

ブラシレス静止磁界励磁ジェネレータの駆動原理と可変速トルク特性

青山 真大* (スズキ株式会社), 野口 季彦 (静岡大学)

Operating Principle and Adjustable Speed Drive Torque Characteristics of Brushless DC-Excitation Generator

Masahiro Aoyama* (SUZUKI Motor Corporation), Toshihiko Noguchi (Shizuoka University)

This paper describes a brushless DC-excitation generator in which the rotor magnetomotive force is controlled by a rotary transformer without any mechanical contact. The stator has a concentrated winding structure with the DC-excitation, and the rotor has two different types of windings, i.e., an induction pole (I-pole) winding that primarily retrieves the magnetic flux variation of the rotation frequency by a flux-switching technique, and a Field pole (F-pole) winding for the torque generation. The three-sets of the I-coil are connected three-phase diode bridge for DC-voltage generation, and the F-coil is connected in series with MOSFET on the rotor which is controlled by rotary transformer. The three sets of F-coil with MOSFET are connected in parallel with the three-phase diode bridge. The operating principle of proposed motor are clarified through the magnetic field analysis. In addition, the adjustable speed drive characteristics are investigated.

キーワード: DC モータ, ブラシレス, 回転トランス, 誘導起電力, ダイオードブリッジ, 静止磁界励磁

(Keyword: DC-motor, brushless, rotary transformer, induced voltage, diode-bridge, DC-excitation)

1. はじめに

近年、欧州をはじめとした主要国における 2020 年の燃費規制を達成するために自動車の電動化が急激に促進されている。輸送機器分野における CO₂ 排出をゼロにするゼロエミッション社会を実現するために電気自動車 (EV) の開発が盛んに進められており、欧州では大規模な EV の社会政策が実施されている⁽¹⁾。それらの電動車両のエネルギー源となる電池は、最新のリチウムイオン電池でもガソリンの 1/50 のエネルギー密度と言われており、限られた車載スペースに大きな電池パックを搭載することは重量的にもコスト的にも課題が残る。そこでエネルギー源として少量の電池に加えてガソリン+エンジン+ジェネレータを搭載した HEV システム (レンジエクステンダー) が注目されている⁽²⁾。しかし、今日主流のレンジエクステンダーシステムの場合、内燃機関の機械エネルギーを電気エネルギーに変換して駆動輪に出力として伝達するまでのエネルギー効率が悪いという問題に加えて、コストメリットが低いという課題がある。特に B セグメント以下のコンパクトカーにとってはコスト低減や、HEV パワートレインの重量低減が重要な課題となる。レンジエクステンダー用エンジンはジェネレータと組み合わせで発電用に特化させた仕様として問題がないため、構造の簡素化により低コスト化が進められているが、一方でジェネレータのコンポーネント単体の効率低下を防

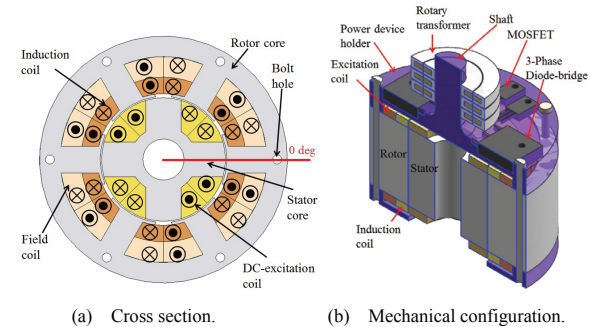
ぎながら低コスト化を実現することが難しいのが現状である。

上記の背景に鑑みて、筆者らは既にレンジエクステンダー用のジェネレータのコスト低減を目的に新しいブラシレス静止励磁ジェネレータ (DC モータ) を提案した⁽³⁾。従来の DC モータは、ブラシを介してロータの直流励磁タイミングをスイッチング素子で切り換えていたが、提案モータはブラシを必要としない。電池の SOC の都合とジェネレータの直流励磁調整用に DC/DC コンバータが必要となるが、ステータは静止磁界のみの励磁となり、回転磁界を必要としないためインバータが不要である。一方、ロータはフラックススイッチングの原理を応用して静止磁界から回転周波数の誘導起電力を得て整流することでロータ上に直流電圧を発生させる。ロータ上のスイッチング素子 (MOSFET) に対するゲート信号をパルストランスを介して非接触制御することで、その直流電圧を三相の回転磁界に変換する。

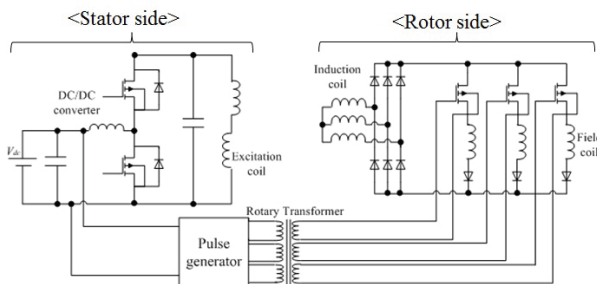
本論文では、電磁界解析により提案するモータの可変速特性の検討を行ったので報告する。

2. 提案モータの構造と駆動原理

〈2・1〉 モータの構造 図 1 に提案するモータの構造と回路結線 (1 極分) を示す。現在、構造設計検討中の原理検証用試作機はφ120, L51.8 のコアサイズでステータが 4 極静止磁界励磁 (巻線励磁)、ロータがブラシレス 2 極三相励磁で



(a) Cross section. (b) Mechanical configuration.



(c) Stator and rotor equivalent circuits.

図1 提案モータ

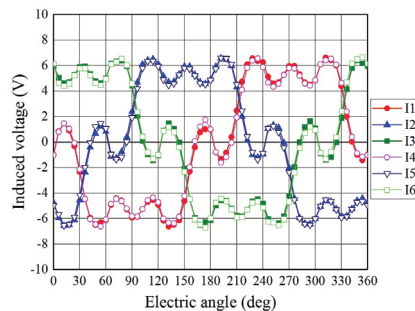
Fig. 1. Proposed motor.

表1 提案モータ（原理検証機）の主要諸元

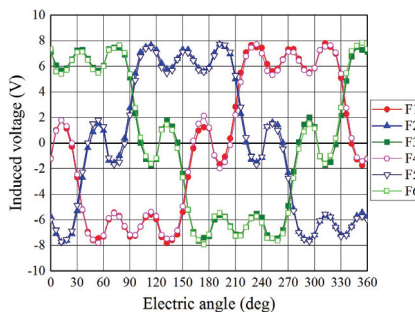
Table 1. Specifications of proposed motor (prototype).

| | |
|--|---------------------|
| Number of rotor poles | 2 (Three-phase) |
| Number of stator poles | 4 (DC-excitation) |
| Motor core outer diameter | 120 mm |
| Air gap length | 0.7 mm |
| Axial length of core | 51.8 mm |
| Maximum stator current | 60 A _{dc} |
| Number of stator coil-turn | 33 |
| Stator winding connection | 2 series 2 parallel |
| Stator coil resistance | 0.107 Ω/coil |
| Number of rotor induction coil (I-coil) | 31 |
| Number of rotor excitation coil (F-coil) | 37 |
| Rotor I-coil resistance | 0.18 Ω/coil |
| Rotor E-coil resistance | 0.24 Ω/coil |
| Air gap length | 0.7 mm |
| Number of MOSFET | 6 |
| Number of three-phase Diode bridge | 2 |
| Thickness of core steel plate | 0.3 (30DH) |

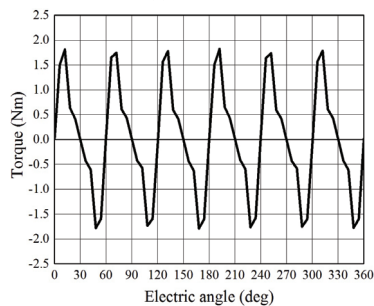
設計している。従来の DC モータは、ブラシを介して直流励磁タイミングをスイッチング素子で切り換えていたが、提案モータはロータ上にスイッチング素子(MOSFET)を備え、直流電圧を MOSFET のゲート信号を非接触制御することで交流電圧に変換して駆動している。ロータ上の直流電圧は二重突極構造で静止磁界励磁したときにロータコイルにロータ回転周波数の誘導起電力が発生するフラックススイッチングの動作原理を応用し、ダイオードブリッジ回路を介して得ている。MOSFET のゲート信号の非接触制御は、ス



(a) I-coil.



(b) F-coil.



(c) Torque.

図2 ロータコイルの誘導起電力とトルク

Fig. 2. Induced voltage of opened rotor coil and torque in DC-magnetic field excitation.

テータ側でゲート信号制御用のパルス電圧を発生させ回転トランスを介してロータ側に伝送する構造である。ロータコイルのアンペアターンを増やすことに加えて、6つの MOSFET と2つの三相ダイオードブリッジ素子(それぞれディスクリット型)をロータ上に配置する面積を確保するため、アウターロータ構造としている。なお、ロータコイルは図1(a)に示すようにギャップ側に巻かれた誘導起電力を得るコイル(以下、I-coil)と、I-coilの誘導起電力をダイオードブリッジで整流して得た直流電圧をロータ上の MOSFET の非接触スイッチングにより回転磁界を発生させるコイル(以下、F-coil)の2種類のコイルを有する。両コイルはアウターロータ突極部に集中巻で巻かれており、図1(c)に示すような回路が構成されている。表1に提案モータの主要諸元を示す。

〈2・2〉 駆動原理 まずはロータ上に直流電圧を得る原理について説明する。直流電圧源から DC/DC コンバータを介してステータコイルに任意の直流電圧を印加することで

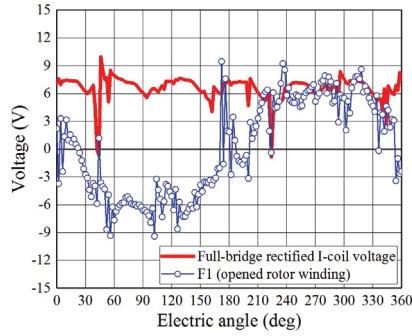


図3 I-coilの誘導起電力を全波整流して得た直流電圧と端子解放状態のF-coil誘導起電力

Fig. 3. DC-voltage on rotor with full-bridge rectified induced voltage of I-coil and induced voltage of F-coil with opened winding.

直流電流が流れてギャップ中に静止磁界が発生する。この静止磁界中を突極ロータが回転することで突極ロータ上に巻かれたI-coilとF-coilには図2に示すような誘導起電力が発生する。なお、同図の誘導起電力はロータコイルを開放状態としたときの結果であり、コイル番号は図1(a)の機械角0 degの位置からCCW方向に番号を振っている。図2に示すようにロータコイルにはロータ回転周波数の誘導起電力が発生する。さらに提案モータのスロットコンビネーション(ステータスロットが4, ロータスロットが6の3:2系列)の場合、各ロータコイルの誘導起電力は電気角で120 deg差の三相交流電圧として得ることができる。また静止磁界励磁のみの場合、有効トルクは発生しない。図2の誘導起電力を図1(c)に示すように三相ダイオードブリッジ回路で全波整流することで図3に示すようにロータ上で直流電圧を得ることができる。スパイク的な電圧が発生しているが、発生原因の究明は今後の課題とする。

次にロータ上の直流電圧からロータ位置に応じて通電切り換えをすることで回生トルクを得る原理について説明する。理解を深めるために図4に一般的なブラシ付DCモータ(3コイルタイプ)の動作原理を示す。同図に示すように、ブラシ付DCモータの場合、コミュテータにブラシ(摺動電極)を通じてロータ電流が流れロータが回転することで3コイル(図4でU, V, Wと表記)の極性がロータ位置により切り換わる。例えば、ロータU相コイルに着目すると、0 degにおけるロータ電流振幅を1.0としたとき、60 degで0.5(U相とW相で直列回路結線されるため)、120 degで-0.5, 180 degで-1.0, 240 degで-0.5, 300 degで0.5となる。すなわち、U相ロータ電流は図5のようになる。これをロータ上のMOSFETを回転トランスを介してゲート信号を非接触制御することで実現することでブラシを用いずにDCモータとして駆動することができる。実際にMOSFETでロータ上に図5のような4レベルの電圧制御する場合、図1(c)のゲート信号制御用のパルスジェネレータの回路構成とロータ回路構成が複雑化する問題が発生する。図6に示すように電気角1周期で120 deg通電を2回、30 deg不通電にし

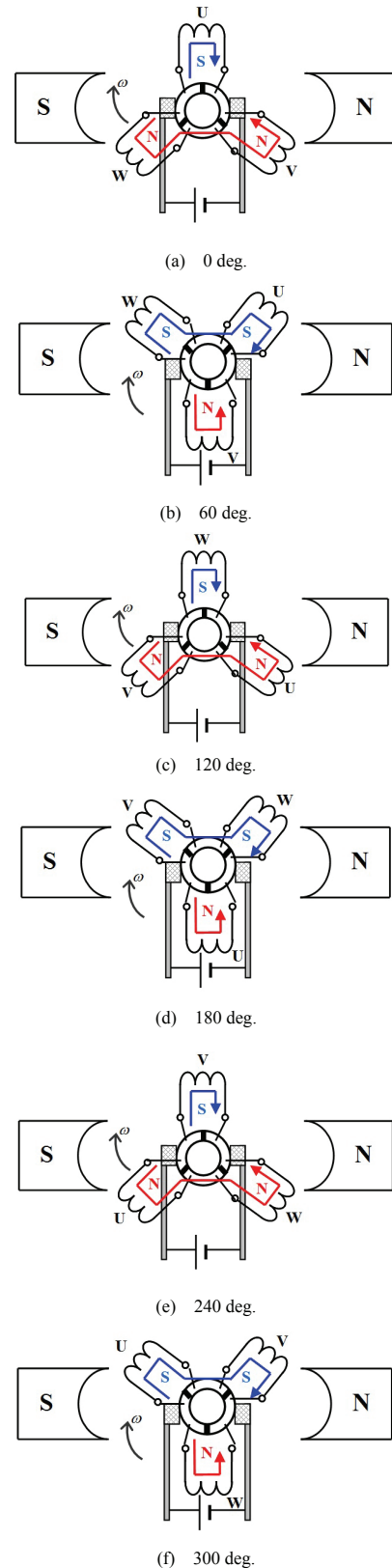


図4 ブラシ付DCモータの動作原理

Fig. 4. Operation principle of brush-type DC motor.

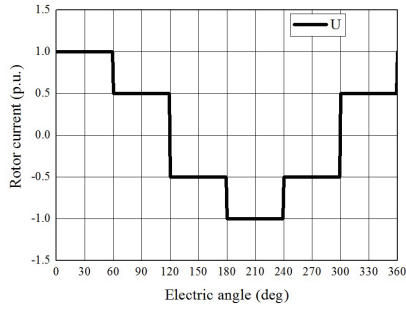


図5 3 コイルタイプのブラシ付 DC モータの U 相ロータ電流
Fig. 5. U-phase rotor current of three-coil brush-type DC motor.

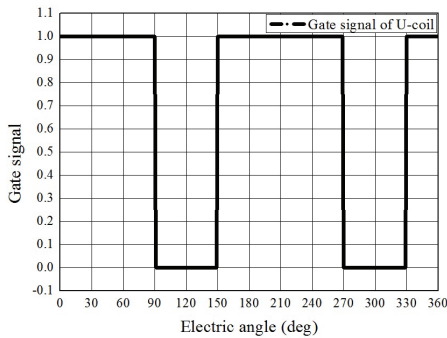
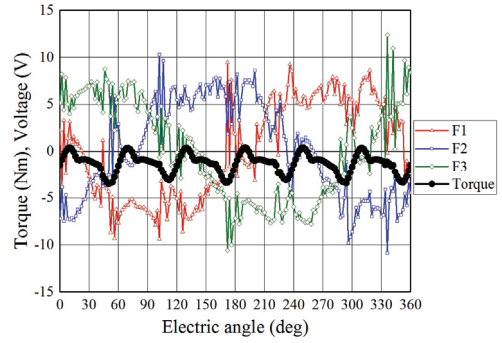


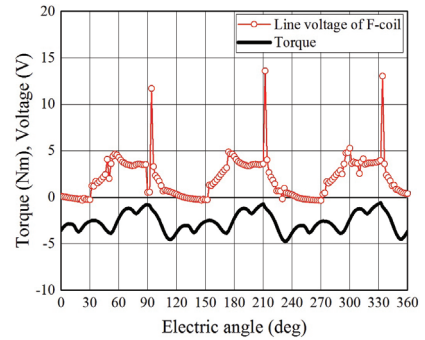
図6 U 相ロータコイルのゲート信号
Fig. 6. Gate signal of U-phase rotor coil.

て近似的にブラシとコミュレータによる回転磁界を再現する。V 相, W 相においてはそれぞれ電気角で 120 deg 位相差を設けて設定する。なお, ブラシ付 DC モータの場合はロータが停止している場合でも直流電圧がロータコイルにブラシを介して印加されているため直流電圧をスイッチングにより制御的に交流電圧として印加することでトルクを発生できるが, 提案モータの場合, ロータ上の直流電圧がファラデーの法則に基づくため, ロータが停止している場合は誘導起電力が発生せず励磁されないため, トルクが発生しない。しかし, 第 1 章で述べたようにレンジエクステンダー用のジェネレータを想定しているため, エンジンのアイドリング速度 (エアコンなどの負荷駆動状況によるが一般に 650~1000 r/min) 以上の回転速度でトルクが発生すれば問題ない。

次に MOSFET によるスイッチング効果について説明する。図 7(a)に F-coil が解放状態且つ, I-coil は三相ダイオードブリッジに接続され負荷抵抗に接続された状態における F-coil の誘導起電力とトルクを示す。同図(b)に三相ダイオードブリッジに MOSFET を直列接続した F-coil を 3 並列接続して MOSFET のゲート信号を図 6 で制御した場合 (V 相, W 相はそれぞれ 120deg 位相差) の F-coil の誘導起電力とトルクを示す (コイル番号 1 と 4 が U 相, 2 と 5 が V 相, 3 と 6 が W 相に該当)。同図(a)より, F-coil の各相誘導起電力がゼロクロスするときにトルクがゼロとなるが同図(b)のように三相 120 deg 通電×2 回でロータ上の直流電圧を制御す



(a) Opened F-coil with three-phase full-bridge rectified I-coil.



(b) Series connected F-coil with MOSFET without series connected diode.

図7 MOSFET スwitchング有無の F-coil 誘導起電力とトルク (1000 r/min, 990 AT)

Fig. 7. Induced voltage of F-coil and torque with or without MOSFET switching (1000 r/min, 990 AT).

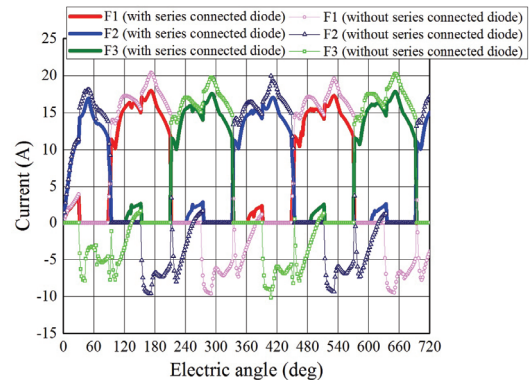


図8 F-coil に直列接続されたダイオード有無におけるロータ電流

Fig. 8. Rotor current with or without series connected diode to F-coil.

ることで瞬時トルクがゼロになる点が発生せずトルクを向上できる。一方, スwitchングの切り換えタイミングにおいて F-coil の誘導起電力にスパイク的な電圧が発生しているが今後, インダクタンスに蓄えられた電磁エネルギーの還流経路の検討やスイッチング重なり期間等を設けることでスパイク電圧の低減を検討する。

〈2・3〉 F-coil に直列接続したダイオードの役割 前節では F-coil に MOSFET を直列接続していたが, ダイオードも直列接続することでロータ銅損を低減できる。図 8 に F-coil にダイオードを直列接続した場合 (図 1(c)の回路) としない

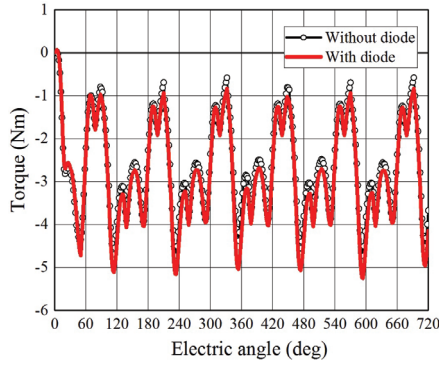


図 9 F-coil に直列接続されたダイオード有無におけるトルク
Fig. 9. Torque with or without series connected diode to F-coil.

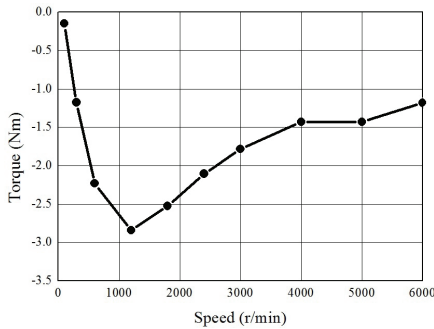


図 10 可変速トルク特性

Fig. 10. Adjustable speed drive torque characteristics.

場合において、1000 r/min、最大負荷（990AT）で F-coil に流れるロータ電流を比較することで効果を確認する。同図より、ダイオードを接続することで負方向の電流が流れなくなっている。一方、図 9 に示すようにトルク特性にはほとんど差がない。よって、ダイオードで負方向電流を抑制することでトルク特性を低下させることなくロータ銅損の低減が可能となる。

3. 電磁界解析による性能比較

〈3・1〉可変速トルク特性 最大負荷（直流励磁 990 AT）において、ロータ上の MOSFET を電気角で 120deg 通電×2 回でスイッチングしたときの可変速トルク特性を図 10 に示し、F-coil のロータ電流を図 11、ロータ起磁力（F-coil のロータ電流実効値と F-coil ターン数の積）のロータ速度依存特性を図 12 に示す。なお、ゲート信号の位相は図 2(a), (b) のロータコイル誘導起電力の位相と一致するように決定している（例えば U 相ゲート信号は図 6 となる）。図 10 より、提案モータの動作原理によって回生トルクを発生できていることが確認できる。同図より 1200 r/min 以上の回転速度になるとトルクが低下する。1200 r/min 以下では図 11、図 12 に示すようにロータ上の直流電圧がファラデーの法則に基づいているため、十分な誘導起電力を発生させることができずロータ電流が低い。その結果、ロータ起磁力が低くなるためトルクが低い。一方、1200 r/min 以上の回転速度においては図 12 に示すようにロータ起磁力は増加していくが、図 10 よりトルクの低下が確認される。図 13 に 1200 r/min

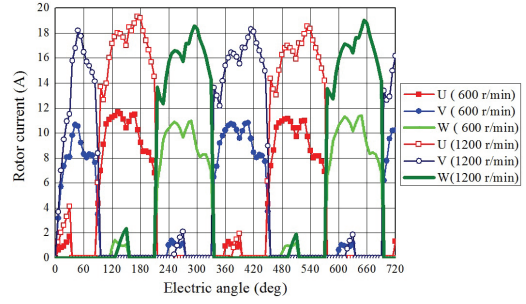


図 11 ロータ F-coil 電流

Fig. 11. Rotor F-coil current.

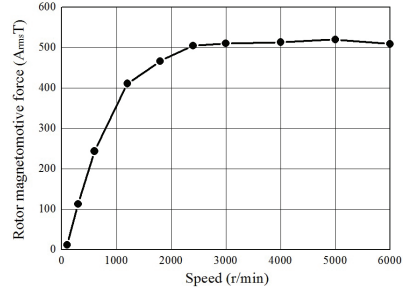
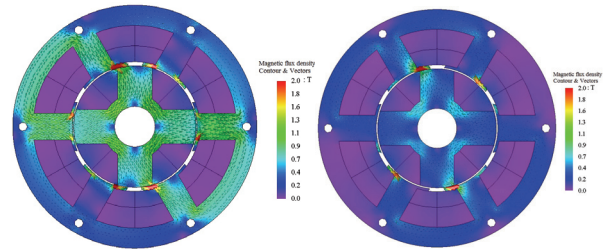


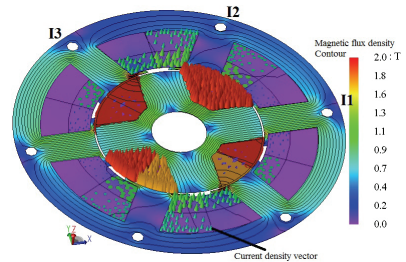
図 12 可変速ロータ起磁力特性

Fig. 12. Rotor magnetomotive force characteristics with respect to speed.

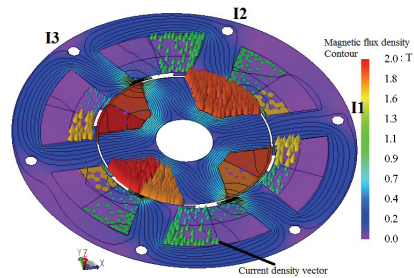


(a) 1200 r/min. (b) 4000 r/min.

(Magnetic flux density contour and vectors).



(c) 1200 r/min (Magnetic flux line and current density vectors).



(d) 4000 r/min (Magnetic flux line and current density vectors).

図 13 ロータ磁束密度分布と電流密度ベクトル

Fig. 13. Magnetic flux density distribution and current density vectors.

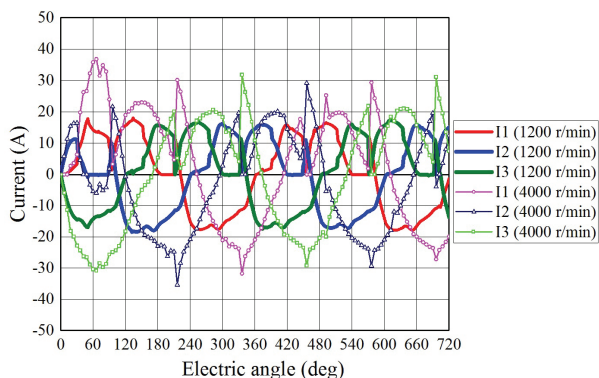


図 14 I-coil に流れるロータ電流

Fig. 14. Rotor current of I-coil with respect to rotation speed.

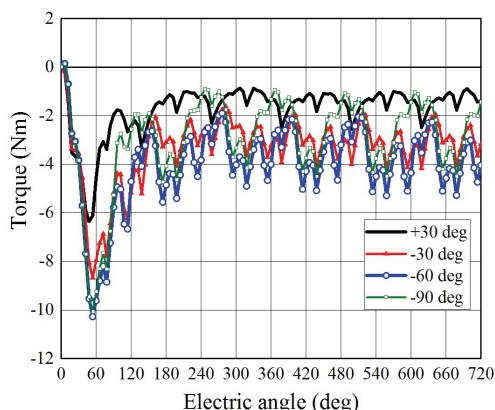


図 15 ゲート信号位相制御によるトルク特性 (4000 r/min)

Fig. 15. Torque characteristics with respect to gate signal shift control under full-load for 4000 r/min.

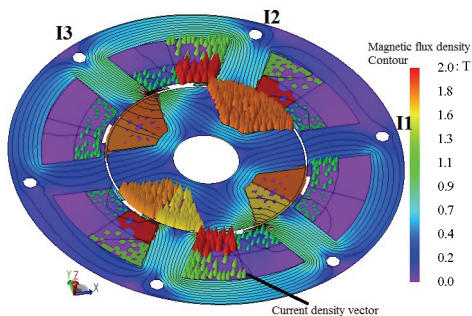


図 16 ロータ磁束密度分布と電流密度ベクトル (4000 r/min, -60 deg)

Fig. 16. Magnetic flux density distribution and current density vectors under full-load and gate-signal phase -60 deg for 4000 r/min.

と 4000 r/min における磁束密度分布と電流密度ベクトルを比較した結果を示す。同図(c)と(d)を比較すると、1200 r/min 時はトルクが発生しているロータティース (例えば I3) に対して強め磁束の方向に誘導電流が流れているのに対して、4000 r/min 時は I3 のロータティースで弱め磁束の方向に誘導電流が流れている。さらに、図 13(c)と(d)のロータ位置のときに励磁極となるロータティース (例えば I1) において、1200 r/min 時は誘導電流が発生しておらず励磁磁束が流れている。一方、4000 r/min 時は弱め磁束の方向に誘導電

流が流れておりロータの励磁を妨げている。図 14 に I-coil の誘導電流波形を示す。同図において電気角 720 deg のとき I3 は 1200 r/min と 4000 r/min で逆方向に電流が流れており、I1 は 1200 r/min で流れていないのに対して 4000 r/min では流れている。その結果、1200 r/min 以上においてトルクが低下している。この理論的な考察については今後の課題とする。

〈3・2〉 ゲート信号位相制御 ブラシ付 DC モータの場合、構造的にブラシとコミュテータの位置が固定されているため、ブラシレス DC モータのような電流位相の進角制御を行うことができない⁽⁴⁾。一方、提案モータの場合、図 1(c)に示すように回転トランスでゲート信号を非接触制御するためパルスジェネレータによりゲート信号の位相制御を行うことで容易にブラシレス DC モータの電流位相制御と等価の制御を行うことができる。前節における回転速度によって誘導電流波形に相違が生じる原因として、ロータ起磁力ベクトルの増加により電機子起磁力ベクトルと干渉することが原因だと考えられる。図 15 に図 6 のゲート信号の位相を変更したときの結果を示す。なお、信号立ち上がり位相基準としており、図 6 は図 15 において +30 deg の結果に相当する。同図より、ゲート信号位相制御によりトルク向上効果が見られる。図 16 にゲート信号位相が -60 deg のときの 4000 r/min における磁束密度分布と電流密度ベクトルを比較した結果を示すが、図 13(b)と比較して I3 で強め磁束方向の誘導電流が流れることでトルク特性が改善していることが確認できる。依然として I1 で弱め磁束方向の誘導電流となっているため今後、ロータ起磁力ごとに最大トルク/電流制御できるようなゲート信号位相制御について検討を進める。

4. まとめ

本稿では、既提案のブラシレス静止磁界励磁ジェネレータの細かな動作原理の説明と電磁界解析により基礎的な駆動特性について明らかにした。現在、本稿で述べた動作原理を実機検証するために実機構造設計を進めている。今後は、実機試作評価により駆動原理の検証を行うとともに、ゲート信号の位相制御による性能向上の検討を進める予定である。

文 献

- (1) EBS インサイトレポート：「欧州エコカーの市場と戦略—欧州自動車産業 2011-12 年版」(2014)
- (2) R. Shimizu, H. Kinoshita, T. Ito, K. Mori, J. Inada, N. Saio, H. Suumen: "Introduction of Range Extender Unit using Rotary Engine Technology", No. 32, pp. 191-196, MAZDA Technical Review 2015
- (3) M. Aoyama, T. Noguchi: "Preliminary Study on Brushless DC-Excitation Generator", *IEEJ Tokai-Section Joint Conference on Electrical, Electronics, Information, and Related Engineering*, No. F2-7 (2015)
- (4) D. Takura, and K. Akatsu: "Examination of a Variable DC Motor", *IEEJ Industry Applications Society Conference*, No. 3-10, pp. 125-128 (2014)