円筒状リニア同期モータの推力特性の改善

正員 山口 昌樹 (東京農工大学) 学生員 安藤 善之 (東京農工大学)

正員 鹿野 快男 (東京農工大学) 正員 小林 学 (ブラザー工業)

正員 荻田 充二 (神鋼電機)

Thrust Characteristics Improvement of a Cylindrical Linear Synchronous Motor

Masaki Yamaguchi, Member, Yoshiyuki Ando, Student member, Kano Yoshio, Member
(Tokyo University of Agriculture and Technology)

Manabu Kobayashi, Member (Brother Industries, Ltd.),
Mitsuji Karita, Member (Shinko Electric Co.,Ltd.)

As a result of attempting the optimization of iron core shape of a cylindrical linear synchronous motor (C-LSM) in which thrust per unit product is large, following matters became clear:

1. The suction force is produced in the stator edge between mover and bearing, since magnetic material is used for a part of the linear bearing. It is one of the error factors in calculating the static thrust characteristics.
2. The maximum static thrust changed 3.7 newtons by the existence of the salient pole of the mover while detent thrust changed only 0.39 newtons. It is proven that the maximum detent thrust does not change by establishing salient pole, and simultaneously the maximum static thrust can be improved 6.7 %.
3. The relationship between maximum static thrust and open width of the semienclosed slot is calculated by using FEM. The maximum static thrust of 57.3 newtons can be obtained, and detent thrust / maximum static thrust ratio is made 4% when the width of the semienclosed slot is made to 1 mm. The calculation is verified in a measurement of a test machine.
4. As the result of measuring the speed control characteristics of the C-LSM, speed error can be suppressed to 5 % under the condition of driving speed 80 mm/s.

キーワード: リニア同期モータ, 円筒状, ディテント力, 有限要素法, 節点力法, 鉄心

1. まえがき

円筒状リニア同期モータ (Cylindrical Linear Synchronous Motor, 以下, C-LSM と略す) は, 平板状のリニア同期モータに比べて 1) 高い推力/体積比を得易い, 2) 軸対称形状となるので製作が容易, 等といった特長を有している。その一方で, 軸のわずかな偏心が支持機構の寿命を低下させる可能性もある。そのため, 平板状 LSM ほど産業応用が進んでおらず, 開発例も少ないのが現状である。一方, LSM の開発においては非励磁時に発生するディテント力を低減することは重要な課題であり, 今までに磁石にテーパをつける方法⁽¹⁾やポールピッチを調整する方法⁽²⁾等が報告されているが, 静推力特性に大きな影響を及ぼす鉄心の形状に関する詳細な検討はそれほど多く

ない。特に, C-LSM ではその両端に可動子を支持するベアリングを設けるのが一般的でその全長は長くなり易いが, モータ全長に制約がありかつストロークがある程度必要であるというような相反する要求仕様が課せられた場合には, 端効果やベアリング材質が推力に与える影響も無視できなくなる。そこで, 筆者等は節点力法を用いた有限要素法 (以下, FEM と略す) により C-LSM の鉄心形状の最適化を図り, 設計した C-LSM を試作してその妥当性を検証した。本論文では, 試作した C-LSM に関し以下の事項について述べる。

- (1) ベアリング材質の静推力特性への影響
- (2) 可動子に作用する表面力の可動子突極の有無による比較
- (3) 電機子鉄心の形状による静推力特性の比較
- (4) 速度制御特性

2. 構造と磁気特性

〈2.1〉構造と仕様 図 1 には C-LSM の外観を、図 2 には断面構造を示す⁽³⁾。試作した C-LSM は、可動子側に界磁用磁石が、固定子側に電機子コイルが配置されている磁石可動形の LSM である。以後、可動子と固定子の中心が一致した位置を変位 $x=0$ [mm] として述べる。可動子には、ラジアル着磁された 2 個の円筒状 Ne-Fe-B 合金磁石 (住友特殊金属⁽⁴⁾, Neomax-32H, エネルギー積 239 [kJ/m³]) が、隣り合う磁石の極性が反対となるように配置されている。永久磁石の両端には、その磁束の短絡を防ぐために非磁性リング (Al) を挿入した。スロットには三相巻線が施され、スター結線されている。各相のコイルは、起磁力の高調波を低減するために分布巻されるの一般的であるが、C-LSM の場合構造上分布巻が困難であるので集中巻とした。支持機構には、ボールリテーナ付きのリニアベアリング (THK⁽⁵⁾, LMF30) を用いることにより、従来円筒状リニアモータで問題となっていた可動子の偏心による特性の劣化を防止している⁽⁴⁾。可動子の回転を防止するために、可動子シャフトには溝を設け、その上をリニアベアリングのボールが往復するようにした。表 1 には、試作した C-LSM の仕様を示した。エアギャップは 1 [mm] でありリニア同期モータの中では比較的小さい。可動子の長さ 120 [mm] に対して電機子鉄心の長さは 146 [mm] とその差は 26 [mm] しかないが、ストロークを $60 (\pm 30)$ [mm] 得るために、変位が ± 13 [mm] よりも大きくなると可動子はリニアベアリング中に突出することとなる。駆動速度の目標値は $10 \sim 200$ [mm/s] に選定し、スロットピッチを 16 [mm]、ボールピッチはその 3 倍の 48 [mm] に一致させた。この結果、駆動周波数は 0.1 [Hz] ~ 2 [Hz] 程度となり鉄損の影響が非常に小さいと考えられたので、可動子と電機子の鉄心材料

には一般構造鋼である S15C (最大磁束密度 1.87 [T]) のブロック材を用いた。

〈2.2〉磁気特性 本 C-LSM の磁気回路設計には、節点法⁽⁶⁾を用いた非線形 FEM (株式会社総研, JMAG-Works Ver.3.1) により行った。計算には 2 次元軸対称モデルを用いており、支持機構であるベアリングもモデル化した。ベアリングは、その材質であるステンレス鋼と磁気特性がほぼ同等な一般構造鋼 SS400 のブロック材と置き換えて全体をモデル化し、可動子とベアリングの間には 0.04 [mm] のエアギャップを設けた。解析モデルの要素数は 5219 、節点数は 5482 である。計算条件は、変位 $x=0$ [mm]、電機子電流 $I_u=-1.2$ [A]、 $I_v=2.4$ [A]、 $I_w=-1.2$ [A] とし、また電気角は $\theta=210^\circ$ に選定した。計算機には、Pentium プロセッサを搭載したパソコン (DIGITAL Celebris, GL-2 (DEC)) を用いた。

図 3 には、試作した C-LSM の磁束密度分布の計算結果を示す。定格電流において電機子鉄心の最大磁束密度は 1.84 [T] とほぼ S15C の飽和磁束密度 (1.87 [T]) に達しており、試作した C-LSM の磁路が適切に与えられていることが判明した。

図 1 C-LSM の外観
Fig.1 External view of a C-LSM.

図 2 C-LSM の断面構造 (変位 $x=0$ [mm], 単位: [mm])

Fig.2 Structure of the C-LSM.

表1 試作した C-LSM の仕様

Table1 Specifications of the manufactured C-LSM.

項目		数値	[単位]
固定子寸法		$\phi 54 \times 146$	[mm]
可動子寸法		$\phi 30 \times 120$	[mm]
質量	M	3	[kg]
エアギャップ	g	1	[mm]
ストローク	s	60	[mm]
極数	N_m	2	[無次元]
磁石幅/極ピッチ比	h	0.67	[無次元]
ポールピッチ	τ	48	[mm]
スロットピッチ	τ_s	16	[mm]
スロット深さ	d_s	11	[mm]
スロット開口幅	l	1	[mm]
歯幅	W_t	5	[mm]
コイル線径	d	0.5	[mm]
占積率	ξ	0.54	[無次元]
コイル巻数	N	140	[mm]
定格電流	I_r	1.7	[A]
磁石材料		Nd-Fe-B alloy (エネルギー積 239 [kJ/m ³])	
鉄心材料		S15C (最大磁束密度 $B = 1.87$ [T], (8.12 [kA/m]))	

3. 静推力特性

〈3.1〉ベアリング材質の影響 試作した C-LSM では構造上可動子鉄心がベアリングに接触し、磁気回路を構成してしまう場合があるので、ベアリング材質が静推力特性に及ぼす影響を FEM によって解析した。一方、静推力の測定には引張圧縮両用の 20 [kgf] のロードセル (㈱共和電業, LM-20KAM192) を、変位の測定にはレーザ変位計 (アンリツ㈱, KL137F) を用いた。摩擦力は、可動子を往復移動させながら静推力を測定し、同変位での測定値の平均を求めることにより除去した。電気角は、可動子が固定子の中央 (変位 $x = 0$ [mm]) で安定点となるように 210° (励磁電流 $I_u = -1.2$ [A], $I_v = 2.4$ [A], $I_w = -1.2$ [A]) に設定した。図 4 にはベアリング材質による静推力 F_s - 変位 x 特性の比較を示す。その結果、以下の事項が明らかとなった。

- (1) 解析モデルにおいてベアリング材質を SS400 で近似すると、最大静推力の実測値に対する計算誤差は 3 % となり、実測値と計算値はほぼ一致した。
- (2) ベアリング材質を非磁性体にする磁性体の場合に比べ最大静推力が 36 % 増加し、静推力特性が向上することが明らかとなった。

ベアリング材質によって生じる変位 ± 13 [mm] を閾値とする差の原因は、可動子鉄心の長さが 120 [mm]、電機子鉄心の長さが 146 [mm] であり、変位が ± 13 [mm] よりも大きくなると可動子鉄心が電機子鉄心から突出するため、ベアリング材質が磁性体の場合可動子鉄心との間に

磁気回路が形成されるためだと考えられる。以上のように、試作した C-LSM では可動子長さ、固定子長さ及びストロークにこのような固有の関係があるために、ベアリング材質が静推力特性に影響を与えることが明らかとなった。よって、以後の計算では全てベアリング材質を磁性体 (SS400) として計算を行う。

〈3.2〉可動子鉄心形状による比較 可動子鉄心の表面に設けた突極がギャップ磁気抵抗を低減する効果があるか否かを FEM によりシミュレーションしてみる。図 5 には、可動子の突極の有無による表面力分布の計算結果の比較を示す。図中の矢印 (破線) は、可動子の表面要素に作用する力のベクトルの大きさと作用方向を拡大して示しており、破線の中心が作用点である。

図 3 FEM による磁束密度分布の計算結果 (変位 $x = 0$ [mm], 要素数: 5219, 節点数: 5482, 電機子電流; $I_u = -1.2$ [A], $I_v = 2.4$ [A], $I_w = -1.2$ [A])

Fig.3 Calculated result of the magnetic flux density by FEM.

図 4 ベアリング材質による静推力 F_s - 変位 x 特性の比較 (電機子電流; $I_u = -1.2$ [A], $I_v = 2.4$ [A], $I_w = -1.2$ [A])
Fig.4 Comparison of static thrust, F_s , vs displacement, x , characteristics by material of a bearing.

(a)の突極が無い場合には磁束が磁石部分に集中しているが、(b)の突極が有る場合には磁石部分だけでなく突極の部分にも磁束が分布するようになるが、両端と中央の突極の部分にも磁束が分布するようになるが、主に垂直力しか増加しないことが判る。

図 6 には、可動子突極の有無による静推力 F_s - 変位 x 特性の比較を示す。突極が有る場合には突極が無い場合と比較して最大ディテント力は変位 ± 5.5 [mm] において 0.39 [N] 増加したが、それでも 1.06 [N] しかなかった。一方、最大静推力は変位 ± 17 [mm] において 3.7 [N] (6.7 %) 増加しており、僅かではあるが突極を設けた方が静推力を向上できることが判った。しかし、突極を設けるには切削加工数が増えて製作コストがアップする事を考えると、この程度の部分的な静推力の増加しか期待できないならば、あえて突極を設けない設計も成り立つであろう。以上のように、図 5、図 6 のいずれの結果も突極の効果が小さいことで一致し、従来実験による検証が不可能であった“表面力の分布”を節点力法により計算することで視覚的にも把握できた。

〈3.3〉電機子鉄心形状の比較 ディテント力を低減するために、電機子鉄心のスロット形状に半閉スロットを採用し、ディテント力/最大静推力比が最小となるスロット開口幅 l の最適設計を行う。図 7 には、スロット開口幅をパラメータとした電機子鉄心の形状を示す。解析に当たり、鉄心の最大磁束密度 $B_{\max} = 1.84$ [T] 一定という制約条件を設け、磁極の磁束密度がスロット開口幅で変化しないように磁極片のテーパ角 θ_p 、歯幅 W_t もスロット開口幅 l に応じて変化させた。また、励磁電流は $I_u = -1.2$ [A]、 $I_v = 2.4$ [A]、 $I_w = -1.2$ [A] に設定し、変位 ± 30 [mm] の範囲を計算した。この計算精度を検証するために、スロット開口幅が 8 [mm] と大きい Type A (低コスト形)⁽⁶⁾ と、1 [mm] と小さい Type B の 2 種を試作して静推力特性を測定した。

図 8 には、静推力 F_s -スロット開口幅 l 特性の計算値と実測値の比較を示す。計算結果と実測値は誤差 19% 以内で良く一致し、その結果以下の事項が明らかとなった。

- (1) 最大静推力の計算値は、スロット開口幅 $l > 1$ [mm] ではほとんど変化しなかったが、 $l < 1$ [mm] で急激に低下した。この理由は、本 C-LSM のエアギャップが $g = 1$ [mm] であるために、 $l < g$ とすると電機子鉄心だけで閉磁路を形成してしまうためと考えられる。
- (2) ディテント力/最大静推力比は、スロット開口幅 $l = 8$ [mm] (Type A) では 39 % なのに対して、 $l = 1$ [mm] (Type B) では、4.0 % まで小さくできた。

すなわち、ディテント力低減のためには、スロット開口幅はエアギャップに応じてできるだけ小さく選定するのが効果的であり、本 C-LSM では Type B が最適な電機子鉄心開口幅であることが判った。

図5 可動子の突極の有無による表面力分布の計算結果 (変位 $x = 0$ [mm], 電機子電流; $I_u = -1.2$ [A], $I_v = 2.4$ [A], $I_w = -1.2$ [A])

Fig.5 Comparison of the surface force by presence of the salient poles on the mover.

(a) ディテント力

(b) 静推力

図 6 可動子突極の有無による推力 - 変位特性の計算結果の比較 (電機子電流; $I_u = -1.2$ [A], $I_v = 2.4$ [A], $I_w = -1.2$ [A])

Fig.6 Comparison of static thrust F_s , vs displacement x , characteristics by presence of salient poles on the mover.

項目	寸法		単位
	Type A	Type B	
スロット開口幅	8	1	[mm]
磁極片テーパ角	0	22.3	[°]
歯幅	4	5	[mm]
磁極片厚さ	1	0.3	[mm]

図7 C-LSMの電機子鉄心形状 (単位 [mm])

Fig.7 Shape of the armature core of the C-LSM.

図8 静推力 F_s - スロット開口幅 l 特性の計算値と実測値の比較 (電機子電流; $I_a = -1.2$ [A], $I_v = 2.4$ [A], $I_w = -1.2$ [A])

Fig.8 Comparison of static thrust, F_s , vs open width of slot, l , characteristics.

4. 駆動特性

静推力に対してディテント力が無視できる程度に小さくなるようなモータを設計し、負荷角の変動を小さくすれば、同期モータも直流モータと同様な簡単な制御系で駆動することが可能となる。図9には、C-LSMの速度制御システムを示す。制御はドライバ (サーボランド㈱, SVDM6-A) を用いたフィードバック制御によって行われる。速度制御量は変位信号を微分することで得られ、C-LSMはこの制御量とドライバで設定した目標値との偏差に応じてPWM駆動される。使用したエンコーダ (日本ヒューレットパッカード㈱, HEDS9200 300LPI) の分解能は300 [PPI] (80 [μ m]ピッチ)となっており、エンコーダの出

カパルス数はドライバ内で4通倍されている。速度の目標値はドライバから出力される加速度信号をD/A変換器 (サーボランド㈱, MB-SV2) によってアナログ信号に変換して、デジタルレコーダ (横河電機㈱, AR1200) で積分演算して記録した。制御ゲイン (dx/dt) の調整は限界感度法により行った⁽⁷⁾。

図10には、C-LSMを設定速度80 [mm/s]、変位 ± 20 [mm]で往復駆動させたときの速度制御特性の測定結果を示す。電機子形状TypeAでは、ディテント力が最大静推力の36%にも達しているためにスロットピッチに一致した速度変動が観測され速度偏差は最大で37%に達したが、電機子形状TypeBでは、ディテント力/最大静推力比を4%まで小さくできたために安定点付近での推力の脈動がほとんど無くなり、同期モータにおいても簡単なPI制御のみで駆動速度80 [mm/s]における速度偏差を5%以内にまで小さくすることができた。

図9 C-LSMの速度制御システム

Fig.9 Velocity control system of a C-LSM.

図10 速度制御特性 ($V_i = 80$ [mm/s])

Fig.10 Velocity control characteristics.

5. 結論

筆者らは、体積 $\phi 54 \times 146$ [mm²] で、最大静推力 57.3 [N]、最大ディテント力がわずか 2.3 [N] の円筒状リニア同期モータを試作することができた。本論文で明らかとなった事項をまとめると、以下のようになる。

(1) 支持機構に用いたリニアベアリングの一部が磁性材料であるために固定子端部で可動子とベアリングとの間に吸引力が作用し、それが静推力特性の計算誤差要因となっていることを示した。

(2) 可動子の突極の有無により、最大静推力は 3.7 [N] 変化したのに対し、最大ディテント力は 0.1 [N] しか変化しなかった。つまり、突極を設けることによって最大ディテント力はほとんど変化せず、最大静推力を 6.7 % 向上できることが判った。

(3) 半閉スロットの開口幅と静推力との関係を FEM を用いて計算した結果、エアギャップが 1 [mm] のときスロット開口幅を 1 [mm] まで小さくすれば、最大静推力は 57.3 [N] が得られ、かつディテント力/静推力比を 4.0 % まで小さくできることが判明し、試作により本計算の妥当性を検証した。

(4) C-LSM のディテント力を低減できた結果、簡単な PI 制御のみで駆動速度 80 [mm/s] における速度偏差を 37% から 5 % 以内まで小さくすることができた。

最後に円筒状 Ne-Fe-B 合金磁石をご提供頂いた住友特殊金属株式会社 開発本部 研究開発企画室 主席研究員 中西 昭男 博士、C-LSM の駆動プログラムの構築にご協力頂いたサーボランド株式会社 代表取締役 細萱 宏明 氏、営業部部長 細萱 和雄 氏及び実験に協力された本学工学部電子情報工学科 4 年 松木 恵子 氏に感謝の意を表す次第である。

(平成 11 年 2 月 19 日受付, 平成 11 年 7 月 14 日再受付)

文献

- (1) 水野 勉, 山田 一: 「永久磁石形リニア同期モータの静推力特性」, 電学論, **D-111**, 6, 482-488 (1991)
- (2) 鳥居 肅, 吉村 武, 和多田 雅哉, 海老原 大樹: 「リニア同期モータのディテント力を低減する設計法」, 電学論, **D-117**, 4, 487-492 (1997)
- (3) 安藤 善之, 松木 恵子, 山口 昌樹, 鹿野 快男, 小林 学, 荻田 充二: 「上肢補助装置に用いる円筒状リニア同期モータの静推力特性」, 電気学会リニアドライブ研資, **LD-98-72**, 13-18 (1998)
- (4) 電気学会搬送用リニアメカニズム調査専門委員会: 「搬送用リニアメカニズムの実用化動向と将来展望」, 電気学会技術報告, 第 **657** 号, 5-7 (1997)
- (5) 亀有 昭久: 「節点力法による電磁力解析」, 静止機回転機合同研究会資料, **SA-93-11**, **RM-93-49**, 95-104 (1993)
- (6) YAMAGUCHI Masaki, MANABE Katsuyuki, ANDO Yoshiyuki, KANO Yoshio and KOBAYASHI,

Manabu: "Cylindrical Linear Synchronous Motor for Forearm Support Apparatus", LDIA'98 Tokyo, **AP-4**, 426-429 (1998)

- (7) 稲葉 博, 西田 直矩, 田村 捷利, 渡辺 嘉二郎: 「現代制御工学概論」, 196-198, オーム社(1980)

山口 昌樹 (正員) 1963 年 2 月 28 日生。1987 年信州大学大学院工学研究科修士課程修了。

同年ブラザー工業㈱入社, 中央研究所に配属。1995 年より東京農工 助手。工学博士。リニアモータ・センサを研究の中心に据えて医用電子工学の研究に従事。IEEE, 日本応用磁気学会, 日本 ME 学会, ライフサポート学会などの会員。

安藤 善之 (学生員) 1972 年 7 月 18 日生。1997 年

東京農工大学工学部電子情報工学科卒業。同年 4 月より同大学院生物システム応用科学研究科博士前期課程に在学。福祉機器への応用を踏まえたリニア電磁アクチュエータの研究に従事。1999 年 4 月より川崎重工業㈱に入社予定。日本応用磁気学会の会員。

鹿野 快男 (正員) 1938 年 8 月 4 日生。1960 年明

治大学大学院博士課程修了。同年東京農工大学工学部 助手。現在, 同大学院生物システム応用科学研究科 教授。工学博士。主として磁気回路, 電磁アクチュエータ及び農業, 土木, 生物に関する応用計測の研究に従事。応用物理学会, 農業機械学会, 日本生物環境調節学会などの会員。

小林 学 (正員) 1965 年 2 月 13 日生。1990 年信州

大学大学院工学研究科修士課程修了。同年ブラザー工業㈱入社。1997 年信州大学大学院博士課程修了。工学博士。生産設備に応用するリニアモータの開発に従事。日本応用磁気学会, 日本人工臓器学会などの会員。

荻田 充二 (正員) 1944 年 7 月 26 日生。1968 年 3 月

岡山大学工学部電気工学科卒業。同年神鋼電機㈱入社。開発本部商品開発部勤務。リニアモータ, サーボアクチュエータおよび応用製品の研究・開発に従事。現在 同部主席研究員。平成 10 年度東京農工大学客員教授。工学博士。日本機械学会, 精密工学会などの会員。