

多自由度ロボットアームの制振制御と
安全搬送技術に関する研究
(Study on Vibration Control and
Safety Transfer in Multiple Joints Robot Arm)

2015年 1月

博士（工学）

山下 貴仁

豊橋技術科学大学

多自由度ロボットアームの制振制御と 安全搬送技術に関する研究

和文要旨

近年，ロボットの普及は目覚ましく，自動化された工場内など産業分野に限らず，家庭や福祉介護などインテリジェント分野にもその活躍が広がっている．特に，多関節ロボットアームは高い自由度を有し，1台で多様な作業を担うことが可能である．ヒトに代わる作業の担い手として，今後さらに普及することが期待されている．さて，ロボットが担う作業の中で特に重要な作業が搬送である．この作業においては，工場など生産現場では，製品の生産性と品質を向上させるため，振動を抑制し素早く運ぶことが求められている．また，インテリジェントな産業分野では，ロボットがヒトと同じ空間で活動することが多く，ヒトとロボットが接触する環境のもとでも搬送を行なえる技術が求められている．

本論文は，半導体ウェハと液体を運ぶ2種類のプロセスに対して，ロボットアームを用いての振動制御技術と，この技術を応用したヒトと同空間で活動するロボットの安全搬送技術についての研究成果をまとめたものである．

本論文の前半部ではまず，半導体ウェハ搬送用ロボットを対象に搬送終了時に高速搬送と残留振動の抑制を実現した．この研究ではFFT解析と最小二乗法を組み合わせた残留振動の同定手法を提案し，またPreshaping制御をロボットの関節の角速度に適用することにより残留振動の抑制手法を提案した．しかし，Preshaping制御を適用したことにより，加工装置とロボットの衝突の原因となる搬送軌道の変化が生じた．このため，Preshaping制御をロボットアームの先端の速度に適用し，逆運動学を用いて各関節の速度を制御する手法を提案した．これにより軌道を正確に追従させながら残留振動の抑制が実現できた．

次に，ダイカスト工程で用いられている溶湯搬送ロボットを対象とした研究を行った．この研究では搬送対象となる液体のスロッシングを単振り子モデルでシミュレーションし，Preshaping制御を用いて軌道計画を行った．搬送実験にてスロッシングを抑制できることを示した．

本論文の後半部では，インテリジェント分野で活用することできるロボットの開発を目指し，静粛性が高く，素早い応答が可能といわれる超音波モータを用いたロボットアームの開発を行った．まず，解析による電磁モータとの比較や，高速度顕微鏡を用いた実験により超音波モータの特性を評価し，その有用性を示した．次に，超音波モータは二相の交流電圧を印加された圧電素子の振動から摩擦によりトルクを伝えるアクチュエータであり，このため，ヒトと同じ空間で活動するロボットとして重要な特性の一つであるバックドライバビリティを持たないアクチュエータとされているが，本論文では指令信号の素早い切り替えや，印加する交流電圧の位相の差を制御することでこの特性を発揮させることを実現した．最後に，開発ロボットアームを用いてヒトとロボットの接触をセンサレスで検知する手法，接触時にヒトの怪我を防ぐ手法について検証を行い，有用性を示した．

以上，多自由度ロボットアームの振動制御と安全搬送の技術を構築し，今後のロボットの普及，発展に貢献を与えることができた．

Study on Vibration Control and Safety Transfer in Multiple Joints Robot Arm

Yakahito Yamashita

Department of Mechanical Engineering, Toyohashi University of Technology
Jan 2015

ABSTRACT

In late years the spread of robots is remarkable, and the activity spreads through the intelligent field not only an industrial field including the automated factory. Multiple joints robot arms of spread is expected as a worker for the human being, because the robots have high flexibility and they can take a variety of work. One of the most important work that a robot poses is transferring. In the industrial field, the robots are demanded high-speed transferring without generating vibration to improve productivity and quality of products. In the intelligence field, the robots are demanded safety transferring which not to injure a person, when robot collides with the person.

This paper presents the vibration control strategy for two kinds of robot arms which transfer semiconductor wafers and liquid container, and the safety transfer techniques for intelligence field robots by applying the strategy.

Firstly, we show the vibration control strategy for semiconductor wafer transfer robot. In this study, we propose an identification technique based on FFT and least-square approach and proposes to employ a Preshaping approach to reduce the residual vibration. We achieve good vibration suppression by applying this approach to angular positioning error commands for the robot. However, using a Preshaping approach in that way causes a change in the end-effector trajectory, which may result in collision of the semiconductor wafer with the processing equipment. For this reason, we apply the Preshaping approach to end-effector velocity instead of joint angular velocity to maintain the original end effector trajectory, and then derive the angular velocity by using inverse kinematics. Hence, we can achieve cycle time reduction by vibration suppression under the exact tracking to the original trajectory. We show the vibration control strategy for liquid container transfer robots such as molten metal in casting industry, various liquid in chemical plants and medical industries etc. In this study, we simulate the liquid vibration in the liquid container by using a pendulum model, and study path planning without generating vibration by applying the Preshaping approach. The benefits of the proposed strategy is showed by experiments.

Secondly, we show development of the ultrasonic motor type robot arm to achieve the intelligence field robot. The ultrasonic motor is an actuator that has advantages such as low speed, high torque (good response time), and high positioning accuracy. In this study, we analitically

compare the responsiveness of the ultrasonic motors with the electromagnetic motors using those exercise equation. From the simulation results, a good responsiveness of the ultrasonic motors is clarified in step and frequency responses, when the output torque of both motors are same and a load is smaller than the maximum angular acceleration of both motors becomes same. Finally another focus of this study is that a high-speed camera with high-power lens visualizes how the elliptical motion changes. By using the high speed microscope, we examine the relationship between the change of the elliptical motion and the motor responsiveness analytically and experimentally. The ultrasonic motors don't have backdrivability which is very important for intelligence field robots. By changing the control signals, we achieve the function on the robot arm which we built. By using the ultrasonic motor type robot arm, we show benefits of the safety transfer techniques which not to injure a person, when robot collides with the person.

目次

第1章 緒言	1
1.1 研究背景	1
1.2 従来研究	2
1.2.1 振動抑制搬送に関する研究	2
1.2.2 ロボットアームの制御手法に関する研究	2
1.2.3 ヒト共存型ロボットとその安全性に関する研究	2
1.2.4 超音波モータを用いたロボット開発に関する研究	3
1.2.5 本研究室での従来の研究	4
1.3 研究目的と本論文の構成	4
第2章 半導体ウェハ搬送装置における高速制振搬送技術	7
2.1 はじめに	7
2.2 SC ウェハ搬送用ロボットアーム	9
2.3 Preshaping 制御と残留振動特性の同定	11
2.3.1 Preshaping 制御	11
2.3.2 残留振動特性の同定手法	13
2.4 Joint Preshaping 制御	15
2.5 Tip Preshaping 制御	17
2.5.1 適用手順	17
2.5.2 実験結果 (特異姿勢を通過しない軌道)	18
2.5.3 特異姿勢の考慮	20
2.6 まとめ	25
第3章 多自由度ロボットアームによる液体制振搬送技術	27
3.1 はじめに	27
3.2 汎用ロボットアーム PA10-7C	29
3.2.1 仕様	29
3.2.2 アーム先端軌道の計算と制御	32
3.3 単振子型スロッシングモデル	35
3.3.1 液面振動	36
3.4 実験結果と評価	37
3.4.1 搬送条件	37
3.4.2 関節角度	38

3.4.3	搬送実験	40
3.5	まとめ	42
第4章	超音波モータ式ロボットアームの開発	43
4.1	はじめに	43
4.2	超音波モータの特性とメカニズム	44
4.2.1	超音波モータの駆動原理と印加電圧	44
4.2.2	超音波モータの運動方程式	45
4.2.3	電磁モータの運動方程式	46
4.3	応答性の比較	47
4.3.1	解析の準備	47
4.3.2	ステップ応答による比較	49
4.3.3	周波数応答による比較	51
4.4	超音波モータの応答性の限界	53
4.4.1	実験装置の開発	53
4.4.2	楕円振動の観察	56
4.4.3	楕円運動の振幅と位相を考慮した超音波モータの応答性	60
4.5	バックドライバビリティの実現と出力トルクの制御	64
4.5.1	バックドライバビリティを実現する駆動手法	64
4.5.2	信号切替方式	65
4.5.3	位相制御方式	67
4.6	位相制御ドライバの開発	68
4.7	超音波モータ式ロボットアーム	71
4.8	まとめ	74
第5章	ヒトの安全を実現する搬送動作生成	75
5.1	擬似クラッチ制御による力の緩和	75
5.1.1	実験条件	76
5.1.2	衝突実験	77
5.2	擬似的なバネによる衝撃の緩和	78
5.2.1	任意のバネ定数の設定	79
5.2.2	関節に加えられたトルク，接触の検知	81
5.2.3	まとめ	82
第6章	結言と今後の展望	83
6.1	結言	83
6.2	今後の展望	84
	参考文献	87

論文目録	95
謝辞	97
付録 A 先端座標・姿勢 (式 (3.7) , 式 (3.9) ~ (3.11))	99
付録 B ヤコビ行列 (式 (3.14))	100
付録 C 4.2 節 比例制御による周波数応答	103
付録 D 4.3 節 駆動周波数の変化による Δt への影響	105

第1章 緒言

1.1 研究背景

近年，ロボットの普及は目覚ましく^[1]，自動化された工場内など産業分野に限らず，家庭や福祉介護などインテリジェント分野にもその活躍が広がっている．特に，多関節ロボットアームは高い自由度を有し，1台で多様な作業を担うことが可能であるため，ヒトに代わる作業の担い手として，今後さらに普及することが期待されている．

さて，ロボットが担う作業の中で特に重要な作業が搬送である．工場など生産現場では，製品の生産性を向上させるため，素早く搬送することが求められている．しかし，ロボットを高速で駆動させることは振動を発生させる原因となることが多く，振動が発生している場合には振動が収まるまで次工程に進むことを待つ時間が発生し，生産性を向上させることができない．また，振動による位置決め精度の低下は加工精度の低化につながる．このため工業製品の生産性，品質の向上を実現するために残留振動の抑制は重要である．

これらの課題に対し，本論文の前半部では，産業用ロボットでの高速搬送と振動制御を実現するための制御手法の開発を行う．水平多関節のスカラ型ロボット，多関節のピューマ型ロボットを対象にロボットや搬送対象物の振動を同定することによりセンサレスで実現する．

さて，インテリジェント分野におけるロボットは従来の産業用に研究されてきたロボットと異なりヒトと同じ空間で活動することとなる．このため，生産現場では一般的だったヒトとロボットを隔離することによる安全の確保^[2]が不可能である．このため，ロボットにヒトを保護する機能が求められる^[3]．仮に，優れたセンシング技術により，ヒトとの接触を完全に防ぐことができたとしても，介護などをヒトに全く触れることなく行うことはできないため^{[4][5]}，インテリジェント分野においてロボットがさらに普及するためにはヒトや周辺環境との接触が発生した場合でも安全にタスクを遂行できる制御技術の確立が求められる．また，ヒトと同じく空間で活動するロボットであれば，不快感を与えないよう駆動時の騒音なども配慮したロボットが必要である．したがって，本論文の後半部では，産業用ロボットを対象に開発した制振搬送の技術をインテリジェント分野で活躍するロボットに応用し，不意の接触や衝突が生じた場合でも安全に作業を続けられるような制御システムの開発を目指す．また，ヒトと同じ空間で活動するロボットのテストケースとして，超音波モータを用いたロボットアームを開発し，安全な搬送技術開発を行う．超音波モータ^{[6],[9]}(以降：USM)は，質量あたりのトルクが大きい，位置決め精度が優れる，静粛である，磁場の影響を受けない，無通電時にブレーキが働く，などの優れた特長を有するアクチュエータとして知られている．今後，生活環境におけるロボットなど広い範囲に使用されることが期待される．

1.2 従来研究

本研究では産業用ロボットアームによる高速制振搬送と、インテリジェントロボット分野で活用可能なロボットアーム、その安全搬送技術の確立を目指して研究を行う。このため「振動抑制搬送に関する研究」、「ロボットアームの制御に関する研究」、「ヒト共存型ロボットの安全性に関する研究」、そしてロボットアームの開発においてアクチュエータとして用いた「超音波モータに関する研究」の調査を行ない、その動向について以下に述べる。

1.2.1 振動抑制搬送に関する研究

液体搬送に関する研究は、搬送装置や自走式リアクタに対し数多く行われ、モデリング、振動抑制を考慮した液体搬送の技術が確立されている。山形ら^[10]は、円筒型タンクを用いた液体搬送システムにおけるモデリングや最適制御を研究し、速度パターンの違いによる制振効果について検証した。福田ら^[11]はパイプレスプラントで用いられる自走式リアクタを対象にした Housner モデル(バネ-質点系モデル)により容器回転を伴う搬送システムの研究を行いアクティブ制御の有効性を検証した。勝部ら^{[12]~[14]}は傾動のみでスロッシング抑制制御を行い、傾動制御と液面制御の協調について検証した。Ohtsuka らは液体質量の変化に対して、常に安定して動作する設計パラメータの範囲を定め、離散適応状態フィードバック制御を構築する手法を提案している^[16]。Tzamtzi らは液体の注ぎ動作時の液面振動に関して、液体が飛び出す直算の角度周りで PID パラメータを調整し液面振動を抑制する手法を提案している^[17]。栗山ら^[15]は流体解析シミュレータを援用し、スプーン等の小型複雑形状の容器でも溢れさせず搬送することを可能とした液体ハンドリング搬送システムを開発した。

1.2.2 ロボットアームの制御手法に関する研究

前述の通り多自由度を有するロボットアームは1台で多くの作業を担うことができ、高い汎用性を有するため、数多く行われている。古荘ら^[18]は水平2リンクアームの振動制御について関節トルクフィードバックの観点から検討した。小島ら^[20]は3自由度半導体ウエハ搬送ロボットアームで、マイクロステップ駆動方式ハイブリッド形ステッピングモータによる軌道追従システムの有用性を示した。福田ら^{[21]~[24]}はフレキシブルロボットアームに関して、1~3自由度系における最適振動抑制とその制御実験を行った。竹下ら^[27]は運動方程式とコントローラの操作量から搬送中に搬送物の質量を推定し、アーム先端の振動を抑制する制御方式を提案し、2慣性系のロボットアームに対しシミュレーションで有用性を示した。Flash らは加速度の微分値である躍度を最小とするアーム軌道の生成式を提案している^[32]。

1.2.3 ヒト共存型ロボットとその安全性に関する研究

人と共存する空間で活動するロボットアームにおいて、最も広く普及しているのが食事支援マニピュレータである^[33]。特に有名なものではイギリス Redab Robotics 社の Handy1^[34] や日

本のセコム社によって開発された My Spoon^[35] などが挙げられる．また，横山ら^[36] は被介護者の腕を支える食事支援マニピュレータを開発し，冗長性を利用して，先端で要介護者の腕を支えたまま衝突を回避する手法を実装した．

大きな出力を出すことのできる人と共存する空間で活動するロボットアームでは，関節構造の工夫などにより，接触や衝突時に衝撃を吸収し，衝突対象物や，アーム自身の破壊を防ぐ対策がなされている．ロボットの関節にコンプライアンスを持たせた機構では Laurin-Kovitz らは，2つのアクチュエータと非線形のパネを用いて張力制御により関節の柔軟性を調整する PPI(Programmable Passive Impedance) を提案した^[37]．森田らは関節に板バネによるコンプライアンス調整機能と電磁ブレーキによる擬似ダンピング機能を持たせた MIA(Mechanical Impedance Adjuster) が提案されている．関節の状態を通常の駆動時と衝突時で変化させる機構としては，章らが印加する電場の大きさに応じて粘性を変化させる ER 流体 (Electrorheological Fluid) を用いて開発した水平 1 リンクアーム^[40] や，小川らが設計製作したコーンクラッチの摩擦を利用し，衝突時にクラッチを滑らせることによって衝撃を逃がすディスロケーション関節^{[41][42]} などが挙げられる．

衝突，接触の検知では田中らがロボットの外皮に応用するための接触センサを揮発している^[43]．

人と共存するロボットの安全基準に関しては，Cardany ら^[44] は豚の皮膚を用いて衝突実験を行い， $2.52[\text{J}/\text{cm}^2]$ 以上のエネルギーが皮膚によって吸収されると皮下の損傷が生じることを明らかにした．Fischer ら^[45]，山田ら^[46] はそれぞれ人間の痛覚耐性値として $77 \sim 121[\text{N}]$ ， $50[\text{N}]$ という値を示した．頭部衝撃耐性については直線加速度下での実験データが，Lissner らにより WSTC(Wayne State Tolerance Curve) が傷害基準のデータとして示されている^[47]．また，危険性を定量化することで福祉ロボットの安全対策 (形状や被覆材料など) の効果を評価する手法が生田らにより提案されている^[48]．

1.2.4 超音波モータを用いたロボット開発に関する研究

超音波モータの代表的なアプリケーションは，自動的にカメラのレンズの焦点を合わせるオートフォーカスへの応用である．その優れた応答性や静音性はカメラユーザのみならず，多くの人に望まれる機能であるため，その長所を活用した様々なロボットの研究開発が行われている．山野は USM と弾性部品を組み合わせ，5 指のロボットハンドを開発した^[49]．高木は，変速機と USM を組み合わせ 2 自由度のロボットフィンガを開発している^[50]．遠山は農業用パワーアシストスーツ^[51]，深谷らは義手^[53]，正宗らは MIR 内で使用可能な手術用ロボット^{[54] \sim [56]}，隅偶らは，高精度の位置決めステージ^[57] などの開発を行っており，それぞれ優れた動作性能を発揮している．これらは USM 自体を研究開発しているものから，USM により先端的なロボットを開発しているものまで様々である．

1.2.5 本研究室での従来の研究

本研究室でもロボットアーム，振動抑制を考慮した液体搬送に関する研究は行われている．浜口らは各種設計条件における液体タンクの最適搬送制御，2次元搬送軌道での速度パターンとタンク形状のハイブリッド設計法について研究した^{[65] [66]}．東川らは3次元軌道を考慮した液体搬送と自動注湯ロボットに関する研究を行った^[67]．兼重らは振動抑制と目標値追従性を考慮したクレーンによる液体コンテナ搬送を研究した^[68]．矢野らはCFD(計算流体力学)モデルを適用し，振動抑制を考慮した液体搬送シミュレータを実現した．またセンサレスなハイブリッド整形法を構築した．さらに加減速制御だけでなくタンクの回転を利用したアクティブ制振制御を提案した^{[69] [70]}．渋谷は搬送しながら溶融金属を注ぐ自立注湯ロボットにおける境界要素モデルの構築及び液体落下予測モデルの構築と，容器傾動をともなう制振搬送制御システムに関する研究を行った^[71]．山下はPreshaping制御を用いて既存の搬送軌道に対し振動抑制効果の付加と軌道制御の両立を図る手法を提案し^[72]，Wisnuはキュービックスプライン関数を用いて半導体ウェハ搬送ロボットに対し，振動を励起しにくい経路計画手法を提案した^[73]．小松らは福祉用7自由度ロボットアームを設計し，力学シミュレーションからアーム姿勢による支持力向上と，大荷重支持では可操作範囲が限られることを明らかにした^[74]．堀内らは衝突安全性を考慮した冗長多自由度ロボットアームを開発した^[75]．坊野らは7自由度ロボットアームのシステム同定手法を提案し，冗長性を利用した軌道生成アルゴリズムを構築し，実験より導出したモデルの妥当性を示した^[76]．

また，超音波モータの原理を解析した研究では，真下らは高速度カメラに高倍率レンズを取り付けた高速度顕微鏡を用いて，実際に超音波モータのステータが発生する楕円運動の測定に成功している^{[77] [78]}．

1.3 研究目的と本論文の構成

本論文では主に以下の2点の内容を明らかにすることを研究目的とする．

- 工場など外乱のない環境にいて振動を生じさせず搬送を行えるロボットの軌道を短時間で生成する技術の開発
- ヒトとロボットが同じ空間で活動する場合に，不意の接触，衝突が起きても安全にタスクを遂行できる制御技術の開発

近年では産業用ロボットが扱う，生産品目の変化や，材料技術の革新によって搬送対象となる製品，大きさや重さなどの規格がめまぐるしく変化する．これにより搬送ロボットの開発もこれに合わせ短期間で行う必要があるが，従来研究では，搬送装置や搬送対象の振動を同定すること時間を要する方法や，試行錯誤的な方法では開発期間を実現できないことが多い．

本研究では，まず，産業用ロボットである半導体ウェハ搬送用ロボットアームや溶湯の搬送を担う産業用ロボットを対象し，高速搬送と振動制御を両立する技術について述べる．ここでは，少ない駆動実験から装置に生じる振動を同定し，既存の搬送軌道に対し，短時間で振動抑制効果を付加する手法を開発する．

次に、インテリジェント分野で用いるロボットを開発するため、応答性、静粛性の面からアクチュエータとして USM に注目し、これをを用いたロボットアームを開発について述べる。一般的に USM はヒトと同じ空間で活動するロボットにおいて、重要な特性の 1 つであるバックドライバビリティ^[79]を持たないアクチュエータであるとされているが、USM に印加する交流電圧を制御することにより、さまざまな動作特性を発揮させることが可能なアクチュエータである。

また、ロボットの衝突、接触に対する対策には搬送対象の安全まで考慮したものは見受けられず、この技術を開発することは、ロボットを普及させる上での急務である。本研究では産業用ロボットで開発した制振搬送の技術を応用し、これを開発する。

最後に、開発してロボットアームを用いて、ヒトと同じ空間でも安全にタスクを遂行することのできるロボットの制御方法について検討する。ここでの安全とは、ヒトとロボットの衝突や接触が生じた場合でもヒトに怪我を負わせず、運んでいるものを揺らしたり溢したりしないことを意味する。

本論文の構成は、以下の通りである。第 2 章では、産業用ロボットである半導体ウェハ搬送用ロボットを対象とし、作業現場の安全と生産性の向上を両立するための研究について述べる。第 3 章では、第 2 章で開発した振動抑制と軌道生成の技術をダイカストの製造工程に応用するための多リンクロボットに適用しその結果について述べる。第 4 章では、ヒトと同じ空間で活動するロボットを開発するため、アクチュエータとして選定した USM の性能評価、制御手法そして実験用に開発した USM 式ロボットアームについて述べる。第 5 章では、4 章にて開発した超音波モータ式ロボットアームを用いて行った「ヒトと同じ空間で活動するロボットための制御技術」の検証について述べる。第 6 章では、結言と展望に述べる。Fig. 1.1 に各章の位置づけと概要を示す。

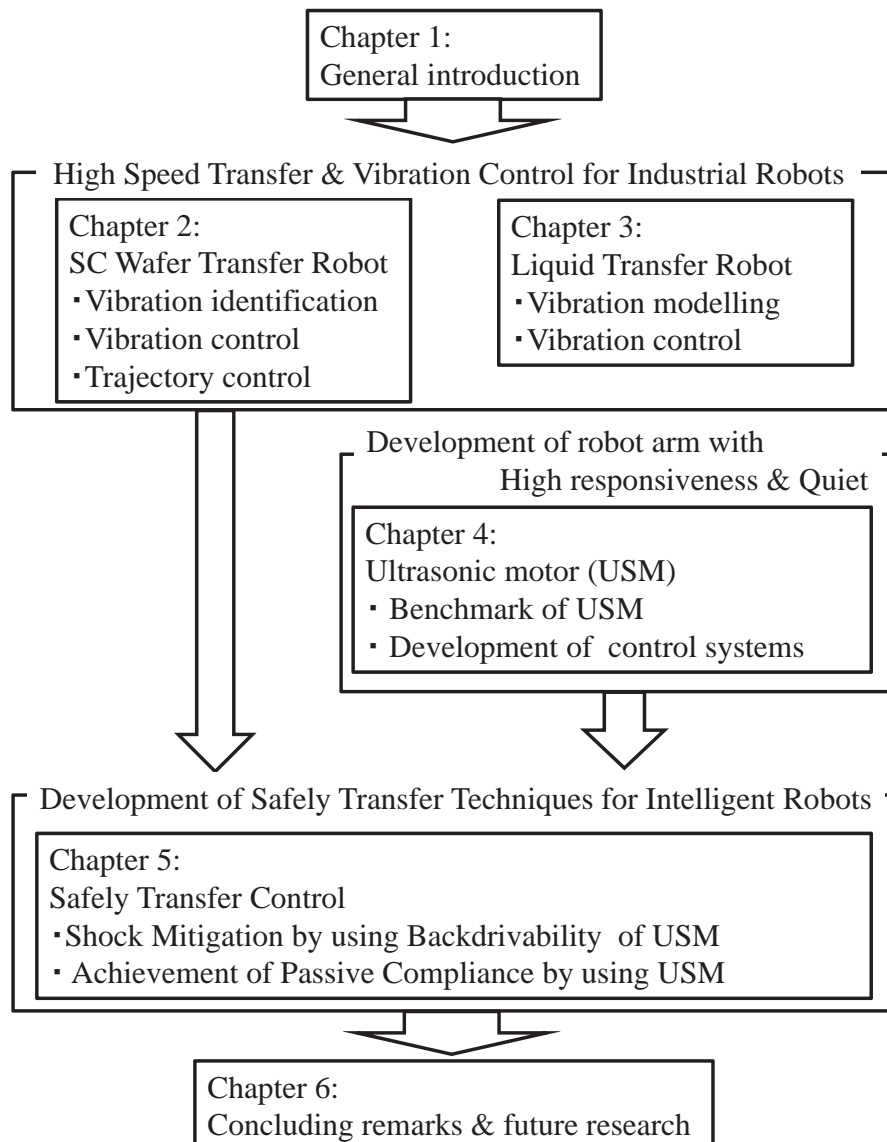


Fig. 1.1 Outline of this disseration

第2章 半導体ウェハ搬送装置における高速制振搬送技術

2.1 はじめに

コンピュータやインターネットの急速な普及に伴い，集積回路など半導体製品の需要が高まっており^[80]，一層の生産性向上，低コスト化，高品質化が望まれている．これらの実現には半導体 (Semiconductor，以降 SC とする) の加工技術と共に加工工程での搬送技術が重要となる．具体的には高速搬送によるサイクルタイムの短縮と正確な位置決めによる高精度，高加工品質が求められる．

本章では Fig. 2.1 に示すような SC ウェハ搬送ロボットの振動問題について検討する．これらのロボットは，半導体加工装置の内部に組み込まれ，カセットから SC ウェハを取り出し，各工程へと運ぶ．この装置内は極所的にクリーンルーム化され，作業者あ立ち入ることができずすべての作業はロボットにより行われる．また，製品の小型化，品質向上のために正確な位置決めを必要とする一方で，生産性向上，省エネルギー化などのため，高速駆動や軽量化が行われ，振動が問題となる場合がある．加えて，搬送対象である SC ウェハやガラス基板は日々大型化しており，これに対応すべくロボットの開発サイクルも短期化している．短期間で高品質な製品と生産性向上を実現する搬送ロボットを開発するには振動問題の解決が急務となる．これまで，吸振パッドを用いることや，振動を励起しにくい滑らかな軌道で搬送を行うなどの対策がなされてきた．しかし，このような対策は試行錯誤的に行われることが多く開発期間の遅延を招く．

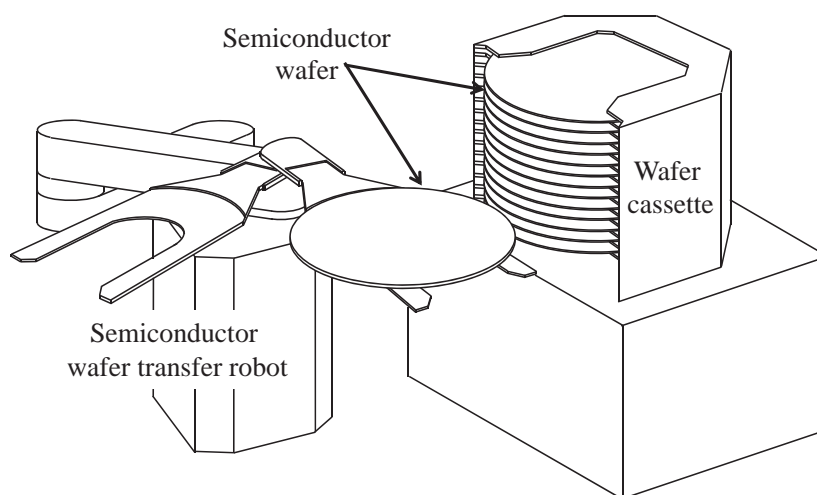


Fig. 2.1 Semiconductor wafer transfer robot

センサを用いるフィードバック制御^{[81][82]}はロバスト性が高く、環境変化や外乱に強いが応答性が悪くサイクルタイムの短縮を実現することは難しい。また、製造現場においては、構造上やコスト的な理由により設備の改造や増設が困難である場合がある。加えて、SC ウェハの加工装置においては搬送環境の変化や外乱はほとんど生じないためロバスト性の要求は大きくない。そのため、フィードフォワード制御による振動抑制が有効である。

本章では任意の搬送軌道に対し、振動抑制効果を付加する手法を提案する。この手法では搬送用ロボットの振動特性を一度の搬送実験から同定し、この結果に基づいて振動抑制効果を付加することができる。多リンク機構は姿勢変化と共に振動特性が大きく変化する非線形系であるため、任意姿勢に対して有効な振動制御系の構築に関する研究が行われている^[83]。しかし、搬送中のすべての姿勢を考慮することは膨大な作業であり、開発期間の長期化を招いてしまうため、本章では、半導体の加工精度に影響を与える装置内での終点位置、最終姿勢での振動抑制を目的とし、この位置姿勢での振動を線形系として取り扱う。

Preshaping 制御^{[84][85]}(以降:PSC) は、応答性を損なわず、任意の入力に振動抑制効果を後から付加することのできる手法である。また、制御対象に生じる振動が既知であれば短時間で適用することが可能であり、本章のような多リンクロボットの振動抑制への応用は大変有効であると考えられる。Ducらは、水平移動機構と関節が連動して動く2リンクアームを有する搬送ロボットの残留振動をFFT解析とシンプレックス法を用いてパラメータ同定し、それを基にPSCを適用する研究^{[86][87]}を行った。本章では、PSCをより一般に用いられる関節毎に回転角速度を制御するスカラ型多リンクロボットへ応用、新たにTip Preshaping制御を提案し、実験的に有効性を検証することを目的とする。PSCを適用するために必要となるロボットの振動特性は搬送終了時の姿勢(最終姿勢のみ)において同定を行い、実験により最終姿勢での同定結果を用いることで、搬送中の姿勢変化に関わらず振動抑制を実現できることを確認する。また、同定手法は新たに開発したFFT解析と最小二乗法を組み合わせた手法^{[88][89]}を用いた。この手法ではシンプレックス法の初期値などに依存することなく同定を行える。

2.2 SC ウェハ搬送用ロボットアーム

本章で実験装置として用いる 300mmSC ウェハ搬送用ロボットの試作機 (Transfer robot, 以降: TR) を, Fig. 2.2 に示す. Fig. 2.2(b) に構造の概略図を示す. Link1 は土台に対する昇降機構である. このロボットは各モータの角速度を指令することで駆動し, 人間が立ち入ることのできない加工装置内で SC ウェハの搬送作業を担う. 本章では, 平面上の搬送動作のみを対象とするため, Link1 の昇降機構は駆動させない. また, Link4, 5 を重ね実験に用いる. TR が組み込まれる SC 加工装置の概略図を Fig. 2.3 に示す. Fig. 2.3 において搬送用ロボットアームは中央に位置し, LP1~4 と表記された箇所に SC ウェハの加工装置が設置される. この装置の入り口の幅は狭く, SC ウェハと加工装置との衝突を防ぐため, 正確な直線軌道での進入が要求される. また, LL1, 2 は加工前のウェハを供給, 加工後のウェハを回収するためのカセットを取り付ける箇所, PA はウェハを持ち直すための場所である. SC 加工装置内での搬送経路は, 幾多も存在するが本章では提案手法の有効性の確認のため, LP1 の手前から搬送を開始し, LP3 内部にて搬送を終了する搬送経路にて行った実験結果を示す. また, 本章において, 搬送実験に用いる (振動抑制を適用していない) 搬送軌道 (以降:Original) は, 内山ら^{[90] [91]}の提案する手法に基づいて作成されたものを用いている. また, 評価に用いる残留振動は Fig. 2.3 の Y 方向より計測したものをを用いる.

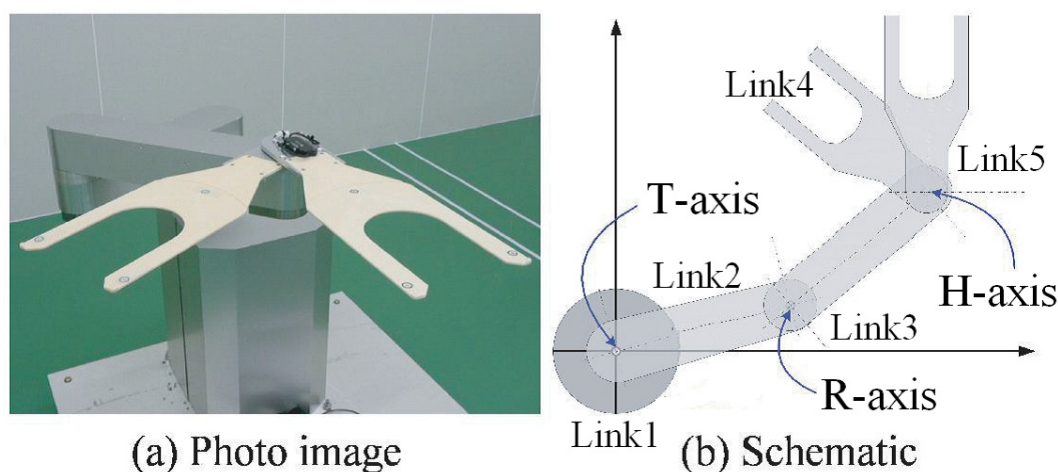


Fig. 2.2 Semiconductor wafer transfer robot

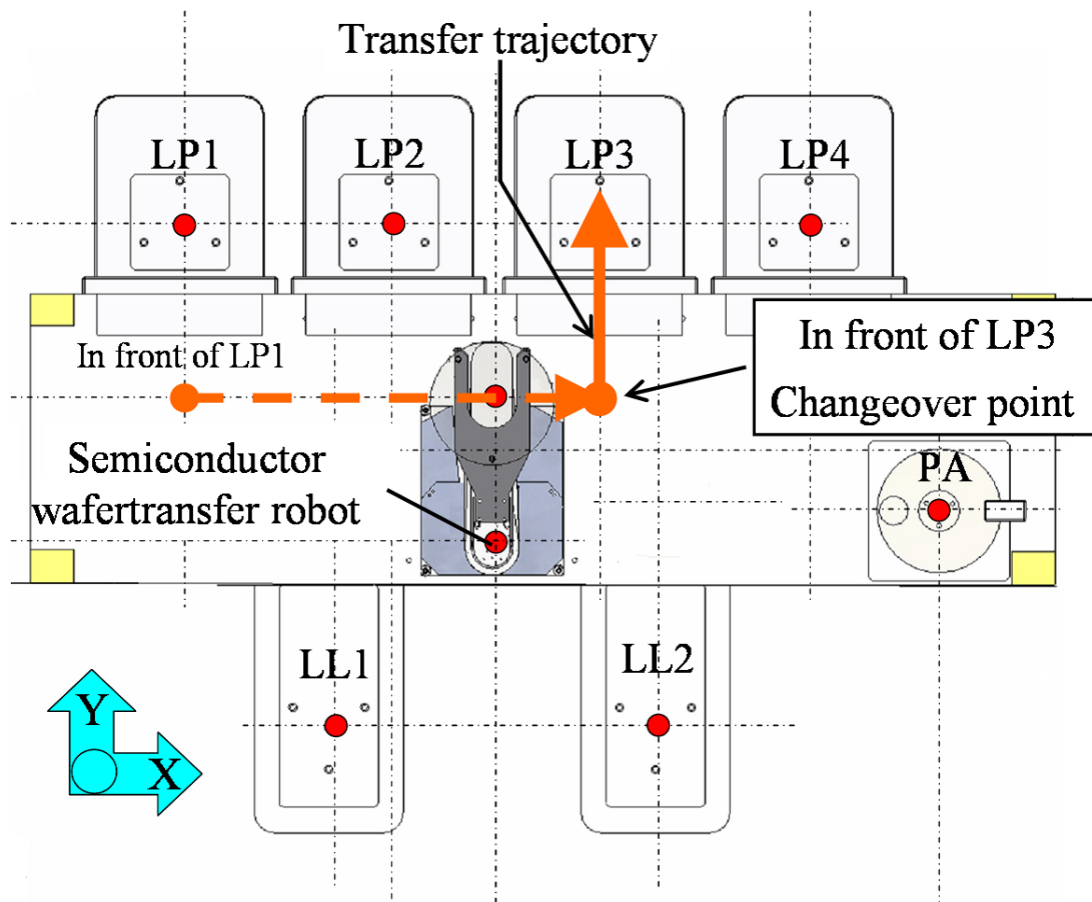


Fig. 2.3 Schematic of SC processing equipment

2.3 Preshaping 制御と残留振動特性の同定

本章で振動抑制に用いる手法は、PSC である。この手法は、既存入力に新しく振動を抑える入力を追加する手法で、適用する上では制御対象の固有振動数、減衰係数が不可欠である。

本章では、開発した残留振動の固有周波数と減衰係数の同定手法によってこれらを求め制御入力の生成に用いる。本章では PSC の概要と提案する同定手法について述べる。

2.3.1 Preshaping 制御

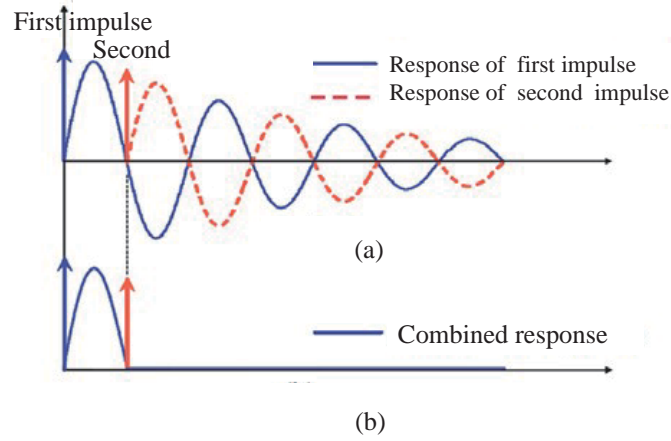


Fig. 2.4 Principle of Preshaping approach

振動制御対象の伝達関数 $G(s)$ は次式のように 2 次伝達関数の総和として表わせるものとする。

$$G(s) = \sum_{i=1}^N \frac{K_i \omega_{ni}^2}{s^2 + 2\zeta_i \omega_{ni} s + \omega_{ni}^2} \quad (2.1)$$

i は第 i 次の振動モード ($i=1, \dots, N$) である。ここで、 ω_{ni} は固有角周波数、 ζ_i は減衰係数、 K_i はプロセスゲインを表わす。

振動抑制を適用する前の入力を $u_0(t)$ として、1 次モードから高次モードまで振動抑制する PSC の入力 $u_i(t)$ を式 (2.2) より生成できる。

$$u_i(t) = \frac{1}{A_i + 1} u_{i-1}(t) + \frac{A_i}{A_i + 1} u_{i-1}(t - T_i) \quad (2.2)$$

ただし、 t は時間であり、 $t < 0$ のとき、 $u_{i-1}(t) = 0$ とする。右辺第 1 項は目的の入力であり、第 2 項は振動制御のために生成される入力である。両項の分母は入力信号の大きさを維持するためのものである。ここで、振動制御のための入力の大きさ A_i と入力を与える時間 T_i は、以下のように求められる。

$$A_i = e^{-\zeta_i \pi / \sqrt{1 - \zeta_i^2}}, \quad T_i = \frac{\pi}{\omega_{ni} \sqrt{1 - \zeta_i^2}} \quad (2.3)$$

1次モードに対してPSCを用いた例をFig. 2.4に示す。まず、目的の入力としてFig. 2.4(a)のFirst Impulseが与えられた場合、この入力によって生じる振動はFig. 2.4(a)の実線のものである。この振動を打ち消すために、Fig. 2.4(a)の破線の振動を生じさせる制御入力Second Impulseを加える。最終的に発生する振動はこれらの総和であり、Fig. 2.4(b)のものである。つまり、First Impulseを与えたことによって生じる振動を半周期 T_1 後にFirst Impulseに対し大ききさ A_1 倍の入力Second Impulseを与えることで相殺する制御手法である。また、PSCは単一のインパルス入力だけでなく、インパルス入力の時系列として表される任意の入力にも適用が可能な手法である。

2.3.2 残留振動特性の同定手法

PSC では、制御対象の固有角周波数と減衰係数が既知であることを必要としている．著者らの研究グループでは、搬送軌道毎に一度の駆動実験から FFT 解析と最小二乗法を組み合わせ、効率的に残留振動特性を同定する手法を提案している．本節ではこの手法について説明する．複数の振動モードを有する残留振動を伝達関数の変数を用いて式 (2.4) と表す．

$$y = \sum_{i=1}^N K_i \frac{\omega_{ni}}{\sqrt{1 - \zeta_i^2}} \exp(-\zeta_i \omega_{ni} t) \sin(\omega_{di} t) \quad (2.4)$$

ここで ω_{di} は i 次振動モードの減衰を含む固有角周波数である．この残留振動に対し FFT 解析を行なうことにより Fig. 2.5 に示すようなパワースペクトルを得ることができる．ピーク点（破線丸部分）の角周波数が減衰項を含む固有角周波数 ω_{di} である．固有角周波数間のパワースペクトルの最小値を示す角周波数を各モード間の境界としてモード分解を行う．その領域を（破線枠内）を各モードのパワースペクトルとする．

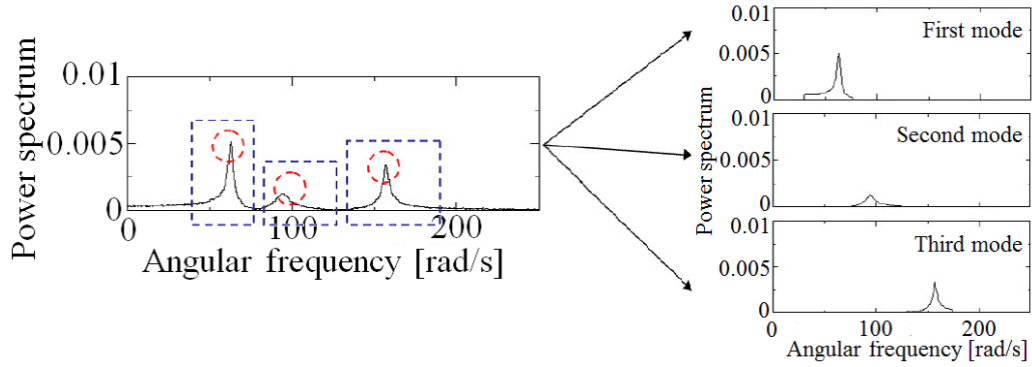


Fig. 2.5 Mode diffraction

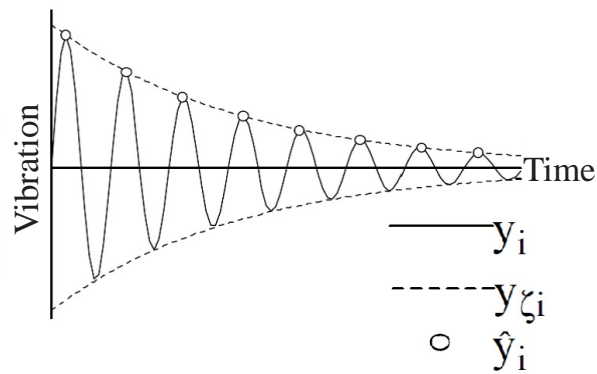
次に減衰係数 ζ_i を求める方法として、まず分解した各モードのパワースペクトルを逆 FFT 変換によって各モードの y_i に展開する．このとき、各モードによる振動波形は Fig. 2.6 の丸印のように固有角周波数 ω_{di} から求められる周期ごとに最大値を有しており、その最大値のデータ群を \hat{y}_i とする．また、Fig. 2.6 の \hat{y}_i を含む包絡線は式 (2.5) のように表わすことができる．

$$y_{\zeta i} = K_i \frac{\omega_{ni}}{\sqrt{1 - \zeta_i^2}} \exp(-\zeta_i \omega_{ni} t) \quad (2.5)$$

これにより式 (2.6) を得る．

$$\ln(y_{\zeta i}) = -\zeta_i \omega_{ni} t + \ln \left(K_i \frac{\omega_{ni}}{\sqrt{1 - \zeta_i^2}} \right) \quad (2.6)$$

この直線の式に注目し、第 1 項は傾き、第 2 項は切片となる．データ群 \hat{y}_i の \ln 値を式 (2.6) にフィッティングするものとして、最小二乗法を用いてデータから直線の傾き $a_i = -\zeta_i \omega_{ni}$ と切片の値を得ることができる．

Fig. 2.6 Vibration of mode i

さらに, $\omega_{di} = \sqrt{1 - \zeta_i^2} \omega_{ni}$ の関係を用いて, 式 (2.7) を得る.

$$\zeta_i = \frac{|a_i|}{\sqrt{a_i^2 + \omega_{di}^2}} \quad (2.7)$$

以上より, 減衰係数 ζ_i を導出できる. 以上から, 搬送対象の固有角周波数と減衰係数を求めることができる.

従来のシンプレックス法を用いた同定手法^[86]は, 計算が極小解に陥ることで, 減衰係数の値が負となるなど物理的に矛盾した同定結果となることがあった. 本手法では残留振動のパワースペクトルを分割することで, 同定するパラメータを減らしこれらの問題が生じにくくしている.

2.4 Joint Preshaping 制御

本章では，各関節の速度指令値にPSC制御を適用方法について述べる．以下この方法はJoint Preshaping 制御 (JPSC) と呼ぶ．LP1～LP3 への搬送を行う Original の速度指令値と，JPSC を適用したものを重ねて Fig. 2.7(a) に，この指令値より計算した各関節の角度を Fig. 2.7(b) に示す．また，実験結果を Fig. 2.8，Table. 2.1 に示す．Fig. 2.8(a) は指令値より計算したアーム先端の搬送軌道であり，下図は終端部分の直線軌道を拡大したものである．Fig. 2.8(b) はアーム先端部で Y 方向の振動を計測したものであり，下図は搬送終了時刻付近を拡大したものである．

定義 (Table 2.1)

1. Transfer time(TS):搬送開始から目標位置に到達 (或いは通過) するまでの時間
2. Settling time(ST):目標位置に到達後，振動振幅が半導体加工装置の許容位置決め誤差以下まで収束するのに要した時間
3. Total time(TT):TS と ST の合計
4. Fractional shortening(FS)[%]:PSC を適用していない場合に対する TT の短縮割合
5. Error[mm]:PSC を適用していない軌道と適用した軌道との最大誤差

項目 (1)～(3) では，Original の TT を 1.0 として，項目 (5) では許容振幅を 1.0 として正規化を行っている．

JPSC を適用したことで TS はわずかに増加するが，搬送終了後の残留振動を抑制することができ，ST および TT を大きく短縮することができた．このことより搬送開始から次工程が開始可能となるまでの時間を短縮でき，サイクルタイムを低減できる．

提案手法では，最終姿勢のみで振動パラメータの同定を行い，このパラメータのみを考慮して JPSC を適用した．最終姿勢に至る以前に生じた振動が残留振動となり，ST を短縮できないことも考えられたが，実験結果から判断してこれらの振動は現れていない．この要因としては最終姿勢での固有周波数と他の姿勢での固有周波数が異なるため，搬送途中の姿勢で生じた最終姿勢の固有周波数と異なる周波数成分を持つ振動は最終姿勢に到達する以前に減衰していると考えられる．この結果から最終姿勢の振動パラメータに合わせて JPSC を適用することで，振動抑制を実現できると言える．

Table 2.1 Result of Joint Preshaping

Trajectory	TS	ST	TT	FS [%]	Error [mm]
Original	0.45	0.55	1.00	-	-
Joint	0.49	0	0.49	51	1.60

しかし, Fig. 2.8(a) のように JPSC の適用により, 加工装置へ挿入軌道 (Fig. 2.8(a) 破線枠内, Fig. 2.8(a) 下図) においては, Original 軌道から 1[mm] 以上離れた経路を通っている. これにより搬送対象である SC ウェハと加工装置の衝突の恐れがあり, 次章で解決法を述べる.

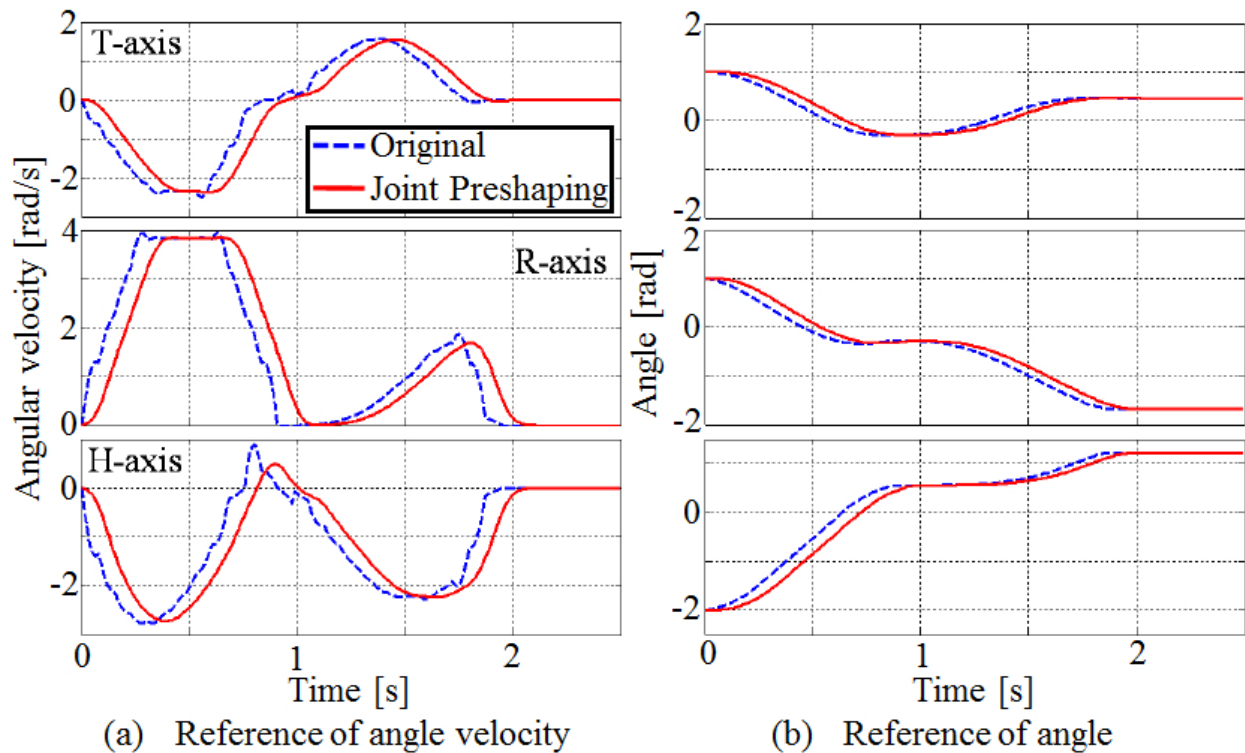


Fig. 2.7 Reference of Joint Preshaping

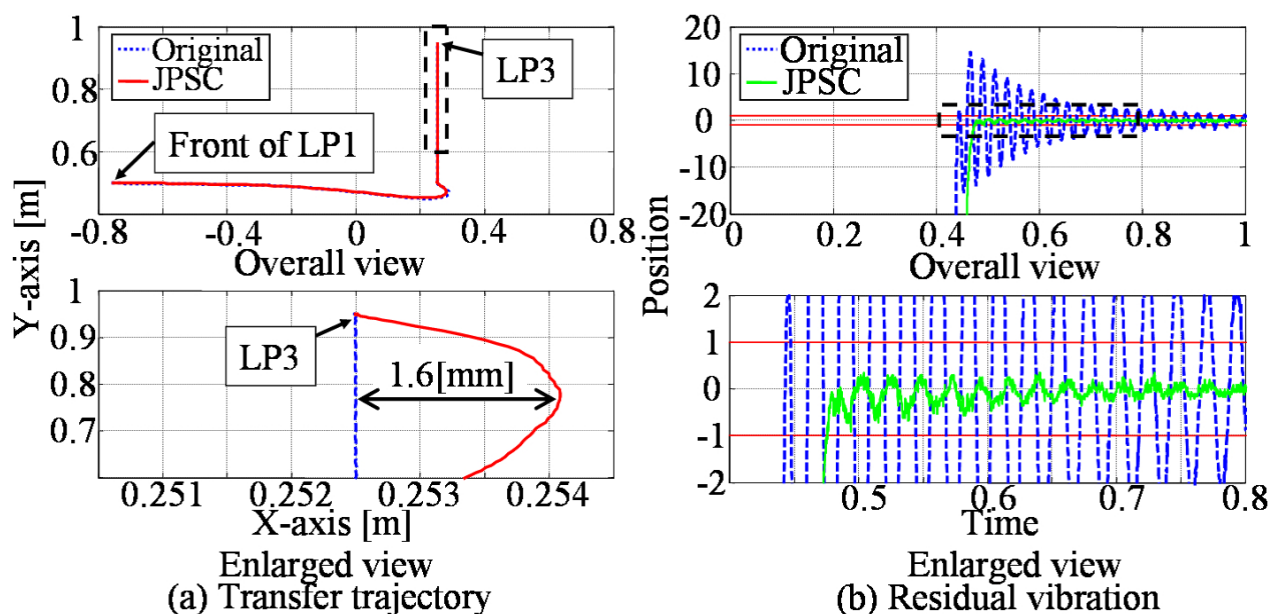


Fig. 2.8 Result of Joint Preshaping

2.5 Tip Preshaping 制御

関節指令速度に PSC を応用する JPSC では, Fig. 2.8(a) のようにアーム先端の軌道が大きく変化し, 衝突が発生する可能性がある. このため, 本章ではアーム先端の速度に基づいて PSC の適用を行なう Tip Preshaping 制御 (以降 TPSC とする) を提案する.

2.5.1 適用手順

関節角度軌道が与えられている場合, アーム先端の軌道は Fig. 2.9 に基づき式 (8) ~ (10) になる.

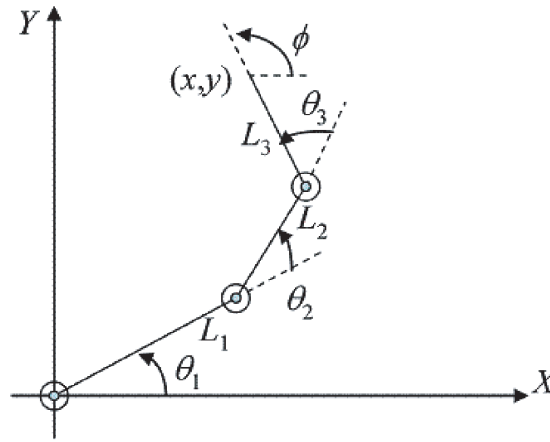


Fig. 2.9 Relationship between Joint angle and tip position

$$x = L_1 C_1 + L_2 C_2 + L_3 C_3 \quad (2.8)$$

$$y = L_1 S_1 + L_2 S_2 + L_3 S_3 \quad (2.9)$$

$$\phi = \theta_1 + \theta_2 + \theta_3 \quad (2.10)$$

$L_j (j = 1, 2, 3)$ は TR の各リンク長, $C_1 \sim C_3$, $S_1 \sim S_3$ は以下の通りである.

$$\begin{aligned} C_1 &\equiv \cos(\theta_1), & C_2 &\equiv \cos(\theta_1 + \theta_2), & C_3 &\equiv \cos(\theta_1 + \theta_2 + \theta_3), \\ S_1 &\equiv \sin(\theta_1), & S_2 &\equiv \sin(\theta_1 + \theta_2), & S_3 &\equiv \sin(\theta_1 + \theta_2 + \theta_3) \end{aligned}$$

アーム先端の速度 v_x, v_y, v_ϕ が与えられているとき, これに対して PSC を適用し, 振動抑制効果を付加したアーム先端の速度 v'_x, v'_y, v'_ϕ を求める. この速度を積分し, 振動抑制効果を付加したアーム先端座標 x', y', ϕ' を求める. 式 (8) ~ (10) の逆運動学解よりこの座標を実現する関節角度 $\theta'_1, \theta'_2, \theta'_3$ を求める. この角度のサンプリング毎の差分から関節角速度を求める. 以上の方法を TPSC と呼び, これによりアーム先端に動作遅れが生じても JPSC を適用した場合と比較して手先軌道の変化を減少させることができる.

2.5.2 実験結果 (特異姿勢を通過しない軌道)

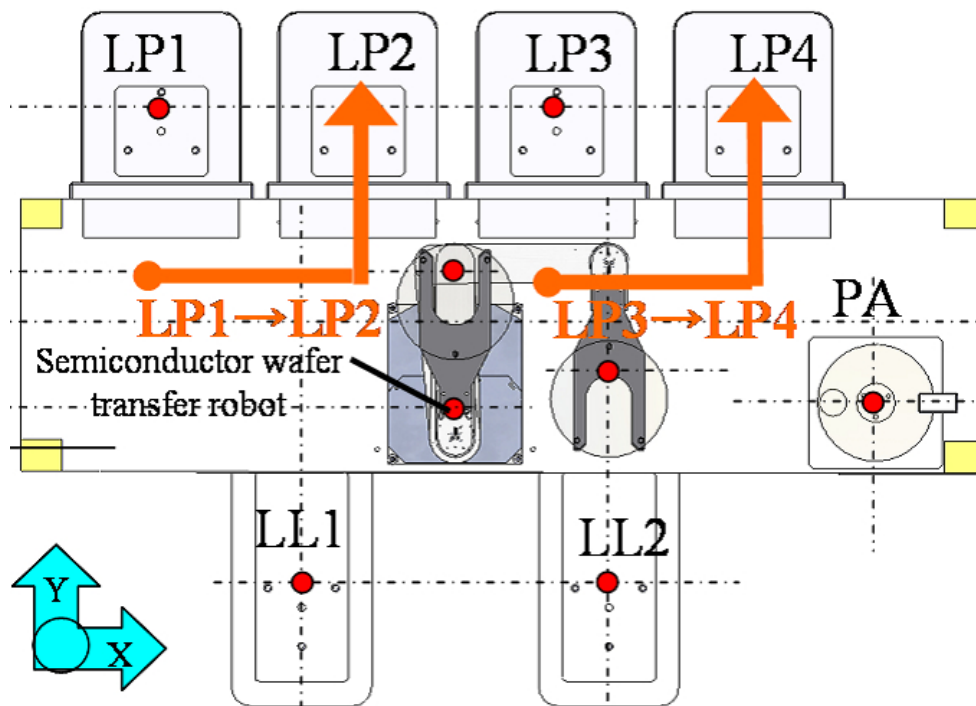


Fig. 2.10 Transfer trajectory (don't cross centerline)

Fig. 2.10 に示すような特異姿勢を通過しない軌道では、TSPC により軌道追従と振動抑制を両立した指令値を得ることができた。Fig. 2.10 の LP3 → LP4 の軌道に適用した結果を Fig. 2.11 に示す。Fig. 2.11(b) はこれを積分して求めた各関節の角度である。Fig. 2.12(a) にこの軌道を示す。Fig. 2.12(a) の下図は終端の直線部分 (破線枠内) を拡大したものであり、Original の軌道への追従を確認できる。この指令値によって搬送を行った際に計測した残留振動を Fig. 2.12(b) に示す。Fig. 2.12(b) の下図は搬送終了時刻付近 (破線枠内) を拡大したものである。第4章の JPSC を適用した場合と同様に、TS は増加するが、残留振動が抑制され、整定時間も2分の1以下に短縮されている。このため TT も 34.0 [%] 短縮されている。

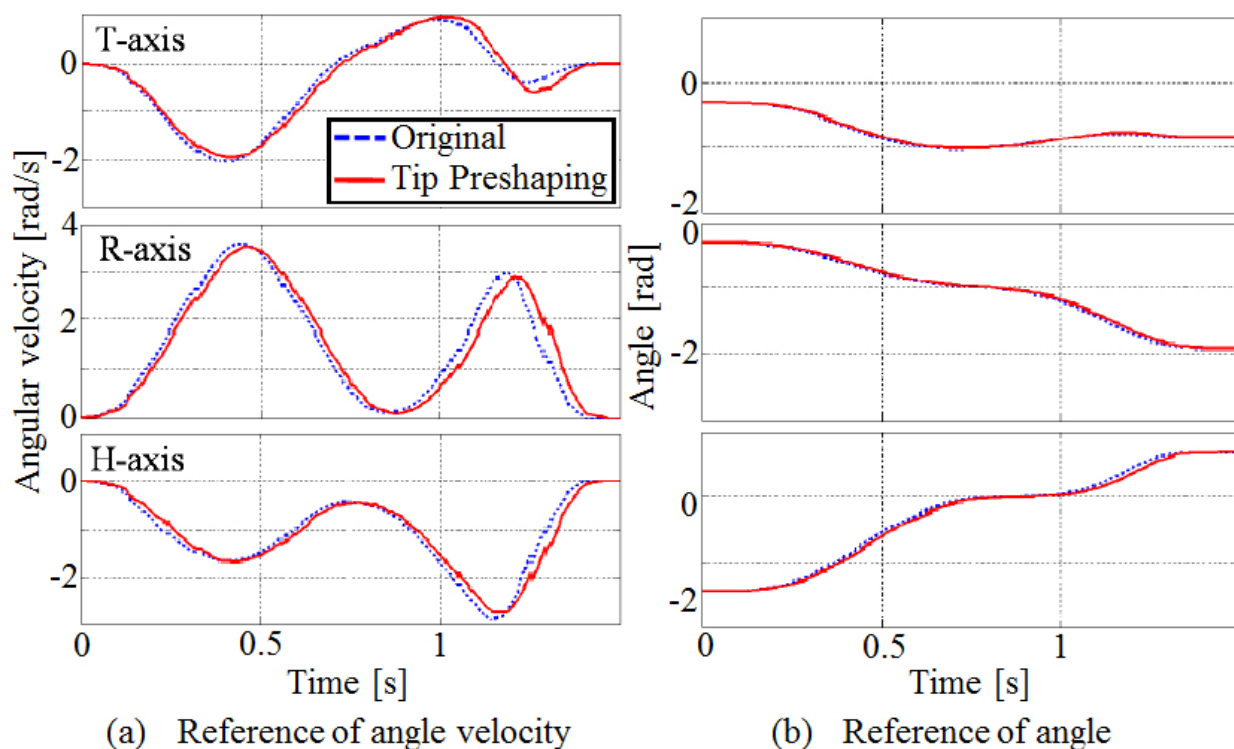


Fig. 2.11 Reference for LP3 to LP4

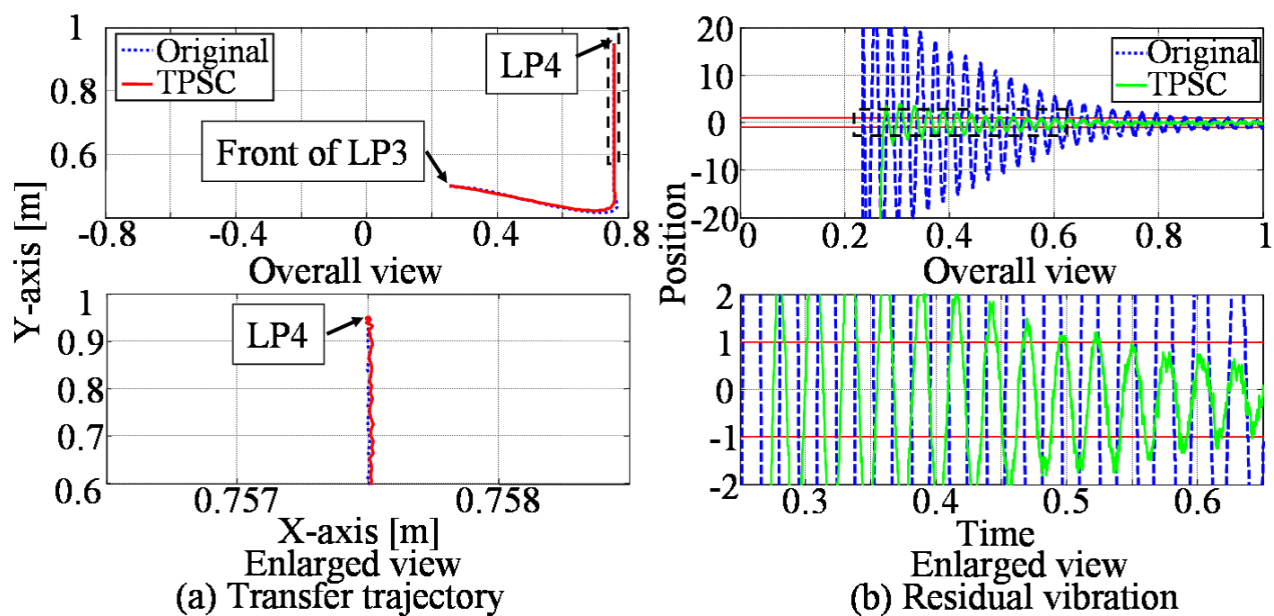


Fig. 2.12 Experimental result LP3 to LP4

2.5.3 特異姿勢の考慮

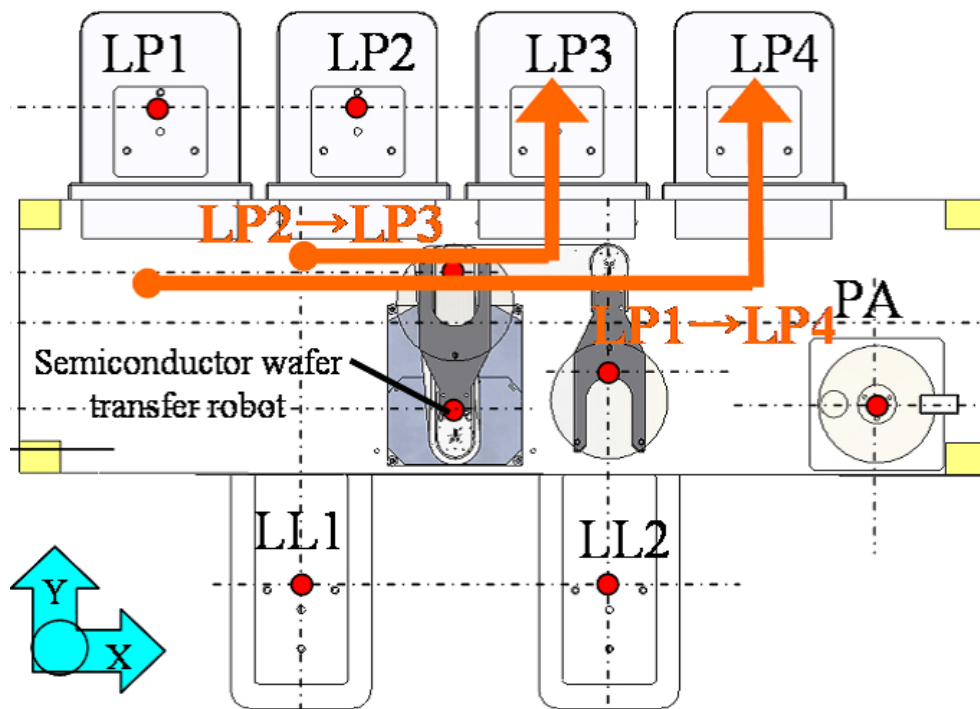


Fig. 2.13 Transfer trajectory (cross centerline)

Fig. 2.13 に示すような中心部を越えて搬送を行う軌道の場合には，ロボットが特異姿勢となる必要があり，この近傍では逆運動学解が得られない場合がある．すなわち Fig. 2.14 のように計算結果が発散する可能性のある特異姿勢区間の近傍では，Fig. 2.15 のように補間区間を設定する．補間区間内に入る直前の値と，補間区間直後の値を破線で示すように結び，その2点間の値を補間するものとする．

Fig. 2.16(a) に LP2 → LP3 への搬送に速度補完を適用した関節角速度を，Fig. 2.16(b) に関節角速度を示す．関節角速度が滑らかに変化し，指令値の急激な変化が抑制されることが確認できた．また，この指令値より計算した軌道を Fig. 2.17(a) に示す．PSC 適用前の軌道に追従できていることが確認できる．この指令値によって搬送を行った際に計測した残留振動を Fig. 2.17(b) に示す．等角速度補間を行った場合でも，搬送終了後の残留振動が抑制され TT を 50[%] 以下にすることができた．

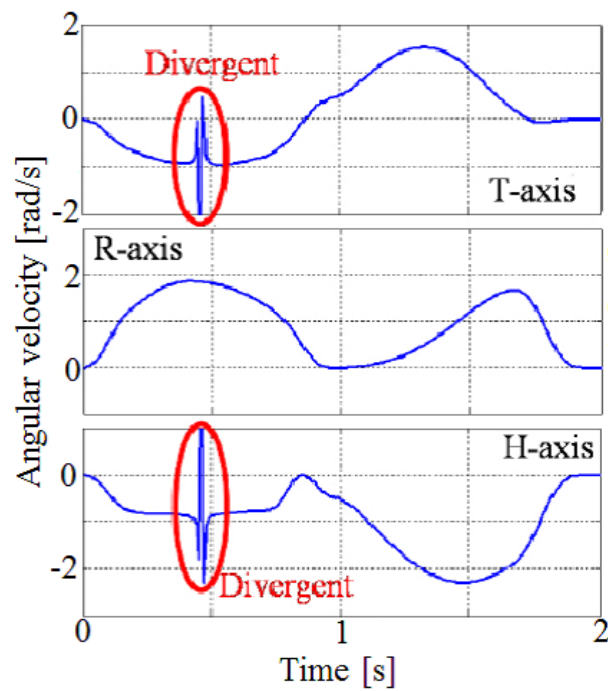


Fig. 2.14 Reference for LP2 to LP3 (divergent)

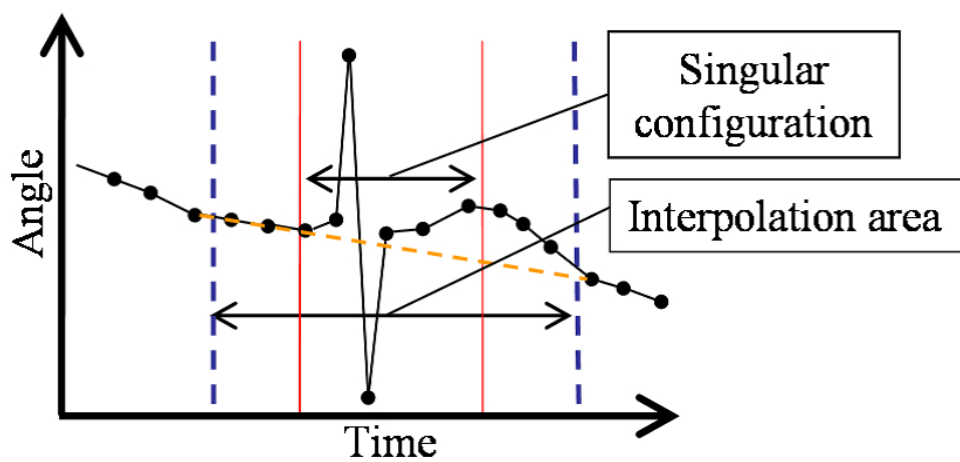


Fig. 2.15 Angular velocity interpolation

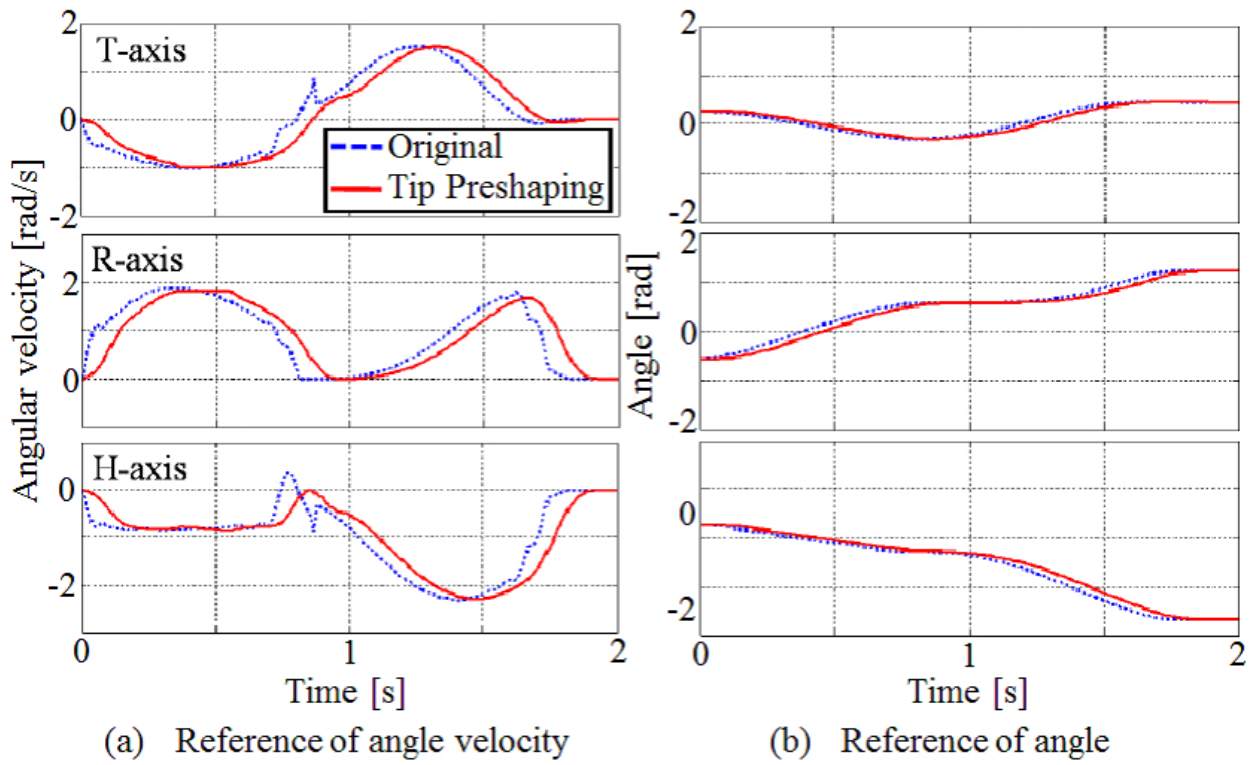


Fig. 2.16 Reference for LP2 to LP3

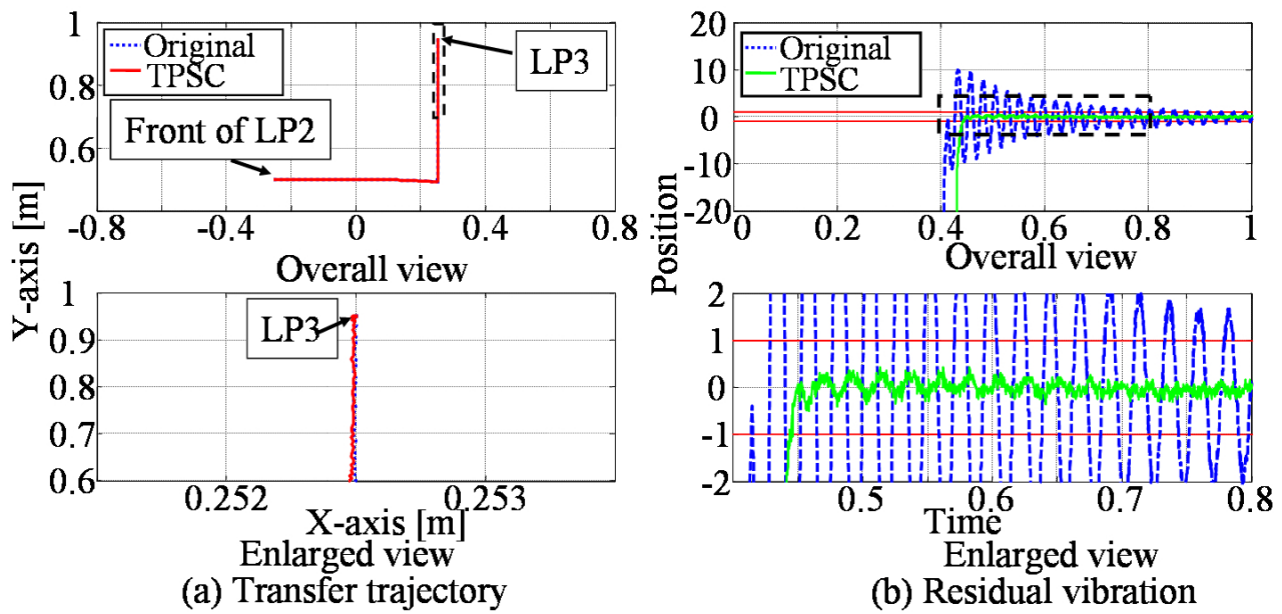


Fig. 2.17 Experimental result LP2 to LP3

さらに，2つの軌道 (LP1 → LP3, LP2 → LP4) に適用し，搬送実験を行い提案手法の効果を検証した．搬送実験の結果を Fig. 2.18, 2.19 および，Table 2.2 に示す．図の意味は前出のものと同様である．補間部分ではPSCの速度が完全に実現されていないが，実験結果からこの部分の影響は極めて小さいと言える．また，提案法により，搬送後のSTの短縮，目的の軌道への追従性の双方を実現した．補間後の軌道でも最終姿勢での振動が抑制されており，このことから最終姿勢と他の姿勢で固有周波数が異なり，最終姿勢への到達以前に生じた最終姿勢と異なる周波数成分を持つ振動は減衰され，残留振動に含まれないという仮定が妥当と考える．

Table 2.2 Tip Preshaping experimental result

Trajectory	TS	ST	TT	FS [%]	Error [mm]
LP1-LP3(O)	0.46	0.54	1.00	-	-
LP1-LP3(T)	0.49	0.00	0.49	51.0	0.020
LP1-LP4(O)	0.33	0.67	1.00	-	-
LP1-LP4(T)	0.35	0.47	0.82	18.0	0.021
LP2-LP3(O)	0.43	0.57	1.00	-	-
LP2-LP3(T)	0.47	0.00	0.47	53.0	0.063
LP2-LP4(O)	0.34	0.66	1.00	-	-
LP2-LP4(T)	0.38	0.25	0.63	37.0	0.017
LP3-LP4(O)	0.23	0.77	1.00	-	-
LP3-LP4(T)	0.29	0.37	0.66	34.0	0.022

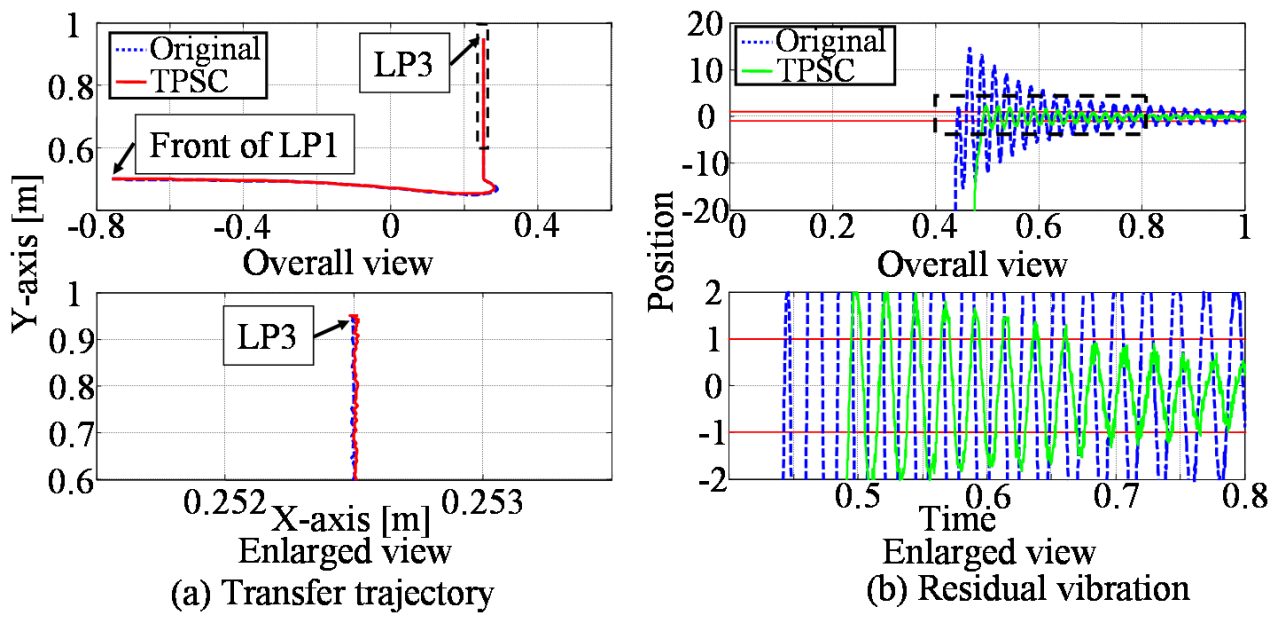


Fig. 2.18 Experimental result LP1 to LP3

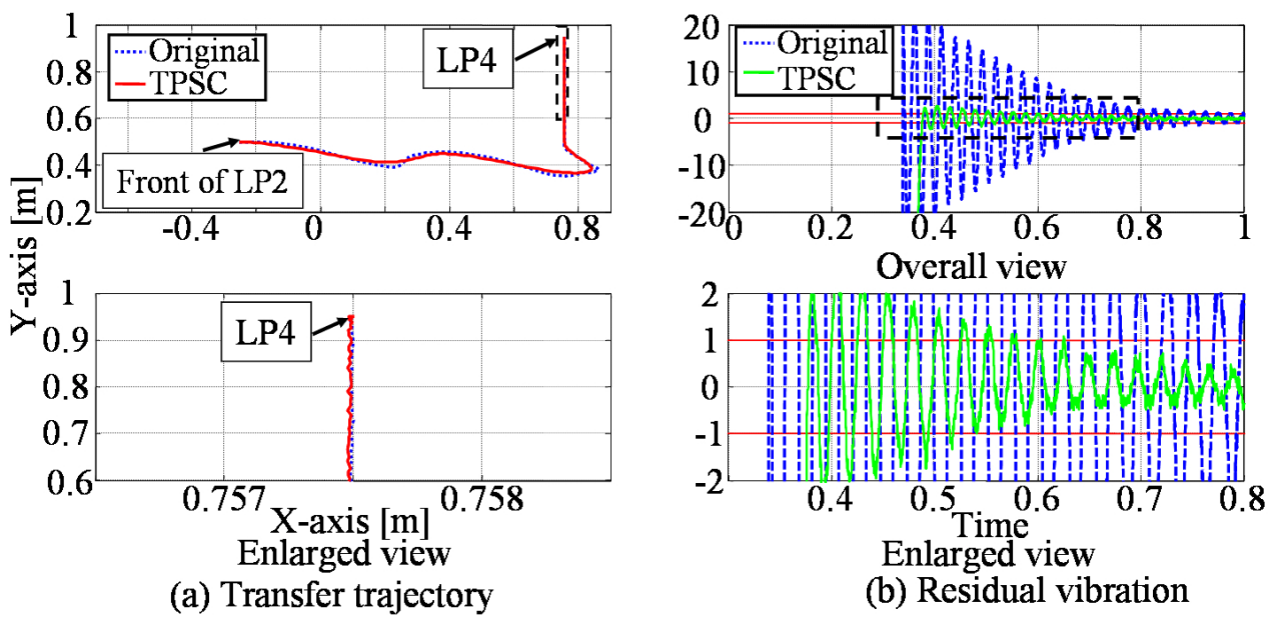


Fig. 2.19 Experimental result LP2 to LP4

2.6 まとめ

本章では半導体製品の生産性向上を目的とし、搬送用ロボットの振動抑制に関する研究を行い、下記の成果を得た。

1. PSC を SC ウェハ搬送ロボットの関節角速度指令値に適用することで残留振動の抑制を実現した。しかし、関節角速度に適用したことにより適用前の直線軌道に追従できないという問題が発生した。
2. 1 の問題点を解決するために、PSC をロボットのアーム先端の速度に適用することで残留振動の抑制による時間短縮と軌道制御の両立を実現した。
3. アーム先端の速度に対する PSC の適用では等角速度補間を用いることで、特異姿勢付近での滑らかな指令値生成を実現した。また、5 通りの搬送軌道での比較実験より、速度補間の有効性を確認した。

第3章 多自由度ロボットアームによる液体制振搬送技術

3.1 はじめに

ダイカスト^{[92]~[94]}は金型に溶湯を圧入することにより、高い精度の鋳物を短時間に大量に生産する鋳造方式でアルミ合金等非鉄金属の鋳造方式としては生産性に最も優れている。また、ダイカスト製品は強度に優れ、外観が美しく機械加工も少なく済むという優れた特長を持っている。近年では金型技術の発達、合金素材の改良により通信機器、建築材料、産業機械など急速な需要の広がりをみせている。Fig. 3.1 にダイカストの工程設備を示す。

ダイカストの製造工程では、保持炉から溶湯をダイカストマシンへ搬送、注湯し高い圧力をかけて金型に鋳込むことで製品を製造する。この工程において搬送時間を短くし溶湯搬送時の温度低下を避ける必要がある。その為、溶湯をロボットアーム先端のラドルで汲み上げ、プランジャの湯口まで直接搬送、注入するのが一般的である。

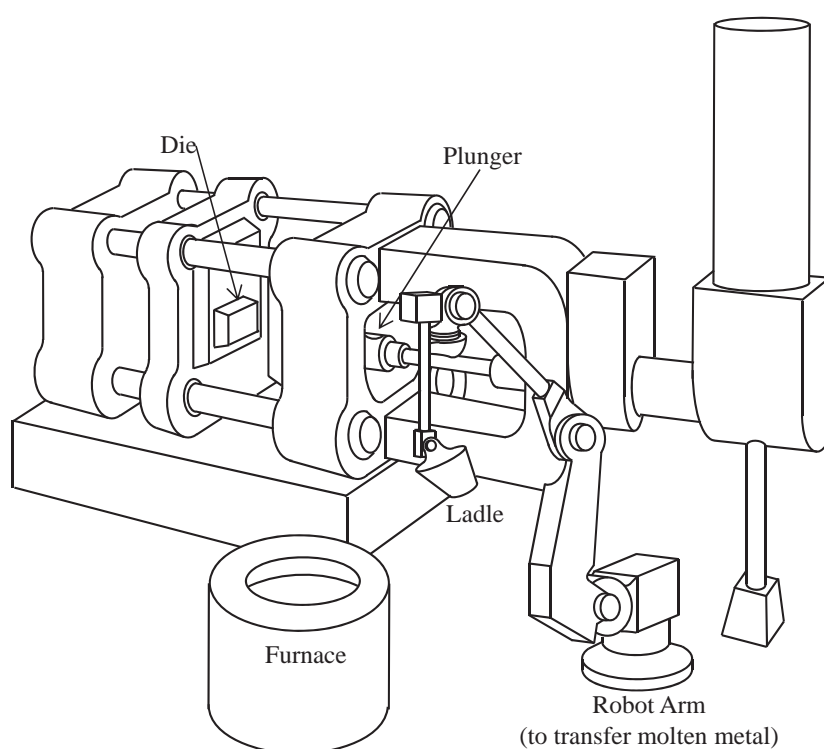


Fig. 3.1 Die-casting Progress

ダイカストの生産性は時間当たりの鑄造回数によって決まる．従って，溶湯搬送時間を短くし，鑄造回数を増加させれば生産性を向上できる．そのため，溶湯搬送の高速化が求められる．しかし，むやみに高速搬送を行えば，スロッシング（液面振動）が助長され，コンタミネーション（溶湯汚濁），溢出が生じ，品質，作業現場の安全性が低下する．また，搬送終了時に残留振動が生じ，直ちに注湯工程に移れず生産性が低下する．生産性と作業現場の安全性の向上を同時に実現するためには振動抑制を考慮した溶湯搬送システムが求められている．本章では，多自由度のロボットアームを用いたロボットアームによる液体搬送について述べる．実験では三菱重工製の汎用ロボットアーム PA10-7C を用い，搬送対象である容器内の液体の振動は，振り子モデルにて同定し，前章で用いた Preshape 制御を用いて軌道計画を行い，振動抑制搬送を実現する．なお，本章で開発する技術は，その用途を溶湯に限定せず，各種プラントにおける液体容器の搬送に適用できるものである．ただし，粘性係数など液体のプロセスパラメータは対象とするプラントごとに異なるため個別お同定を必要とする．

3.2 汎用ロボットアーム PA10-7C

本節では、実験用いた、三菱重工製の汎用ロボットアーム PA10-7C とその制御方法について述べる。まずは、ロボットアームの仕様について述べ、次に目標とする手先軌道から制御に必要な関節角度を導出する手法としてヤコビ行列とそれを用いた計算プログラムについて述べる。

3.2.1 仕様

PA10-7C は可動部が7箇所ある7軸ロボットアームである。PA10-7C を Fig.3.2 に、各部の寸法を Fig.3.3 に、動作範囲を Fig.3.4 に、Table3.1、Table3.2 に仕様を示す。

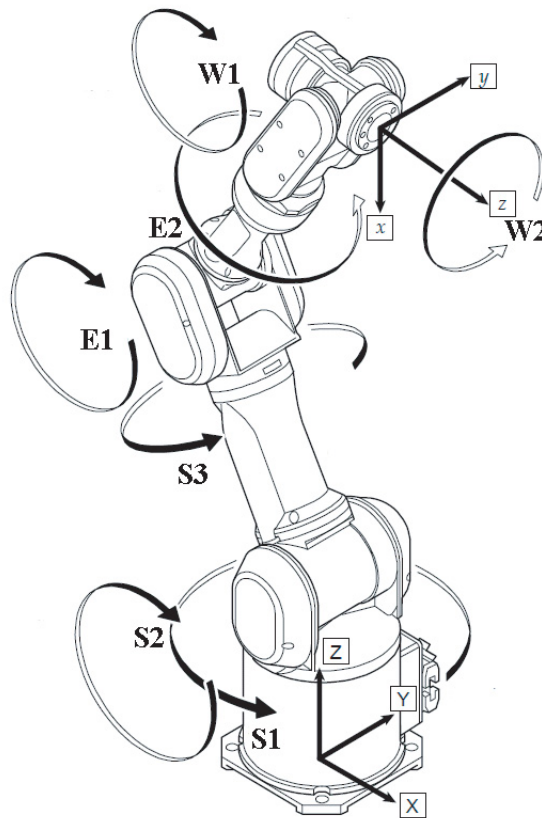


Fig. 3.2 PA10-7C

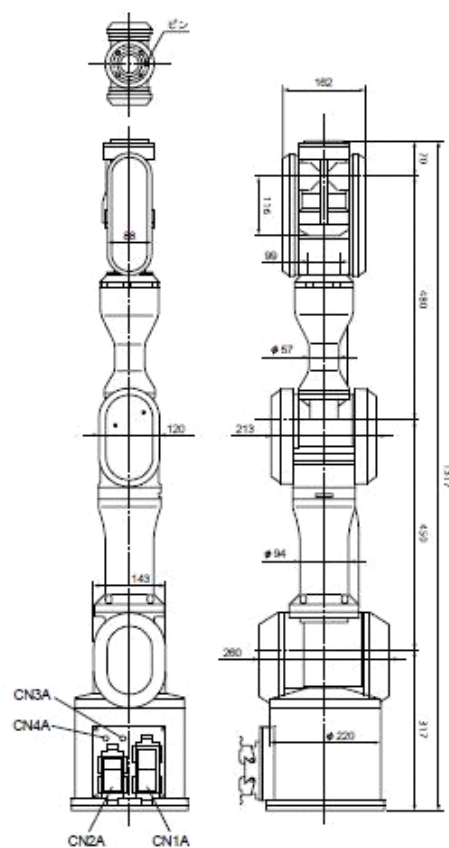


Fig. 3.3 Dimensions PA10-7C

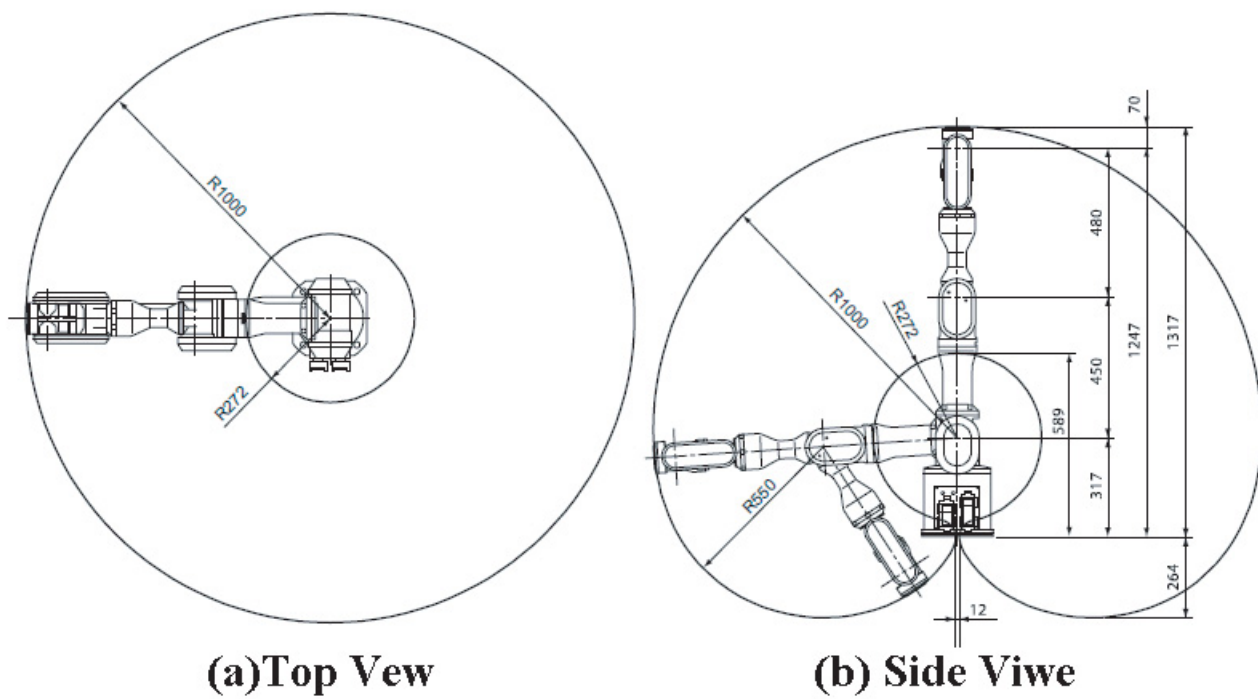


Fig. 3.4 Movement Range of PA10-7C

Table 3.1 Specifications of PA10-7C

	Value	Unit
Total Length	1317	mm
Drive	AC Servomotor	-
Transfer Load	10	kg
Weight	40	kg
Number of Axis	7	axis
Dissipation Power	1.5	kVA

Table 3.2 Specifications of Each Axis

Axis	Limit Angle [rad]	Max Velocity[rad/s]
S1	± 3.14	1.00
S2	± 1.64	1.00
S3	± 3.04	2.00
E1	± 2.39	2.00
E2	± 4.45	6.28
W1	± 2.88	6.28
W2	± 4.45	6.28

本章では，コンテナ内の液体の振動抑制を目的とするため，ロボットアームの冗長性を利用した障害物回避などは軌道生成の際，考慮しないものとする．このため，設置位置より3番目のS3軸を固定し，6自由度のロボットアームとして用い，空間の自由度(座標3自由度，姿勢3自由度)とロボットアームの自由度を等した．これによりロボットアーム先端の座標，姿勢から各関節の角度を一意に求めることができる．

3.2.2 アーム先端軌道の計算と制御

制御方法

PA10-7C の制御は各軸にサンプリング周期毎に目標角度を与えるリアルタイム各軸制御を用いる．PA10-7C に付属の関数ライブラリには多くの制御方法が用意されているが，その多くが動作中の手先速度や，加速度を自動補間する．そのため本章では自動補間機能を持たないリアルタイム各軸制御を用いる．

また，本章では PA10-7C の制御を行うために付属の関数ライブラリを利用する．そのため制御用 PC の OS には WindowsXP を用い，サンプリング周期は 16ms としている．

ヤコビ行列

サンプリング周期毎の各関節角度を求めるために多軸ロボットアームの運動の解法として一般的なヤコビ行列を用いた．

まず，順運動学よりロボットアームの手先位置を求める．PA10-7C を地面から垂直に伸ばした状態を全ての関節角度が $0[\text{rad}]$ とし，根元から順に各関節の角度を $\theta_i (i=1,2,\dots,6)$ ，リンク長を $l_i (i=1,2,\dots,6)$ とする．各軸周りの回転行列はそれぞれ式 (2.1) ~ (2.3) で表される．

$$\mathbf{R}_{xi} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \theta_i & -\sin \theta_i \\ 0 & \sin \theta_i & \cos \theta_i \end{bmatrix} \quad (3.1)$$

$$\mathbf{R}_{yi} = \begin{bmatrix} \cos \theta_i & 0 & \sin \theta_i \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin \theta_i & 0 & \cos \theta_i \end{bmatrix} \quad (3.2)$$

$$\mathbf{R}_{zi} = \begin{bmatrix} \cos \theta_i & -\sin \theta_i & 0 \\ \sin \theta_i & \cos \theta_i & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.3)$$

また各軸方向のへ平行移動行列は式 (2.4) ~ (2.6) のように表される．

$$\mathbf{L}_{xi} = \begin{bmatrix} l_i & 0 & 0 \end{bmatrix}^T \quad (3.4)$$

$$\mathbf{L}_{yi} = \begin{bmatrix} 0 & l_i & 0 \end{bmatrix}^T \quad (3.5)$$

$$\mathbf{L}_{zi} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & l_i \end{bmatrix}^T \quad (3.6)$$

ここで，手先位置の座標は回転行列，平行移動行列の組み合わせにより式 (2.7) のように表され，姿勢を表す行列は式 (2.8) のように表される．

$$\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix} = \mathbf{R}_{z1}(\mathbf{L}_{z1} + \mathbf{R}_{y2}(\mathbf{L}_{z2} + \mathbf{R}_{y3}(\mathbf{L}_{z3} + \mathbf{R}_{z4}(\mathbf{L}_{z4} + \mathbf{R}_{y5}(\mathbf{L}_{z5} + \mathbf{R}_{z6}\mathbf{L}_{z6})))))) \quad (3.7)$$

$$\begin{bmatrix} T_{11} & T_{12} & T_{13} \\ T_{21} & T_{22} & T_{23} \\ T_{31} & T_{32} & T_{33} \end{bmatrix} = \mathbf{R}_{z1}\mathbf{R}_{y2}\mathbf{R}_{y3}\mathbf{R}_{z4}\mathbf{R}_{y5}\mathbf{R}_{z6} \quad (3.8)$$

この行列より姿勢角 ϕ, θ, ψ は式 (2.9) ~ (2.11) のように表せる .

$$\phi = \tan^{-1}\left(\frac{T_{23}}{T_{13}}\right) \quad (3.9)$$

$$\theta = \cos^{-1}(T_{33}) \quad (3.10)$$

$$\psi = \tan^{-1}\left(\frac{T_{32}}{T_{31}}\right) \quad (3.11)$$

ここで , $\mathbf{P} = \begin{bmatrix} x & y & z & \phi & \theta & \psi \end{bmatrix}^T$, $\theta = \begin{bmatrix} \theta_1 & \theta_2 & \theta_3 & \theta_4 & \theta_5 & \theta_6 \end{bmatrix}^T$ とすると

$$\mathbf{P} = \mathbf{f}\{\theta(t)\} \quad (3.12)$$

この両辺を時間微分すると

$$\dot{\mathbf{P}} = \mathbf{J}\{\theta(t)\}\dot{\theta}(t) \quad (3.13)$$

となり , 行列 \mathbf{J} はヤコビ行列と呼ばれ , $\dot{\theta}$ と $\dot{\mathbf{P}}$ の関係を表している . \mathbf{J} に時刻 t での各関節角度を代入し , \mathbf{J} に逆行列が存在すれば ,

$$\dot{\theta}(t) = \mathbf{J}^{-1}\{\theta(t)\}\dot{\mathbf{P}}(t) \quad (3.14)$$

の関係から微小時間あたりの各関節の微小変化量を求めることができる . 時刻 t での各関節角度にこの微小変化量を加えることで目標となる座標 , 姿勢を実現する関節角度を求めることができる .

計算プログラム

前節で説明したヤコビ行列を用いて、目標軌道より PA10-7C への角度入力を計算するプログラムを作成した。始点、終点とその間の加速速度よりサンプリング周期毎の座標、姿勢の変化量をあらかじめ計算しておき、初期姿勢でのヤコビ行列を計算する。求められたヤコビ行列に逆行列が存在すれば、座標、姿勢の変化量を実現する関節角度の変化量を求める。この変化量がサンプリング周期以内に動作できる角度であれば、関節角度の変化量を初期姿勢の関節角度に加え、その角度を記録し、初期姿勢と置き換え終点に到達するまで繰り返す。

PA10-7C のサンプリング周期は制御 PC の OS である WindowsXP の分解能に合わせて 16ms としているが、ヤコビ行列は変化量が微小なときに成り立つ近似式であるため、計算プログラムでのサンプリング周期は 2ms としている。

位置精度

リアルタイム各軸制御では各関節に対し角度を目標値として与え、その値に追従するようにフィードバックがなされる。無負荷状態では指令角度に追従し、目標座標に対して $\pm 0.1\text{mm}$ 以下のずれで正確な位置決めができる。負荷が大きい場合、ブレーキ停止を行うとき先端が $0.5 \sim 2.0\text{mm}$ 程度下ずれが生じた。また、WindowsOS では割り込みなどの処理によりサンプリングタイムが設定値とずれてしまう場合があるが、各関節の角度をフィードバックしているためサンプリングが変化しても、最終停止位置精度は変化しない。

3.3 単振子型スロッシングモデル

本章では浜口ら^[65]の単振子型スロッシングモデルを用いて、液体のモデル化を行った。Fig. 3.5に単振子型スロッシングモデルを示す。このモデルは、最も振幅の大きな1次モードスロッシングを対象とし、液面を直線で近似している。容器中心より L 離れた観測点での液位 h は、振れ角 θ により $h = L \tan \theta$ と表せる。よって h は θ 依存する関数となる。o点回りのモーメントの釣り合いから式(3.15)のようになる。

$$J \frac{d^2 \theta}{dt^2} = -c \frac{d(l\theta)}{dt} l \cos \theta - mgl \sin \theta + m\ddot{x}l \cos \theta \quad (3.15)$$

J はo点回りの慣性モーメント、 m は容器内液体質量、 g は重力加速度、 l は等価振子長、 c は等価粘性係数、 \ddot{x} は x 方向の加速度である。

$J = ml^2$ と表せ、 θ 微小として線形近似して整理すると式(3.16)のようになる。

$$\ddot{\theta} = -\frac{c}{m} \dot{\theta} - \frac{g}{l} \theta + \frac{1}{l} \ddot{x} \quad (3.16)$$

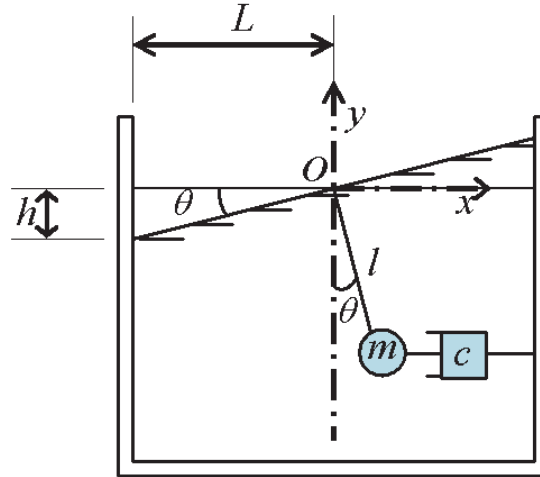


Fig. 3.5 Simple Pendulum Type Sloshing Model

単振子型スロッシングモデルを伝達関数の形で表すと式(3.17)のような二次遅れ系になる。このとき固有振動数 f_n と減衰係数 ζ は式(3.16)～(3.21)のように決定される。

$$\frac{h}{\alpha} = \frac{L/l}{s^2 + c/m \cdot s + g/l} = \frac{K}{s^2 + 2\zeta\omega_n s + \omega_n^2} \quad (3.17)$$

$$f_n = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{g}{R_c} \epsilon_1 \tanh(\epsilon_1 \frac{h_s}{R_c})} \quad (3.18)$$

$$\omega_n = 2\pi f_n = \sqrt{\frac{g}{l}} \quad (3.19)$$

$$\zeta = \frac{c}{2m} \sqrt{\frac{l}{g}} \quad (3.20)$$

ただし,

$$K = \frac{L}{l} \quad (3.21)$$

α は加速度 ($= \ddot{x}$), R_c は容器半径, h_s は静止液位, ϵ_1 は1次の Bessel 関数 J_1 の導関数の1番目に小さい正の零点で, $\epsilon_1 = 1.841$ である.

3.3.1 液面振動

Fig.3.6(a) に示す入力加速度で直線搬送を行う.

Fig. 3.6(b) より適用しない場合と比較して, 搬送中の搬送中, 搬送終了後の液面振動をともに抑制することができているといえる. このシミュレーションの入力加速度を実現すれば, 振動抑制を考慮した液体搬送が実現できると考えられる.

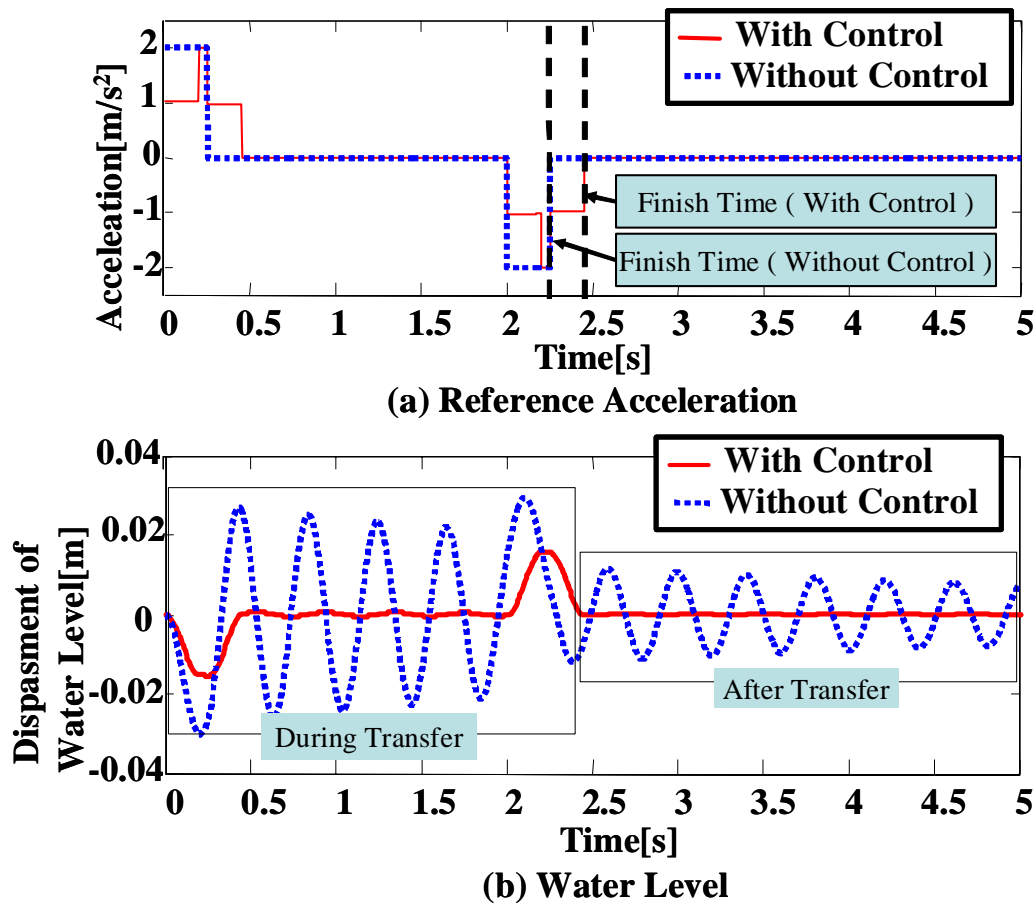


Fig. 3.6 Transfer Simulation

3.4 実験結果と評価

本章では，搬送シミュレーション，実験について述べる．搬送容器に合わせたモデルパラメータと搬送条件を示し，シミュレーション，搬送実験結果について述べる．また，搬送条件を変化させた場合の実験結果について述べる．

3.4.1 搬送条件

PA10-7C に取り付けるために設計した内径 150 [mm]，深さ 250 [mm] の円筒型コンテナを製作し，このコンテナに合わせシミュレーションを行う．液体を 3.0kg とすると，静止液位は 170mm となる．始点，終点，加速度及び最高速度を Table.3.4 に示すように設定する．また，単振子型スロッシングモデルのパラメータは Table 3.3 の通りである．このとき， $T_1 = 0.208$ [s] と $k_1 = 0.966$ となる．

Table 3.3 Parameter of Sloshing Model

R_c	0.075 [m]
h_s	0.17 [m]
L	0.075 [m]
m	3.0 [kg]
l	0.0408 [m]
g	9.8 [m/s ²]
c	1.02 [Ns/m]

Table 3.4 Parameter of Transfer

Start Point	(700 [mm], -500 [mm], 250 [mm])
Target Point	(700 [mm], 500 [mm], 250 [mm])
Acceleration	2.0 [m/s ²]
Max Velocity	0.5 [m/s]

3.4.2 関節角度

入力加速度を実現するための各座標の変化を Fig. 3.7(a) , Fig. 3.8(a) に , この座標変化を実現するための PA10-7C の各関節角度の変化を Fig. 3.7(b) , Fig. 3.8(b) に示す .

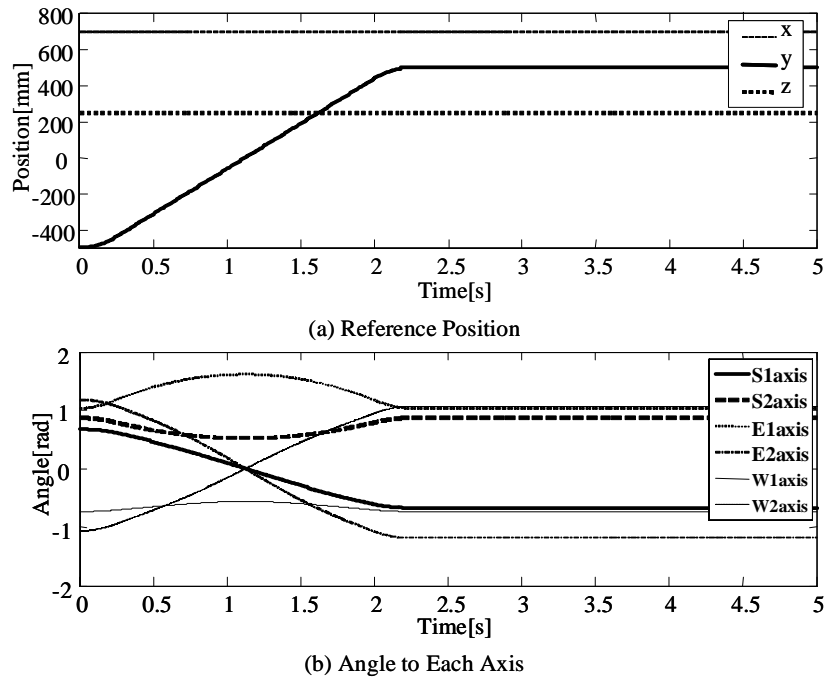


Fig. 3.7 Without control

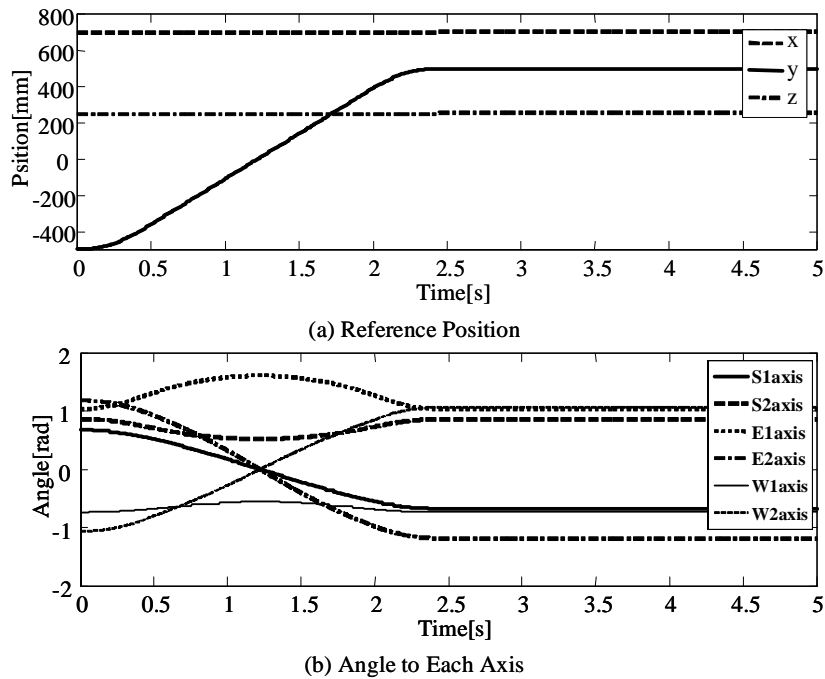


Fig. 3.8 With control

Fig. 3.7(b) に示した各関節角度の変化より計算した 0.4s 毎のロボットアーム先端，各関節の座標を Fig. 3.9 に示す．Fig. 3.9 より目標とする直線軌道が実現できていることが確認できる．

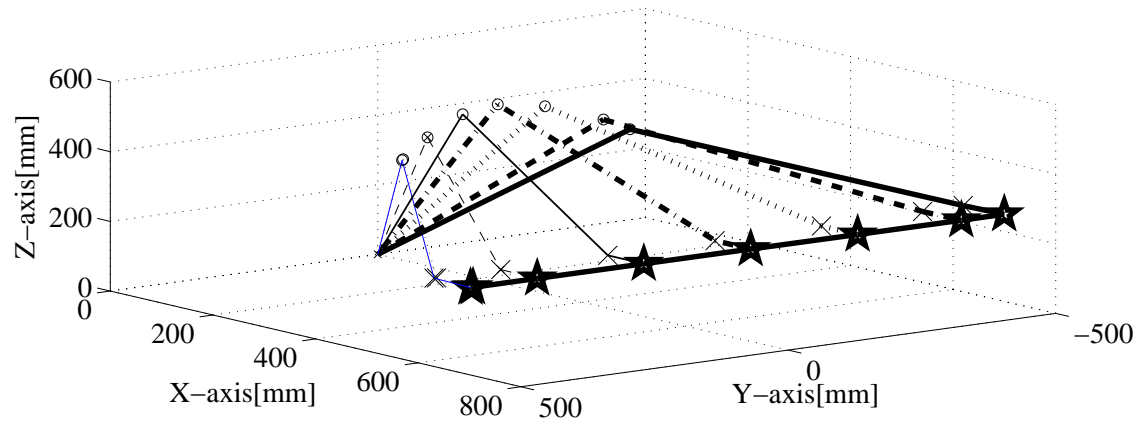


Fig. 3.9 3D Transfer Path

3.4.3 搬送実験

シミュレーション結果及び、計算結果を検証するため、Fig. 3.7(b)、Fig. 3.8(b)の角度入力を用いて搬送実験を行なった。実験装置を Fig. 3.10 に、実験結果を Fig. 3.11 に示す。

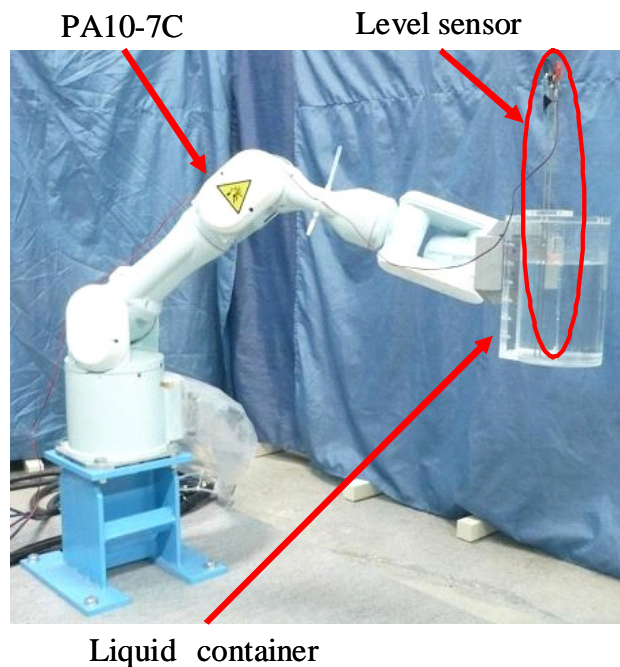


Fig. 3.10 Experiment System

Fig. 3.11 よりシミュレーションと同様にPSCを適用することで、搬送中、搬送終了後の液面の振動を抑制できることを確認した。また、Fig. 3.12 に時刻毎の実験の様子を示す。

搬送開始から計測点での液位の変化が静止液位の $\pm 5\%$ 以内収束するまでの時間、最大液位変化を半分以下に抑制できた。振動抑制無しでは30 [mm]以上の残留振動があったが、振動抑制を加えた場合2 [mm]以下に抑えることができた。最終的な停止位置では、 x, y 方向では振動抑止の有無に関係なく目標座標に対し制御限界である ± 0.1 [mm]以下のずれであった。しかし、 z 方向では容器重量のため0.5 [mm]程度であった。また、実験結果がシミュレーション結果と比較して振動的になっているのは計測ノイズの影響だと考えられる。

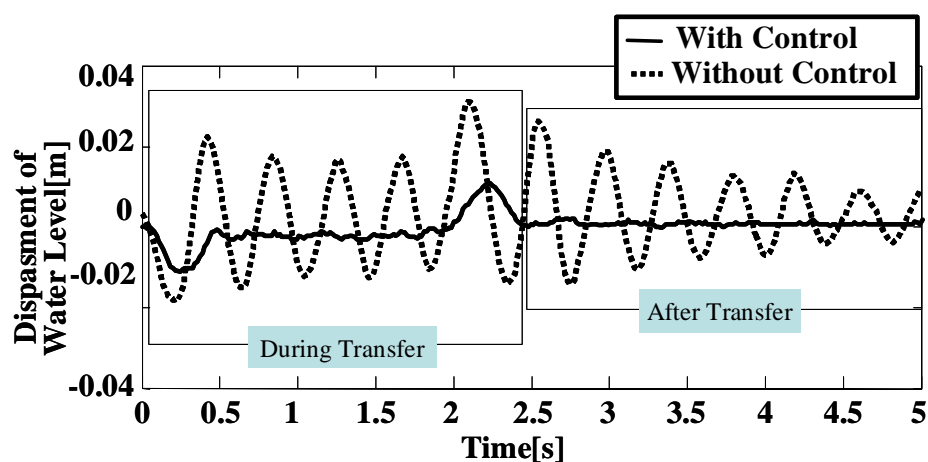


Fig. 3.11 Water Level (Experiment)

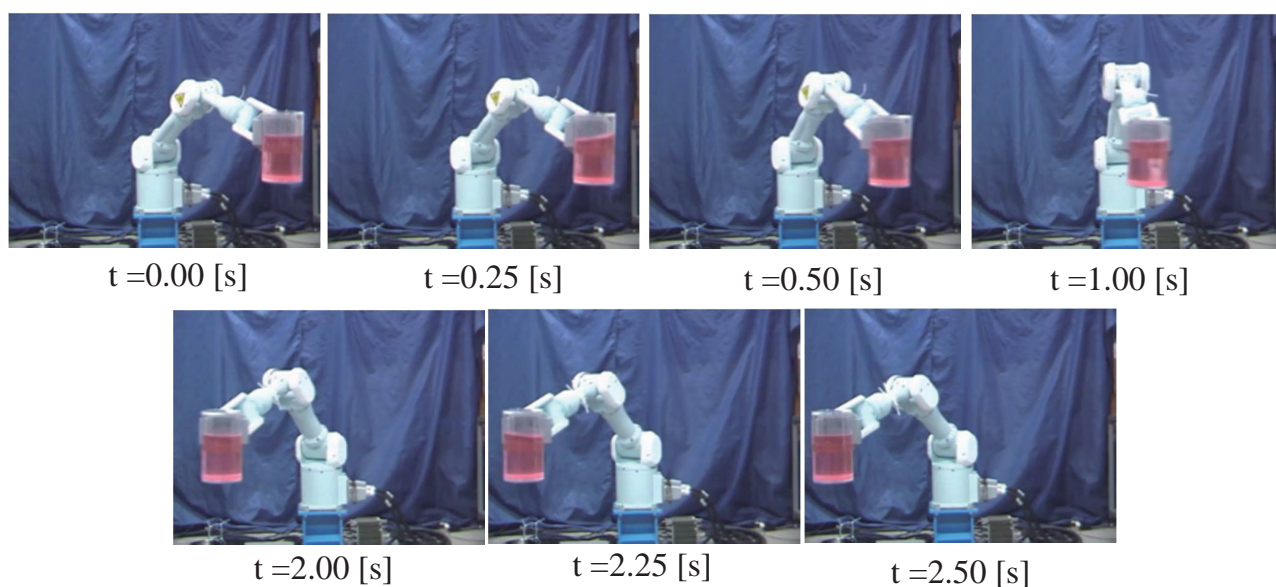


Fig. 3.12 Transfer Experiment

3.5 まとめ

本章の成果を以下に示す．

1. ヤコビ行列による搬送軌道計算プログラムの作成し，6自由度ロボットアームを用いた搬送システムの構築を行った．
2. リアルタイム各軸制御を用い，各軸を導出した角度に従って制御することで目的位置への正確な搬送を実現した．
3. 搬送システムではPSCを適用することで振動抑制を考慮した液体搬送を実現した．

第4章 超音波モータ式ロボットアームの開発

4.1 はじめに

ヒトと同じ空間で活動するロボットの開発を目指して，静粛性が高く，素早い応答が可能であるといわれる USM を用いたロボットアームの開発を行った．本章では，次の4点について述べる．

- 運動方程式を用いた解析による電磁モータ (以降：EMM) との特性比較
- 高速度カメラを用いた応答性の限界の検証
- USM の制御手法と制御装置の開発
- USM 式ロボットアームの開発

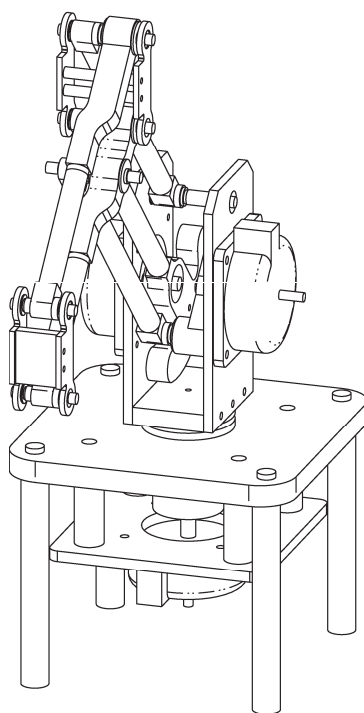


Fig. 4.1 USM type robot arm

4.2 超音波モータの特性とメカニズム

4.2.1 超音波モータの駆動原理と印加電圧

本研究では，Fig. 4.2 に示すような，リング状のステータと円盤状のロータから構成される進行波型の USM を扱う．ステータとロータは互いに押し付けられており，それらの間に摩擦力が生じている．ステータ下部に貼り付けられた圧電素子に，二種類の交流電圧を印加することにより，ステータの表面には進行波が発生する．進行波が発生しているステータの表面では，弾性変形によって楕円運動が発生する．この楕円運動が，摩擦によってロータに駆動力を伝えることにより，ロータは回転し，モータの出力が得られる^[6]．このときに，印加する電圧は次のように表される．

$$E_1 = A_E \sin(2\pi f_E t) \quad (4.1)$$

$$E_2 = A_E \sin(2\pi f_E t + \phi) \quad (4.2)$$

ここで， A_E は電圧の振幅， f_E は電圧の周波数， ϕ は二つの電圧間の位相差である．このように USM を制御するには，これらの三つのパラメータがあることがわかる．角速度を制御するには，一般的に電圧の振幅 A_E は一定として，周波数 f_E を操作することが多い．角速度が周波数によってどのように変化するかという点， f_E がステータの共振周波数であるときに，ロータの角速度は最大となり，それよりも高い周波数で角速度は徐々に減少する^[95]．ロータの回転方向は，位相差を $\phi = \pi/2$ [rad]，または $\phi = -\pi/2$ [rad] とすることで，正転と反転を自由に選ぶことができる．

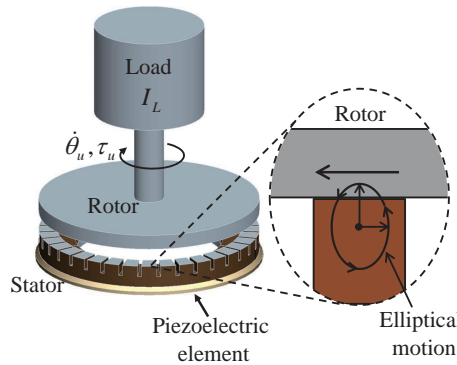


Fig. 4.2 Mechanism of ultrasonic motor

4.2.2 超音波モータの運動方程式

USM の応答性を調べるために必要な運動方程式について記述する．USM がトルク τ_u を発生し，慣性モーメントが I_L の負荷を回転させる場合を考える．角速度に比例する粘性摩擦トルクを伴って，このときの運動方程式は次式のように記述される^[97]．

$$(I_u + I_L)\ddot{\theta}_u + C_u\dot{\theta}_u = \tau_u \quad (4.3)$$

ここで， I_u は USM のロータの慣性モーメント， θ_u はロータの角度， C_u は粘性摩擦係数である．また，角速度に依存しない摩擦トルクは USM では小さいため無視した．

4.2.3 電磁モータの運動方程式

USM は優れた応答性を有するアクチュエータであるが，他と比べてどの程度優れるのかを一意に判断することは困難である．そこで，最もよく用いられている EMM の応答性と比較して，その優位性を明らかにする．EMM 内部で発生するトルクを τ_e ，ロータの角度を θ_e とすると，モータの出力軸から得られるトルク τ_{ext} は次式のようにになる．

$$\tau_{ext} = \tau_e - I_e \ddot{\theta}_e - C_e \dot{\theta}_e \quad (4.4)$$

ここで I_e は EMM のロータの慣性モーメント， C_e は粘性摩擦係数である．

EMM は，一般に高速低トルクのアクチュエータであり，ロボット用のアクチュエータ等として使用する場合は Fig. 4.3 に示すように減速機と併せて用いられる．減速比を ξ とし，減速機の出力側に取り付けられた負荷（慣性モーメントは I_L ）を回すとき，負荷の角度を θ_o とすれば運動方程式は次式のように表される．

$$(I_g + \frac{I_L}{\xi^2}) \ddot{\theta}_o + C_g \dot{\theta}_o = \tau_{ext} \quad (4.5)$$

ここで， I_g は減速機の慣性モーメント， C_g は減速機の粘性摩擦係数である．したがって，EMM が減速機を介して負荷を回す場合の運動方程式は，式 (4.4) (4.5) より次式のようにになる．

$$(I_e + I_g + \frac{I_L}{\xi^2}) \ddot{\theta}_o + (\xi C_e + C_g) \dot{\theta}_o = \tau_e \quad (4.6)$$

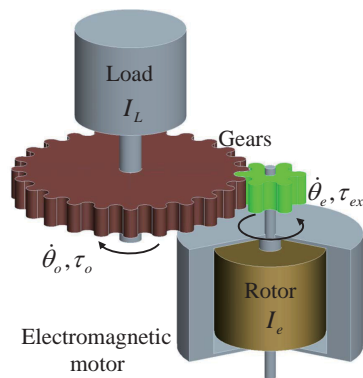


Fig. 4.3 Electromagnetic motor with gears

4.3 応答性の比較

4.3.1 解析の準備

USM と EMM の応答性を解析し比較することによって、USM 特性と、その優位性を明らかにする。超音波モータのモデルは、直径 60 [mm] の USM (USR60-B4, 株式会社新生工業) の仕様に基づいて決定する。一方、この USM と比較する EMM を選ぶときは、できる限り公平に比較を行うために、USM の基本性能と同等のものを選ぶなくてはならない。ロボットアームなどでは、関節などに組み込まれたモータそのものが移動することが多く、単位質量あたりのトルクが重要になる。そこで、EMM と減速機を足した質量と、減速機の出力軸から得られる最大トルク¹が、USM のそれぞれの値と概ね同じとなるように EMM と減速機は、ロボット用によく用いられるマクソン社製のものから選んだ。比較する USM と EMM の仕様を Table 4.1 に示し、減速機の仕様を Table 4.2 に示す。Table 4.1 における USM の各値は、実際の実験値に基づいてわずかに訂正したものをを用いている。また、Table 4.1 の EMM 側における、減速機からの最大トルク $\tau_{o\max}$ は、減速機の効率 η を考慮し、次式のように計算している。

$$\tau_{o\max} = \eta \xi \tau_{e\max} \quad (4.7)$$

ここで、 $\tau_{e\max}$ は、EMM の最大連続トルクである。

EMM と組み合わせて使う減速機は摩擦を伴う複雑なシステムである。減速機内部では摩擦トルクが生じるはずであるが、これは減速機の効率 η を乗ずることで表される。また、角速度に依存する摩擦トルクは小さいため無視する（仮に角速度に依存する摩擦トルクが大きい場合であっても、比較するときに EMM が不利になることはない）。これらに基づいて式 (4.6) を書きなおすと、

$$(I_e + I_g + \frac{I_L}{\xi^2}) \xi \ddot{\theta}_o + C_e \xi \dot{\theta}_o = \eta \tau_e \quad (4.8)$$

となる。

¹ここでは、トルクとは静力学的なトルクを意味する。

Table 4.1 Specification of ultrasonic and electromagnetic motors

Ultrasonic motor (USM)	Electromagnetic motor (EMM)
USR60-B4 (SHINSEI CO.)	EC-max 22 Φ 22 mm (Maxon motor ag)
Weight 193 [g]	Weight 110 [g](Motor) + 108 [g](Gearhead)
Motor torque $\tau_{u\max} = 1.02$ [Nm]	Motor torque $\tau_{e\max} = 23.2$ [mNm] Output torque from Gearhead (from eq.(7)) $\tau_{o\max} = 1.04$ [Nm]
Viscous resistance $C_u = 4.68 \times 10^{-2}$ [Nm/s]	Viscous resistance $C_e = 1.72 \times 10^{-2}$ [Nm/s]
No load speed $\dot{\theta}_{u\max} = 21.99$ [rad/s] (210 [rpm])	No load speed $\dot{\theta}_{e\max} = 1099.55$ [rad/s] (10500 [rpm])
Rotor inertia $I_u = 4.68 \times 10^{-6}$ [kgm ²]	Rotor inertia $I_e = 4.45 \times 10^{-7}$ [kgm ²]

Table 4.2 Specification of gearhead

Planetary Gearhead GP 22 H Φ 22 mm, 2.0-3.4 Nm	
Reduction	$\xi = 76$
Efficiency	$\eta = 0.59$
Inertia	$I_g = 4.0 \times 10^{-8}$ [kgm ²]

4.3.2 ステップ応答による比較

USM と EMM のステップ応答を解析で明らかにし、それぞれの応答性を比較する。負荷の慣性モーメントは、大きさの異なる二種類の場合を考える。慣性モーメントの小さい場合が $I_L = 3.08 \times 10^{-4} [\text{kgm}^2] \triangleq I_{small}$ 、大きい場合をその 200 倍となる $I_L = 6.16 \times 10^{-2} [\text{kgm}^2] \triangleq I_{large}$ とする。ここで I_{small} は、次章における実験で用いられる慣性モーメントの大きさと同じになるように選んでいる。これは直径 60 [mm]、長さ 35 [mm] の鉄製の円柱を中心軸回りに回転させる場合の慣性モーメントと同程度である。また I_{large} は、USM と EMM が生ずる最大角加速度が同一の値になるように選んでいる。

慣性モーメントが小さい場合 ($I_L = I_{small}$) における、USM と EMM のステップ応答を数値的に解く。式 (4.3) に基づく USM のモデルと、式 (4.8) に基づく EMM モデルを用いて計算を行った結果が Fig. 4.4 である。このとき、双方のモータが生ずるトルクはステップ状とし、内部回路などによって生じる遅れは小さいものとして無視している。Fig. 4.4 (a) に示すように、立ち上がり時において、USM の角加速度の大きさは、EMM と比べて約 9.6 倍であることがわかる。また Fig. 4.4(b) には角速度を示す。二つのモータの最大回転数は異なるため、USM と EMM それぞれが 2π [rad/s] に到達するまでの時間に注目してみると、EMM が 33 [ms] であるのに対し、USM が 8 [ms] であり、はるかに USM の応答性が優れていることがわかる。これらのような角加速度と角速度の優位性は、USM 質量あたりのトルクが大きいことによるものである。

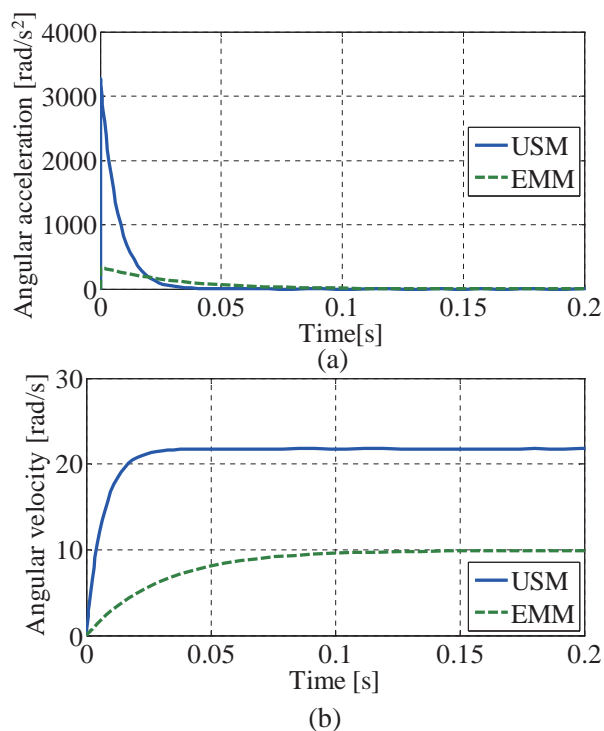


Fig. 4.4 Step response ($I_L = 3.08 \times 10^{-4} [\text{kgm}^2]$)

次に慣性モーメントが大きい場合 ($I_L = I_{large}$) のステップ応答を解く。USM の応答性は、EMM と比べ、慣性モーメントの大きさの影響を受けやすい。この理由は、式 (4.3) の左辺第一項において、USM のロータの慣性モーメント I_u よりも、負荷の慣性モーメント I_L がはるかに大きく、運動方程式の中で I_L が支配的であるからである。一方、EMM は、式 (4.8) において、慣性モーメント I_L が減速比 ξ の二乗で除されるため、慣性モーメントが変化した場合でもその影響は小さい。

慣性モーメントが大きい場合 ($I_L = I_{large}$) の、USM と EMM のステップ応答を Fig. 4.5 に示す。Fig. 4.5 (a) は、角加速度の挙動である。Fig. 4.5 (b) は、角速度を示す。これらの結果から、慣性モーメントが I_{large} よりも小さい場合において、EMM よりも USM の応答性が優れ、さらに小さくなればなるほどに USM が有利であることがわかる。

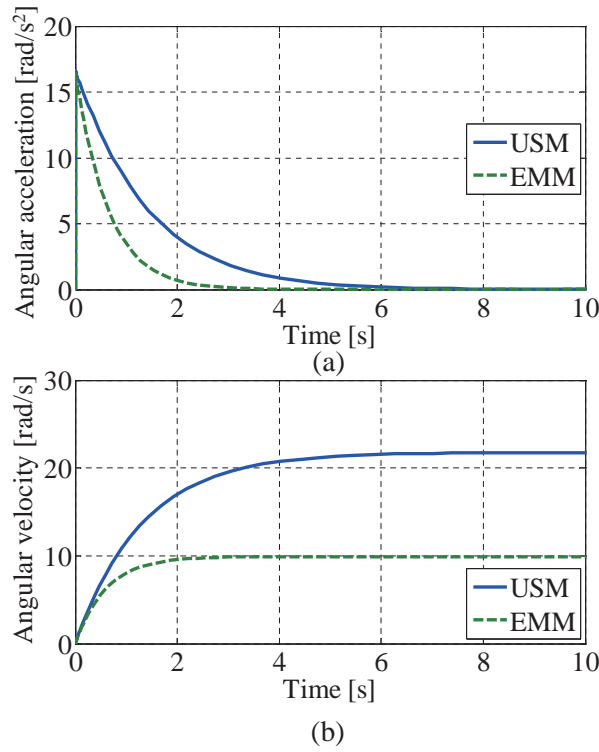


Fig. 4.5 Step response ($I_L = 6.16 \times 10^{-2} \text{ [kgm}^2\text{]}$)

4.3.3 周波数応答による比較

次に、慣性モーメントの大きさと目標角度を考慮した場合の、USM と EMM の応答性を、周波数応答で解析することによって明らかにする．ここで、目標角度 θ_d は以下のような正弦波で与えることとする．

$$\theta_d(t) = A \sin(2\pi ft) \quad (4.9)$$

ここで、 A は目標角度の振幅であり、 f は周波数である．本章では、振幅が二種類の場合を考えることとし、小さいときが $A = 0.087$ [rad] (5 [deg]), 大きいときが $A = 0.785$ [rad] (45 [deg]) とする．USM のモデルである式 (4.3) に与えるトルクは以下のように決める．

$$\begin{cases} \tau_u(t) = -\tau_{u \max} & \text{for } (\theta_u(t) > \theta_d(t)) \\ \tau_u(t) = \tau_{u \max} & \text{for } (\theta_u(t) < \theta_d(t)) \\ \tau_u(t) = 0 & \text{for } (\theta_u(t) = \theta_d(t)) \end{cases} \quad (4.10)$$

ここで、 $\tau_{u \max}$ は、USM の最大トルクである．また、EMM のモデルである式 (4.8) に与えるトルクは、以下のようにする．

$$\begin{cases} \tau_e(t) = -\tau_{e \max} & \text{for } (\theta_o(t) > \theta_d(t)) \\ \tau_e(t) = \tau_{e \max} & \text{for } (\theta_o(t) < \theta_d(t)) \\ \tau_e(t) = 0 & \text{for } (\theta_o(t) = \theta_d(t)) \end{cases} \quad (4.11)$$

ここで、 $\tau_{e \max}$ は、EMM の最大トルクである．計算では、定常状態の各モータの角度の振幅と目標角度の振幅の比をゲインとして定義し、各周波数 f に対しゲインを求める．周波数応答を数値的に解いた結果を、Fig. 4.6, 4.7 に示す．Fig. 4.6 は、振幅 $A = 5$ [deg] の場合である．目標振幅に対して、追従するそれぞれのモータの振幅が 70 % (-3 [dB]) となる周波数を調べると、慣性モーメントが $I_L = I_{small}$ の時は、EMM が 12.7 [Hz] で -3 [dB] であるのに対し、USM では、38.0 [Hz] で -3 [dB] である． $I_L = I_{large}$ の場合では、双方のモータの挙動はほぼ同じであり、約 3 [Hz] でゲインが -3 [dB] となる．

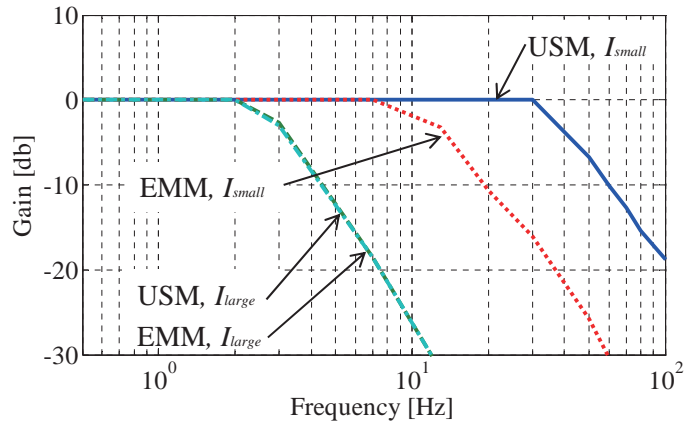


Fig. 4.6 Gain diagram of frequency response (simulation, $A = 0.087$ [rad])

また、振幅 $A = 45$ [deg] の場合を、Fig. 4.7 に示す。振幅が大きくなって、USM と EMM 共に、追従性が低下していることがわかる。慣性モーメントが $I_L = I_{small}$ の時、EMM が 3.7 [Hz] で -3 [dB] であるのに対し、USM では、8.6 [Hz] で -3 [dB] である。慣性モーメントが I_{large} の時は、 $A = 5$ [deg] の場合と同様に、USM と EMM は同じ挙動を示し、約 1 [Hz] でゲインが -3 [dB] となった。これらの結果から、振幅の大きさに関わらず、負荷の慣性モーメントが小さくなるにつれ、USM が有利になることがわかる。逆に、負荷の慣性モーメントが大きくなる場合は、USM の利点である応答性を活かすことができなくなることを意味する。

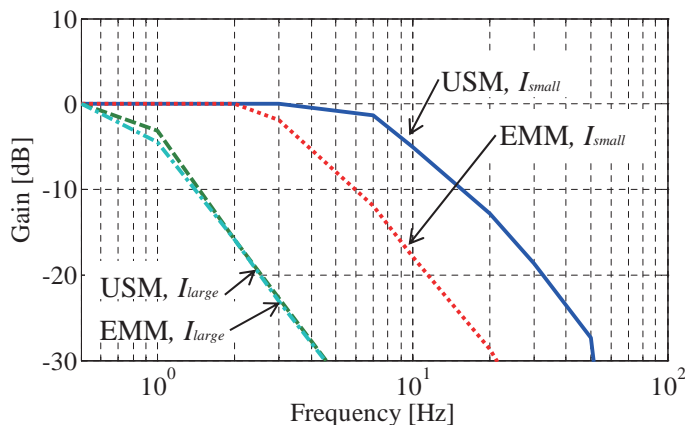


Fig. 4.7 Gain diagram of frequency response (simulation, $A = 0.785$ [rad])

4.4 超音波モータの応答性の限界

前章までに USM の応答性が優れていることを示したが，発生するトルクは，時間的遅れの無いステップ入力として扱ってきた．実際には，USM の応答性は，その駆動原理である楕円運動の状態に深く関わっており，楕円運動の形状が変化する過程で，ある程度の遅れが生じると考えられる．そこで，高速度カメラに高倍率レンズを取り付けた高速度顕微鏡を用いて，実際に USM が発生する楕円運動を測定することで，楕円運動の変化と応答性の関係を明らかにし，実験的に USM から生じる遅れとの関係を調べる．

4.4.1 実験装置の開発

USM の応答性の計測と，ステータが生ずる楕円運動の観察を同時に行うために，Fig. 4.8(a) に示すような実験装置の試作を行った．USM は，3 節で解析を行ったものと同様の仕様のものを用い，またこの実験装置の慣性モーメントの大きさは I_{small} と同じである．USM の出力軸には，ロータリーエンコーダが取り付けられており，角度および角速度を計測できるようにしている．またこの実験装置では，USM の性能を安定するように，ステータとロータの予圧を計測し微調整できるようにしている．このとき，ロードセルを用いて予圧の大きさを計測するとその大きさは約 250 [N] である．

楕円運動を観察するためには，高速度カメラ（VW-9000，キーエンス）と高倍率レンズを組み合わせた高速度顕微鏡を用いる．この高速度カメラは最大フレームレートが 230000 [fps] であり，共振周波数が 40 [kHz] の USM であれば，楕円振動の 1 周期の間に，5 フレーム以上の画像を得ることができる．ステータの楕円運動は，ロータとの接触部であるステータの最上部で，最も大きくなるはずであり，この付近にレンズをフォーカスし，楕円運動の観察を行う．フォーカスされる部分には，楕円運動を観察しやすくするために，アルミ粒子を塗布している．このフォーカス部は光源装置からの光で照らされ，アルミ粒子が光を反射し，高いフレームレートにおいてもアルミ粒子の位置を映し出すことができる．レンズの位置は，XYZ 方向に調整可能な手動位置決めステージで微調整できるようにしている．観測した位置は，Fig. 4.8(b) に示すように，ステータの最上部から約 0.1[mm]，櫛歯の中央付近である．ステータとロータの接触面に対し， x 軸，垂直に y 軸を定義する．

USM に，式 (4.1) と (4.2) で記述したような交流電圧を印加するために，Fig. 4.8(c) に示した制御システムを使用した．まずファンクションジェネレータ（WF1974，エヌエフ回路設計ブロック）によって，周波数が f_E ，位相差が ϕ である交流電圧を発生する．これらの電圧はアンプ（HSA4052，エヌエフ回路設計ブロック）を用いて，振幅を A_E になるように増幅し，USM に印加する．実験では，振幅を $A_E = 350$ [V_{p-p}]，周波数を $f_E = 41$ [kHz]，位相差を $\phi = \pi/2$ [rad] または $\phi = -\pi/2$ [rad] とする．

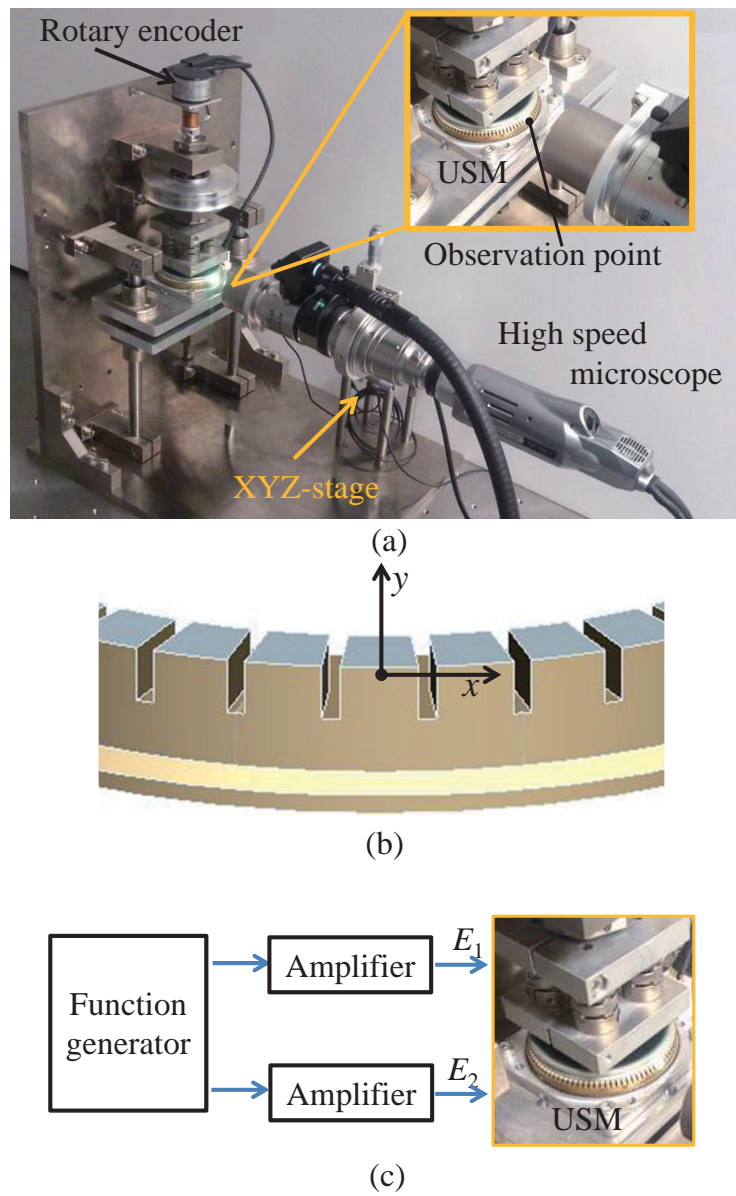


Fig. 4.8 Experimental device

高速度顕微鏡によって実際に撮影された楕円振動の、連続的な6フレームを、Fig. 4.9に示す．見やすくするために、画像を二値化し白黒画像にしている．これらの1フレームが変化する時間は、 4.35×10^{-3} [ms] である．図に示すように、画像中の白部の頂点に注目してみると、この点は楕円の軌道に沿って、時計回りに回転していることが確認できる．

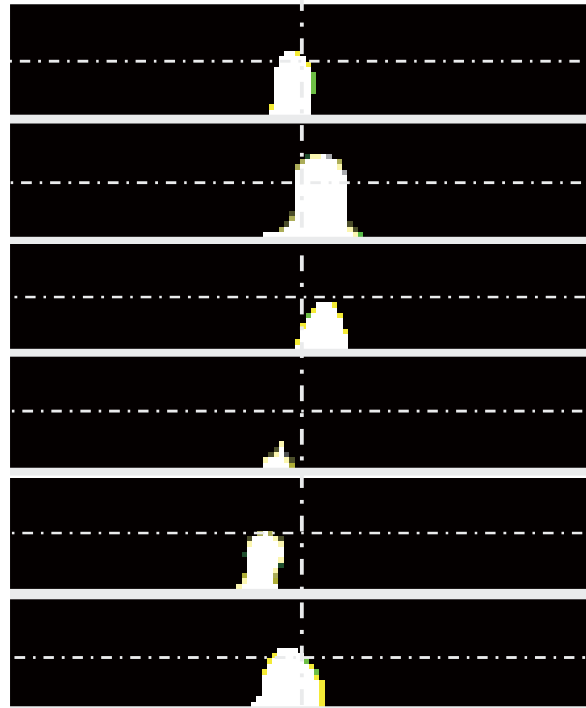


Fig. 4.9 Elliptical motion observed by high-speed microscope

4.4.2 楕円振動の観察

高速度カメラでは付属の画像処理ソフトを用いて、撮影された画像内における特徴の変位に基づいて、楕円運動の振幅を算出することが可能である．そこで、USM が、正転と反転を繰り返す場合の楕円運動の振幅の挙動を調べる．実験において、正転と反転を繰り返すためには、USM に印加する電圧の位相 $\phi = \pi/2$ [rad] と $\phi = -\pi/2$ [rad] を繰り返す．

Fig. 4.10 (a) と (b) は、正転と反転の周期を 20 [ms] とした場合の、高速度顕微鏡で撮影した位置 x と位置 y である．位置 x を見てみると、正転と反転が 10 [ms] 間隔で変わることになり、位置が大きく変化する．たとえば、最初の $t = 10$ [ms] までは、位置は約 $-1 \sim 6$ [μm] の範囲で推移するが、時間が $t = 10 \sim 20$ [ms] の範囲においては、位置は $0 \sim -7$ [μm] の範囲である．本来、位相が変わり、その後楕円運動の方向が変わったとしても、振動の中心位置は同じであるはずである．このような現象が起こっている理由として、正転から反転（または逆）へ変わるときに、慣性モーメントの反力を受け、ステータが回転方向と逆方向に動いていることが考えられる．また、位置 y の変化は、ロータの回転方向によらず安定していることがわかる．

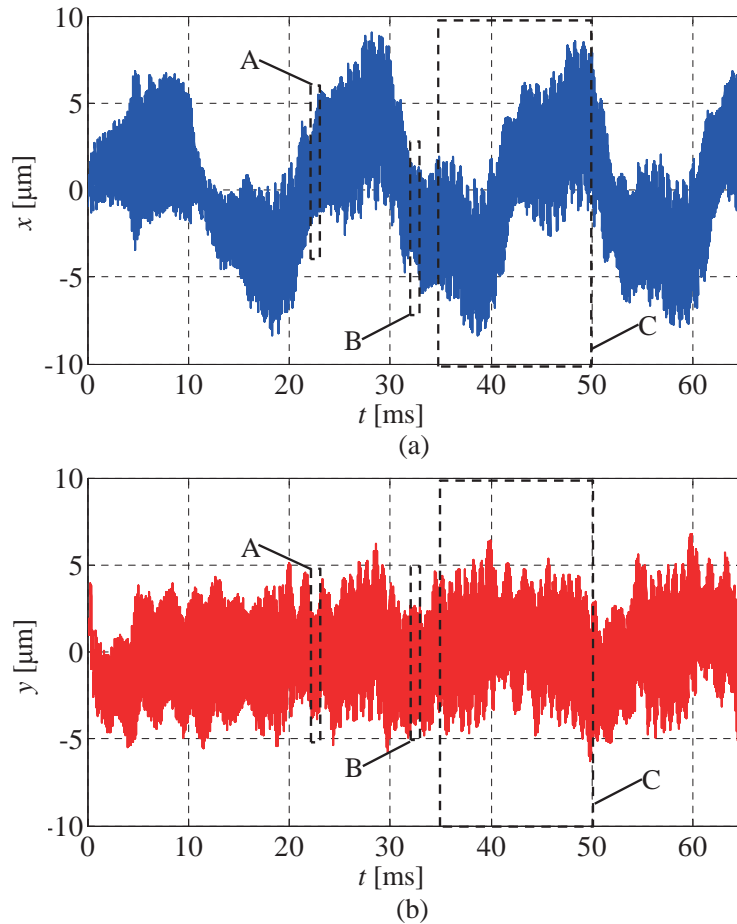


Fig. 4.10 Displacements x and y of the elliptical motion

Fig. 4.10 で得られた位置 x と y を重ね合わせることで、相互の関係を調べてみよう。Fig. 4.10 (a) と (b) 内の枠 A ($t = 23.0 \sim 23.2$ [ms]) を拡大したものが、Fig. 4.11 (a) である。この図では、見やすくするために、位置 x と y は水平軸を中心となるようオフセットしている。結果を見てみると、位置 x は y と比べ、 $\pi/2$ [rad] だけ進んでおり、この関係から、位置 x と y は楕円運動を発生していることがわかる。また、Fig. 4.10 (a) と (b) 内の枠 B ($t = 33.0 \sim 33.2$ [ms]) を拡大したものが、Fig. 4.11 (b) である。このとき、位置 x は、 y と比べ、 $\pi/2$ [rad] だけ遅れており、楕円運動の回転方向が変わったことがわかる。

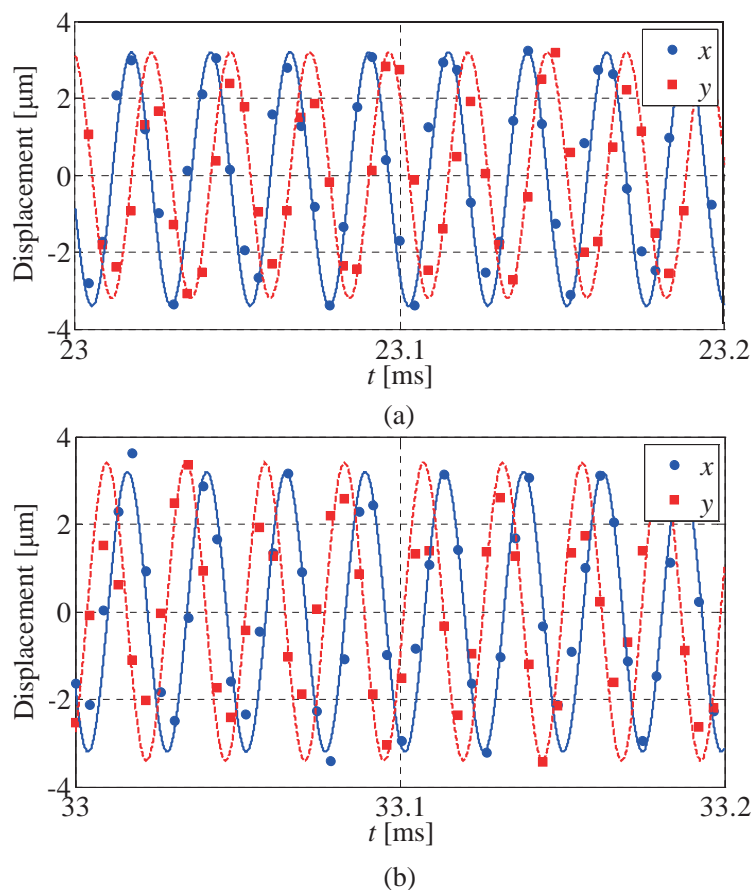


Fig. 4.11 Displacements x and y of the elliptical motion (enlarged view)

このように，Fig. 4.11 (a) と (b) では，位置 y を基準として， x の位相が π だけ異なっていることがわかる．この位置 y を基準として，位置 x の位相が π だけ変化するプロセスは，理想的には Fig. 4.12 のようになる．つまり，ある楕円運動において，位置 x の方向の振幅を縮小し，やがて位置 x の振幅はゼロとなり，このゼロとなる前後で位相が π だけ急に変わることになる．

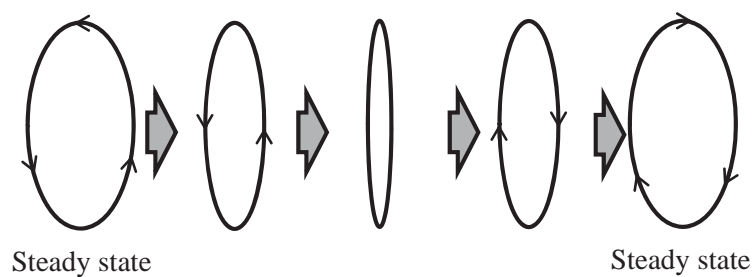


Fig. 4.12 Ideal change of the rotational direction of the elliptical motion

この位置 x の位相が変化する挙動を、実験で観測したものが、Fig. 4.13 である。これは、Fig. 4.10 (a) と (b) の枠 C ($t = 35.0 \sim 50.0$ [ms]) の範囲に相当する。この範囲の位置 x と y の振幅を取り出したものが Fig. 4.13 (a) である。この実験における正転と反転の周期は、20 [ms] であるから、 $t = 40$ [ms] において、異なった位相の電圧が印加され、その後、楕円振動の振幅は減少することがわかる。ここで、位置 x は、理想的な場合とは異なって、振幅がゼロとはならないが、位置 y の位相を基準とした位置 x の位相の変化を調べてみると、Fig. 4.13 (b) のように、位相が π だけ変化することがわかる。このように、回転方向が変わる期間における実際の楕円運動の挙動は、位置 y の振幅の変化も伴って、複雑な挙動を示す。これらの現象を詳しく解明するには、ロータの振動や慣性モーメントなどの影響などを詳しく解析することが重要になる。

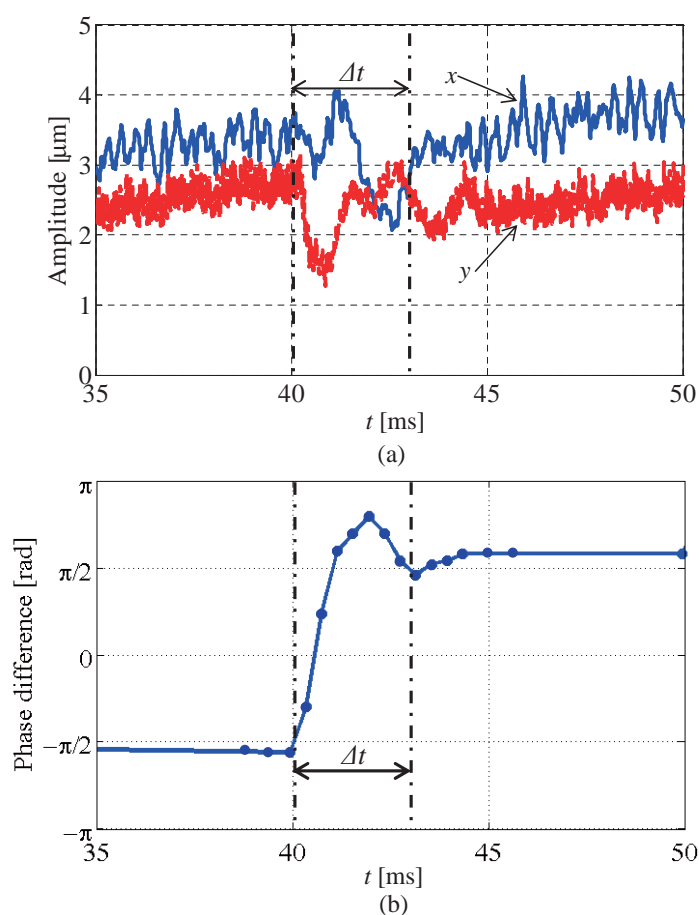


Fig. 4.13 Change of the vibration amplitude and phase

4.4.3 楕円運動の振幅と位相を考慮した超音波モータの応答性

本節では、この楕円運動の回転方向が変化するのに要する時間（位置 x の位相が変化する時間）が、どのように応答性に影響を及ぼすかを解析と実験で明らかにする．USM が正転と反転を繰り返すように、矩形波となる目標角速度を与える．目標角速度の最大値は、USM の最大回転数である $\dot{\theta}_{u \max} = 22$ [rad/s] とし、また矩形波の周波数を f_s として、目標角速度を以下の式で与える．

$$\begin{cases} \dot{\theta}_d(t) = \dot{\theta}_{u \max} & \text{for } \left(\frac{(n-1)}{f_s} \leq t < \frac{(2n-1)}{2f_s}\right) \\ \dot{\theta}_d(t) = -\dot{\theta}_{u \max} & \text{for } \left(\frac{(2n-1)}{2f_s} \leq t < \frac{n}{f_s}\right) \end{cases} \quad (4.12)$$

ここで、 n は、第 n 周期目を表す．

楕円運動が変化に要する時間を考慮しない場合であれば、目標角速度が与えられたときに、式 (4.10) を書き換えて、USM が生じるトルクは以下のように表される．

$$\begin{cases} \tau_u(t) = \tau_{u \max} & \text{for } (\dot{\theta}_d(t) > \dot{\theta}_u(t)) \\ \tau_u(t) = -\tau_{u \max} & \text{for } (\dot{\theta}_d(t) < \dot{\theta}_u(t)) \\ \tau_u(t) = 0 & \text{for } (\dot{\theta}_d(t) = \dot{\theta}_u(t)) \end{cases} \quad (4.13)$$

この式 (4.13) を基に、楕円運動の位相が、 $\pi/2$ [rad] から $-\pi/2$ [rad]（または逆）になるまでの時間 Δt を導入する．実際には、楕円運動が変化する過程においてトルクの変化が生じているはずであるが、その期間において生じるトルクの総和はゼロであると仮定すれば、その間はトルクは生じないこととなり、式 (4.13) は以下のように書き換えられる．

$$\begin{cases} \tau_u(t) = \tau_{u \max} & \text{for } (\dot{\theta}_d(t) > \dot{\theta}_u(t)) \wedge \\ & ((\dot{\theta}_d(t - \Delta t) > \dot{\theta}_u(t - \Delta t))) \\ \tau_u(t) = -\tau_{u \max} & \text{for } (\dot{\theta}_d(t) < \dot{\theta}_u(t)) \wedge \\ & ((\dot{\theta}_d(t - \Delta t) < \dot{\theta}_u(t - \Delta t))) \\ \tau_u(t) = 0 & \text{else} \end{cases} \quad (4.14)$$

次に，矩形波の周波数 $f_s=10$ [Hz] と 100 [Hz] とし，このときの応答性を解析と実験で明らかにする．Fig. 4.14 に，周波数が $f_s=10$ [Hz] である場合の応答性を示す．解析では，それぞれ式 (4.13)，(4.14) によって与えられたトルクを用いて計算している．この場合は，定常状態に達するまでの時間が長いため，式 (4.14) における Δt の影響は相対的に小さく，二つの解析結果の差異は小さく見える．また， $f_s=100$ [Hz] である場合を，Fig. 4.15 に示す．目標角速度が変わる周期が短くなったため，モータの角速度が目標値に到達する前に，トルクが式 (4.13)，(4.14) に従って変化することになる．このとき，式 (4.13) では， Δt の影響を無視しているため，実験値と誤差が生じている．一方，式 (4.14) に従った計算では，楕円の変化に要する時間を $\Delta t = 3$ [ms] とすることで，解析結果と実験結果はよく一致している．Fig. 4.15 の挙動について拡大して詳しく見てみると，拡大図中の期間 a は， Δt を考慮することによってトルクが生じない ($\tau_u=0$) 期間であり，期間 b は最大トルクを生じる ($\tau_u = \tau_{u \max}$) 期間を示している．

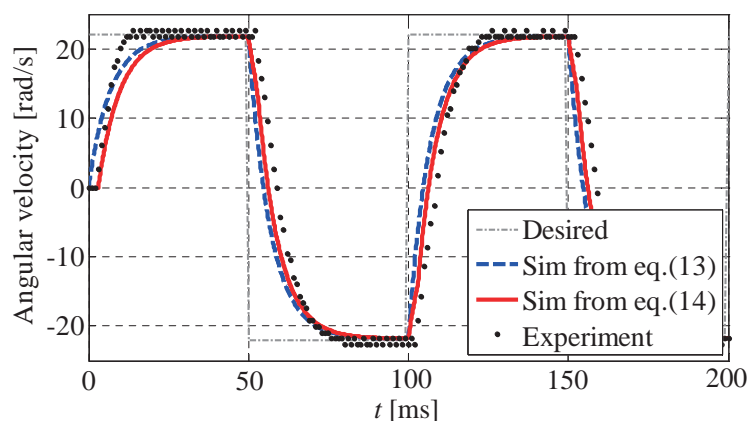


Fig. 4.14 Time history of frequency response (10 [Hz])

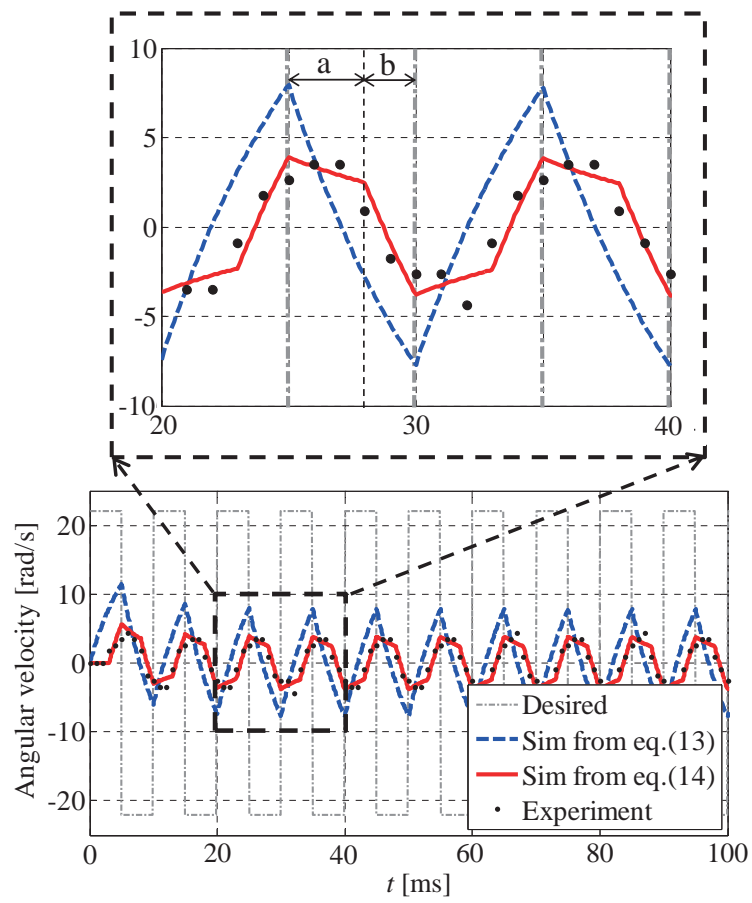


Fig. 4.15 Time history of frequency response (100 [Hz])

同様に， Δt を考慮した場合の USM の周波数応答を明らかにする．解析条件は，Fig. 4.6 で行ったような，振幅 $A = 0.087$ [rad] (5 [deg])，慣性モーメント $I_L = I_{small}$ の場合とする．解析と実験結果を Fig. 4.16 に示す．25 [Hz] 以上で実験を行ったところ，解析と実験の挙動はよく一致していることがわかる．

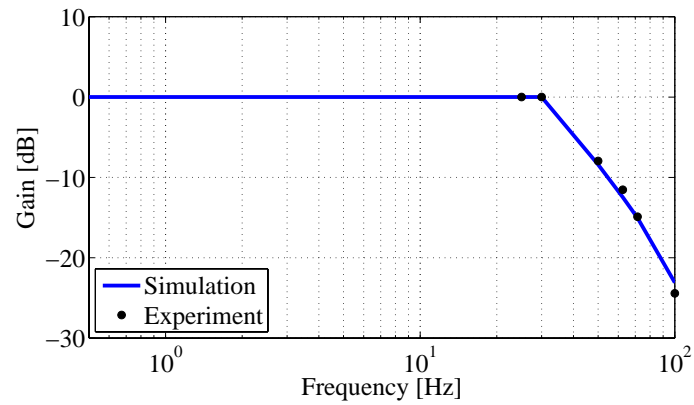


Fig. 4.16 Gain diagram of frequency response

4.5 バックドライバビリティの実現と出力トルクの制御

前節までに示した通り，USM は優れた特性を持つアクチュエータである．また，先述の特性以外にも無通電の状態で強い保持トルクを発揮するという特性を持っている．この特性は長時間の姿勢保持でも電力を消費しない，ブレーキなどを取り付ける必要がないため，(ロボットの)関節部の構造を単純化できるなどの利点がある．しかし，この特性はヒトと同じ空間で活動するロボットにとって重要な機能の一つであるバックドライバビリティを持たないことを意味する．一般的な EMM をロボットの関節の設計に用いた場合，本章 1，2 節で述べたように EMM は高速低トルクのアクチュエータであるため，減速機の使用が不可欠となる．減速機は摩擦を伴う複雑なシステムであるため，(ロボットの)関節が発揮することのできるバックドライバビリティは減速機に依存する．このため，減速比が大きい場合には，バックドライバビリティを発揮できないこともある．USM は低速高トルクのアクチュエータであり，ダイレクトドライブでの関節設計が可能である．このため，USM においてバックドライバビリティを発揮させることができれば，関節も同等バックドライバビリティを発揮することができる．本節では USM においてバックドライバビリティを実現する手法について述べる．

4.5.1 バックドライバビリティを実現する駆動手法

USM は無通電の状態でステータロータが完全に接触した状態となり，強い摩擦力が働きバックドライバビリティを持つことができない．このため，モータの回転中と同様に(トルクを生じさせずに)ステータ表面に振動を生じさせ，摩擦の小さい状態を作り出せばこの特性を発揮できると考えられる．ここではバックドライバビリティを実現するため 2 つの手法を検証する．

1 つ目は位相差 ϕ を $(\pi/2 \text{ [rad]})$ と $(-\pi/2 \text{ [rad]})$ で素早く切り替える手法である(以降：信号切替方式)．本章 3 節で述べた通り，USM の回転方向が変化する場合，楕円運動の回転方向の変化にわずかな遅れがあり，実質的のトルクを生じない時間が存在する．このトルクが生じない期間を連続的に発生させることでモータの回転を生じさせず，ステータ表面の振動を継続させる．

2 つめの手法は式(4.1)と(4.2)において $\phi = 0$ とすることで，ステータ表面に定在波を生じさせる手法である(以降：位相制御方式)．この手法を用いるためには位相差を制御可能なドライバが必要となる．

4.5.2 信号切替方式

制御信号は、Fig. 4.17 のように表せる．ここで A_c は指令電圧 (速度指令電圧) , t_a はステップ時間 , t_b は周期であり , 制御信号の周波数 $f_c = 1/t_b$ である . この信号を数式で表せば , 第 m 周期の時刻 t における制御信号は式 (4.15) , (4.16) のように表すことができる .

$m = 1$ のとき

$$S_m = \begin{cases} A_c & \text{when } 0 \leq t < t_a \\ -A_c & \text{when } t_a \leq t < t_b \end{cases} \quad (4.15)$$

$m \leq 2$ のとき

$$S_m = \begin{cases} A_c & \text{when } (m-1)t_b \leq t < mt_a \\ -A_c & \text{when } mt_a \leq t < mt_b \end{cases} \quad (4.16)$$

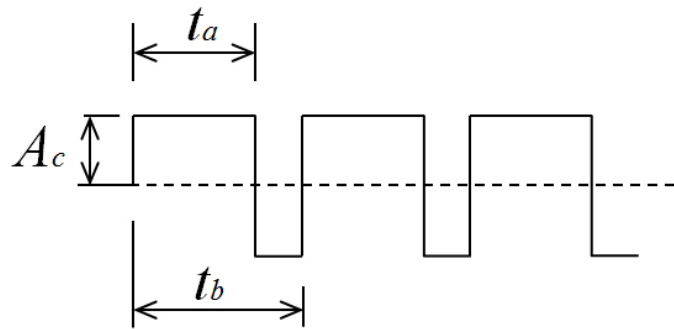


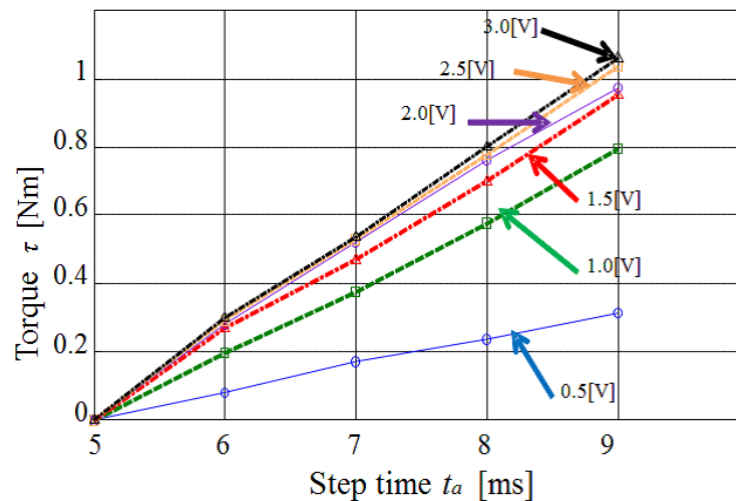
Fig. 4.17 Control signal

Table 4.3 のように各パラメータを設定したとき，トルクフリーの状態における USM の静止トルクは 0.04 [Nm] であった．使用している USM の静止トルク（無通電時）は 1.0 [Nm] であるから，提案する手法によって USM の静止トルクの 5% 以下になった．これは指の力で軽くリンクを動かせるバックドライバブル状態である．

Table 4.3 table non name

Step time t_a	5 [ms]
Signal period t_b	10 [ms]
Voltage order A_c	0.5 [V]

また，この手法では，ステップ時間 t_a を変化させることにより，任意のトルクを得ることができる．Fig. 4.21 に 6 種類の指令電圧 A_c においてステップ時間を変化させた場合の USM が発生するトルクの大きさを示す．ステップ時間 t_a が長くなるほど正転方向に生じるトルクは大きくなる．また，ステップ時間が同じ時間であれば，指令電圧の増大に伴って発生する正転方向のトルクは大きくなることがわかる．また， 2.0 [V] 以上の指令電圧では，トルクの上昇は小さくなった．制御周期がより短くなれば，この制御手法でも生じるトルクをより細かく制御できると考えられるが，今回用いた 1 [kHz] の DSP では得られるトルクが不連続となってしまった．またこの制御手法ではバックドライバブルの状態にしている間や，任意トルクを出力させている間，USM の特長の一つである静粛性が損なわれるといった欠点もある．

Fig. 4.18 Output torque of changing step time t_a

4.5.3 位相制御方式

4.3 節で応答性の限界を調査したときと同様にして，ファンクションジェネレータと電圧はアンプを用いて USM に，式 (4.1) と (4.2) で記述したような交流電圧を印加する．ここでは位相差 $\phi = 0$ [rad] とする．周波数 $f = 40.5$ [kHz] とした場合，軸を回すのに必要であったトルクは 0.053 [Nm] であった．信号切替方式と同様，この値は USR-60 の静止摩擦トルク (1.0 [Nm]) と比較すると 5% 程度と非常に小さく完全なバックドライバブルの状態となっているといえる．

次に同様のシステムを用いて，位相差 ϕ の値を $\pi/2 \sim \pi/6$ の範囲で変化させる．このとき出力されたトルクの大きさを Fig. 4.19 に示す．同じ周波数であっても，位相差が小さくなるにつれて出力されるトルクが小さくなっていることが確認できる．また，この結果から位相制御方式で出力されるトルクは以下の式で近似できる．

$$\tau = \tau_{f \max} \sin \phi \quad (4.17)$$

ここで $\tau_{f \max}$ は印加する交流電圧の周波数が f で出力できる最大トルクである．位相差 ϕ を変化させることで，任意のトルクを発生させることができるといえる．

また，この制御方式では静粛性を維持したまま，バックドライバビリティを発揮させることや，任意トルクを出力させることが可能である．

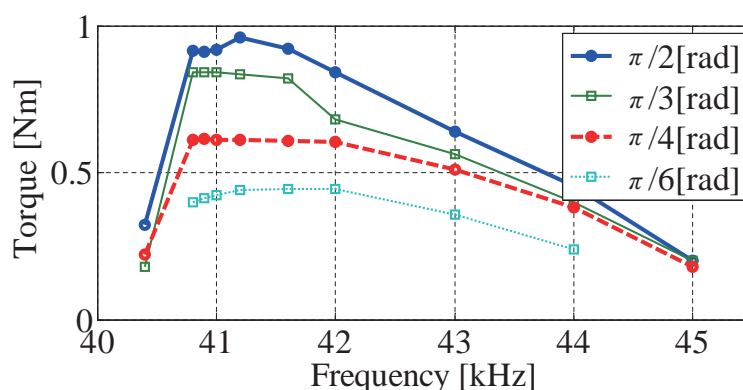


Fig. 4.19 Output torque of phase control

4.6 位相制御ドライバの開発

ヒトと同じ空間で活動するロボットにおいては静粛性も大きなメリットとなる．また，扉の開け閉めなど幾何学的倣い動作が要求される場面があり，連続的なトルク出力が必要あると考えられる．このため，インテリジェントロボットのアクチュエータとしてUSMを用いる場合，位相制御方式をすることが有効であると考えられる．しかし，マルチファンクションジェネレータWF1974，高速バイポーラ電源HSA4052を用いた制御システムでは装置全体が大型化しまいロボットなどへの搭載は困難である．そのため汎用マイコンとして知られるArduino Uno(Arduino Software)とDDSモジュール，増幅用のアンプを用い，前節のシステムと同等の制御が可能な位相制御ドライバを構築した．Fig. 4.20にドライバの構成を示す．このドライバによりロボットなどへの搭載が可能なサイズで幅広い制御が可能となる．

この制御システムでは，DSPから与えられる印加電圧周波数 f ，位相差 ϕ に関する信号をArduino Unoはアナログ端子で受け取る．またデジタル端子を利用して，発振の始動，停止を指令する．Arduino UnoからDDSモジュール間の通信はSPI通信で行われ，コード化された値が送られる．分解能はArduino Unoのアナログ端子の分解能は1024段階であるため，出力できる周波数 f は40～45.0 [kHz]の範囲を4.9 [Hz]刻み，位相差 ϕ は $-\pi/2 \sim \pi/2$ [rad]の範囲を0.003 [rad]刻みである．

開発した位相制御ドライバを用いて周波数 f ，位相差 ϕ を変化させた場合の出力(トルク，角速度)をFig. 4.21に示す．図中横軸が周波数，奥行きが位相差，縦軸がトルク或いは，角速度を示している．周波数を固定し，位相差を変化させると，周波数に関わらず角速度，トルクは滑らかに変化することが確認できる．角速度を最も大きく出力できる周波数は41[kHz]であるが，ロボットアームが名何らかの作業を行うことを想定し，以降のロボットアームなどの開発では周波数はトルクを大きく出力できる42[kHz]を用いる．

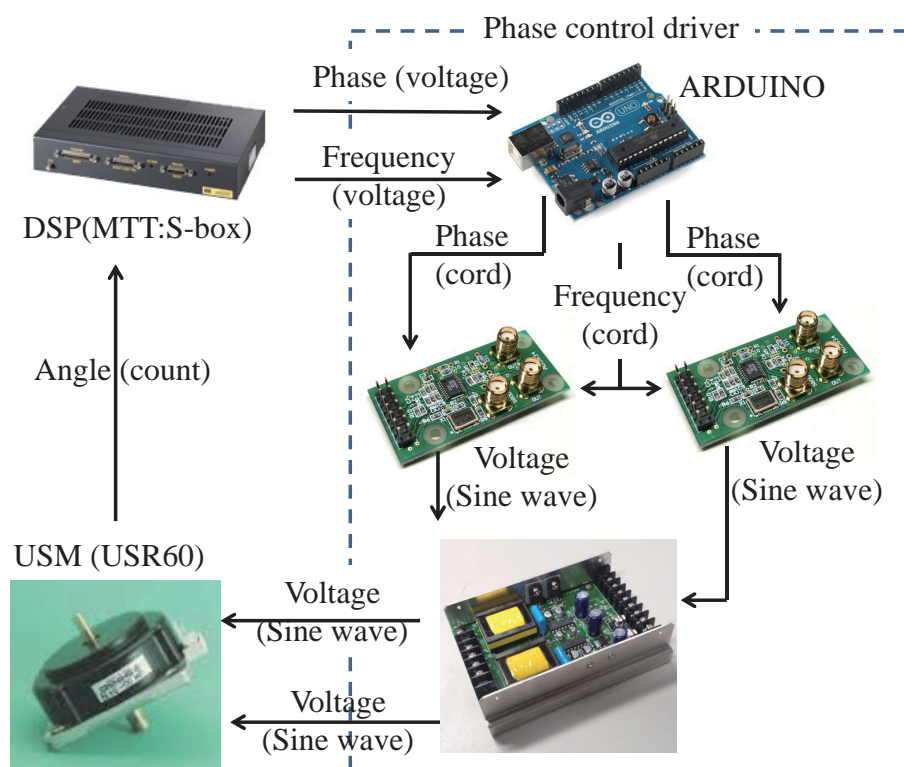
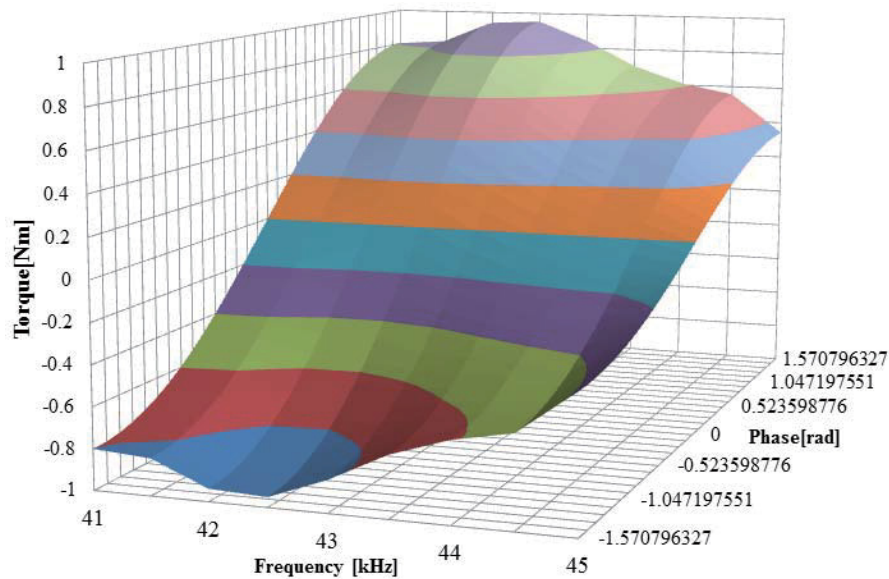
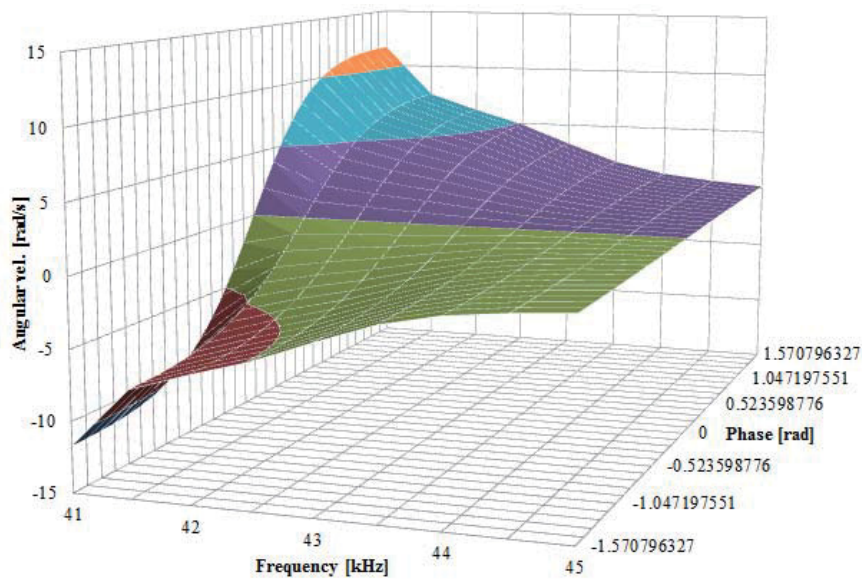


Fig. 4.20 Phase control driver



(a) Output torque



(b) Angular velocity

Fig. 4.21 Output of USM

4.7 超音波モータ式ロボットアーム

インテリジェントロボットでは，ヒトとロボットが同じ空間で活動する場合，不意の接触や衝突を完全に防ぐことは難しく，接触や衝突が生じた場合にも対応できる応答性をロボットが持っていることが望ましい．本研究では，前節までの検証結果を考慮し超音波モータの高い応答性を活かすことのできるリンクを伸ばした場合にも慣性モーメントが大きくなりにくいロボットアームを開発した．開発した USM 式ロボットアームの計算上の座標系，リンクの名称を Fig. 4.22 に示す．各リンクの長さは Link1:200 [mm]，Link2:195 [mm] である．

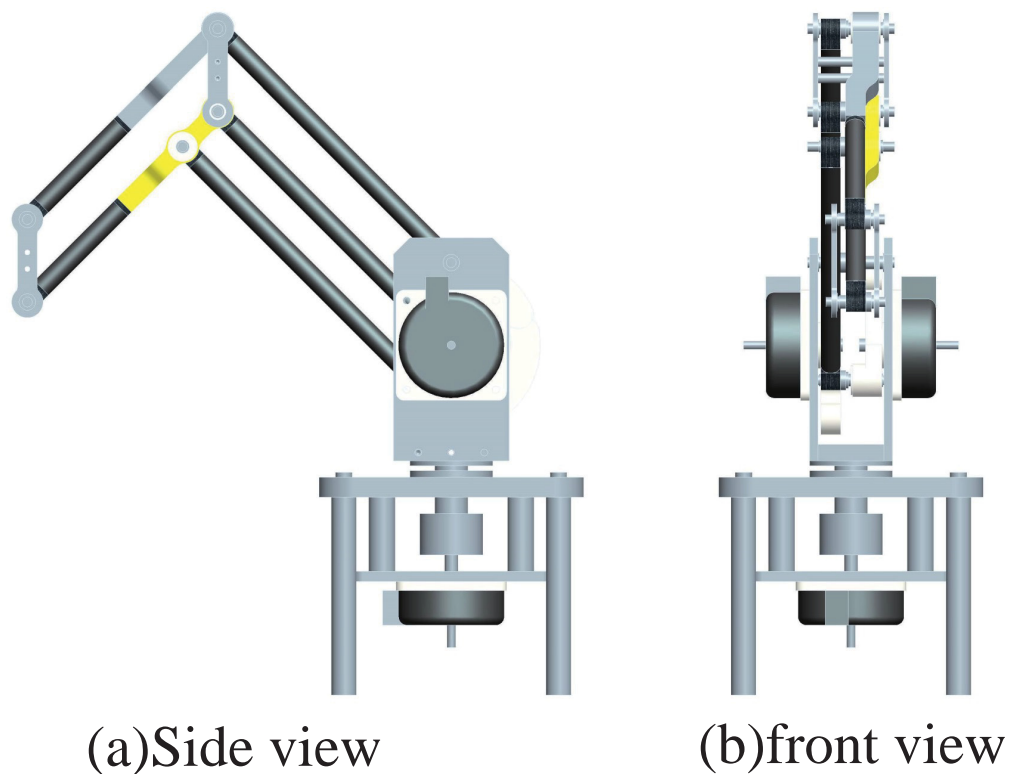


Fig. 4.22 USM type robot arm

このロボットではLink1,2にはFig. 4.24に示すような回転中心に対しリンクと反対側にカウンタウェイトを用いた重力補償機構を設けることにより（先端部に負荷がない場合には）重力の影響をキャンセルできる構造となってる．リンク側はFRP 素材をもっすることで，高強度で軽量となっている．

また，このロボットアームでは平行構造とすることによりFig. 4.23(a)に示すように，ロボットアームの姿勢に関わらずピッチ方向の姿勢を維持できる．リンク先端部にアクチュエータを取り付けることは，慣性モーメントを大きくしてしまいうため，Fig. 4.23(b)に示す構造により，Link1の先端部へアクチュエータを取り付けることなく3自由度を実現している．このため部品中最も密度に高いLink1,2を駆動させるためのUSR-60が常に旋回軸の回転中心から近い位置あり，慣性モーメントの変化が小さい．

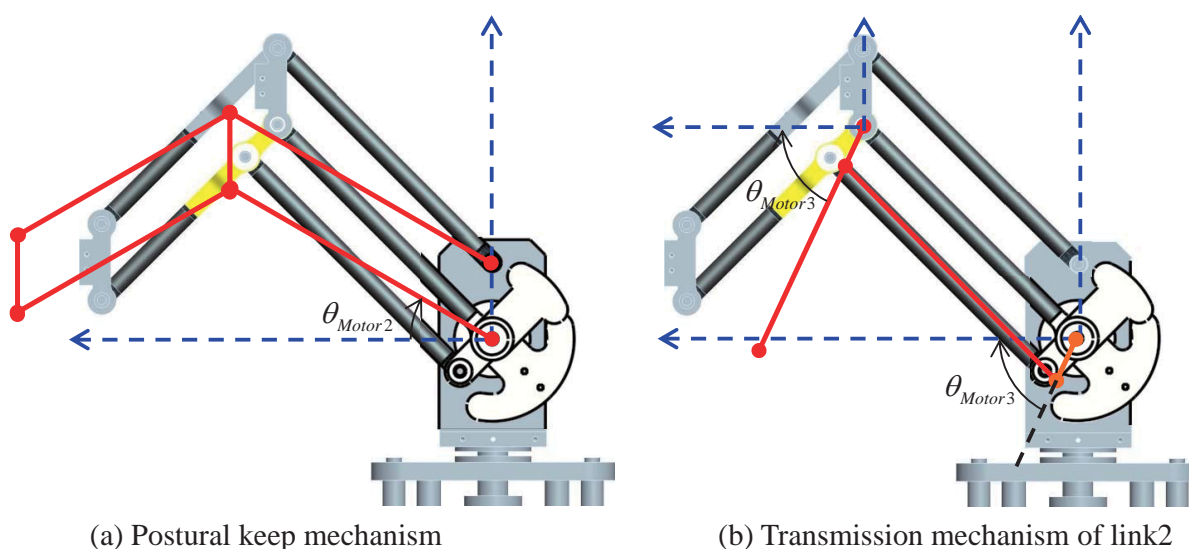


Fig. 4.23 Parallel link mechanism

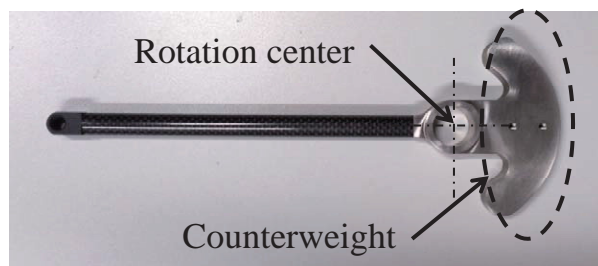


Fig. 4.24 Gravity compensation mechanism

ここで，ロボットアーム先端の座標 $(x_{tip}, y_{tip}, z_{tip})$ は各モータの角度 $(\theta_{Motor01}, \theta_{Motor02}, \theta_{Motor03})$ が与えられる場合，以下の式で求めることができる．

$$r = L_1 \cos(\theta_{Motor02}) + L_2 \cos(\theta_{Motor03}) \quad (4.18)$$

$$x_{tip} = r \cos(\theta_{Motor01}) \quad (4.19)$$

$$y_{tip} = r \sin(\theta_{Motor01}) \quad (4.20)$$

$$z_{tip} = L_1 \sin(\theta_{Motor02}) + L_2 \sin(\theta_{Motor03}) \quad (4.21)$$

逆に，ロボットアーム先端の座標 $(x_{tip}, y_{tip}, z_{tip})$ が与えられる場合，第2章の半導体ウェハ搬送用ロボットと同様に各モータの角度 $(\theta_{Motor01}, \theta_{Motor02}, \theta_{Motor03})$ は以下の幾何学計算式から導出できる．

$$r = \sqrt{x_{tip}^2 + y_{tip}^2} \quad (4.22)$$

$$l_3 = \sqrt{r^2 + z_{tip}^2} \quad (4.23)$$

$$\theta_b = \sin^{-1}(z_{tip}/l_3) \quad (4.24)$$

$$\theta_a = \cos^{-1}\left(\frac{l_1^2 + l_3^2 - l_2^2}{2l_1l_3}\right) \quad (4.25)$$

$$\theta_{Motor02} = \theta_a + \theta_b \quad (4.26)$$

$$\theta_{Motor03} = \sin^{-1}\left(\frac{l_1 \sin(\theta_{Motor02}) - z_{tip}}{l_2}\right) \quad (4.27)$$

$$\theta_{Motor01} = \cos^{-1}\left(\frac{x_{tip}}{r}\right) \quad (4.28)$$

次章ではこのロボットアームを用いて，安全搬送技術の検証を行う．

4.8 まとめ

1. USM 式ロボットアームの開発においては運動方程式を用いた性能評価を行い，アクチュエータ (USM と EMM) の選定基準を示した．
2. また，高速度顕微鏡により USM のステータ表面に生じる楕円運動を観察し，USM の物理的な応答の限界を明らかにした．
3. USM の制御において，印加する交流電圧の周波数を変化させる場合と，位相を変化させる場合の制御特性を比較し，それぞれの制御方法において USM にバックドライバビリティを付加する手法を提案した．周波数を制御する場合，既存のドライバでもバックドライバビリティを実装できが，静粛性が損なわれる．また，任意のトルクを得ようとした場合，トルクの大きさ不連続で，挙動が振動的になる．位相を制御する場合，任意の位相差を持つ2つの交流を出力できる装置が必要となるが，静粛性を損なわずバックドライバビリティを実装できた．また，連続した任意のトルクを出力させることができる．
4. 超音波モータの特性調査からその特性を活かし，高い応答性が得られるようリンクを伸ばした場合にも，慣性モーメントが大きくなりえないロボットアームを開発した．

第5章 ヒトの安全を実現する搬送動作生成

ヒトとロボットが同じ空間で活動する場合において大きな問題となるのがヒトとロボットの接触，衝突である．本稿第2章，第3章で扱った産業用ロボットは安全対策として，ヒトから隔離された環境で駆動されていた．しかし，ヒトと同じ空間で活動するロボットではこの方法での安全対策は不可能である．距離センサなどを用いて，ヒトや障害物を検知し，接触，衝突を避けるといった対策も考えられるが，ロボットが食事支援などの介護動作を行う場合，ヒトのすぐそばでの駆動となり，ロボットの全周囲を死角なくセンシングすることは困難である．また，ヒトに全く触れることなく介護動作を行うことは不可能であり，不意の接触，衝突に対応できる安全制御の技術が求められる．

5.1 擬似クラッチ制御による力の緩和

ヒトの皮膚が外部力を受けた場合に痛覚が反応し，痛みとして感じるかは力の大きさと，力が皮膚に加わっていた時間による^[98]．ある程度大きな力でも極短時間であれば痛みを感じず，長時間押し続ければ，小さな力でも痛みを感じる．このため通常はリジッドの状態で駆動しているロボットの関節に接触，衝突が生じた瞬間にあたかもクラッチが外れたかのようにロボットの関節をバックドライバブルの状態にし，以降はロボットが衝突してしまったヒト，物に力が加えないようにし，ヒトの怪我を防ぐ．

5.1.1 実験条件

Fig. 5.1 に示すように先端部の姿勢を維持するための平行リンク部を取り外し，ロボットアームの先端部にリミットスイッチを取り付け，Motor01 を回転させ，プシュプルゲージの先端へ向け衝突させる．リミットスイッチにより衝突を検知して以降の動作を以下の3つの条件で実験を行い，力の大きさと力の加わった時間を調べた．接触時の回転速度は 65 [rpm] ，回転中心から接触位置までの距離は 200 [mm] とした．

1. 接触後も制御信号を切り替えず，そのまま駆動させた場合
2. 接触後，直ちに無通電状態 (式 4.1, 4.2 において $A_E = 0$) とし，摩擦を利用したブレーキで静止させ以後無通電状態にした場合
3. 接触後，条件 2 と同様に摩擦力を利用したブレーキにより静止させ，その後バックドライバブルの状態に切り替えた場合

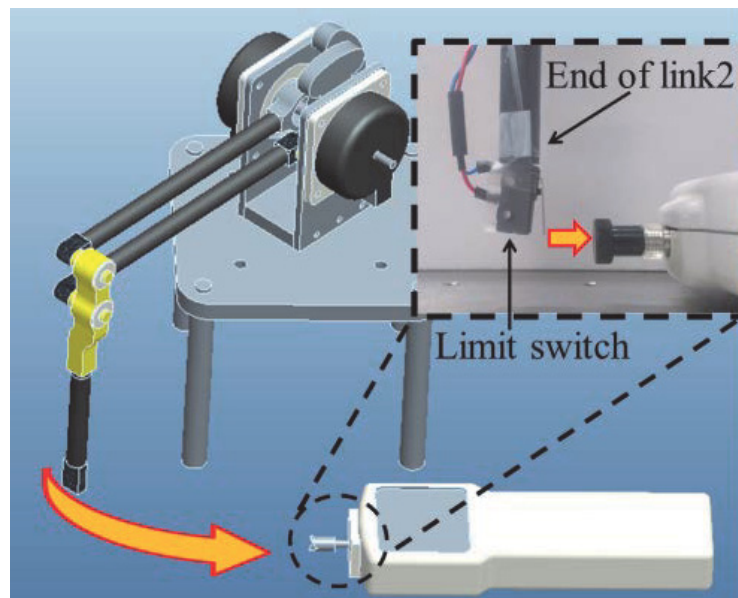


Fig. 5.1 Experimental device of contact test

5.1.2 衝突実験

接触時の力を Fig. 5.1 に示す．接触した瞬間の力の大きさは，接触後の状態に関係なく，1.5 [N] 程度の力が瞬間的に加わる．その後，条件 1 の場合には，断続的に約 0.5 [N] の力で押さえつけられた状態となる．条件 2 の場合も同様に，力は小さいが，モータの保持トルクがあるため抑えつける状態となる．条件 3 の場合には，80 [ms] 程度で，加わる力が 0 [N] となった．

この実験では，対象物とロボットの接触が生じた場合に，ロボットの関節である USM をバックドライバブルの状態にすることにより，短時間で対象物に与える力を小さくすることができた．しかし，この手法では衝突した瞬間の力を小さくすることはできない．また，関節をバックドライバブルの状態にしている間，アーム先端のコントロールが失われるため，タスクの安全を実現することは難しい．

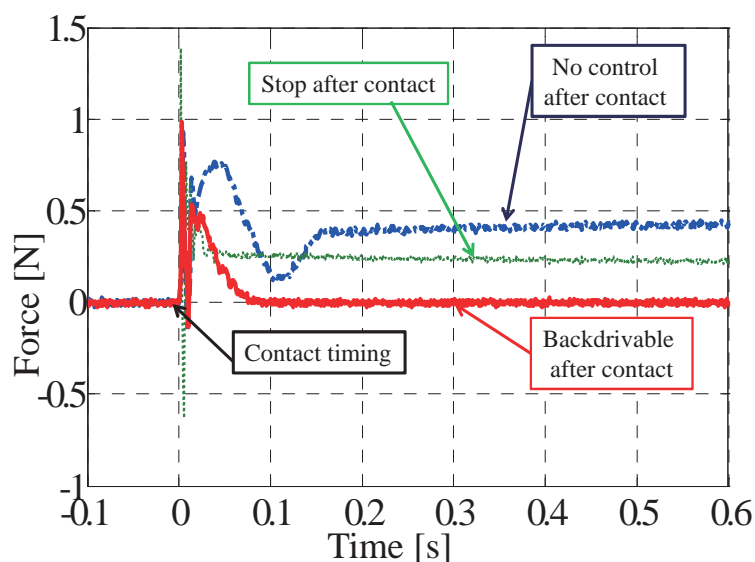


Fig. 5.2 Experimental results of contact test

5.2 擬似的なバネによる衝撃の緩和

前節のように衝突，接触直後に関節の状態を変化させる手法では，接触した瞬間の力を小さくすることはできなかった．そこで，衝突の衝撃を和らげるためにパッシブコンプライアンスの機能を関節に付加する．このパッシブコンプライアンスについては多くの機構が提案されている^{[99] [100]}．例えば，機構的にこの機能を実現したものでは，Williamらの提案する関節駆動系に非線形バネを組み込むことで，コンプライアンスを調整するPPI(Programmable Passive Impedance)^[101]や，兵藤らの提案するNST(Nonlinear Spring Tensioner)は非線形バネと動滑車を組み合わせることでコンプライアンス調整の範囲を拡大してる^{[102] [103]}．これらの受動柔軟関節はヒトとの直接的な接触を前提としており，医療，福祉，家庭内作業への利用を目指している．しかし，これらの機構は複雑な関節構造が必要であり，装置全体の重量の増加を招く．本節では，模式的にFig. 5.3に示すようなバネの組み込まれた関節を考え，前章で開発した位相制御ドライバを用いて，アクチュエータとエンコーダのみの単純な関節構造で受動的コンプライアンスを関節に持たせる．

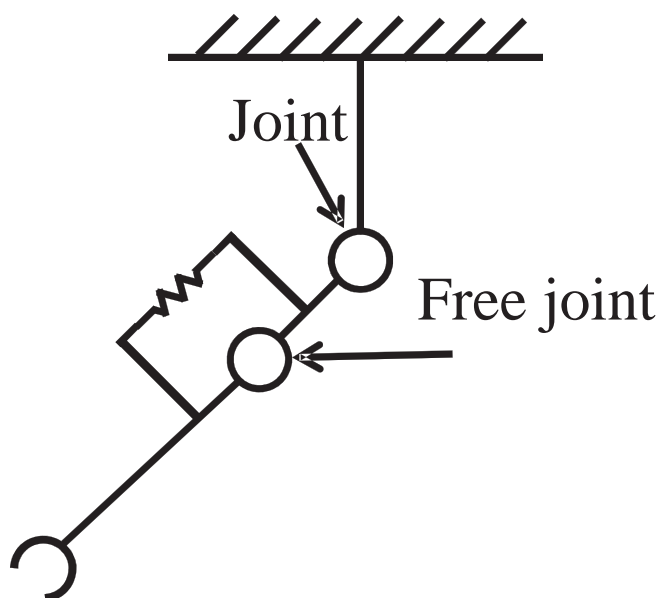


Fig. 5.3 Spring Joint

5.2.1 任意のバネ定数の設定

ロボットの関節が静止している場合，関節に加えられた変位角 θ_{di} に対しロボットの関節が発生させるべきトルク τ_{joint} は以下の式で表される．

$$\tau_{Joint} = -k_{Joint}\theta_{di} \quad (5.1)$$

ここで k_{Joint} はバネ定数である．前章の式 4.17 より共振周波数 f_p で USM を駆動させているドライバのが出力すべき交流電圧の位相差 $\phi_{desired}$ は以下の式で表すことができる．

$$\phi_{desired} = \sin^{-1} \left(\frac{-k_{Joint}\theta_{di}}{\tau_{f_p \max}} \right) \quad (5.2)$$

この式に従い，ここで $k_{Joint} =$ としたときのトルクと変位 θ_{di} の関係を Fig. 5.4 に示す．力を測定した角度では目標のトルクが出力されていることが確認できる．

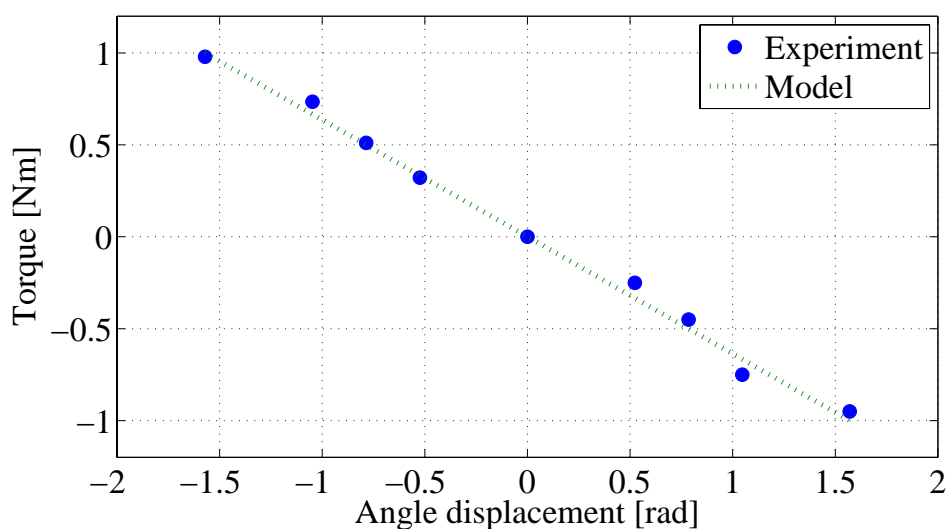


Fig. 5.4 Output torque(like torsional spring)

次に，関節が回転している間は，受動コンプライアンスを考える．各関節の運動が，式 (4.3) に従うとして，目標の関節角度 θ_{Ref} が与えられた場合，これに追従して USM を駆動させるためのブロック線図は Fig. 5.5 となる．

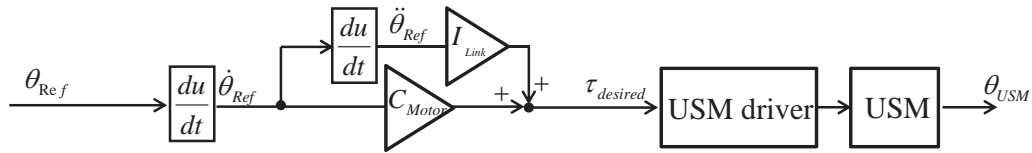


Fig. 5.5 USM controler

ここで， I_{Link} はリンクの慣性モーメント， C_{Motor} はモータの粘性摩擦係数である．ここに変位に応じてトルクを発生させる式を加えたものが，Fig. 5.6 に示すブロック線図である．

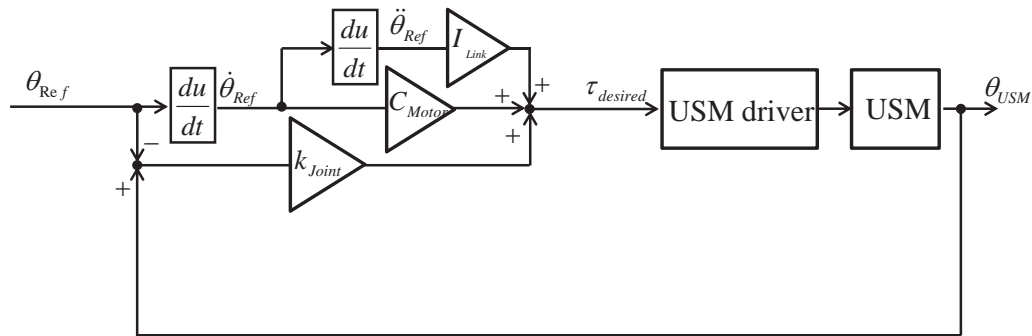


Fig. 5.6 USM controler combination with spring

5.2.2 関節に加えられたトルク，接触の検知

一般的にロボットが周辺のヒトや物との接触を検知する場合，力覚センサなどを用いる．しかし，ロボットのすべての箇所を覆うようにセンサを取り付けることは難しく，コスト面でも現実的でない．また，Fig. 5.3 のように機械的にバネを込みこんだ関節では，エンコーダを2機取り付けることにより，角度の差と関節のバネ定数から関節に加わっているトルクを推定することができる．しかし，この方法では関節構造が複雑となってしまう，ロボット重量の増加につながる．そこで開発したロボットアームでは各関節のトルクと角速度，変位の関係から接触を検知することで，ロボットアームのどの位置で接触，衝突が生じても検知できるような制御システムを提案する．

Fig. 5.7 に示すブロック線図が衝突パッシブコンプライアンスを持ち，衝突，接触を検知する機能を付加した USM の制御システムである．Fig. 5.6 のシステムにエンコーダの信号から現在の運動に必要なトルクを算出し，ドライバに与えた目標トルク $\tau_{desired}$ との差 τ_{out} を監視し，閾値より大きな値となった場合衝突，接触が生じたとみなす．各関節が理想的な運動をしている場合， $\tau_{out} = 0$ [Nm] となるはずであるが，ロボットアームの姿勢による摩擦の変化，USM 自身が発生した熱，近似誤差などの影響により USM の発生トルクがモデルより小さくなる場合があるため， τ_{out} は小さな値であれば通常の駆動を続ける．

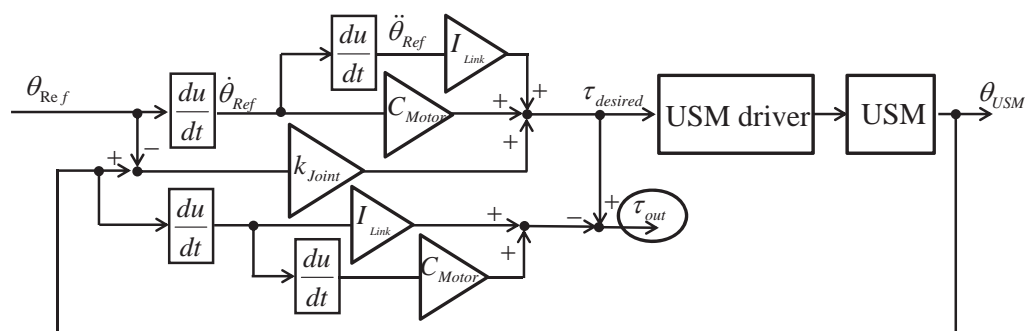


Fig. 5.7 USM controller to observe joint torque

5.2.3 まとめ

1. ロボットアームに接触や衝突が生じた場合に，間接をバックドライバブルの状態にすることで，接触後に短時間でロボットが与える力を小さくできることを確認した．
2. USM を用いた関節によって，制御的にロボットの関節にパッシブコンプライアンスを付加することができた．
3. USM 式ロボットアームにおいて，単純な関節構造でトルクの推定，及び，衝突，接触の検知が可能な制御システムを提案した．

第6章 結言と今後の展望

6.1 結言

本稿では，産業用ロボットを対象として高速搬送と振動抑制を両立する手法の開発，USMを利用した素早い応答が可能で静粛性に優れたロボットアームの開発，インテリジェントロボットを対象とした安全な搬送制御技術の開発について研究を行った．結言を以下に述べる．

1. SC ウェハ搬送ロボットにおいては，PSC をロボットアームの関節角速度指令値に適用することで残留振動の抑制を実現した．しかし，関節角速度に適用したことにより適用前の直線軌道に追従できないという問題が発生した．
2. 軌道の変化の問題点を解決するために，PSC をロボットのアーム先端の速度に適用することで残留振動の抑制による時間短縮と軌道制御の両立を実現した．
3. アーム先端の速度に対する PSC の適用では等角速度補間を用いることで，特異姿勢付近での滑らかな指令値生成を実現した．
4. USM 式ロボットアームの開発においては運動方程式を用いた性能評価を行い，アクチュエータ (USM と EMM) の選定基準を示した．
5. また，高速度顕微鏡により USM のステータ表面に生じる楕円運動を観察し，USM の物理的な応答の限界を明らかにした．
6. USM の制御において，印加する交流電圧の周波数を変化させる場合と，位相を変化させる場合の制御特性を比較し，それぞれの制御方法において USM にバックドライバビリティを付加する手法を提案した．
7. USM 式ロボットアームにおいて，単純な関節構造でトルクの推定，及び，衝突，接触の検知が可能な制御システムを提案した．

6.2 今後の展望

残された課題と今後の展望について述べる．

- ・超音波モータの熱，磨耗による影響の考慮

第4章にて取り扱った USM の制御システムは熱の影響の少ない短時間の駆動，USM が磨耗していない状況に限られる．インテリジェントロボットのアクチュエータとして，USM を扱う場合，熱の影響を考慮しそれに応じて制御系を変化させることのできるシステムの開発が必要となる．

- ・USM 式ロボットアームの自由度の拡張，移動機構の装着

USM 式ロボットアームをインテリジェントロボットとして活用するためには，より自由度の高いアーム構造が必要となる．このため人間と同様 6～7 自由度を有するロボットアーム，それに応じた重力補償機構が必要となる．また，移動機構も必要となる．

- ・搬送物を考慮した制振安全搬送システム

2 章，3 章で用いた Preshaping 制御を衝突時ロボットアームの動作に応用することで，衝撃緩和，搬送対象の振動抑制を実現することのできるインテリジェントロボット用の搬送制御システムを提案する．このシステムでは，PSC の原理を応用し，加わった外乱により生じる振動を打ち消すように別の入力を加える．接触後の停止位置は目標位置と異なるが，振動を抑制し，安全に停止できる．Fig. 6.1 に示すブロック線図が提案するシステムの構想である．以降，各ブロックの役割について述べる．

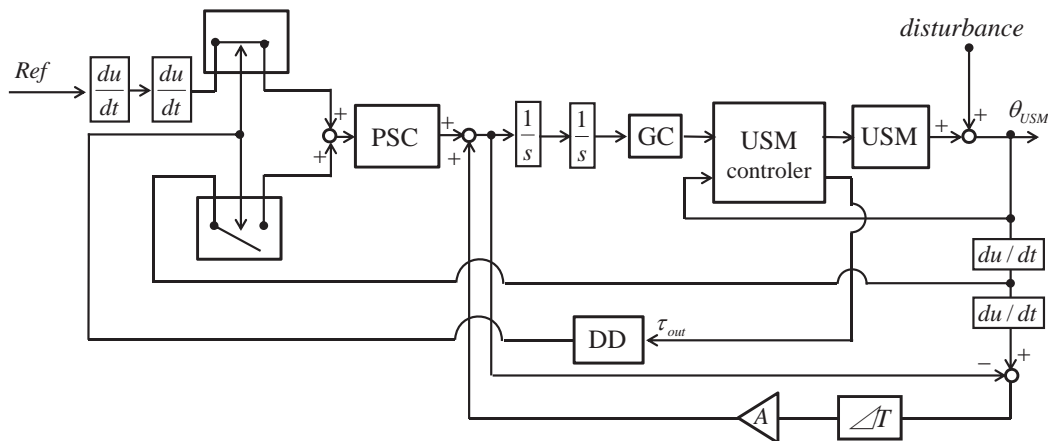


Fig. 6.1 Safty Transfer Controller for Intelligen Robot

- Preshaping Controler ブロック (PSC)
目標の搬送軌道が与えられたとき , Preshaping Controler のブロックにより液面を振動させない搬送軌道に変換する .
- Geometric computation ブロック (GC)
Geometric computation bloc により液面を振動させない搬送軌道を実現する各関節の角度を導出する .
- Disturbance detection ブロック (DD)
このブロックは USM controler から接触 , 衝突の判定基準である τ_{out} を受けとり , 指令信号を切替る .

参考文献

- [1] 財団法人製造科学技術センター, “平成 17 年度『ロボットに関する戦略マップ』のローリングに関する調査研究成果報告書”, (2006)
- [2] 杉本 旭, 池田 博康, “産業用ロボットの安全性と高信頼性技術”, 日本ロボット学会誌 Vol.14, No.6, pp.788-791, (1996)
- [3] 杉本 旭, 蓬原 弘一, “安全の原理”日本機械学会論文集 (C 編), Vol.56 No.530, pp.2061-2069, (1990)
- [4] 手嶋 教之, “福祉ロボットの安全技術” REAJ 誌, Vol.32, No.8, (2010)
- [5] 人間共存型ロボット研究専門委員会, “人間共存型 ロボットシステムにおける技術課題”, 日本ロボット学会誌, Vol.16, No.3, pp.288-294, (1998)
- [6] 指田 利生, “超音波振動を利用したモータ装置”, 特開昭 55-125052, (1980)
- [7] T.Sashida and T.Kenjo, “An introduction to ultrasonic motors”, Oxford, U.K:Clarendon, (1993).
- [8] 前野 隆司, “超音波モータ”, 日本ロボット学会誌 Vol.21 No.1, pp.10-14, (2003)
- [9] K.Uchino, “Piezoelectric ultrasonic motors: overview”, Smart Materials and Structures, Vol.7, pp.273-285, (1998)
- [10] 山形 浩実, 金子 成彦, “移動する円筒タンク内のスロッシング抑制制御”, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.64 No.621, pp.200-209, (1998)
- [11] 福田 敏男, 鈴木 明人, 柴田 碧, “液体容器の液位の振動抑制制御の研究 (第 2 報, 容器の回転モーメントを考慮した液体搬送時の液位振動制御)”, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.56 No.532, pp.99-106, (1990)
- [12] 勝部 展生, 永井 正夫, “傾動式自動注湯機の液面制御に関する研究 (第 1 報, モデリングと制御)”, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.65, No.634, pp.185-191, (1999)
- [13] 勝部 展生, 永井 正夫, “傾動式自動注湯機の液面制御に関する研究 (第 2 報, 搬送中における容器傾動入力による予見制御の提案)”, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.67 No.658, pp.96-102, (2001)
- [14] 勝部 展生, 永井 正夫, “傾動式自動注湯機の液面制御に関する研究 (第 3 報, 傾動制御系と液面制御系の協調制御)”, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.68, No.670, pp.125-130, (2002)
- [15] 栗山 嘉文, 矢野 賢一, “溢流の防止を考慮したハンドリング制御”日本機械学会論文集 (C 編) 第 75 巻 754 号 pp.1690-1697, (2009)

- [16] H.Ohtsuka, Z.Iwai and I.Mizumoto, " Discrete Adaptive State Feedback Control Based on a Strict Positive Realness and Its Application to the Liquid Container Transfer System ", JSME International Journal. Series C, Vol.41, No.3, pp.371-377, (1998)
- [17] M.Tzamtzi and F.Koumboulis " Sloshing Control in Tilting Phases of the Pouring Process ", International Journal of Mathematical, Physical and Engineering Sciences, Vol.1, No.3 pp.175-182, (2007)
- [18] 古莊 純次, 長尾 裕史, 佐野 明人, 成瀬 誠, " 関節のトルク情報を用いたロボットアームの制振制御 ", 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.56, No.528, pp.119-126, (1990)
- [19] 小島 宏行, " 関節角目標値計画によるフレキシブルロボットアームの残留振動抑制制御に関する研究 ", 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.65, No.635, pp.2659-2664, (1999)
- [20] 小島 宏行, 千木島 英幸, 桑野 好文, 阿部 慶一, 菊地 範芳, " ステッピングモータで駆動される 3 自由度半導体ウエハ搬送ロボットアームの軌道追従制御と誤差解析 ", 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.72, No.719, pp.4-10, (2006)
- [21] 福田 敏男, " フレキシブルロボットアームの制御 (第 1 報, 一, 二自由度系の位置決め時の振動制御) ", 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.51, No.468, pp.2140-2144, (1985)
- [22] 荒川 淳, 福田 敏男, " フレキシブルロボットアームの制御 (第 2 報, 2 自由度連成系のモデル化と基本特性) ", 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.53, No.488, pp.954-961, (1987)
- [23] 荒川 淳, 福田 敏男, " フレキシブルロボットアームの制御 (第 3 報, 3 自由度系の最適振動抑制制御と感度解析) ", 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.56, No.529, pp.128-135, (1990)
- [24] 荒川 淳, 福田 敏男, " フレキシブルロボットアームの制御 (第 4 報, 3 自由度系に関する制御実験) ", 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.57, No.539, pp.147-154, (1991)
- [25] T.Tsuji, S.Nakayama, A.Araki and K.Ito, " Instantaneous Inverse Kinematic Solution for Redundant Manipulators Based on Virtual Arms and Its Application to Winding Control ", Series C Vol.38, No.1, pp.87-93, (1995)
- [26] C.Jer, C.Kuang, " A Constrained Optimization Approach for Planning of Redundant Robot Manipulators " JSME international journal, Series C, Vol.41, No.3, pp.430-442, (1998)
- [27] 竹下 光夫, 小林 祐之輔, 則次 俊郎, " フィードバック誤差学習を用いたフレキシブルアームロボットの振動抑制搬送質量が変化する場合 ", 日本機械学会講演論文集, No.25, pp.205-206, (2002)

- [28] 積際 徹, 瀧上, 神吉 厚之, 横川 隆一, 吉田 和信, “ 人間とロボットの協調作業におけるロボットのインピーダンス制御の安定性に関する一考察 ”, 日本機械学会論文集中 (C 編), Vol.71, No.707, pp.165-170, (2005)
- [29] Chih-jer LIN, Cha'o-Kuang CHEN, “ A Constrained Optimization Approach for Path Planning of Redundant Robot Manipulators ”, JSME international journal, Series C, Vol.41, No.3, pp.430-442, (1998)
- [30] 積際 徹, 横川 隆一, 原 敬, “ 多自由度を有する垂直多関節ロボットのコンプライアンスの計測 (7 自由度を有するロボット PA-10 への適用) ”, 日本機械学会論文集中 (C 編), Vol.69, No.688, pp.153-160, (2003)
- [31] Y.Sawada, D.Koga and T.Watanabe, “ LEQG Control of a Single-link Flexible Arm ”, SICE Annual Conference 2005, pp.3165-3169, (2005)
- [32] T.Flash and N.Hogan, “ The Coordination of Arm Movements -an Experimentally Confirmed Mathematical Model ”, The Journal of Neuroscience, Vol.5 No.7, pp.1688-1703, (1985)
- [33] 手嶋 教之, “ 食事支援マニピュレータとその要素技術 ”日本ロボット学会誌 Vol.14, No.5, pp.624-627, (1996)
- [34] M.Whittaker, “ Handy-1Robotic Aid to Eating: A Study in Social Impact ”,Proceeding of RESEN Int92,(1992)
- [35] R.Soyama, S.Ishii, A.Fukase, and S.kuroiwa, “ Operating interface for metal-assistance robot 'My Spoon' ”,Proceedings of 3rd SICE System Integration Division Annual Conference, Vol.1 pp.433-434 (2002)
- [36] 横山浩大, 浜口雅史, 谷口隆雄, “ 食事支援用マニピュレータの動作決定法 (冗長性と回避優先度を利用した衝突回避の一手法) ”日本機械学会講演論文集 No.095-1,(2009)
- [37] K.F.Laurin-Kovitz, J.E.Colegate and S.D.R.Carnes, “ Design of Components for Programmable Passive Impedance ”, Proceedings of International Conference on Robotics and Automation, pp.1476-1451, (1991)
- [38] 森田 寿郎, 菅野 重樹, “ メカニカルインピーダンス調節機構による関節制御 -機構の提案とロボット指への適用- ”, 日本ロボット学会誌, Vol.14, No.1, pp.131-136, (1996)
- [39] 森田 寿郎, 富田 信義, 植田 武男, 菅野 重樹, “ 関節の機械インピーダンスを調節可能な力制御ロボットアームの開発 ”, 日本ロボット学会誌 Vol.16, No.7, pp.1001-1006, (1998)
- [40] 章国 光, 古荘 純次, 坂口 正道, “ 外乱オブザーバーを用いたサーボシステムへの液晶系 ER 流体の応用 ”, 日本機械学会ロボメカ講演会'96, pp.1249-1252, (1996)
- [41] 小川 透, 永谷 圭司, 田中 豊, “ ディスロケーション関節を有するロボットアームの製作 ”第 21 回日本ロボット学会学術講演会予稿集, (2003)

- [42] 小川 透, 永谷 圭司, 田中 豊, “ 衝突時に物体や自己の破壊を防ぐロボットアーム用ディストーション関節の開発 ”日本機械学会論文集 (C 編), Vol.71, No.705, pp.1638-1645(2005)
- [43] 田中 泰斗, 稲葉 昭夫, 光井 輝彰, 横井 貴広, “ 人間共存ロボットの衝突安全に関する研究-ロボット外皮の開発と全身での衝突緩和制御- ”岐阜県生産情報技術研究所研究報告 第5号
- [44] C.R.Cardany, G.Rodeheaver, J.Thacker, M.T.Egerton and R.F.Edlich, “ The Cruch Injury :A High Risk Wound ”, Jonal of Emergency Physician, Vol.5, pp.965-970 (1976)
- [45] A.A.Fischer, “ Pressure Tolerance over Muscles and Bones Nomal Subjecs ”, Arch Phys Med Rehabil Vol.67, pp.406-409 (1986)
- [46] Y.Yamada, Y.Hirasawa, S.Y.Huang, Y.Umetani, “ Human-Robot Contact in the Safeguarding Space ”IEEE/ASME trans. Mechtronics, Vol.2, pp.230-236, (1997)
- [47] H.R. Lissner, M. Lebow and F.G. Evans, “ Experimental Studies on the Relation between Acceleration and Intracranial Pressure Changes in Man ”, Surgery, Gynecology, and Obstetrics, Vol.111, pp.329-338, (1960).
- [48] 生田 幸, 士野方 誠, “ 福祉ロボットの安全性に関する統一的評価法の提案-危険性の定量化による安全設計対策の評価- ”, 日本ロボット学会誌 Vol.7, No.3, pp.363-370, (1999)
- [49] 山野 郁男, 前野 隆司, “ 超音波モータと弾性要素を用いた5指ロボットハンドの開発 ”, 日本ロボット学会誌 Vol.23, No.8, pp977-985, (2005)
- [50] T.Takaki, K.Sugiyama, T.Takayama and T.Omata, “ Development of two DOF finger using load-sensitive continuously variable transmissions and ultrasonic motors ”, Advanced Robotics, Vol.20, No.8, pp.897-911, (2006)
- [51] 遠山 茂樹, 米竹 淳一郎, “ 超音波モータを応用したパワーアシストスーツの開発 ”, バイオメカニズム学会誌, Vol.30 No.4, pp.189-193, (2006)
- [52] 遠山 茂樹, “ 農業用パワーアシストスーツの開発 ”, 農業機械学会誌, Vol.72, No.2, pp.109-113, (2010)
- [53] 深谷 直樹, 沢田 潔, 奥 秀明, 和田 博, 遠山 茂樹, “ 球面超音波モータを用いた動力義手の開発 ”, 精密工学会誌, Vol.67, No.4, pp.654-659, (2001)
- [54] 鎮西 清行, “ オープンMRIとロボット ”, 日本ロボット学会誌, Vol.18, No.1, pp.37-40, (2000)
- [55] K.Takemura, S.Parkb, T.Maenoc, “ Control of multi-dof ultrasonic actuator for dexterous surgical instrument ”, Joumal of Sound and Vibration, Vol.311, No.3-5, pp.652-666, (2008)

- [56] 正宗 賢, “ MRI 環境下における低侵襲手術支援システム ”, 日本機械学会誌, Vol.110, No.1058, pp.15-18, (2007)
- [57] 阿隅 一将, 福永 了一, 稲田 豊, 藤村 健, 黒澤 実, “ V 型超音波モータを用いた高速高分解能ステージ-高速高分解能超音波モータ「VSM」の小型・非磁性化とその性能 ”, 超音波 TECHNO Vol.22, No.3, pp.62-65, (2010)
- [58] 森田 寿朗, 鈴木 雄一郎, 川崎 毅彦, 菅野 重樹, “ 人間共存ロボットマニピュレータの衝突安全設計と制御 ” 日本ロボット学会誌, Vol.16, No.1, pp.102-109, (1998)
- [59] 木村 慎一郎, 浜口 雅史, 谷口 隆雄, “ 2 回転式アクティブ吸振器付き搬送車による液体タンクの制振制御-静止液位変化を考慮したゲインスケジュールによる制振搬送 ”, 日本機械学会講演論文集, No.035-1, (2003)
- [60] 吉田和哉, マブロイディス コンスタンティノス, ドゥボウスキー スティーブン, “ 衝突時に関節運動を生じるマニピュレータの衝撃力学特性の定式化と同定 ” 日本ロボット学会誌 Vol.16 No.1, pp.110-117, (1998)
- [61] 羽生 良輔, 辻 俊明, 金子 裕良, 阿部 茂, “ ロボットアームの未知オブジェクトに対する衝突緩和制御 (安全・安心なロボットを目指して) ”, ロボティクス・メカトロニクス講演会講演概要集 2008, 2A1-A23(1)-2A1-A23(4), (2008)
- [62] 菅野 重樹, 菅岩 泰亮, 岩田 浩康, “ 人間共存ロボットにおける生活支援のためのビジョン技術 ”, 日本ロボット学会誌, Vol.27, No.6, pp.596-599, (2009)
- [63] 神宮 利夫, “ 回転するロボットアームの障害物への衝突および急停止における非定常応答 ”, 日本機械学会論文集 (A 編), Vol.61, No.581, pp.99-105, (1995)
- [64] 真下 智昭, “ 超音波モータを用いたロボットの開発と制御 ”, システム制御情報学会誌, Vol.57, No.2, pp.55-60, (2013)
- [65] 浜口 雅史, 寺嶋 一彦, 野村 宏之, “ 各種設計条件における液体タンクの最適搬送制御 ”, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.60, No.573, pp.182-189, (1994)
- [66] 浜口 雅史, 藤本 浩, 寺嶋 一彦, “ 2 次元液体タンクの直線水平搬送システムにおける速度パターンとタンク形状のハイブリッド設計法 ”, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.67, No.654, pp.67-73, (2001)
- [67] 東川 晋平, “ 3 次元軌道を考慮した液体搬送システムの構築と自動注湯ロボットへの応用 ”, 豊橋技術科学大学修士論文, (2001)
- [68] 兼重 明宏, 西田 真幸, 寺嶋 一彦, “ 振動抑制と目標値追従性を考慮したクレーンによる液体コンテナ搬送制御 ”, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.62 No.596, pp.75-82, (1996)
- [69] K.Yano, M.Hamaguchi, K.Terashima, “ Advanced Control of Liquid Container Transfer Considering the Suppression of Liquid Vibration ”, The 4th Symposium on Advances in Control Education, pp.113-118, (1997)

- [70] 矢野 賢一, 川岸 博伸, 寺嶋 一彦, “ CFD によるスロッシング解析と溶湯搬送制御システム設計 ”, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.68, No.671, pp.75-82, (2002)
- [71] 渋谷 涼太, “ 自律走行方自動注湯ロボットにおける容器傾動を考慮した液面制振制御と落下位置推定 ” 豊橋技術科学大学博士論文, (2014)
- [72] 山下 貴仁, Wisnu Aribowo, 内山 直樹, 寺嶋 一彦, 増井 陽二, 佐伯 亨, “ 半導体ウェハ搬送ロボットへの Preshaping 制御の応用と実験検証 ”, 計測自動制御学会論文集, Vol.50, No.4, pp.328-334, (2014)
- [73] W. Aribowo and K. Terashima, “ Cubic Spline Trajectory Planning and Vibration Suppression of Semiconductor Wafer Transfer Robot Arm ”, International Journal of Automation Technology, Vol.8, No.2, pp.265-274, (2014)
- [74] 小松 厚郎, “ 福祉用 7 自由度ロボットアームの設計と力学シミュレーション ”, 豊橋技術科学大学修士論文, (2000)
- [75] 堀内 健吾, “ 衝突安全性を考慮した冗長多自由度ロボットアームの開発 ”, 豊橋技術科学大学修士論文, (2001)
- [76] 坊野 卓郎, “ 7 軸ロボットアームのシステム同定と冗長性を利用した軌道生成 ”, 豊橋技術科学大学卒業論文, (2004)
- [77] 真下 智昭, “ 高速度顕微鏡を用いた超音波モータのトルク生成に関する研究 ”, 精密工学会大会学術講演会講演論文集 2011A(0), pp.565-566, (2011)
- [78] 高岡 碧, 真下 智昭, 寺嶋 一彦, “ 高速度顕微鏡を用いた超音波モータのトルク生成メカニズムに関する研究 ”, 第 30 回日本ロボット学会学術講演会講演論文集, (2012)
- [79] 鈴森 康一 “ ロボットとアクチュエータのバックドライバリティ ” 日本ロボット学会誌, Vol.31, No.6, pp.548-551, (2013)
- [80] WSTS 日本協議会, WSTS 2012 年秋季半導体市場予測について, (2012)
- [81] S.Futami, N.Kyura, S.Hara, “ Vibration Absorption Control of Industrial Robots by Acceleration Feedback ”, IEEE TRANSACTIONS ON INDUSTRIAL ELECTRONICS, Vol.IE-30(3), AUGST, pp.299-305 (1983)
- [82] Y.Marushita, H.Ikeda and H.Sugie, “ Vibration Suppression Control using the Load-side Acceleration Feedback ”, Annu Conf IEEE Ind Electron Soc, Vol.33, No.2 pp.810-815 (2007)
- [83] 岩村 誠人, 松木 喜昭, 尾崎 弘明, “ 搬送用ロボットアームのアクティブ振動制御 (第 1 報, モデリングと制御器設計に関する基礎的検討) ”, 福岡大学工学集報 89, pp.13-17, (2012)
- [84] N.C.Singer and W.P.Seering, “ Preshaping Command Inputs to Reduce System Vibration ”, Transactions of the ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control, Vol.112, No.1, pp.76-82, (1990)

- [85] N.C.Singer, “ Residuul Vibration Redution in Compute Controlled Machines ” , Massachusetts Institut of techology January , (1989)
- [86] M.D.Duong, K.Terashima, T.Kamigaki, and H.Kawamura, “ Development of a Vibration Suppression GUI Tool Based on Iput Preshaping and its Application to Semiconductor Wafer Transfer Robot ”, International Journal of Automation Technology, Vol.2 , No.6 , pp.479-485 , (2006)
- [87] K.Terashima , M.D.Duong , Y.Masui , H.Kawamura , T.Kamigaki , M.Fujii and T.Fukuda “ Vibration Suppression GUI Tool based Input ShapingControl and Its Applications to Industrial Processes ”, SYROCO'09 , pp.349-354 , (2009)
- [88] 増井陽二, 寺嶋一彦, 河村博年, 神垣敏雄, “ 高次振動モード対応の振動制御汎用 GUI の開発と適用 ”第 10 回システムインテグレーション部門講演会 (SI2009) , (2009)
- [89] A.Wisnu , T . Yamashita , K.Terashima , Y.Masui , T.Saeki , T.Kamigaki and H.Kawamura, “ Vibration Control of Semiconductor Wafer Transfer Robot by Building an Integrated Tool of Parameter Identification and Input Shaping ” Proceedings of the 18th IFAC World Congress, (2011)
- [90] N.Uchiyama, K.Mori, K.Terashima, T.Saeki, T.Kamigaki and H.Kawamura, “ Optimal Motion Trajectory Generation and Real-Time Trajectory Modification for an Industrial RobotWorking in a Rectangular Space ”, Journal of System Design and Dynamics, Vol.7, No.3, (2013)
- [91] 森和紀, “ 振動抑制と障害物回避を考慮したロボットの最適軌道生成 ”, 豊橋技術科学大学修士論文, (2009)
- [92] 大田 信之, “ ダイカスト ”, 日刊工業新聞社, (1957)
- [93] 祝田 謙一, 小河原 和夫 “ ダイカスティング ”, 日刊工業新聞社, (1963)
- [94] 菅野 友信, 植原 寅蔵, “ ダイカスト技術入門 ”, 日刊工業新聞社, (1971)
- [95] 内野 研二, J.R.Giniewicz, “ マイクロメカトロニクス: 圧電アクチュエータを中心に ”, 森北出版, (2007)
- [96] 前野 隆司, “ 固着 ・ 滑りを考慮した超音波モータの接触解析 ”, 日本音響学会誌, Vol.54 , No.4 , pp.305-311 , (1998)
- [97] N.W.Hagood IV and A.J.McFarland: “ Modeling of a Piezoelectric Ultrasonic Motor ”, IEEE Trans, Ultason, Ferroelec, Freq Contr, Vol.42, No.2, pp.210-224, (1995)
- [98] 山田 陽滋, 杉本 旭, “ 人間の痛覚体制値の評価 ”日本ロボット学会誌, Vol.13, No.5, pp.639-642, (1995)
- [99] 岡田 昌史, “ 人間らしい柔らかな動きと駆動機構 ”, 日本ロボット学会誌, Vol.17, No.6, pp.782-785 , (1999)

- [100] 森田 寿朗, “ メカニカルソフトネスとコンプライアンス調節 ”, 日本ロボット学会誌, Vol.17, No.6, pp.790-794, (1999)
- [101] W.T.Towmsend: “ The effect of Tranamission Design on Focrce Controlled Manipulataor Performance ”, Technical Report 1054, MIT AI Lab.(1988)
- [102] 兵藤 和人, 小林 博昭, “ 非線形バネ要素を持つ建制御手首機構の研究 ”, 日本ロボット学会誌 Vol.13 No.5 pp.666-673, (1995)
- [103] 大鐘 大介, 兵藤 和人, 小林 博昭 “ 非線形バネ要素を持つ7自由度建制御アームの機構と制御 ”, 日本ロボット学会誌 Vol.14, No.8 pp.1152-1159, (1996)

研究業績

査読付学術論文

1. 山下 貴仁, Wisnu Aribwo, 内山 直樹, 寺嶋 一彦, 増井 陽二, 佐伯 亨, “ 半導体ウェハ搬送ロボットへの Preshaping 制御の応用と実験検証 ”, 計測自動制御学会論文誌 Vol.50, No.4, pp.328-334 (2014)
2. 山下 貴仁, 真下 智昭, 寺嶋 一彦, “ 楕円運動の変化を考慮した超音波モータの応答性に関する研究 ”, 日本ロボット学会誌【採録確定】

査読付国際会議論文

1. Takahito YAMASHITA, Wisnu ARIBOWO and Kazuhiko TERASHIMA, “ Transfer and Sloshing Control of Molten Metal Using a Ladle with 6-Degrees-of-Freedom Robot Arm in Die Cast Process ”, Proceedings of 12th International Conference on Aluminium Alloys (ICAA12), pp.2351-2356, (2010)
2. T. Yamashita, T. Mashimo, N. Takesue, and K. Terashima, “ Safeness of a Robot Arm using Ultrasonic Motors with High Responsiveness and Backdrivability ”, IEEE/SICE International Symposium on System Integration 2014 (SII2014) pp.28-33, (2014)

表彰

1. 【平成 26 年 計測自動制御学会中部支部 産学連携賞】佐伯 亨, 増井 陽二, 神垣 敏雄, 河村 博年, 山下 貴仁, Wisnu Aribwo, 内山 直樹, 寺嶋 一彦, “ 振動抑制と衝突回避を考慮した半導体ウェハ搬送ロボットの最適制御 ”
2. 【平成 26 年 計測自動制御学会中部支部 技術賞】佐伯 亨, 増井 陽二, 神垣 敏雄, 河村 博年, 山下 貴仁, Wisnu Aribwo, 内山 直樹, 寺嶋 一彦, “ 振動抑制と衝突回避を考慮した半導体ウェハ搬送ロボットの最適制御 ”
3. 【IEEE/SICE International Symposium on System Integration 2014 (SII2014) Best Paper Awards Finalist (170 本中 7 本)】T. Yamashita, T. Mashimo, N. Takesue, and K. Terashima, “ Safeness of a Robot Arm using Ultrasonic Motors with High Responsiveness and Backdrivability ”

謝辞

本論文の執筆にあたり，多くの先生方のご指導と多くの方々のご協力を賜りました．

指導教員である豊橋技術科学大学機械工学系教授 寺嶋一彦先生には産業用ロボット，溶湯の搬送という大きなテーマをいただき，ロボットの制御の基礎から，振動工学，その応用まで多大な知識をご教授していただきましたこと心より感謝申し上げます．どのように大きな目標を掲げ，いかにしてそれを実現していくかということ，知識を蓄えるだけでなく，それを丁寧に説明する姿勢など，研究者，技術者としてのあり方を学ばせていただきました．また，共同研究や多くのプロジェクトに関わる機会をいただき，社会貢献に対する自覚をつけることができました．

豊橋技術科学大学エレクトロニクス先端融合研究所 テニユアトラック助教 真下智昭先生には超音波モータを用いたロボットアームの開発という研究テーマをいただき，自身で装置の設計から制御まですべての課程に取り組むことのできる貴重な機会をいただきましたこと，難題にぶつかったときに解決の手助けをいただきましたこと心より感謝申し上げます．

豊橋技術科学大学機械工学系准教授 三好孝典先生，助教 田崎良佑先生はじめ多くの先生方には研究だけでなく，多方面でご指導をいただきましたこと深く感謝申し上げます．

また，ご多忙にも関わらず，本論文の審査委員を務めて頂き，有益なご助言をいただきました機械工学系教授 河村庄造先生，内山直樹先生に厚くお礼を申し上げます．

本研究を行うにあたり，助言，およびご協力をいただきましたシステム制御研究室の皆様，特に5年と半年間，共にロボットアームの研究に取り組んだ Wisnu Aribowo 氏，本研究室博士課程を修了された増井陽二氏，渋谷涼太氏，アームハンドグループ修了生の市原啓太氏，本田誠氏，美間康平氏，卒業生の細野公蔵氏，EHRIS 真下グループ修了生の高岡碧氏，卒業生の長谷川晃平氏，在学生の金田礼人氏にお礼を申し上げます．

また，実験装置の提供，保守ならびに学術論文での共著など多大なご支援をいただきました，河村博年氏，神垣敏雄氏，佐伯亨氏始めシンフォニアテクノロジー株式会社の皆様，実験装置の管理並びに実験場所のご提供を賜りました小牧拓也氏はじめロボティクス・メカトロニクス研究室の皆様，実験装置の開発にご協力ホンダ電子株式会社 豊田昌弘氏に厚くお礼を申し上げます．

最後に，研究を行うにあたり長年にわたり多大なご迷惑をお掛けし，ご支援を頂いた両親に深くお礼を申し上げます．

付録 A 先端座標・姿勢(式(3.7), 式(3.9) ~ (3.11))

付録として, 3 章式 (3.7), 式 (3.9) ~ (3.11) の先端座標と先端姿勢の導出式を示す.

$$x = \cos \theta_1 (\cos \theta_2 ((l_5 + l_6) \cos \theta_3 \cos \theta_4 \sin \theta_5 + \sin \theta_3 ((l_3 + l_4) + (l_5 + l_6) \cos \theta_5)) \\ + \sin \theta_2 (l_2 - (l_5 + l_6) \sin \theta_3 \cos \theta_4 \sin \theta_5 + \cos \theta_3 ((l_3 + l_4) + (l_5 + l_6) \cos \theta_5))) - (l_5 + l_6) \sin \theta_1 \sin \theta_4 \sin \theta_5$$

$$y = \sin \theta_1 (\cos \theta_2 ((l_5 + l_6) \cos \theta_3 \cos \theta_4 \sin \theta_5 + \sin \theta_3 ((l_3 + l_4) + (l_5 + l_6) \cos \theta_5)) \\ + \sin \theta_2 (l_2 - (l_5 + l_6) \sin \theta_3 \cos \theta_4 \sin \theta_5 + \cos \theta_3 ((l_3 + l_4) + (l_5 + l_6) \cos \theta_5))) + (l_5 + l_6) \cos \theta_1 \sin \theta_4 \sin \theta_5$$

$$z = l_1 - \sin \theta_2 ((l_5 + l_6) \cos \theta_3 \cos \theta_4 \sin \theta_5 + \sin \theta_3 ((l_3 + l_4) + (l_5 + l_6) \cos \theta_5)) \\ + \cos \theta_2 (l_2 - (l_5 + l_6) \sin \theta_3 \cos \theta_4 \sin \theta_5 + \cos \theta_3 ((l_3 + l_4) + (l_5 + l_6) \cos \theta_5))$$

$$\phi = \tan^{-1} \frac{\sin \theta_1 (\sin \theta_5 \cos \theta_4 \cos(\theta_2 + \theta_3) + \cos \theta_5 \sin(\theta_2 + \theta_3)) + \sin \theta_5 \sin \theta_4 \cos \theta_1}{\sin \theta_5 \cos \theta_4 \cos \theta_1 \cos(\theta_2 + \theta_3) - \sin \theta_5 \sin \theta_4 \sin \theta_1 + \cos \theta_5 \cos \theta_1 \sin(\theta_2 + \theta_3)}$$

$$\theta = \cos^{-1} (\cos \theta_5 \cos(\theta_2 + \theta_3) - \sin \theta_5 \cos \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3))$$

$$\psi = \tan^{-1} \frac{\sin(\theta_2 + \theta_3) (\sin \theta_6 \cos \theta_5 \cos \theta_4 + \cos \theta_6 \sin \theta_4) + \sin \theta_6 \sin \theta_5 \cos(\theta_2 + \theta_3)}{\sin \theta_6 \sin \theta_4 \sin(\theta_3 + \theta_2) - \cos \theta_6 (\cos \theta_5 \cos \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3) + \sin \theta_5 \cos(\theta_2 + \theta_3))}$$

付録B ヤコビ行列(式(3.14))

付録として, 3章式(3.14)のヤコビ行列を示す.

$$J_{11} = -\sin \theta_1 (\sin(\theta_2 + \theta_3) ((l_6 + l_5) \cos \theta_5 + l_4 + l_3) + (l_6 + l_5) \sin \theta_5 \cos \theta_4 \cos(\theta_2 + \theta_3) + l_2 \sin \theta_2) - (l_6 + l_5) \sin \theta_5 \sin \theta_4 \cos \theta_1$$

$$J_{12} = \cos \theta_1 (\cos(\theta_2 + \theta_3) (l_6 + l_5) \cos \theta_5 + l_4 + l_3 - (l_6 + l_5) \sin \theta_5 \cos \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3) + l_2 \cos \theta_2)$$

$$J_{13} = \cos \theta_1 (\cos(\theta_2 + \theta_3) (l_6 + l_5) \cos \theta_5 + l_4 + l_3 - (l_6 + l_5) \sin \theta_5 \cos \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3))$$

$$J_{14} = -(l_6 + l_5) \sin \theta_5 (\sin \theta_4 \cos \theta_1 \cos(\theta_2 + \theta_3) + \cos \theta_4 \sin \theta_1)$$

$$J_{15} = -(l_6 + l_5) (\cos \theta_5 (\sin \theta_4 \sin \theta_1 - \cos \theta_4 \cos \theta_1 \cos(\theta_2 + \theta_3)) + \sin \theta_5 \cos \theta_1 \sin(\theta_2 + \theta_3))$$

$$J_{16} = 0$$

$$J_{21} = \cos \theta_1 (\sin(\theta_2 + \theta_3) ((l_6 + l_5) \cos \theta_5 + l_4 + l_3) + (l_6 + l_5) \sin \theta_5 \cos \theta_4 \cos(\theta_2 + \theta_3) + l_2 \sin \theta_2) - (l_6 + l_5) \sin \theta_5 \sin \theta_4 \sin \theta_1$$

$$J_{22} = \sin \theta_1 (\cos(\theta_2 + \theta_3) ((l_6 + l_5) \cos \theta_5 + l_4 + l_3) - (l_6 + l_5) \sin \theta_5 \cos \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3) + l_2 \cos \theta_2)$$

$$J_{23} = \sin \theta_1 (\cos(\theta_2 + \theta_3) ((l_6 + l_5) \cos \theta_5 + l_4 + l_3) - (l_6 + l_5) \sin \theta_5 \cos \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3))$$

$$J_{24} = (l_6 + l_5) \sin \theta_5 (\cos \theta_4 \cos \theta_1 - \sin \theta_4 \sin \theta_1 \cos(\theta_2 + \theta_3))$$

$$J_{25} = (l_6 + l_5) (\cos \theta_5 (\cos \theta_4 \sin \theta_1 \cos(\theta_2 + \theta_3) + \sin \theta_4 \cos \theta_1) - \sin \theta_5 \sin \theta_1 \sin(\theta_2 + \theta_3))$$

$$J_{26} = 0$$

$$J_{31} = 0$$

$$J_{32} = -\sin(\theta_2 + \theta_3) ((l_6 + l_5) \cos \theta_5 + l_4 + l_3) - (l_6 + l_5) \sin \theta_5 \cos \theta_4 \cos(\theta_2 + \theta_3) - l_2 \sin \theta_2$$

$$J_{33} = -\sin(\theta_2 + \theta_3) ((l_6 + l_5) \cos \theta_5 + l_4 + l_3) - (l_6 + l_5) \sin \theta_5 \cos \theta_4 \cos(\theta_2 + \theta_3)$$

$$J_{34} = (l_6 + l_5) \sin \theta_5 \sin \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3)$$

$$J_{35} = -(l_6 + l_5)(\cos \theta_5 \cos \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3) + \sin \theta_5 \cos(\theta_2 + \theta_3))$$

$$J_{36} = 0$$

$$J_{41} = 1$$

$$J_{42} = \frac{\sin \theta_5 \sin \theta_4 (\sin \theta_5 \cos \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3) - \cos \theta_5 \cos(\theta_2 + \theta_3))}{\sin^2 \theta_5 (\cos^2 \theta_4 \cos^2(\theta_2 + \theta_3) + \sin^2 \theta_4) + 2 \sin \theta_5 \cos \theta_5 \cos \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3) \cos(\theta_2 + \theta_3) + \cos^2 \theta_5 \sin^2(\theta_2 + \theta_3)}$$

$$J_{43} = \frac{\sin \theta_5 \sin \theta_4 (\sin \theta_5 \cos \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3) - \cos \theta_5 \cos(\theta_2 + \theta_3))}{\sin^2 \theta_5 (\cos^2 \theta_4 \cos^2(\theta_2 + \theta_3) + \sin^2 \theta_4) + 2 \sin \theta_5 \cos \theta_5 \cos \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3) \cos(\theta_2 + \theta_3) + \cos^2 \theta_5 \sin^2(\theta_2 + \theta_3)}$$

$$J_{44} = \frac{\sin(2\theta_5) \cos \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3) + 2 \sin^2 \theta_5 \cos(\theta_2 + \theta_3)}{2 \sin^2 \theta_5 (\cos^2 \theta_4 \cos^2(\theta_2 + \theta_3) + \sin^2 \theta_4) + \sin(2\theta_5) \cos \theta_4 \sin(2(\theta_2 + \theta_3)) + 2 \cos^2 \theta_5 \sin^2(\theta_2 + \theta_3)}$$

$$J_{45} = \frac{1}{\cos^2 \theta_5 \csc(\theta_4) \sin(\theta_2 + \theta_3) + \sin \theta_5 (\sin \theta_5 \sin \theta_4 \csc(\theta_2 + \theta_3) + \cot(\theta_4) (\cos(\theta_2 + \theta_3) (\sin \theta_5 \cos \theta_4 \cot(\theta_2 + \theta_3) + 2 \cos \theta_5)))}$$

$$J_{46} = 0$$

$$J_{51} = 0$$

$$J_{52} = \frac{\sin \theta_5 \cos \theta_4 \cos(\theta_2 + \theta_3) + \cos \theta_5 \sin(\theta_2 + \theta_3)}{\sqrt{1 - (\cos \theta_5 \cos(\theta_3 + \theta_2) - \sin \theta_5 \cos \theta_4 \sin^2(\theta_2 + \theta_3))}}$$

$$J_{53} = \frac{\sin \theta_5 \cos \theta_4 \cos(\theta_2 + \theta_3) + \cos \theta_5 \sin(\theta_2 + \theta_3)}{\sqrt{1 - (\cos \theta_5 \cos(\theta_3 + \theta_2) - \sin \theta_5 \cos \theta_4 \sin^2(\theta_2 + \theta_3))}}$$

$$J_{54} = \frac{-\sin \theta_5 \sin \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3)}{\sqrt{1 - (\cos \theta_5 \cos(\theta_3 + \theta_2) - \sin \theta_5 \cos \theta_4 \sin^2(\theta_2 + \theta_3))}}$$

$$J_{55} = \frac{\cos \theta_5 \cos \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3) + \sin \theta_5 \cos(\theta_2 + \theta_3)}{\sqrt{1 - (\cos \theta_5 \cos(\theta_3 + \theta_2) - \sin \theta_5 \cos \theta_4 \sin^2(\theta_2 + \theta_3))}}$$

$$J_{56} = 0$$

$$J_{61} = 0$$

$$J_{62} = \frac{-\sin \theta_5 \sin \theta_4}{\sin^2(\theta_2 + \theta_3) (\cos^2 \theta_5 \cos^2 \theta_4 + \sin^2 \theta_4) + 2 \sin \theta_5 \cos \theta_5 \cos \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3) \cos(\theta_3 + \theta_2) + \sin^2 \theta_5 \cos^2(\theta_2 + \theta_3)}$$

$$J_{63} = \frac{-\sin \theta_5 \sin \theta_4}{\sin^2(\theta_2 + \theta_3) (\cos^2 \theta_5 \cos^2 \theta_4 + \sin^2 \theta_4) + 2 \sin \theta_5 \cos \theta_5 \cos \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3) \cos(\theta_3 + \theta_2) + \sin^2 \theta_5 \cos^2(\theta_2 + \theta_3)}$$

$$J_{64} = \frac{-(\sin \theta_5 \cos \theta_4 \sin(2(\theta_2 + \theta_3)) + 2 \cos \theta_5 \sin^2(\theta_2 + \theta_3))}{2 \sin^2(\theta_2 + \theta_3)(2 \cos \theta_5 \cos^2 \theta_4 + \sin^2 \theta_4) + \sin(2\theta_5) \cos \theta_4 \sin(2(\theta_2 + \theta_3)) + 2 \sin^2 \theta_5 \cos^2(\theta_2 + \theta_3)}$$

$$J_{65} = \frac{\sin \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3)(\cos \theta_5 \cos(\theta_2 + \theta_3) - \sin \theta_5 \cos \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3))}{\sin^2(\theta_2 + \theta_3)(\cos^2 \theta_5 \cos^2 \theta_4 \sin^2 \theta_4) + 2 \sin \theta_5 \cos \theta_5 \cos \theta_4 \sin(\theta_2 + \theta_3) \cos(\theta_2 + \theta_3) + \sin^2 \theta_5 \cos^2(\theta_2 + \theta_3)}$$

$$J_{66} = -1$$

付録C 4.2節 比例制御による周波数 応答

本論文 4.2 節では周波数応答による応答性の比較を行うために，式 (4.10)，(4.11) の制御則を用いていた．これは一般に bang-bang 制御と呼ばれる制御則で，入力大きさに制約がある場合の最短時間制御法である．ここでは比例制御との比較を行う．比例ゲインは $K_p = 0.1, 0.5$ とした場合の結果を Fig. C.1 ~ C.4 に示す． K_p を 0.5 より大きくした場合でも， $K_p = 0.5$ の結果と差異は生じなかった．どの結果においても，式 (4.10)，(4.11) の制御則を用いた場合の方が高い周波数までゲインが低下していない，あるいは両者の結果に差異がないことが確認できる．

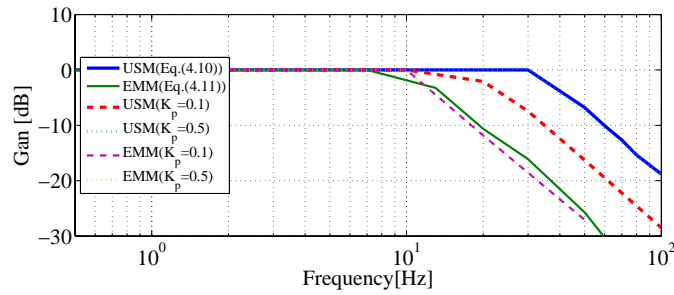


Fig. C.1 $I_L: 3.0 \times 10^{-4}$ [kgm²], Amplitude: 0.087 [rad]

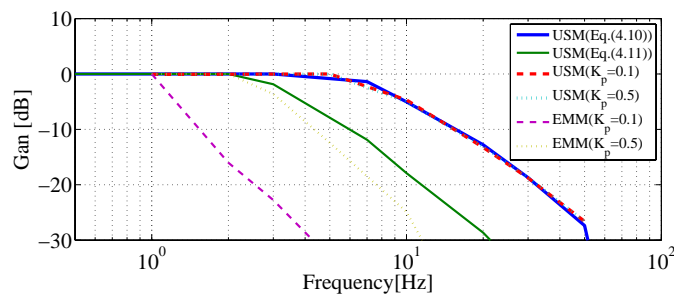


Fig. C.2 $I_L: 3.0 \times 10^{-4}$ [kgm²], Amplitude: 0.785 [rad]

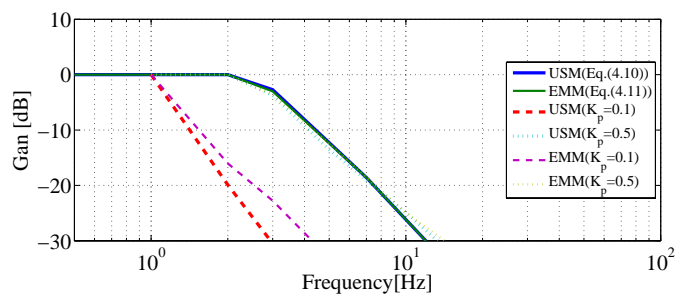


Fig. C.3 $I_L: 6.0 \times 10^{-2}$ [kgm²], Amplitude: 0.087 [rad]

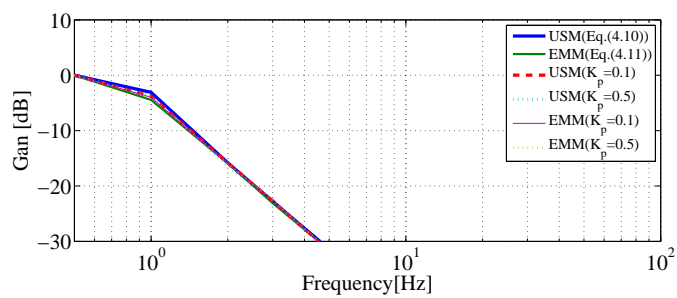


Fig. C.4 $I_L: 6.0 \times 10^{-2}$ [kgm²], Amplitude: 0.785 [rad]

付録D 4.3節 駆動周波数の変化による Δt への影響

ステータの楕円運動の成長は一般に材料の減衰係数に依存するため，駆動周波数が変化した場合でも，トルクが生じない時間 Δt の値は変化しない．これを確認するため，駆動周波数を 42.0，43.0 [kHz] として実験を行った．（4.3 節の実験では共振周波数である 41.0 [kHz] で実験を行っていた．）結果を Fig. D.1, D.2 に示す．共振周波数で実験を行った場合と同様 $\Delta t = 3$ [ms] として計算を行うことで実験結果とよく一致していることが確認でき，交流電圧の周波数が変化しても Δt の値に影響がないことが確認できる．

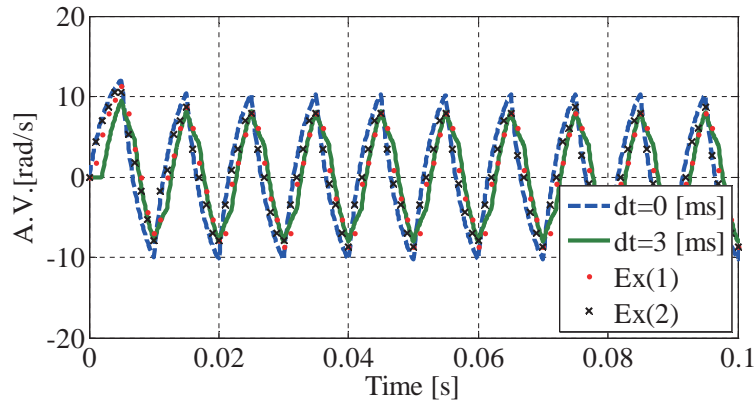


Fig. D.1 50 [Hz]-Repetitive movement($f = 42.0$ [kHz])

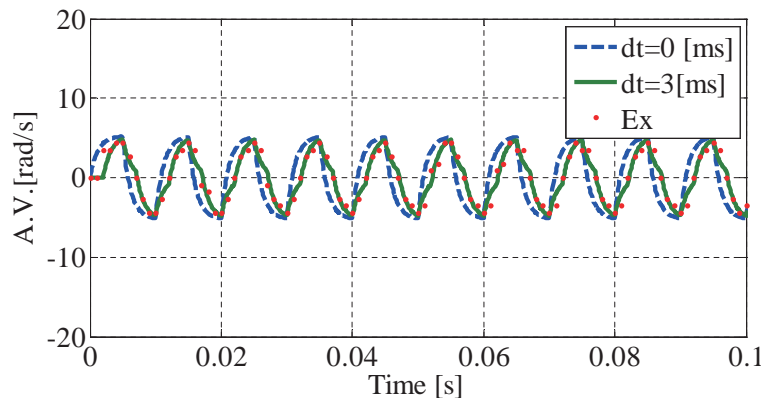


Fig. D.2 50 [Hz]-Repetitive movement($f = 43.0$ [kHz])