トルク脈動を低減するためのモータ鉄心製造方法に関する研究*

秋田裕之**

中原裕治**

吉岡 孝***

三好隆志†

Study on the Manufacturing Method of the Motor Cores to Reduce the Cogging Torque
Hiroyuki AKITA, Yuji NAKAHARA, Takashi YOSHIOKA and Takashi MIYOSHI

In recent years, to meet demands for high efficiency, the use of concentrated winding motors, in which the coil is wound around every magnetic pole tooth, has increased. By using a separate core structure, the coil fill factor of the motor, and the motor efficiency per unit volume, are improved. However, since the assembly error is large compared with non-separate cores, a separate core can produce an imbalance in the flux distribution during motor rotation and cause cogging torque to increase. Usually the core assembly precision is determined by the circularity of inner core, however, it is difficult to predict the cogging torque of a separate core from its circularity because the circularity does not correlate well with the cogging torque.

So, in this paper, with reference to the inner core shape, one or several points of deformation were intentionally introduced and the relationship with cogging torque was investigated. Consequently, it became clear that cogging torque caused by the inner core shape is the main component of cogging torque. Moreover, it turned out that cogging torque when there were several points of deformation was the vector sum of the cogging torque resulting from each one. From these results, a new evaluation method which predicts the cogging torque more precisely than evaluation using the circularity of inner core has been established. Furthermore, a new core, which we call a "joint-lapped core" is proposed as a core structure which can reduce cogging torque. Because the joint-lapped core was made by a press, similar to a conventional cylindrical core, the circularity and the cogging torque of the joint-lapped core were the same grade as non-separate cores.

Key words: motor, concentrated winding, separate core, cogging torque, manufacturing method

1. 緒 言

近年、高出力化、高効率化などの要求から永久磁石モータの使用が増えており、発熱によるエネルギーロスを低減するために、モータのコイル構造は従来の分布巻構造から電気抵抗の小さい集中巻構造へと変遷している¹⁾。筆者らは集中巻構造のステータ鉄心に分割鉄心を適用することによりコイルの電気抵抗を低減する製造方法を研究し、永久磁石モータの高効率化を検討してきた²⁾。

産業用、車載用などの分野で位置や力の制御に使用される永久磁石モータは、高精度回転、低振動、低騒音がより一層求められており、トルク脈動として知られるコギングトルクを低減する要求が強い³⁾。コギングトルクは、モータ内部の磁気エネルギーがロータ位置によって変化するために生じるが、分割鉄心は、一体鉄心に比べ工作誤差が発生しやすいので、わずかな工作誤差により磁気エネルギーが変化し、コギングトルクが大きくなる場合がある⁴⁾。モータ効率向上の手段として有効な構造である分割鉄心において、コギングトルクを低く安定させる製造方法を得ることは産業上有用である。

本稿では、8極12スロットのモータを例に取り上げ、まず、ステータ内径形状の工作誤差とコギングトルクの因果関係を表す数式モデルを求め、次に、数式モデルが示す因果関係を実験により検証する。最後に、数式モデルが示すコギングトルクを低減するための条件を満たす製造方法を提案し、提案した方法で製造したステータについてコギングトルクを評価した結果を報告する。なお、コギングトルクの発生原因のうち、本稿ではコギングトルク全体のうち大きな割合を占めるステータ内径形状の誤差に起因する成分のみを対象とし、その低減を図ること

を目的とする。

2. ステータ内径の真円度の評価

2.1 対象ワーク

図1に本研究で対象とする8極12スロットのモータ構造を示す。ステータ外径は80mm、積層高さ40mm、ステータとロータの間のエアギャップは0.6mmとした。ステータは、磁極歯毎に分割された鉄心を環状に組み合わせて構成され、磁極歯にコイルが巻装される。ロータは、円筒状の磁性材料の周囲にリング形状のネオジム焼結磁石が取り付けられて構成されている。コイルに無通電の状態でもロータを回転させると発生するトルクの脈動がコギングトルクである。ステータ内径形状の誤差に起因して発生するコギングトルクの成分は、ロータの回転に伴い磁極数と同じ周期の成分として現れることが知られており⁵⁾、フーリエ変換により分離できる。ロータが作る起磁力の周波数を f とすると磁極数は $2f$ であり、本稿では磁極数と同じ周期のコギングトルクの成分をコギングトルク $2f$ 成分と呼ぶ。

Fig.1 Motor structure

* 原稿受付 平成18年10月30日

** 正会員 三菱電機(株)(東京都千代田区丸の内2-2-3)

*** 三菱電機(株)

† 正会員 大阪大学工学研究科(吹田市山田丘2-1)

Fig.2 Circularity of the separate core

Fig.3 Level difference in radial direction

2.2 分割鉄心の内径形状の特徴

分割鉄心の内径精度の評価には、真円度が用いられることが一般的である⁴⁾。例として、実際に分割鉄心を組み立てて製造したあるステータの内径を3次元計測器で計測した真円度の結果を、基準円からの変位として図2に示す。真円度は44.7 μm であり、プレス加工によって一体鉄心を製造した場合と同等の高い値が得られた。真円度形状の特徴として、曲線が急激に変化する20~30 μm の複数の段差が見受けられる。段差は、ステータの磁極歯の間に発生しており、図3の L_d に示すように分割された磁極歯が径方向にずれることに起因すると考えられる。段差は、分割鉄心の内径形状の特徴といえる。

2.3 真円度とコギングトルクの関係

18台のステータについて、共通のロータを組み合わせた場合のコギングトルク2f成分と、ステータ内径の真円度を測定し、両者の関係を図4に示す。コギングトルク2f成分は定格トルクとの比で示す。真円度とコギングトルク2f成分の相関係数は0.48と低く、真円度の高いステータのコギングトルク2f成分が必ずしも低いとはいえないことがわかる。つまり、真円度はコギングトルク2f成分を評価する指標として適当とはいえないと考えられる。ステータの組立誤差に起因するコギングトルクを低減するためには、内径形状とコギングトルクの因果関係を明確にする必要がある。

3. ステータ内径形状とコギングトルクの関係

3.1 内径形状の影響を考慮した数式モデルの導入

この章では、ステータ内径形状とコギングトルク2f成分の関係を示す数式モデルを求める。ステータ内径形状の影響を抽出するために、ロータは、形状、磁気特性にばらつきがなく、磁石には起磁力が周方向に正弦波分布となるように着磁されているものとする。図1に示すロータ上の極座標のある角度 ϕ に、微小角度 $d\phi$ をとる。ロータがステータに対して回転角度 θ の位置にあるとき、 ϕ の位置に発生する $d\phi$ あたりのトルク $dT(\phi, \theta)$ はエアギャップに蓄えられた磁気エネルギー $dE(\phi, \theta)$ が変化することによって生じ、次式で表される。

Fig.4 Correlation between the circularity and the cogging torque

$$dT(\phi, \theta) = \frac{\partial}{\partial \theta} \{dE(\phi, \theta)\} \quad \dots (1)$$

磁気エネルギー $dE(\phi, \theta)$ は、ロータ起磁力 $F(\phi)$ と、パーミアンス $P(\phi, \theta)$ の積の二乗に比例し、次式で表される。

$$dE(\phi, \theta) = \frac{k}{2\mu_0} \cdot \{F(\phi)\}^2 \{P(\phi, \theta)\}^2 d\phi \quad \dots (2)$$

ここで、 μ_0 は真空の透磁率、 k は微小角度 $d\phi$ のエアギャップ体積を $d\phi$ で除した値である。式(2)を式(1)に代入し、 ϕ について一周積分すると、トルク $T(\theta)$ は次式で得られる。

$$T(\theta) = \int_0^{2\pi} \frac{k}{2\mu_0} \cdot \{F(\phi)\}^2 \frac{\partial \{P(\phi, \theta)\}^2}{\partial \theta} d\phi \quad \dots (3)$$

パーミアンス $P(\phi, \theta)$ は、エアギャップと鉄心を磁路とした経路の磁気抵抗の逆数である。ここでは、エアギャップの磁気抵抗が鉄心の磁気抵抗に比べて十分に大きいことから、鉄心の磁気抵抗のばらつきが無視できると仮定すると、パーミアンス $P(\phi, \theta)$ はエアギャップの長さ $g(\phi, \theta)$ を用いて次式で表される。

$$P(\phi, \theta) = \mu_0 / g(\phi, \theta) \quad \dots (4)$$

式(4)を式(3)に代入し、次式のように $A(\phi, \theta)$ を定義すると、

$$A(\phi, \theta) = \frac{\partial}{\partial \theta} \{1/g(\phi, \theta)\}^2 \quad \dots (5)$$

式(3)は、次式に書き換えられる。

$$T(\theta) = \int_0^{2\pi} \frac{k \cdot \mu_0}{2} \cdot \{F(\phi)\}^2 \cdot A(\phi, \theta) d\phi \quad \dots (6)$$

ここで起磁力 $F(\phi)$ の周期性に着目する。ロータの起磁力は理想的な正弦波状に分布していると考えるので、磁極数を p とすると、起磁力 $F(\phi)$ はロータ一周につき N 極、 S 極で作られる正弦波が $p/2$ 回現れる関数となる。起磁力 $F(\phi)$ の二乗は、1周につき正弦波が p 回現れる関数となり、周期は磁極と同じ $2\pi/p$ となる。ここで、磁極周期 $2\pi/p$ を1周期とする新しい角度座標 ϕ' を次のように定義する。

$$\phi' = p \cdot \phi \quad \dots (7)$$

起磁力 $F(\phi)$ の二乗は、 ϕ' を用いて次式で表すことができる。

$$\begin{aligned} \{F(\phi)\}^2 &= F^2 \cos(p \cdot \phi) \\ &= F^2 \cos(\phi') \quad \dots (8) \end{aligned}$$

Fig.5 Correlation between the Y-value and the cogging torque

$A(\phi, \theta)$ を磁極周期毎の p 個の関数 $A_n(\phi', \theta)$ (ここで $n=1 \sim p$) に区分すると、角度座標 ϕ' を用いて式 (6) は次のように変形できる。

$$T(\theta) = \sum_{n=1}^p \int_0^{2\pi} \frac{k \cdot \mu_0}{2} \cdot F^2 \cos \phi' \cdot A_n(\phi', \theta) d\phi' \cdots (9)$$

つまり、トルク $T(\theta)$ は p 個の磁石がステータとの間で生成するトルクの和と捉えることができる。式 (7) の演算の順序を入れ替えて次式を得る。

$$T(\theta) = \int_0^{2\pi} \frac{k \cdot \mu_0}{2} \cdot F^2 \cdot \sum_{n=1}^p \{A_n(\phi', \theta) \cdot \cos(\phi')\} d\phi' \cdots (10)$$

式 (10) は、ロータの回転角度 θ を変化させたときのトルクの変化を表しており、その振幅がコギングトルクの大きさを示す。式 (10) の両辺を右辺の定数で除して次式とする。

$$\frac{2 \cdot T(\theta)}{k \cdot \mu_0 \cdot F^2} = \int_0^{2\pi} \sum_{n=1}^p \{A_n(\phi', \theta) \cdot \cos(\phi')\} d\phi' \cdots (11)$$

式 (11) の振幅を Y 値と定義すると、 Y 値は、ロータの起磁力 F のばらつきや鉄心の磁気抵抗のばらつきの影響を含まず、ステータ内径の変化で決まる値となる。

式 (11) は、 p 個の $A_n(\phi', \theta)$ の曲線をそれぞれ位相毎に足し合わせてから積分を行っており、 p 個の $A_n(\phi', \theta)$ が重ね合わさることを意味する。起磁力 F が一定の条件では、トルク $T(\theta)$ は $A_n(\phi', \theta)$ の周方向の分布により決まるといえる。式 (11) から次の仮説を立てた。

- (1) コギングトルク 2f 成分は、ステータ内径の周方向変化の関数である
- (2) コギングトルク 2f 成分は、磁極周期毎のステータ内径の影響が重ね合わされて現れる

真円度は、段差やその他の内径形状の絶対値だけを表現する値であり、(1)、(2) が示すような形状変化や磁極周期毎の重ね合わせを表現することはできない。そのために、図 4 に示す真円度とコギングトルク 2f 成分の相関が低い値を示したと考えられる。したがって、真円度はコギングトルクを評価する指標として必ずしも適切ではないと考えられる。

Fig.6 Influence of the form of the inner diameter

前述の図 4 に示すサンプルについて Y 値を計算しコギングトルク 2f 成分との関係を図 5 に示す。 Y 値とコギングトルク 2f 成分は 0.96 という高い相関値を示した。したがって、コギングトルク 2f 成分を評価する上で、鉄心の磁気抵抗の影響はステータ内径形状の影響に比べて無視できるレベルであったといえ、ステータ内径形状から Y 値を求めてコギングトルク 2f 成分を評価することが可能であると考えられる。式 (11) が示すステータ内径形状の変化と、磁極周期毎の重ね合わせの効果を、次節にて検証する。

3.2 周方向変化の影響

コギングトルク 2f 成分と内径形状の関係を実験により検証する。まず、ステータ内径形状の周方向変化が、コギングトルク 2f 成分に及ぼす影響について述べる。図 6 に、3 種類の内径形状についてコギングトルク 2f 成分を調べた結果を示す。3 種類の形状とは、図 6 下段に示すように次の 3 種類とした。

- (a) スロット開口部の一箇所に段差のあるモード (段差モードと呼ぶ)
- (b) 起磁力 F の周期と不一致である、一周に 3 回の正弦波を配置したモード (3 次モードと呼ぶ)
- (c) 起磁力 F の周期と一致する、一周に 4 回の正弦波を配置したモード (4 次モードと呼ぶ)

各モードの形状はステータ鉄心の内径をワイヤカットで加工して製作した。振幅を変えて製作した複数のサンプルについてコギングトルクを計測しフーリエ変換によりコギングトルク 2f 成分を抽出した。

コギングトルク 2f 成分は、モード毎に振幅と比例関係になった。グラフの傾きは段差モード、4 次モード、3 次モードの順に小さい値を示し、モード毎に感度が異なる結果となった。段差モードは大きな値を示し、同じ振幅でも内径形状の周方向変化が大きい方が $A(\phi, \theta)$ が大きくなるために、コギングトルク 2f 成分が大きく現れると考えられる。

また、起磁力 F の周期に一致した 4 次モードは、振幅が大きくなるに従いコギングトルク 2f 成分も大きくなった。一方、起磁力 F の周期に不一致な 3 次モードは、振幅が大きくなっても

Fig.7 Influence of the interaction

コギングトルク 2f 成分は低い値を示した。段差がなく連続に変化をする形状の場合でも、周期によって重ね合わせの効果が異なるためにコギングトルク 2f 成分の現れ方に差が生じると考えられる。

コギングトルク 2f 成分はモード毎に振幅と比例関係になったことから、同じモードであれば真円度とコギングトルク 2f 成分は比例関係にあり、真円度はコギングトルク 2f 成分を評価する指標になりえると考えられる。

3.3 複数形状の相互作用

次に内径形状の相互作用について検証する。スロット開口部に図 7 下段に示す段差形状を加工した 4 種類のステータについてコギングトルクへの影響を調べた。

- (a) 1 つの段差を配置した。(単段差モードと呼ぶ)
- (b) 2 つの段差を磁極周期の整数倍の位置に配置し、方向を反対とした。(逆位相モードと呼ぶ)
- (c) 2 つの段差の方向を同方向とし、配置を磁極周期の整数倍 $\times 2/3$ つまり位相が $4/3\pi$ ずれた位置に配置した。($4/3\pi$ 位相モードと呼ぶ)
- (d) 2 つの段差を磁極周期の整数倍の位置に配置した。(同位相モードと呼ぶ)

単段差モードに対し、2 つの段差を位相ずらして配置し、位相を変化させることで相互作用を調べた。それぞれのサンプルは、段差の大きさが約 $40\mu\text{m}$ となるようワイヤカットで内径を加工して製作した。真円度は(a)は $34.0\mu\text{m}$, (b)は $51.6\mu\text{m}$, (c)は $45.3\mu\text{m}$, (d)は $42.0\mu\text{m}$ であった。4 種類のステータのコギングトルク 2f 成分を計測し図 7 下段に示す。コギングトルク 2f 成分の大きさは、(a)の値を 100% とすると、(b)は 32%, (b)は 86%, (c)は 195% であった。式 (11) が示すように内径形状の影響は磁極周期毎に重ね合わされるので逆位相モードは影響が相殺し、同位相モードは相乗し、その中間の $4/3\pi$ 位相モードは位相がずれるだけでトルクの振幅は(a)と同等であったと考えられる。したがって、ステータの内周形状の影響は相互に重なり合って作用すると考えられる。

Fig.8 Joint-lapped core and the winding method

Fig.9 Cross section of the joint portion

3.4 コギングトルク低減の指標

内径形状がさまざまな形状を呈する中、周方向への急激な変化がコギングトルク 2f 成分を増大させること、また、複数の形状の影響が磁極周期毎に重ね合わされることを実験により調べ、式 (11) が示す物理的效果を実証した。例えば単段差モードの形状が現れるステータに対して定格トルクの 0.1% 以下にコギングトルクを抑制することを目的にする場合は、図 6 の結果から、真円度が $16\mu\text{m}$ 以下となる組立精度が要求される。単段差モードの場合は段差の大きさが真円度と等価となるので、わずかな段差がコギングトルク 2f 成分に大きな影響を与えることがわかる。複数の段差が現れるモードの場合は、相殺されるか相乗されるかによって必要精度が変わる。相互作用の仕方は形状モードによって異なり、形状モードは製造方法の影響を強く受ける。鉄心を分割して製作する製造方法の場合、内径形状に段差が発生しやすいモードとなり、Y 値を低くするためには定性的に次の 2 つの方法が考えられる。

- (1) 段差のある形状モードとし、段差の影響が相殺しあう寸法とする
- (2) 段差のない形状モードとし、形状の振幅(つまり真円度)を小さくする

産業上の生産においてコギングトルクを安定させるためには、(1)の方法であれば十数 μm の精度で段差を管理する必要があり、部品の加工誤差、組立誤差の累積を考慮すると困難であると考えられる。次節では、分割鉄心でありながら段差のない形状モードとし、真円度を小さくする(2)の方法について検討する。

Fig.11 Progressive pressing process of the joint-lapped core

4. 段差の小さい分割鉄心の組立方法

4.1 分割鉄心の製造方法

図2に示した分割鉄心の例では真円度は $44.7\mu\text{m}$ と一体鉄心と同等であったが、ティース間が径方向にずれることで約 $30\mu\text{m}$ の段差が発生し、コギングトルクの $2f$ 成分が大きく現れたと考えられる。一般的に分割鉄心を組み立てる場合には各部品の加工精度が累積し、高精度に組み立てるには工夫が必要となる。例えば内径を基準として心棒に押当てて組み立てる方法や⁴⁾、分割鉄心を組み立てた後で内径を切削加工して段差を低減する方法が考えられる。ここでは、組み立てや後加工等の工数が少ない製造方法として、鉄心自体の加工精度により内径の段差を抑制できる製造方法を提案する。

4.2 連結型分割鉄心

図8に、筆者らが開発した連結型分割鉄心⁹⁾を示す。連結型分割鉄心は、プレス加工でAタイプの形状とBタイプの形状に打ち抜かれた電磁鋼板が交互に積層されて構成される。AタイプとBタイプの電磁鋼板は、ティース毎にカットラインと呼ぶ切れ目で分割されている。カットラインの向きがAタイプとBタイプで反対向きに形成されているので、積層された場合に分割鉄心同士の境界が重なり合う。重なり合った部分の断面を図9に示す。重なり部の中心線に対して、Aタイプの電磁鋼板は右にカットラインがあり、Bタイプの電磁鋼板は左にカットラインがあるため、積層後に重なり部が形成される。重なり部の中央に円柱状の凹凸がプレス加工による塑性加工で形成されている。この凹凸同士は、間にわずかな隙間(約 $5\mu\text{m}$)を有してはまりあっている。左右の積層体は、円柱状の凹凸を軸として回転することができる。さらに左右の積層体にはそれぞれ固定用の凹凸があり、圧入することでかしめられ、積層体として固定される。固定用の凹凸のしまり代は約 $5\mu\text{m}$ であり、かしめによる弾性変形、塑性変形の不均一や当該部を成形する工具の偏摩耗が積層体の形状精度に及ぼす影響は小さい。

図10は、連結型分割鉄心に巻線する装置の写真を示す。ステータ鉄心の各磁極歯は、隣接する磁極歯と回転自在に連結されているので、コイルを巻線する際には隣接する磁極歯との角度を拡大することができる。鉄心群を表裏逆の姿勢に変形することでワイヤを供給するための十分なスペースが確保することができる。十分なスペースを利用して、ワイヤの真直性が保たれたまま供給できるのでワイヤを整列して配置でき、コイル占積率の高いステータが得られる²⁾。また、巻線のための十分なスペースが確保されているため、巻線の動作を高速運動の可能な円軌道とすることができ、高い生産性が得られる。

Fig.10 Winding process of the joint-lapped core

4.3 プレス加工による鉄心の組立工法

連結型分割鉄心の内径精度について述べる。連結型分割鉄心は順送プレス加工により製造される。図11にプレス加工される電磁鋼板の模式図を示す。電磁鋼板の両脇には円形のパイロット穴が打ち抜かれ、プレス加工での位置決め基準となる。板厚 $0.2\sim 0.5\text{mm}$ の電磁鋼板は、左から右へとパイロット穴間の一定寸法ずつ送られ、順次、プレス金型による塑性加工が施される。①では、ステータの内径が円形のパンチで打ち抜かれる。②では、ステータのスロット形状が打ち抜かれる。③、④では、図8に示したAタイプ、Bタイプのカットラインの加工が行われる。カットラインは図12に示すように斜め形状のパンチにより切れ目として加工される。パンチが下降して切り離された部分はパンチが上昇した後に元の位置に戻されるので切れ目には隙間は発生しない。⑤では、かしめと連結用の凹凸が加工される。⑥では、⑤で加工された凹凸と同じ場所に円形の穴が打ち抜かれる工程であり、図9に示すように積層の端に当たる電磁鋼板にだけ穴が打ち抜かれる。⑦では、ステータの外形が打ち抜かれると共に、前に打ち抜かれた電磁鋼板に凹凸部がかしめられ、積層体として取り出される。この工程で連結部のはめあい完了するので分割された磁極歯鉄心はばらばらに分離することなくプレス加工機内で連結される。

Fig.12 Cut and back technique

連結型分割鉄心の製造方法は、次の4つの特徴が挙げられる。

- (1) 内径は真円度の高い円形パンチで打ち抜かれる
- (2) カットラインは切曲工法により隙間なく形成される
- (3) 分割された鉄心はプレス加工機の中で連結される
- (4) 連結に用いられる凹凸のはめあい隙間は $5\mu\text{m}$ である

分割鉄心を独立してプレス加工して製造する場合は、金型の形状誤差や磨耗によって鉄心の接続面の位置が変化して、ステータの外形状の精度が悪化する可能性がある。連結型分割鉄心では、切曲工法により隙間なく加工されたカットラインの対が、プレス加工機の中で順番を入れ替えることなく接続されるので、仮に、金型の磨耗により切れ目の位置がずれたとしても、ステータの外形状の精度は悪化しない。また、塑性加工で形成された凹凸により連結されているので径方向に拘束されるので段差が発生しにくい。巻線のために展開した後、元の円形に戻した場合に、連結された鉄心群の内径形状は真円度の高いパンチで加工された内径形状が再現する。

4.4 コギングトルク 2f 成分の測定結果

連結型分割鉄心を用いたステータ 20 台について真円度とコギングトルク 2f 成分を計測した結果を図 13 に示す。グラフの縦横軸の範囲は比較のため図 4 と同じとした。真円度は $24.5 \sim 47.7\mu\text{m}$ であり、それが含まれる範囲を図 4、図 13 とともに点線で囲って表示した。図 4 に示す分割鉄心は点線の範囲内でもコギングトルク 2f 成分がばらつき、0.1% 以上の高い値を示すサンプルがあるが、連結型分割鉄心の場合 (図 13) は、コギングトルク 2f 成分は 0.1% 以下に安定した。図 14 は、計測したサンプルの中から真円度計測の一例を示す。図 2 に示した分割鉄心の真円度の形状と比較すると、内径には段差がなく連続曲線に形成されていることがわかる。連結型分割鉄心によれば、段差のない形状モードとなり、真円度を小さくすることができた結果、コギングトルク 2f 成分で低い値が得られたと考えられる。

連結型分割鉄心は、分割鉄心の巻線性の利点と段差の小さい内径精度の利点を併せ持つ鉄心構造であるといえる。生産性についていえば、連結型鉄心は鉄心構造そのものに段差をなくするための工夫があるので組み立てるだけで後加工なしで段差を無くすることができ、コギングトルクの低減が安価に達成できる。また、連結型分割鉄心はモータ 1 個分の分割鉄心を一度にプレス加工で打ち抜いて 1 つの部品として製造するので、分割された鉄心をつずつ打ち抜いてから組み立てる製造方法に比べて

Fig.13 Correlation between the circularity and the cogging torque

生産性に優れ加工コストを安価にできる利点があり、産業上有用といえる。

5. 結 言

分割鉄心を対象に、内径形状の誤差に起因するコギングトルクを低く安定させる製造方法について検討した。ステータ内径形状がコギングトルク 2f 成分に及ぼす影響について検討した結果、真円度によってコギングトルク 2f 成分を必ずしも正しく評価できないことを確認した。コギングトルク 2f 成分とステータ内径形状の因果関係について検討し、次の結論を得た。

- (1) ステータ内径形状の誤差に起因するコギングトルクを表す数式モデルを求めた。数式モデルにより計算したコギングトルクの値は実測値と高い相関があることから、コギングトルク 2f 成分を推定可能な数式モデルであるといえる。
- (2) 数式モデルと検証実験により、内径形状の周方向変化がコギングトルク 2f 成分を増大させること、また、複数の形状の影響が磁極角毎に重ね合わされることがわかった。とりわけ分割鉄心で発生しやすい段差の影響は大きい。
- (3) 分割鉄心においてコギングトルクを低減するための条件は、段差同士が相殺する内径形状とするか、段差と真円度が共に小さい形状とすることである。
- (4) 連結型分割鉄心によれば、段差と真円度を共に小さくでき、ステータ内径形状の誤差に起因するコギングトルクを小さくすることができる。

参 考 文 献

- 1) 須田章博：集中巻 DC モータ搭載冷蔵庫用レシプロ型コンプレッサ, SANYO Technical Review, **34**, 1, JUN, (2002).
- 2) 中原裕治, 秋田裕之, 三宅展明, 川口進, 花崎伸作：分割鉄心による中小型モータ製造技術に関する研究, 精密工学会誌, **67**, 3, (2001) 456.
- 3) 米谷晴之：回転機の高精度電磁界解析のためのモデリング技術, 電気学会回転機研資, RM-05-120(2005).
- 4) 榎本裕治, 北村正司, 酒井俊彦, 大原光一郎：分割コアモータのコギングトルク要因分析, 電気学会論文誌 D, **124**, 1 (2004) 85.
- 5) 後藤誠, 小林一二：直流モータのコギングトルクの解明と新しい低減方法, 電気学会論文誌 B, **103**-B, (1983) 711.
- 6) H. Akita, Y. Nakahara, N. Miyake, T. Oikawa : A new core, IEEE-IAS Magazine, **11**, (2005) 38.