高次電流重畳による電動機の半径方向加振力低減*

屋代 春樹^{*1}, 高田 一^{*2}

Reduction of a Radial Electromagnetic Oscillating Force of an Electrical Motor by Superposing a High Order Current

Haruki YASHIRO^{*3} and Hajime TAKADA^{*3} Technology Research Lab. No. 3 Nissan Research Centre Nissan Motor Co. Ltd.,
1 Natsushima, Yokosuka-shi, Kanagawa, 237-8523 Japan

It is important to reduce the vibrations of an Interior Permanent Magnetic motor that is generally installed in electrical vehicles, fuel cell vehicles, and hybrid electrical vehicles. The purpose of the study here is to build up the reduction methodology of the radial oscillating force that causes the radiation noise from the surface of the motor case by controlling the working currents on IPM motor. The distributed winding IPM motor with 48 teeth on the stator and 4 pairs of poles on the rotor is treated. The relating equation between the radial force towards the stator and three phase alternating currents is provided firstly, utilizing the radial force that results from the Finite Element Analysis of the plane electromagnetic field. Secondly, high order currents are derived from the equation and superposed on the basic currents in order to reduce the radial oscillating force. Finally, the plane electromagnetic field analysis is performed again with the currents including the high order ones and a radial oscillating force reduction of about 20 dB with a torque increase of 2.8% is obtained.

Key Words: Electromagnetic Induced Vibration, Identification, Fast Fourier Transform, Automobile, Finite Element Method

1. 緒 論

地球環境問題が深刻化するにともない、ハイブリッド車両が普及し、燃料電池車のリースが始まった。また、電気自動車も見直されてきている。これらの車両は、通常の内燃機関の自動車とは異なり、車両を駆動するモータを有している。

自動車用車両駆動モータは、高回転の機械強度が有利などの理由により埋込磁石構造電動機（以下 IPM モータ）が主流となっている。IPM モータは上記特長の反面、磁石間鉄部の磁束の粗密差が大きくなって、トルクリプルや半径方向加振力が大きくなり、振動騒音の問題を引起こす特徴もある。半径方向加振力は、ステータコア、モータケースの円環モードを励起して、モータケースから発生する金属音のような放射音の主要因となる。この放射音に関する研究は、今までにも多く発表されてきた。塩幡^①、石橋^②らは、円環モードと半径方向加振力の空間モードの関係から寄与の高い加振力モードを見出し、その加振力で放射音計算を実施して実験と良好な対応を得ている。ステータ

突極とロータ極の対向面積を減らすことで、半径方向加振力を低減するという考えのもと、真田^③は SR モータを対象に、小林^④は集中巻 IPMSM を対象に、ロータ表面に空隙を設けて、その効果を実験で確認している。浅野^⑤は、磁界解析結果のマクスウェルの応力を詳細に分析して、ティースの回転方向後端部のギャップを拡大することで、半径方向の応力を低減可能なことを実験でも確認している。

このように、磁界解析、放射音解析の精度が向上し、構造体において種々の半径方向加振力低減研究報告がある中で、ここでは、基本電流に高次電流を重畳することで半径方向加振力を低減する方法とその効果について、計算による検討結果を報告する。以下、まず対象とする円環モードを記述する。次に、二次元有限要素法磁界解析結果の半径方向力を使って、モータを駆動する三相交流電流と半径方向力の関係式を導く。そして、その式をもとに対象とする半径方向加振力低減のための高次電流を定式化する。最後に、高次電流を基本電流に重畳して、あらためて二次元有限要素法磁界解析を実施し、半径方向加振力が低減しているのを確認する。なお、有限要素法による磁界解析は、電磁界解析用ソフト JMAG（株式会社日本総合研究所製）を使用した。

* 原稿受付 2005 年 6 月 16 日。

^{*1} 正員、フェロー、日産自動車(株) (〒237-8523 横須賀市夏島町 1)。^{*2} 正員、横浜国立大学大学院工学研究院 (〒240-8501 横浜市保土ヶ谷区常盤台 79-5)。

E-mail: h-yashiro@mail.nissan.co.jp

2 低減対象の半径方向加振力

2.1 対象とする円環モード 前述のように、放射音にはモータの円環モードが大きく関与している。そこで、有限要素法によるステータの二次元固有値解析を実施した。代表的な固有モードをオリジナルのモデル形状とともに図1に示す。それぞれ、(a)は円環2次、(b)は円環3次、(c)は円環0次モードである。モードシェイプから円環0次が最も放射音になりやすいことは容易に想像できる。実際のモータでは、ステータをその外周で支えているモータケース上に、車体に設置するためのブラケットなどが設定されるので、純粋な円環0次ではないが、それに近いモードシェイプの放射音は大きくなるのが通常である。そこで、ここでは円環0次を対象モードとする。

2.2 対象とする半径方向加振力 有限要素法による磁界解析に使用したモータの計算モデルを図2に示す。ロータには反時計方向に回転を与えている。図2は、三相交流電流（以下、基本電流）により駆動する4極対、分布巻48ティース IPM モータの1/4モデルで、節点数は4212、要素数は3984である。1/4モデルであるが、4極対なので機械角 90° 回転で電気角は 360° となる。これ以降、図において、横軸がAngle(deg)の場合は電気角を意味する。基本電流900A（片振幅）を印加した時のティース(2)の半径方向力計算結果とそれをフーリエ変換後にデシベル表示したものを図3に示す。半径方向力は、図3上図に示すようにティースのロータ側先端中央部での半径方向要素節点力としており、外向きを正とした。図3下図からわかるように、半径方向力はモータの中心に向かっていて、4つのピーク（中心向き、マイナス）を有している。図4の横軸は電気角に対する次数を示す。半径方向力変動（半径方向加振力。以下、単に加振力）は、電気角の偶数次数が大きいのが特徴である。加振力は、

ロータとステータのティース間の磁力変動により発生するもので、永久磁石起因と電流（電磁石）起因からなる。電流が印加されない場合（以下、無負荷時）は、ロータ回転に伴いロータに埋込まれた永久磁石とティース間の磁力変動により発生する（永久磁石起因）。

Fig.2 Two dimensional typical IPM motor

Fig.3 Radial force at the center of teeth(2)

Fig.4 Radial oscillating force at the center of teeth(2)

Fig.1 Typical circular modes of stator.

これは、円周方向におけるコギングトルクに対応する。また、電流が印加された場合は、永久磁石起因に加え、ロータの電磁鋼板部とステータの電磁石間の磁力変動により加振力が発生する（電流起因）。これは、円周方向におけるリラクタンストルクの変動に対応するものである。

次に、この節の主題である円環 0 次モードを励起しやすい加振力について検討する。図 2 に示すティース (2), (4), (6) について、半径方向力をフーリエ変換した後の 2 次, 4 次, 6 次の実部を横軸に、虚部を縦軸に表示した結果を図 5 に示す。2, 4 次については 3 つティースの加振力の位相差が 120° , 240° で、それらの合力はほとんど 0 となるのに対し、6 次は各ティースの加振力がほぼ同相である。ここでは示さないが、両側スロット部を異なる相の電流が流れるティース (1), (3), (5) の組合せでもティース間の位相関係は同様である。しかも、ティース (1)~(6) の 6 次はほぼ同相である。このことから機械角 360° においても、電気角 2 次, 4 次の加振力は円環 0 次モードを励起しにくく、電気角 6 次の加振力は円環 0 次モードを励起しやすいということになる。電気角 8 次, 10 次, 12 次でも同様であり、結局 6 の整数倍次数が円環 0 次モードを励起しやすく、本報告の低減対象次数となる。

2.3 半径方向力の数式表現 加振力を低減する高次電流を求めるには、電流と半径方向力の関係を求める必要があるが、今までにそれが示された例はなく、ここでは、筆者らがトルクリプル低減で試みた方法⁶⁾を適用する。すなわち、U 相, V 相, W 相の電流をそれぞれ I_u , I_v , I_w として、半径方向力 $F(I_u, I_v, I_w)$ を下式のように各相電流の多項式で表す。

$$F(I_u, I_v, I_w) = G_u I_u + G_v I_v + G_w I_w + G_{uv} I_u I_v + G_{vw} I_v I_w + G_{wu} I_w I_u + G_{uvw} I_u I_v I_w \quad (1)$$

ここで、 G_u , G_v , G_w , ... はそれぞれモータ固有の特性を示す係数で、電気角の関数である。式(1)の右辺は、基本電流を印加した場合には、各相電流単独の第 1~3 項ばかりでなく、2 つの電流間で相互作用がある

と考えて第 4~6 項を加え、さらに 3 つの電流間でも相互作用があると考え第 7 項を加えたものである。式 (1) は電流起因の半径方向力を示す式であり、永久磁石起因（無負荷時）の半径方向力を含まない。つまり、 $I_u = I_v = I_w = 0$ とすると、 $F(I_u, I_v, I_w) = 0$ となる。900A の基本電流を印加した場合の半径方向力と、それから永久磁石起因を除いたものを図 6 に示す。図 6 から、ティース (2) の半径方向力は、電気角 $0 \sim 60^\circ$, $180 \sim 240^\circ$ では、ほとんど電流起因であることがわかる。

ここで、次の 3 ケース (① 右辺 3 項まで考慮, ② 6 項まで考慮, ③ 7 項まで考慮) で式(1)の妥当性を検討する。結果を電流起因半径方向力とともに図 7, 8 に示す。図 7 は基本電流を 900A としたもので、ケース ① では半径方向力を表せていない。ケース ② はかなりよく半径方向力を表しているが、ケース ③ のほうがさらによく表している。図 8 は、基本電流を 3118A まで上げた場合の半径方向力で式(1)の妥当性を検討したものである。900A 同様、7 項まで考慮したケース ③ が最もよく一致している。ここでは普遍性を考えて、式 (1) の右辺 7 項までを考慮することにする。

Fig.6 Radial force comparison

2.4 高次電流重畳時の半径方向力の数式表現 U, V, W 相の基本電流を I_u , I_v , I_w として、p 次の高次電流を重畳した印加電流 I'_u , I'_v , I'_w を次式で与えるの考える。

$$\begin{aligned} I'_u &= (1 + q \cos p\theta + r \sin p\theta) I_u \\ I'_v &= (1 + q \cos p\theta + r \sin p\theta) I_v \\ I'_w &= (1 + q \cos p\theta + r \sin p\theta) I_w \end{aligned} \quad (2)$$

ここで、高次電流重畳時にも式(1)中、 G_u , G_v , ... が

Fig.5 The phase of radial oscillating force on teeth

変化しないとする、高次電流重畳時の半径方向力 $F(I_u, I_v, I_w)$ は、式(1)において I_u などの代わりに I_u' などとして、式(2)を式(1)に代入すると、

$$F(I_u, I_v, I_w)' = F(I_u, I_v, I_w) + (S_1 + 2S_2 + 3S_3)(q \cos p\theta + r \sin p\theta) \quad (3)$$

なお、式(3)を求める過程で q, r は微小としてテーラー展開一次までを採用している。

ただし、

$$\begin{aligned} S_1 &= G_u I_u + G_v I_v + G_w I_w \\ S_2 &= G_{uv} I_u I_v + G_{vw} I_v I_w + G_{wu} I_w I_u \\ S_3 &= G_{uvw} I_u I_v I_w \end{aligned} \quad (4)$$

高次電流重畳による半径方向力は、式(3)の右辺第二項の形で現れる。

3. 高次電流の定式化

ここでは、高次電流により発生する半径方向力により、オリジナルの半径方向力（電流起因と永久磁石起因の両者を含む、図3下図に対応）の p 次高調波成分を低減する方法を述べる。オリジナルの半径方向力の p 次高調波成分を F_p とすると、式(3)から、

$$(S_1 + 2S_2 + 3S_3)(q \cos p\theta + r \sin p\theta) = -F_p \quad (5)$$

Fig.7 Verification of equation (1) for 900A

を満たす q, r が p 次高調波成分を低減することになる。式(5)から、 S_1, S_2, S_3 の p 次に関係する項は、0 次と $2p$ 次になる。しかし、式(4)で示される S_1, S_2, S_3 の $G_{uv}, G_{vw}, \dots, G_{uvw}$ をフーリエ級数で表現すると、高次ほど小さくなるので、ここでは $2p$ 次は無視して、0 次の項のみを考慮する。

いま、ある関数 $Y(\theta)$ の 0 次近似項（平均値）を Y_{DC} で表すと、

$$\begin{aligned} [S_1 + 2S_2 + 3S_3]_{DC} &= [3F(I_u, I_v, I_w) \\ &\quad - F(I_u, I_v, 0) - F(0, I_v, I_w) - F(I_u, 0, I_w)]_{DC} \\ &= [\{F(I_u, I_v, I_w) - F(I_u, I_v, 0)\} \\ &\quad + \{F(I_u, I_v, I_w) - F(0, I_v, I_w)\} \\ &\quad + \{F(I_u, I_v, I_w) - F(I_u, 0, I_w)\}]_{DC} \end{aligned} \quad (6)$$

となるので、 F_p をフーリエ変換したときの実部を F_p^{real} 、虚部を F_p^{img} とすると、 q, r はそれぞれ、

$$q = -F_p^{real} / (S_1|_{DC} + 2S_2|_{DC} + 3S_3|_{DC}) \quad (7)$$

$$r = -F_p^{img} / (S_1|_{DC} + 2S_2|_{DC} + 3S_3|_{DC}) \quad (8)$$

式(6)は、三相同時に印加したときの半径方向力と二相を同時に印加したときの半径方向力の差をとって加算したものの 0 次を意味しており、 S_1 を求めるに必要であった I_u 相のみ印加などの単相印加の計算は、 $q,$

Fig.8 Verification of equation (1) for 3118A

r を求めるには不要である。また、式(7)、(8)から、 q 、 r には

$$\frac{r}{q} = F_p^{imag} / F_p^{real} \quad (9)$$

の関係があるので、式(6)の測定に手間がかかる実験では、式(9)の関係を維持して q 、 r を変化させ最適な q 、 r を探る方法が有効と思われる。

4. 高次電流重畳による加振力の低減

4.1 高次電流の重畳効果 ここでは、22節で検討した6の整数倍次数のうち、12次を対象に、その低減を検討する。すなわち、式(2)で $p=12$ とし、式(7)、(8)の q 、 r を求めた(結果を q_0 、 r_0 とする)。その結果の三相交流 I_u 、 I_v 、 I_w を900Aの基本電流とともに図9に示す。この場合、 $q_0=0.12$ 、 $r_0=0.23$ だったので、重畳した高次電流は基本電流に対して約26%の電流値になっている。 $p=12$ の場合、式(2)から高次電流は11次、13次成分を有していることになるので、高次電流の振幅変調は1周期に2回あり、それらが基本電流の山、谷で大きく発現している。

また、この三相交流を印加した場合の有限要素法磁界解析結果のティース(2)の半径方向力を、オリジナルの半径方向力とともに図10に示す。ティース(2)の半径方向力は、ロータ中心向きに電気角約 10° 、 90° 、 190° 、 270° にピーク(中心向き、マイナス)

Fig.9 Three phase alternating currents including a high order one

Fig.12 The phase of radial oscillating force on teeth in case of superposing a high current

を持っている。図6から、電気角約 10° 、 190° は電流起因の半径方向力であるのに対し、 90° 、 270° は主として永久磁石によるものである。有限要素法磁界解析結果の磁束の流れによると、電気角約 10° では、磁束はロータ永久磁石間鉄部→ティース(6)→ステータバックヨーク→ティース(2)→ロータ永久磁石間鉄部へと流れており、電気角約 190° では逆の流れになっている。この磁束の流れは、図2よりティース(6)に関連してU相電流で引起こされているものと考えられる。その結果、U相の重畳電流が大きく発現している電気角区間において、図10のようにティース(2)の半径方向力はオリジナルとの差が大きくなっていると考えられる。一方、永久磁石が主要因の電気角 90° 、 270° では、高次電流の影響は小さく、両者の差はあまり大きくない。高次電流重畳時のティース(2)の半径方向力をフーリエ変換した結果をデシベル表示したものをオリジナルのフーリエ変換結果とともに図11に示す。12次成分は19.6dB低減している。なお、平均トルクは、高次電流重畳前の65.75Nmに対して

Fig.10 Comparing the resultant radial force

Fig.11 Fourier transform result comparison

1.82Nm (約2.8%) 大きくなった。

また、6の整数倍次数以外の次数として10次、14次について、各ティースの位相関係を調べた結果を、低減対象とした12次とともに図12に示す。10次、14次の合力はほぼ0となっており、6の整数倍次数以外の偶数次数の加振力は、円環0次モードを励起しにくい状態が高次電流重畳後も保持されていると考えられる。また、12次は、狙い通り各ティースにおける加振力の絶対値が小さくなっている。

4.2 重畳する高次電流を変化させたときの効果

高次電流の定式化過程ではテーラー展開一次近似を採用したり、 S_1 , S_2 , S_3 の $2p$ 次を無視したり、高次電流重畳時に式(1)の G_m , G_n , $\dots$ は変化しないと仮定するなどの近似が入っているので、前節で得られた q_0 , r_0 が、対象とする加振力に対して最も大きい効果をもたらすとはかぎらない。そこで、得られた q_0 , r_0 近傍で q , r を変化させた高次電流を重畳して有限要素法磁界解析をおこない、加振力の低減効果を調べた。ティース(2)における12次成分低減効果を図13に示す。定式化で得られた $q_0=0.12$, $r_0=-0.23$ に対して、 $q=0.11$, $r=-0.20$ でさらに約5dBの低減効果があった。

Fig.13 Reduction map of oscillating force on teeth(2)

5. 結 論

4極対48ティースの分布巻IPMモータを対象に、モータケースからの放射音の主な要因である円環0次モードを励起する加振力を、基本電流に高次電流を重畳する方法で低減することを試みた。その結果、

- (1) 半径方向力は、三相交流電流の7項多項式で表現でき、各項の係数は、三相交流電流

を単独印加、二相同時印加、三相同時印加したときの節点力を使って求めることができる。

- (2) 低減したい加振力の次数の ± 1 次の次数をもった高次電流を基本電流に重畳することで加振力の低減が可能である。高次電流の大きさは、三相交流電流を同時に印加したときと二相交流電流を同時に印加したときの半径方向力の0次近似項(平均値)を使って求めることができる。
- (3) 対象としたモータでは、高次電流は基本電流の約26%の大きさで、加振力低減効果は約20dBであった。また平均トルクは2.8%大きくなった。
- (4) 本手法で得られた高次電流の近傍にさらに効果が大きい高次電流値が存在する場合も、本手法で得られた高次電流を起点として、その高次電流を見出すことが容易である。

ここでは、900Aについて論じたが、他の電流でも同じ手順を踏んで高次電流を導くことができる。

最後に、本論文を作成するにあたり、JMAGを使用した磁界解析を実行していただいたゼネラルエンジニアリング株式会社の木本和弘氏、NASTRANを使用したステータの固有値解析を実行していただいた弊社研究実験試作部の小坂洋二氏に感謝いたします。

文 献

- (1) 塩幡宏規・根本佳奈子・名川泰正・坂本茂・小林孝司・伊藤元哉・小原木春雄, 電磁力励起による電動機の振動放射音解析法, 電学論D, 118巻11号, 1998年
- (2) 石橋文徳・野田伸一, モータの振動・騒音の解析, JMAG Users Conference 2002
- (3) 真田雅之・中田一聡・森本茂雄・武田洋次・山井広之, 極内空隙によるSRモータのラジアル力低減と低騒音化, 電学論D, 123巻12号, 2003年
- (4) 小林貴彦・馬雷・真田雅之・森本茂雄・武田洋次, 集中巻IPMSMのラジアル力とトルクリプルの低減法, 電気学会回転機械研究会資料RM-02, 41-51, 2002
- (5) 浅野能成・本田幸夫・武田洋次・森本茂雄, 集中巻永久磁石同期モータのラジアル応力に着目した振動低減, 電学論D, 121巻11号, 2001年
- (6) 屋代春樹・高田一, 高次電流重畳による電動機のトルクリプル低減, 機論, 72巻714号,C(2006), 435-440
- (7) 三浦徹也, 公開特許公報(A), P2001-352791A