とすることで、同一体格、同一電源仕様で最大トルクおよび最高出力を同時に向上できる高トルク・高出力モータを確認できた。

4. おわりに

本稿では、円弧ラジアル配向熱間加工磁石を用いて設計した駆動モータを、比較対象機（2010年発売のプリウス駆動用モータを想定した1層V字配置のIPMSM）と実機比較し、効果を検証した。その結果、リラクタンストルクの増加により最大トルクを約10%増加、最大出力および定出力ラインを20%以上向上を実現できることを明らかにした。課題として、高速動作点におけるモータ効率が比較対象機に比べ劣るため、低損失化・高効率化へ向けた更なる性能改善設計法および制御法の検討を進める予定である。

※ Priusはトヨタ自動車(株)の登録商標です。

※ FREEDは本田技研工業(株)の登録商標です。

(文献)

- 1) 財省エネルギーセンターホームページ: <https://www.eccj.or.jp/>
- 2) M. Kamiya: IEEJ Trans. IA, **126**(2006), 4, 473.
- 3) 清水治彦, 加藤龍太郎, 中澤義行, 服部篤, 日置敬子, 及川貴司: Honda R&D Technical Review, **28**(2016), 2, 85.
- 4) K. Hioki, A. Hattori and T. Iriyama: Journal of the Magnetism Society of Japan, **38**(2014), 3-1, 79.
- 5) 日置敬子, 服部篤, 入山恭彦: 電気学会論文誌 A, **136**(2016), 8, 484.
- 6) 山口健太郎, 相馬慎吾, 貴志武輝, 間宮啓介: 平成29年電学産業応用部門大会講演論文集(2017), 4-S10-7, IV-63.
- 7) 加納善明, 藪見崇生: 電気学会論文誌 D, **140**(2020), 4, 255.
- 8) T. A. Burrell, S. L. Campbell, C. L. Coomer, C. W. Ayers, A. A. Wereszczak, J. P. Cunningham, L. D. Marlino, L. E. Seiber and H. T. Lin: Evaluation of the 2010 TOYOTA PRIUS Hybrid Synergy Drive System, ORNL/TM-2010/253, Oak Ridge National Laboratory, Oak Ridge, Tennessee(2011).
- 9) T. J. E. Miller, A. Hutton, C. Cossar and D. A. Staton: IEEE Trans. on Industry Applications, **27**(1991), 4, 741.
- 10) M. Kondo, K. Kondo, Y. Fujishima and S. Wakao: IEEJ Trans. IA, **124**(2004), 1, 124.
- 11) Y. Honda, S. Kawano, H. Kiriyama, T. Higaki, S. Morimoto and Y. Takeda: T. IEEJ, **118-D**(1998), 10, 1177.
- 12) 森本茂雄, 武田洋次, 平紗多賀男: 電学論 D, **113**(1993), 11, 1330.



加納善明



藪見崇生