



Title	人工筋用リニア電磁アクチュエータに関する研究
Author(s)	酒井, 昌彦
Citation	大阪大学, 2018, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/69562
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

博士学位論文

人工筋用リニア電磁アクチュエータ
に関する研究

酒 井 昌 彦

2018 年 1 月

大阪大学大学院工学研究科

概要

ロボットの導入が期待される分野は年々拡大・多様化する傾向にあり、近年は人の生活・作業を直接的に支援する人共存型ロボットの開発・検討が進められている。人と同じ生活環境で駆動するロボットには安全性確保のために外力に対する柔軟性および衝撃荷重に対する堅牢性が要求される。これに対して実環境にうまく適応した生物を模倣した筋骨格ロボットはこの安全性の高いロボットを構築する有効なアプローチの一つとして注目されており、その中で人の筋と同じように可変粘弾性特性を有する人工筋用アクチュエータの開発が求められている。一方、電磁力駆動リニアアクチュエータは優れた制御応答性により可変粘弾性特性を実現でき、可搬性にも優れている。またダイレクトドライブ方式とすることで外力に対する優れた柔軟性・堅牢性を得ることができる。そのため人工筋用アクチュエータとしての活用が期待され、これまでに複数の構造のアクチュエータが提案された。しかし永久磁石を軸方向に積層する構造では、磁極間ピッチの寸法公差の管理が困難となり生産性が大きく低下してしまう。また複雑なエアギャップを有する構造では衝撃荷重に対する柔軟性・堅牢性が低下するなどの構造的な課題が残っていた。

そこで本研究では人工筋用アクチュエータへの適用を目標として、従来研究の構造的課題を解決する新しい電磁力駆動のらせん形リニアアクチュエータ（HTLA: Helical toothed linear actuator）を提案した。HTLAは可動子が回転・並進の二自由度を有し、永久磁石の形状が簡素であり軸方向に積層する構造をもたないために生産性に優れている。また円筒状エアギャップ構造のため外力によって可動子と固定子が接触する危険性がなく、過負荷に対する堅牢性にも優れている。本研究では三次元有限要素法を用いた数値解析ならびに実機検証によって HTLA の特性を確認し、また実用化に向けた性能向上に取り組んだ。はじめに外力に対する柔軟性を実現するためコンプライアンス制御を適応し、外力に対する剛性を制御できることを確認した。つぎに衝撃荷重に対する制御安定性向上のため、HTLA における過負荷時の脱調時の挙動について明らかにした。脱調の発生条件をまとめることで脱調の予測ならびに抑制アルゴリズムを構築し、過負荷・衝撃荷重に対する制御安定性の向上を達成した。最後に HTLA の小型化・低コスト化を目的として、回転角度センサレス駆動について検討を行い、十分な推定精度が得られること、良好な位置制御特性を維持できることが確認された。

目次

第1章 緒論	1
1.1 人共存型ロボット	1
1.1.1 筋骨格ロボット	2
1.1.2 人工筋用アクチュエータ	2
1.2 電磁力駆動アクチュエータの開発動向	4
1.2.1 出力方式とアクチュエータ構成	4
1.2.2 先行研究における課題	5
1.3 研究方針	6
1.3.1 実現する構造的特性	6
1.3.2 実用化に向けた検討項目	7
1.4 本論文の構成	8
第2章 らせん型リニアアクチュエータの提案	9
2.1 緒言	9
2.2 アクチュエータの提案	9
2.2.1 基本構造	9
2.2.2 動作原理	9
2.3 解析による性能評価	12
2.3.1 評価モデル	12
2.3.2 推力・トルク特性	12
2.3.3 位置制御特性	13
2.4 実機による動作検証	15
2.4.1 試作機および計測システム	15
2.4.2 推力特性	17
2.4.3 位置制御特性	18
2.5 結言	20
第3章 力制御に関する検討	21
3.1 緒言	21

3.2	ディテント特性の評価	21
3.3	力制御システム	21
3.4	解析による評価	23
3.4.1	ディテント抑制制御	23
3.4.2	定推力制御	23
3.4.3	コンプライアンス制御	24
3.5	実機による検証	26
3.5.1	ディテント抑制制御	26
3.5.2	コンプライアンス制御	27
3.6	結言	27
第4章 脱調現象に関する検討		29
4.1	緒言	29
4.2	HTLAにおける脱調現象	29
4.2.1	評価モデル	29
4.2.2	脱調時の挙動	30
4.3	脱調回避制御	31
4.3.1	脱調検出アルゴリズム	31
4.3.2	脱調回避アルゴリズム	34
4.3.3	解析・実機による検証	36
4.4	結言	37
第5章 センサレス駆動に関する検討		39
5.1	緒言	39
5.2	角度推定手法	39
5.2.1	静止時の初期角度推定	39
5.2.2	駆動時の初期角度推定	40
5.2.3	推定誤差による影響	40
5.3	解析による評価	40
5.3.1	インダクタンス突極性の検証	40
5.3.2	初期角度推定	42
5.3.3	位置制御特性	43

5.4 実機による評価	43
5.4.1 初期角度推定	43
5.4.2 位置制御特性	45
5.5 結言	45
第 6 章 結論	47
参考文献	49
謝辞	53
研究業績	54

第1章

緒論

1.1 人共存型ロボット

近年のロボット技術の発達に伴い、ロボットの導入・活躍が期待される分野は多様化する傾向にある。これまでのロボットは主に生産ラインのような産業用途を中心に発展を続け、一般的に高い位置決め精度や優れた力制御特性などが求められてきた。これらの従来型ロボットは安全性の確保と外乱の抑制のために人と隔離された空間、いわばロボットのために設計された空間での運用を前提として設計されている。これに対して近年はコミュニケーションロボットや協調作業ロボット、生活支援ロボットなど、人の生活・作業を直接的に支援するロボットの開発・検討^[1-5]が進められている。ここではこれらを人共存型ロボットと呼ぶ。一例として Fig.1.1 に示す HSR はトヨタ自動車が開発した生活支援ロボットで、障がい者・高齢者などの家庭内自立生活をサポートする。また理化学研究所の介護支援ロボット ROBEAR (Fig. 1.2) は介護現場における抱きかかえや起立補助などの動作を代行する目的で開発された。

人共存型ロボットは人と作業空間を共有する環境下での駆動、いわば人のために設計された空間で活動することを前提としているため、ロボットにとっては不確定な外乱が多数存在した環境となる。そのため人や周囲のモノとの物理的な接触が十分に想定され、周囲に対する高い安全性^[6]が要求される。本研究ではこの安全性を、可動部が持つバックドライブabilility (外力による逆駆動特性) に起因する柔軟性と堅牢性として定義する。柔軟性



Fig. 1.1 HSR^[4]



Fig. 1.2 ROBEAR^[5]

は外力に対する剛性（位置と出力の関係性）を低くすることで接触時に周囲に対して過大な出力を与えないための特性であり、堅牢性は外部から過負荷・衝撃荷重が与えられたとしても可動部ならびにロボット自身が破損しないための特性となる。

1.1.1 筋骨格ロボット

安全性に優れたロボットを構築する一つの対応案として、生物の筋骨格構造を模擬した筋骨格ロボット^[7-9]が注目されている。人間を含めた多様な生物は実環境にうまく適合しながら活動している。その筋骨格構造は従来の汎用的なロボットとは大きく異なっているが、この構造によって高度な制御アルゴリズムや複雑な機構に依存することなく高い柔軟性と堅牢性を確保できるとされている。この構造的優位性を利用したロボットとして、東京大学のケンゴロウ（Fig. 1.3）や Athlete（Fig. 1.4）などの筋骨格ロボットの開発が進められている。

またこの生物特有の重要な特性の一つに生物の筋がもつ可変粘弾性特性^[10]があげられる。外力に対する剛性を制御できるため、この特性を模倣した人工筋用アクチュエータを人共存型ロボットに適用することで、ロボット自身の柔軟性・堅牢性を向上させることができる。

1.1.2 人工筋用アクチュエータ

人工筋の実現に向けて、既に様々なアクチュエータが提案・開発されている。ここでは動力源の違いによって以下の3つに大別し、それぞれの特性を列挙する。

(A) 材料変形による駆動^[11-14]

外部から何らかの刺激を与えることで材料そのものが変形することで運動を出力する。材料自体が低剛性であることからソフトアクチュエータとも呼ばれ、本質的に筋に近い



Fig. 1.3 Kengoro^[8] (University of Tokyo)

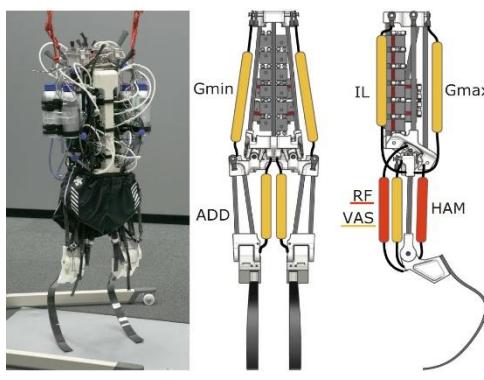
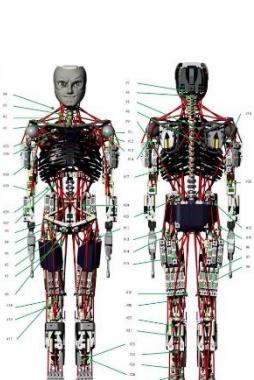


Fig. 1.4 Athlete^[9] (University of Tokyo)

挙動・取り扱いが可能である。高分子材料や形状記憶合金を用いた研究例が多数報告されており、その動力源となる入力は熱・電場・磁場・圧力・水分など多岐にわたる。しかしこの動作原理においても応答性や動作環境の制限などの課題が残っており、人の筋骨格サイズのアクチュエータとしての実用化は進んでいないのが現状である。

(B) 油圧・空気圧による駆動^[15-19]

流体圧力を利用したアクチュエータは、主に油圧アクチュエータと空気圧アクチュエータが実用化されている。油圧アクチュエータは非常に高い推力密度があり堅牢性も優れるため、建設機器や大型で高出力用途が要求されるロボットなどに利用される。その推力密度の高さを利用して Boston Dynamics 社の油圧駆動ヒューマノイドロボットの Atlas は人に近い体格でありながら高い運動特性を実現している。しかしその剛性の高さから外力に対する柔軟な応答を実現するのは難しく、また動作中の油漏れ・破損時の動作流体流出などの汚染対策が必須となる。

一方、空気圧アクチュエータは空気を作動流体として用いているためメンテナンス性・清浄性に優れている。Fig. 1.6 に示す人間酷似型ロボットのアンドロイドは空気圧シリンドリによって駆動しており、空気の圧縮性を利用することで外力に対する柔軟な応答が実



Fig. 1.5 Atlas^[14] (Boston Dynamics)



Fig. 1.6 Geminoids^[13] (Osaka University)



Fig. 1.7 McKibben artificial muscle^[16]



Fig. 1.8 ASIMO^[19] (Honda Motor Co., Ltd.)

現できる。伸縮性のあるゴムに空気圧を封入した構造の McKibben 型アクチュエータ (Fig. 1.7) は、素材自身の本質的な柔軟性も有することから人工筋としての研究報告事例も多い。しかし空気の圧縮性はアクチュエータに柔軟性を与える反面、その非線形特性によって制御性が悪化してしまう。また周辺機器としてコンプレッサなどが必要となるため、システム全体の小型化が難しく可搬性は低くなるのが課題である。

(C) 電磁力による駆動^[20-24]

電磁力を駆動源とするアクチュエータは、電流制御の優れた応答性によって高精度・高応答での位置・力制御が可能であり、産業・非産業を問わず様々な用途に利用されている。空気圧駆動方式と同様に清浄性に優れ、バッテリー駆動とすることでシステム全体の可搬性も向上するため、他の駆動方式と比較して保守・運用が容易となる。多様な動作原理のアクチュエータが実用化されているため設計自由度が高く、近年は永久磁石を使用した同期モータを中心に小型化、高出力化、多自由度化などの検討・開発も進められている。

油圧・空気圧と比較すれば一般的に低推力・高速駆動となるが、その良好な制御特性と汎用性の高さから人工筋用アクチュエータとして多くの優位性がある。前述の ROBEAR や Fig. 1.8 に示す ASIMIO においても各関節に搭載されたサーボモータに対して位置・力制御などが適用されている。本論文においてもこの電磁力駆動アクチュエータの特性を生かした人工筋用アクチュエータの開発を目指す。

1.2 電磁力駆動アクチュエータの開発動向

本節では電磁力駆動アクチュエータを人工筋用アクチュエータとして利用する場合のアクチュエータ構成ならびに関連する先行研究について述べる。

1.2.1 出力方式とアクチュエータ構成

人工筋用アクチュエータには生物の筋と同様にリニア駆動であることが重要となる。リニア駆動とすることで生物の筋骨格構造を再現できるため、人酷似型ロボットのようなコミュニケーションロボットなどにおいて合理的かつ違和感を与えない挙動の実現が期待できる。また脚部・前腕部などを構成する場合にはアクチュエータをフレームに並行して配置することで、負荷のかかりやすい関節部の構造を簡素化・小型化することができる。

これに対して電磁力駆動アクチュエータは運動方向によって回転型と直動型の 2 種類に

大別される。産業用途として回転型サーボモータが広く普及しているが、本質的な動作原理は同一であり両者での技術転用・応用は比較的容易である。回転型からリニア駆動を得るために、ボールねじやラック・ピニオンのような推力変換機構を併用する必要があるが、可動部に高剛性の機械要素が挿入されたために過負荷や衝撃荷重に対する堅牢性が低下してしまう。また摩擦による効率低下や摩耗による部品耐久性の低下、高速駆動の限界などの課題が発生する。一方で直動型（リニアアクチュエータ）を使用した場合、推力変換などの機構が不要なためシステムの小型化・可動子重量の軽量化が期待できる。また減速機などを一切用いないダイレクトドライブ方式^[25]とした場合、アクチュエータ自身の高推力化が必要となるが、過負荷に対しても可動部を破損することなく衝撃吸収が可能となり柔軟性・堅牢性が大きく改善される。そのためダイレクトドライブ方式のリニア駆動アクチュエータは人工筋用アクチュエータに適した特性を有しているといえる。

1.2.2 先行研究における課題

ここではダイレクトドライブ方式電磁力駆動のリニアアクチュエータ、特に円筒型リニアアクチュエータを中心に、関連する先行研究について述べる。円筒型リニアアクチュエータでは可動子と固定子を同心状に配置することで径方向の磁気吸引力を低減できるため、アクチュエータの保持・組付が容易となる利点がある。

藤本らが提案したスパイラルモータはFig. 1.9に示すような機械ねじのような可動子・固定子の構造を有している。らせん状の駆動することでエアギャップの対抗面積を増大させつつ、らせん運動による減速運動によって高い推力密度を実現している。ただし三次元上の複雑なエアギャップを維持するには並進位置と回転角度を常に同期させて駆動させる必

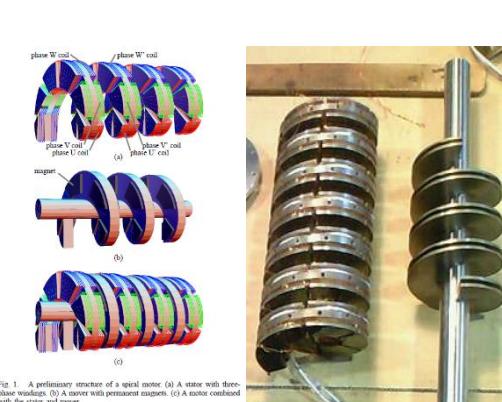


Fig. 1.9 Spiral motor^[26] (Yokohama National University)

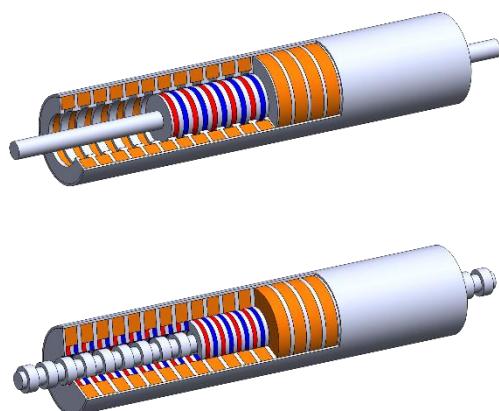


Fig. 1.10 Cylindrical Linear Actuator^[27] (Osaka University)

要がある。可動子をボールねじで支持した場合には機械要素を含むために堅牢性が低下し、磁気浮上制御によってエアギャップを維持する場合、急激な衝撃荷重が与えられた場合に可動子と固定子が接触する危険性がある。また三次元曲面を有する複雑な形状の永久磁石は加工が困難であり、生産性が低いという課題も有している。

一方、仲田らは円筒状エアギャップを持つリニア電磁アクチュエータ（Fig. 1.10）を提案した。永久磁石の着磁方向を変えながら軸方向に積層してハルバッハ配列^[28]を構成することで磁束を有効に活用し小型化を実現している。またバーニア構造などを応用した高推力化^[29-31]の検討を行っている。しかし高い残留磁束密度・保持力を有するネオジム磁石は機械加工部品と比較して一般的に寸法精度が低い。そのため永久磁石を軸方向に積層する構造とした場合、永久磁石の寸法誤差の影響を受けて磁極間ピッチの寸法精度が低下してしまう。また推力向上に有効とされる多極化によって部品点数も増加し、組立性の悪化・加工公差の管理コストも増大してしまうことが課題である。

1.3 研究方針

前節で述べたように、電磁力駆動アクチュエータはシステム全体の清浄性ならびに可搬性に優れ、電流制御による可変粘弾性特性の実現可能である。またダイレクトドライブ方式とすることで高いバックドライバビリティを実現できることから、人工筋用途として有用なアクチュエータと言える。しかし先行研究で提案されたアクチュエータは生産性ならびに柔軟性・堅牢性において課題を有していた。

そこで本研究では、人工筋用アクチュエータへの適用を目標として従来研究の構造的課題を解決する新しいリニアアクチュエータを提案する。さらに実用化に向けた制御・センシング技術の構築を行い、その特性を明らかにすることで人工筋用アクチュエータの実用化に貢献することを目的とする。

1.3.1 達成する構造的特性

先行研究の課題をうけて、本研究において提案するアクチュエータは、以下の 2 つの方針に基づいた構造を採用し、外力に対する優れた柔軟性・堅牢性ならびに生産性の両立を実現する。

(A) 軸方向に永久磁石を積層しない構造

軸方向に永久磁石を積層して磁極を形成した場合、磁極間ピッチの寸法精度は永久磁

石の寸法公差に依存する。永久磁石を軸方向に積層することなく、比較的加工精度が得られやすい磁性体の加工のみで磁極を形成できる構造を目指す。これにより磁極間ピッチの精度確保のために各加工部品に要求される寸法公差を緩和し、部品コストの削減および生産性の向上に貢献する。

(B) 円筒状エアギャップ構造

リニアアクチュエータの出力軸に対して円筒状のエアギャップ構造とした場合、可動子が移動した場合でもエアギャップを常に一定に維持できるため、可動子・固定子が接触する危険性がない。またエアギャップ維持を目的としたボールねじなどの高剛性の機械要素も不要となる。これにより非制御時や衝撃荷重に対してもアクチュエータを破損することなく衝撃荷重を受けることができ、外力に対する構造的な柔軟性と高い堅牢性を得る事ができる。

1.3.2 実用化に向けた検討項目

電磁力駆動アクチュエータでは高性能化に向けて様々な制御・センシング技術が開発・実用化されている。ここでは提案する新構造のアクチュエータを人工筋用途として運用するためには解決すべき課題を以下の3点に定め、これらの特性を明らかにする。

(C) 外力に対する柔軟性の実現

電磁力駆動アクチュエータは励磁電流を適切に制御することで推力の調整が可能なため、コンプライアンス制御を実現できる外力に対する剛性を能動的に調整することができる。これにより人工筋用アクチュエータとして必要な可変粘弾性特性の制御が可能となることから、提案するアクチュエータにおいて力制御が実装できること、コンプライアンス制御によって外力に対する弾性を自由に調整できることを確認する。

(D) 衝撃荷重に対する堅牢性・制御安定性の向上

ステッピングモータなどの一部の電磁力駆動のアクチュエータでは、磁気的な同期が外れる脱調現象が存在する。脱調現象はアクチュエータを破損することなく過負荷を受け流すリミッタ機能として機能するが、脱調前後では制御特性が大きく変化する。本論文で提案するアクチュエータにおいても脱調現象が存在するため、堅牢性ならびに制御安定性を向上させるために脱調発生時の挙動を明らかにする。さらに脱調の予測方法について検討し、脱調抑制を目的とした制御システムの構築とその性能について検証する。

(E) 小型化・低コスト化

同期モータにおいてベクトル制御を用いた高効率・高精度な駆動を行うためには可動子の位置情報が必要となる。レゾルバやエンコーダを用いれば位置検出は容易にできるが、別途センサを搭載することでアクチュエータの大型化や部品点数の増加に伴うコスト増加・信頼性低下などが課題となる。一方で位置情報を含む状態量から可動子位置を推定するセンサレス駆動を行うことでアクチュエータの小型化・部品点数の削減に貢献することができるため、本論文では提案するアクチュエータの電流制御に用いる可動子の位置推定について検証を行う。さらにセンサレス駆動時における位置制御特性を示し、制御特性に与える影響について確認する。

1.4 本論文の構成

以下に本論文の構成を述べる。

第一章では、研究背景として人共存型ロボットに用いられる人工筋アクチュエータの研究動向についてまとめ、研究の目的・方針について述べた。第二章では、提案する新しいリニアアクチュエータの構造・動作原理を示した後、推力特性と位置制御特性について述べる。第三章以降は提案したアクチュエータの実用化に向けた各種制御・センシング手法に関する検討であり、第三章では、力制御ならびにコンプライアンス制御の適用結果について述べる。第四章では、過負荷時の脱調現象における挙動を明らかにし、その抑制手法について述べる。第五章では、センサレス駆動に関する検討内容について示し、回転角度ならびに位置制御特性への影響について述べる。第六章では、各章の成果についてまとめ、全体を総括する。

第2章

らせん型リニアアクチュエータの提案

2.1 緒言

本章では、新しい構造の電磁力駆動のリニアアクチュエータ^[34,35]について述べる。基本構造と動作原理を示した後、アクチュエータの推力・トルク特性ならびに位置制御特性について、三次元有限要素法^[32,33]を用いた数値計算によって評価する。さらに試作機を作成し、実測によって推力特性・位置制御特性の検証を行い、解析の妥当性を確認する。

2.2 アクチュエータの提案

2.2.1 基本構造

本研究において提案するらせん型リニアアクチュエータ（HTLA: Helical Teethed Linear Actuator）を Fig. 2.1 に示す。固定子は Fig. 2.2 に示す断面のように通常の回転型モータと類似した軸方向巻線と磁性体から構成され、可動子は埋込磁石型構造の永久磁石と磁性体から構成されている。固定子および可動子の磁極には同ピッチのらせん状の溝が刻まれており、らせん状の磁極対向面を形成している。可動子は Fig. 2.1 に示す z 方向への並進運動ならびに回転運動の二自由度を有しているが、出力として使用するのは並進運動のみである。永久磁石は Fig. 2.2 に示すように單一方向に着磁された直方体形状である。

本アクチュエータは永久磁石を軸方向に積層する構造を持たず、軸方向の磁極ピッチは磁性体の加工精度に依存するため磁極の寸法管理が容易となる。また円筒状ギャップであるため、衝撃荷重印加時や非制御時においても可動子と固定子が接触する危険性がなく、外力に対する優れた耐久性を実現している。さらに従来の円筒型リニア電磁アクチュエータと比較してコイルおよび永久磁石の部品数を削減できることも生産性の観点で優位である。

2.2.2 動作原理

コイルに三相交流を励磁することで、可動子には通常の同期モータと同様の電磁トルク

が発生する。可動子の回転によって可動子と固定子間のらせん状の磁極対向面にずれが生じ、磁極間には Fig. 2.3 に示すような磁気吸引力が発生する。この磁気吸引力における z 軸方向成分を可動子の発生推力として利用する。ここで磁極対向面のずれ具合は、3.1 節に示すように z 軸方向の磁気吸引力の大きさを決定する上で重要な因子となる。そこでこのずれ具合を示す状態量として、新たに Fig. 2.3 に示すような磁極位相 (Phase difference) を以下の式によって定義した。

$$\phi = N_T \left(\frac{1}{N_m} \theta - \frac{360}{L} z \right) \quad (2.1)$$

ここで θ は可動子の回転角度、 z は軸方向の位置、 L はらせん状磁極における一回転あたりの z 方向移動距離である。 N_T はらせん状磁極の並行するライン数で、一般的なねじにおける乗数に類似した定数である。磁極位相の変化量が大きくなると可動子は隣接する磁極対向面との磁気的安定点に引き込まれる。よって磁極位相は可動子の電気角と同様の周期性を持った角度情報として定義できる。

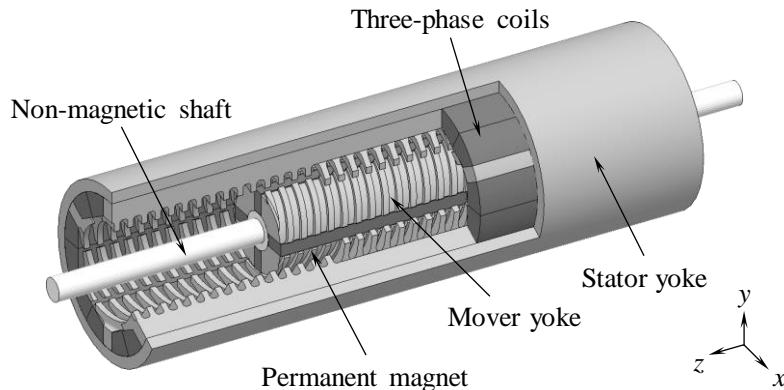


Fig. 2.1 Basic structure of a helical toothed linear actuator. The stator is axially sectioned.

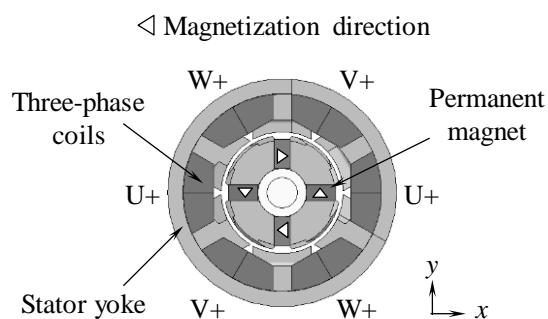


Fig. 2.2 Radial cross-sectional view.

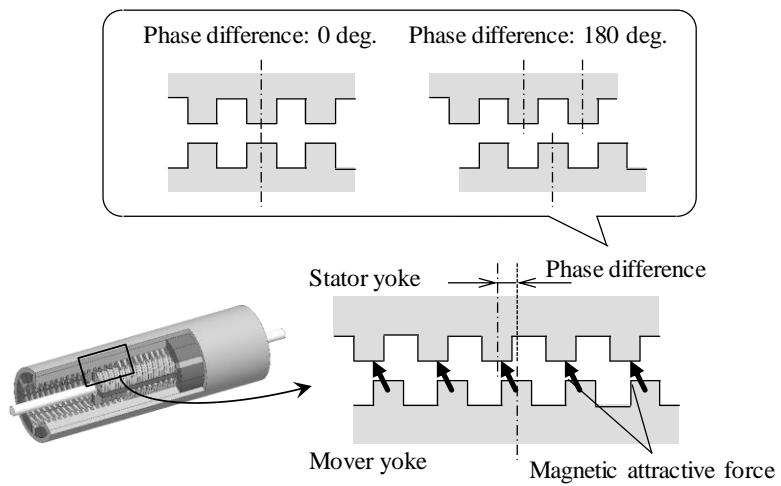


Fig. 2.3 The enlarged view in gap area between the stator and mover shows definition of phase difference.

Table 2.1 Major specifications of analysis model.

	Outer diameter	30 mm
Stator	Length	96 mm
	Number of slots	6
Mover	Outer diameter	15 mm
	Length	48 mm
	Number of pole pairs	2
	Air gap length	0.5 mm
	Lead of helical teeth	9.6 mm
	Number of helical threads	4

また提案構造における可動子の回転原理は通常の同期モータと同一であるため、一般的なベクトル制御が適用可能である。本研究においては $I_d=0$ 制御を用いるが、埋込磁石構造のためにリラクタンストルクの利用可能であるなど、従来の回転型モータの制御技術が適用可能であると考えられる。

2.3 解析による性能評価

2.3.1 評価モデル

提案した HTLA の性能評価のため、三次元有限要素法を用いた電磁界解析によって解析を行った。本研究にて使用する検討モデル^[35]の主要仕様を Table 2.1 に示す。永久磁石は Fig. 2.2 に示したように単一方向に着磁されたネオジウム磁石 ($B_r=1.3\text{T}$) で同一形状のものを 4 つ使用している。磁性体は全て電磁軟鉄 (SUY)、コイルは 4 極 6 スロット集中巻きとし、各相電流量は最大 1 Arms とした。

2.3.2 推力・トルク特性

並進位置を固定したまま強制的に回転運動を与え、その時の推力・トルクを算出した。解

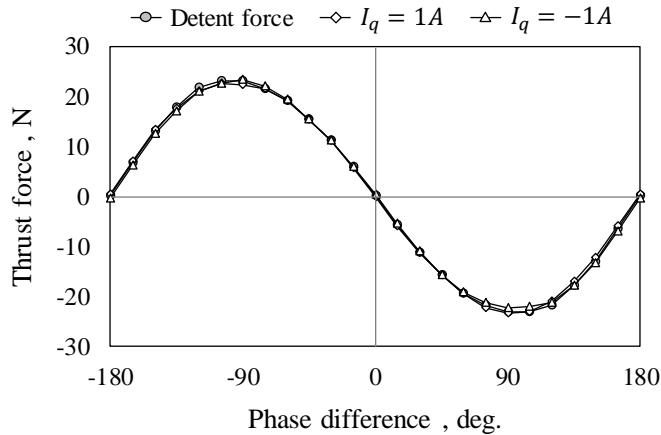


Fig. 2.4 Thrust force vs. phase difference.

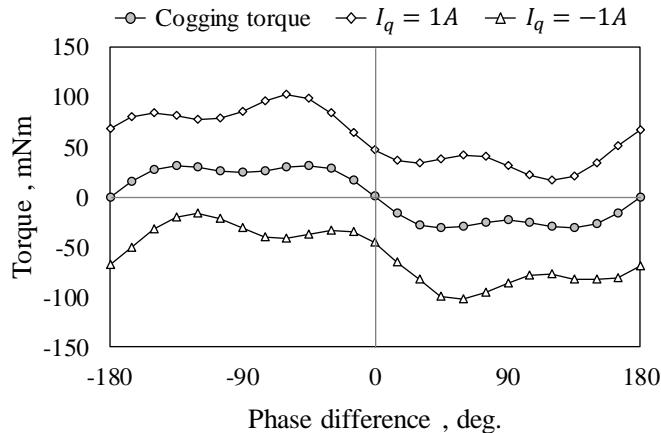


Fig. 2.5 Torque vs. phase difference.

析結果として推力特性を Fig. 2.4、トルク特性を Fig. 2.5 に示す。最大推力は磁極位相 90 degにおいて 23.1 N となった。またトルク特性については非励磁時のコギングトルクは p-p 値で 63.0 mNm、1A 励磁時の平均トルクは 59.2 mNm、トルクリップルは p-p 値で 85.3 mNm となった。推力特性は磁極位相に強く依存しているが、電流量・電流位相による影響はほとんどみられない。一方トルク特性は電流位相を制御することで磁極位相に関係なく双方向のトルクを発生できることが確認された。この結果より、本アクチュエータでは推力を得るためにには磁極位相を適切に制御が必要なこと、磁極位相を変化させるためには回転運動を与える必要があり、トルク制御は磁極位相とは独立して制御可能であることが分かる。

2.3.3 位置制御特性

位置制御特性の評価に用いた PID 位置制御システム^[35,36]の構成を Fig. 2.6 に、内部の PID コントローラ部の構成を Fig. 2.7 に示す。並進位置の目標軌道に対して PID 制御を行い I_q^* 電流令値を決定する。電流コントローラでは d, q 軸それぞれの電流指令値に対して PI 制御を行う。各 PID 制御器ではオーバーシュート低減のため積分器にアンチワインドアップ制御 (ARW: Anti Reset Windup) を導入し、電流コントローラではさらにフィードフォワード制御を併用した。

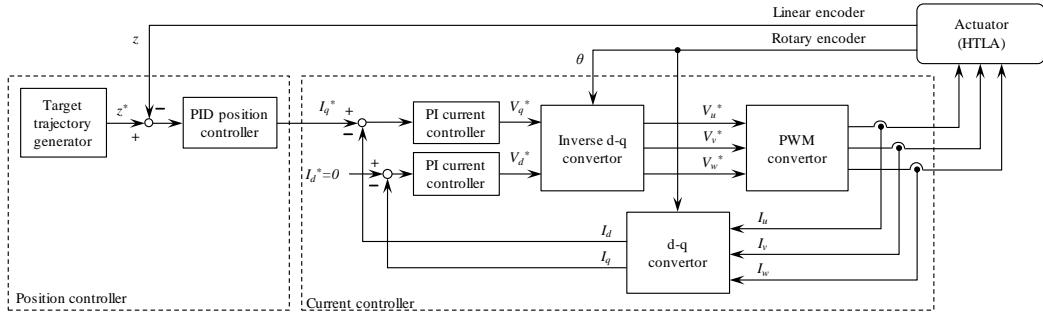


Fig. 2.6 Block diagram of the position control.

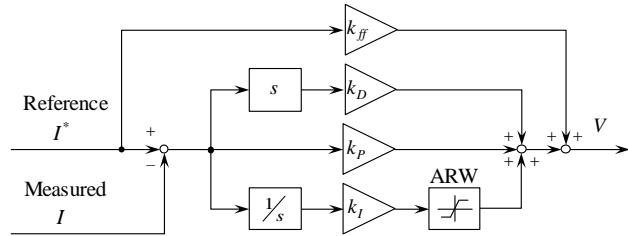


Fig. 2.7 Block diagram of the PID controllers.

Table 2.2 Parameters of the PID controllers.

	Position	Current
Proportional gain	5	1
Integral gain	0.5	0.05
Derivative gain	0.001	—
Feed forward gain	—	2
ARW limit parameter	± 3	± 6
Control frequency	1 kHz	10 kHz

Table 2.3 Analysis condition.

Resistance (each phase)		2.3 Ω
Linear	Mass of mover	0.255 kg
	Coulomb friction	1.0 N
	Viscous friction	1.0 Ns/m
Rotation	Inertia of mover	8.5×10^{-6} kgm ²
	Coulomb friction	1.0×10^{-3} Nm
	Viscous friction	1.0×10^{-3} Nms/rad

位置制御および電流制御における PID パラメータと制御周期を Table 2.2 に示す。また解析条件を Table 2.3 に示す。可動子質量、慣性モーメントは 2.4 節にて作成した試作機における設計値、コイル抵抗値は実測値を利用した。また解析における計算安定性のため Table 2.3 に示すクーロン摩擦、粘性摩擦項を暫定値として導入した。位置制御における目標軌道は移動量を 10 mm とし、最大速度 50 mm/s、最大加速度 1000 mm/s² の速度台形則となるよう設定した。

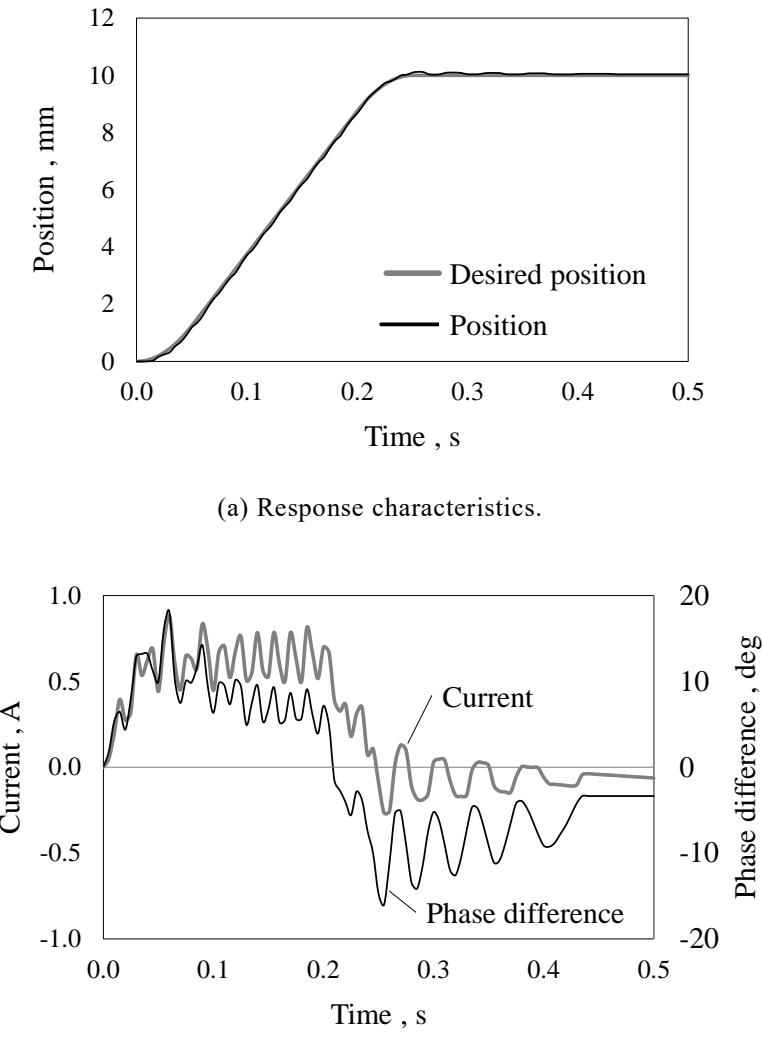
計測結果として Fig. 2.8 に示す。目標軌道に追従した駆動が得られた一方で、初期位置からの立ち上がりの遅れや、等速移動時の位置偏差ならびに周期的な速度脈動などが確認された。さらに定常状態における定常偏差は並進位置で 0.02 mm となり、磁極位相については 5.7 deg の定常偏差が確認された。これらは摩擦抵抗や回転方向のコギングトルクによって定常状態がずれたものと考えられる。また本制御システムでは可動子の回転によって磁極位相を制御しているため、HTLA の推力は可動子が回転して磁極位相が変化することで決定する。そのため HTLA の位置制御モデルとしては並進・回転それぞれの運動に伴う二次遅れ要素を直列に含んだ構成になり、位置制御における応答が低くなる。これは過渡状

態における速度脈動の発生した要因の一つとして考えられる。

2.4 実機による動作検証

2.4.1 試作機および計測システム

解析で用いた Table 2.1 の仕様をもとに試作機の設計・製作^[37]を行った。Fig. 2.9 に試作機を示す。各磁性体は生産性の観点から分割コアでの組立を行った。固定子の磁性体は Fig. 2.9 (a) のように同一形状のらせん溝付き磁極 6 個を使用し、円筒状のバックヨークに対して軸方向の位置をずらして配置することでらせん磁極を形成した。また可動子は Fig. 2.9 (b)



(b) Current and phase difference vs. time.

Fig. 2.8 Result of the PID position control.

のように同一形状の磁性体 4 個と分割した永久磁石を組わせて作成した。並進・回転運動を伴う可動子の摺動部は、全てリニアブッシュによって支持している。可動子の一端にはリニアエンコーダとロータリエンコーダを設置しており、可動子とともに移動する構造としたため、両センサを含む可動子の合計質量は 0.255 kg となった。巻数は各コイルに 35 ターン、コイル抵抗は各相で 2.3Ω であった。

また、推力測定時の計測システムの概略図を Fig. 2.10 に示す。測定された可動子の位置情報は全て d-SPACE 社製の DSP controller (DS5202) に集約し、Power unit (DS1768) によって各相電流値を制御する。電流センサは DSP 内臓のものを使用した。また、後述の位置制

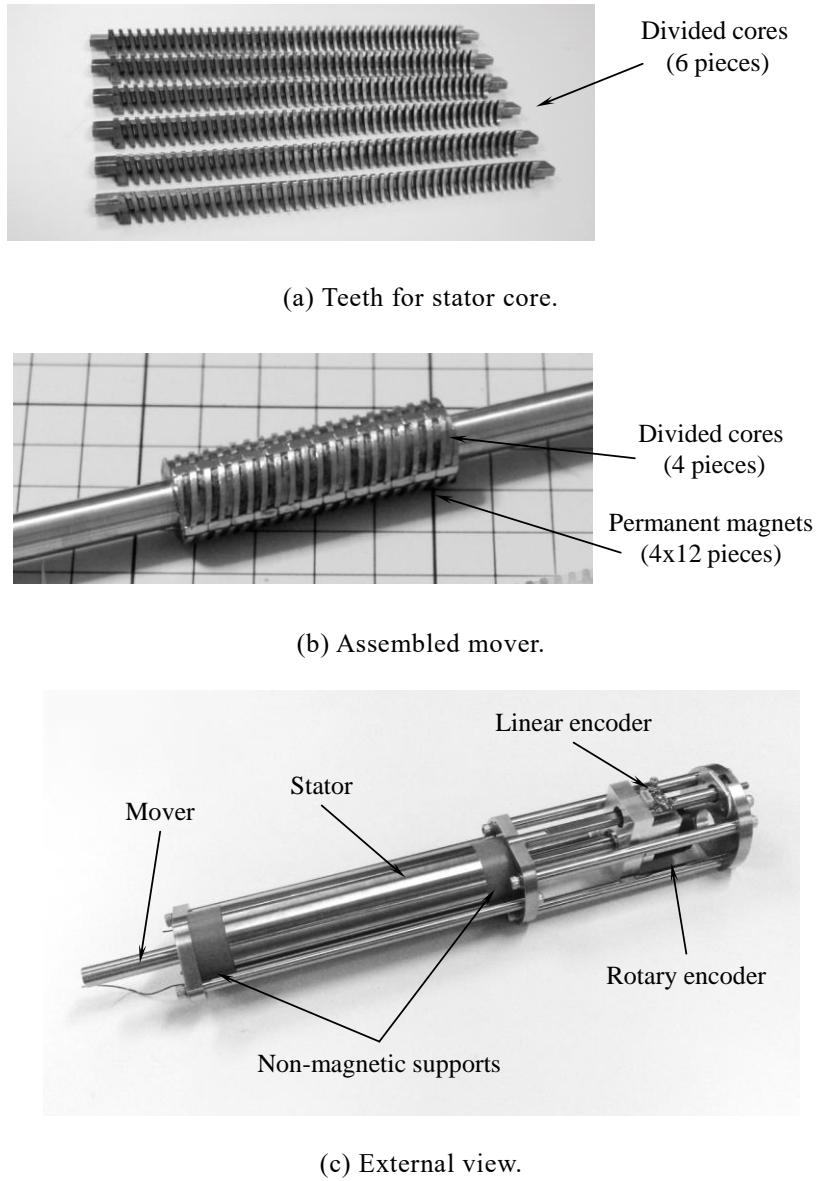


Fig. 2.9 Prototype of the HTLA.

御の検証時はロードセルを除外して測定を実施した。

2.4.2 推力特性

端効果の影響がない中央付近での推力の計測を行った。可動子を双方向に移動させた時の計測値の平均を求め、摩擦抵抗による影響を除外した。ディテント力および電流励磁時の推力特性を Fig. 2.11 に示す。解析結果と同様に発生推力は磁極位相に強く依存することが確認された。また通電時における推力特性は、電流の励磁条件が推力特性に与える影響は小さく、こちらも解析結果と同様の傾向が確認された。

一方、最大推力は解析結果の 23.1 N に対して 43 % 小さい 13.2 N となった。この要因の

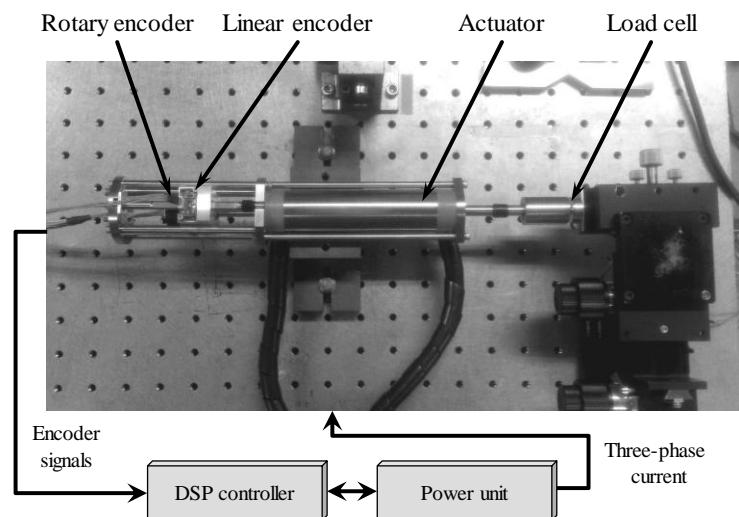


Fig. 2.10 Overview of experimental set up.

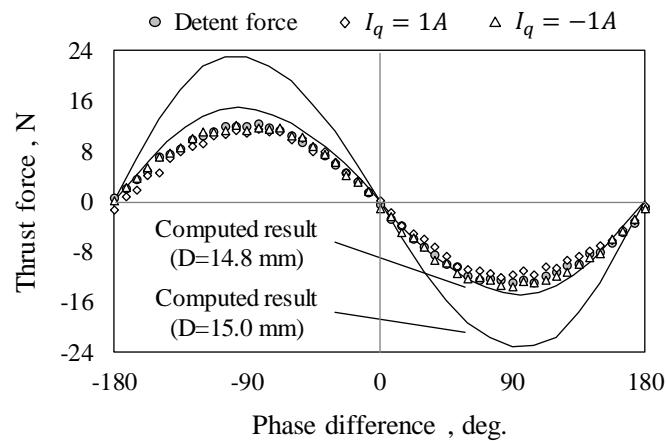


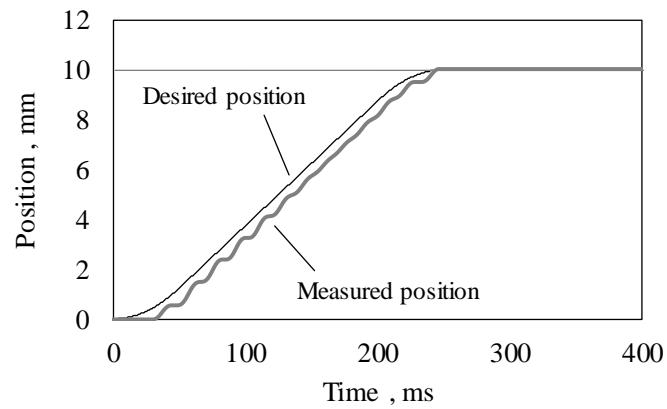
Fig. 2.11 Thrust characteristics.

一つとして、可動子の組み立て誤差による影響が考えられる。本試作機では可動子の磁性体を分割して加工・組み立てを行ったため、径方向への位置決め精度が確保できず、各磁性体の磁極表面部も可動子の回転軸に対して同心度が得られていない状態になったと考えられる。組立後の可動子において磁極表面部の直径を複数箇所計測したところ、設計値 15.00 mm に対して測定値は 14.79~15.07 mm となっていた。そこで可動子の直径を 14.8 mm に修正した解析モデルを作成して推力特性の再計算を行ったところ、Fig. 2.11 に示したように最大推力は 14.9 N となり、実測値に近い推力特性が確認された。このことから可動子の組み立て誤差によってエアギャップが増大したことが、推力低下の主要因であると判断できる。ただし、本アクチュエータは構造上、軸方向の磁極間ピッチについては寸法管理が容易となっている。今後、可動子の加工・組み立て手順を見直して径方向の組み立て精度を改善することで、推力特性の改善は十分に期待できる。なお、可動子直径 14.8 mm のモデルでのトルク特性は $I_q=1$ A 励磁時の平均トルクが 43.9 mNm となり、直径 15.0 mm の解析モデルと比較して 26 %ほど低下した。

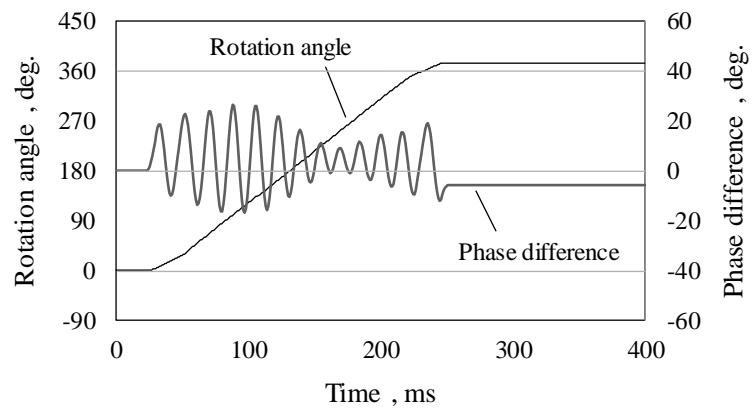
2.4.3 位置制御特性

PID 制御を用いた位置制御によって、可動子を初期位置から 10 mm 移動させた場合の応答特性を計測した。制御システムならびに目標軌道などは 2.3 節にて解析で用いたものと同一条件である。計測結果を Fig. 2.12 にまとめて示す。可動子は目標軌道に追従するよう駆動していることが確認されたが、初期静止状態からの立ち上がりの遅れが見られ、Fig. 2.8 に示した解析結果と比較して目標軌道に対する偏差が大きくなっている。また各相への最大電流量は 3.6 A となった。3.4.2 項で示したように試作機においてエアギャップが増加し推力特性が低下し、発生トルクについても最大推力と同様に解析値よりも低下したと考えられる。推力特性の低下はより大きな磁極位相の変化を必要とし、トルク特性の低下はその磁極位相の制御における応答性を低下させる。結果として目標軌道に追従に必要な推力の出力に遅れが生じ、過渡応答における偏差が増大したと考えられる。

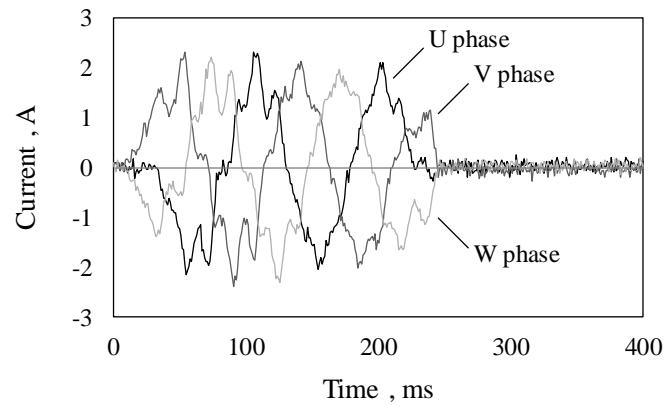
一方で定常状態では推力・トルク特性の応答性の影響を受けないため、定常偏差は 0.06mm となり良好な位置制御特性が得られている。また回転角度の定常偏差に伴って磁極位相が約 50 deg の偏差や、過渡応答中の速度脈動などが確認された。これらは主に摺動部における摩擦による影響や Fig. 2.5 で示したようなコギングトルクに起因するものと考えられる。



(a) Response characteristics.



(b) Rotation angle and phase difference vs. time.



(c) Current vs. time.

Fig. 2.12 Result of the PID position control.

2.5 結言

本章では人工筋用アクチュエータとしてらせん型リニアアクチュエータ（HTLA）を提案した。本アクチュエータは簡素な形状の永久磁石を使用しているため、部品の生産性に優れ、軸方向の磁極間ピッチ管理が容易であるという利点がある。

数値解析による静解析では最大推力は 23.1 N となり、磁極位相が推力特性に大きく寄与していること、トルク特性は可動子の並進位置による影響をほとんど受けないことが確認された。これにより電流励磁によって可動子の回転を介して磁極位相を制御することで、推力方向の切り替えが可能であることが明らかになった。試作機では可動子の組立誤差による影響を受けて最大推力が 12.9 N となったが、磁極位相と推力の関係などは解析結果と定性的に一致した。

PID 制御を用いた位置制御解析によってアクチュエータとして適切に駆動可能であることが確認された。定常偏差は実測値で 0.06 mm となり良好な位置制御特性が得られた。摩擦やコギングトルクなどの影響によって、速度脈動が発生していることが確認されたが、摩擦補償やコギングトルク補償などを適用することで制御性の向上が期待できる。

本研究で用いた HTLA の評価モデルは、従来の円筒型リニアアクチュエータとほぼ同等の推力密度となった。ただし HTLA は通常の回転型モータと類似した巻線・永久磁石の配置を有しているため、既存のコギングトルク低減手法やベクトル制御技術を適用することは比較的容易である。そのため本論文で用いた評価モデルをもとに最適設計を行うことで、従来構造の特性を超えるような推力特性・制御特性が改善する見込みは十分にあると考えられる。

第3章

力制御に関する検討

3.1 緒言

本章では、HTLA における力制御およびコンプライアンス制御^[35]について述べる。電磁力駆動のアクチュエータを人工筋用途として適用する場合には、力・コンプライアンス制御によって外力に対する粘弾性特性を変化・制御する必要がある。ここでは、まず HTLA におけるディテント特性についての評価を行い、制御性向上を目的に力制御システムを作成しディテント抑制制御を実施する。また同様の制御システムを用いて力制御およびコンプライアンス制御を適用し、HTLA における力制御特性について評価を行う。

3.2 ディテント特性の評価

並進方向のディテント特性を評価するため、非通電状態で可動子の回転方向を自由運動、並進方向を固定した状態での定常状態におけるディテント力を算出した。並進位置は 0.01mm 刻みで変更し、収束性を高めるために摩擦は粘性摩擦 1×10^{-5} Nms/rad のみを考慮した。計算結果として推力および回転角度を Fig. 3.1 に示す。ディテント力は最大 4.8 N となった。推力・回転角度ともに周期的な脈動が確認され、並進位置 0.8 mm の周期性をもった波形となっていることが分かる。これはリード長さ 9.6 mm に対して 12 次成分（回転角度で 30 度周期）となることから、主にコギングトルクによる影響が大きいと考えられる。Fig. 3.1(b) に示したように並進位置に対して安定点となる回転角度はコギングトルクの影響によって変動する。式(2.1)の定義より磁極位相は最大 26.9 deg のずれが発生する。2.3 節の結果より推力は磁極位相に強く依存することから、この磁極位相のずれがディテント力の主な要因であると考えられる。

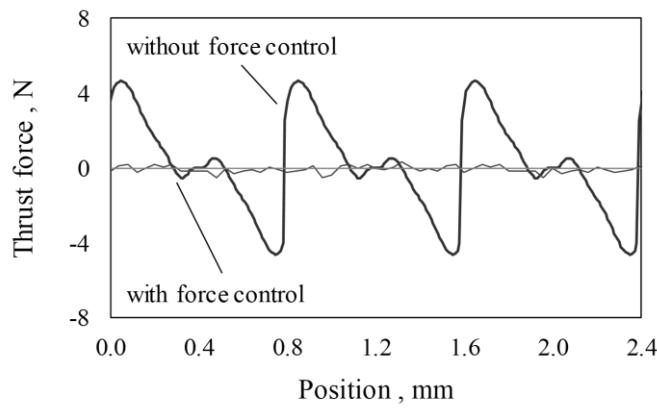
3.3 力制御システム

ディテント力を低減させる場合、磁極位相を適切に制御することが有効となる。ディテ

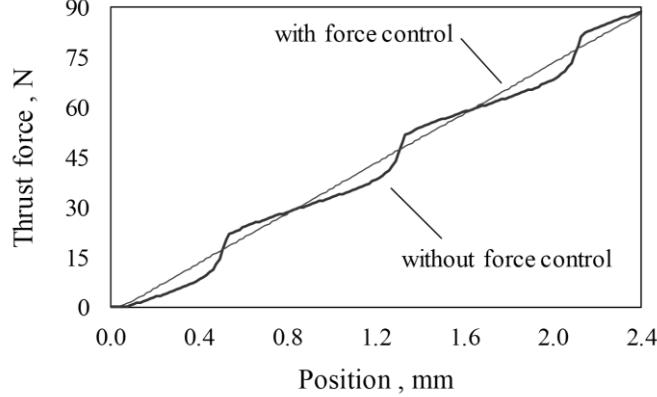
ント力を低減させるため、新たに Fig. 3.2 に示す力制御システムを構築した。ここでは任意の並進位置における磁極位相を制御するため、可動子の回転角度に対して PID 制御を適用した。電流コントローラについては Fig. 2.6 と同様の構成である。2.3 節での解析結果をもとに磁極位相と発生推力の関係を正弦波近似することで、目標推力 F^* に対応する磁極位相 ϕ^* を以下の式によって算出する。

$$\phi^* = \sin^{-1} \left(\frac{F^*}{f} \right) \quad (3.1)$$

ここで f は非通電時における HTLA の最大推力であり、今回は解析値の 23.1 N とした。この目標となる磁極位相が得られるように、式 2.1 を変形した以下の式によって回転角度の目標値を決定する。



(a) Thrust force vs. time.



(b) Rotation angle vs. time.

Fig. 3.1 Detent force characteristics.

$$\theta^* = N_m \left(\frac{1}{N_T} \phi^* + \frac{360}{L} z \right) \quad (3.2)$$

並進位置はリニアエンコーダによる計測値を使用する。

3.4 解析による評価

3.4.1 ディテント抑制制御

設計した力制御システムを用いてディテント特性の計測を行った。解析条件は 4.2.1 項と同一とし、目標推力を 0 に設定した。推力・回転角度の計測結果を非制御時とあわせて Fig.3.1 に示す。磁極位相を制御することで回転角度の脈動が小さくなり、磁極位相の変動も最大 2.9 deg にまで抑制できた。ディテント力は p-p 値で 0.81 N にまで低減できた。

3.4.2 定推力制御

目標推力を一定にして 0.1 mm/s で強制変位を与えた時の推力特性を解析によって算出した。回転方向は摩擦を含む自由運動とし、目標推力は -20～+20 N まで 10N 刻みである。解析結果を Fig. 3.4 に示す。全解析において良好な制御が実現できており、最大誤差は 4.1% (目標推力 20N の時に平均推力 19.2 N) となった。目標推力の増加に応じて推力リップルは増加する傾向が見られた。これは式 4.1 に示した推力-磁極位相における近似誤差による影響であると考えられ、磁極位相の目標値が適正值からずれたことによる影響と考える。

また Fig.3.4(b) に示した電流量は目標推力の増加に伴って電流量およびその脈動が増加している。磁極位相を目標値に停留させるために必要なコギングトルクを相殺成分であると考えられる。また目標推力+20 N の場合に励磁電流は平均 0.57 A となり、推力定数は 35.1 N/A となった。この値は従来機のリニアアクチュエータよりも高く、同推力を維持するよ

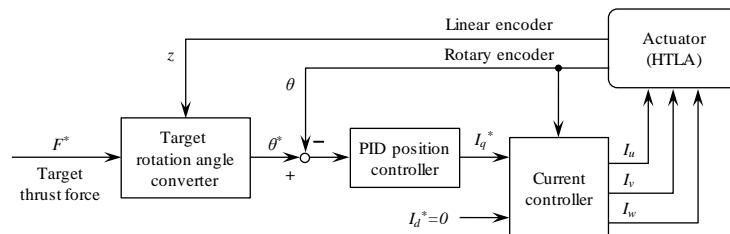


Fig. 3.2 Block diagram of the thrust force control.

(b) Current vs. time.

うな状況ではより電流消費量が少ないことをなる。これは HTLA では励磁電流は推力に直接的に寄与せず、目標とする磁極位相を維持するためのコギングトルク補償として作用することに起因する。大きな推力を出力している場合でもコギングトルクが小さければ大電流を必要としないため、結果的に高い推力定数を得ることができたと考えられる。

3.4.3 コンプライアンス制御

外力に対する柔軟性を実現するため、設計した力制御システムを用いてコンプライアンス制御を実施した。目標推力 F^* を並進位置の計測値 z と目標値 z^* の差分より以下の式で算出した。

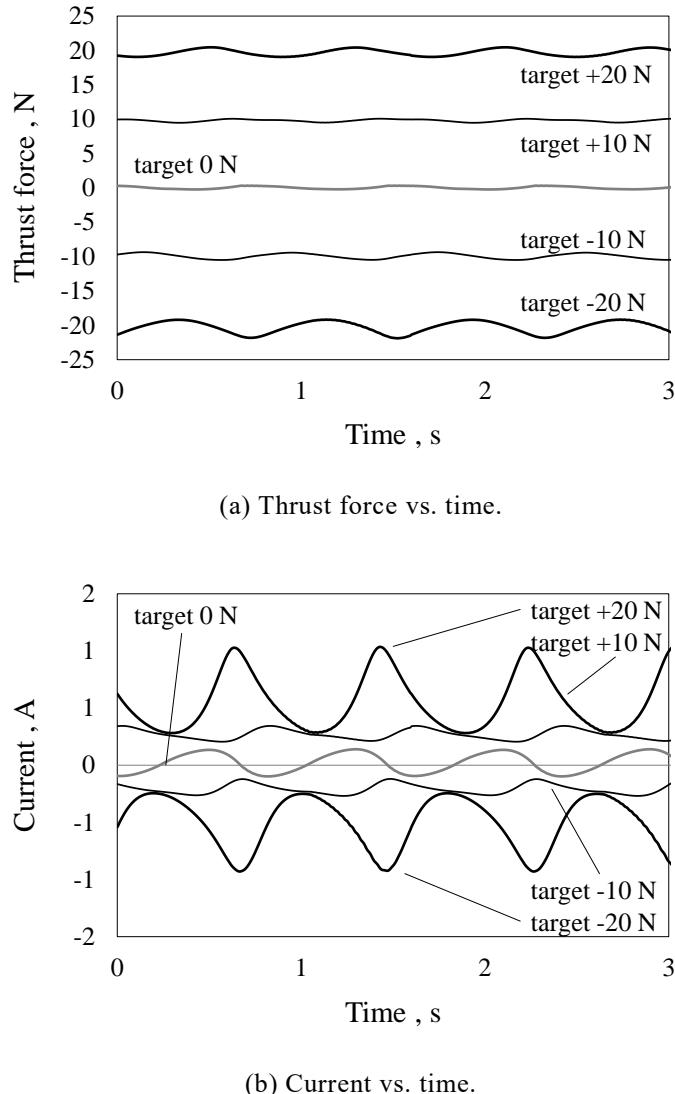


Fig. 3.3 Constant force control.

$$F^* = k(z^* - z) \quad (3.3)$$

ここで k_p は仮想的なばね係数である。

HTLA に対して 目標位置を 0 に固定したまま 2.5 N 刻みで 20 N までの外部負荷を与え、その時の変位量を計算した。 k_p は 2.5、5、10、20 N/m の計 4 通りについて評価を行った。計測結果として各並進位置における発生推力を Fig. 3.4 に示す。各計測結果から各 k_p に対する平均ばね定数を求めた結果、それぞれ 2.507 N/mm、4.954 N/mm、10.02 N/mm、19.56 N/mm となった。設定値に対する誤差は最大 5.7 % となり、外力に対する剛性を良好に制御できていることが確認された。

また Fig. 3.5 は外部からの定常負荷 10N、 $K_p=5$ N/mm を与えた場合の過渡応答を示す。提案する力制御システムでは可動子の速度・位置を制御していないために振動的な挙動

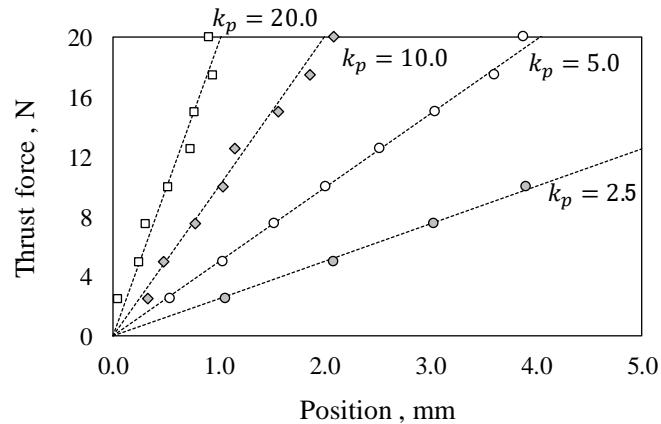


Fig. 3.4 Spring characteristics in the compliance control.

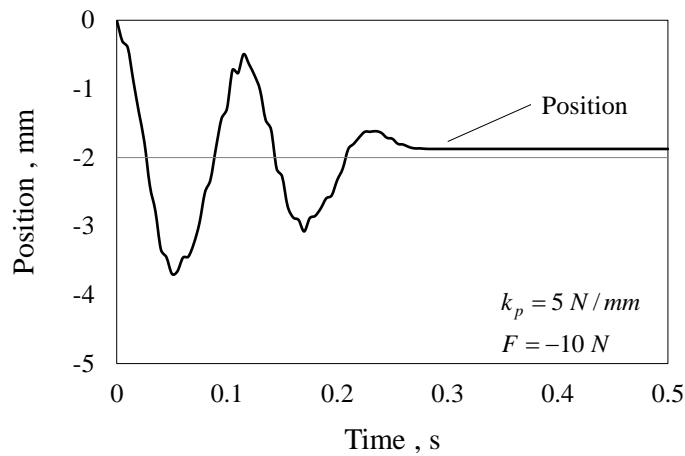


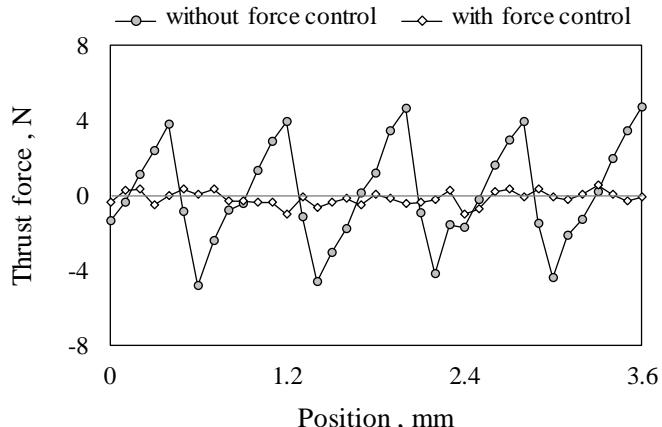
Fig. 3.5 Response characteristics under the compliance control.

となり、また摩擦項の影響によって減衰運動を示している。ただし定常状態における定常偏差は 1.91 mm、ばね定数は 5.23 N/mm、ばね乗数の誤差は 4.7 %となり剛性の制御は良好である。

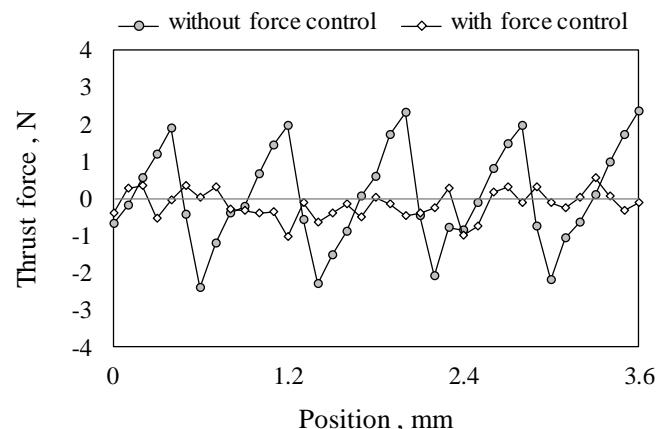
3.5 実機による検証

3.5.1 ディテント抑制制御

試作機においてディテント特性ならびにディテント抑制制御の検証を行った。計測では静止摩擦の影響によって回転方向の安定点を見つけることは困難であるため、ここでは可動子を 0.1 mm/s の等速で強制運動を与えた時の推力を計測した。非制御時ならびに力制御適用時のディテント力の計測結果を Fig.3.6 に示す。解析と同様に非制御時ではコギングト



(a) Thrust force vs. time.



(b) Rotation angle vs. time.

Fig. 3.6 Detent force characteristics.

ルクによる周期的なディテント力が発生した。試作機の最大推力に低下に伴ってディテント力も低減しているもののディテント力は最大 2.6 N となった。これに対して力制御を適用することでディテント力は最大 1.2 N にまで低減できることを確認した。

3.5.2 コンプライアンス制御

HTLA に対して 目標位置を 0 に固定したまま可動子に並進方向に強制変位を与えること でばね係数の計測を行った。解析と同様に k_p は 2.5、5、10、20 N/m の計 4 通りで実施した。計測結果として各並進位置における発生推力を Fig. 3.4 に示す。各計測結果から各 k_p に対する平均ばね定数を求めた結果、それぞれ 2.507 N/mm、4.954 N/mm、10.02 N/mm、19.56 N/mm となった。設定値に対する誤差は最大 5.7 % となり、解析と同様に外力に対する剛性を良好に制御できていることが確認された。

3.6 結言

本章では HTLA に対して力制御およびコンプライアンス制御を適用してその特性評価を実施した。制御性向上を目的として HTLA におけるディテント特性についての評価を行い、磁極位相の脈動によってディテント力が発生していることを確認した。磁極位相に対する PID 制御を行う力制御システム、ならびにコンプライアンス制御システムを構築し、解析・実機によってその特性を評価した。ディテント力は実測にて 1.2N 以下、解析における定推力制御では誤差 4.1% の精度で力制御ができる事を確認した。HTLA における力制御特性について評価を行った。

また目標推力 20 N において推力定数は 35.1 N/A となり優れた特性が確認された。これは

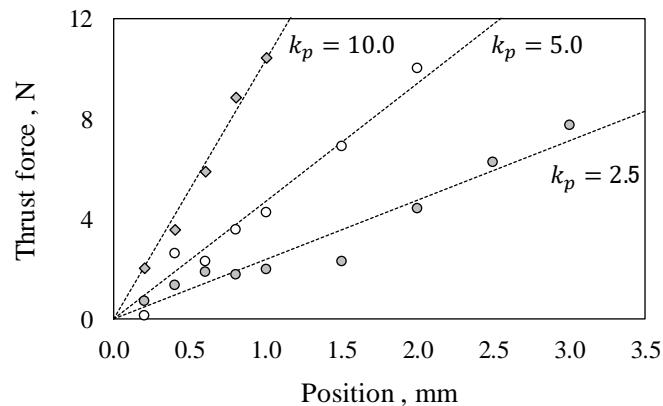


Fig. 3.7 Spring characteristics in the compliance control.

推力を保持するような駆動時には消費電力の低減に貢献できる。またコンプライアンス制御では実機にて誤差 5.7% の範囲の良好な精度でのばね定数制御が可能であることを確認した。

第4章

脱調現象に関する検討

4.1 緒言

本章では HTLA における脱調現象とその抑制手法^[38,39]について述べる。ステッピングモータなどの一部の電磁式アクチュエータにおいては、急激な外力や過負荷が与えられた場合、磁気的な同期が外れる脱調現象が発生する。脱調の発生前後では制御特性が大きく変化してしまう。HTLA においても外力に対する柔軟性と制御性の両立を目指すためには、脱調発生時の挙動やその回避策について検討を行っておく必要がある。

まず定荷重と衝撃荷重の入力を模擬した検証モデルにおいて、脱調発生時の挙動について解析を用いて確認する。可動子の運動モデルから脱調の発生条件をまとめ、磁極位相を用いた脱調予測および抑制アルゴリズムを提案する。提案した脱調抑制アルゴリズムの効果を解析と実測の両方で検証を行う。

4.2 HTLA における脱調現象

4.2.1 評価モデル

脱調現象に関する特性評価を行うため、本研究ではロボットが静止した状態から急激な

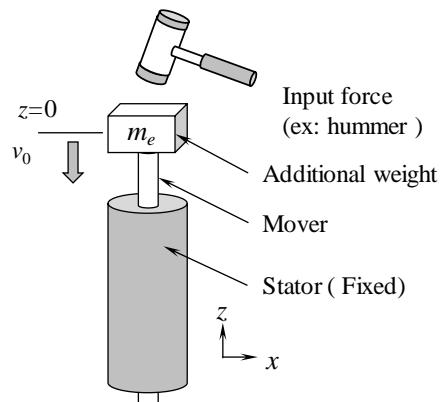


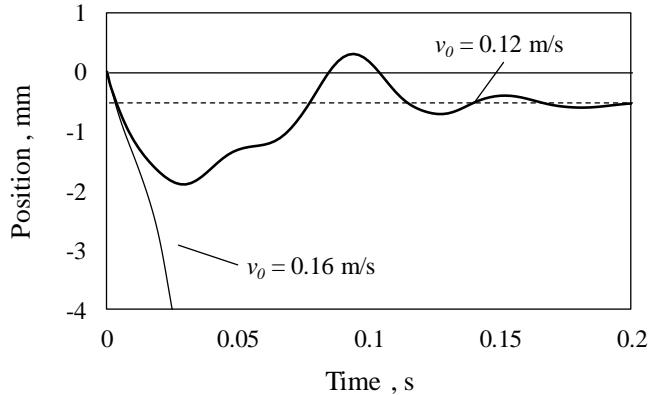
Fig. 4.1 Verification model for losing step phenomenon.

過負荷が与えられる事を想定し、Fig. 4.1 に示す検証モデルを対象とした。アクチュエータは垂直方向に設置されており、可動子先端に取り付けられた付加質量によって定荷重を与える。また外力として激力を模擬した初速度を与える。脱調の判定は、磁極位相推が 180 deg を超えて磁気吸引力の方向が反転した時に脱調発生と判断した。

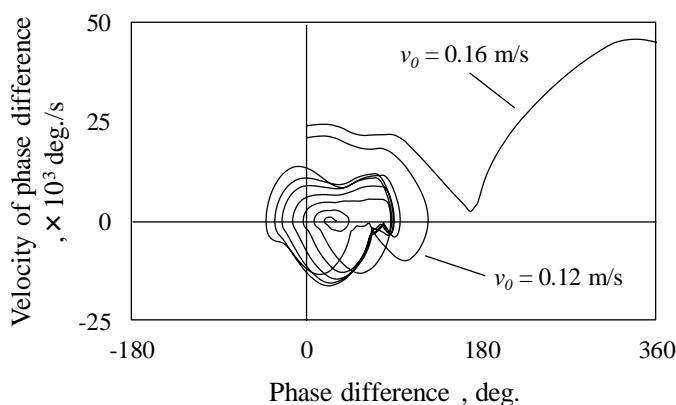
制御システムは 3.4.3 項で述べたコンプライアンス制御システムを用い、仮想バネ定数 20 N/mm、目標位置は初期位置で固定した制御を適用する。

4.2.2 脱調時の挙動

脱調時の挙動として負荷質量 1 kg、初速度 0.12 m/s または 0.16 m/s を与えた時の過渡応答を Fig. 4.2 に示す。また Fig. 4.2(b) は磁極位相の位相空間を示しており、横軸は磁極位相、縦軸はその変化速度（磁極位相速度）である。初速度 0.12 m/s の場合、可動子は大きく変動しながらも安定した制御を保ち、コンプライアンス制御の定常状態となる 0.49 mm 付近



(a) Linear position vs. time.



(b) Phase plane of the phase difference.

Fig. 4.2 Response characteristics under the normal operation and state of losing step.

に収束した。磁極位相についても $-42 \deg$ から $126 \deg$ の範囲で振動しながら定荷重に相当する推力 9.6 N が得られる磁極位相 $10 \deg$ 付近に収束している。しかし初速度 0.16 m/s の場合、可動子は目標位置から大きく外れて適切な制御ができていない。磁極位相についても変化速度の脈動を繰り返しながら正方向に発散していることが分かる。このことより回転と並進運動が同期せずに制御不能状態になっていることから、脱調が発生していることがわかる。

HTLA の特性として、2.3 節に示したように発生推力は磁極位相と強い相関があり、 $0 \deg$ を中心に正負が異なる推力が発生する。摩擦を考慮しない場合は磁極位相 $0 \deg$ から隣接する磁気的安定点 $360 \deg$ まで遷移する間の推力の累積和は 0 となり、脱調状態からの自発的な復元力は得られない。そのため定荷重が与えられている状態で脱調が発生した場合には、Fig. 4.2(b) に示すように脱調を繰り返すと考えられるため、事前に脱調を予測・抑制することが重要となる。

4.3 脱調回避制御

4.3.1 脱調検出アルゴリズム

ここでは脱調の予測を行うために HTLA の可動子の数式モデルから脱調の発生条件の導出を行う。4.2 節でも述べたように HTLA では磁極位相が $\pm 180\deg$ を超えると脱調が発生する。脱調を回避するためには、磁極位相・磁極位相速度については以下の条件を満たす必要がある。

$$\begin{cases} \frac{d\phi}{dt} \leq 0 & (\phi = +180\deg) \\ \frac{d\phi}{dt} \geq 0 & (\phi = -180\deg) \end{cases} \quad (4.1a)$$

$$(4.1b)$$

また、可動子の並進および回転における運動方程式は以下の式で表現できる。

$$\frac{d^2z}{dt^2} = \frac{1}{M}(f \sin \phi + h) \quad (4.2)$$

$$\frac{d^2\theta}{dt^2} = \frac{1}{J_m} T \quad (4.3)$$

ここで M は可動部分の合計質量、 J_m は可動子の慣性モーメント、 f は HTLA が出力できる

最大推力値、 h は外力、 T は電流印加に伴う発生トルクである。回転運動の初期速度は 0 とする。ここでは簡略化のため、発生推力を磁極位相に対する正弦波に近似し、トルク T は $I_d=0$ 制御における最大電流印加時の平均トルクとする。コギングトルクおよび摩擦は考慮しない。また可動子の慣性モーメントは負荷質量による増加分を含まないが、可動部分の合計質量は以下の式のように可動子質量 m_a と接続した負荷質量 m_e の和とする。

$$M = m_e + m_a \quad (4.4)$$

これらの式から磁極位相の加速度は以下の式となる。

$$\frac{d^2\phi}{dt^2} = N_T \left\{ \frac{1}{J_m} T - \frac{2\pi}{LM} (f \sin \phi + h) \right\} \quad (4.5)$$

$$\frac{d\phi}{dt} = N_T \frac{T}{J_m} t + N_T \left(\omega_0 + \frac{2\pi}{L} v_0 \right) \quad (4.6)$$

$$\phi = N_T \left\{ \frac{T}{2J_m} t^2 + (\omega_0 t + \theta_0) + \frac{2\pi}{L} (v_0 t + z_0) \right\} \quad (4.7)$$

式(4.7)を解析的に解くことで、時刻歴における位相空間上での軌跡を描くことができる。Fig. 4.3 は可動子に正方向の磁極位相速度、減速方向への最大トルクを与えた時の可動子の挙動を示す。初期角度 θ 、初期位置 z_0 、初期角速度 ω 、外力を全て 0 とし、可動子に対する付与質量 $m_e = 0$ ならびに $M = m_e = \infty$ の 2 つの条件下での計算結果を示している。トルクは一定($T < 0$)で、電流実効値 1 A 駆動時における平均トルク 85.9 mNm を与えた。この軌道は脱調が発生しないよう $\phi = 180^\circ$ 、 $d\phi/dt = 0$ の位置を通過するよう以下の初速度を与えており、この値は式(4.1a)の条件を境界条件としてエネルギー保存則を用いて式(5.5)を変形することで導出できる。

$$v_0|_{\phi=0} = \sqrt{\frac{1}{2\pi N_T} \left(\frac{TL^2}{J_m} + \frac{4fL}{M} \right)} \quad (4.8)$$

さらに $\phi = -180^\circ$ における初速度は以下の式となり、可動子の質量成分は含まない式となる。

$$v_0|_{\phi=-\pi} = \sqrt{\frac{NTL^2}{J_m}} \quad (4.9)$$

反対方向の脱調挙動 ($\phi = -180^\circ$) についても同様の考え方で Fig. 4.3 に原点対称の軌跡を得る。

得ることができる。これらの初速度から求められる 2 つの軌道をここでは可制御限界軌道 (CLT: Controllable Limit Trajectory) と呼ぶ。CLT は式(4.1)の条件を維持できる状態量の限界、言い換えれば制御によって能動的に脱調を回避できる領域の限界を示している。各磁極位相においてこの軌道よりも小さな磁極位相速度が与えられている場合、可動子はトルク制御によって脱調することなく正常な挙動を維持できる。一方でこの軌跡を超える磁極位相速度が与えられていた場合には、磁極位相は後に脱調領域へと移行していく。式(4.8)で示す通り、 $\phi=0$ における限界初速度は可動子質量に依存しており、付与質量が大きいほど許容できる初速度は低下する。なお接続された可動部質量が非常に大きい場合や外部からの強制変位で駆動する場合は、 $M=m_e=\infty$ として並進方向の加速度を 0 とみなすことができる。この場合、式(4.7)における非線形項がなくなるため、位相空間上の軌道は以下の式で導出できる。

$$\frac{d\phi}{dt} = N_T \frac{T}{J_m} t + \frac{d\phi_0}{dt} \quad (4.10)$$

$$\phi = N_T \frac{T}{2J_m} t^2 + \frac{d\phi_0}{dt} t + \phi_0 \quad (4.11)$$

これにより磁極位相ならびに磁極位相速度を計測することで脱調を予測することができる。脱調を回避するためには、磁極位相速度を適切に抑制し、Fig. 4.3 に示した軌跡の内側へと制御することが重要である。また式(4.8)より電流によるトルクを増加させることで磁極位相速度の駆動領域を拡大させることや、一度脱調が発生した場合においても、磁極位

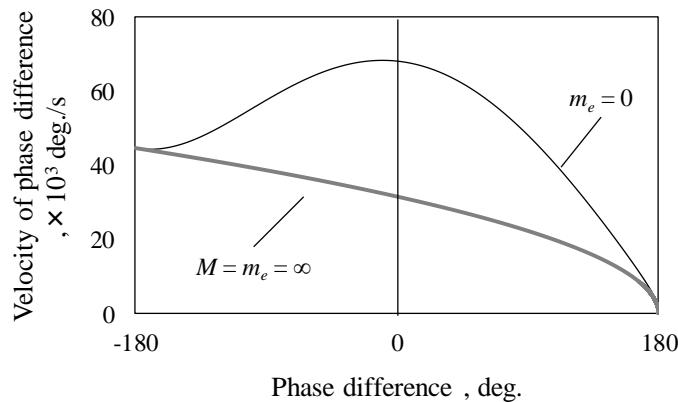


Fig. 4.3 The limit trajectories under normal operation.

相速度が再びこの軌跡の内側に戻ってきた時には、脱調状態からの回復が可能であると考えられる。

4.3.2 脱調回避アルゴリズム

脱調の予測・回避を行うために新たに制御システムを構築した。3つの制御モードから構成され、Fig. 4.4 に示すように磁極位相の位相空間を用いて制御モードの切り替えを行う。Fig. 4.4 の CLT に挟まれた領域をモード A、 ϕ が $\pm 180 \text{ deg}$ 以内で磁極位相速度が CLT を超える領域をモード B、 ϕ が $\pm 180\text{deg}$ を超過した領域をモード C とする。

A. モード A (可制御領域)

従来の PID 制御器は磁極位相の偏差を入力値としていたため、外乱による磁極位相速度の増減に対しては適切な応答特性が得られていない。そこで Fig. 4.5 に示す二自由度 PID 制御器^[40]を構築し、入力となる磁極位相の目標値と外乱による磁極位相速度の増減に対して、それぞれ独立した応答特性の設計を行った。またオーバーシュート後の収束性を高めるため、積分器にはアンチワインドアップ制限も併用した。Table 4.1 に示した各パラメータ値は限界感度法をもとに試行錯誤的に決定した。

B. モード B (脱調遷移領域)

可動子に対して CLT を超えるような磁極位相速度が与えられた場合、電流トルク不足のためにいずれ脱調状態に遷移する可能性が高い。脱調回避の為にはより大きなトルクを与え磁極位相速度を $d\phi/dt = 0$ の方向へと収束、CLT の軌道内に回帰させる必要がある。ここで、これまで HTLA の印加電流は連続運転が可能な定格電流を上限として

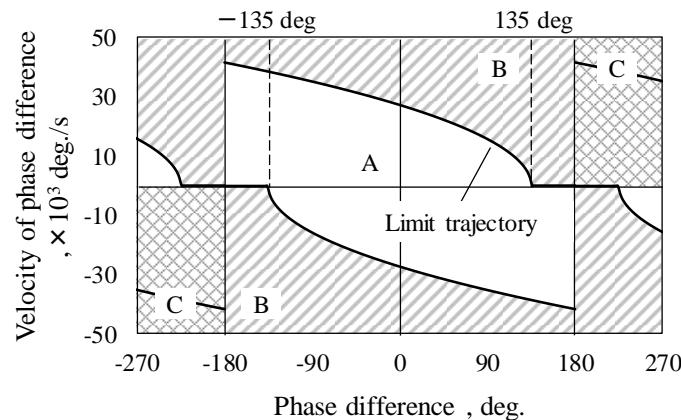


Fig. 4.4 Classification of Control modes.

設定してきたが、定格を超える瞬間最大電流を与えて一時的にトルク上限値を引き上げた運転も可能である。ここでは瞬間最大電流を定格電流の3倍として準脱調領域における電流値の上限として設定した。なお、CLTは式(4.10)ならびに式(4.11)から導出可能だが、外力やコギングトルクなどの外乱に対する安定性を得るために、ここでは磁極位相の上限に余裕をもたせて $\phi=135\text{ deg}$ 、 $d\phi/dt=0$ の点を通過するよう軌道の修正・再計算を実施した。

C. モード C (脱調後領域)

$\phi=\pm 180\text{ deg}$ を超過した脱調状態では基本的に磁極位相の能動的制御は不可能である。ただし外力や摩擦によって磁極位相速度が CLT の軌道内に再度復帰すれば脱調状態から回復できるため、ここではモード B と同様に、磁極位相速度を $d\phi/dt=0$ に収束させる方向に I_q 電流を定格電流の上限値で印加し続ける。なお、脱調後領域に移行した場合、 $d\phi/dt=0$ を満たすまでは脱調後領域での制御を継続させ、 $d\phi/dt=0$ 到達後は磁極位相を $\pm 180\text{ deg}$ の範囲で再定義を行い、モード A における二自由度 PID 制御モードを再開する。

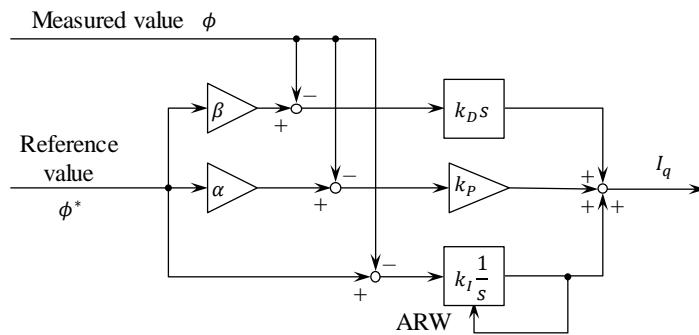


Fig. 4.5 System configuration of two-degree-of-freedom PID controller.

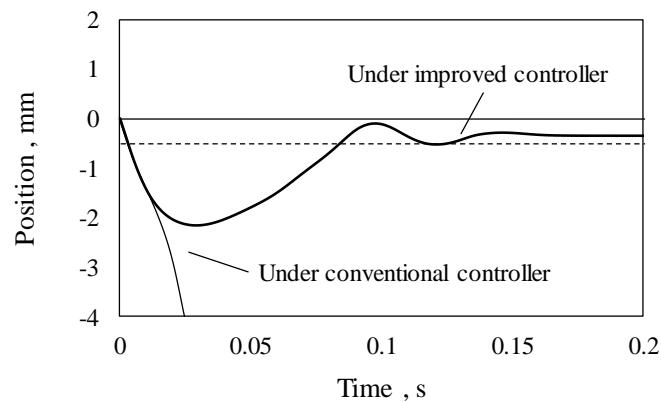
Table 4.1 Parameters of the two-degree-of-freedom PID controller.

PID gain	k_p Proportional gain	54×10^{-3}
	k_i Integral gain	3×10^{-3}
	k_d Derivative gain	241×10^{-3}
Set-point	α Proportional	0.5
Weighting	β Derivative	0.5
	ARW parameter	300

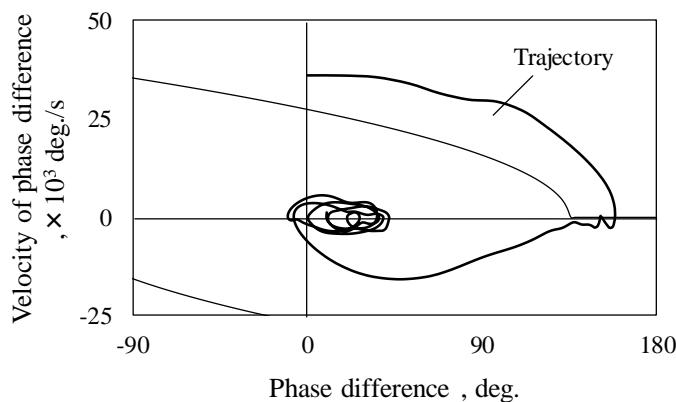
4.3.3 解析・実機による検証

検証モデルを用いて構築した脱調抑制制御システムの応答性を評価した。Fig. 4.6 は 5.1 節と同様に付与質量 1 kg、初速度 0.16 m/s の条件下における計算結果を示す。改良前の制御システムでは脱調が発生した条件においても、改良後の制御システムでは脱調が発生せず目標位置への追従が確認された。Fig. 4.6(b) に示す磁極位相の位相空間では、設計した CLT を超えるモード B の領域から定常状態となるモード A に移行できていることが分かる。

また、Fig. 4.7 は付与質量なしで初速度 0.5 mm/s を与えた時の挙動を示している。初速度が大きいため、どちらの制御システムにおいても脱調が発生し、定荷重がないために脱調からの回復ができている。ただし改良後の制御システムではモード C における回復動作によってより迅速に脱調から復帰できている。



(a) Linear position vs. time.



(b) Phase plane of the phase difference.

Fig. 4.6 Response characteristics under the normal operation and state of losing step.

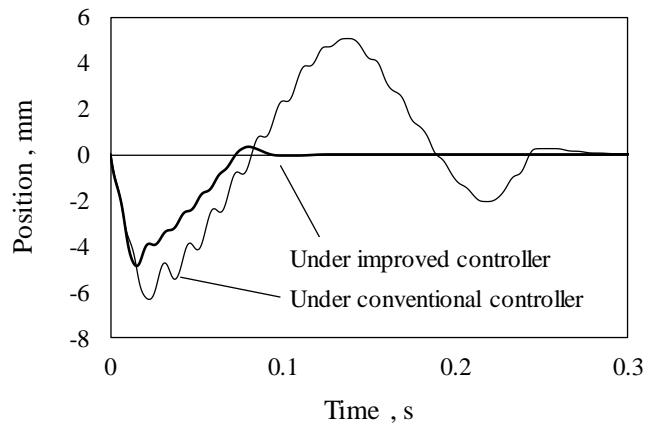


Fig. 4.7 Response characteristics in state of losing step.

最後に付与質量を 0.5 kg 刻み、初速度を 0.02 m/s 刻みで各条件を変化させて解析を行った。脱調が発生しなかった初速度の上限を Fig. 4.8 にまとめて示す。付与質量 0~2 kg の全域において、改良後の制御器では許容できる初速度の上限値が向上したことが確認できる。

4.4 結言

本章では HTLA における脱調発生時の特性を明らかにするため、検証モデルを用いて衝撃力に対する応答性の評価を行った。HTLA は脱調状態から能動的に回復することが困難であることから、数式モデルによって脱調発生の予測を行い、磁極位相の位相空間表示を用いて脱調の発生条件を明らかにし、脱調の予測・回避・回復を考慮した制御アルゴリズムを構築した。結果として脱調せずに駆動可能な衝撃荷重の許容値は向上し、また脱調発生時においてもより高速に通常制御状態に復帰できることが確認された。

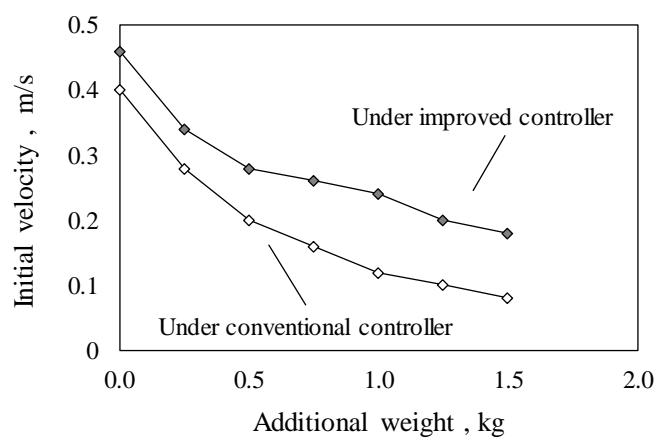


Fig. 4.8 Conditions for maintaining normal operation under the improved controller and conventional one.

第5章

センサレス駆動に関する検討

5.1 緒言

本章では HTLA における回転角度センサレス駆動手法^[41]について述べる。HTLA は可動子の並進位置・回転角度を計測することで、位置制御やディテント抑制などが可能となる。しかしこれは二自由度の位置情報を同時計測するためにはエンコーダの配置・構成が複雑となり、システムの大型化や摩擦抵抗の増加、故障などによる信頼性の低下などが懸念される。例として 2.4 節に示した試作機ではリニアエンコーダならびにロータリエンコーダを併用しているが、二自由度同時計測のため可動子の端部に計測ユニットを設置している。これにより磁気回路部に対して軸方向長さで約 75 %のスペースを余分に確保する必要があった。

そこで本研究では、起動時を含む停止状態における初期角度、ならびに駆動中の回転角度における回転角度推定を実施する。HTLA におけるインダクタンス特性を検証した後、従来の回転型モータに用いられている角度推定手法を利用した回転角度推定精度を解析・実測によって確認する。また角度推定利用時における位置制御特性に与える影響を確認する。

5.2 角度推定手法

5.2.1 静止時の初期角度推定

低コスト化や信頼性向上の観点から、通常の回転式同期モータにおいて既に様々な回転角度推定手法^[42-48]が提案されている。一般的に中高速回転域では誘起電圧を利用する方法^[42-45]、低速回転域もしくは停止時の初期位置推定にはロータの突極性ならびに磁気飽和特性を利用する方法^[46,47]が主流となっている。HTLA の可動子も埋込磁石型の構造であるため、これらの角度推定手法が利用できると考えられる。ここでは固定座標系を用いて各コイルにパルス電圧を印加する初期角度推定手法^[47]を行った。この手法では磁気飽和特性を利用した極性判別も必要となるが、アクチュエータのパラメータによる影響を受けないこ

と、計算システムが簡素かつ推定の所要時間が短いなどの利点がある。

5.2.2 駆動時の初期角度推定

HTLA では並進位置・回転角度にかかわらず磁極位相が 0 となる方向に推力が発生し、 $\phi = 90 \text{ deg}$ で最大、 $\phi = 180 \text{ deg}$ 以上では推力方向が反転し脱調状態となる。最大推力以下の負荷での駆動時には、磁極位相は $\phi = 0$ を中心に $\pm N_T \theta / N_m$ の範囲で動作する。ここでは磁極位相 ϕ が 0 近傍で駆動することを仮定し、式(2.1)に $\phi = 0$ を代入し、推定角度 $\hat{\theta}$ を以下の式から算出する。

$$\hat{\theta} = \frac{360N_m}{L} z + \theta_{int} \quad (5.1)$$

ここで θ_{int} は静止時に算出した初期推定角度である。

5.2.3 推定誤差による影響

HTLA では可動子を回転させることで推力の発生方向・大きさを調整できるため、回転角度情報を利用したベクトル制御を実施する。角度推定誤差が生じた場合、電流位相が目標値からずれるために電流トルク特性が低下し、制御時の応答性に影響を与える。HTLA における回転角度推定誤差 $\Delta\theta$ は以下の式で示される。

$$\Delta\theta = \Delta\theta_s + \Delta\theta_{int} - \frac{N_m}{N_T} \phi \quad (5.2)$$

ここで第一項 $\Delta\theta_s$ は安定点における初期静止角度の誤差、第二項 $\Delta\theta_{int}$ は初期角度推定シーケンスによる推定誤差、第三項は並進位置から算出された角度推定誤差である。トルクリップを考慮しない場合、角度推定誤差が $\pm 90 \text{ deg}$ の範囲ではトルクの発生方向は q 軸電流の方向と一致しているため、定常状態での諸特性に与える影響は小さいと考えられる。角度推定誤差が $\pm 90 \text{ deg}$ を超えた場合にはトルク発生方向が反転して制御が不安定となる。

5.3 解析による評価

5.3.1 インダクタンス突極性の検証

初期角度推定に先立ち、まずは評価モデルにおける HTLA の突極性について FEM 解析による評価を行った。磁極位相 $\phi = 0$ における電気角一周期分の u 相インダクタンス値を Fig.

5.1 に示す。解析では磁極位相が一定となるように回転角度に応じて並進位置を移動させた。可動子の角度情報となる 2 次成分の他に、スロット数に起因する 6 次成分が確認された。また磁極位相を変化させた際の d/q 軸インダクタンス値の平均値を Fig. 5.2 に示す。突極比は平均 1.25 となり、磁極位相に対するインダクタンスの変化はほぼ見られなかった。このことから突極性を利用した初期角度推定が利用できる可能性があり、磁極位相・並進位置とは独立して回転角度推定ができると考えられる。

同様に数値解析によって、静止状態における安定点の確認を行った。HTLA では任意の並進位置に対してコギングトルクが 0 となる安定点が必ず存在する。本稿では 0.2 mm ごとの並進位置における無負荷・非通電時状態での安定点を算出した。計算結果を Fig. 5.3 に示す。解析で得られた安定点は、並進位置に対して 0.8 mm 每の周期性、すなわち可動子の回転に対して 30 deg 每の周期的な分布が確認された。本稿で取り扱う HTLA は、らせん磁極

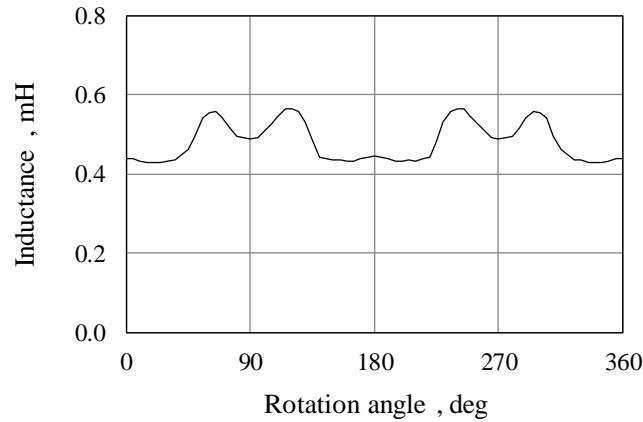


Fig. 5.1 Inductance of u-phase vs. rotation angle.

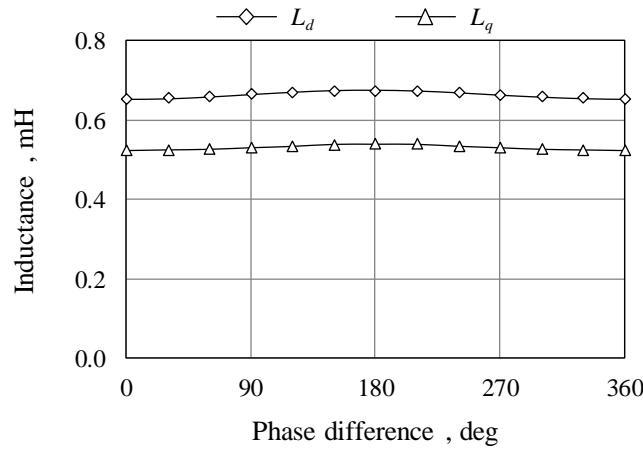


Fig. 5.2 Average inductance vs. phase difference.

を考慮しなければ 2 極対 6 スロットモータと同一構造となるため、コギングトルクの基本波成分は 12 次となる。これは安定点の周期性と一致しており、無負荷・非通電時状態での可動子はコギングトルクによって回転運動を行い、安定点に引き込まれていることを意味している。また式(2.1)において $\phi=0$ となる理想的な回転角度に対して、安定点は最大 12.3 deg ずれることが確認された。

5.3.2 初期角度推定

実機では摩擦の影響によって安定点が Fig. 5.3 に示す位置からずれるため、通電による静止状態の初期角度推定が必要となる。そこで FEM 静解析によって Fig. 5.3 に示した各安定点で初期角度推定を実施した。パルス電圧は 12 V、位置推定用パルスは通電時間 30 μ s を 3 回、極性判別用パルスは通電時間 100 μ s を 2 回とし、角度推定シーケンスの所要時間は 1 ms である。各安定点における角度推定誤差を Fig. 5.4 に示す。推定誤差は最大 3.77 deg と

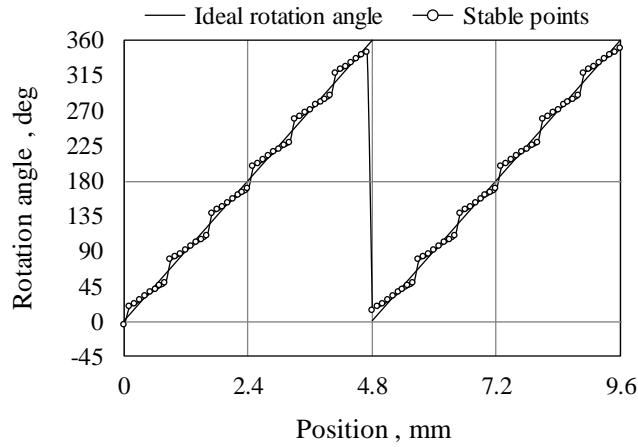


Fig. 5.3 Stable points without external force.

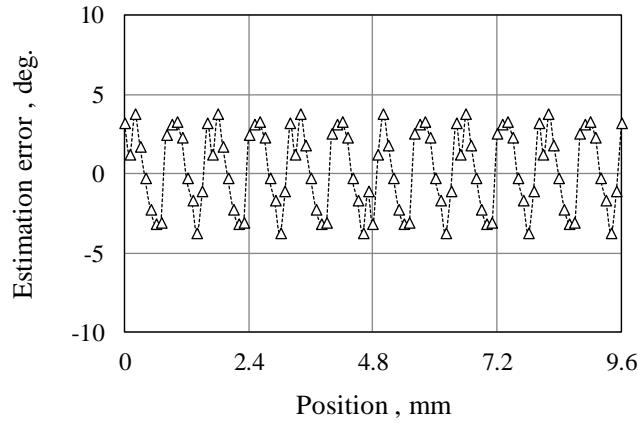


Fig. 5.4 Analyzed estimation error in the stable points.

なり、安定点でのずれを含めた累計誤差 ($\Delta\theta_s + \Delta\theta_{int}$) は最大で 12.7 deg となった。静解析のトルク計算結果より、この推定誤差によるトルク低下率は最大で 8 %程度であり、ベクトル制御を実施する上で十分な推定精度を得ることができた。なお極性判別時に発生するトルクは最大 0.33 mNm となった。

5.3.3 位置制御特性

角度推定を実施した際の位置制御特性について評価を行った。目標軌道は移動量 10 mm、最大速度 50 mm/s、最大加速度 1000 mm/s² の速度台形則となるよう設定し、*q* 軸電流指令値を制御変数とする PID 制御を行った。角度推定による影響を評価するため、角度推定を行わず可動子の回転角度情報をそのまま利用した位置制御の応答についても同様の条件で解析を実施した。

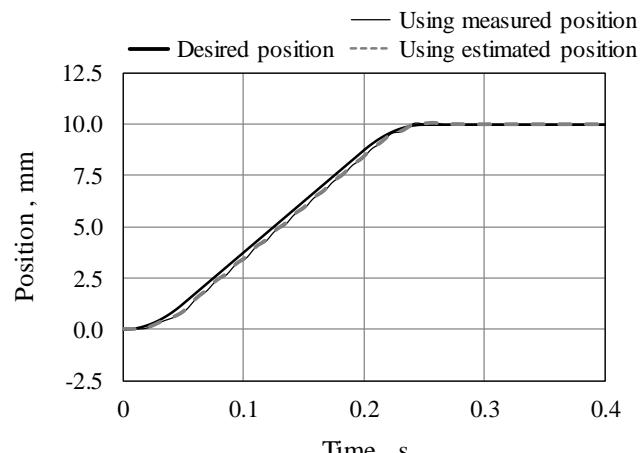
計算結果として Fig. 5.5 に推定角度利用時ならびに実角度利用時の計算結果を示す。可動子の最大位置誤差は推定角度利用時では 0.448 mm、実角度利用時では 0.434 mm、角度推定誤差は最大 4.81 deg となった。Fig. 5.5(a) にも示すように可動子の挙動における変化は小さく、推定角度を用いた位置制御を用いても十分な制御特性が得られていることが確認された。また 0.4 秒経過時における偏差についても、推定角度利用時で 0.005 mm、実角度利用時では 0.004 mm となり、角度推定誤差による影響は極めて小さいと判断できる。

5.4 実機による評価

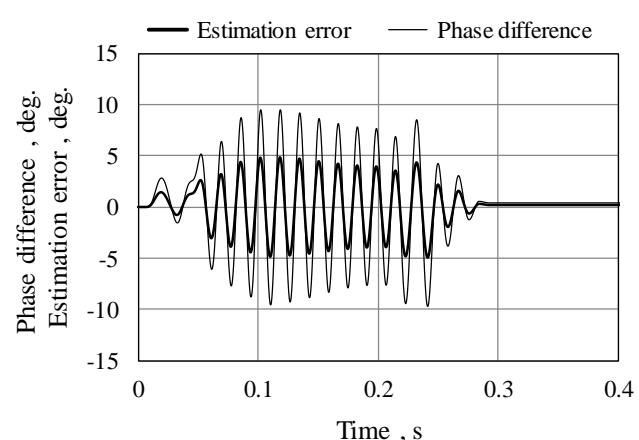
5.4.1 初期角度推定

解析と同様に、静止状態における初期角度推定を行った。試作機では摩擦抵抗によって無負荷状態における正確な安定点が取得できないため、静止状態でのロータリエンコーダによる角度計測値と、推定された角度を比較して推定誤差を算出した。

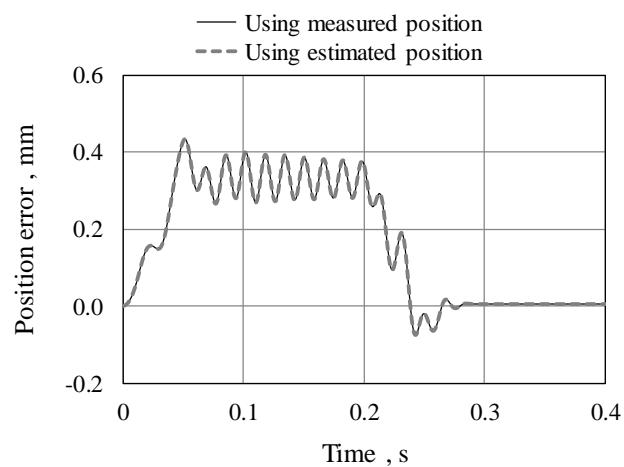
計測結果として各並進位置における角度推定誤差を Fig. 5.6 に示す。推定誤差は最大 7.5 deg となった。解析よりも誤差が大きくなった理由として、巻線抵抗のばらつきや、組立誤差に起因するインダクタンス波形のひずみなどが考えられる。なお極性判別用のパルス電圧印加時には、可動子の回転は確認されなかった。



(a) Response characteristics.



(b) Phase difference and estimation error using estimated angle.



(c) Position error.

Fig. 5.5 Calculated results of position control.

5.4.2 位置制御特性

位置制御特性についても、制御システム構成や PID 制御パラメータを解析時と同じ条件下にそろえて計測を行った。摩擦や慣性特性をそろえるため、推定角度利用時においてもロータリエンコーダを設置したまま計測を実施した。Fig. 5.7 に示す。目標軌道に対して安定して追従していることが確認できるが、可動子の最大位置誤差は推定角度利用時で 0.88 mm、実角度使用時で 0.70 mm となった。推定角度を使用することで位置誤差が拡大し、制御性が低下していると判断できる。また、磁極位相の最大推定誤差は 26.3 deg、角度推定誤差は最大 13.2 deg となった。0.4 秒経過時の偏差は実角度利用時の 0.02 mm、推定角度利用時は 0.04 mm となった。さらに Fig. 5.7(b) におけるむだ時間が解析結果よりも増加する結果となった。解析結果と比較してこれらの特性が悪化した理由として、摩擦係数が解析条件よりも大きいこと、回転角度の推定誤差によって電流位相がずれてトルク特性が低下したことなどが考えられる。

5.5 結言

本章では HTLA のセンサレス駆動を目標として、回転角度推定の評価および位置制御特性への影響について述べた。FEM 解析によって評価モデルにおける突極比は 1.25 で磁極位相との相関は小さいことを確認し、パルス電圧に対する応答から推定誤差 7.5 deg 以下で角度推定が可能なことを確認した。センサレス駆動時の PID 位置制御特性の評価を行った。実測角度使用時と比較して角度推定誤差に起因する電流トルク特性の低下に伴い、最大位

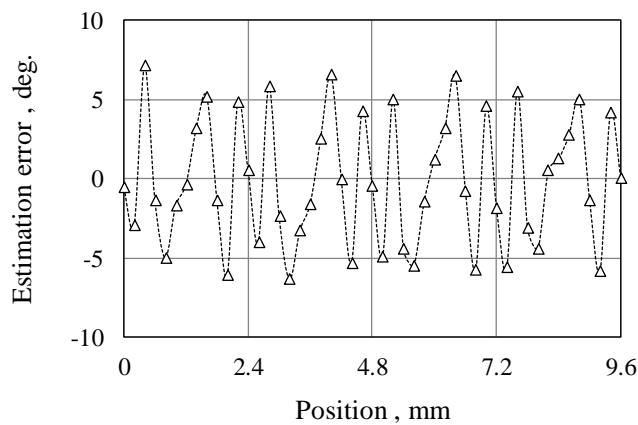
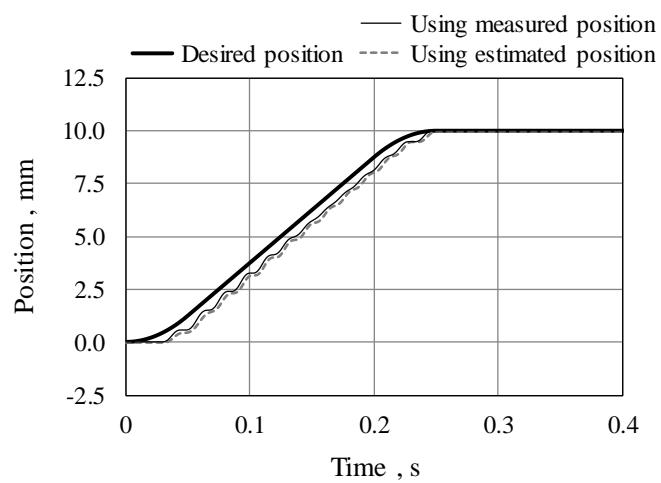
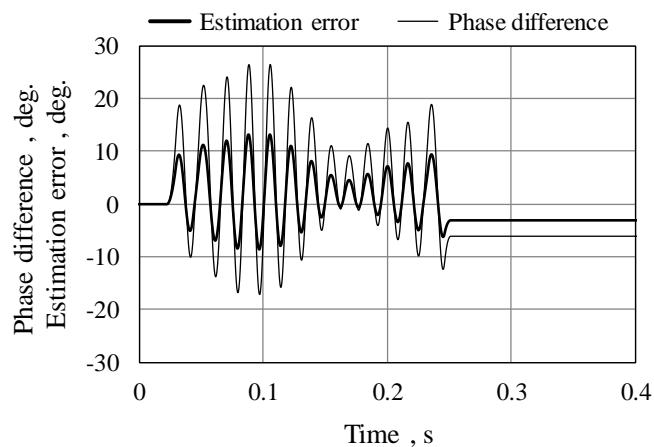


Fig. 5.6 Estimation error in the stable points in prototype.



(a) position



(b) Phase difference and estimation error using estimated angle.

Fig. 5.7 Measurement results of position control.

置誤差の増加・むだ時間が増加した。センサレス化によって位置制御性は低下するものの、定常偏差は実測で 0.04 mm となり、良好な制御特性を維持できていることが確認された。

第 6 章

結論

本研究では人工筋用アクチュエータの開発を目標として、従来研究の構造的課題を解決する新しい電磁力駆動のらせん形リニアアクチュエータ（HTLA）を提案した。また人工筋用アクチュエータとしての実用化に向けた HTLA の性能向上の検討を行った。以下、各章の要約を述べる。

第 2 章では提案したらせん型リニアアクチュエータの構造と動作原理について述べた。HTLA は可動子が回転・並進の二自由度を有し、永久磁石の形状を簡素で軸方向に積層する構造をもたないために生産性に優れている。また円筒状エアギャップ構造のため外力によって可動子と固定子が接触する危険性がなく、過負荷に対する堅牢性にも優れている。数値解析によって最大推力は 23.1 N となり、磁極位相が推力特性に大きく寄与していること、トルク特性は可動子の並進位置とは独立して制御可能であることを示した。試作機では最大推力は可動子の組立誤差による影響を受けて 12.9 N となったが、制御電流が推力に与える影響は小さいことが確認され解析結果と定性的に一致した。また PID 制御を用いた位置制御特性について解析ならびに実機計測によって評価を行った結果、定常偏差は実測値で 0.06 mm となり良好な位置制御特性が得られることが確認された。

第 3 章では HTLA に対して力制御およびコンプライアンス制御を適用してその特性評価を実施した。磁極位相に対して PID 制御を実施することで力制御ならびにコンプライアンス制御が可能となる。ディテント力は実測にて 1.2 N 以下、定推力制御では誤差 4.1 % の精度で力制御ができる事を確認した。また目標推力 20 N において推力定数は 35.1 N/A となり、良好な特性が確認された。またコンプライアンス制御では実機にて誤差 5.7 % の範囲の良好な精度でのばね定数制御が可能であることを確認した。

第 4 章では HTLA における脱調発生時の特性を明らかにするため、検証モデルを用いて衝撃力に対する応答性の評価を行った。HTLA では能動的制御で脱調状態から復帰することが困難であることが明らかになった。そのため数式モデルによって脱調発生の予測を行い、磁極位相の位相空間表示を用いた脱調の予測ならびに回避アルゴリズムを構築した。結果として脱調せずに駆動可能な衝撃荷重の許容値は向上し、また脱調発生時においてもより高速で通常制御状態に復帰できることが確認された。

第5章ではHTLAのセンサレス駆動を目標として、回転角度推定の評価および位置制御特性への影響について述べた。パルス電圧に対する応答から推定誤差7.5deg以下で角度推定が可能なことが明らかになった。角度推定誤差に起因する電流トルク特性の低下に伴い、最大位置誤差の増加・むだ時間が増加したが、センサレス化によって位置制御性は低下するものの、定常状態は良好な位置制御特性が維持できていることが確認された。

これらの検討により、提案した電磁力駆動アクチュエータの構造は、人共存型ロボットならびに筋骨格ロボットに用いる人工筋用アクチュエータに必要な柔軟性・堅牢性を実現できることが明らかになった。今後はさらに形状の最適化によって更に推力特性・制御特性を改善する見込みもあり、人工筋用電磁力駆動アクチュエータの開発に貢献できることが期待される。

参考文献

- [1] 新エネルギー・産業技術総合開発機構産業技術総合研究所 技術評価委員会：「人間協調・共存型ロボットシステム研究開発」事後評価報告書, 2003
- [2] 小田島, 他：“抱え上げ動作による移乗作業を目的とした介護支援ロボット研究用プラットフォーム“RI-MAN”の開発と評価”, 日本ロボット学会誌, Vol. 25, No. 4, pp. 554-565 2007.
- [3] 池浦：“ロボット - 人間協調システムのモデリング”, 日本ロボット学会誌, Vol. 18, No. 3, pp.331-336, 2000.
- [4] U. Yamaguchi, F. Saito et al.: “HSR, Human Support Robot as Research and Development Platform”, The Abstracts of the international conference on advanced mechatronics, pp.39-40, 2015.
- [5] 向井：“移乗介助機器 RIBA,ROBEAR”, 日本機械学会誌, Vol. 119, No, 1166, pp.42, 2016.
- [6] A. Albu-Schaffer, et. al.,: “Soft robotics”, IEEE Robotics & Automation Magazine, Vol. 15, No. 3, pp.20-30, 2008.
- [7] 衣笠, 大須賀, 三輪：“膝の伸縮と胴体の姿勢制御による 2 足歩行と周波数応答解析”, 日本ロボット学会誌, Vol.25, No.3, pp.440-447, 2007.
- [8] 衣笠, 大須賀, 細川：“胴体の姿勢制御を伴う 2 足歩行ロボット Emu の受動的歩行- 安定解析と歩行実験”, 日本ロボット学会誌, Vol. 22, No. 2, pp.200-206, 2004.
- [9] 新山, 國吉：“人工筋骨格アーキテクチャを備えたヒト型ロボットとバランス制御”, 日本バイオメカニクス学会誌, Vol. 11, No. 4, pp.327—337, 2010.
- [10] R. L. Lieber,: “Skeletal Muscle Structure, Function, and Plasticity”, Lippincott Williams & Wilkins, 2002.
- [11] 中村：人工筋肉 ソフトアクチュエータが拓く世界, 日刊工業新聞社, 2011.
- [12] K. J, Cho and H. H. Asada,: “Architecture Design of a Multiaxis Cellular Actuator Array Using Segmented Binary Control of Shape Memory Alloy”, IEEE Transactions on Robotics, Vol. 22, No. 4, pp.831-843, 2006.
- [13] S. Kashima, F. Miyasaka and K. Hirata,: “Novel Soft Actuator Using Magnetorheological Elastomer”, IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 48, No. 4, pp.1649-1652, 2012.
- [14] 西嶋, 他：“柔軟な構造を有する静電フィルムアクチュエータの開発”, 精密工学会

誌, Vol. 69, No. 3, pp.443-447, 2003.

- [15] H. Ishiguro,: “Scientific issues concerning androids”, International Journal of Robotics Research, Vol. 26, No. 1, pp.105-117, 2007.
- [16] <https://www.bostondynamics.com/atlas> (参照 2017.12.03)
- [17] K. Hosoda, et. al.,: “Pneumatic-driven jumping robot with anthropomorphic muscular skeleton structure”, Autonomous Robots, Vol. 28, No. 3, pp.307-316 2009.
- [18] 株式会社 s-muscle : <https://www.s-muscle.com/> (参照 2017.12.01)
- [19] 近藤, 細田：“空気圧人工筋によって駆動される 6 自由度人間型ロボットアームの開発”, ロボティクス・メカトロニクス講演会講演概要集, 1A2-M10, 2007.
- [20] M. Mishima, H. Ishiguro, K. Hirata,: “Development of a new linear actuator for Androids”, IEEE International Conference on Robotics and Automation, CA, pp.3594-3599, 2008.
- [21] M. Hirose and K. Ogawa,: “Honda humanoid robots development”, Philosophical Transactions of The Royal Society A, Vol. 365, No. 1850, pp.11-19, 2007.
- [22] J. Englsberger, et. al.,: “Overview of the torque-controlled humanoid robot TORO”, IEEE-RAS International Conference on Humanoid Robots, pp.916 -923, 2014.
- [23] N. G. Tsagarakis, et. al.,: “The design and realization of an open humanoid platform for cognitive and neuroscience research”, Advanced robotics, The international journal of the Robotics Society of Japan, vol. 21, no. 10, pp. 1151-1175, 2007.
- [24] G. Cheng, et. al.,: “CB: a humanoid research platform for exploring neuroscience”, Advanced Robotics, Vol.21, No.10, pp.1097-1114, 2007.
- [25] 浅田：DD ロボット入門-開発史・機構・設計制御技術, 株式会社工業調査会, 1987.
- [26] 藤本：“ラジアルギャップ形ヘリカルモータのダイレクトドライブ特性について”, 電気学会メカトロニクス制御研究会資料, MEC-14-136, pp.25-31, 2014.
- [27] 石黒, 平田：“人工筋のためのリニアバーニアモータ”, 日本ロボット学会誌, Vol. 31, No. 6, pp.552-555, 2013.
- [28] K. Halbach: “Application of permanent magnets in accelerators and electron storage rings”, Journal of Applied Physics, Vol. 57, No. 1, pp.3605-3608, 1985.
- [29] Y. Nakata, H. Ishiguro and K. Hirata,: “Dynamic Analysis Method for Electromagnetic Artificial Muscle Actuator under PID Control”, IEEJ Transactions on Industry Applications, Vol. 131, No. 2, pp.166-170, 2011.
- [30] 仲田, 他：“人工筋用小型リニアバーニアモータの提案”, 日本 AEM 学会誌, Vol. 20,

No. 1, pp.113-118, 2013.

- [31] Y. Nakata, et. al.,: “Development and Control of a Novel Cylindrical IPM Linear Vernier Motor for Compliant Robot Actuation”, The 39th Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society (IECON 2013), 2013.
- [32] 中田, 高橋: 電気工学の有限要素法 (第 2 版), 森北出版, 1986.
- [33] 高橋: 三次元有限要素法 – 磁界解析技術の基礎, 電気学会, 2006.
- [34] 酒井, 平田, 仲田: “らせん型リニア電磁アクチュエータの提案”, 第 23 回 MAGDA コンファレンス論文集, OS3-03, pp.189-192, 2014.
- [35] M. Sakai, K. Hirata and Y. Nakata,: “Characteristics analysis of a helical teethed linear actuator”, International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics, Vol. 52, pp. 571-578, 2016.
- [36] 仲田, 平田, 石黒: “PID 制御下におけるリニア電磁アクチュエータの動作特性解析”, 日本 AEM 学会誌, Vol. 17, No. 2, pp.194-199, 2009.
- [37] 酒井, 平田, 仲田: “らせん型リニアアクチュエータの動特性の検証”, 電気学会研究会資料, LD-16-073, pp.37-41, 2016.
- [38] 酒井, 平田, 仲田: “らせん型リニアアクチュエータにおける脱調現象とその抑制方法の検討”, 第 24 回 MAGDA コンファレンス論文集, pp. 471-476, 2015.
- [39] M. Sakai, K. Hirata and Y. Nakata,: “Prediction and Prevention of losing steps in a Helical Teethed Linear Actuator”, Proceedings of the 11thLDIA2017, LA-3, 2017.
- [40] 山本, 加藤: PID 制御の基礎と応用, 朝倉書店, 2010.
- [41] 酒井, 平田, 仲田: “らせん型リニアアクチュエータのセンサレス駆動に関する検討”, 第 29 回「電磁力関連のダイナミクス」シンポジウム, 2-1-05, pp.415-420, 2017.
- [42] 新中: 永久磁石同期モータの制御 センサレスベクトル制御技術, 電波新聞社, 2008.
- [43] 竹下, 他: “速度起電力推定に基づくセンサレス突極形ブラシレス DC モータ制御”, 電気学会論文誌 D, Vol. 117, No. 1, pp.98-104, 1997.
- [44] 平野, 他: “IPM モータのセンサレス速度制御”, 電気学会論文誌 D, Vol. 120, No. 5, pp. 666-672, 2000.
- [45] 楊, 他: “適応オブザーバによるブラシレス DC モータの位置センサレス制御”, 電気学会論文誌 D, Vol. 120, No. 5, pp.666-672, 2000.
- [46] 市川, 他: “拡張誘起電圧モデルに基づく突極型永久磁石同期モータのセンサレス制御”, 電気学会論文誌 D, Vol. 112, No. 12, pp.1088-1096, 2002.

- [47] 竹下, 他：“センサレス突極形ブラシレス DC モータの初期位置角推定法”, 電気学会論文誌 D, Vol. 116, No. 7, pp.736-742, 1996.
- [48] 野口, 元野：“高調波瞬時無効電力に基づく磁極位置センサレス PM モータ制御系の高性能化”, 電気学会論文誌 D, Vol. 126, No. 3, pp.360-367, 2006.

謝辞

本研究を遂行し博士論文をまとめるにあたり、多くのご支援とご指導を賜りました大阪大学大学院工学研究科教授平田勝弘先生に心から厚く御礼申し上げます。また日々の研究活動において有益なご助言を頂いた同研究科准教授宮坂史和先生ならびに同研究科助教新口昇先生に深く感謝の意を表します。

大阪大学大学院工学研究科平田研究室の学生の皆様には先輩後輩を問わず公私共々大変お世話になり、また同研究室秘書の伊藤さおり様、山口智子様、小瀧美樹様には研究環境の整備に尽力していただきました。研究室不在時など数多くの不躾なお願いにも対応していただきましたこと、深く感謝いたします。

最後に、博士後期課程での研究生活を送るにあたり学外にて数多くの方々の支援をいただきました。前職の川崎重工業株式会社、非常勤講師として任用していただいた大阪工業大学、大阪府立大学工業高等専門学校、神戸市立工業高等専門学校の関係者の皆様、親愛なる家族ならびに敬愛する恩人・知人の多大な理解と協力なくして研究生活は成立しなかったことは間違ひありません。ここに深く感謝の意を表します。

研究業績

論文

- M. Sakai, K. Hirata and Y. Nakata: "Characteristics analysis of a helical toothed linear actuator", International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics, Vol. 52, pp.571-578, 2016.
- 酒井, 平田, 仲田: "らせん型リニアアクチュエータのセンサレス駆動に関する検討", 日本 AEM 学会誌, Vol. *, No. *, pp. ***-*** (掲載待ち)

国際発表

- M. Sakai, K. Hirata, Y. Nakata: "Characteristics Analysis of a helical toothed linear actuator", Proceedings of 17th International Symposium on Applied Electromagnetics and Mechanics (ISEM2015), Awaji, Japan, 1P1-B-3, 2015.
- M. Sakai, K. Hirata, Y. Nakata: "Prediction and Prevention of losing steps in a Helical Toothed Linear Actuator", Proceedings of the 11th International Symposium on Linear Drives for Industry Applications (LDIA2017), Osaka, Japan, LA-3, 2017.

国内発表

- 酒井, 平田, 仲田: "らせん型リニア電磁アクチュエータの提案", 第 23 回 MAGDA コンファレンス in 高松, OS3-03, pp.189-192, 2014.
- 酒井, 平田, 仲田: "らせん型リニアアクチュエータにおける脱調現象とその抑制方法の検討", 第 24 回 MAGDA コンファレンス東北, 1-3-12, pp.471-476, 2015.
- 酒井, 平田, 仲田: "らせん型リニアアクチュエータの性能評価", 第 28 回「電磁力関連のダイナミクス」シンポジウム, 2016.
- 酒井, 平田, 仲田: "らせん型リニアアクチュエータの動特性の検証", 電気学会 回転機・リニアドライブ・家電・民生合同研究会, LD-16-073, pp.37-41, 2016.
- 酒井, 平田, 仲田: "らせん型リニアアクチュエータのセンサレス駆動に関する検討", 第 29 回「電磁力関連のダイナミクス」シンポジウム, 2-1-05, pp.415-420, 2017.