

# モータの磁石配置による磁束分布を考慮した 無負荷時における IPMSM のラジアル力制御

兼松正人\*, 宮島孝幸, 藤本博志, 堀洋一 (東京大学),  
榎本俊夫, 金堂雅彦, 金山雅洋,  
吉本貫太郎, 宮川隆行 (日産自動車)

Radial Force Control of IPMSM Considering Magnetic Flux Distribution on No-Load Condition

Masato Kanematsu\*, Takayuki Miyajima, Hiroshi Fujimoto, Yoichi Hori (The University of Tokyo)

Toshio Enomoto, Masahiko Kondou, Masahiro Kanayama,

Kantaro Yoshimoto, Takayuki Miyakawa (Nissan Motor Co., LTD.)

## Abstract

IPMSMs (Interior Permanent Magnet Synchronous Motors) are widely used for many industrial applications. However, IPMSMs cause large noise and vibration due to torque ripple and radial force. In this paper, radial force control method considering magnetic flux distribution on no-load condition is proposed. No-load magnetic flux distribution is approximated. From this approximate model, d-axis current which can suppress 2nd order radial force is derived. Finally, simulations and experiments are performed to show the effects of the proposed method.

キーワード：埋込磁石同期モータ, ラジアル力, マクスウェル応力, 振動抑制, 電流制御, ベクトル制御  
(IPMSM, radial force, maxwell stress, vibration suppression, current control, vector control)

## 1. 序 論

現代社会において、モータの果たす役割は非常に大きく、その中の代表的なモータとして、埋込磁石同期モータ (Interior Permanent Magnet Synchronous Motor: IPMSM) がある。IPMSM は、エアコンのコンプレッサや掃除機、電気自動車など身近な場面で使われており、IPMSM が持つトルクリプルや半径方向電磁加振力 (Radial Force: ラジアル力) による音・振動が問題となっている。そこで IPMSM の低振動・静音化手法が強く求められている。

音・振動に関わる電磁加振力の周方向成分であるトルクリプルは、モータ構造の工夫<sup>(1)</sup>と電流制御により抑制できる。電流制御による抑制手法として、フーリエ変換を用い、周期外乱として抑制する手法<sup>(2)</sup>、電磁界解析を用い、瞬時トルク理論式に用いる変数を計算し、トルクリプルを補償する手法<sup>(3)</sup>、トルクメータを用い、トルクリプル補償信号を生成する手法<sup>(4)</sup>、空間高調波を考慮した抑制手法<sup>(5)</sup>などが提案されている。

電磁加振力の半径方向成分であるラジアル力についても解析や抑制手法が報告されている。モータ構造の工夫による抑制<sup>(6)(7)(8)</sup>や、電流指令値にラジアル力を抑制する高調波電流を重畳させる手法<sup>(9)</sup>がある。

ラジアル力の解析事例としては、電磁加振力が構造系に伝わる伝達特性、及び弾性変形による構造共振モードの解析<sup>(10)(11)</sup>、ロータの偏心に着目した解析<sup>(12)(13)</sup>、磁束分布を実験と電磁界解析により求めた解析<sup>(10)</sup>、弱め界磁領域での振動現象の解析<sup>(14)</sup>などがある。

これまで述べた先行研究では、ラジアル力を近似する理論式や近似モデルはなく、電流やモータ構造とラジアル力との関係は未だ不明瞭な部分が多い。そのためラジアル力抑制のためモータ構造での振動対策や、電流制御系設計の指針がない。

ラジアル力は、ティースに鎖交する磁束により発生するもので、永久磁石起因の磁束と電流起因の磁束の相互作用により生じる。そのためモータ駆動時においては解析が難しい。そこでまず本稿では、無負荷時のラジアル力のモデル化及び、磁束分布を考慮した  $d$  軸電流制御による抑制手法を提案する。IPMSM においては、無負荷時にも磁石起因の磁束によるラジアル力が発生し、音・振動を引き起こす。このラジアル力は、ステータの永久磁石がティースを引き寄せる力に起因するため電気角 2 次の周波数成分をもつ。本稿では無負荷において、ラジアル力の主成分である電気角 2 次のラジアル力が  $d$  軸電流により抑制できることを電磁界解析と実験により示す。

## 2. IPMSM の $dq$ 座標モデルと電磁加振力

2.1 IPMSM の  $dq$  座標モデル 回転磁界に同期した  $dq$  座標系における電圧方程式、トルク  $T$ 、機械角速度  $\omega_m$  は、それぞれ (1), (2), (3) 式となる。本稿では UVW/ $dq$  変換に絶対変換を用いる。

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_d s + R & -\omega_e L_q \\ \omega_e L_d & L_q s + R \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \omega_e \Psi_a \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (1)$$

$$T = K_{mt} i_q + K_{rt} i_d i_q \quad (2)$$

$$\omega_m = \frac{1}{J_s + D} T, \quad \omega_e = P\omega_m \quad (3)$$

ただし,  $v_{d,q}$ :  $d, q$  軸電圧,  $i_{d,q}$ :  $d, q$  軸電流,  $L_{d,q}$ :  $d, q$  軸インダクタンス,  $R$ : 電機子巻線抵抗,  $\omega_e$ : 電気角速度,  $\omega_m$ : 機械角速度,  $\Psi_a$ :  $q$  軸電機子鎖交磁束,  $K_{mt} := P\Psi_a$ ,  $K_{rt} := P(L_d - L_q)$ ,  $P$ : 極対数,  $J$ : イナーシャ,  $D$ : 摩擦係数である。

**2.2 電流制御系の設計** 本稿では, 非干渉制御を施す。非干渉制御を施す前の電圧指令値を  $v'_{d,q}$ , 非干渉制御を施した後の電圧指令値を  $v_{d,q}$  とすると, (4), (5) 式となる。

$$v_d = v'_d - \omega_e L_q i_d \quad (4)$$

$$v_q = v'_q + \omega_e L_d i_q + \omega_e \Psi_a \quad (5)$$

$d, q$  軸電流 FB 制御器  $C_{d,q}(s)$  は, (6) 式の極零相殺型の PI 制御器とし, キャリア周期  $T_u$  で Tustin 変換により離散化したものを用いる。

$$C_{d,q}(s) = \frac{L_{d,q}s + R}{\tau s}, \quad \tau = 10T_u \quad (6)$$

本稿では,  $T_u = 0.1$  [ms] とする。

**2.3 IPMSM の電磁加振力** 機械角 0 度の時の U 相ティースの中心から, マクスウェル応力を考える点との間の角度をステータ位置角  $\varphi_m$  と定義する。ステータ位置角  $\varphi_m$  における磁束密度の半径方向成分, 周方向成分を  $B_r(\varphi_m), B_\theta(\varphi_m)$  とすると, マクスウェル応力の式より

$$f_r(\varphi_m) = \frac{B_r^2(\varphi_m) - B_\theta^2(\varphi_m)}{2\mu_0} \quad (7)$$

$$f_\theta(\varphi_m) = \frac{B_r(\varphi_m)B_\theta(\varphi_m)}{\mu_0} \quad (8)$$

$$F_{rU,rV,rW} = \int \int f_r(\varphi_m) dS \quad (9)$$

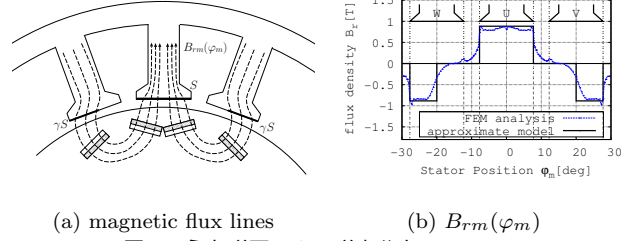
となる。ただし,  $S$ : 各ティースに磁束が鎖交する面積,  $B_{r,\theta}(\varphi_m)$ : ステータ位置角  $\varphi_m$  での半径方向, 周方向磁束密度,  $f_{r,\theta}(\varphi_m)$ : ステータ位置角  $\varphi_m$  での半径方向, 周方向マクスウェル応力,  $F_{rU,rV,rW}$ : U, V, W 相の 1 ティース表面に働くラジアル力である。

### 3. 磁束分布の近似モデル

本稿ではラジアル力を算出するために, 磁束分布を近似する。電磁界解析には株式会社 JSOL の JMAG を用いて 2 次元解析を行なった。本稿では理想状態を考えており, 正弦波電流で解析している。インバータのスイッチングの影響やモータパラメータ誤差の影響等を考慮していない。

**3.1 本稿で用いる IPMSM のモータ構造** 本稿で用いるモータは, 12 極 18 スロットのインナーロータ型集中巻 IPMSM であり, スキューは施していない。モータに用いた磁石は平行異性体で着磁している。

**3.2 磁束分布の近似に用いる仮定** 磁束分布



(a) magnetic flux lines (b)  $B_{rm}(\varphi_m)$   
図 1 永久磁石による磁束分布  $B_{rm}(\varphi_m)$   
Fig. 1. flux distribution  $B_{rm}(\varphi_m)$  by permanent magnet

$B_r(\varphi_m)$  は,  $d, q$  軸電流  $i_{d,q}$ , 永久磁石磁束  $\psi_m$ , 及びロータの回転角  $\theta_e$  により決まる。本稿では, 無負荷を考慮するため  $i_q = 0$  となる。また,  $d$  軸電流と永久磁石により生じる磁束分布は線形独立と仮定する。

$$B_r(\varphi_m) = B_{ri}(\varphi_m, i_d) + B_{rm}(\varphi_m) \quad (10)$$

ここで,  $B_{ri}(\varphi_m, i_d)$ :  $d$  軸電流により生じるステータ位置角  $\varphi_m$  での磁束密度,  $B_{rm}(\varphi_m)$ : 永久磁石により生じるステータ位置角  $\varphi_m$  での磁束密度である。以下で混乱を生じない場合においては,  $d$  軸電流値を明記した上で,  $B_{ri}(\varphi_m) = B_{ri}(\varphi_m, i_d)$  の簡易表記を用いる。また本稿では,  $d$  軸電流と  $d$  軸電流により生じる磁束密度が線形であると仮定し, 更に  $B_\theta^2(\varphi_m)$  の値が十分に小さいとして無視する。

**3.3 永久磁石により生じる磁束分布の近似モデル** 永久磁石のみの磁束分布を電磁界解析で求めた結果を図 1 に示す。以下, 図の横軸がステータ位置角  $\varphi_m$  で表されている場合は,  $\theta_e = 0$  であるとする。

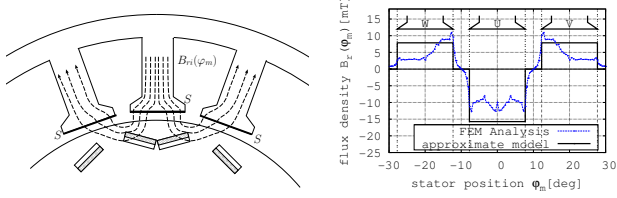
U 相のティース表面では磁束分布はほぼ均一であるが, V, W 相のティースでは不均一である。そこで, V, W 相のティース表面積  $S$  の内, 面積  $\gamma S$  のみに磁束が分布すると近似する。この磁束が分布する領域を鎖交磁束面積,  $\gamma$  を鎖交磁束面積係数と呼び,  $0 < \gamma \leq 1$  となる。ここで,  $\gamma$  は磁石配置により変動すると予想できるが厳密な磁石配置との関係は分かっていない。本稿では, 電磁界解析より得られた値を用い, U 相では  $\gamma = 1$ , V, W 相では,  $\gamma = 0.5$  とする。

永久磁石による U, V, W 相の 1 ティース表面に鎖交する総磁束  $\psi_{mU,mV,mW}$  は,

$$\psi_{mU} = \psi, \quad \psi_{mV,mW} = -\frac{1}{2}\psi \quad (11)$$

となる。ここで,  $N$ : 1 ティースのターン数,  $\psi := \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{\Psi_a}{PN}$  であり,  $\sqrt{\frac{2}{3}}$  は 2 相/3 相絶対変換での係数である。

永久磁石による磁束分布を  $B_{rmj} = \frac{\psi_{mj}}{S_j}$  として近似する。ただし,  $B_{rmj}$ : 永久磁石による  $j$  相ティース表面の磁束密度,  $\psi_{mj}$ :  $j$  相に鎖交する磁石磁束,  $S_j$ :  $j$  相ティースの鎖交磁束面積である。なお,  $S_U = S$ ,  $S_{V,W} = \gamma S$  となる。これを用いた磁束密度の近似結果を図 1 に示す。



(a) magnetic flux lines (b)  $B_{ri}(\varphi_m)$   
 図2  $d$  軸電流による磁束分布  $B_{ri}(\varphi_m)$  ( $i_d = -1$  A)  
 Fig. 2. flux distribution  $B_{ri}(\varphi_m)$  by  $d$ -axis current

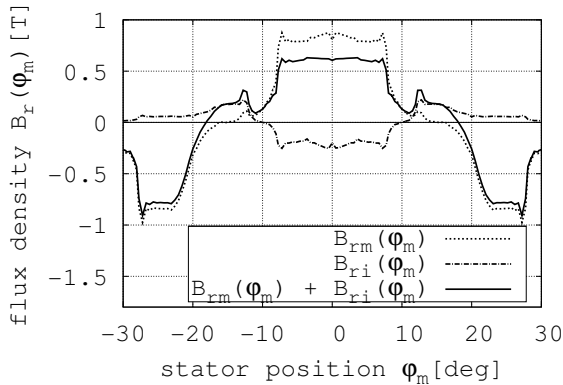


図3 永久磁石及び、 $d$  軸電流により生じる磁束分布  
 Fig. 3. flux distribution by permanent magnet and  $d$ -axis current

3・4  $d$  軸電流により生じる磁束分布の近似モデル  
 次に  $d$  軸電流により生じる磁束密度について考える。線形独立の仮定の下、 $i_d = -1$  [A] における磁束密度から磁石磁束により生じる磁束密度を除いた磁束密度を、電流により生じる磁束密度とする。電磁界解析結果を図2に示す。また、磁石磁束による磁束分布  $B_{rm}(\varphi_m)$  と  $i_d = -20$  [A] における磁束分布  $B_{rm}(\varphi_m) + B_{ri}(\varphi_m)$ 、及びそれらの差である  $d$  軸電流による磁束分布  $B_{ri}(\varphi_m)$  を図3に示す。図3と図2(b)から、磁束密度の線形近似モデルの妥当性が分かる。

$U$  相ティースの磁束分布はほぼ均一である。 $V, W$  相ティースの磁束分布は  $U$  相ティース側に磁束密度が集中している。今回は簡略化のため、 $V, W$  相においても磁束分布が均一に分布すると仮定し、近似する。

$d$  軸電流による  $U, V, W$  相の総磁束  $\psi_{iU, iV, iW}$  は、

$$\psi_{iU} = l_d i_d, \quad \psi_{iV, iW} = -\frac{1}{2} l_d i_d \quad (12)$$

となる。ここで、 $l_d := \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{L_d}{P_N}$  である。

#### 4. 磁束分布近似によるラジアル力の近似式

4・1  $U$  相ティースに発生するラジアル力  $U$  相ティース表面の磁束密度分布  $B_r(\varphi_m)$ 、及びマクスウェル応力  $f_r(\varphi_m)$  は前節までの結果より、

$$B_r(\varphi_m) = \left( \frac{\psi + l_d i_d}{S} \right) \quad (13)$$

$$f_r(\varphi_m) = \frac{B_r^2(\varphi_m)}{2\mu_0} \quad (14)$$

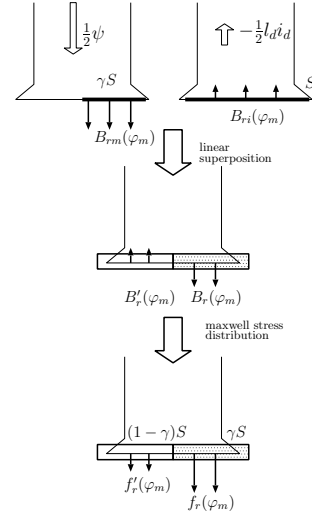


図4  $V, W$  相に発生する磁束分布  
 Fig. 4. flux distribution on  $V, W$ -phase teeth  
 と近似できる。よって、 $U$  相ティースにかかるラジアル力  $F_{rU}$  は

$$F_{rU} = \int \int f_r(\varphi_m) dS \quad (15)$$

$$= f_r(\varphi_m) \cdot S \quad (16)$$

$$= \frac{(\psi + l_d i_d)^2}{2\mu_0 S} \quad (17)$$

となる。

4・2  $V, W$  相に発生するラジアル力  $V, W$  相ティース表面の磁束分布は、永久磁石による磁束分布が不均一であるため、領域を分けて求める。図4に  $V, W$  相に発生する磁束分布の概念を示す。なお、 $B_{ri}(\varphi_m)$  は負の  $d$  軸電流における方向で表している。

それぞれの領域に存在する磁束をその領域面積で割ることにより、磁束密度を算出する。永久磁石による磁束が鎖交する領域  $\gamma S$  では、

$$B_r(\varphi_m) = \left( \frac{\psi}{2\gamma S} + \frac{l_d i_d}{2S} \right) \quad (18)$$

となる。一方、 $d$  軸電流による磁束のみが鎖交する領域  $(1-\gamma)S$  では、

$$B'_r(\varphi_m) = \frac{l_d i_d}{2S} \quad (19)$$

となる。この近似により計算した磁束密度分布と実際の電磁界解析の結果を図5に示す。図5からは、磁束密度が変化する領域近傍では磁束密度の近似精度が落ちるが、それ以外の領域においては、よい近似となっている。

マクスウェル応力は、それぞれの領域において、

$$f_r(\varphi_m) = \frac{B_r^2(\varphi_m)}{2\mu_0} \quad (20)$$

$$f'_r(\varphi_m) = \frac{B_r'^2(\varphi_m)}{2\mu_0} \quad (21)$$

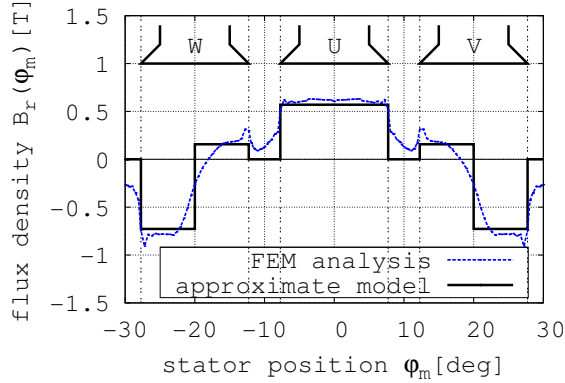


図5 各相の磁束密度分布  $B_r(\varphi_m)$  の電磁界解析と近似計算結果 ( $i_d = -20$  [A])

Fig. 5. magnetic field analysis and flux approximation of  $B_r(\varphi_m)$  ( $i_d = -20$  [A])

となる。V,W 相ティースに働くラジアル力  $F_{rV}, F_{rW}$  は、

$$F_{rV}, F_{rW} = \int \int f_r(\varphi_m) dS \quad (22)$$

$$= f_r(\varphi_m) \cdot \gamma S + f'_r(\varphi_m) \cdot (1 - \gamma) S \quad (23)$$

$$= \frac{(\psi + \gamma l_d i_d)^2}{8\mu_0 \gamma S} + \frac{\{(1 - \gamma) l_d i_d\}^2}{8\mu_0 (1 - \gamma) S} \quad (24)$$

$$= \frac{(\psi + l_d i_d)^2 + \frac{(1 - \gamma)}{\gamma} \psi^2}{8\mu_0 S} \quad (25)$$

と計算でき、V,W 相に働くラジアル力の近似式が得られる。

**4.3 2次ラジアル力抑制電流の導出** 本節で、2次のラジアル力を抑制するための  $d$  軸電流条件を導く。以下では、電気角  $\theta_e$  での各相のラジアル力を  $F_{rU}(\theta_e), F_{rV}(\theta_e), F_{rW}(\theta_e)$  と定義する。一般に振動するラジアル力を抑制するためには、ラジアル力の最大値と最小値の差を小さくすればよい。U 相ティースに働くラジアル力の最大値は、電気角が  $0, \pi$  [rad] の時であり、今回導いた  $F_{rU}$  と等しい。また、ラジアル力は電気角が  $\frac{1}{2}\pi, \frac{3}{2}\pi$  [rad] の時にラジアル力は最小となる。しかしながらこの瞬間の磁束分布は、周方向の磁束密度が無視できず、鎖交面積係数を用いた近似では精度が悪い。そこで、電気角  $\frac{1}{3}\pi$  [rad] のラジアル力に着目する。IPMSM が三相平衡であれば、 $F_{rU}(\frac{2}{3}\pi) = F_{rV}(0)$  が成立する。ここで、 $F_{rV}(0)$  は前節において解析したラジアル力  $F_{rV}$  であり、近似できている。さらにモータ構造の対称性より、電気角  $\frac{1}{3}\pi, \frac{2}{3}\pi, \frac{4}{3}\pi, \frac{5}{3}\pi$  [rad] において  $F_{rU}(\theta_e)$  は等しいので、

$$F_{rU}(0) = F_{rU}\left(\frac{2}{3}\pi\right) \quad (26)$$

となるように  $d$  軸電流を流すことで2次ラジアル力を大幅に抑制されると予想できる。

$F_{rU} = F_{rV}, F_{rU} = F_{rW}$  の方程式を整理し、 $i_d$  について解くと、

$$i_d = \left(-1 \pm \sqrt{\frac{1 - \gamma}{3\gamma}}\right) \frac{\psi}{l_d} \quad (27)$$

表1 IPMSM パラメータ

Table 1. Parameters of IPMSM

Stator Configuration	Concentrated winding
interlinkage area coefficient $\gamma$	0.5
$d$ -axis 1-teeth inductance $l_d$	53.1 [ $\mu$ H]
turn number $N$	20
teeth area $S$	$4.13 \times 10^{-2}$ [m <sup>2</sup> ]
1-teeth magnetic flux $\psi$	3.65 [mWb]

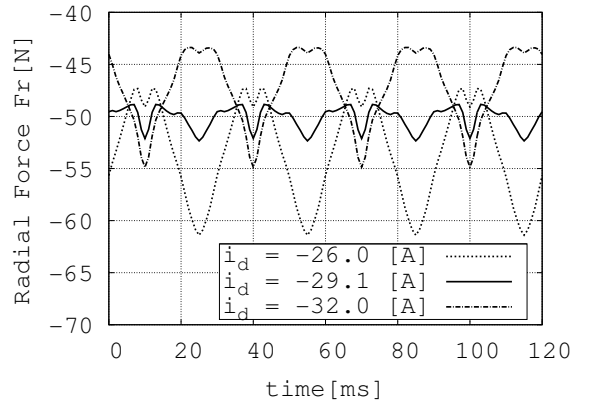


図6  $d$  軸電流による U 相ラジアル力  $F_{rU}$  の変化

Fig. 6. U-phase radial force  $F_{rU}$  variation with  $d$ -axis current

となる。

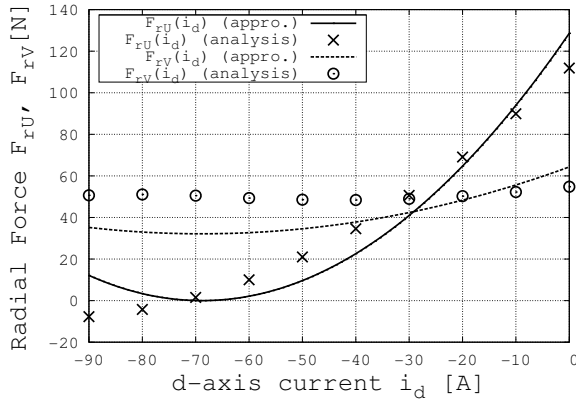
$0 < \gamma \leq 1$  に注意すると、平方根内部は正の値となる。ここで、最小の電流振幅となるよう、符号は正の値を用いる。ここで、本稿で使用するモータのパラメータを表1に示す。表1の値を用いて計算すると、

$$i_d = -29.1$$
 [A] (28)

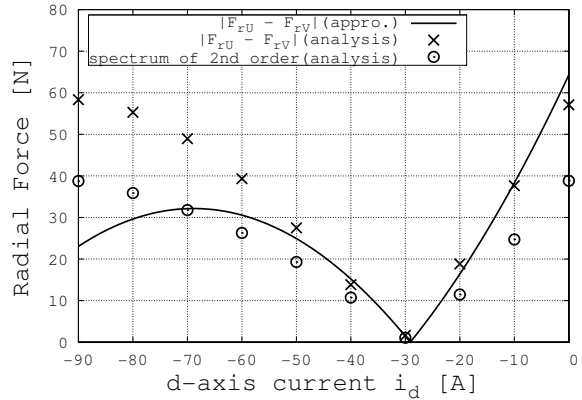
となる。実際に  $d$  軸電流を変えて電磁界解析を行なった結果を図6に示す。 $i_d = -29.1$  [A] において2次のラジアル力が大幅に抑制されている。

**4.4 ラジアル力近似式の計算精度** 本節では、前節にて近似したラジアル力近似式の精度について検証する。比較結果を図7に示す。なお、ロータ中心に向かう方向を正としている。図7(a) から、 $d$  軸電流が少ないときには、うまく近似できている。しかし、 $d$  軸電流を流すにつれて、近似式の誤差が増加している。また今回の近似では、ラジアル力が常にロータ方向に引かれるという結果となったが、 $d$  軸電流を多く流すと実際はロータと反発する領域も存在する。この領域では、周方向磁束密度  $B_\theta(\varphi_m)$  や側面の磁束などの影響が無視できない。このため、今回の近似式では誤差が大きくなると思われる。

また、今回の近似式では、電気角  $0, \frac{2}{3}\pi$  [rad] のラジアル力の差分を2次ラジアル力の近似として扱ってきた。図7(b)では、電磁界解析より求めたラジアル力の時間波形をフーリエ解析結果の2次成分と、差分の絶対値  $|F_r(0) - F_r(\frac{2}{3}\pi)|$  を示している。図7(b)より、 $d$  軸電流に対する近似式と2



(a) approximate radial force and analysis data



(b) comparison with 2nd order radial force

図7 ラジアル力の近似式と電磁界解析の比較

Fig. 7. comparison with approximate radial force and analysis data

次ラジアル力の傾向は一致している。また2次ラジアル力が最小となる $d$ 軸電流と本稿で求めた値との誤差は少ない。よって、本稿で提案したモデルは妥当だといえる。

#### 5. 実機による理論検証

ラジアル力を直接測定することは難しく、今回はステータ表面の半径方向加速度 $a_r$ を評価することで提案手法の効果を確認する。実際は減衰項や隣接するティースとの相互作用、また周方向電磁加振力から半径方向ステータ表面加速度までの伝達特性等が存在する。

負荷モータで $\omega_e = 200, 300$  [rad/s]に速度制御し、 $d$ 軸電流を変化させた時の振動の変化を図8, 9に示す。なお、図8, 9の加速度スペクトルの横軸は、速度制御指令値 $\omega_e$ で割り、電気角次数に変換している。今回は、モータの定格より $d$ 軸電流は $-25$  [A]までで検討している。どちらの速度領域においても、 $i_d = -25$  [A]付近で2次のラジアル力が大幅に抑制されている。また、 $\omega_e = 300$  [rad/s]では、回転数が高くなり、機械角1次(電気角1/6次)の振動が発生している。これは、モータの偏心や軸ずれによる振動などの可能性が挙げられる。また、6次のラジアル力が悪化している。

今回の実験において、2次ラジアル力がどの駆動領域においても $d$ 軸電流を考慮することにより振動抑制出来ることを示した。

#### 6. 結論

本稿では、磁石配置による磁束分布を考慮して無負荷での磁束分布近似モデルを提案した。磁束分布近似モデルに基づき、マクスウェル応力を積分することで、1ティースに働くラジアル力の近似モデルを導出した。また、ラジアル力の電気角2次ラジアル力を抑制する $d$ 軸電流指令値をラジアル力の周期性に着目して導出した。近似モデルの妥当性を検証するために、電磁界解析と実験から電流制御によるラジアル力抑制効果を示した。

今後、負荷時においても同様にラジアル力のモデル化及び、電流との関係について検討していく。さらに、電流高調波成分による振動の特定周波数成分抑制が次の課題とし

てある。また、モータ構造によるラジアル力対策を施すと、効率が下がることが知られている<sup>(6)(7)</sup>ので、本提案手法との効率低下の比較も含めて、どのような音・振動対策が最も効果があるか検討を行う。

#### 参考文献

- (1) K. Hiramoto, Y. Takeda, M. Sanada, and S. Morimoto: "Torque Ripple Reduction of Reluctance Torque Assisted Motors Using Asymmetric Flux Barriers". T.IEEJapan, Vol. 124-D, No. 2, pp. 208–214, 2004(in Japanese).
- (2) Y. Tadano, T. Akiyama, M. Nomura, and M. Ishida: "Torque Ripple Suppression Control Based on the Periodic Disturbance Observer with a Complex Vector Representation for Permanent Magnet Synchronous Motors". T.IEEJapan, Vol. 132-D, No. 1, pp. 84–93, 2012(in Japanese).
- (3) N. Nakao and K. Akatsu: "Torque ripple control based on instantaneous torque estimation in PMSMs". T.IEEJapan, Vol. 131-D, No. 9, pp. 1120–1127, 2011(in Japanese).
- (4) K. Nakamura, H. Fujimoto, and M. Fujitsuna: "Torque Ripple Suppression Control for PM Motor Considering the Bandwidth of Torque Meter". T.IEEJapan, Vol. 130-D, No. 11, pp. 1241–1247, 2010(in Japanese).
- (5) H. Hida, Y. Tomigashi, K. Ueyama, Y. Inoue, and S. Morimoto: "New Torque Estimation Method Considering Spatial Harmonics and Torque Ripple Reduction in Permanent Magnet Synchronous Motors". T.IEEJapan, Vol. 130-D, No. 9, pp. 1051–1058, 2010(in Japanese).
- (6) T. Kobayashi, Y. Takeda, M. Sanada, and S. Morimoto: "Vibration Reduction of IPMSM with Concentrated Winding by Making Holes". T.IEEJapan, Vol. 124, No. 2, pp. 202–207, 2004(in Japanese).
- (7) Y. Asano, Y. Honda, Y. Takeda, and S. Morimoto: "Reduction of Vibration on Concentrated Winding Permanent Magnet Synchronous Motors with Considering Radial Stress". T.IEEJapan, Vol. 121-D, No. 11,

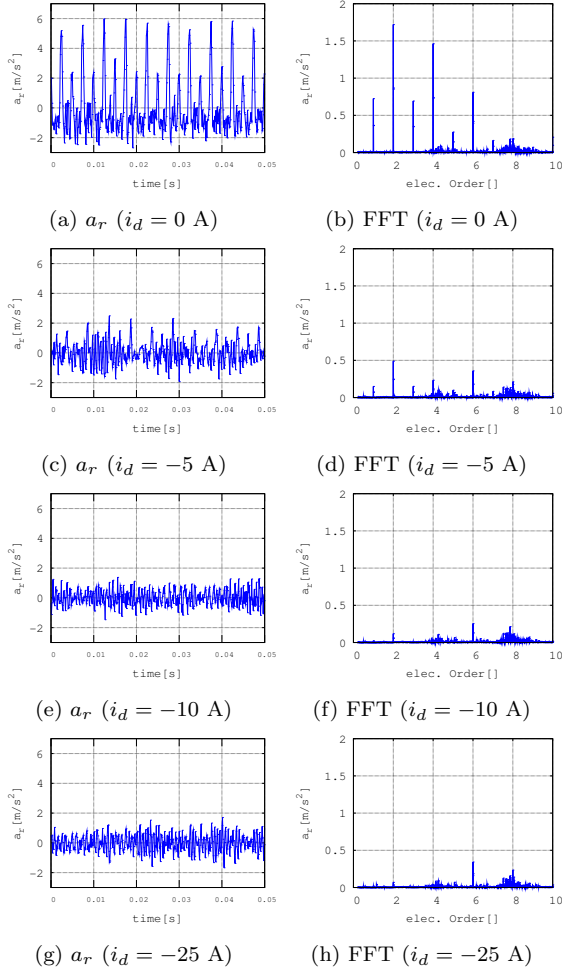


図8 実験結果 ( $\omega_e = 200$  [rad/s])  
Fig. 8. Experimental Results ( $\omega_e = 200$  [rad/s])

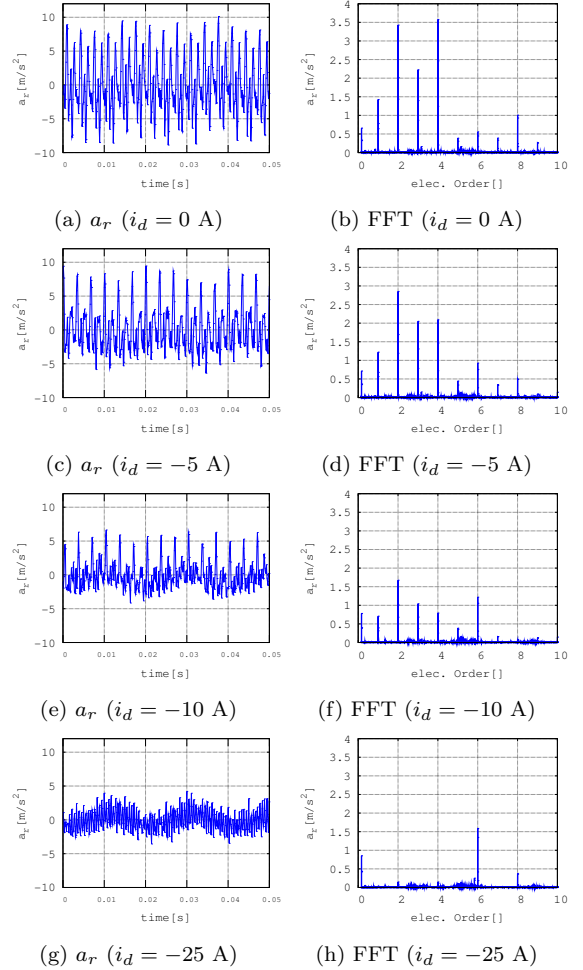


図9 実験結果 ( $\omega_e = 300$  [rad/s])  
Fig. 9. Experimental Results ( $\omega_e = 300$  [rad/s])

- pp. 1185–1191, 2001(in Japanese).
- (8) R. Takahata, S. Wakui, K. Miyata, K. Noma, and M. Senoo: “Study on Reduction in Vibrations of Concentrated Winding Permanent Magnet Synchronous Motor by Skew Effects of Rotor”. T.IEEJapan, Vol. 132, No. 2, pp. 278–287, 2012(in Japanese).
- (9) H. Yashiro and H. Takada: “Reduction of a Radial Electromagnetic Oscillating Force of an Electrical Motor by Superposing a High Order Current”. Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, C, Vol. 72, No. 715, pp. 723–728, 2006(in Japanese).
- (10) S. Noda, S. Mizuno, and A. Kondo : “Noise and Vibration for Inverter Drien Induction Motor”. IEE of Japan Technical Meeting Record, RM, No. 34, pp. 41–46, 2011(in Japanese).
- (11) T. Hattori, K. Narita, Y. Sakashita, T. Yamada, K. Hanaoka, and K. Akatsu: “Modeling Method of Vibration Analysis Model for Permanent Magnet Motor”. IEE of Japan Technical Meeting Record, MAG-10-38, No. 26, pp. 61–66, 2010(in Japanese).
- (12) Y. Yoshikuwa, A. Imagi, H. Kometani, and J. Okada:

- “A Study of the Generation and Reduction of the Electromagnetic Excitation Force for Small Induction Motors”. Journal of the Japan Society of Applied Electromagnetics, Vol. 14, No. 1, pp. 102–107, 2006(in Japanese).
- (13) R. Takahata, S. Wakui, K. Miyata, K. Noma, and M. Senoo: “A Study on Permanent Magnet Synchronous Motor Characteristics with Rotor Eccentricity”. T.IEEJapan, Vol. 131-D, No. 8, pp. 1029–1035, 2011.
- (14) S. Ohno, T. Miyoshi, A. Yoneda, and Y. Shimizu: “A Study on Vibration at the Field Weakening Control of DC Brushless Motor for EPS”. Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Vol. 76-C, No. 770, pp. 2380–2386, 2010(in Japanese).