

油圧機器との置き換えを目指す電動アクチュエータの試作

Prototype of Electric Mechanical Actuator for Replacing Hydraulic Equipment

佐藤 浩介 ・ 芝原 大智 ・ 袴田 眞一郎
SATO Kosuke ・ SHIBAHARA Daichi ・ HAKAMADA Shinichiro

要 旨

ジャミングレスを特徴とする円筒型リニアモータ（以後、モータ）を用いて、油圧機器との置き換えを目指す電動アクチュエータを試作、評価した。

試作では、質量推力密度（以後、推力密度）の向上をねらいに、界磁を外側、電機子を内側に配置するモータ構造によりエアギャップ面積を拡大し、界磁にハルバッハ配列、電機子に台形ティースを採用した。さらに、界磁と電機子の吸着力をおおむねゼロとするために摺動シールを介してスリーブ内に可動部である電機子を配置した。

性能評価から最大推力4,741N@240mm/s、質量9.49kg、推力密度499.6N/kgを確認し、油圧機器との置き換えが視野に入ってきたと考える。

Abstract

A prototype of an electric mechanical actuator with a cylindrical linear motor was verified, and the actuator is for replacing hydraulic equipment and the motor is jam free.

In order to increase the force density of the actuator, an airgap area was expanded by layout of the outer stator (magnet) and inner armature, and the Halbach arrangement on the stator and trapezoid teeth on the armature were applied to the motor. And in order to eliminate any inner force between the stator and armature, a movable armature was placed in a sleeve with wear rings.

A verification test showed that the maximum force was 4,741N@240mm/s, the mass was 9.49kg and the force density of the actuator was 499.6N/kg. We expect that the electric mechanical actuator can replace hydraulic equipment.

1 緒言

燃費と整備性の向上をねらいに航空機装備品の電動化が進められているが¹⁾、電動アクチュエータのボールスクリュウを起因とするジャミングが問題となり、操縦系統などのクリティカルな部位には油圧アクチュエータが使用されている²⁾。そこで、筆者らはジャミングレスを特徴とする円筒型リニアモータに着目している。ただし、同モータの問題は油圧機器と比較して推力密度が低いことである（市販の電動アクチュエータ56~133N/kg、油圧機器6,000N/kg³⁾）。

これまでの試作（表1）では、推力密度は1次試作が109N/kg、2次試作が292.8N/kg⁴⁾で油圧機器と

表1 これまでの試作

	推力密度	改善点
市販品	56N/kg	(ベンチマーク)
1次試作	109N/kg	駆動電流の増加 (5.6→11.2A)
2次試作	292.8N/kg	多極化 (8p24s→16p24s) コアレス→コア付き 構造部の軽量化 (4.3→1.5kg)

置き換え可能と想定する600N/kg⁵⁾に到達していない。

本報では、2次試作の問題から改善策を検討し、推力密度600N/kgを目標とする3次試作の構造、計算モデルの導出、性能評価の結果を示す。

2 円筒型リニアモータとは

モータの作動原理を図1に示す。モータは界磁であるシャフトと電機子であるケースから構成される。シャフトはケース内側に軸方向に作動可能なように配置されており、基本的な構造は非常にシンプルである。

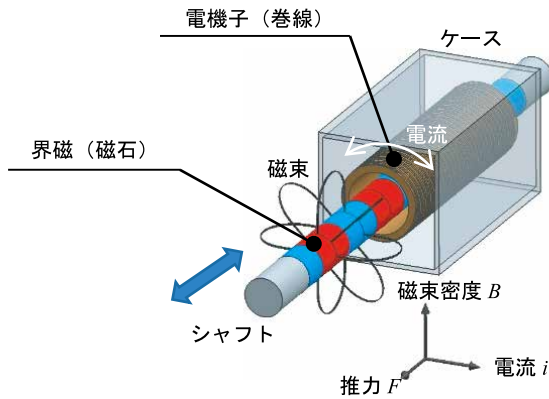


図1 円筒型リニアモータの作動原理

磁束（磁束密度 B ）はシャフトの半径方向に、電流 i はケース内の巻線に沿って発生する。磁束と電流が鎖交すると、フレミングの左手法則に従い推力 F はシャフトの軸方向に発生する。電流 i の位相制御により推力 F の向きが切り換えられる。

磁束密度 B 、巻線長さ L 、電流 i とすると推力 F は(1)式で与えられる。

$$F = BiL \quad (1)$$

巻線長さ L を大きくすると質量も大きくなるため、推力密度が向上するとは限らない。電流 i は1, 2次試作ですでに限界の電流密度に設定されている。よって、推力密度の向上は磁束密度 B を大きくすること、すなわちモータの磁気回路を工夫して電流に鎖交する磁束数を増加させることである。図2に示す2次試作で採用したコア付き構造は磁束密度 B を大きくする改善例である。

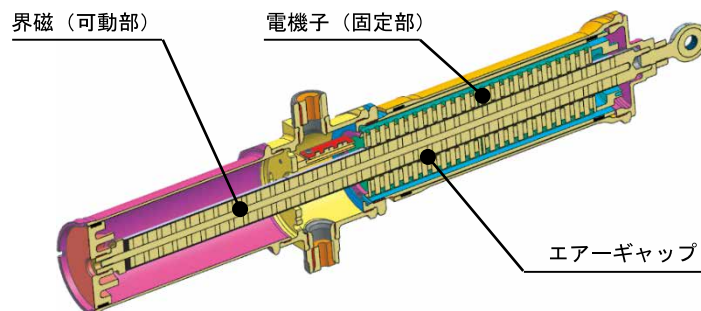


図2 2次試作の構造

3 3次試作の構造

3.1 2次試作の問題

2次試作の問題を整理する。図1と同様に可動部である界磁は、固定部である電機子の内側にエアギャップを挟んで摺動可能に配置されている。この構造の問題は以下の2点である。

- ・ 推力密度の不足
- ・ 界磁と電機子の吸着力の発生

1章で示した通り、油圧機器との置き換えには推力密度が不足している。

界磁と電機子の吸着力は界磁が偏心なく配置されていれば半径方向でバランスするが、現実には界磁が自身のたわみにより僅かに偏心していると考えられる。図3に示す偏心量と吸着力の計算結果より、吸着力は界磁の許容偏心量を0.5mmとすると約1,200Nである。2次試作では暫定対策として界磁と電機子間にポリカーボネイト製のパイプを挿入し、許容偏心量を構造的に0.1mmに規制した。

3.2 モータ構造の改善

改善策を盛り込んだ3次試作の構造を図4に、2, 3次試作の仕様を表2に示す。表2の数値は質量を除き設計値で、質量のみ実測値である。また、3次

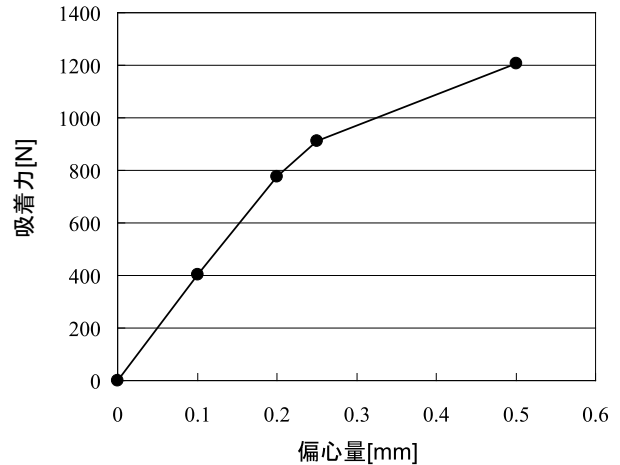
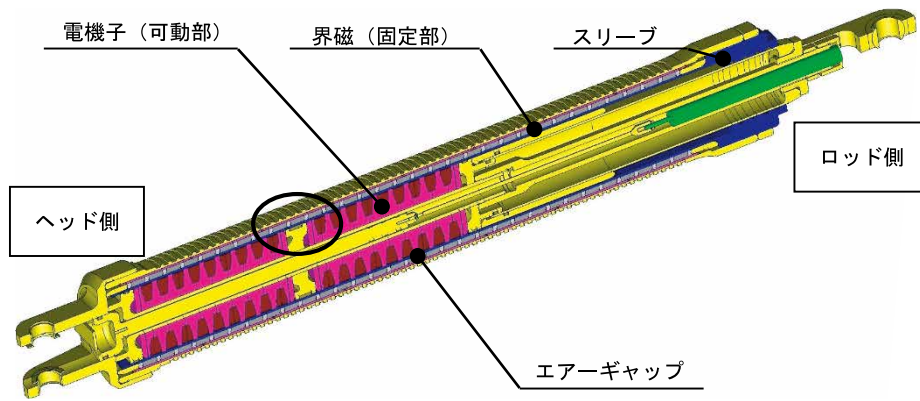
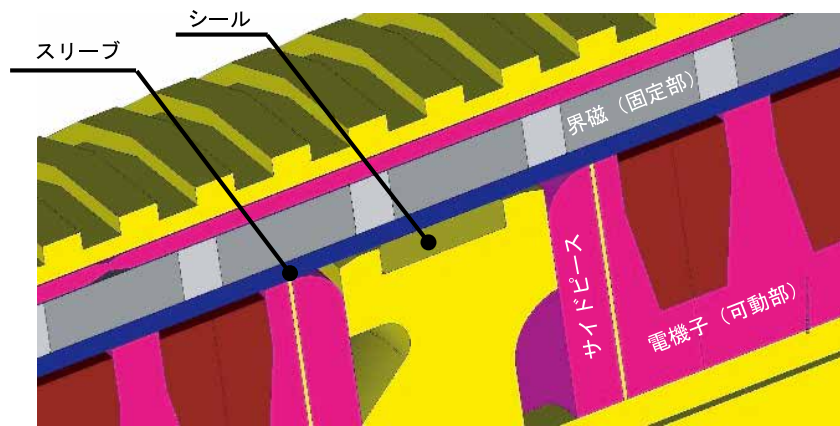


図3 界磁と電機子の吸着力（解析）



(a) 全体



(b) 楕円部の拡大

図4 3次試作の構造

表2 仕様

	3次試作	2次試作
アクチュエータ	ロッドエンド	トラニオン
取付方式		
全長-外径	731.84(641.84)mm-φ89mm	555.7mm-φ90mm
ストローク	90(162)mm	162.2mm
質量	9.49kg	6.9kg
モータ		
構造	16p18s, コア付	16p24s, コア付
配置 (In-Out)	電機子—界磁	界磁—電機子
供給電源	270Vdc	707Vdc
磁石の許容温度	150℃	90℃
冷却	自然空冷	自然空冷
ストロークセンサ	ポテンシオメータ	ホール素子

試作のストロークは内蔵するポテンシオメータの制約で90mmであるが、機構上162mm、同様に全長は731.84mmであるが、機構上641.84mmである。

2次試作との構造上の主な差異は以下の2点である。

- ・界磁を外側、電機子を内側に配置
- ・界磁と電機子間にスリーブを挿入

これらの構造上の差異に関連する改善策は、推力密度の不足に対してエアギャップ面積の拡大、界磁

のハルバツハ配列、電機子の台形ティース、電機子と界磁の吸着力の発生に対してスリーブ構造である。

3.2.1 エアギャップ面積の拡大

エアギャップ面積を拡大すれば磁石表面積が拡大され、結果的に磁石から発生する磁束数が多くなるため(1)式の磁束密度 B は大きくなる。界磁を外側に配置することにより、2次試作のエアギャップ面積(φ24mm, 208.98mm)に対して3次試作のそれはφ61mm, 247.94mmに拡大され、エアギャップ面積は2次試作の3.01倍となる。

他方、アクチュエータ外径をおおむね同等(表2)にして電機子を内側に配置すると、電機子コアの外径が小さくなるために電機子コアで磁気飽和が発生し易くなる。その対策が3.2.3項に示す台形ティースと4.1節に示す電流制御の進角補正である。

3.2.2 ハルバツハ配列

モータの磁石配列は磁石の着磁方向によりハルバツハ配列と対向配列があり、3次試作はハルバツハ配列を採用している。図5(a)がハルバツハ配列、図5(b)が対向配列の磁束流れで、三角形は磁石の着磁方向を示している。

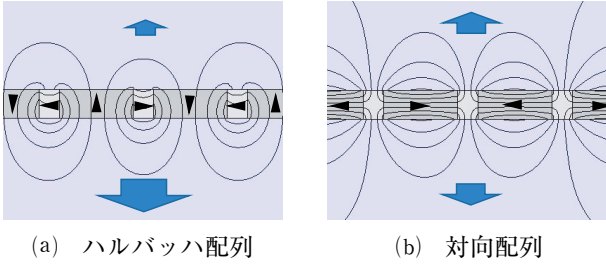


図5 界磁の磁束

ハルバッハ配列は磁束を偏向発生するため、偏向側に電機子を配置すると同じ磁石体積で多くの鎖交磁束が得られる。さらに、半径方向着磁と軸方向着磁で磁石材質を使い分けることにより、推力を維持しつつ磁石の許容温度を150℃としている（特開2019-122072）。

3.2.3 台形ティース

図6は3次試作で採用している台形ティースと比較対象とする矩形ティースの磁束密度分布で、赤色が磁気飽和の発生を表している。なお、巻線の断面積は台形ティースと矩形ティースで等しくされている。

矩形ティースは根元部に磁束が集中し、磁束のボトルネックを引き起こしている。対して、磁路面積が半径方向に沿っておおむね均一となる台形ティースは磁束がティース全体に分散し、磁束流れがスムーズになり、磁束密度Bが大きくなるという効果が得られる（WO2019/102761A1, 特開2019-097377）。

3.2.4 スリーブ構造

図4に示すように、電機子はアルミ合金製のスリーブ内側に摺動シールを介して軸方向に摺動可能なように配置されている。スリーブ内面は摺動性を確保するために硬質硬膜処理を実施し、摺動シールには航空機用のフッ素樹脂材が使用されている。

スリーブ構造により電機子が偏心しなくなるために界磁と電機子の吸着力は半径方向でバランスし、おおむねゼロとなる（WO2019/202758A1）。

3.3 モータの組立

モータの組立を写真1に示す。

写真1(a)は界磁の組立途中で、スリーブに磁石を

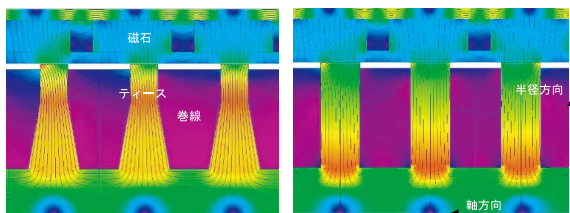


図6 電機子の磁束密度



写真1 モータの組立

63段中56段、バックヨークを8段中6段組み付けた状態である。

写真1(b)は電機子の組立で、巻線が電機子コアに18個（正確には、2巻/スロットがあるため24個）配置され、緑色の摺動シールが電機子の両端と中間に3個配置されている。

4 計算モデルの導出

3次試作の理論上の性能を把握するために磁場解析モデルと動的作動モデルを導く。

4.1 磁場解析モデル

図7はストール特性を計算するための磁場解析モデルで、モデル形状と巻線結線を表す。

モデル形状は界磁と電機子で構成され、2次元軸対象である。スリーブとミドルピストンの材質は非

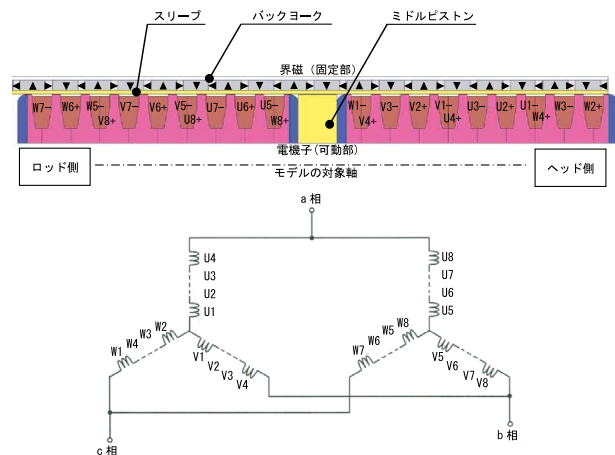


図7 磁場解析モデル

磁性体の金属，磁石の特性は22.9℃時の値としており，電機子コアでの渦電流損は考慮されていない。

巻線結線はロッド側コアアッシとヘッド側コアアッシの並列構成である．電機子コアでの磁気飽和を抑制するために電流制御に30°の進角補正を入れている。

4.2 動的作動モデル

動的作動モデルにより推力—速度特性とダンパ特性を計算する．図8はコントローラ，インバータ，モータを表し，表3は計算に使用している物理定数である．なお，q軸磁束鎖交数 Φ_q は電機子コアでの磁気飽和の影響を近似するために電流が大きくなると小さくなる特性としている。

表3 物理定数

F_c	電流補償の折れ点周波数
F_{mr}	摩擦力
K_{id}	d軸制御ゲイン
K_{iq}	q軸制御ゲイン
L_d	d軸インダクタンス
L_q	q軸インダクタンス
M_ℓ	慣性質量
R_m	相抵抗
$R_{\theta 2x}$	ストローク/電気角換算比
V_{dc}	インバータの供給電圧
V_{pw}	PWM電圧
V_{rd}	d軸指令
η_m	インバータの効率
Φ_q	q軸磁束鎖交数

動的作動モデルの入力は電流指令 i_m^* ，出力はストローク x_m と推力 f_ℓ である．質量 M_ℓ に関する運動方程式は(2)式の通りである。

$$M_\ell \ddot{x}_m + F_m \text{sgn}(\dot{x}_m) = f_\ell - f_c \quad (2)$$

ここで，推力 f_ℓ は(3)式で与えられる。

$$f_\ell = \frac{\Phi_q}{R_{\theta 2x}} i_q \quad (3)$$

モータの電圧方程式はd, q軸モデルとして(4)式の通りである。

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = R_m \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_d & 0 \\ 0 & L_q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{i}_d \\ \dot{i}_q \end{bmatrix} + \dot{\theta} \begin{bmatrix} 0 & -L_q \\ L_d & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \dot{\theta} \Phi_q \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (4)$$

ただし，

$$i_m = \frac{i_q}{\sqrt{3}} \quad (5)$$

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos\theta & \cos\left(\theta - \frac{2}{3}\pi\right) & \cos\left(\theta - \frac{4}{3}\pi\right) \\ -\sin\theta & -\sin\left(\theta - \frac{2}{3}\pi\right) & -\sin\left(\theta - \frac{4}{3}\pi\right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} \quad (6)$$

$$\begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos\theta & -\sin\theta \\ \cos\left(\theta - \frac{2}{3}\pi\right) & -\sin\left(\theta - \frac{2}{3}\pi\right) \\ \cos\left(\theta - \frac{4}{3}\pi\right) & -\sin\left(\theta - \frac{4}{3}\pi\right) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} \quad (7)$$

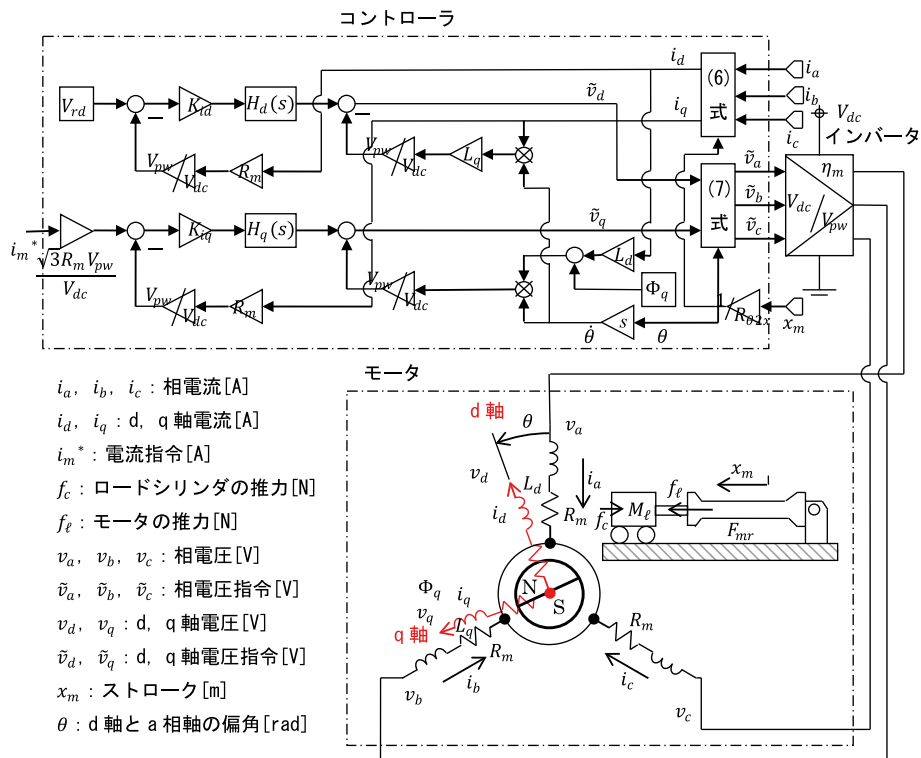


図8 動的作動モデル

インバータのPWM作動は(8)式で近似する.

$$\begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} = n_m \frac{V_{dc}}{V_{pw}} \begin{bmatrix} \hat{v}_a \\ \hat{v}_b \\ \hat{v}_c \end{bmatrix} \quad (8)$$

d軸の電流補償は(9)式の通りである.

$$\hat{v}_d = K_{id} H_d(s) \left(V_{rd} - R_m \frac{V_{pw}}{V_{dc}} i_d \right) - \frac{V_{pw}}{V_{dc}} \dot{\theta} L_q i_q \quad (9)$$

ただし,

$$H_d(s) = \frac{\frac{s}{R_m} + 1}{\frac{s}{2\pi F_c} + 1} \frac{R_m}{L_d} \quad (10)$$

q軸の電流補償は(11)式の通りである.

$$\begin{aligned} \hat{v}_q &= K_{iq} H_q(s) \left(\hat{v}_q^* - R_m \frac{V_{pw}}{V_{dc}} i_d \right) \\ &+ \frac{V_{pw}}{V_{dc}} \dot{\theta} (\Phi_q + L_d i_d) \end{aligned} \quad (11)$$

ただし,

$$H_q(s) = \frac{\frac{s}{R_m} + 1}{\frac{s}{2\pi F_c} + 1} \frac{R_m}{L_q} \quad (12)$$

$$\hat{v}_q^* = \frac{\sqrt{3} R_m V_{pw}}{V_{dc}} i_m^* \quad (13)$$

(2)~(13)式が動的作動モデルを表す物理式である. なお, ダンパ特性の計算では図7のa, b, c相端子を短絡状態にするために, (4)式において $v_d = 0$, $v_q = 0$ としている.

5 性能評価

5.1 試験セットアップ

3次試作の性能を評価するための試験セットアップを図9, 主な試験機材を表4, 評価試験の様子を写真2に示す.

油圧式のロードシリンダは試作品に対向する位置に配置され, ストローク指令 x_c^* に従いストローク制御で駆動される. ロードシリンダの先端はロー

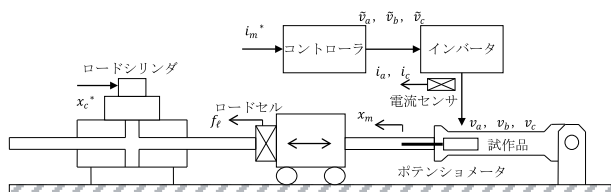


図9 試験セットアップ

表4 試験機材

	メーカ	型式, 仕様
インバータ	マイウエイプラス	MWINV-5022B AC146Arms
コントローラ	エムアイエス	SEAGALL mini C66 DSP 1.2GHz×4
ロードシリンダ	カヤバシステム マシナリー	HTM10-200-07G 10kN, 400mm/s

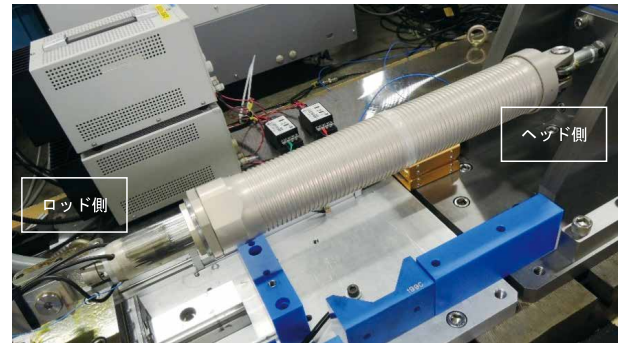


写真2 評価試験

ドセルが取り付けられており, 試作品の推力 f_f はロードセルで検出される.

試作品はコントローラとインバータを介して電流指令 i_m^* に従い電流制御で駆動される. 相電流 i_a, i_c は電流センサで検出され, 相電流 i_b は(14)式から算出される.

$$i_b = -i_a - i_c \quad (14)$$

試作品のストローク x_m は内蔵のポテンシオメータで検出される.

5.2 三角波による低速作動

図4に示すスリーブ構造による電機子の摺動性を確認するために, 三角波による低速作動試験を実施する. 図10は図7に示すa, b, c相端子を開放状態にして, ロードシリンダにより周波数0.01Hz, 振幅 $\pm 45\text{mm}$ の三角波で強制作動したときのストローク x_m

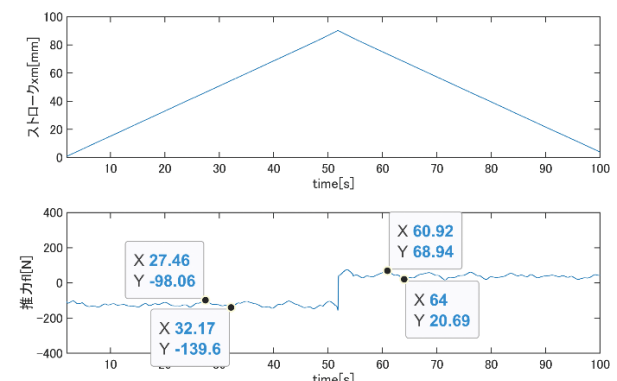


図10 三角波による低速作動

と推力 f_l の応答である。

図10において推力 f_l にみられる振動がコギングで、ストローク折り返し時(約50s)にみられる推力 f_l のステップ上の変化が摩擦である。

コギングは伸長作動時が41.54Np-p、収縮作動時が48.25Np-pで、後述する最大推力(5.5節)で規格化すると0.88~1.02%と僅かである。コギング低減の効果は、表2に示す16p18s構造と図4(b)に示すサイドピースにより得られている。

伸長作動時と収縮作動時の推力差から摩擦力は163.645Np-p、同様に最大推力で規格化すると3.45%で、油圧アクチュエータの摩擦特性(一般的に5~10%)以下である。

三角波による低速作動(図10)から、図4に示すスリーブ構造による電機子の摺動は良好である。

5.3 正弦波による加振作動

(9)式のd軸電流補償と(11)式のq軸電流補償が適切であることを確認するために、正弦波による加振作動試験を実施する。図9の試験セットアップでロードシリンダを試作品から分離し、試作品をストローク制御で周波数2Hz、振幅±30mmの正弦波加振させた結果が図11である。

試作品のストローク制御系は図12、表5に示す通りで、図12の $P(s)$ は図8に示す動的作動モデルの電流指令 i_m^* からストローク x_m までの伝達関数特性を表す。ストローク制御系はマイナーループとして速度制御を有し、ストロークの制御周期が250Hz、速度の制御周期が1kHzに設定されている。なお、

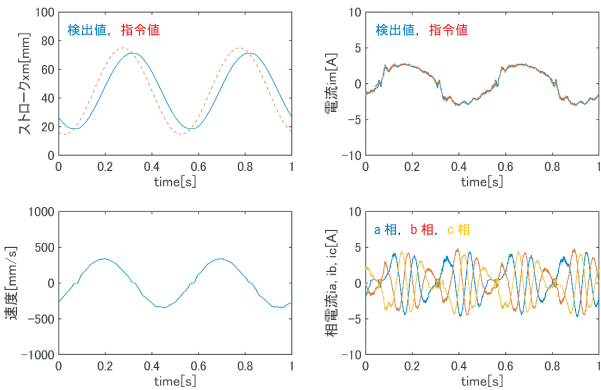


図11 正弦波による加振作動

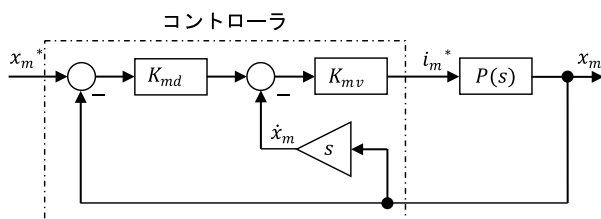


図12 ストローク制御系

表5 ストローク制御系の定数

K_{md}	ストローク制御ゲイン
K_{mv}	速度制御ゲイン

図8における電流の制御周期が5kHz、インバータのキャリア周波数が20kHzである。

図11において電流 i_m の検出値は指令値に偏差なく追従しており、相電流 i_a, i_b, i_c には振動などがみられず電流制御系は安定である。なお、電流 i_m にみられる振動はコギングに起因する応答である。

正弦波による加振作動(図11)から、(9)式のd軸電流補償と(11)式のq軸電流補償は適切である。

5.4 ストール特性

ストール特性を図13に示す。ストール特性はロードシリンダにより試作品のストロークを保持し、電流指令 i_m^* に一定値を与え、そのときの電流指令 i_m^* と推力 f_l の関係を示している。また、実測と計算の推力 f_l は磁極ピッチ間変動の平均としている。

最大ストール推力は伸長側が5,034N@73A、収縮側が-5,179N@-73Aで、おおむね計算通りの結果が得られている。 $|i_m^*| > 40A$ の領域で非線形性がみられる原因は電機子コアでの磁気飽和と考えられる。

5.5 推力-速度特性

操縦系統向け油圧アクチュエータは数100kgの慣性負荷を水平加振して性能を評価される。ただし、数100kgの慣性負荷を加振すると危険であるので、図9に示すロードシリンダで代用する。

推力-速度特性は図14の通りである。このときの加振条件は(15)式で、約200kgの慣性負荷を水平加振することに相当している。

$$\left. \begin{aligned} x_c^* &= X_1 \sin(2\pi F_1 t) \\ i_m^* &= I_1 \sin\left(2\pi F_1 t + \tau_1 \frac{\pi}{180}\right) \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

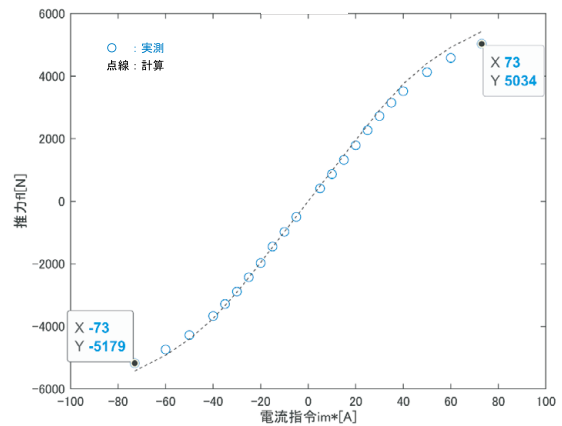


図13 ストール特性

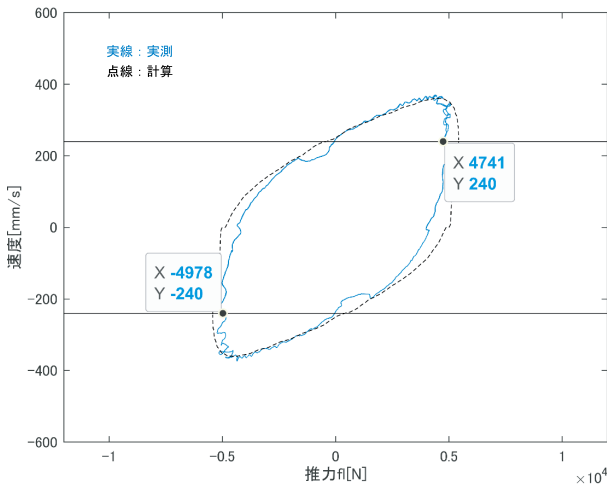


図14 推力-速度特性

ただし、 $X_1=30\text{mm}$ 、 $F_1=2\text{Hz}$ 、 $I_1=73\text{A}$ 、 $\tau_1=-55\text{deg}$ である。

図14の第I、III象限がメータイン作動（電動では力行）、第II、IV象限がメータアウト作動（回生）で、試作品は油圧アクチュエータと同様のメータイン、メータアウト作動特性を有している。

最大推力は伸長側が $4,741\text{N}@240\text{mm/s}$ 、収縮側が $-4,978\text{N}@-240\text{mm/s}$ で、実測と計算の主な差異原因は電機子コアでの渦電流損と考えられる。

5.6 ダンパ特性

筆者らは油圧機器との置き換え要件として、推力密度の他に電源喪失時のダンパ作動を想定している。図15は図7に示すa、b、c相端子を短絡状態にして、ロードシリンダにより周波数2Hz、振幅±30mmの正弦波で強制加振したときのダンパ特性である。

ダンパ係数は $4,224\text{N}/(\text{m}/\text{s})$ で、ダンパ特性はヒステリシスが小さく線形である。実測と計算の主な差異原因は推力-速度特性と同様に電機子コアでの

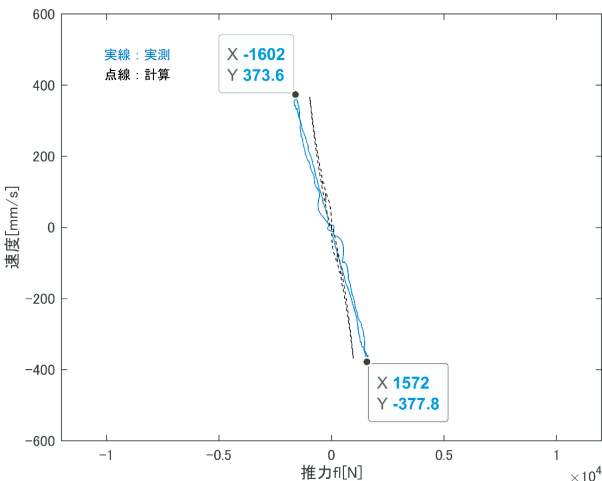


図15 ダンパ特性

渦電流損と考えられる。なお、端子間に抵抗器を挿入することでダンパ係数を $4,224\text{N}/(\text{m}/\text{s})$ 以下に調整でき、試作品はシステムダウン時に任意のダンパ係数を有するパッシブダンパとして機能する。

5.7 推力密度

5.5節の最大推力 $4,741\text{N}$ と表2の質量 9.49kg より推力密度は $499.6\text{N}/\text{kg}$ （= $4,741\text{N}/9.49\text{kg}$ ）となる。試作品の推力密度推移と油圧機器の実績範囲をプロットした図16より、油圧機器との置き換えが視野に入ってきたと考える。

6 結言

油圧機器との置き換えを目指す電動アクチュエータを試作、性能評価し、以下の知見が得られた。

- (1)界磁を外側、電機子を内側に配置するモータ構造によりエアギャップ面積を拡大、界磁にハルパツハ配列、電機子に台形ティースを採用し、最大推力 $4,741\text{N}@240\text{mm/s}$ を達成した。
- (2)界磁と電機子の吸着力をおおむねゼロにするスリーブ構造により、試作品の摩擦特性は油圧機器のそれ以下で、電機子の摺動が良好であることを確認した。
- (3)推力密度は $499.6\text{N}/\text{kg}$ で目標（ $600\text{N}/\text{kg}$ ）未達であるが、試作品の推力密度推移と油圧機器の実績範囲から油圧機器との置き換えが視野に入ってきたと考える。

本試作を実施するにあたり、モータの磁気回路を設計いただいた大同大学工学部電気電子工学科の加納善明准教授に厚く御礼申し上げます。

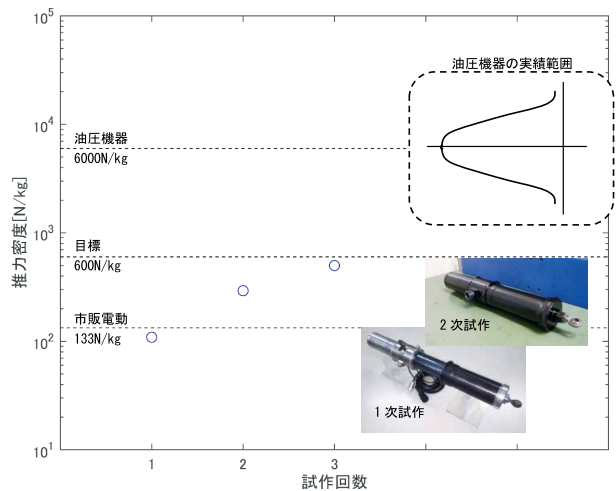


図16 推力密度の推移

参 考 文 献

- 1) Michel Todeschi: Airbus-EMAs for flight controls actuation system 2012 status and perspectives, Recent Advances in Aerospace Actuation Systems and Components, Proceedings, (June 13-14 2012).
- 2) David Blanding: SUBSYSTEM DESIGN AND INTEGRATION FOR THE MORE ELECTRIC AIRCRAFT, Collection of Technical Papers, 5th International Energy Conversion Engineering Conference Vol. 2, (2007).
- 3) Amine Fraj, Marc Budinger, Toufic El Halabi, Jean-Charles Mare: Modelling approaches for the simulation-based preliminary design and optimization of electromechanical and hydraulic actuation systems, 53rd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference, (April 23-26 2012).
- 4) Yoshiaki Kano, Kousuke Satou: Design and Experimental Verification of a High Force Density Tubular Permanent Magnet Linear Motor for Aerospace Application, AEROTECH EUROPE, (September 24-26 2019).
- 5) 佐藤：円筒型リニアモータを用いた航空機向け電動アクチュエータの開発, KYB技報第50号, (2015年4月).

著 者



佐藤 浩介

1984年入社。技術本部基盤技術研究所情報技術研究室。航空機装備品の設計、開発に従事。



芝原 大智

2015年入社。技術本部基盤技術研究所情報技術研究室。修士(工学)。油圧機器の電動化に必要な要素の研究開発に従事。



袴田 眞一郎

1988年入社。技術本部基盤技術研究所情報技術研究室主幹研究員。各種電子機器の設計、開発に従事。