

制御型磁気軸受を用いた誘導モータの動特性評価

Dynamic Characteristic Evaluation of Induction Motor using Active Magnetic Bearing

高 櫻 豊 樹 技術開発本部基盤技術研究所振動・トライボロジー研究部

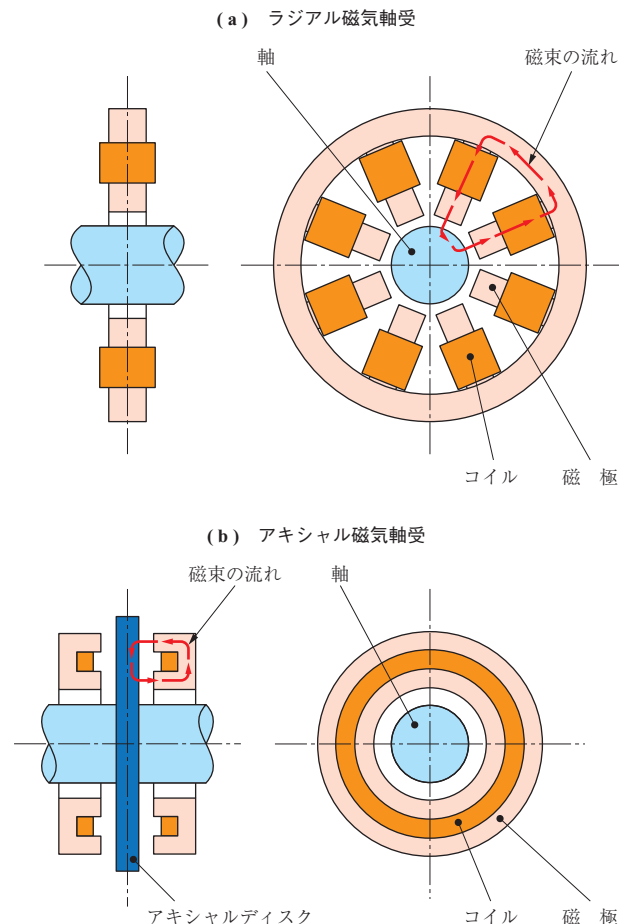
回転機械にオイルフリー軸受のような低剛性の軸受を採用する際、モータ吸引力が軸振動に与える影響は相対的に大きくなるため、モータ動特性を把握する必要がある。本研究では制御型磁気軸受を用いた試験機により、ロータ加振時の応答からモータ負剛性の定量的な評価を可能とした。その結果、モータ負剛性は定格回転数に対して低回転数のとき極大となり、制御型磁気軸受の剛性と同等の負剛性を生じ得ることが明らかとなった。今後オイルフリー軸受を採用する際、モータ負剛性を考慮した設計を行う必要がある。

When using low stiffness bearings such as oil-free bearings for rotary machines, the motor's attractive force has a relatively large influence on the vibration of the rotor. Therefore, it is necessary to ascertain the motor dynamic characteristics. The negative stiffness of motors can be evaluated from the response when a test machine using active magnetic bearings (AMB) vibrates the rotor. The result shows that the motor negative stiffness is maximized at a relatively low rotational speed with respect to the rated rotational speed, and negative stiffness similar to the stiffness of the AMB can be generated. When using oil-free bearings in the future, it is necessary to design considering the negative stiffness of the motor.

1. 緒 言

近年、パワーエレクトロニクス分野の発展や機械の小型化、高効率化の要求の高まりに伴い、回転機械の駆動源となるモータのエネルギー密度が向上している。小型の回転機械で高出力を維持するためには必然的に回転数が高速となり、高回転数の機器との親和性が高い磁気軸受やガス軸受といったオイルフリー軸受が選択されることが多くなっている。オイルフリー軸受は一般的にメンテナンスフリー・低損失といった優れた特徴を有するが、広く普及している転がり軸受やすべり軸受と比較して負荷能力が低いという欠点がある。高剛性の軸受が採用され、モータのエネルギー密度が比較的低い場合は、モータが生じる吸引力を考慮しなくても、回転機械の軸系設計時に必要となる固有値解析への影響は小さく、モータが半径方向に生じる不平衡吸引力は問題とはならない。しかし、高エネルギー密度のモータと低剛性のオイルフリー軸受の組み合わせを採用する際に、不平衡吸引力がロータの支持剛性に与える影響が相対的に大きくなり、固有値解析結果が実際の乖離を生じる恐れがあり、モータの不平衡吸引力が軸系の動特性に与える影響を明らかにする必要がある。

オイルフリー軸受のなかでも第1図に示す制御型磁気軸受(Active Magnetic Bearing: AMB)は、センサで検出したロータの位置情報をフィードバックし、コイルに流



第1図 制御型磁気軸受模式図
Fig.1 Schematics of active magnetic bearings

す電流を制御することでロータと磁極間の吸引力を調整し、ロータを浮上させた状態で支持する軸受である⁽¹⁾。AMBは、変位センサの信号に加振信号を重畳させることで回転中のロータを加振することができ、モータ運転時のロータ動特性計測が可能である⁽²⁾、⁽³⁾。

そこで、本研究ではモータ駆動回転機械におけるモータの不均衡吸引力が軸系の動特性に与える影響を、AMBを用いて定量的に評価することを目的とした。

2. 記号

本稿で使用する主な記号を以下に記す。

- F : 磁気軸受の制御軸方向支持力
- μ_0 : 真空の透磁率
- N : ラジアル磁気軸受コイル巻数
- S : ラジアル磁気軸受磁極断面積
- I : ラジアル磁気軸受バイアス電流
- i : ラジアル磁気軸受制御電流
- g : 磁気ギャップ (ラジアル磁気軸受)
- x_1 : インペラ側ラジアル方向座標
- x_2 : アキシシャルディスク側ラジアル方向座標
- x_G : ロータ重心の x 方向変位
- a : 加振振幅
- ω : 加振角周波数
- \hat{x} : 実変位 + 加振振幅
- m : ロータ質量
- K_p : PID 制御の偏差に対する比例定数
- K_D : PID 制御の速度に対する比例定数
- K : 磁気軸受の剛性
- C : 磁気軸受の減衰
- K_x : パラレルモード剛性
- C_x : パラレルモード減衰
- K_M : モータ剛性
- C_M : モータ減衰
- x : 磁気軸受対向部の制御軸方向変位
- \dot{x} : 磁気軸受対向部の制御軸方向速度
- \ddot{x} : 磁気軸受対向部の制御軸方向加速度
- α : 磁気軸受吸引力の係数
- p, q : x_G に関する微分方程式の一般解の定数
- t : 時間

3. 動特性計測手法

モータ運転時の吸引力を直接計測することは困難である

ため、モータ停止時に対するモータ運転時の軸系の動特性変化量からモータ運転時の吸引力の影響を同定する。以下に動特性の導出過程を示す。

3.1 AMB 吸引力のモデル化

ヘテロポーラ型 8 極のラジアル軸受の 1 制御当たりの AMB 吸引力モデルを第 2 図に示す。ここで 1 制御当たりの吸引力は (1) 式で表される⁽⁴⁾。

$$F = \frac{\mu_0 N^2 S}{4} \cos\left(\frac{\pi}{8}\right) \left\{ \left(\frac{I-i}{g-x}\right)^2 - \left(\frac{I+i}{g+x}\right)^2 \right\}$$

$$= \mu_0 N^2 S \cos\left(\frac{\pi}{8}\right) \left(\frac{I^2}{g^3} x - \frac{I}{g^2} i \right) \quad \dots\dots\dots (1)$$

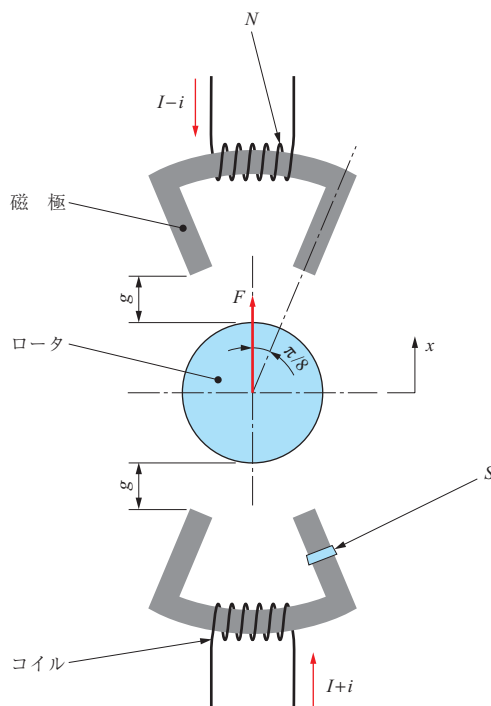
ここで、制御電流 i は PID (Proportional Integral Differential) 制御により制御入力の偏差と変化速度にそれぞれ比例する項をもち、(2) 式で表される。

$$i = K_p \hat{x} + K_D \dot{\hat{x}} + A \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで A は偏差の積分値に比例する項とした。変位センサの信号に加振信号を重畳させることでロータの振動特性を計測する。このとき、制御入力の実変位と加振信号の足し合わせにより (3) 式で表せる。

$$\hat{x} = x + a \sin \omega t \quad \dots\dots\dots (3)$$

(3) 式から、吸引力は (4) 式で表される。



第 2 図 ラジアル AMB 吸引力モデル
Fig. 2 Model of attractive force of radial AMB

$$F = -\frac{\mu_0 N^2 SI \cos\left(\frac{\pi}{8}\right)}{g^2} \times \left\{ \begin{array}{l} K_D \dot{x} + \left(K_P - \frac{I}{g} \right) x + K_D \omega a \cos \omega t \\ + K_P a \sin \omega t + A \end{array} \right\} \quad \dots (4)$$

ここで、(4)式を整理して(5)式とした。

$$F = -C\dot{x} - Kx - \alpha A + E(t) \quad \dots (5)$$

ここで、 K は磁気軸受の剛性、 C は磁気軸受の減衰、 E は加振項であり、それぞれ(6)～(9)式で表される。

$$K = \alpha \left(K_P - \frac{I}{g} \right) \quad \dots (6)$$

$$C = \alpha K_D \quad \dots (7)$$

$$E(t) = -C\omega a \cos \omega t - \left(K + \alpha \frac{I}{g} \right) a \sin \omega t \quad \dots (8)$$

$$\alpha = \frac{\mu_0 N^2 SI \cos\left(\frac{\pi}{8}\right)}{g^2} \quad \dots (9)$$

3.2 AMB 支持モータロータのモデル化

ロータの両端を磁気軸受で支持したモデルを考える。簡略化するため、ロータを剛体と仮定し、ラジアル方向の変位のみ考える。このときロータに生じ得る振動モードは第3図に示す平行（並進）モードとコニカル（傾斜）モードとなる。モータをロータの中央部に配置した場合、平行モードが励起される場合にモータの動特性に対する影響が大きくなると考えられる。このため、以下では両端の磁気軸受に同相の加振信号を入力することで平行モードを励起した場合を考える。

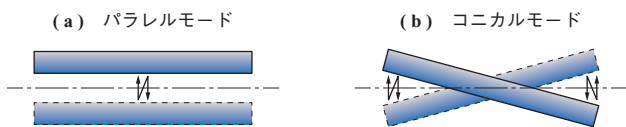
磁気軸受の吸引力が(5)式で表されることから、磁気軸受で支持されたモータロータを第4図のようにモデル化した。さらに同相の加振入力に対して平行モードのみに応答すると仮定した場合、第5図のように簡略化できる。

第5図のモデルの運動方程式は(10)式となる。

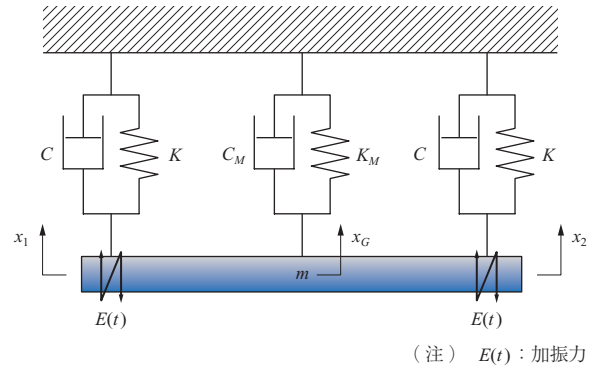
$$m\ddot{x}_G + C_x \dot{x}_G + K_x x_G = 2E(t) \quad \dots (10)$$

ここで、 x_G はロータ重心の静的平衡位置からの変位とし、PID制御の積分項は自重と釣り合うものとして消去した。また、(11)式の関係がある。

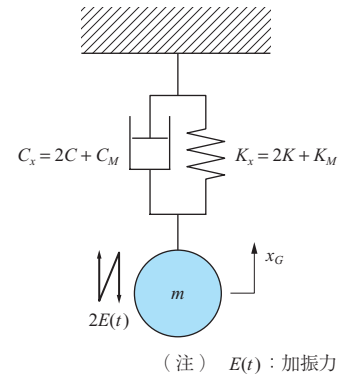
$$K_x = 2K + K_M, \quad C_x = 2C + C_M \quad \dots (11)$$



第3図 振動モード
Fig. 3 Vibration modes



第4図 ロータモデル
Fig. 4 Model of rotor



第5図 パラレルモードモデル
Fig. 5 Model of parallel mode

さらに x_G の解を(12)式で仮定する。

$$x_G = p \sin \omega t + q \cos \omega t \quad \dots (12)$$

(6)～(12)式から(13)式の連立식이導かれる。

$$\begin{cases} (K_x - m\omega^2)p - C_x \omega q + 2a \left(K + \frac{\alpha I}{g} \right) = 0 \\ (K_x - m\omega^2)q + C_x \omega p + 2a C \omega = 0 \end{cases} \quad \dots (13)$$

モータが停止した状態ではモータからの吸引力は発生しないため、平行モードの剛性および減衰は磁気軸受の剛性と減衰を用いて(14)式で表せる。

$$K_x = 2K, \quad C_x = 2C \quad \dots (14)$$

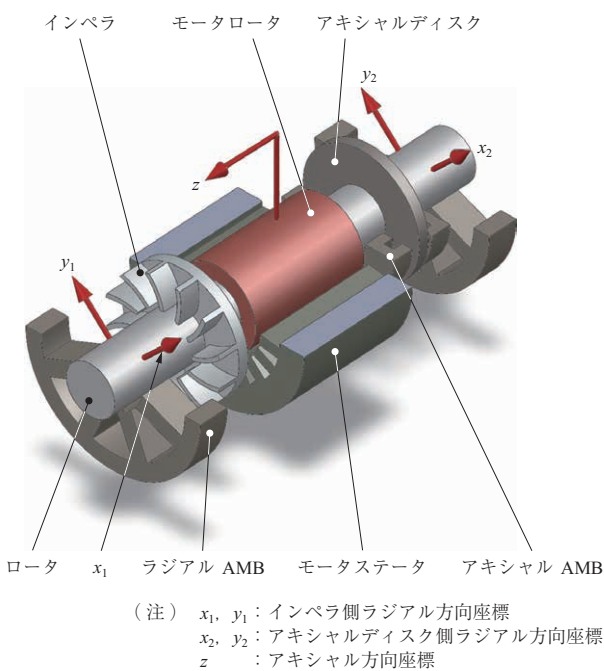
モータを停止した状態で各加振周波数ごとに p 、 q を実測することで(13)、(14)式から磁気軸受の動特性 K 、 C の同定が可能である。得られた K 、 C とモータの運転条件ごとにあらためて実測した p 、 q および(13)式から平行モードの動特性 K_x 、 C_x を同定することができる。さらに(11)式の関係からモータの動特性 K_M 、 C_M を求めることができる。

4. 試 験

4.1 試験装置

第 6 図に試験装置の模式図を示す。計測対象のモータロータはラジアル方向の 4 自由度、アキシャル方向の 1 自由度をそれぞれ AMB で支持している。モータロータにはモータに負荷を加えるために、二次元翼形状のインペラを取り付けた。計測対象のモータステータは xyz ステージに固定され、ロータの支持中心の位置に対して平行移動させた状態で固定することが可能であり、モータ組付け時に生じ得る偏心を模擬することが可能な構成とした。試験装置の諸元を第 1 表に示す。

計測対象の誘導モータは PWM (Pulse Width Modulation) 方式のインバータで V/f 制御により駆動した。計測対象の誘導モータの諸元を第 2 表に、モータ特性の計測結果を第 7 図に示す。また、モータの定格回転数は 30 000 rpm



第 6 図 試験装置模式図

Fig. 6 Schematics of experimental setup

第 1 表 試験装置諸元

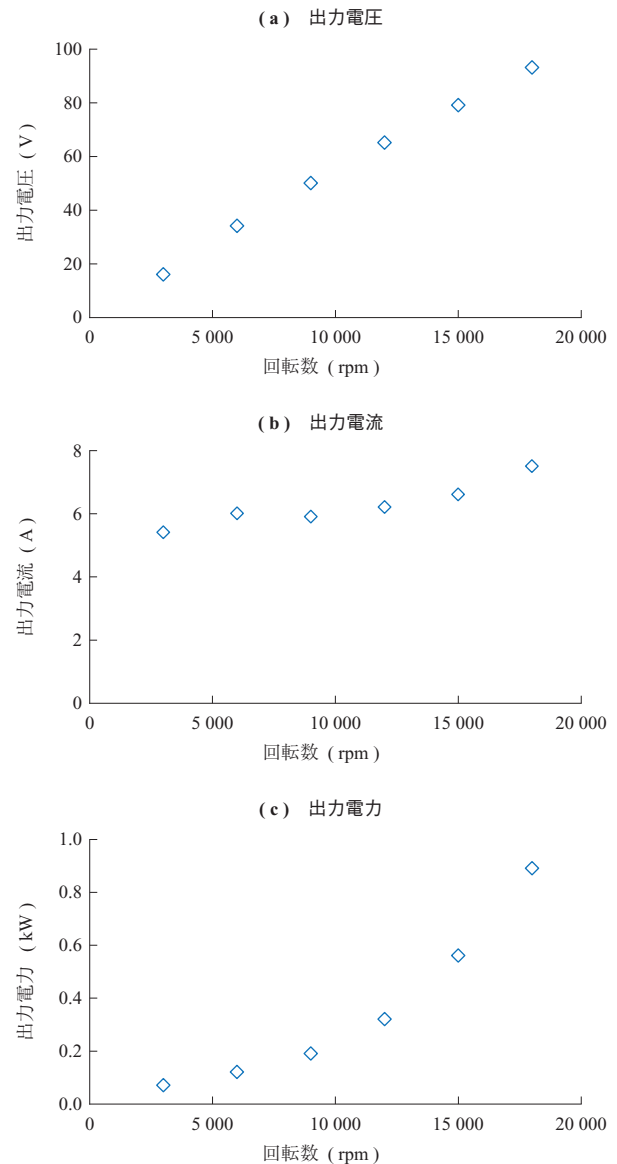
Table 1 Specification of experimental setup

項 目	記 号	単 位	数 値
磁気軸受コイル巻数	N	巻	246
磁気軸受磁極断面積	S	m^2	75.0
磁気ギャップ (AMB)	g	mm	0.25
磁気軸受バイアス電流	I	A	1.0
ロータ質量	m	kg	1.8
加振振幅	a	μm_{0-p}	2.0
加振角周波数	ω	rad/s	$2\pi \times 2 \sim 1000$

第 2 表 誘導モータ諸元

Table 2 Specification of induction motor

項 目	単 位	数 値
磁気ギャップ (IM)	mm	0.35
モータ定格出力	kW	3.0
モータ定格回転数	rpm	30 000
極 数	-	2



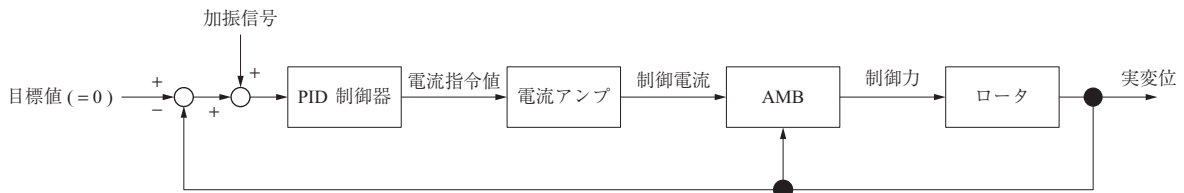
第 7 図 モータ特性計測結果

Fig. 7 Measuring results of motor characteristics

であるが、磁気軸受制御パラメータの都合上、動特性の計測は 24 000 rpm まで実施した。

4.2 試験方法

加振時のブロック図を第 8 図に示す。PID 制御器は加振信号、実変位および目標値との差分から電流指令値を出力する。AMB のブロックに対する実変位のフィードバックは、磁気ギャップの変動量を考慮するためのものであ



第 8 図 加振ブロック図
Fig. 8 Block diagram of excitation

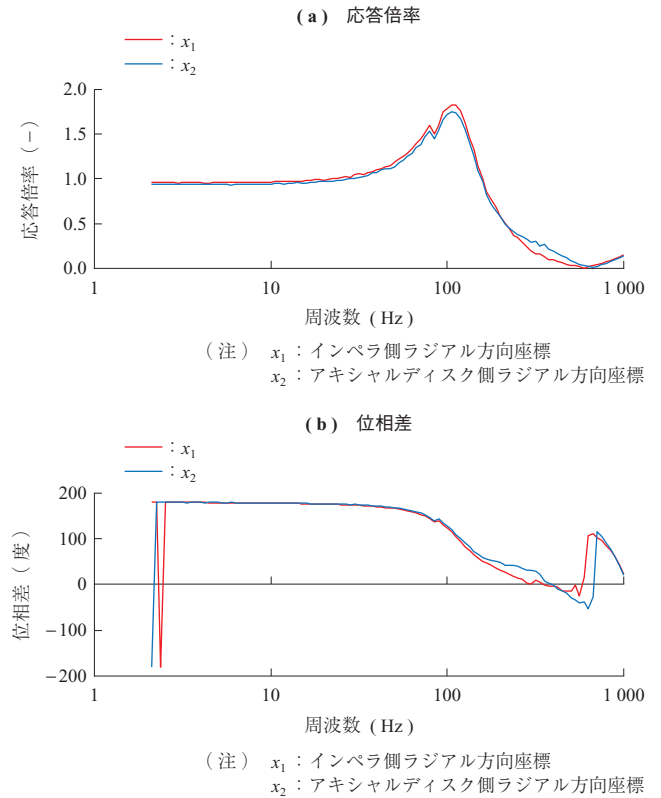
る。図の加振信号に対する実変位の応答倍率（ゲイン）と位相差を周波数特性分析器により計測した。

4.3 試験結果

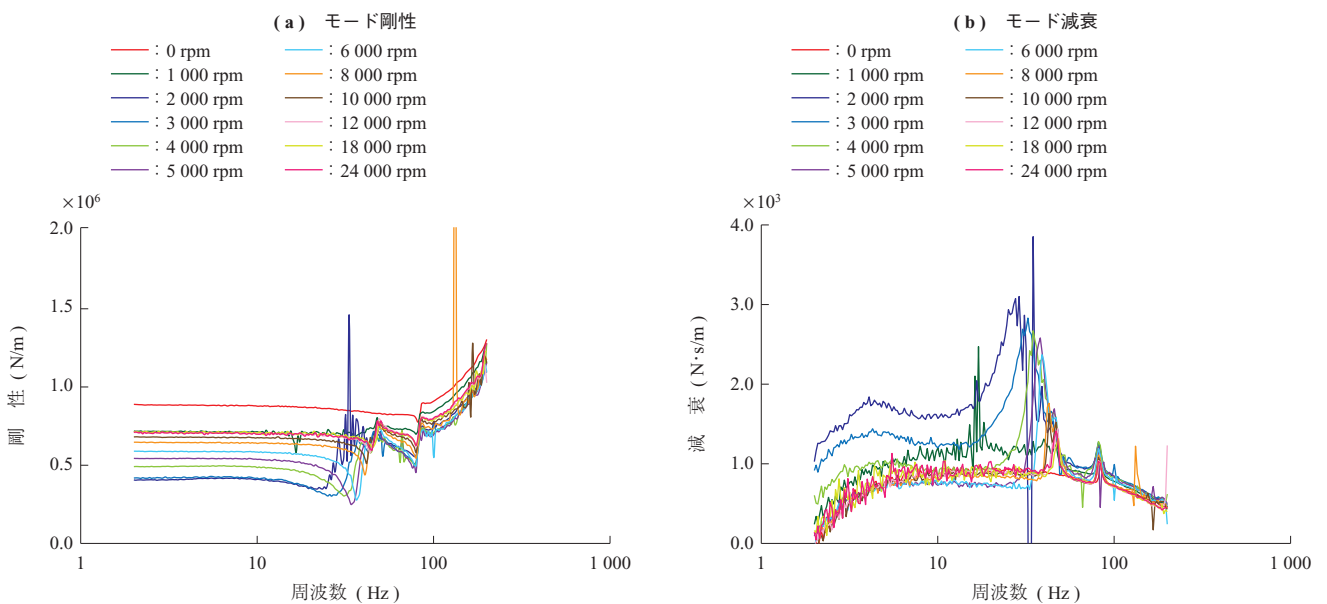
モータが停止した状態の周波数応答計測結果を第 9 図に示す。\$x_1\$ と \$x_2\$ は応答倍率（第 9 図 - (a)），位相差（- (b)）ともに 150 Hz 程度まではほぼ一致している。このことから、150 Hz 以下の周波数範囲では、パラレルモードのみが励起され、第 5 図のモデルが妥当であることが確認できた。以降では 150 Hz 以下の周波数範囲に着目し、モータ部の変位を (15) 式の関係から求めて動特性の同定を行った。

$$x_G = \frac{1}{2}(x_1 + x_2) \dots\dots\dots (15)$$

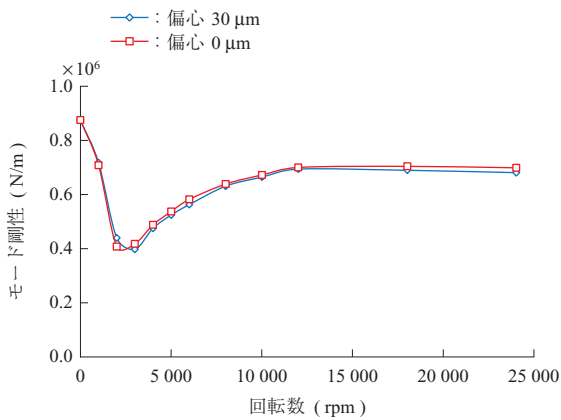
モータの回転数を変化させて計測した周波数応答から求めたパラレルモードの動特性同定結果を第 10 図に示す。第 10 図における 0 rpm の動特性はモータの影響を含まない AMB のみの動特性に相当する。また、回転数と一致する周波数に現れているピークは、回転一次成分の影響によるものであり、純粋な加振入力に対する応答から得られ



第 9 図 周波数応答計測結果
Fig. 9 Measuring results of frequency response curve

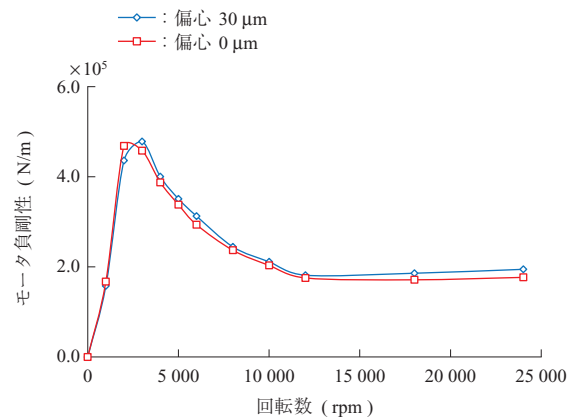


第 10 図 動特性同定結果（偏心 0 μm）
Fig. 10 Measuring results of modal stiffness



第 11 図 モード剛性比較

Fig. 11 Comparison of modal stiffness at each rotational speed



第 12 図 モータ負剛性比較

Fig. 12 Comparison of negative stiffness of motor at each rotational speed

た結果ではないため、評価の対象としない。第 10 図 - (a) より、特に 100 Hz 未満の低周波数領域のモード剛性が低下していることが分かる。また、第 10 図 - (b) より、モード減衰に関しては 2 000 rpm および 3 000 rpm を除いてモータ運転時と停止時に差が生じていないことが分かる。モータにより減衰を付与する効果は生じ得ないが、2 000 rpm および 3 000 rpm で減衰が増加する結果となった。これは、低周波領域のモード剛性低下により、(8) 式で表される加振力に対してロータ振幅が過大となった結果、モデル化の際に考慮していない非線形性の影響が現れたものであると考えられる。以下では、モータの影響が顕著に現れているモード剛性に着目して評価を行った。

第 10 図において、周波数の変化に対して剛性の変化量が小さい 10 Hz 以下の周波数領域のモード剛性を平均し、回転数ごとに比較した結果を第 11 図に示す。なお、モータステータを第 6 図の x 方向に偏心させた場合の結果を併せて示した。第 11 図から、偏心の有無によらずモード剛性は 2 000 ~ 3 000 rpm で極小値を取ることが分かる。その後回転数が上昇するにつれて剛性は増加し、一定値に収束する傾向が確認された。モード剛性と磁気軸受の剛性との差分から求めたモータ負剛性を第 12 図に示す。第 12 図から、2 000 ~ 3 000 rpm のときモータ負剛性は最大となり、偏心が 0 μm のときモータ負剛性は最大 $4.7 \times 10^5 \text{ N/m}$ 、偏心が 30 μm のとき $4.8 \times 10^5 \text{ N/m}$ となった。AMB 2 個分の剛性に相当する 0 rpm のときの剛性は $8.8 \times 10^5 \text{ N/m}$ であることから、計測したモータは AMB 1 個分程度の負剛性を発生しており、軸系設計の際に無視できない結果となった。2 000 ~ 3 000 rpm で負剛性が最大となる原因については今後調査を行う。

5. 結 言

本研究では誘導モータが軸系の動特性に与える影響の把握を目的とし、以下の結論を得た。

- ・ 制御型磁気軸受を用いた動特性計測システムを構築し、モータの動特性を計測することが可能となった。
- ・ モータの吸引力は定格回転数に対して比較的低回転数域で低周波領域の支持剛性を低下させ、磁気軸受の剛性と同程度以上の負剛性を生じる可能性があることを確認した。
- ・ 回転数の上昇とともに負剛性が低下し、一定値に収束する傾向を確認した。
- ・ 今後、比較的低剛性の軸受を採用した軸系設計時には、モータ負剛性を考慮した解析を実施する必要がある。

参 考 文 献

- (1) 一般社団法人電気学会磁気浮上技術調査専門委員会編：磁気浮上技術の原理と応用，科学情報出版，2018年3月
- (2) 小林正生：環状給油溝を有するスキーズフィルムダンパの動特性の研究（第1報，加振試験による動特性の計測），日本機械学会論文集（C編），Vol. 62, No. 600, 1996年8月，pp. 3 013 - 3 020
- (3) 江口真人：磁気軸受搭載ロータダイナミクス・テストスタンドによる研究成果報告：キャビテーション状態下での遠心ポンプ用羽根車のロータダイナミクス，ターボ機械，Vol. 37, No. 6, 2009年6月，pp. 328 - 336
- (4) 我妻隆夫，金光陽一，高橋直彦，福島康雄，松下修己：回転機械設計者のための磁気軸受ガイドブック，日本工業出版，2004年7月