

# 非線形弾性腱を持つ腱駆動機構の制御系構築と衝撃に対する腱弾性の効果

|       |  |
|-------|--|
| メタデータ | 言語: jpn<br>出版者:<br>公開日: 2012-05-24<br>キーワード (Ja):<br>キーワード (En):<br>作成者: 小澤, 隆太<br>メールアドレス:<br>所属: |
| URL   | <a href="http://hdl.handle.net/10291/12915">http://hdl.handle.net/10291/12915</a>                  |

明治大学大学院 理工学研究科

2000 年度 博士学位請求論文

非線形弾性腱を持つ腱駆動機構の制御系構築と  
衝撃に対する腱弾性の効果

Control of tendon-driven mechanisms with non-linear elastic tendons  
and effects of tendon elasticity against impact disturbances

学位請求者 機械工学専攻

小澤隆太

# Control of tendon-driven mechanisms with non-linear elastic tendons and effects of tendon elasticity against impact disturbances

by  
Ryuta Ozawa

## abstract

In this paper, we propose control systems for tendon-driven robotic mechanisms with non-linear elastic tendons and investigate stability of the closed-loop systems and effects of the elasticity against unpredictable contacts. In the historical perspective of robotics, practical robots can be seen only in the industrial sense and the robots demanded high repeatability and high accuracy. In the case, elasticity in drive systems is an undesired element, because the elasticity makes robotic systems unstable and difficult to control positions with a high degree of accuracy.

Tendon-driven mechanisms are generally used in articulated-finger robotic hands, because the hands are required to be as light as possible. But the elasticity of the tendons cannot be negligible, so it is necessary to take the elasticity into account in their control design. Recently, attention to elasticity is necessary because of its safe contact with human. It is easy to install some different elastic devices into tendon-driven mechanisms. So far, several such devices have been developed by researchers. But only few controller design methods for the mechanisms are investigated, despite of great effects of controllers on the elastic devices.

In this thesis three control methods for tendon-driven mechanisms are proposed; *non-linear*, *adaptive* and *PD control methods*. The control methods proposed in this thesis can be applied to tendon-driven mechanisms which have linear/ non-linear and desired/ undesired elastic tendons. The first two control methods result in high gain controllers and can control the position passively, but they require high computational cost. On the other hand, PD control methods give low gain controllers and it has high robustness for disturbance forces and parameter estimation errors. In addition, it can use the elasticity of the tendons up to the maximal potential.

We also investigate effects of tendon elasticity against impact disturbances for the three control methods as well as a dual sampling tensile force feedback control method, which is one of well-known controllers for tendon-driven mechanisms.

---

---

# 目次

---

---

|  |           |
|--|-----------|
| <b>第 1 章 序論</b>                        | <b>5</b>  |
| 1.1 はじめに                               | 5         |
| 1.2 研究背景                               | 5         |
| 1.3 本論文の目的                             | 12        |
| 1.4 本論文の構成                             | 14        |
| 1.5 本論文で用いられる表記法                       | 15        |
| <b>第 2 章 腱駆動機構の運動学および動力学</b>           | <b>19</b> |
| 2.1 はじめに                               | 19        |
| 2.2 腱の運動学                              | 19        |
| 2.3 関節剛性調整                             | 22        |
| 2.4 腱駆動システムの定式化                        | 23        |
| <b>第 3 章 厳密な線形化に基づく非線形制御</b>           | <b>25</b> |
| 3.1 はじめに                               | 25        |
| 3.2 システムの線形化可能性                        | 25        |
| 3.3 システムの安定性                           | 32        |
| 3.4 オブザーバを用いた手法                        | 34        |
| 3.5 シミュレーション                           | 36        |
| 3.6 考察                                 | 39        |
| <b>第 4 章 適応制御</b>                      | <b>49</b> |
| 4.1 はじめに                               | 49        |
| 4.2 腱弾性特性が既知の場合の腱駆動機構 (Type A)         | 51        |
| 4.3 腱弾性特性が未知の場合の腱駆動機構 (Type B, Type C) | 53        |
| 4.4 適応アルゴリズム                           | 58        |
| 4.5 シミュレーション                           | 59        |
| 4.6 考察                                 | 70        |

---

|                            |            |
|----------------------------|------------|
| <b>第 5 章 PD 定値制御</b>       | <b>77</b>  |
| 5.1 はじめに                   | 77         |
| 5.2 位置ポテンシャルと弾性エネルギー       | 77         |
| 5.3 腱駆動機構の PD 位置制御         | 80         |
| 5.4 手先にホロノームな拘束を持つシステム     | 83         |
| 5.5 シミュレーション               | 88         |
| 5.6 考察                     | 90         |
| <b>第 6 章 接触時の非線形弾性腱の効果</b> | <b>99</b>  |
| 6.1 はじめに                   | 99         |
| 6.2 張力フィードバック制御系の定常特性      | 99         |
| 6.3 非線形制御系の定常特性            | 100        |
| 6.4 適応制御系の定常特性             | 103        |
| 6.5 PD 制御系の定常特性            | 104        |
| 6.6 シミュレーション               | 106        |
| 6.7 考察                     | 114        |
| <b>第 7 章 結論</b>            | <b>119</b> |
| 7.1 要約                     | 119        |
| 7.2 今後の方向性                 | 120        |
| <b>付録 A 諸定理について</b>        | <b>123</b> |
| A.1 ブロック行列の逆行列             | 123        |
| A.2 線形システムの定常状態            | 124        |
| A.3 LaSalle の定理            | 124        |
| <b>付録 B 張力フィードバック制御</b>    | <b>125</b> |
| B.1 張力フィードバックシステム          | 125        |
| <b>付録 C シミュレーションについて</b>   | <b>127</b> |
| C.1 レグレッサ表現                | 127        |
| <b>謝辞</b>                  | <b>131</b> |
| <b>参考文献</b>                | <b>133</b> |

---

---

# 第1章 序論

---

---

## 1.1 はじめに

本論文は腱に非線形弾性を持つ腱駆動機構の制御系構築および腱駆動機構に衝撃力が加わった時の非線形弾性腱の効果に関する研究を行う。本章では本研究の背景および目的を述べる。つぎに本論文の構成を述べ、最後に本論文で用いる記号について記す。

## 1.2 研究背景

現在まで実用化されているロボットは主に産業界へ導入されており、高精度、高繰り返し精度の実現に必要な“剛体信仰”から生まれたものである(吉川・立花, 1987), (吉川, 1994)。そのためロボットの機構は高剛性が要求され、高質量化してきた。よって接触してもロボットが逃げる能力(バックドライバビリティ)を持たないために、ロボットとの接触は致命的な事故につながるおそれがある。このため工場などの生産現場では、ロボットの可動範囲には柵や囲いを設け、人間が入れないようにすることが義務づけられている(労働安全課編, 1992)。また生産効率向上のために、マニピュレータの動力学が無視できないほどに高速で動作することが要求される。そのために適応制御などのハイゲイン制御の研究が行われてきた。この流れに対して人間型ロボットや人間との共同作業を実現するためのロボットが近年研究されている。この様なロボットを実現するための研究は従来からソフトウェアを用いた力制御手法を用いて行われているが、近年機構の面からも力制御が見直されてきており、このような力制御のための弾性機構は腱駆動機構に挿入して使用されるものが多い。

以下では本研究に関連の深い人間型ロボット、力制御、弾性関節マニピュレータ、適応制御、弾性機構、腱駆動機構の現在までの研究について調べる。

### 1.2.1 人間型ロボット

人間の技能の理解や人間と同じ環境へのロボットの導入を目指し、歩行ロボット(加藤, 1973), (高西, 1997)や柔らかいロボット(兵頭・小林, 1993), (森田, 1999), 人間の作業を補助するロボット機構の研究(川村, 1999), 福祉ロボットに関する研究(本間・新井, 1999), (石

井, 1998), (河野・神田, 1998), (梁・和田・浅田, 1998), (生田・野方, 1999), ロボットと人間のインターフェイス (岩田, 1999) の研究等が行われてきた。さらに近年の (株) 本田技術研究所の P2 (広瀬・竹中・五味・小澤, 1997) やソニー (株) のペット型ロボット (藤田, 1998) の開発をきっかけに, アミューズメントロボット (藤田, 1998), (中島, 1998), 人間型ロボット (人間共存型ロボット研究専門委員会, 1998a), (人間共存型ロボット研究専門委員会, 1998b), (古田・富山, 2000), (近野・古田・内山, 2000), (山野・那須・武田・中村・西田・Genci・水戸部, 2000), (山崎・松井・宮下・北野, 2000), (Williamson, 1999), 仮想ロボットプラットホームと言われる人間型ロボットの研究支援のシミュレータに関するもの (谷江・平井, 1998), (境・村瀬・稲葉・井上, 2000), (山根・中村, 2000) などが現れ, この流れはより活発化してきている。この流れを受けて近年「人間の作業・生活空間において, 人間と協調・共存して複雑な作業を行うことが可能な人間協調・共同型ロボットの実現」を目的とした「人間強調・共存型ロボットシステム」プロジェクトが実施されている (井上・比留川, 2001)。

ロボットと人間との空間の共有を考える場合, 最も重要な問題の一つは人との接触による危険をいかに回避するかということである。Lim and Tanie (1999) は粘弾性材料で覆われた剛体マニピュレータを移動可能な台の上に載せることにより, 人間と共同作業を行うロボットの接触力の減少をはかっている。しかし, これらのロボットに取り付けられているマニピュレータのほとんどは産業用ロボットのような高剛性マニピュレータである。また接触安定性に対する対策はマニピュレータの外側に柔らかい皮膚の様なものを取り付けた程度に留まっている (山田, 1999)。これらのロボットは柔らかな動作を実現するために, 次節で紹介するように従来からあるマニピュレータの力制御理論を用いていることが多い。

### 1.2.2 ロボットの力制御

ロボットの力制御の研究はこれまで数多く行われている。そのもっとも有名なものはハイブリッド位置/力制御 (Mason, 1981), (Raibert & Craig, 1981), (Khatib, 1987) とインピーダンス制御 (Hogan, 1985a, 1985b, 1985c), (Caccavale, Natale, Siciliano, & Villani, 1999), (Fasse & Hogan, 1995) である。ハイブリッド位置/力制御は力制御方向と位置制御方向を選択行列と言われる射影行列により分離して制御を行う。しかし, この方法は位置・力方向を数学的に厳密に直交化してるとはいえず (Duffy, 1990), 回転関節を持つ多自由度マニピュレータに適用すると本質的な運動学的不安定性を示す可能性が示されている (An, Atkeson, & Hollerbach, 1991)。このために安定性の問題が非常に重要となる (Doulgeri, Fahantidis, & Paul, 1998), (Yabuta, 1992)。Fisher and Mujtaba (1992) は選択行列とヤコビ行列を合わせた射影空間を考えることによりこの問題を解決している。またこのハイブリッド力/位置制御に関するサーベイが Vukobratovic and Stojic (1995) によりまとめられている。

インピーダンス制御は電気回路のアナロジーから命名された手法で, 外力に対して望ましいバネ・マス・ダンパー特性を持つようにシステムを振る舞わせる方法である。この方法の

特徴はハイブリッド位置/力制御のような精度のよい制御ができない反面、安定性の面でハイブリッド位置/力制御より優れている事である。インピーダンス制御において特に弾性特性に注目したものをステイフネス制御といい (Mason & Salisbury, 1985), 特にバネ定数の逆数に注目したものをコンプライアンス制御という (金子・横井・谷江, 1985), (羅・伊藤, 1990), (前川・大道・大西, 1992). 金子, 横井, 谷江はトルクサーボ系の安定性の観点からダイレクトコンプライアンス制御法を提案し, シリアルリンクアーム (金子他, 1985), パラレルリンクアーム (横井・金子・谷江, 1989), 多指ハンド (前川・金子・横井・谷江・今村, 1989) に適用している。また岩城は安定な負のコンプライアンスを提案し, 直交座標系での発生可能なコンプライアンスの帯域幅をダイレクトコンプライアンス制御より飛躍的に増大させている (岩城, 1990), (岩城・松尾, 1990), (岩城・松尾, 1991). しかしながら, これらの方法の欠点の一つにインピーダンスパラメータをどの程度に設定したらいいのかわからないと言う問題がある。これに対して人間のインピーダンスを測定し (Flash & Ivaldi, 1990), (Ivaldi, Hogan, & Bizzi, 1985), (森谷・辻・金子, 1995), (Gomi & Kawato, 1996), そのインピーダンスをロボットに適用する事が考えられており, 高剛性マニピュレータに対しては  $1[\text{m sec}]$  程度のサンプリングタイムを持てば能動的力制御で柔らかい接触が行える (An et al., 1991) と主張されている。

これらの力制御理論をまとめたサーベイも数多く出ている (Schutter, Zhu, & Spong, 1997), (Whitney, 1987), (吉川, 1991), (小菅, 1991), (Zeng & Hemami, 1997), (Chiaverini, Siciliano, & Villani, 1999). Whitney (1987) は実験的にこれらの制御法を調べ, その当時まで使われている力制御理論で実用に耐えるものはリモートセンタコンプライアンス (RCC) 機構 (Whitney, 1982) を用いた方法であると結論づけている。Schutter et al. (1997) はハイブリッド位置/力制御とインピーダンス制御の拘束条件の違いに着目し, ハイブリッド位置/力制御は拘束を設けることにより運動に必要な最小限の自由度にする制御系であり, インピーダンス制御は冗長自由度を持たせた外乱につよい制御系であると規定している。そのため正確な力制御を行うにはハイブリッド位置/力制御が, 接触に対するロバスト性に関してはインピーダンス制御が理想であるとしている。さらに, さらに両方の制御系の特徴を生かした制御系を実現するために力制御系を位置制御ループの外側または並列に配置した制御系が望ましいとし, その条件を満たしている制御系としてハイブリッドインピーダンス制御 (Anderson & Spong, 1988) や並列力/位置制御 (Siciliano, 1995) を上げている。Chiaverini et al. (1999) は手先に6軸の力センサを取り付けた6自由度の産業用ロボットを用いて静的な接触モデルに基づく力制御と動的な接触モデルに基づく力制御の比較を行い, 動的な接触モデルを用いた並列力/位置制御が最適であると結論づけている。ただしこれらの方法は詳細な環境のモデルを必要とする。このことは工場のような整備された環境以外では難しい。またこれらの制御法は手首などに取り付けられた力センサ情報に基づき制御を行うことが多い。

手首の力センサはリンクや関節に存在する弾性によって非共配置 (noncollocation) となる。

そのため、関節にトルクセンサを取り付ける方法も考えられている (Asada & Yamamoto, 1984), (金子・和田・前川・谷江, 1991). 関節トルクフィードバックはロボットの動力学を考慮した計算トルク法を実現するために用いるが, 手先の接触力の制御を行うときはやはり手先に力センサをつける必要があることが指摘されている (Vukobratovic & Stokic, 1994).

RCC機構を除いたほとんどすべての方法は力センサを用いた動的な制御法に基づいている. このような研究結果から力制御は駆動系の弾性を極力除く方向に進むことになり, ダイレクトドライブマニピュレータ (Asada & Yamamoto, 1984) のようなマニピュレータが開発されてきたが, これは出力/質量比が非常に小さく, ほとんど実用化に至っていない.

これらの動的な方法では固い環境と接触するとその戦略に関わらず激しいチャタリングが起きることが報告されている (An et al., 1991). Eppinger と Seering は単純なモデルを使い, この原因の解析を行った (Eppinger & Seering, 1986), (Eppinger & Seering, 1989). 彼らの研究によるとこの原因は機構の弾性に起因するアクチュエータとセンサの非共配置である. しかしこのような結果にも関わらず, センサ等の弾性や環境自体の持つ弾性が固い環境と接触する時の安定性に寄与することが示されている (An et al., 1991). 動的な方法では当然な事としてマニピュレータの手先以外の点で接触したり, 力センサに故障があった場合は非常に危険である.

### 1.2.3 弾性関節マニピュレータ

関節に弾性を持つマニピュレータの研究は高速な位置制御において長いシャフトやハーモニックドライブに起因する関節の弾性が無視できない場合があることから始まった. モデリングについては Spong (1987) が有名である. Spong は関節に生じる弾性が微小と考え, 積分多様体上の問題に帰着させ, 特異摂動法を用いた制御法を提案している (Spong, Khorasani, & Kokotovic, 1987), (Spong, 1987). Marino and Spong (1988) は 1 自由度弾性関節マニピュレータに対して, 微分幾何に基づき静的状態フィードバックと座標変換により Brunowsky 正準形に帰着させ, その上で線形制御理論を適用した. De Luca (1988) は動的状態フィードバックを用いることによりこの方法を多自由度弾性関節マニピュレータにも適用できるようにした. また De Luca (1996) は近年この方法を弾性関節と剛体関節が混在したマニピュレータに拡張している. 弾性関節マニピュレータの力制御の研究は Spong (1989) や Ider (1999), Lin and Goldenberg (1996) により行われている. また適応制御系についての研究も行われている (Nicosia & Tomei, 1993), (Lozano & Brogliato, 1992), (Khorasani, 1992). これらの方法は基本的に関節に存在する弾性効果を制御入力により打ち消し, その上で位置制御や力制御を行おうとするものである. これに対して Tomei (1991) は Takegaki and Arimoto (1981) が機械システム (剛体ロボット) に対して構築した受動性に基づく PD 制御を弾性関節マニピュレータに拡張した. この受動性に基づく方法は非常にロバストな制御系であり,  $H_\infty$  の意味で外乱抑制も行えることが示されている (Arimoto, 1995), (Arimoto, 1996), (Nakayama

& Arimoto, 1996). この受動性に基づく方法 (Ortega, Loria, Nicklasson, & Sira-Ramirez, 1998), (Schaft, 2000), (有本, 1999) は, 適応制御 (Doulgeri & Arimoto, 1999) や繰り返し学習制御, 非線形のインピーダンス制御 (Arimoto, Han, Cheah, & Kawamura, 1999) に適用され, つまみ作業の制御入力における非線形の重ね合わせの理 (Arimoto, Tahara, Nguyen, & Han, 2000) が成立するなど近年注目を集めている (Arimoto, 1999).

#### 1.2.4 適応制御

適応制御系は制御系の動特性をオンラインで自動調整する目的で生まれた. この方法はセルフチューニング制御とモデル規範型適応制御の二つに分けることができる. セルフチューニング制御は同定と制御の一体化が主眼であり, 基本的に最小自乗法による同定と最小分散制御の組み合わせられたものであるが, 全体的な安定性は保証されないのが一般的である. これに対してモデル規範型適応制御は確定系を扱い, 制御装置のパラメータの自動調整機能を導入した場合の安定性を Lyapunov 関数や超安定理論を用いて示すものである (新, 1993). ロボットのような構造がわかりやすいものは後者のモデル規範型適応制御を用いることが多い. またモデル規範型適応制御の相対次数が2以上の場合の設計法として, 相対次数と同数のサブシステムを作り, 仮想入力を発生させながら制御系を設計する backstepping 法も確立されている (尾形, 1999).

マニピュレータの適応制御系はその動力学パラメータと関節情報から構成される項が線形にかかる事が分かってから急速に発展した (大須賀, 1986). これらの手法は大きく二つに分けられる. 一つは関節加速度の測定や推定慣性の逆行列の存在を仮定した逆動力学に基づく方法であり (大須賀, 1986), もう一つは, コリオリ・遠心力項が慣性行列の微分と歪対称行列の和によって表される非線形機械システムの利用した受動性に基づく方法である (Landau & Horowitz, 1988), (Benallegue, 1995). 前者は関節の位置, 速度, 加速度情報を必要とし, 後者は関節位置, 速度情報のみで構成できる. Landau は正実なマニピュレータの誤差動力学と強正実な制御器との負フィードバック結合による超安定性を利用した (Landau & Horowitz, 1988). Slotine と Li はスライディングモード制御の観点からこの適応制御系を構築した (Slotine & Li, 1988). これに対して Spong, Ortega, and Kelly (1990) はこの方法が Lyapunov の直接法と Lasalle の定理を用いて解けることを示している. これらの結果は Brogliato, Landau, and Leal (1991) によりまとめられている. その後, これらの手法はマニピュレータの高速運動のために関節の弾性が無視できなくなった弾性関節マニピュレータに拡張された (Khorasani, 1992), (Lozano & Brogliato, 1992), (Benallegue, 1995), (Brogliato, Ortega, & Lozano, 1995). これらの方法は基本的に関節剛性と逆動力学を使い関節の目標軌道から目標モータ位置を推定し, そのモータ角に対して強正実となる参照信号を出力として取り, この出力とアクチュエータを含めた全システムの動力学の誤差信号との間の受動性を利用して安定性を図っている. これらの文献での違いは安定性を保証するために用いられ

る Lyapunov 関数内の弾性に関する貯蓄関数の形の違いであり、それにより出力の形に差が出て来る。これらの文献で仮定している弾性は全て線形回転弾性で、リンクの位置、速度情報から加速度、躍度が推定可能であり、関節の目標信号は4階連続微分可能で一様有界であると仮定している。

### 1.2.5 マニピュレータの弾性機構

近年人間のような柔らかい動作を機械的に実現しようとする動きが出て来た (Laurin-Kovitz, Colgate, & Carnes, 1991), (Williamson, 1999), (森田・菅野, 1996), (森田・富田・植田・菅野, 1998a), (森田, 1999), (岡田, 1999), (大鐘・兵頭・小林, 1996), (兵頭・小林, 1993), (堀・西原, 2000). 構造的には大きく分けて関節型のもの (森田, 1999), (岡田, 1999), (則次, 1999), (森田・鈴木・川崎・菅野, 1998b), (森田他, 1998a), (堀・西原, 2000) と人間の筋骨格系を模倣した腱駆動型 (兵頭・小林, 1993), (大鐘他, 1996), (Yamaguchi & Takanishi, 1997) のものがある。森田・菅野 (1996) は関節に取り付けられる機械インピーダンス調節器 (MIA) を開発し、それを取り付けたロボットアームを開発した (森田他, 1998a)。この機構は関節の粘弾性特性を変えることができるが、作用点での特性はほぼ線形である。Seki, Takada, Kamiya, and Nomura (2000) はアクチュエータと関節の間に板バネを取り付けた機構を開発している。これはトルクが変わるごとに剛性も変わり、駆動冗長性がないためにトルクと独立に剛性を変えることができない。岡田・中村 (2000) は人間の関節配置 (Kapandji, 1985) を意識した関節の回転中心の移動する肩機構を作った。この機構は関節内のジンバル機構内に弾性要素が含まれており、このたわみ具合で剛性調節を行うが、関節間の干渉があり、非線形性が強く調整が難しい。堀・西原 (2000) は駆動部と独立な受動剛性機構として、シリンダ・クランク機構を用いている。シリンダ・クランク機構はシリンダ機構の基部側の端点に粘弾性機構を取り付け、リンク側の端点を関節軸に取り付けることにより関節の柔軟性を実現している。

これらの機構は別の観点から弾性機構を挿入したアクチュエータの開発も行われている。Pratt and Williamson (1995) は Series Elastic Actuator と言われる線形回転ばねをアクチュエータと出力軸の間に挿入した機構を開発した。この機構の制御は基本的に能動的な方法で行うが、接触等による衝撃を線形回転ばねにより緩和することを目的としている。この機構は "Cog" と言われる人間の上体を模倣したロボット (Williamson, 1999) や MIT の Leg Lab の "Spring Turkey", "Spring Flamingo", "M2" などといった歩行ロボットにも用いられている (Pratt, 2000)。Morrell and Salisbury (1998) は衝突時の衝撃緩和と力制御時の帯域幅を上げる目的で Parallel-Coupled Micro-Macro Actuator を開発した。このアクチュエータは出力軸側に高帯域幅のマイクロアクチュエータを、出力軸と高出力で低帯域幅のマクロアクチュエータの間に弾性を持つ伝達装置を取り付け、普段はマクロアクチュエータの力を有効に利用し、接触時など高帯域幅が必要な場合はマイクロアクチュエータを利用するというも

のである。これらはどちらも能動的に制御を行っており、使用している弾性機構は衝突等の超高帯域幅現象に対応するためのものである。

一方、腱駆動機構の場合には腱の経路中に非線形ばね要素を挿入する方法が多い。Laurin-Kovitz et al. (1991) は腱の経路を閉ループで構成し、その中に減衰機構と弾性機構を挿入する方法を提案した。兵頭・小林 (1993) は腱の経路中に非線形弾性要素 (NST) と呼ばれる機構を挿入した。この機構は後に大鐘他 (1996) によって改良された。この機構は Fig.1.1 にあるような形をしており、この機構に挿入されている線形ばねのばね定数を  $k$  とし、腱剛性が無限大とすると、理論上  $k/2$  から無限大まで剛性を変えることができる。また Yamaguchi and Takanishi (1997) はこの NST をさらに改良し、複雑な機構ではあるが、腱剛性を理論上 0 から無限大まで変えることができるように改良した。また小金澤・山崎・石川 (2000) はテーパ型の案内軸にコイルばねを巻き付けた非線形弾性機構を開発している。

### 1.2.6 腱駆動機構

腱駆動ロボット機構は駆動部と被駆動部が切り離せるという利点から、ハンド機構のような小型マニピュレータを駆動するために開発された (例えば (Okada, 1982), (Jacobsen, Wood, Knutti, & Biggers, 1984), (Mason & Salisbury, 1985), (Kobayashi, 1985))。また腱の干渉を利用した大型の多自由度マニピュレータも作られている (Townsend, 1988), (Ma, Hirose, & Yashinada, 1993)。この機構の制御目的は従来のマニピュレータと同様に先端部に目的の動作をさせるための駆動トルクの発生にあった。そのためにいかに効率よく目標トルクを発生させるかが研究の一つの焦点となった。一番はじめは関節数  $n$  に対してアクチュエータ  $n$  個を用いる  $n$  タイプのものが開発された (Okada, 1982)。しかしこれは初期張力が小さいと大きなバックラッシュを生み、大きいと摩擦によりエネルギー効率が下がるという欠点があった。そこで次に  $2n$  タイプのマニピュレータが開発された (Jacobsen et al., 1984)。これにより初期張力をかける必要がなくなり、バイアス力を最適に配分することができるようになった。その後  $n+1$  本の腱があれば駆動力を発生するのが十分なことが示され (Mason & Salisbury, 1985), (Kobayashi, Hyodo, & Ogane, 1998), このタイプのマニピュレータが主流となった。ここまでの腱駆動機構はトルクの発生源としての一形態にすぎず、下位レベルで高速なモータや腱張力サーボを組む以外、上位制御系はこれまでのロボット制御と同じものを使っていた (Mason & Salisbury, 1985)。

これに対して人間の柔らかさを実現することを目的とするために上述のように腱の経路中に機械的な弾性装置を設ける腱駆動機構がある。この機構とこれまでの腱駆動機構の違いは、(i) 腱に積極的な可変弾性特性を持たしたこと、(ii) 腱の数を増やしたということである。これまで方法では機構の動力学的非線形部をキャンセルし、その上で各関節独立な線形制御が行われた。そのために機構の複雑化は極力押えることが望ましいとされた。それに対して新しい腱駆動機構では積極的に冗長性を導入することにより外乱が機構に及ぼす影響や機構

が環境へ及ぼす影響を最小限に押えるようにする。精度を求める制御では前者の方が有利であるが、人間との空間の共有を考えるマニピュレータの場合は予測(モデル化)不可能な接触が予想され、これによる悪影響(接触事故等)を最小に押えることが最優先課題の一つであるために、後者のような特性の必要性が予想される。

腱に弾性特性を持たせるかどうかはその使用目的により決定される。一般的に位置制御や能動的力制御を行う場合、腱駆動機構は固いワイヤを用いて機構中に不確定要素を少なくしようとする(Townsend, 1988)。それに対して人間のような柔らかさを機械的に実現しようとする方式では、腱の引きまわしの経路中に非線形な弾性要素を挿入することにより、その弾性を変えられるようにする(Laurin-Kovitz et al., 1991), (兵頭・小林, 1993), (大鐘他, 1996)。この機構と関節数に対する腱の数の冗長性を利用して関節の剛性調整(大鐘他, 1996), (坂・小金澤, 2000), (Yamaguchi & Takanishi, 1997) や腱破断時の張力補償(吉留・兵頭・大鐘・小林, 1999), (吉留, 1999)なども行われている。この他にも腱の運動学の観点からグラフ理論を用いて腱の張り回しの分類を行ったもの(Tsai & Lee, 1989), プーリー径に関係なく腱の張り回しの経路に注目し、構造的に同型な張り回し方の分類を行ったもの(Lee & Tsai, 1991), リンクの長さとおよびプーリー径および腱の張り回し経路に注目し、作業範囲のヤコビ行列の条件数に注目したものの(Ou & Tsai, 1993)などがある。

またシリアルリンク型のワイヤ駆動機構以外にもパラレルワイヤ機構と言われる牽引型のワイヤ駆動機構の研究(大隅・沈・新井, 1994), (川村・崔・田中・木野, 1997), (川村・木野・雀・勝田, 1998), (木野・Chern・川村・有本, 1998)も行われている。この方法はマニピュレータの先端部を軽量化できるために高速運動を行うことができ、その瞬間最高加速度は $400[m/s^2]$ 以上に達する(川村他, 1997)。但しこの機構の作業領域はワイヤを吊す枠構造内に制限されるために、シリアルリンク機構のような広い作業範囲を取るためには大きな構造を必要とする。この機構に対する可操作性(沈・大隅・新井, 1993)や福祉への応用としてパワーアシストを行うための研究(本間・新井, 1999)も行われている。

### 1.3 本論文の目的

本論文の目的は腱に非線形弾性特性を持つ腱駆動機構に対する制御系構築とその安定解析および衝撃力が加わったときの腱弾性の効果を調べることにある。特に次の二つのことに着眼点をおいている。

1. 非線形弾性腱を持つ腱駆動機構に対して、この非線形弾性を考慮した制御系をいかに構築するか。
2. 力制御などの環境との相互作用を目的として腱に非線形弾性特性を積極的に持たせた場合、この非線形弾性特性は制御系の違いによりどのような効果を生むか。

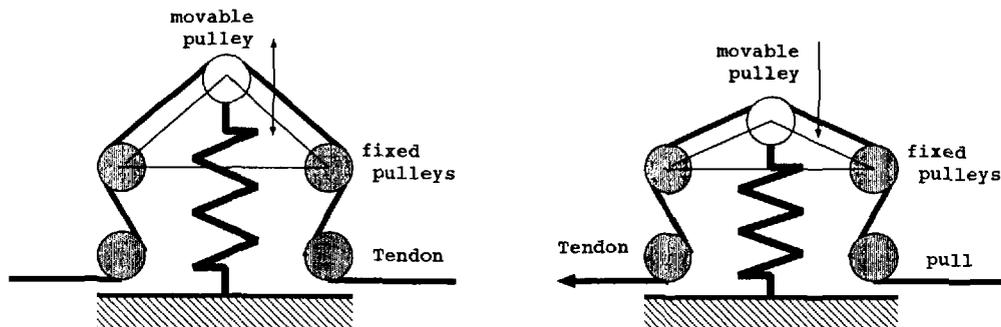


Figure 1.1: Nonlinear Spring Tensionor (Ogane, Hyodo & Kobayashi, 1996). This mechanism consists of a movable pulley(white circle), fixed pulleys(black circles), a linear spring and a tendon.

腱駆動機構は、腱の経路中に非線形弾性要素が入っているか入っていないかに関わらず、腱に非線形な弾性特性が生じることが知られている(川村他, 1997). これらの腱駆動機構の制御には低レベルの張力フィードバックループやモータサーボループの外側に計算機トルク法を行う制御器をおいた多重ループ制御法を用いるのが一般的な方法であり、この方法では内部ループが外部ループより十分収束が速いことが前提となっている。しかし腱の弾性が無視できない場合、この弾性によりアクチュエータとセンサが非共配置となるため、これらの方法では帯域幅に大幅な制限を受けることになる。これは接触不安定性を引き起こす原因ともなる。特に近年、環境との柔らかな接触を実現するために腱の経路中に非線形な特性を生み出す弾性機構を挿入することが行われている。この場合、これまでの多重ループ制御法を用いると柔軟性が無視できないために、環境と接触等が起これないときでさえも、システムが不安定になりやすくなる。そこで本論文ではまず腱の弾性特性を考慮した次の3つの制御系構築を考える。

- (1) 厳密な線形化に基づく非線形制御(オブザーバを用いない場合)
- (2) 厳密な線形化に基づく非線形制御(オブザーバを用いる場合)
- (3) 適応制御
- (4) モータ位置に基づくPD制御

これらの制御系の関係はFig.1.2のようになる。(1)はモデルに基づく制御法であり、高精度な追従制御を行うことができる。しかし非常に多くの計算コスト、高次導関数のセンサ情報と動的パラメータの精密な同定が必要となる。センサ情報の問題に対してはオブザーバを用いる方法(2)が、パラメータ同定問題に対しては適応制御系を用いる方法(3)が有効となる。(4)のPD制御法はロボットアームのエネルギー特性を考慮した定値制御法として開発された

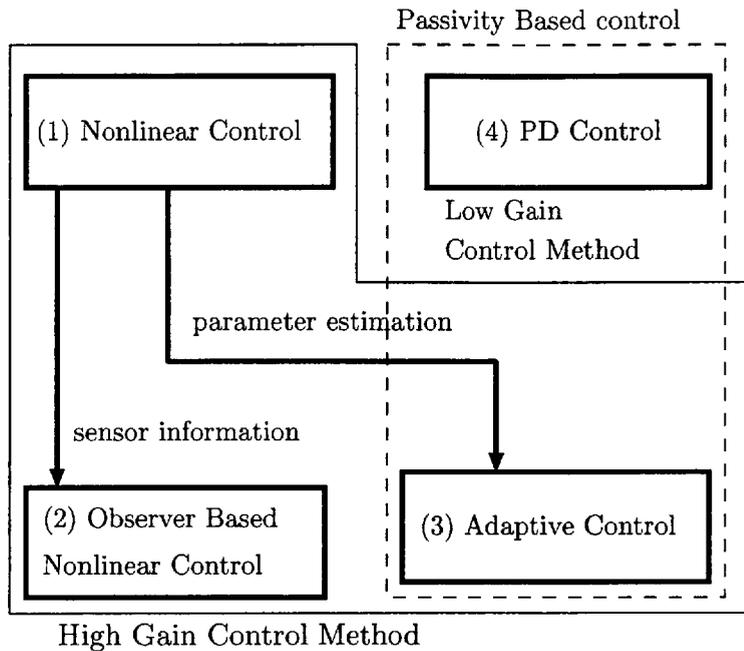


Figure 1.2: Relationship among four control methods used in this thesis

ものであり、追従制御特性を保証していない。しかし、パラメータ誤差や外乱に対して非常にロバストであり、計算コストも非常に少ない。また非線形制御 (1)、オブザーバに基づく非線形制御 (2)、適応制御 (3) は高ゲインフィードバック制御である。それに対して PD 制御 (4) は低ゲイン制御系である。さらに PD 制御 (4) と適応制御 (3) は入出力の受動性を利用した制御系であり、Lyapunov 法により安定性を証明する点で類似している。

従来からマニピュレータに弾性要素が存在すると環境との接触の際に利点があることは認められている (Whitney, 1987), (An et al., 1991)。しかしながら、制御法が違っても同じ弾性特性を持つロボットでもその接触時の力応答特性が変わってくるが、その効果は調べられていない。そこで上記の 3 つの制御法と腱駆動機構の制御法として最もよく用いられる多重ループ構造を持つ張力フィードバック制御系を加えた 4 つの制御法において、衝撃力が加わったときの非線形弾性腱の効果についても調べる。

## 1.4 本論文の構成

本論文の構成は以下のようになっている。まず 2 章で、腱に関する運動学、腱の剛性特性、および腱駆動システムの動力学について論じる。3 章では腱駆動システムの厳密な線形

化に基づく非線形制御系の構築, およびオブザーバフィードバックシステムについて述べ、シミュレーションによりその有効性を調べる。4章では腱の弾性特性に着目し、次の3通りの腱駆動システムの適応制御系の構築を行う。すなわち (A) 腱剛性が既知の場合, (B) 腱剛性が未知であるが線形ばねである場合, および (C) その未知で非線形の場合についての安定解析を行う。5章では腱駆動システムのPD定値制御系について論じる。ここでは目標位置のみが与えられている場合と目標力も与えられている場合の2通りについて考える。また関節速度フィードバックが与えられた場合の安定性の十分条件も調べる。6章では受動剛性要素を持つ場合の腱駆動システムに対し, 上記の3つの制御法と腱駆動機構に由来から最もよく用いられる制御系の一つである張力フィードバック制御系を適用した場合の衝撃力に対する応答特性を論じる。7章では本論文の結論と今後の研究の方向性について述べる。

なお非線形制御系, 適応制御系の適応可能範囲は腱に弾性を持つパラレルワイヤ駆動系 (例えば (川村他, 1997), (木野・矢部・Cheah・川村・有本, 2000)), プーリワイヤ駆動系 (例えば (大鐘他, 1996)) を含むシステムであるが, PD制御の適応可能なクラスはプーリワイヤ駆動系 (例えば (大鐘他, 1996)) のみであることを注意しておく。

## 1.5 本論文で用いられる表記法

ここでは本論文で用いられる共通な表記法について説明する。行列は  $A, B, \dots$  のような大文字のボールドイタリック体, ベクトルは  $a, b, \dots$  のような小文字のボールドイタリック体で表し, スカラーは  $a, b, \dots$  や  $A, B, \dots$  のようなイタリック体で表す。また集合は  $A, B, \dots$  のような大文字のカリグラフィック体を用いる。例外として  $\mathcal{O}(x^n)$  は  $x^n$  のオーダーの関数を表すとする。行列やベクトルの右肩の  $T$  の記号は転置を表す。またベクトルはすべて列ベクトルであるとする。ベクトル, 行列ともに要素により表示するときは  $()$  を用いる。すべての要素が零のベクトルと行列, またはベクトルや行列の要素に零のブロック行列が存在するときは  $\mathbf{o}$  と表す。例えば

$$\mathbf{o} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{pmatrix}, \begin{pmatrix} 1 & 3 & 0 \\ 0 & 2 & 4 \\ 0 & 0 & 3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & 3 & 0 \\ & 2 & 4 \\ \mathbf{o} & & 3 \end{pmatrix} \text{ and } \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \mathbf{o} \\ 1 \end{pmatrix} \quad (1.1)$$

となる。また単位行列を  $I$  で表し, 特にその次元  $a$  を明示する必要がある場合は  $I_a$  と表記する。diag.  $\{\}$  と block diag.  $\{\}$  は対角行列とブロック対角行列を表す。

ベクトル  $a$  に対して  $a \geq b$  ( $a > b$ ) はベクトル  $a$  のすべての要素が  $b$  のすべての要素より大きい (厳密に大きい) ことを意味する。行列  $A$  に対して  $A > \mathbf{o}$  ( $A \geq \mathbf{o}$ ) は  $A$  が正定値 (半正定値) 対称行列であることを意味する。

スカラー値関数  $a(\mathbf{b})$ , ベクトル値関数  $\mathbf{a}(\mathbf{b}) = (a_1(\mathbf{b}), a_2(\mathbf{b}), \dots, a_m(\mathbf{b}))^T$  の  $\mathbf{b} = (b_1, b_2, \dots, b_n)^T$  による偏微分を

$$\frac{\partial a(\mathbf{b})}{\partial \mathbf{b}} \triangleq \left( \frac{\partial a(\mathbf{b})}{\partial b_1} \quad \frac{\partial a(\mathbf{b})}{\partial b_2} \quad \dots \quad \frac{\partial a(\mathbf{b})}{\partial b_n} \right),$$

$$\frac{\partial \mathbf{a}(\mathbf{b})}{\partial \mathbf{b}} \triangleq \begin{pmatrix} \frac{\partial a_1(\mathbf{b})}{\partial b_1} & \frac{\partial a_1(\mathbf{b})}{\partial b_2} & \dots & \frac{\partial a_1(\mathbf{b})}{\partial b_n} \\ \frac{\partial a_2(\mathbf{b})}{\partial b_1} & \frac{\partial a_2(\mathbf{b})}{\partial b_2} & \dots & \frac{\partial a_2(\mathbf{b})}{\partial b_n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \frac{\partial a_m(\mathbf{b})}{\partial b_1} & \frac{\partial a_m(\mathbf{b})}{\partial b_2} & \dots & \frac{\partial a_m(\mathbf{b})}{\partial b_n} \end{pmatrix}$$

と定義する. スカラー  $t$  は時間を表すとし, あるスカラー, ベクトル, 行列値時間関数  $a, \mathbf{a}, \mathbf{A}$  の時間微分を

$$\frac{d}{dt}a = \dot{a}, \quad \frac{d^2}{dt^2}a = \ddot{a}, \quad \dots, \quad \frac{d^{(i)}}{dt^{(i)}}a = a^{(i)}, \dots$$

$$\frac{d}{dt}\mathbf{a} = \dot{\mathbf{a}} = \begin{pmatrix} \dot{a}_1 \\ \dot{a}_2 \\ \vdots \\ \dot{a}_m \end{pmatrix}, \quad \frac{d^2}{dt^2}\mathbf{a} = \ddot{\mathbf{a}} = \begin{pmatrix} \ddot{a}_1 \\ \ddot{a}_2 \\ \vdots \\ \ddot{a}_m \end{pmatrix}, \dots$$

$$\frac{d}{dt}\mathbf{A} = \dot{\mathbf{A}} = \begin{pmatrix} \dot{a}_{11} & \dot{a}_{12} & \dots & \dot{a}_{1n} \\ \dot{a}_{21} & \dot{a}_{22} & \dots & \dot{a}_{2n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \dot{a}_{m1} & \dot{a}_{m2} & \dots & \dot{a}_{mn} \end{pmatrix}, \quad \frac{d^2}{dt^2}\mathbf{A} = \ddot{\mathbf{A}} = \begin{pmatrix} \ddot{a}_{11} & \ddot{a}_{12} & \dots & \ddot{a}_{1n} \\ \ddot{a}_{21} & \ddot{a}_{22} & \dots & \ddot{a}_{2n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \ddot{a}_{m1} & \ddot{a}_{m2} & \dots & \ddot{a}_{mn} \end{pmatrix}, \dots$$

と表す.

ふたつのベクトル値関数  $\mathbf{f}(\mathbf{x}), \mathbf{g}(\mathbf{x})$  に対して,  $[\cdot, \cdot]$  は

$$[\mathbf{f}(\mathbf{x}), \mathbf{g}(\mathbf{x})] = \frac{\partial \mathbf{f}(\mathbf{x})}{\partial \mathbf{x}} \mathbf{g}(\mathbf{x}) - \frac{\partial \mathbf{g}(\mathbf{x})}{\partial \mathbf{x}} \mathbf{f}(\mathbf{x}) \quad (1.2)$$

となる作用素として定義する. これは Lie 括弧積と言われ (Isidori, 1995), ベクトル値関数  $\mathbf{f}(\mathbf{x}), \mathbf{g}(\mathbf{x}), \mathbf{h}(\mathbf{x})$  に対して

$$[\mathbf{f}, \mathbf{g}] = -[\mathbf{g}, \mathbf{f}]$$

$$[[\mathbf{f}, \mathbf{g}], \mathbf{h}] + [[\mathbf{g}, \mathbf{h}], \mathbf{f}] + [[\mathbf{h}, \mathbf{f}], \mathbf{g}] = \mathbf{0}$$

なる関係が成立することが知られている。さらに  $\text{span}\{\mathbf{f}_1, \mathbf{f}_2, \dots, \mathbf{f}_l\}$  は  $l$  個のベクトル  $\mathbf{f}_1, \mathbf{f}_2, \dots, \mathbf{f}_l$  により張ることのできるベクトル空間を表す。またある整数  $k \geq 0$  とベクトル  $\mathbf{f}, \mathbf{g}$  に対して

$$\text{ad}_{\mathbf{f}}^k \mathbf{g}(\mathbf{x}) = [\mathbf{f}, \text{ad}_{\mathbf{f}}^{k-1} \mathbf{g}](\mathbf{x}) \quad (1.3)$$

$$\text{ad}_{\mathbf{f}}^0 \mathbf{g}(\mathbf{x}) = \mathbf{g}(\mathbf{x}) \quad (1.4)$$

となる。またスカラー関数  $\lambda(\mathbf{x})$  に対して

$$L_{\mathbf{f}} \lambda(\mathbf{x}) \triangleq \frac{\partial \lambda(\mathbf{x})}{\partial \mathbf{x}} \mathbf{f} \text{ and } L_{\mathbf{f}}^n \lambda(\mathbf{x}) \triangleq L_{\mathbf{f}} L_{\mathbf{f}}^{n-1} \lambda(\mathbf{x})$$

とする。ただし  $L_{\mathbf{f}}^0 \lambda(\mathbf{x}) \triangleq \lambda(\mathbf{x})$  である。またベクトル  $\mathbf{f}(\mathbf{x})$ , 行列  $\mathbf{G}$  に対して

$$L_{\mathbf{G}} \mathbf{f} \triangleq \frac{\partial \mathbf{f}}{\partial \mathbf{x}} \mathbf{G} \quad (1.5)$$

と定義とする。

最後に本論文ではロボット機構の自由度を  $N$ , 腱の本数を  $M$  で表すこととする。

---

---

## 第2章 腱駆動機構の運動学および動力学

---

---

### 2.1 はじめに

本章では腱の運動学, 腱の受動剛性を利用した関節の剛性調整可能性および腱駆動システムの定式化を行う.

### 2.2 腱の運動学

腱駆動機構ではモータからの駆動力はすべて腱(ワイヤ)を介してマニピュレータに伝達される. 本研究の対象となる腱駆動機構は駆動部の自由度が機構の自由度より多いものに限定する. この機構に対する駆動部の冗長性は次のように定義される.

**定義 2.1** (大鐘他, 1996)  $N$  自由度  $M$  本腱機構 ( $M > N$ ) に対して駆動冗長度  $\alpha$  を以下のように定義する.

$$\alpha = M - N \quad (2.1)$$

□

次に関節変数ベクトル  $\mathbf{q} = (q_1, q_2, \dots, q_N)^T \in \mathcal{R}^N$ , モータ角ベクトル  $\boldsymbol{\theta} = (\theta_1, \theta_2, \dots, \theta_M)^T \in \mathcal{R}^M$ , 腱の弾性変位ベクトル  $\mathbf{l} = (\ell_1, \ell_2, \dots, \ell_M)^T \in \mathcal{R}^M$  に対して

$$\mathbf{l} = \mathbf{y}_q(\mathbf{q}) + \mathbf{R}_a \boldsymbol{\theta} \quad (2.2)$$

となる関係が成り立つ (Fig.2.1 上図参照). ここで  $\mathbf{y}_q(\mathbf{q})$  は関節変位による腱長であり,  $\mathbf{R}_a \boldsymbol{\theta}$  はモータに巻き取られる腱長を表す. ここで  $\mathbf{R}_a$  はモータに取り付けられたプーリの半径を対角要素に持つ行列である. 式 (2.2) の時間微分をとると

$$\dot{\mathbf{l}} = \mathbf{J}_j(\mathbf{q})\dot{\mathbf{q}} + \mathbf{R}_a \dot{\boldsymbol{\theta}} \quad (2.3)$$

となる. ここで各変数の上のドットは時間微分を表し,  $\mathbf{J}_j$  は  $\mathbf{J}_j(\mathbf{q}) = \frac{\partial \mathbf{y}_q(\mathbf{q})}{\partial \mathbf{q}}$  で定義されるヤコビ行列である. プーリを介して駆動力を伝達するタイプの腱駆動機構の腱の伸びは式

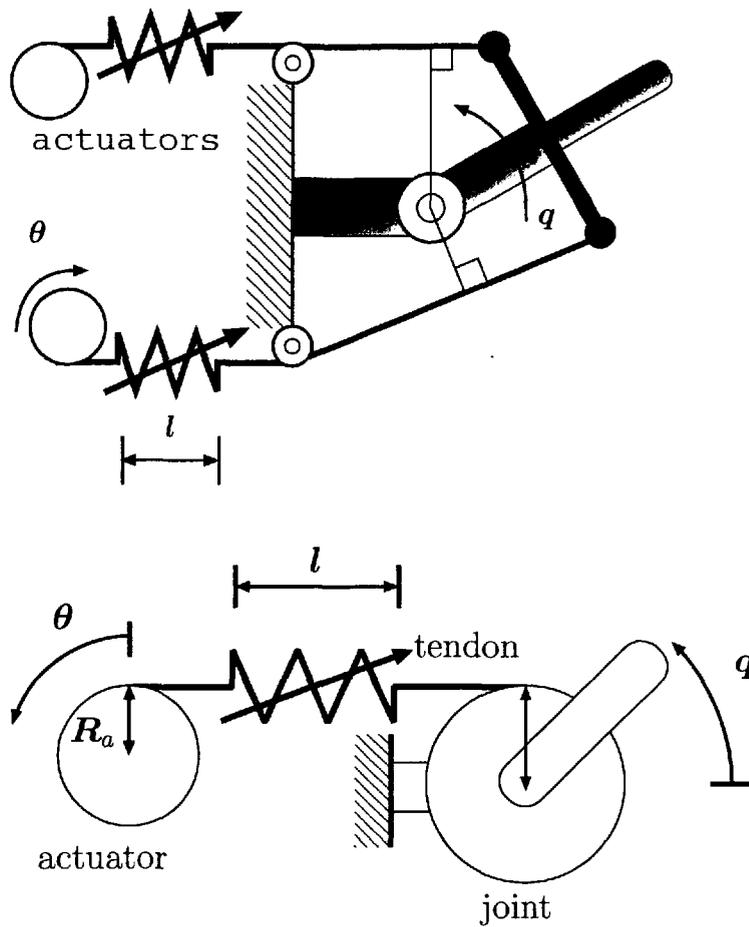


Figure 2.1: Kinematic relation among actuators, a joint, and tendons, (top) parallel-wire driven mechanism, (bottom) pulley-wire driven mechanism

(2.2), (2.3) に対して

$$l = J_j q + R_a \theta \text{ and } \dot{l} = J_j \dot{q} + R_a \dot{\theta} \quad (2.4)$$

という一定なヤコビ行列  $J_j$  を使って書き換えることができる (Fig.2.1 下図参照).

Fig.2.1 の上図は、兵頭・小林 (1993) や小金澤他 (2000) にあるような手首機構を平面で考えた場合の例である。この場合、関節角度が変化するにつれて関節から腕へのモーメントアームが変化する。Fig.2.1 の下図は大鐘他 (1996) や Mason and Salisbury (1985) などで使われているマニピュレータの場合である。ここでは関節軸に取り付けられたプーリがモー

メントアームを一定に保つ役割を果たしている。

このとき関節位置，モータ位置，腱の伸びの各作用点  $\mathbf{q}^\circ, \boldsymbol{\theta}^\circ, \mathbf{l}^\circ$  近傍での微小変位  $\delta \mathbf{q} = \mathbf{q} - \mathbf{q}^\circ$ ,  $\delta \boldsymbol{\theta} = \boldsymbol{\theta} - \boldsymbol{\theta}^\circ$ ,  $\delta \mathbf{l} = \mathbf{l} - \mathbf{l}^\circ$  と関節トルク  $\boldsymbol{\tau} \in \mathcal{R}^N$ , 腱張力  $\mathbf{f}_t \in \mathcal{R}^M$ , モータトルク  $\boldsymbol{\tau}_a \in \mathcal{R}^M$  の関係は式 (2.3) と仮想仕事の原理より

$$\begin{aligned} & \delta \mathbf{l}^T \mathbf{f}_t + \delta \boldsymbol{\theta}^T \boldsymbol{\tau}_a + \delta \mathbf{q}^T \boldsymbol{\tau} \\ &= \{ \mathbf{J}_j(\mathbf{q}^\circ) \delta \mathbf{q} + \mathbf{R}_a \delta \boldsymbol{\theta} \}^T \mathbf{f}_t + \delta \boldsymbol{\theta}^T \boldsymbol{\tau}_a + \delta \mathbf{q}^T \boldsymbol{\tau} \\ &= \delta \mathbf{q}^T \{ \boldsymbol{\tau} + \mathbf{J}_j^T(\mathbf{q}^\circ) \mathbf{f}_t \} + \delta \boldsymbol{\theta}^T \{ \boldsymbol{\tau}_a + \mathbf{R}_a \mathbf{f}_t \} = \mathbf{0}, \end{aligned} \quad (2.5)$$

となる。この関係は任意の  $\delta \mathbf{q}$ ,  $\delta \boldsymbol{\theta}$  と  $\mathbf{q}^\circ$  に対して成立するので、

$$\boldsymbol{\tau} = -\mathbf{J}_j^T(\mathbf{q}) \mathbf{f}_t \text{ and } \boldsymbol{\tau}_a = -\mathbf{R}_a \mathbf{f}_t. \quad (2.6)$$

となる。また右辺の負符号は腱張力を引張方向を正と定義した事による。腱張力  $\mathbf{f}_t$  は常に正でなくてはならないので、任意の関節トルクを発生するために次のような定義が存在する。

**定義 2.2 (腱制御可能性)**(大鐘, 1996) 任意の関節トルク  $\boldsymbol{\tau}$  に対して、その要素がすべて正となる腱張力  $\mathbf{f}_t$  が存在するとき、その腱駆動機構は腱制御可能であるという。言い換えると、 $-\mathbf{J}_j^T$  の凸空間が  $N$  次元線形空間と一致するとき腱制御可能という\*。□

この定義から次の定理が導かれる。

**定理 2.1** (大鐘, 1996) 腱駆動機構が腱制御可能であるための必要十分条件は

1.  $(\forall \mathbf{q} \in \mathcal{T}_c) (\text{rank } \mathbf{J}_j^T(\mathbf{q}) = N)$
2. バイアス張力で  $\mathbf{f}_b > \mathbf{0}$  となるものが存在する。

の2つの条件が同時に成り立つことである。ここで  $\mathcal{T}_c$  は関節が運動する空間全体を表す。□

これより任意の  $\boldsymbol{\tau}$  を生成する腱張力は

$$\begin{aligned} \mathbf{f}_t &= \mathbf{A}^+(\mathbf{q}) \boldsymbol{\tau} + \mathbf{A}^\perp(\mathbf{q}) \boldsymbol{\xi} \\ &= \mathbf{f}_\tau + \mathbf{f}_b \end{aligned} \quad (2.7)$$

と書くことができ、関節駆動力  $\mathbf{f}_\tau = \mathbf{A}^+(\mathbf{q}) \boldsymbol{\tau}$  とバイアス力  $\mathbf{f}_b = \mathbf{A}^\perp(\mathbf{q}) \boldsymbol{\xi}$  に分けることができる。 $\mathbf{f}_b$  は  $\mathbf{f}_t > \mathbf{0}$  となるように定める。ここで  $\mathbf{A}^+ = -\mathbf{J}_j(\mathbf{q}) \{ \mathbf{J}_j(\mathbf{q})^T \mathbf{J}_j(\mathbf{q}) \}^{-1}$  は  $-\mathbf{J}_j^T(\mathbf{q})$  の疑似逆行列、 $\mathbf{A}^\perp(\mathbf{q}) \in \mathcal{R}^{M \times \alpha}$  はその零化空間行列、 $\boldsymbol{\xi}$  は  $\alpha$  次元のベクトルである。

\*この定義は数学的に言うと  $N$  次元アフィン空間を構成するための条件である。

## 2.3 関節剛性調整

非線形な弾性腱を持つ腱駆動システムは関節に対する腱の冗長性を用いて腱の伸びを調整することにより、腱張力だけでなく、腱剛性も制御することができる。腱張力  $\mathbf{f}_t(\mathbf{l}) = (f_{t1}(\ell_1), f_{t2}(\ell_2), \dots, f_{tM}(\ell_M))^T$  は腱の伸び  $\mathbf{l} = (\ell_1, \ell_2, \dots, \ell_M)^T$  の関数であり、

$$\frac{\partial f_{ti}}{\partial \ell_i} > 0, \frac{\partial^2 f_{ti}}{\partial \ell_i^2} \geq 0, \text{ and } (\forall \ell_i \leq 0) (f_{ti}(\ell_i) = 0), \text{ for } i = 1, 2, \dots, M$$

が成立するとする。このとき  $\ell_i^0$  に対して  $f_{ti}^0 = f_{ti}(\ell_i^0)$  の逆関数  $\ell_i^0 = f_{ti}^{-1}(f_{ti}^0)$  が存在するので、 $k_i(\ell_i^0) = \left. \frac{\partial f_{ti}}{\partial \ell_i} \right|_{\ell_i = \ell_i^0} = k_i(f_{ti}^0)$  が求められる。これを用いると腱張力  $\mathbf{f}_t^0 = (f_{t1}(\ell_1^0), f_{t1}(\ell_2^0), \dots, f_{tM}(\ell_M^0))^T$  の作用点近傍の腱の弾性特性が

$$\mathbf{K}_t(\mathbf{f}_t^0) = \text{diag.}\{k_i(f_{ti}^0), i = 1, 2, \dots, M\} \quad (2.8)$$

と表され、腱の弾性による微小な伸び  $\delta \mathbf{l} \in \mathcal{R}^M$  と復元力  $\delta \mathbf{f}_t \in \mathcal{R}^M$  との間に

$$\delta \mathbf{f}_t = \mathbf{K}_t(\mathbf{f}_t^0) \delta \mathbf{l} \quad (2.9)$$

の関係がなりたつ。ここで  $\mathbf{l}^0 = (\ell_1^0, \ell_2^0, \dots, \ell_M^0)^T = \mathbf{J}_j(\mathbf{q}^0) \mathbf{q}^0 + \mathbf{R}_a \boldsymbol{\theta}^0$  であり、 $\mathbf{K}_t(\mathbf{f}_t^0)$  は腱の剛性行列と呼ばれる。式 (2.3), (2.6), (2.9) から関節角の微小変位  $\delta \boldsymbol{\theta}$  と関節トルクの微小変化  $\delta \boldsymbol{\tau}$  との関係は

$$\delta \boldsymbol{\tau} = -\mathbf{K}_j(\mathbf{q}^0, \mathbf{f}_t^0) \delta \boldsymbol{\theta}, \quad \mathbf{K}_j(\mathbf{q}^0, \mathbf{f}_t^0) = \mathbf{J}_j^T(\mathbf{q}^0) \mathbf{K}_t(\mathbf{f}_t^0) \mathbf{J}_j(\mathbf{q}^0) \quad (2.10)$$

となる。ここで  $\mathbf{K}_j(\mathbf{q}^0, \mathbf{f}_t^0) \in \mathcal{R}^{N \times N}$  は関節剛性行列を表す。特に  $\mathbf{J}_j(\mathbf{q}^0)$  が一定であるときは  $\mathbf{K}_j(\mathbf{f}_t^0) = \mathbf{J}_j^T \mathbf{K}_t(\mathbf{f}_t^0) \mathbf{J}_j$  となる。ある作業空間変位ベクトル  $\mathbf{x}$  と関節空間変位ベクトル  $\mathbf{q}$  との間のヤコビ行列を

$$\mathbf{J}_q(\mathbf{q}) = \frac{\partial \mathbf{x}}{\partial \mathbf{q}}$$

とおく。ここで作業空間と関節空間との間のヤコビ行列  $\mathbf{J}_q$  が正則であると仮定すると、この作業空間での剛性行列は

$$\delta \mathbf{f}_{\text{ext}} = -\mathbf{K}_x(\mathbf{q}, \mathbf{f}_t^0) \delta \mathbf{x}, \quad \mathbf{K}_x(\mathbf{q}, \mathbf{f}_t^0) = \mathbf{J}_q(\mathbf{q})^{-T} \mathbf{K}_j(\mathbf{q}, \mathbf{f}_t^0) \mathbf{J}_q^{-1}(\mathbf{q}) \quad (2.11)$$

となる。ここで  $\mathbf{K}_x(\mathbf{q}, \mathbf{f}_t^0)$  は作業空間での剛性行列である。これらの関係式は腱の剛性を変えることにより関節空間や作業空間の剛性を変える事ができることを示している。またこれらの剛性行列  $\mathbf{K}_j(\mathbf{f}_t^0), \mathbf{K}_x(\mathbf{q}, \mathbf{f}_t^0)$  は明らかに対称行列である。そのためこれら行列の調整可

能な要素数は最大でその上三角部分の要素数, つまり  $N(N+1)/2$  個のみである. すべての上三角要素を

$$\mathbf{s}_j \triangleq \text{col.}\{[\mathbf{K}_j]_{ij}|i, j = 1, 2, \dots, N, i \leq j\} \quad (2.12)$$

と順に置き, これを関節剛性調整ベクトルと呼ぶ (大鐘他, 1996). ここで  $[*]_{ij}$  は行列  $*$  の第  $i, j$  要素を表すとする. 同様に作業空間での剛性調整ベクトルを

$$\mathbf{s}_x \triangleq \text{col.}\{[\mathbf{K}_x]_{ij}|i, j = 1, 2, \dots, N, i \leq j\} \quad (2.13)$$

と定義する. 各剛性調整ベクトルの各要素は各腱の剛性に対して線形であるので

$$\begin{aligned} \mathbf{s}_j &= \mathbf{H}_j(\mathbf{q})\mathbf{k}(f_t) \\ \mathbf{s}_x &= \mathbf{H}_x(\mathbf{q})\mathbf{k}(f_t) \end{aligned} \quad (2.14)$$

と書ける. ここで  $\mathbf{k} = (k_1(f_{t1}), k_2(f_{t2}), \dots, k_M(f_{tM}))^T$  はその要素が各腱の剛性を表すベクトル,  $\mathbf{H}_j(\mathbf{q}), \mathbf{H}_x(\mathbf{q})$  は

$$\begin{aligned} [\mathbf{H}_j(\mathbf{q})]_{ij} &= \sum_{k=1}^m [\mathbf{J}_j(\mathbf{q})]_{ki} [\mathbf{J}_j(\mathbf{q})]_{kj} \\ [\mathbf{H}_x(\mathbf{q})]_{ij} &= \sum_{k=1}^m [\mathbf{J}_x(\mathbf{q})^{-T} \mathbf{J}_j(\mathbf{q})]_{ik} [\mathbf{J}_j(\mathbf{q}) \mathbf{J}_x^{-1}(\mathbf{q})]_{kj} \end{aligned}$$

となる行列である. 以後, これらの剛性調整ベクトルを区別しないで考える場合は剛性調整ベクトル  $\mathbf{s}$  を用いる. 同様に  $\mathbf{H}_j(\mathbf{q}), \mathbf{H}_x(\mathbf{q})$  を区別しないで考える場合には  $\mathbf{H}(\mathbf{q})$  を用いることとする. なおこの  $N(N+1)/2$  個の要素のうち実際に関節トルクとは独立に調整できる要素数は最大で駆動冗長度  $\alpha$  に等しい.

## 2.4 腱駆動システムの定式化

腱駆動システムの運動方程式を

$$\mathbf{M}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \left\{ \frac{1}{2} \dot{\mathbf{M}}(\mathbf{q}) + \mathbf{B}_0 + \mathbf{S}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \right\} \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{g}(\mathbf{q}) + \mathbf{J}_j^T(\mathbf{q}) \mathbf{f}_t(\mathbf{l}) = \mathbf{f}_{\text{ext}} \quad (2.15)$$

$$\mathbf{M}_a \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \mathbf{B}_a \dot{\boldsymbol{\theta}} + \mathbf{R}_a \mathbf{f}_t(\mathbf{l}) = \boldsymbol{\tau}_a \quad (2.16)$$

とする. ここで  $\mathbf{q}, \boldsymbol{\theta}, \mathbf{l}$  は関節位置, モータ位置, 腱の弾性変位ベクトル,  $\mathbf{M}$  はアームの慣性行列,  $\mathbf{B}_0$  は粘性行列,  $\mathbf{S}$  は歪対称なジャイロ行列,  $\mathbf{g}$  は重力ベクトル,  $\mathbf{J}_j$  は関節空間を腱空間に関係づけるヤコビ行列,  $\mathbf{f}_t$  は腱張力ベクトル,  $\mathbf{M}_a, \mathbf{B}_a, \mathbf{R}_a$  はモータの慣性, 粘性行列と軸に付いたプーリの半径を対角要素に持つ行列,  $\boldsymbol{\tau}_a$  はモータの入力トルクベクトル,  $\mathbf{f}_{\text{ext}}$  は手先などに作用する外力である. ただし位置制御系を考える時は  $\mathbf{f}_{\text{ext}} = \mathbf{0}$  とする.

この方程式の特徴は次のようである.

1. ここで扱う腱駆動機構はモータが基部に取り付けてあると仮定しており, アームとモータの慣性行列, コリオリ・遠心力に関する速度ベクトルの係数行列に干渉がない.
2. コリオリ・遠心力項を  $D$  と置くと, 慣性行列の時間微分  $\dot{M}(q)$  との和に対して

$$D(q, \dot{q}) + 2\dot{M}(q) = S(q, \dot{q})$$

が成立する (Arimoto, 1996).

3. アームとモータの力の干渉は腱を介してのみ行われる.

### 動力学のリグレッサ表現

(2.15), (2.16) のような動力学方程式はパラメータベクトル  $\phi_m, \phi_a$  に対して線形に書き直すことができることが知られている (Arimoto, 1996). これをリグレッサ表現と言う.

これによりマニピュレータとモータの運動方程式は

$$Y_m(q, \dot{q}, \dot{q}_1, \ddot{q})\phi_m = M(q)\ddot{q} + \left\{ \frac{1}{2}\dot{M}(q) + B_0 + S(q, \dot{q}) \right\} \dot{q}_1 + g(q) \quad (2.17)$$

$$Y_a(\dot{\theta}, \ddot{\theta})\phi_a = M_a\ddot{\theta} + B_a\dot{\theta} \quad (2.18)$$

と書き表すことができる. ここで  $\dot{q}_1 = \dot{q}$  とすると式 (2.17) の右辺は (2.15) の左辺 3 項に一致することに注意されたい.

---

---

## 第3章 厳密な線形化に基づく非線形制御

---

---

### 3.1 はじめに

本章では腱駆動機構の非線形制御系の構築を行う。初めに微分幾何学的手法による本機構の線形化可能性について検討する。次に線形化を行うための目標出力の選択法について述べる。最後に関節位置、関節剛性(バイアス張力)のみで制御可能なオブザーバ・コントローラシステムについて述べる。

### 3.2 システムの線形化可能性

本節ではある出力に対してシステム (2.15), (2.16) が線形化出来るための条件を求める。なお非線形システムの制御の中でも入力アフィンなシステムに対する研究は数多くの解説がでている (Isidori, 1995), (石島, 1993), (三平, 1993), (石島・三平, 1988), (島, 1980), (北・島, 1982), (島・川上・得丸, 1979)。

一般  $\rho$  入力の  $\sigma$  次元非線形アフィンシステム

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{x}} &= \mathbf{f}(\mathbf{x}) + \mathbf{G}(\mathbf{x})\mathbf{u} \\ \text{where } \mathbf{G}(\mathbf{x}) &= (\mathbf{g}_1(\mathbf{x}), \dots, \mathbf{g}_\rho(\mathbf{x})) \end{aligned} \quad (3.1)$$

に対する線形化のための条件を以下に述べる。

次のようなディストリビューション

$$\begin{aligned} \mathcal{G}_0 &= \text{span}\{\mathbf{g}_1, \dots, \mathbf{g}_\rho\} \\ \mathcal{G}_1 &= \text{span}\{\mathbf{g}_1, \dots, \mathbf{g}_\rho, \text{ad}_f \mathbf{g}_1, \dots, \text{ad}_f \mathbf{g}_\rho\} \\ &\vdots \\ \mathcal{G}_i &= \text{span}\{\text{ad}_f^k \mathbf{g}_j : 0 \leq k \leq i, 1 \leq j \leq \rho\} \end{aligned} \quad (3.2)$$

を考える。この集合に対してシステムの状態空間を厳密に線形化するための条件に対して以下の定理が存在する。

**定理 3.1** (Isidori, 1995, p. 233) 行列  $\mathbf{g}(\mathbf{x}^0)$  がランク  $\rho$  を持つとする。その時、状態空間の厳密な線形化問題が可解であるための必要十分条件は:

- i) 各  $0 \leq i \leq \sigma - 1$  に対して, 分布  $\mathcal{G}_i$  が  $x^\circ$  近傍内で次元が変化しない.
- ii) 分布  $\mathcal{G}_{\sigma-1}$  が次元  $\sigma$  を持つ.
- iii) 各  $0 \leq i \leq \sigma - 2$  に対して, 分布  $\mathcal{G}_i$  がインボリューティブである.

□

そこで腱駆動機構に対する状態量を

$$\mathbf{x} = \begin{pmatrix} \mathbf{x}_1^T & \mathbf{x}_2^T & \mathbf{x}_3^T & \mathbf{x}_4^T \end{pmatrix}^T = \begin{pmatrix} \mathbf{q}^T & \boldsymbol{\theta}^T & \dot{\mathbf{q}}^T & \dot{\boldsymbol{\theta}}^T \end{pmatrix}^T \in \mathcal{D}$$

とおく. また入力を  $\mathbf{u} = \boldsymbol{\tau}_a$  とすると  $\sigma = 2(M + N)$ ,  $\rho = M$  となる. 運動方程式 (2.15), (2.16) を (3.1) 形式に書き直すと

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{x}} &= \mathbf{f}(\mathbf{x}) + \mathbf{G}\mathbf{u} \\ \mathbf{y} &= \mathbf{h}(\mathbf{x}) \end{aligned} \quad (3.3)$$

となる. ここで

$$\mathbf{f}(\mathbf{x}) = \begin{pmatrix} \mathbf{x}_3 \\ \mathbf{x}_4 \\ -M^{-1}(\mathbf{x}_1) \left\{ \left[ \frac{1}{2} \dot{M}(\mathbf{x}_1) + \mathbf{B}_0 + \mathbf{S}(\mathbf{x}_1, \mathbf{x}_3) \right] \mathbf{x}_3 + \mathbf{g}(\mathbf{x}_1) + \mathbf{J}_f^T(\mathbf{x}_1) \mathbf{f}_t(\mathbf{x}_1, \mathbf{x}_2) \right\} \\ -M_a^{-1} [\mathbf{B}_a \mathbf{x}_4 + \mathbf{R}_a \mathbf{f}_t(\mathbf{x}_1, \mathbf{x}_2)] \end{pmatrix}$$

$$\mathbf{G} = \begin{pmatrix} \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \\ \mathbf{0} \\ M_a^{-1} \end{pmatrix} \quad (3.4)$$

である. さてシステム (2.15), (2.16) に対しては次の定理が示せる.

**定理 3.2** (小澤・小林, 1999a) 腱制御可能な腱駆動システム (2.15), (2.16) は状態空間の厳密な線形化を行う事が可能である. □

**証明.** 式 (3.4) から  $\mathbf{G}$  は定数行列であるので,

$$\mathbf{G} = \begin{pmatrix} \mathbf{g}_1 & \mathbf{g}_2 & \cdots & \mathbf{g}_\rho \end{pmatrix} \quad (3.5)$$

とおくと, この Lie 括弧積は

$$[\mathbf{g}_i, \mathbf{g}_j] = \mathbf{0} \quad 1 < i \leq \rho \quad i < j \leq \rho \quad (3.6)$$

となり,  $\mathcal{G}_1$  はインボリューティブである. 式 (3.1) のドリフト項を

$$f(x) = \begin{pmatrix} x_3 \\ x_4 \\ f_3(x_1, x_2, x_3) \\ f_4(x_1, x_2, x_4) \end{pmatrix}$$

とすると

$$\frac{\partial f}{\partial x} = \begin{pmatrix} \circ & \circ & I_n & \circ \\ \circ & \circ & \circ & I_m \\ \frac{\partial f_3}{\partial x_1} & -M^{-1}J_j^T K_t R_a & \frac{\partial f_3}{\partial x_3} & \circ \\ -M_a^{-1}R_a K_t J_j & -M_a^{-1}K_t R_a & \circ & -M_a^{-1}B_a \end{pmatrix} \quad (3.7)$$

となる. ここで

$$K_t(x_1, x_2) = \frac{\partial f_t}{\partial l} \quad (3.8)$$

は  $x_1, x_2$  近傍での臆剛性行列である. また

$$\text{ad}_f G = \frac{\partial f}{\partial x} G = - \begin{pmatrix} \circ \\ M_a^{-1} \\ \circ \\ -M_a^{-1}B_a M_a^{-1} \end{pmatrix}$$

$$\frac{\partial \text{ad}_f G}{\partial x} = \circ \quad (3.9)$$

より  $\mathcal{G}_1$  もインボリューティブである. また

$$\text{ad}_f^2 G = \begin{pmatrix} \circ \\ P_2(x_1, x_2, x_4) \\ P_3(x_1, x_2, x_3) \\ P_4(x_1, x_2, x_3, x_4) \end{pmatrix}$$

$$P_2 = -M_a^{-2}B_a$$

$$P_3 = -M^{-1}(x_1)J_j^T K_t(x_1, x_2)R_a M_a^{-1}$$

$$P_4 = -\frac{\partial f}{\partial x} f + \{(K_t(x_1, x_2)R_a B_a + B_a^2)\} M_a^{-3} \quad (3.10)$$

$$\frac{\partial \text{ad}_f^2}{\partial x} = \begin{pmatrix} \circ & \circ & \circ & \circ \\ \circ & \circ & \circ & \circ \\ \frac{\partial P_3}{\partial x_1} & \frac{\partial P_3}{\partial x_2} & \frac{\partial P_3}{\partial x_3} & \circ \\ \frac{\partial P_4}{\partial x_1} & \frac{\partial P_4}{\partial x_2} & \frac{\partial P_4}{\partial x_3} & \frac{\partial P_4}{\partial x_4} \end{pmatrix}.$$

とする。ただし

$$\frac{\partial P_i}{\partial x_j} = \sum_k \frac{\partial P_i}{\partial x_{jk}}$$

である。よって

$$\left[ \text{ad}_{\mathbf{f}}^i \mathbf{g}_j, \text{ad}_{\mathbf{f}}^k \mathbf{g}_l \right] = \sum_{q,r} (\alpha_{q,r} \text{ad}_{\mathbf{f}}^q \mathbf{g}_r)$$

より、 $\mathcal{G}_2$  もインボリューティブである。 $\text{ad}_{\mathbf{f}}^3 \mathbf{G}$  は最初の  $M \times N$  部分要素が行フルランクであるため

$$\dim \mathcal{G}_3 = \sigma \quad (3.11)$$

となるため、 $\mathcal{G}_3$  もインボリューティブとなる。

これにより定理 3.1 の条件 i) を満足する。また  $\mathcal{G}_0, \mathcal{G}_1, \mathcal{G}_2, \mathcal{G}_3$  がインボリューティブであり、 $\mathcal{G}_2$  はランク  $\sigma$  を持つために、 $\mathcal{G}_i, i = 4, \dots, \sigma - 2$  まですべてインボリューティブであることは明らかなので、条件 iii) も満足する。 $\mathcal{G}_{\sigma-1}$  は  $\mathcal{G}_3$  を含むので条件 ii) を満たす。よってこのシステムは状態空間を厳密に線形化することが可能である。

□

次にシステム (3.1) が定理 3.1 を満足する時、ある出力関数  $\mathbf{y} = \mathbf{h}(\mathbf{x})$  に対し以下の定理を満足するならその出力関数に対して厳密な入出線形化が可能となる。

**定理 3.3** (Isidori, 1995) 定理 3.1 を満たすとする。その時  $\mathbf{x}^\circ$  の近傍  $U$  が存在し、ある  $\rho$  個の出力関数  $\mathbf{h} = (h_1, \dots, h_\rho)$  に対し  $\mathbf{x}^\circ$  で (ベクトル) 相対次数  $\{r_1, \dots, r_\rho\}$  が

$$r_1 + \dots + r_\rho = \sigma$$

を満足し、フィードバック

$$\mathbf{u} = \boldsymbol{\gamma}(\mathbf{x}) + \boldsymbol{\Xi}^{-1}(\mathbf{x})\mathbf{v}$$

$$\text{where } \boldsymbol{\gamma}(\mathbf{x}) = -\boldsymbol{\Xi}^{-1}(\mathbf{x})\boldsymbol{\eta}(\mathbf{x})$$

$$\boldsymbol{\Xi} = \begin{pmatrix} L_{\mathbf{g}_1} L_{\mathbf{f}}^{r_1-1} h_1 & \dots & L_{\mathbf{g}_\rho} L_{\mathbf{f}}^{r_1-1} h_1 \\ L_{\mathbf{g}_1} L_{\mathbf{f}}^{r_2-1} h_2 & \dots & L_{\mathbf{g}_\rho} L_{\mathbf{f}}^{r_2-1} h_2 \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ L_{\mathbf{g}_1} L_{\mathbf{f}}^{r_\rho-1} h_\rho & \dots & L_{\mathbf{g}_\rho} L_{\mathbf{f}}^{r_\rho-1} h_\rho \end{pmatrix} \text{ and } \boldsymbol{\eta} = \begin{pmatrix} L_{\mathbf{f}}^{r_1} h_1 \\ L_{\mathbf{f}}^{r_2} h_2 \\ \vdots \\ L_{\mathbf{f}}^{r_\rho} h_\rho \end{pmatrix} \quad (3.12)$$

の行列  $\boldsymbol{\Xi}(\mathbf{x}^\circ)$  が  $\mathbf{x}^\circ$  近傍で正則である時、この出力  $\mathbf{h}$  はシステム (3.1) に対して厳密な入出力線形化が可能である。ここで  $\mathbf{v}$  は線形化された方程式への新しい入力である。 □

この時, 入力 (3.12) と座標変換

$$\mathbf{z} = \varphi(\mathbf{x}) \quad (3.13)$$

$$= \begin{pmatrix} h_1(\mathbf{x}) \\ L_{\mathbf{f}} h_1(\mathbf{x}) \\ \vdots \\ L_{\mathbf{f}}^{r_1-1} h_1(\mathbf{x}) \\ h_2(\mathbf{x}) \\ \vdots \\ L_{\mathbf{f}}^{r_\rho-1} h_\rho(\mathbf{x}) \end{pmatrix} \quad (3.14)$$

を用いることにより, 線形化方程式

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{z}} &= \mathbf{A}_z \mathbf{z} + \mathbf{B}_z \mathbf{v} \\ \mathbf{y} &= \mathbf{C}_z \mathbf{z} \end{aligned} \quad (3.15)$$

を得ることができる. ここで

$$\begin{aligned} z_j^i &= L_{\mathbf{f}}^{j-1} h_i(\mathbf{x}) \\ 1 \leq j \leq r_i, 1 \leq i \leq \rho. \end{aligned}$$

であり,

$$\begin{aligned} \mathbf{z}^i &= (z_1^i \ z_2^i \ \cdots \ z_{r_i}^i)^T \\ \mathbf{z} &= ((\mathbf{z}^1)^T \ (\mathbf{z}^2)^T \ \cdots \ (\mathbf{z}^\rho)^T)^T \end{aligned}$$

とする.

なお例えば  $\mathbf{v} = (v_1, v_2, \dots, v_\rho)^T$  としては

$$v_i = y_{Ri}^{(r_i)} - \sum_{j=1}^{r_i} F_{i,j} (L_{\mathbf{f}}^{j-1} h_i(\mathbf{x}) - y_{Ri}^{(j-1)})$$

を用いることができる. ここで  $y_{Ri}^{(j)}$ ,  $i = 1, 2, \dots, \rho$  and  $j = 1, 2, \dots, r_i$  は第  $i$  番目の目標参照信号の  $j-1$  階微分したものであり,  $F_{i,j}$ ,  $i = 1, 2, \dots, \rho$  and  $j = 1, 2, \dots, r_i$  はフィードバックゲイン行列  $\mathbf{F}$  の第  $i, j$  要素を表す. このときのブロック線図を **Fig.3.1** に示す. 定理 3.2 に示したようにシステム (2.15), (2.16) は定理 3.1 を満たす. よって次節では目標出力  $\mathbf{y}$  とこの出力の各要素の相対次数  $r_i$  の関係を調べ, 目標出力の決定法について述べる.

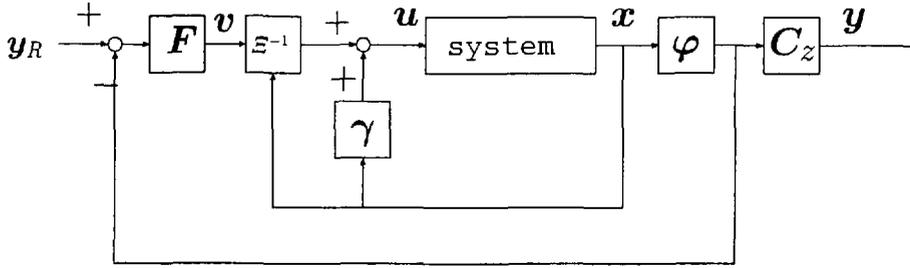


Figure 3.1: Block diagram of the linearized system

### 3.2.1 目標出力の設定法

本節では定理 3.3 を満足するような出力を選択する方法を調べる. 最初に出力として関節位置, バイアス張力, 関節剛性の関数を選んだ場合の相対次数を調べ, 出力の相対次数の和がシステムの次数に等しいような正則な  $\Xi(x)$  を選び, 制御則 (3.12) を決定するアルゴリズムを考える.

関節角  $x_1$  の関数  $h_1(x_1)$  を出力と選んだ時の相対次数は

$$L_G L_f^i h_1(x_1) = \mathbf{0} \text{ for } i = 0, 1, 2$$

$$L_G L_f^3 h_1(x_1) = \frac{\partial h_1}{\partial x_1} M^{-1}(x_1) J_j^T(x_1) K_t(x_1, x_2) R_a M_a^{-1}$$

となる. それ故この場合の相対次数は 4 である.

剛性要素  $s$  を選んだ場合の相対次数は

$$L_G s = \mathbf{0}$$

$$L_G L_f s = H(x_1) K_t(x_1, x_2) R_a M_a^{-1}$$

となり 2 である.

張力  $f_t$  を選んだ場合の相対次数は

$$L_G f_t = \mathbf{0}$$

$$L_G L_f x_1 = K_t(x_1, x_2) R_a M_a^{-1}$$

から 2 となる. ただし目標出力として張力と位置を同時に選択する場合, 位置に影響を及ぼさないようにバイアス張力から選ぶ必要がある. システムの次数は  $2(M+N)$  であり, 定理 3.3 の相対次数の和に関する拘束から, 関節角のみから構成される  $N$  個の関数の他に剛性調整要素およびバイアス張力から  $\alpha$  個の要素を選び,  $\Xi(x)$  が正則になるように取れば良いこ

とになる. そこで目標出力として

$$\mathbf{y} = \begin{pmatrix} \mathbf{x}_1 \\ \mathbf{D}_1 \mathbf{s} \\ \mathbf{D}_2 \mathbf{f}_b \end{pmatrix} \quad (3.16)$$

とする. ここで  $\mathbf{D}_1 \in \mathcal{R}^{\kappa \times \alpha}$  と  $\mathbf{D}_2 \in \mathcal{R}^{(\alpha - \kappa) \times \alpha}$  は各行に1つの, 各列にたかだか1つの非零の要素を持つ行列である\*. ここで  $0 \leq \kappa \leq \alpha$  である. これらはそれぞれ  $\mathbf{f}_b$  と  $\mathbf{s}$  の要素を選び出すための行列である. これから  $\Xi(\mathbf{x})$  は

$$\Xi^{-1}(\mathbf{x}) = \begin{pmatrix} \mathbf{M}(\mathbf{x}_1) & \mathbf{o} \\ \mathbf{o} & \mathbf{I}_\alpha \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \mathbf{J}_j^T(\mathbf{x}_1) \\ \mathbf{D}_1 \mathbf{H}(\mathbf{x}_1) \mathbf{C}(\mathbf{x}) \\ \mathbf{D}_2 (\mathbf{A}^\perp(\mathbf{x}_1))^T \end{pmatrix} \mathbf{K}_t(\mathbf{x}_1, \mathbf{x}_2) \mathbf{R}_a \mathbf{M}_a^{-1} \quad (3.17)$$

となる. ここで

$$\mathbf{C} = \text{diag}\{c_i : c_i = \frac{\partial k_{ti}}{\partial l_i} k_{ti}^{-1} \text{ for } i = 1, \dots, \rho\} \quad (3.18)$$

である. 式 (3.17) は右辺第2項の行列が正則となるように選択すれば,  $\Xi(\mathbf{x})$  は正則となるので, 厳密な入出力線形化が可能となる (Ozawa & Kobayashi, 1999). Fig.3.2 は (3.16) に示すような出力に関して線形化された空間の概念図である. 図中の各平面は剛性が異なる場合の関節軌道の空間である. このように違う関節剛性と独立に関節位置軌道を実現することができる.

次に様々な種類の腱および腱経路中の弾性機構を持つ腱駆動機構に対する出力の選択可能性の例を見てみる.

**例 3.1**  $k_{ti} = p_i f_{ti} + q_i$  の場合.

これは大鐘他 (1996) で使われている NST(Fig.1.1) の作用点近傍で成立する特性である. この場合,  $c_i = p_i$  となり, 常に  $\mathbf{C}$  は正則となる. よって式 (3.17) の右辺第2行列を正則に選ぶことにより, 常に入出力線形化を行うことができる. ◇

**例 3.2**  $k_{ti} = p_i + q_i l_i^2$  の場合

これは川村他 (1997) でワイヤの弾性を実験的に同定した特性である. この場合,

$$c_i = \frac{2\beta_i l_i}{\alpha_i + \beta_i l_i^2}$$

となり, 第  $i$  腱の伸び  $l_i > 0$  なら常に正となるので, 常に  $\mathbf{C}$  は正則となる. よって例 3.1 と同様に, 式 (3.17) は右辺第2項の行列を正則に取ることにより, 常に入出力線形化を行うことができる. ◇

\*数学的には  $\mathbf{D}_1, \mathbf{D}_2$  ともに行フルランクとしても同じ事である. ここでは物理的な意味をより明確にするためにこのクラスに限定してある.

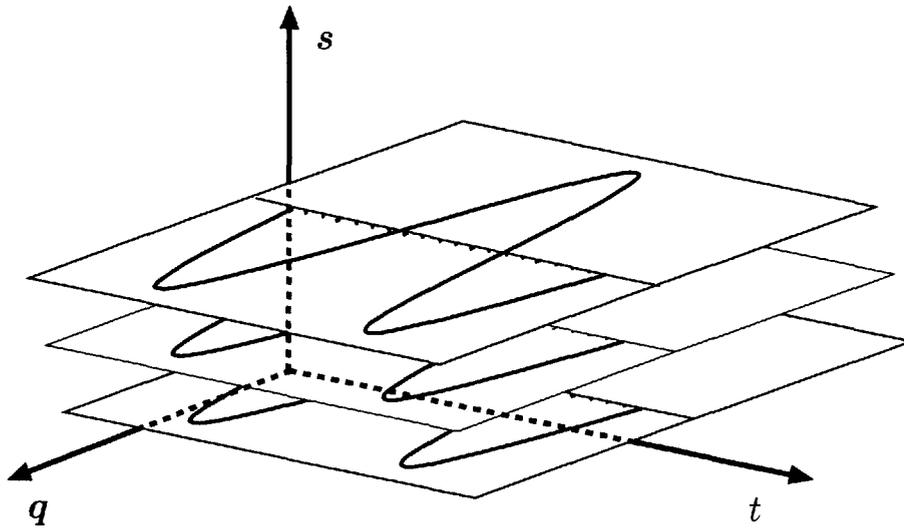


Figure 3.2: A linearized space by a nonlinear controller

**例 3.3**  $k_{ti} = \text{const.}$  の場合

これは一般に線形ばねと言われる場合である。この場合、 $\frac{\partial k_{ti}}{\partial t_i} = 0$  となるので  $c_i \equiv 0$  となる。当然な事ではあるが、この場合は目標出力として剛性調整要素を用いることができない。この時は出力として式 (3.16) の代わりに

$$y = \begin{pmatrix} x_1 \\ D_2 f_b \end{pmatrix} \quad (3.19)$$

を選べばよい。この時、

$$\Xi^{-1}(x) = \begin{pmatrix} M(x_1) & \mathbf{o} \\ \mathbf{o} & I_\alpha \end{pmatrix} \begin{pmatrix} J_j^T(x_1) \\ D_2(A^\perp(x_1))^T \end{pmatrix} K_t(x_1, x_2) R_a M_a^{-1} \quad (3.20)$$

となる。

◇

**3.3 システムの安定性**

本節ではこの制御系の安定性について述べる。非線形アフィンシステムについての漸近安定化可能な十分条件として以下の定理がある。

**定理 3.4** (島・石動・山下他, 1997, p.2)  $\rho$  入力  $\sigma$  次元非線形アフィンシステム

$$\dot{x} = f(x) + G(x)u \quad (3.21)$$

を考える. この系の平衡点  $\boldsymbol{x} = \boldsymbol{x}^\circ$  において  $\mathcal{C}^1$  級静的状態フィードバックによる局所漸近安定化が可能であるための十分条件は, その平衡点における線形近似系

$$\dot{\boldsymbol{x}} = \left. \frac{\partial \boldsymbol{f}}{\partial \boldsymbol{x}} \right|_{\boldsymbol{x}=\boldsymbol{x}^\circ} (\boldsymbol{x} - \boldsymbol{x}^\circ) + \boldsymbol{G}(\boldsymbol{x}^\circ) \boldsymbol{u} \quad (3.22)$$

が可制御である, または不可制御なモードが漸近安定であることである. さらにこの条件は局所指数漸近安定性に関する必要十分条件である.  $\square$

この定理により, 平衡点の存在を調べ, システム

$$\boldsymbol{M}(\boldsymbol{x}_1) \dot{\boldsymbol{x}}_3 + \boldsymbol{b}(\boldsymbol{x}_1, \boldsymbol{x}_3) + \boldsymbol{g}(\boldsymbol{x}_1) + \boldsymbol{J}_j^T(\boldsymbol{x}_1) \boldsymbol{f}_t(\boldsymbol{x}_1, \boldsymbol{x}_2) = \mathbf{0} \quad (3.23)$$

$$\boldsymbol{M}_a \dot{\boldsymbol{x}}_4 + \boldsymbol{B}_a \boldsymbol{x}_4 + \boldsymbol{R}_a \boldsymbol{f}_t(\boldsymbol{x}_1, \boldsymbol{x}_2) = \boldsymbol{\tau}_a \quad (3.24)$$

の (3.1) 形式による線形近似系における可制御性を調べることによりこの系の安定化可能性を確かめる事ができる. ここで

$$\boldsymbol{b}(\boldsymbol{x}_1, \boldsymbol{x}_3) = \left\{ \frac{1}{2} \dot{\boldsymbol{M}}(\boldsymbol{x}_1) + \boldsymbol{B}_0 + \boldsymbol{S}(\boldsymbol{x}_1, \boldsymbol{x}_3) \right\} \boldsymbol{x}_3 \quad (3.25)$$

である. さてシステム (2.15), (2.16) の平衡条件

$$\begin{cases} \boldsymbol{g}(\boldsymbol{x}_1^\circ) + \boldsymbol{J}_j^T \boldsymbol{f}_t(\boldsymbol{x}_1^\circ, \boldsymbol{x}_2^\circ) = \mathbf{0} \\ \boldsymbol{R}_a \boldsymbol{f}_t(\boldsymbol{x}_1^\circ, \boldsymbol{x}_2^\circ) - \boldsymbol{\tau}_a^\circ = \mathbf{0} \\ \bar{\boldsymbol{f}}_t > \boldsymbol{f}_t(\boldsymbol{x}_1^\circ, \boldsymbol{x}_2^\circ) > \mathbf{0} \end{cases}$$

を満足する集合  $\mathcal{X}^\circ = \{((\boldsymbol{x}_1^\circ)^T, (\boldsymbol{x}_2^\circ)^T, \mathbf{0}^T, \mathbf{0}^T)^T\}$  を考える. ここで  $\bar{\boldsymbol{f}}_t$  は実現可能な最大張力とする. この集合はマニピュレータの静止している状態を表しており, 臆制御可能であれば明らかに  $\mathcal{X}^\circ \neq \emptyset$  である. 次にこの集合の任意の点  $\boldsymbol{x}^\circ \in \mathcal{X}^\circ$  における可制御性を調べる. システム (2.15), (2.16) においては

$$\frac{\partial \boldsymbol{f}}{\partial \boldsymbol{x}} = \begin{pmatrix} \mathbf{0} & \mathbf{0} & \boldsymbol{I}_n & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{0} & \mathbf{0} & \boldsymbol{I}_M \\ \frac{\partial \boldsymbol{f}_3}{\partial \boldsymbol{x}_1} & \boldsymbol{J}_j^T \boldsymbol{K}_t \boldsymbol{R}_a & \mathbf{0} & \mathbf{0} \\ \boldsymbol{M}_a^{-1} \boldsymbol{R}_a \boldsymbol{K}_t \boldsymbol{J}_j & \boldsymbol{M}_a^{-1} \boldsymbol{R}_a \boldsymbol{K}_t \boldsymbol{R}_a & \mathbf{0} & \boldsymbol{M}_a^{-1} \boldsymbol{B}_a \end{pmatrix} \quad (3.26)$$

である。よって  $(\left. \frac{\partial f}{\partial \mathbf{x}} \right|_{\mathbf{x}=\mathbf{x}^\circ}, \mathbf{G})$  が可制御対であればよいが、可制御グラム行列は

$$\begin{aligned} & \left( \mathbf{G} \frac{\partial f}{\partial \mathbf{x}} \mathbf{G} \left( \frac{\partial f}{\partial \mathbf{x}} \right)^2 \mathbf{G} \left( \frac{\partial f}{\partial \mathbf{x}} \right)^3 \mathbf{G} \right) = \\ & \begin{pmatrix} \mathbf{o} & \mathbf{o} & \mathbf{o} & \mathbf{J}_j^T \mathbf{K}_t \mathbf{R}_a \mathbf{M}_a^{-1} \\ \mathbf{o} & \mathbf{M}_a^{-1} & \mathbf{o} & \mathbf{Z}_{24} \\ \mathbf{o} & \mathbf{o} & \mathbf{J}_j^T \mathbf{K}_t \mathbf{R}_a \mathbf{M}_a^{-1} & \mathbf{Z}_{34} \\ \mathbf{M}_a^{-1} & \mathbf{M}_a^{-1} & \mathbf{o} & \mathbf{o} \end{pmatrix} \end{aligned} \quad (3.27)$$

となる。ここで

$$\begin{aligned} \mathbf{Z}_{24} &= \mathbf{R}_a^2 \mathbf{K}_t \mathbf{M}_a^{-2} \\ \mathbf{Z}_{34} &= (\mathbf{J}_j^T \mathbf{K}_t \mathbf{R}_a \mathbf{M}_a^{-1} \mathbf{B}_a) \mathbf{M}_a^{-1} \end{aligned}$$

である。

(3.26) の平衡点周りでの各要素の値を調べてみると、 $\mathbf{M}_a, \mathbf{R}_a, \mathbf{K}_t$  は正定値対角行列であるから、 $\mathbf{o}$  以外のブロック要素はすべてフルランクである。これより行列 (3.27) はフルランクとなる。よって定理 3.4 よりこの制御系は平衡点集合の任意の点  $\mathbf{x}^\circ \in \mathcal{X}^\circ$  近傍で局所指数漸近安定化可能である。

### 3.4 オブザーバを用いた手法

システム (3.15) を入力 (3.12) により制御するために目標出力として関節位置および関節剛性を選んだ場合、すべての状態量または関節位置、速度、加速度、躍度などが必要となる。これは実際のシステムでは非常に困難であり、これらの状態量の推定値を用いて制御する必要がある。弾性関節マニピュレータの状態量の推定には非線形オブザーバ (島・川上・北, 1980), (Krener, 1983) を用いる方法があるが (Nicosia, Tomei, & Tornambe, 1988), 本節では宋・石島・兎島 (1996) の方法により、線形化システムに基づくオブザーバ・コントローラの構築を行い、関節位置とモータ位置の情報のみで制御できることを示す。

厳密な線形化可能システム

$$\dot{\mathbf{z}} = \mathbf{A}_z \mathbf{z} + \mathbf{B}_z \boldsymbol{\Xi}^{-1}(\mathbf{z}) \{\mathbf{u} - \boldsymbol{\gamma}(\mathbf{z})\} \quad (3.28)$$

$$\mathbf{y} = \mathbf{C}_z \mathbf{z} \quad (3.29)$$

に対して状態オブザーバが存在するとし、オブザーバの推定値を  $\hat{\mathbf{z}}$  と置く。オブザーバの出力  $\hat{\mathbf{z}}$  を式 (3.28) に代入すると、

$$\dot{\hat{\mathbf{z}}} = \mathbf{A}_z \hat{\mathbf{z}} + \mathbf{B} \boldsymbol{\Xi}^{-1}(\hat{\mathbf{z}}) \{\boldsymbol{\gamma}(\hat{\mathbf{z}}) - \boldsymbol{\gamma}(\mathbf{z}) + \boldsymbol{\Xi}(\hat{\mathbf{z}}) \mathbf{v}\} \quad (3.30)$$

を得る。もし推定初期状態が十分な精度を持っているなら、以下の定理と系により、式 (3.30) はシステム (3.15) に漸近的に収束する。

**定理 3.5** (宋他, 1996) 初期値領域  $\{(z(0), \hat{z}(0)) \in S_{\bar{r}} \times S_{\bar{r}}; \bar{r} < r\}$  に対して閉ループシステム系 (3.28)-(3.30) を有界領域

$$\{(z(t), \hat{z}(t)) \in S_{\bar{r}} \times S_{\bar{r}}; \forall t \geq 0\}$$

に閉じこめる有界入力  $\{\|v(t)\| \leq L, \forall t \geq 0\}$  が存在すると仮定する。ただし上界  $L$  はオブザーバゲイン  $K$  に依存しない。この有界入力  $v(t)$  の下で次式を満たす有限のオブザーバゲイン  $K$  が存在する。

$$\begin{aligned} \|z(t) - \hat{z}(t)\| &\leq \gamma e^{-\delta t} \\ \forall \|z(0)\| \leq \bar{r}; \|\hat{z}(0)\| \leq \bar{r}. \end{aligned} \quad (3.31)$$

ここで  $\gamma > 0, \delta > 0$ . □

**系 3.6** (宋他, 1996) 定理 3.5 の仮定の下で、疑似線形モデル (3.28) は次のような線形モデルに収束する。

$$\begin{aligned} \dot{w}^i &= A_z^i w^i + B_z^i v_i \\ y_i &= C_z^i w^i, \end{aligned} \quad (3.32)$$

□

よってオブザーバは次のように設計される。

$$\dot{\hat{z}}^i = A_z^i \hat{z}^i + B_z^i v_i + k^i (c_z^i)^T (z^i - \hat{z}^i), \text{ for } 1 \leq i \leq \rho \quad (3.33)$$

ここで

$$A_z^i = \begin{pmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ \vdots & \ddots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}, \quad b_z^i = \begin{pmatrix} 0 \\ \vdots \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix}, \quad (c_z^i)^T = (1 \ 0 \ \dots \ 0), \quad k^i = \begin{pmatrix} k_1^i \\ k_2^i \\ \vdots \\ k_{r_i}^i \end{pmatrix}$$

であり、

$$A_z = \text{block diag.}\{A_z^1, A_z^2, \dots, A_z^\rho\}, \quad B_z = \text{block diag.}\{b_z^1, b_z^2, \dots, b_z^\rho\}, \quad C_z = \begin{pmatrix} (c_z^1)^T \\ (c_z^2)^T \\ \vdots \\ (c_z^\rho)^T \end{pmatrix}$$

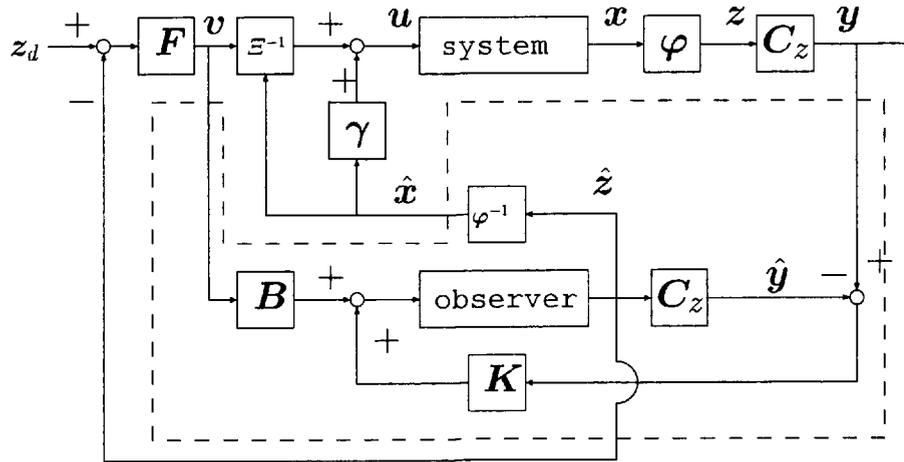


Figure 3.3: Block diagram of the observer system.

である。また目標入力  $\hat{v}^i$  は

$$\hat{v}^i = y_{di}^{(r_i)} - \sum_{j=1}^{r_i} F_{i,j}(\hat{z}_j^i - y_{di}^{(j-1)}) \quad (3.34)$$

とする。

以上をまとめると次のことが言える。

臆制御可能な臆駆動システム (2.15), (2.16) は適切な出力 (3.16) を選び, オブザーバ (3.33) と非線形制御系への目標制御入力

$$\begin{aligned} u &= \gamma(\varphi^{-1}(\hat{z})) + \Xi^{-1}(\varphi^{-1}(\hat{z}))\hat{v} \\ \text{where } \hat{v} &= (\hat{v}^1, \hat{v}^2, \dots, \hat{v}^p)^T \end{aligned} \quad (3.35)$$

および線形化された制御系への制御入力 (3.34) を用いることにより出力 (関節位置, 関節剛性, バイアス張力) フィードバックのみで制御可能となる。

### 3.5 シミュレーション

本節では 2 自由度臆駆動機構による以下の場合のような数値シミュレーションを行う。

1. 理想モデル
2. パラメータ誤差モデル
3. オブザーバモデル

## 理想モデル

最初に腱の本数が3, 4, 5, 6本の時の理想的なモデルに対するシミュレーション結果を示す。シミュレーションに用いた動力学パラメータを付録C.1に示す。ただし、関節空間を腱空間に関係づけるヤコビ行列  $J_j$  は Table.3.1 のものを用いる。またすべての場合に対する目標関節軌道を

$$y_{di} = \frac{\pi}{2} \sin\left(\frac{2}{3}\pi t\right) [\text{rad}] \text{ for } i = 1, 2 \quad (3.36)$$

とする。

- (1) 3本腱の場合、 $\alpha = 1$ である。よって式(3.16)で $\kappa = 1$ とし、目標剛性要素を  $[K_j]_{11}$

$$y_{d3} = 3.5 [\text{Nm/rad}]$$

と与えた。Fig.3.4はこの時の関節軌道、関節剛性、腱張力を示している。関節軌道  $q_1, q_2$ 、関節剛性  $[K_j]_{11}$  は目標軌道に収束しているのが分かる。 $[K_j]_{12}, [K_j]_{22}$  は制御していないために若干の振動が現れる。

- (2) Fig.3.5は2自由度4本腱の時の関節軌道、関節剛性、腱張力を示している。この場合  $\alpha = 2$ である。ここでは $\kappa = 2$ とし、目標関節剛性要素を  $[K_j]_{11}, [K_j]_{22}$  を出力として与えた。目標関節剛性は

$$y_{d3} = 10 \text{ and } y_{d4} = 4 [\text{Nm/rad}]$$

とした。関節軌道  $q_1, q_2$ 、関節剛性  $[K_j]_{11}, [K_j]_{22}$  は目標軌道に収束しているのが分かる。 $[K_j]_{12}$  は制御していないために若干の振動が現れる。

- (3) Fig.3.6は2自由度5本腱の場合の関節軌道、関節剛性、腱張力を示している。この場合  $\alpha = 3$ である。よって関節剛性行列の上三角要素すべてを目標出力として与えた。この時の目標関節剛性は

$$y_{d3} = 10, y_{d4} = 2 \text{ and } y_{d5} = 5 [\text{Nm/rad}]$$

とした。関節軌道  $q_1, q_2$ 、関節剛性  $[K_j]_{11}, [K_j]_{12}, [K_j]_{22}$  すべてが目標軌道に収束しているのが分かる。

- (4) Fig.3.7は2自由度6本腱の場合の関節軌道、関節剛性、腱張力を示している。この場合、 $\alpha = 4$ である。ここで $\kappa = 3$ とし、目標関節剛性および目標張力は

$$y_{d3} = 8, y_{d4} = 0, y_{d5} = 5 [\text{Nm/rad}] \text{ and } y_{d6} = 0 [N]$$

とした。関節軌道  $q_1, q_2$ 、関節剛性  $[K_j]_{11}, [K_j]_{12}, [K_j]_{22}$  すべてが目標軌道に収束しているのが分かる。また  $f_1$  と  $f_4$  が同じ値に収束しているのがわかる。これは  $y_{d6}$  を0としたためである。

Table 3.1: Jacobian matrices of tendon-driven mechanisms with nonlinear feedback controllers

| case | number of tendons | $J_j$<br>( $r = 0.020[m]$ )   | output $y$  | Figure number |
|------|-------------------|---|---|---------------|
| (1)  | 3                 | $\begin{pmatrix} -r & 0 \\ r & r \\ r & -r \end{pmatrix}$                               | $\begin{pmatrix} q_1 \\ q_2 \\ [K_j]_{11} \end{pmatrix}$  | 3.4           |
| (2)  | 4                 | $\begin{pmatrix} -r & 0 \\ r & r \\ r & -r \\ r & 0 \end{pmatrix}$                      | $\begin{pmatrix} q_1 \\ q_2 \\ [K_j]_{11} \\ [K_j]_{22} \end{pmatrix}$                            | 3.5           |
| (3)  | 5                 | $\begin{pmatrix} -r & 0 \\ r & r \\ r & -r \\ r & 0 \\ -r & -r \end{pmatrix}$           | $\begin{pmatrix} q_1 \\ q_2 \\ [K_j]_{11} \\ [K_j]_{12} \\ [K_j]_{22} \end{pmatrix}$              | 3.6           |
| (4)  | 6                 | $\begin{pmatrix} -r & 0 \\ r & r \\ r & -r \\ r & 0 \\ -r & -r \\ -r & r \end{pmatrix}$ | $\begin{pmatrix} q_1 \\ q_2 \\ [K_j]_{11} \\ [K_j]_{12} \\ [K_j]_{22} \\ f_1 - f_4 \end{pmatrix}$ | 3.7           |

### 誤差モデル

ここでは2自由度3本腱駆動機構を使い、制御器に使われている動力学パラメータに不確かさを持つ場合についてのシミュレーション結果を示す。そのためすべてのパラメータに

10%の誤差を与えた。関節空間を腱空間に関係づけるヤコビ行列および出力  $y$  は Tab.3.1 の3本腱のものを使う。また目標関節軌道は (3.36) で与えられ、目標関節剛性は

$$y_{d3} = 5[Nm/rad]$$

と与えてある。このときのシュミレーション結果を Fig.3.8 に示す。これから分かるように、関節軌道、関節剛性ともに誤差が現れているのが分かる。特に関節剛性に現れてる振動は、関節軌道の振動と同位相のものであることが分かる。これはパラメータ誤差により関節軌道の空間と関節剛性の空間を完全に直交化できなくなったためである。同様な理由で関節軌道の方にも目標関節軌道からある一定の間隔でずれているのが分かる。この概念図を Fig.3.9 に示す。点線で描かれた平面は理想的な状態での軌道であり、実線で描かれた平面はパラメータ誤差を持つ非線形フィードバックにより線形化された空間である。マニピュレータとモータの動力学はレグレッサ表現で表すことができるために、作用点近傍でパラメータ誤差は Fig.3.9 に示すような線形変換と見なすことができる。ただし複雑なフィードバックと座標変換を行っているので厳密な線形変換ではない。この誤差入力による線形化空間での運動を理想的な空間へ射影したものが実際の運動となる。これが軌道に定常的な誤差、剛性に振動的な誤差が生じる原因である。

### オブザーバモデル

Fig.3.11,3.12 は各状態量  $z_1, z_2, \dots, z_6$  に対する目標軌道  $z_{d1}, z_{d2}, \dots, z_{d6}$ , 推定状態量  $\hat{z}_1, \hat{z}_2, \dots, \hat{z}_6$  であり, Fig.3.10 はそのときの張力の推移を表している。コントローラの各ゲインは  $F_{1,1} = 120, F_{1,2} = 154, F_{1,3} = 71, F_{1,4} = 14, F_{2,1} = 4, F_{2,2} = 4$ , オブザーバの各ゲインは  $K_{1,1} = 120, F_{1,2} = 154, F_{1,3} = 71, F_{1,4} = 14, F_{2,1} = 6, F_{2,2} = 5$  としてある。関節速度, 加速度, 躍度と次数が大きくなるにつれて, 初期誤差が大きくなるが, 最終的に収束しているのが分かる。関節剛性とその時間微分も同様に初期誤差状態で少し誤差を持つが最終的に収束しているのが分かる。

## 3.6 考察

本章では非線形弾性腱を持つ腱駆動機構の非線形制御系およびオブザーバに基づく非線形制御系の構築を行い, シミュレーションによりその有効性を検証した。この制御系の特徴をまとめると以下ようになる。

1. この制御系は状態フィードバックを行っているために, 関節位置, 速度, 加速度, 躍度および関節剛性とその時間変化などの情報が必要となる。

2. 関節軌道, 関節剛性, バイアス張力を目標出力に取ることにより, 入出力の線形化が可能となる.
3. パラメータ誤差が生じた場合, 厳密な線形化が達成できず, 若干の誤差が生じる.
4. 制御系の精度はパラメータの推定精度に依存する.
5. オブザーバに基づく非線形制御は関節位置, 関節剛性 (バイアス張力) 情報のみで制御可能である.

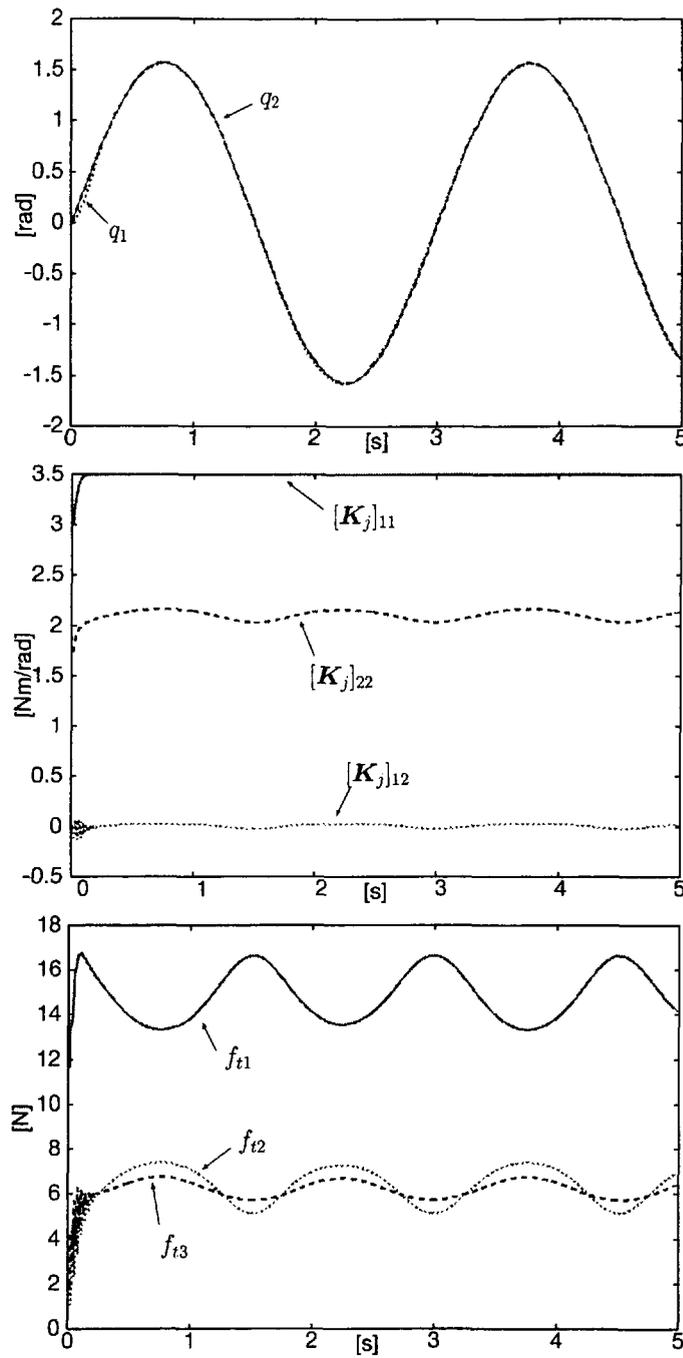


Figure 3.4: Simulation results of a 2 D.O.F. mechanism driven with 3 tendons and controlled by a nonlinear feedback controller: (top) joint trajectories, (center) joint stiffness, (bottom) tensile forces

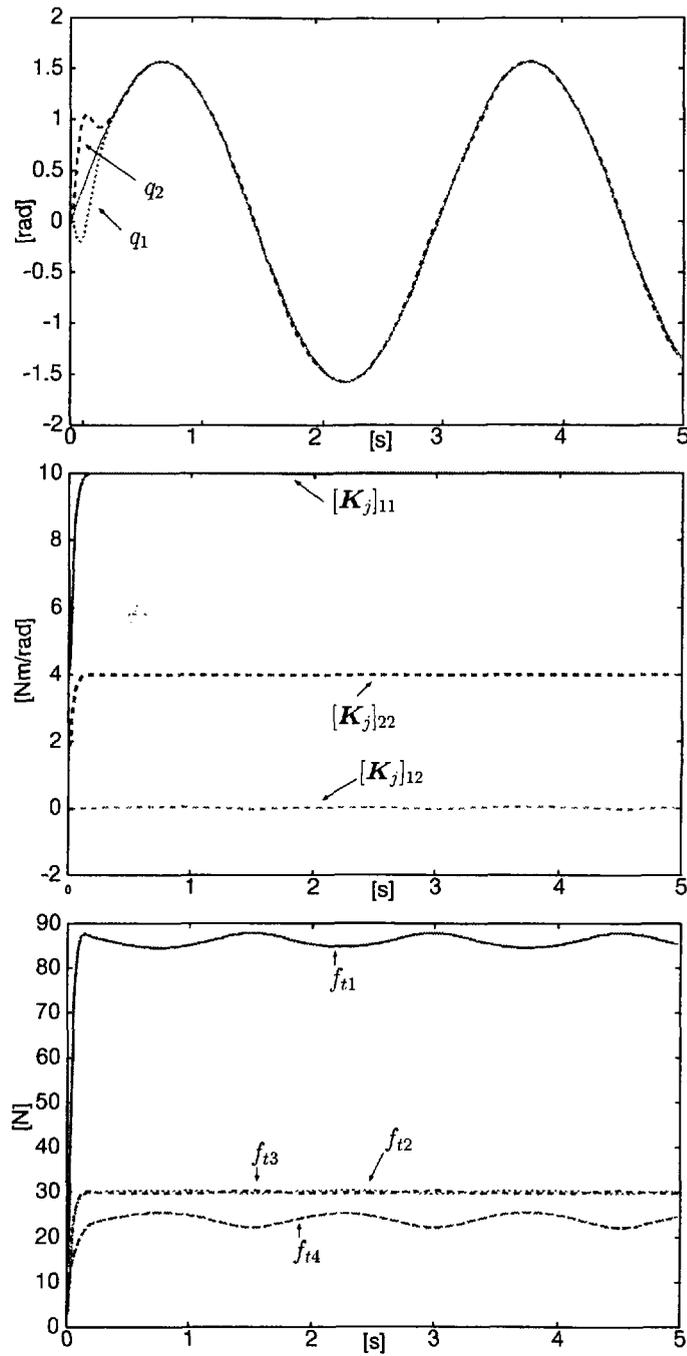


Figure 3.5: Simulation results of a 2 D.O.F. mechanism driven with 4 tendons and controlled by a nonlinear feedback controller: (top) joint trajectories, (center) joint stiffness, (bottom) tensile forces

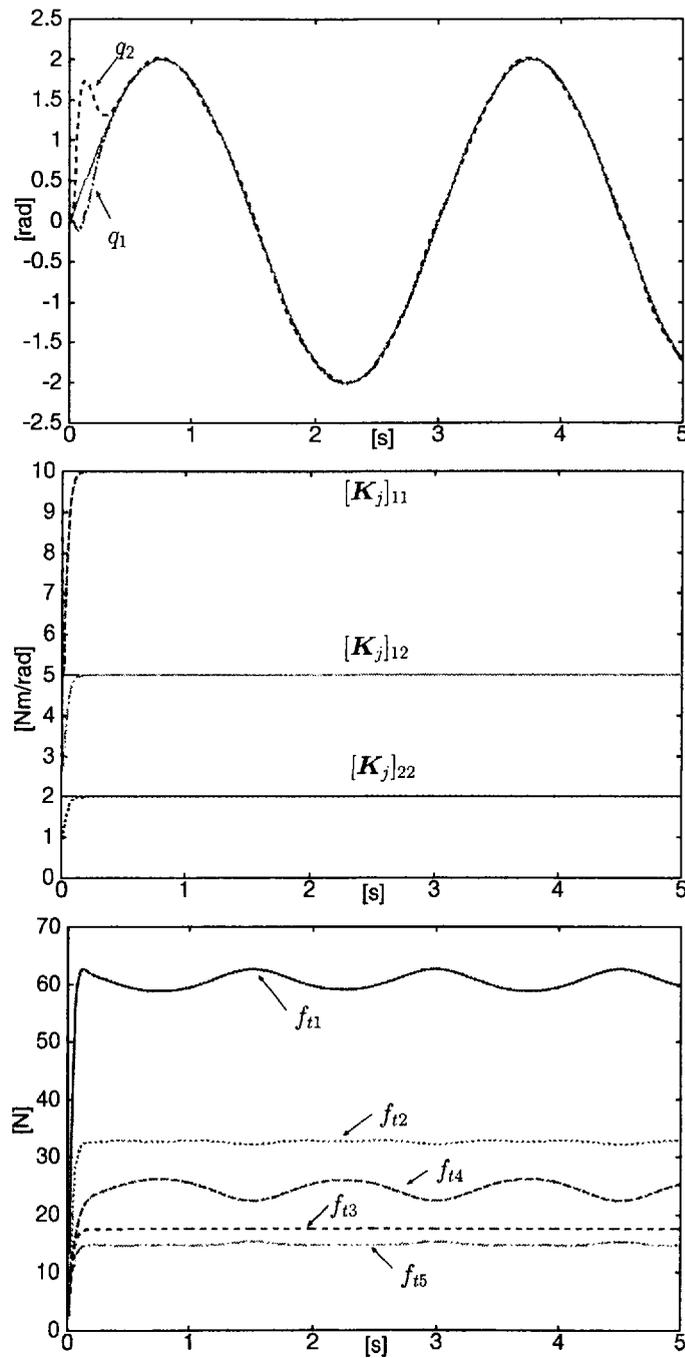


Figure 3.6: Simulation results of a 2 D.O.F. mechanism driven with 5 tendons and controlled by a nonlinear feedback controller: (top) joint trajectories, (center) joint stiffness, (bottom) tensile forces

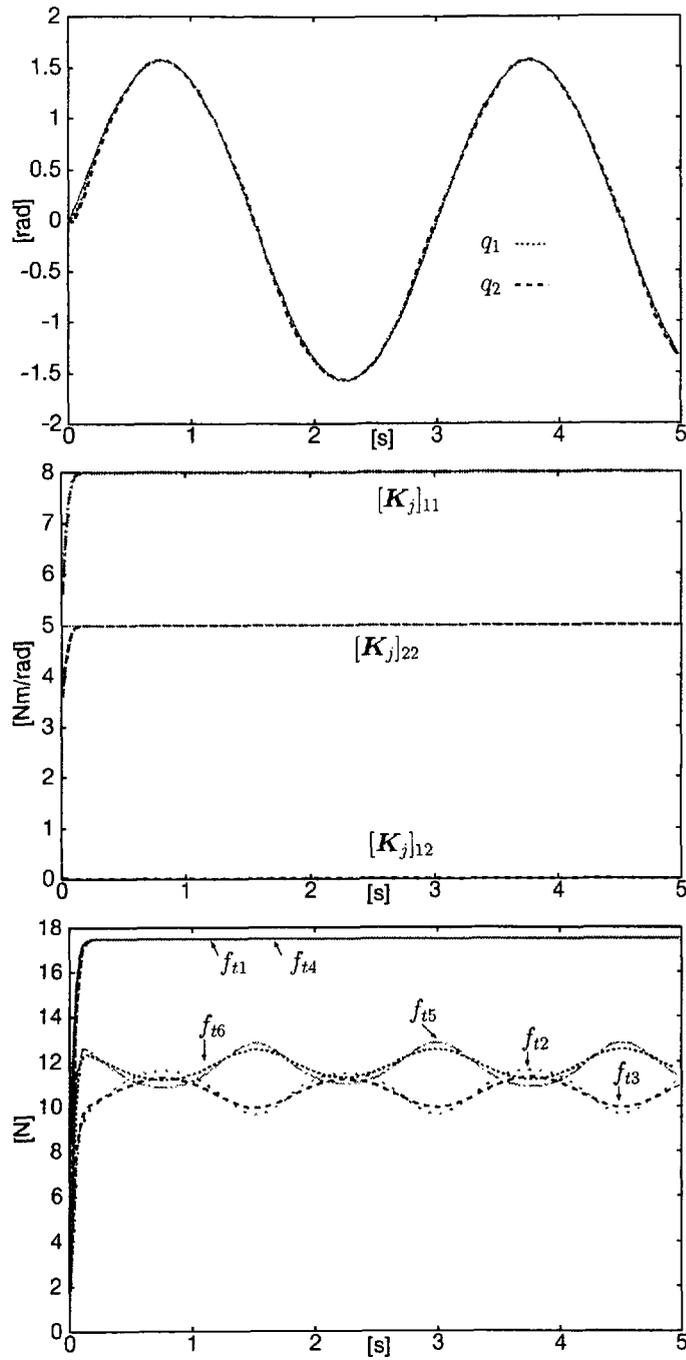


Figure 3.7: Simulation results of a 2 D.O.F. mechanism driven with 6 tendons and controlled by a nonlinear feedback controller: (top) joint trajectories, (center) joint stiffness, (bottom) tensile forces

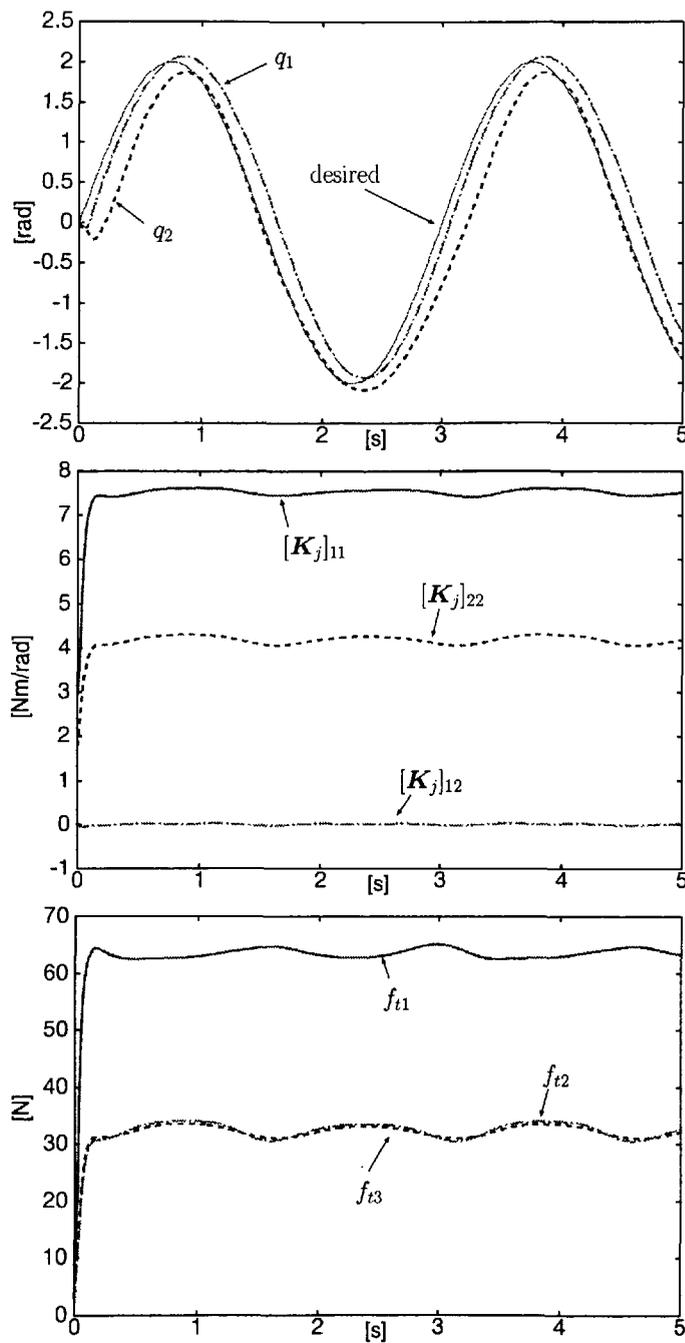


Figure 3.8: Simulation results of a 2 D.O.F. mechanism driven with 3 tendons and controlled by a nonlinear feedback controller: (top) joint trajectories, (center) joint stiffness, (bottom) tensile force. Each parameter of the controller has 10 % error.

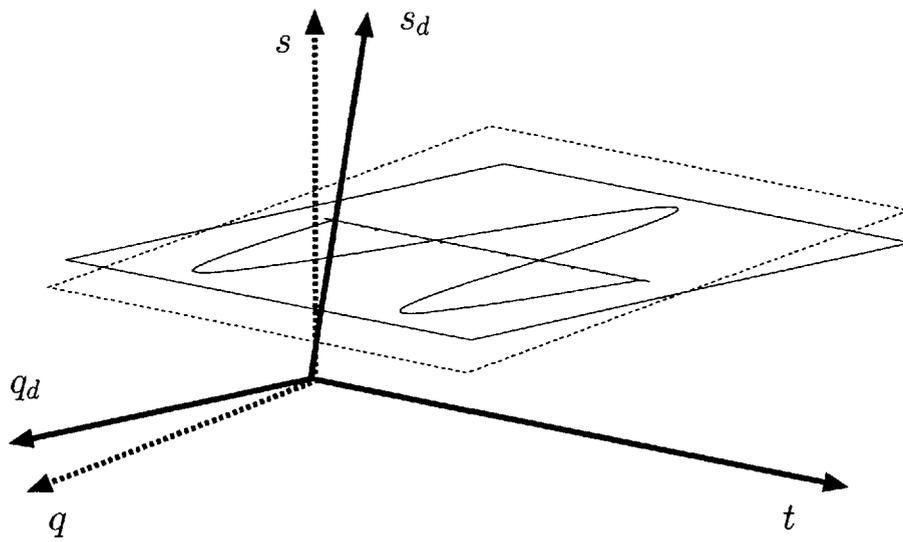


Figure 3.9: Linearized space with a controller with dynamic parameter errors

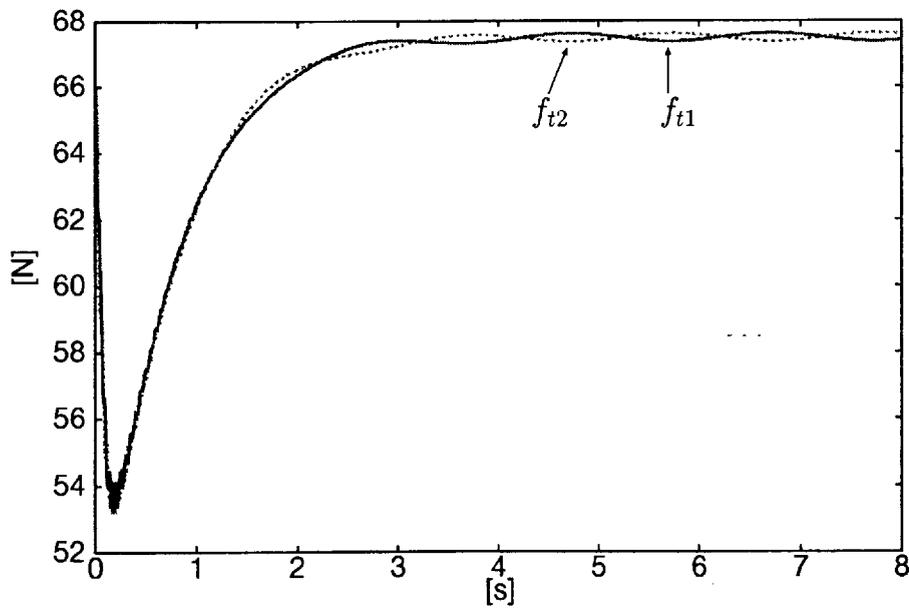


Figure 3.10: Tensile forces of a 1 D.O.F. mechanism driven with 2 tendons and controlled by an observer-based nonlinear feedback controller

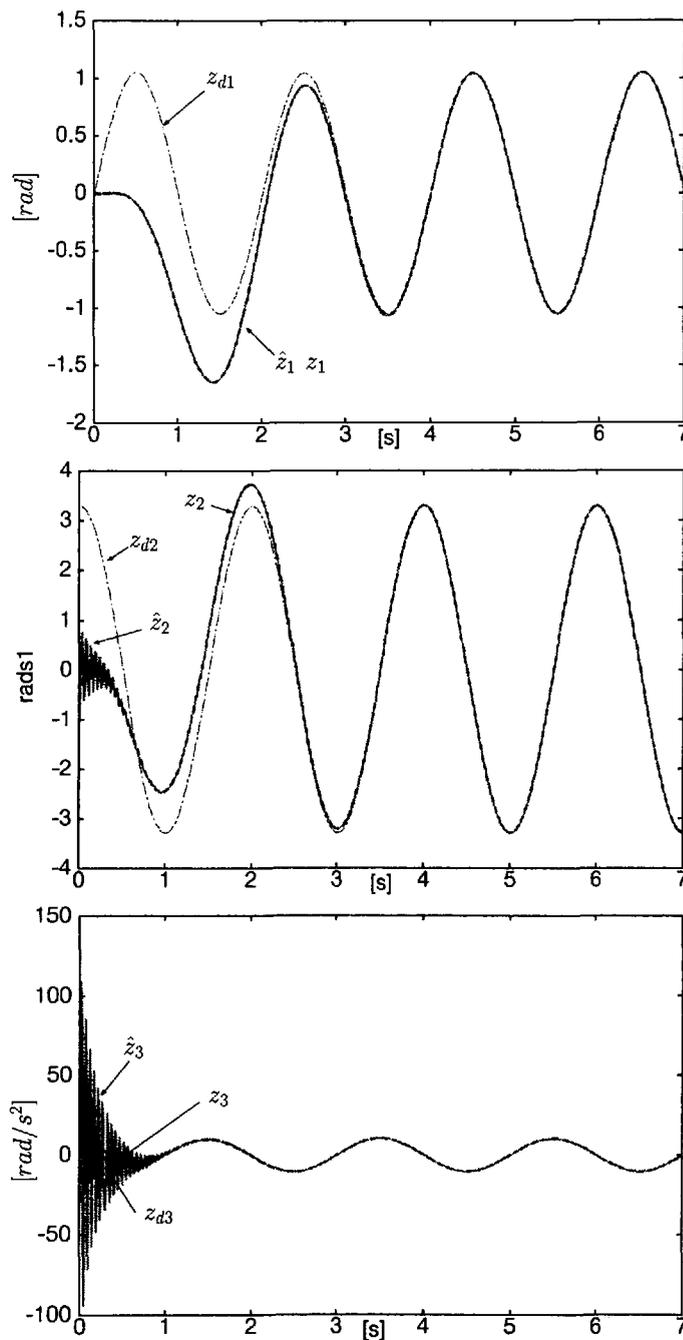


Figure 3.11: Simulation results of a 1 D.O.F. mechanism driven with 2 tendons and controlled by an observer-based nonlinear feedback controller: (top) joint trajectory, (center) joint velocity, (bottom) joint acceleration

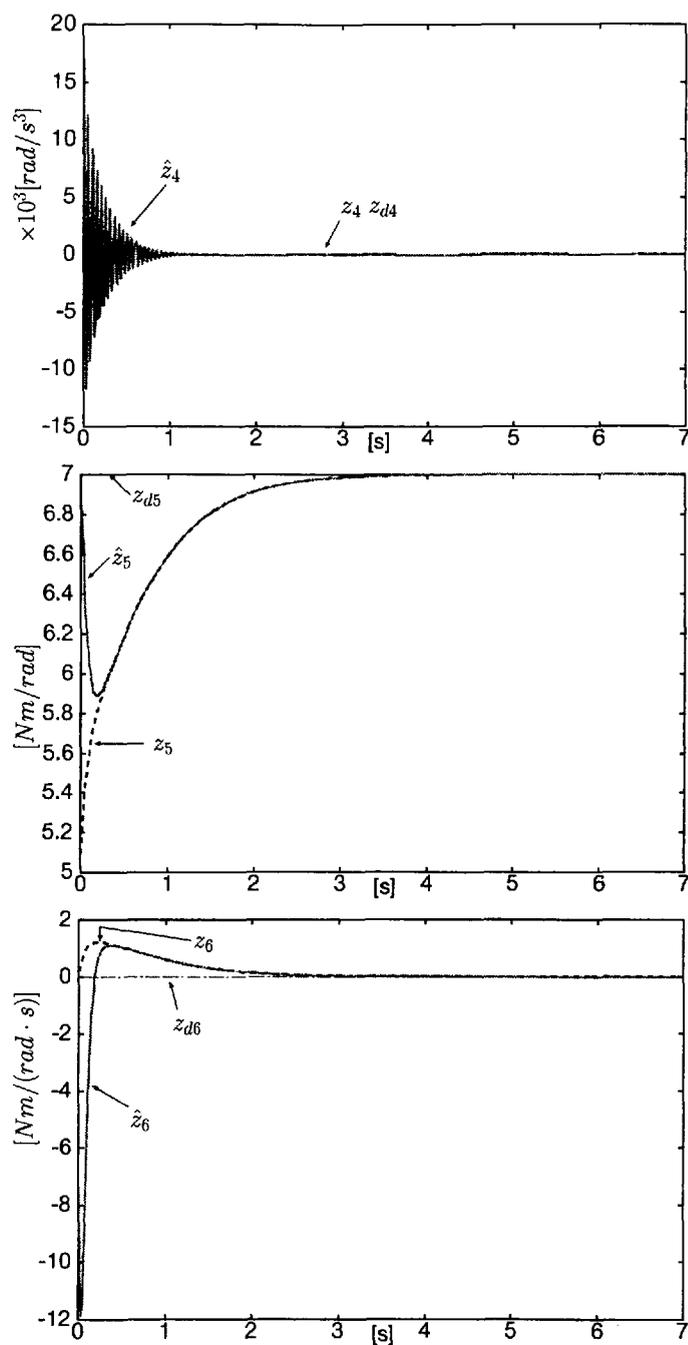


Figure 3.12: Simulation results of a 1 D.O.F. mechanism driven with 2 tendons and controlled by an observer-based nonlinear feedback controller: (top) joint jark, (center) joint stiffness, (bottom) time derivative of joint stiffness

---

---

## 第4章 適応制御

---

---

### 4.1 はじめに

本章では腱に非線形弾性を持つ腱駆動機構の適応制御系の構築を行う。腱駆動機構は被駆動部に対して駆動部が冗長性を持つために一般のマニピュレータと構造が異なる。それゆえ剛体リンクマニピュレータの適応制御をそのまま適用できない。また本研究の対象となる腱駆動機構は腱に非線形弾性を持ち、それゆえ運動方程式が非常に複雑になる。

ここでは次の場合に対する適応制御系の構築を行う。まず腱の弾性特性が既知の場合の適応制御系の構築を行う。次に腱の弾性特性の構造は既知であるが、パラメータ値が未知の場合の適応制御系の構築を行う。この時、腱剛性が線形であるか、非線形であるかにより安定性の証明が変わってくる。これらの制御系の適応可能なクラスをFig.4.1に示す。腱剛性特性が既知の場合 (Type A), 線形, 非線形に関わらず安定であることを証明する事ができる。腱剛性特性が線形であるが未知の場合 (Type B), パラメータが未知であっても同様に安定であることを証明ができる。腱剛性が非線形の場合 (Type C), 安定であるための十分条件を求めることができる。最初に本章で用いられる記号の導入を行う。

このシステムに対する目標関節角度, 速度, 加速度, 躍度を  $q_d, \dot{q}_d, \ddot{q}_d, q_d^{(3)}, q_d^{(4)}$  とし, 目標バイアス張力とその高次項を  $f_b(t), \dot{f}_b(t), \ddot{f}_b(t)$  とする。またこれらのパラメータから推測される目標モータ角, 角速度, 角加速度を  $\theta_d, \dot{\theta}_d, \ddot{\theta}_d$  とする。それらの誤差量を

$$\Delta q = q - q_d \quad \Delta \theta = \theta - \theta_d \quad \Delta l = l - l_d \quad (4.1)$$

と表す。また誤差量から構成される参照軌道を

$$\dot{q}_r = \dot{q}_d - \Lambda_m \Delta q \quad \dot{\theta}_r = \dot{\theta}_d - \Lambda_a \Delta \theta \quad \dot{l}_r = \dot{l}_d - \Lambda_a \Delta l \quad (4.2)$$

とし, 参照軌道との誤差量を

$$s_q = \dot{q} - \dot{q}_r \quad s_\theta = \dot{\theta} - \dot{\theta}_r \quad s_l = \dot{l} - \dot{l}_r \quad (4.3)$$

と定める。ここで  $\Lambda_m = \text{diag.} \{ \Lambda_{m1}, \dots, \Lambda_{mM} \} > \mathbf{0}$ ,  $\Lambda_a = \text{diag.} \{ \Lambda_{a1}, \dots, \Lambda_{aM} \} > \mathbf{0}$  である。

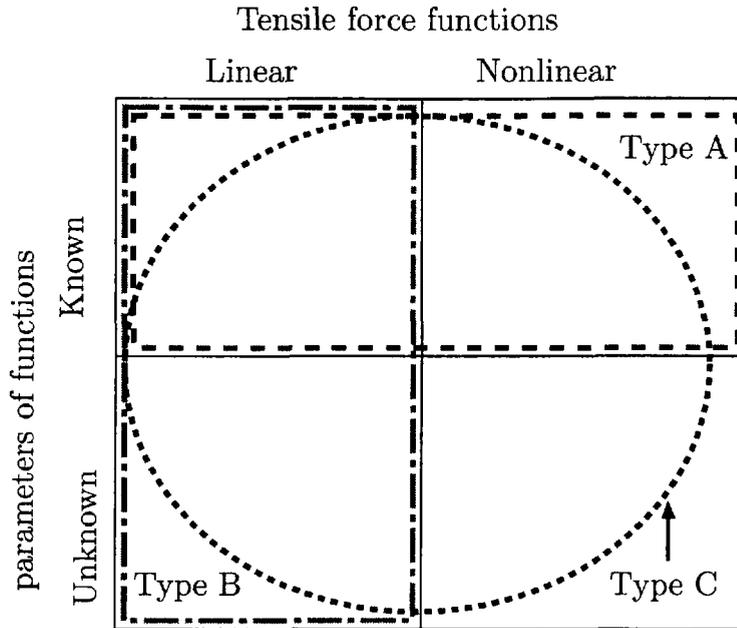


Figure 4.1: Three types of tendon-driven mechanisms with elastic tendons and the applicability of adaptive controllers: In type A, tensile force functions are known. In type B, tensile force functions are linear but the parameters are unknown, otherwise type C.

またマニピュレータおよびモータのレグレッサ表現

$$Y_m(q, \dot{q}, \ddot{q})\phi_m = M(q)\ddot{q} + \left\{ \frac{1}{2}\dot{M}(q) + B_0 + S(q, \dot{q}) \right\} \dot{q} + g(q) \quad (2.17)$$

$$Y_a(\theta, \dot{\theta})\phi_a = M_a\ddot{\theta} + B_a\dot{\theta} \quad (2.18)$$

における動力学パラメータベクトル  $\phi_m, \phi_a$  のパラメータ更新則を

$$\hat{\phi}_a(t) = \hat{\phi}_a(0) - \int_0^t w_a \left( \Gamma_a^{-1} Y_a^T(\hat{\theta}_r(\tau), \ddot{\theta}_r(\tau)) s_\theta(\tau) \right) d\tau \quad (4.4)$$

$$\hat{\phi}_m(t) = \hat{\phi}_m(0) - \int_0^t w_m \left( \Gamma_m^{-1} Y_m^T(q(\tau), \dot{q}(\tau), \ddot{q}(\tau)) s_q(\tau) \right) d\tau \quad (4.5)$$

とする。ここで  $\hat{\phi}_a(t)$  と  $\hat{\phi}_m(t)$  は時刻  $t$  における  $\phi_a$  と  $\phi_m$  の推定値であり、 $w_i = (w_{i1}, w_{i2}, \dots, w_{i\varsigma_i})^T$  for  $i = a, m$  は

$$w_{ij}(x) = \begin{cases} 0 & \text{if } (\phi_{ij} = \underline{\phi}_{ij} \text{ and } x < 0) \\ & \text{or } (\phi_{ij} = \bar{\phi}_{ij} \text{ and } x > 0) \text{ for } j = 1, 2, \dots, \varsigma_i \\ x & \text{otherwise} \end{cases} \quad (4.6)$$

となるフィルタである. ここで  $\phi_i = (\phi_{i1}, \phi_{i2}, \dots, \phi_{i\zeta_i})^T$ ,  $\bar{\phi}_i = (\bar{\phi}_{i1}, \bar{\phi}_{i2}, \dots, \bar{\phi}_{i\zeta_i})^T$  for  $i = a, m$  は推定パラメータの下限值および上限値である.

次のことを仮定する.

1. 関節と腱, モータと腱の間の運動学, すなわち, 式 (2.2) および (2.3) (または式 (2.4)) は既知であるとする.
2.  $q, \dot{q}, \ddot{q}, q^{(3)}, \theta, \dot{\theta}, l$  が実時間で入手できるとする.
3. マニピュレータとモータのパラメータベクトル  $\hat{\phi}_m, \hat{\phi}_a$  は

$$\phi_i \leq \hat{\phi}_i \leq \bar{\phi}_i \text{ for } i = m, a$$

となるパラメータの上限値, 下限値  $\bar{\phi}_i, \phi_i$  for  $i = m, a$  が既知であるとする.

## 4.2 腱弾性特性が既知の場合の腱駆動機構 (Type A)

### 4.2.1 適応制御器

モータの受動特性に基づく大域的追従制御系を設計する場合, 目標モータ角関数の構成が重要となる. そこで目標関節角  $q_d(t)$ , 腱張力  $f_t(l(t))$  およびバイアス腱張力  $f_b(t)$  からモータの目標角  $\theta_d(t)$  を以下の方程式の解として定める.

$$\begin{aligned} f_t(l_*(t)) &= A^+(q) \{Y_m(q(t), \dot{q}(t), \dot{q}_r(t), \ddot{q}_r(t)) \hat{\phi}_m(t) - A_0 s_q(t)\} + f_b(t) \\ \theta_d(t) &= R_a^{-1} \{l_*(t) - y_q(q(t))\} \end{aligned} \quad (4.7)$$

この制御系についての大域的追従特性と適応特性について考察していく. 以下では特に必要がないときは時間の関数を表す引数  $t$  を省略する.

次にモータへの入力トルクを

$$\tau_a = Y_a(\dot{\theta}_r, \ddot{\theta}_r) \hat{\phi}_a - A_1 s_\theta + R_a f_t(l) \quad (4.8)$$

とする. ここで  $A_1 = \text{diag.}(a_1, a_2, \dots, a_M)$  である. また  $s_\theta = \dot{\theta} - \dot{\theta}_r = \Delta\dot{\theta} + \Lambda_a \Delta\theta$  であることに注意する. (2.16) に (4.8) を入力すると

$$Y_a(s_\theta, \dot{s}_\theta) \phi_a + Y_a(\dot{\theta}_r, \ddot{\theta}_r) \bar{\phi}_a + A_1 s_\theta = \mathbf{0} \quad (4.9)$$

となる. ここで  $\bar{\phi}_i = \phi_i - \hat{\phi}_i$ ,  $i = a, m$  となるパラメータの誤差ベクトルである. 次に (2.15) を考えると

$$\begin{aligned} Y_m(q, \dot{q}, \dot{q}_r, \ddot{q}_r) \phi_m + J_j^T(q) f_t(l) \\ = Y_m(q, \dot{q}, s_q, \dot{s}_q) \phi_m + A_1 s_q + Y_m(q, \dot{q}, \dot{q}_r, \ddot{q}_r) \bar{\phi}_m = \mathbf{0} \end{aligned} \quad (4.10)$$

となる。ここで

$$\mathbf{Y}_m(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \mathbf{s}_q, \dot{\mathbf{s}}_q)\phi_m = \mathbf{M}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{s}}_q + \left\{ \frac{1}{2}\dot{\mathbf{M}}(\mathbf{q}) + \mathbf{B}_0 + \mathbf{S}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \right\} \mathbf{s}_q$$

である。

#### 4.2.2 システムの安定性

次のような Lyapunov 関数の候補  $V_a$  をつくる。

$$V_a(t) = \frac{1}{2} \{ \mathbf{s}_q^T(t) \mathbf{M}(\mathbf{q}(t)) \mathbf{s}_q(t) + \mathbf{s}_\theta^T(t) \mathbf{M}_a \mathbf{s}_\theta(t) + \tilde{\phi}_m^T(t) \Gamma_m \tilde{\phi}_m(t) + \tilde{\phi}_a^T(t) \Gamma_a \tilde{\phi}_a(t) \} \quad (4.11)$$

ここで  $\Gamma_m > \mathbf{o}$ ,  $\Gamma_a > \mathbf{o}$  とする。この関数は明らかに正定である。 $V_a(t)$  の軌道に沿った時間微分をとると

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} V_a &= -\mathbf{s}_q^T (\mathbf{B}_0 + \mathbf{A}_0) \mathbf{s}_q - \mathbf{s}_\theta^T (\mathbf{B}_a + \mathbf{A}_1) \mathbf{s}_\theta \\ &\quad + \tilde{\phi}_m^T \Gamma_m \{ \psi_m - \mathbf{w}_m(\psi_m) \} + \tilde{\phi}_a^T \Gamma_a \{ \psi_a - \mathbf{w}_a(\psi_a) \} \end{aligned}$$

$$\text{where } \psi_m = \Gamma_m^{-1} \mathbf{Y}_m^T(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \dot{\mathbf{q}}_r, \ddot{\mathbf{q}}_r) \tilde{\phi}_m \text{ and } \psi_a = \Gamma_a^{-1} \mathbf{Y}_a^T(\dot{\theta}_r, \ddot{\theta}_r) \tilde{\phi}_a$$

となる。ここで (4.4)-(4.5) より,

$$\tilde{\phi}_m^T \Gamma_m \{ \psi_m - \mathbf{w}_m(\psi_m) \} + \tilde{\phi}_a^T \Gamma_a \{ \psi_a - \mathbf{w}_a(\psi_a) \} \leq 0$$

となる。よって

$$\frac{d}{dt} V_a(t) \leq -\mathbf{s}_q^T(t) (\mathbf{B}_0 + \mathbf{A}_0) \mathbf{s}_q(t) - \mathbf{s}_\theta^T(t) (\mathbf{B}_a + \mathbf{A}_1) \mathbf{s}_\theta(t)$$

が成立し、 $V_a(t)$  は Lyapunov 関数となる。

よって制御系では  $\lim_{t \rightarrow \infty} \mathbf{s}_q = \mathbf{o}$ ,  $\lim_{t \rightarrow \infty} \mathbf{s}_\theta = \mathbf{o}$  が成立し、 $\lim_{t \rightarrow \infty} \Delta \theta = \mathbf{o}$ ,  $\lim_{t \rightarrow \infty} \Delta \dot{\theta} = \mathbf{o}$  を得る。さらに付録の補助定理 A.1 より  $t \rightarrow \infty$  につれて  $\dot{\mathbf{q}} \rightarrow \dot{\mathbf{q}}_d$ ,  $\mathbf{q} \rightarrow \mathbf{q}_d$ ,  $\dot{\theta} \rightarrow \dot{\theta}_d$ ,  $\theta \rightarrow \theta_d$  となる。

**定理 4.1** 目標軌道  $\mathbf{q}_d(t)$ ,  $\dot{\mathbf{q}}, \dots, \mathbf{q}_d^{(4)}$  が有界かつ一様連続、バイアス力  $\mathbf{f}_b(t)$  が 2 階微分可能であり、有界かつ一様連続ならば、式 (4.7) から求めた目標モータ角とその微分、および 2 階階微分から構成された制御入力 (4.8) とパラメータ更新則 (4.4), (4.5) に基づく適応制御法は、軌道追従性

$$\begin{aligned} \lim_{t \rightarrow \infty} \{ \mathbf{q}(t) - \mathbf{q}_d(t) \} &= \mathbf{o}, \quad \lim_{t \rightarrow \infty} \{ \dot{\mathbf{q}}(t) - \dot{\mathbf{q}}_d(t) \} = \mathbf{o} \\ \lim_{t \rightarrow \infty} \{ \theta(t) - \theta_d(t) \} &= \mathbf{o} \text{ and } \lim_{t \rightarrow \infty} \{ \dot{\theta}(t) - \dot{\theta}_d(t) \} = \mathbf{o} \end{aligned}$$

を保証する。

□

## 4.3 腱弾性特性が未知の場合の腱駆動機構 (Type B, Type C)

### 4.3.1 腱弾性について

ここで腱張力関数  $f_t(l)$  とその推定関数  $\hat{f}_t(l)$  に関して次のような仮定をする。

1. 腱張力の推定関数  $\hat{f}_t(l) = (\hat{f}_{t1}(l_1), \hat{f}_{t2}(l_2), \dots, \hat{f}_{tM}(l_M))^T$  は張力関数  $f_t$  と同様に  $l < \mathbf{o}$  に対して  $\hat{f}_t(l) = \mathbf{o}$ ,  $l \geq \mathbf{o}$  に関して  $\hat{f}_{ti}(l_i) \geq 0$ ,  $d\hat{f}_{ti}(l)/dl_i > 0$ ,  $d^2\hat{f}/dl_i^2 \geq 0$  for  $i = 1, 2, \dots, M$  である。また  $\hat{f}_t(l)$  は Lipschitz 条件を満足する, すなわち, 任意の  $l_a, l_b > 0$  に対して

$$|\hat{f}_{ti}(l_a) - \hat{f}_{ti}(l_b)| < L_i |l_a - l_b| \text{ for } i = 1, 2, \dots, M \quad (4.12)$$

となる定数  $L_i$  が存在する。

2. 腱張力関数  $f_t(l)$  は有限個のパラメータで近似でき, そのパラメータに対して線形であるとする。すなわち, 腱張力の関数を

$$f_t(l) = Y_k(l)\phi_k \text{ and } \hat{f}_t(l) = Y_k(l)\hat{\phi}_k \quad (4.13)$$

と書けるもの限定する。

3. 腱剛性のパラメータベクトルの推定値  $\hat{\phi}_k$  の上限値と下限値  $\bar{\phi}_k, \underline{\phi}_k$  が既知であり,  $\underline{\phi}_k \leq \hat{\phi}_k \leq \bar{\phi}_k$  とする。

また腱剛性のパラメータ更新則を, 式 (4.5), (4.4) と同様に

$$\hat{\phi}_k(t) = \hat{\phi}_k(0) - \int_0^t w_k (\Gamma_k^{-1} Y_k^T(l_d(\tau)) s_l(\tau)) d\tau \quad (4.14)$$

$$(4.15)$$

とする。  $\hat{\phi}_k$  は  $\phi_k$  の推定値であり,  $w_k = (w_{k1}, w_{k2}, \dots, w_{k\varsigma_k})^T$  は

$$w_{kj}(x) = \begin{cases} 0 & \text{if } (\phi_{kj} = \underline{\phi}_{kj} \text{ and } x < 0) \\ & \text{or } (\phi_{kj} = \bar{\phi}_{kj} \text{ and } x > 0) \text{ for } j = 1, 2, \dots, \varsigma_k \\ x & \text{otherwise} \end{cases} \quad (4.16)$$

となるフィルタである。

ここで上の仮定 1, 2, 3, 4 の妥当性について言及する。仮定 1 についてであるが, 一般に腱として用いられるワイヤはその弾性が無視できないことが知られている (川村他, 1997)。剛性はその機械的性質より上限が存在するために必ず条件 4.12 を満足する定数  $L_i, i = 1, 2, \dots, M$  が存在する (Fig.4.2 参照)。  $\hat{f}_t$  が  $f_t$  を十分な精度で近似しているとするとその導関数に対す

る条件も満足される. 式 (4.13) で記述される関数のクラスは多項式を含んでおり, 有界区間では多項式で任意の連続関数を近似できる (増田, 1994, p.22) ことから仮定 2 の妥当性が言える. 但し, この場合には上記の Lipschitz 条件を満足しなくなるが, 機械的性質から腱の伸び  $l$  とパラメータベクトル  $\hat{\phi}_k$  の値が有界なあるクラスに限定すると, Lipschitz 連続性を満足するので妥当と言える. 仮定 3 のパラメータベクトルの有界性は腱のパラメータは大まかな推定が可能であることを考えると妥当であると言える.

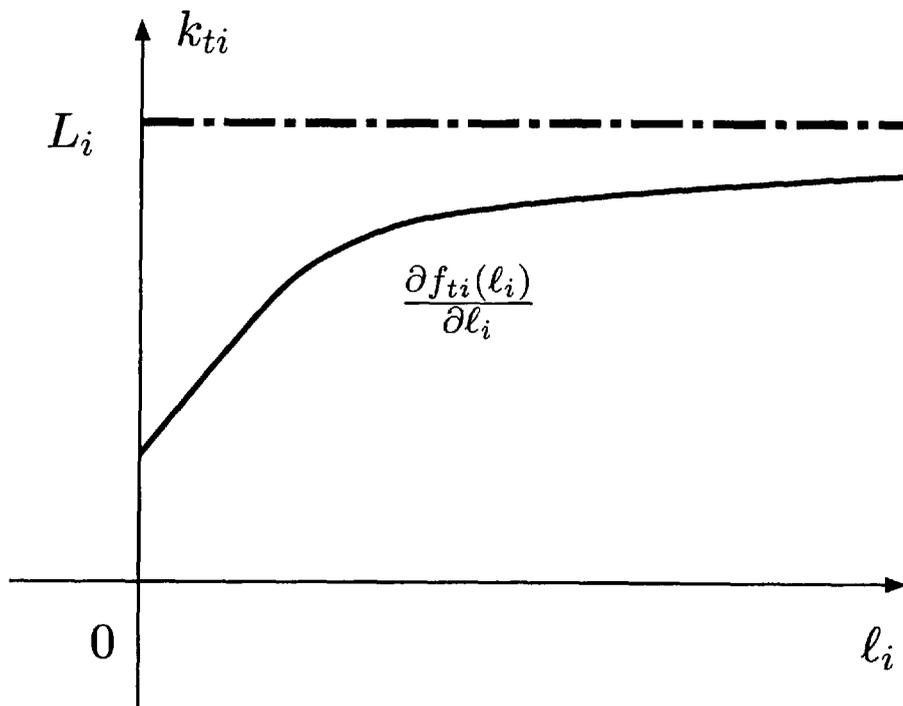


Figure 4.2: Lipschitz Constant and elasticity of tendons

#### 4.3.2 適応制御器

モータの受動特性に基づく大域的追従制御系を設計する場合, 目標張力関数と目標腱長の関数の構成が重要となる. そこで目標関節角  $q_d(t)$  およびバイアス腱張力  $f_b(t)$  からモータ

の目標角  $\theta_d(t)$  を以下の方程式の解として定める.

$$\begin{aligned}\theta_d(t) &= \mathbf{R}_a^{-1} \{ \mathbf{l}_*(t) - \mathbf{y}_q(\mathbf{q}(t)) \} \\ \hat{\mathbf{f}}_t(\mathbf{l}_*(t)) &= \mathbf{A}^+(\mathbf{q}) \{ \mathbf{Y}_m(\mathbf{q}(t), \dot{\mathbf{q}}(t), \dot{\mathbf{q}}_r(t), \ddot{\mathbf{q}}_r(t)) \hat{\phi}_m(t) - \mathbf{A}_0 \mathbf{s}_q(t) \} + \mathbf{f}_b(t)\end{aligned}\quad (4.17)$$

さらにモータへの入力トルクを

$$\tau_a = \mathbf{Y}_a(\dot{\theta}_r, \ddot{\theta}_r) \hat{\phi}_a - \mathbf{A}_1 \mathbf{s}_\theta + \mathbf{R}_a \hat{\mathbf{f}}_t(\mathbf{l}) \quad (4.18)$$

とする. 以下ではこの制御系についての大域的追従特性と適応特性について考察していく.

ここで  $\mathbf{A}_1 = \text{diag.}(a_1, a_2, \dots, a_M)$  とする. (2.16) に (4.8) を入力すると

$$\mathbf{Y}_a(\mathbf{s}_\theta, \dot{\mathbf{s}}_\theta) \phi_a + \mathbf{Y}_a(\dot{\theta}_r, \ddot{\theta}_r) \bar{\phi}_a + \mathbf{R}_a \mathbf{Y}_k(\mathbf{l}) \bar{\phi}_k + \mathbf{A}_1 \mathbf{s}_\theta = \mathbf{0} \quad (4.19)$$

となる. ここで  $\bar{\phi}_i = \phi_i - \hat{\phi}_i, i = a, k, m$  である. 次に (2.15) を考えると

$$\begin{aligned}& \mathbf{Y}_m(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}}) \phi_m + \mathbf{J}_j^T(\mathbf{q}) \mathbf{f}_t(\mathbf{l}) \\ &= \mathbf{Y}_m(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}}) \phi_m + \mathbf{J}_j^T(\mathbf{q}) \{ \hat{\mathbf{f}}_t(\mathbf{l}_*) + \mathbf{f}_t(\mathbf{l}) - \hat{\mathbf{f}}_t(\mathbf{l}) + \hat{\mathbf{f}}_t(\mathbf{l}) - \hat{\mathbf{f}}_t(\mathbf{l}_*) \} \\ &= \mathbf{Y}_m(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \mathbf{s}_q, \dot{\mathbf{s}}_q) \phi_m + \mathbf{A}_1 \mathbf{s}_q + \mathbf{Y}_m(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \dot{\mathbf{q}}_r, \ddot{\mathbf{q}}_r) \bar{\phi}_m + \mathbf{J}_j^T(\mathbf{q}) \{ \mathbf{Y}_k(\mathbf{l}) \bar{\phi}_k + \delta \mathbf{f}_t \} = \mathbf{0} \\ & \text{where } \delta \mathbf{f}_t = \hat{\mathbf{f}}_t(\mathbf{l}) - \hat{\mathbf{f}}_t(\mathbf{l}_*)\end{aligned}$$

となる.

### 4.3.3 システムの安定性 (Type B: 線形弾性腱の場合)

本項では腱張力関数  $\mathbf{f}_t(\mathbf{l})$  とその推定値  $\hat{\mathbf{f}}_t(\mathbf{l})$  が

$$\mathbf{f}_t(\mathbf{l}) = \mathbf{K}_t \mathbf{l} \text{ and } \hat{\mathbf{f}}_t(\mathbf{l}) = \hat{\mathbf{K}}_t \mathbf{l}$$

と書けるとする. ただし  $\mathbf{K}_t, \hat{\mathbf{K}}_t$  は正定値対角行列であり,  $\hat{\mathbf{K}}_t$  は下限と上限を持つとする. この場合, 4.3.1 項にある条件をすべて満足する. ここで次のような Lyapunov 関数の候補  $V_b$  をつくる.

$$V_b(t) = V_a(t) + \frac{1}{2} \left\{ \bar{\phi}_k^T(t) \Gamma_k \bar{\phi}_k(t) + (\mathbf{l}(t) - \mathbf{l}_*(t))^T \mathbf{K}_t (\mathbf{l}(t) - \mathbf{l}_*(t)) \right\} \quad (4.20)$$

この時,

$$\begin{aligned}\frac{d}{dt} V_b &= -\mathbf{s}_q^T (\mathbf{B}_0 + \mathbf{A}_0) \mathbf{s}_q - \mathbf{s}_\theta^T (\mathbf{B}_a + \mathbf{A}_1) \mathbf{s}_\theta \\ & \quad + \bar{\phi}_m^T \Gamma_m \{ \psi_m - \mathbf{w}_m(\psi_m) \} + \bar{\phi}_a^T \Gamma_a \{ \psi_a - \mathbf{w}_a(\psi_a) \} + \bar{\phi}_k^T \Gamma_k \{ \psi_k - \mathbf{w}_k(\psi_k) \} \\ \text{where } \psi_k &= \Gamma_k^{-1} \mathbf{Y}_k^T(\mathbf{l}) \bar{\phi}_k\end{aligned}$$

となる. ここで (4.4), (4.5), (4.14) より,

$$\tilde{\phi}_m^T \Gamma_m \{\psi_m - w_m(\psi_m)\} + \tilde{\phi}_a^T \Gamma_a \{\psi_a - w_a(\psi_a)\} + \tilde{\phi}_k^T \Gamma_k \{\psi_k - w_k(\psi_k)\} \leq \mathbf{o} \quad (4.21)$$

となる. よって

$$\frac{d}{dt} V_b(t) \leq -s_q^T(t)(\mathbf{B}_0 + \mathbf{A}_0)s_q(t) - s_\theta^T(t)(\mathbf{B}_a + \mathbf{A}_1)s_\theta(t) \leq 0$$

となり, この制御系においても  $\lim_{t \rightarrow \infty} s_q = \mathbf{o}$ ,  $\lim_{t \rightarrow \infty} s_\theta = \mathbf{o}$  が成立し,  $\lim_{t \rightarrow \infty} \Delta \theta = \mathbf{o}$ ,  $\lim_{t \rightarrow \infty} \Delta \dot{\theta} = \mathbf{o}$  となる. さらに付録の補助定理 A.1 より  $t \rightarrow \infty$  につれて  $\dot{q} \rightarrow \dot{q}_d$ ,  $q \rightarrow q_d$ ,  $\dot{\theta} \rightarrow \dot{\theta}_d$ ,  $\theta \rightarrow \theta_d$  となる. よってこの制御系は目標関節軌道に対して大域的漸近安定である.

**定理 4.2** 目標軌道  $q_d(t)$ ,  $\dot{q}, \dots, q_d^{(4)}$  が有界かつ一様連続, バイアス力  $f_b(t)$  が 2 階微分可能であり, 有界かつ一様連続ならば, 式 (4.17) から求めた目標モータ角とその微分, および 2 階階微分から構成された制御入力 (4.18) とパラメータ更新則 (4.4), (4.5) および (4.14) に基づく適応制御法は, 軌道追従性

$$\begin{aligned} \lim_{t \rightarrow \infty} \{q(t) - q_d(t)\} &= \mathbf{o}, \quad \lim_{t \rightarrow \infty} \{\dot{q}(t) - \dot{q}_d(t)\} = \mathbf{o} \\ \lim_{t \rightarrow \infty} \{\theta(t) - \theta_d(t)\} &= \mathbf{o} \quad \text{and} \quad \lim_{t \rightarrow \infty} \{\dot{\theta}(t) - \dot{\theta}_d(t)\} = \mathbf{o} \end{aligned}$$

を保証する. □

#### 4.3.4 システムの安定性 (Type C: 非線形弾性腱の場合)

本項では 4.3.1 項に示したような非線形な張力関数を扱う. ここで次のような Lyapunov 関数の候補  $V_c$  をつくる.

$$V_c(t) = V_a(t) + \frac{1}{2} \tilde{\phi}_k^T(t) \Gamma_k \tilde{\phi}_k(t) + \Delta \theta^T(t) \mathbf{P} \Delta \theta(t) \quad (4.22)$$

この時,

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} V_c &= -s_q^T(\mathbf{B}_0 + \mathbf{A}_0)s_q - s_\theta^T(\mathbf{B}_a + \mathbf{A}_1)s_\theta - s_q^T J_j^T(q) \delta f_t + 2\Delta \theta^T \mathbf{P} \Delta \theta \\ &\quad + \tilde{\phi}_m^T \Gamma_m \{\psi_m - w_m(\psi_m)\} + \tilde{\phi}_a^T \Gamma_a \{\psi_a - w_a(\psi_a)\} + \tilde{\phi}_k^T \Gamma_k \{\psi_k - w_k(\psi_k)\} \end{aligned}$$

となる. 線形の場合と同様に式 (4.21) が成立するので

$$\frac{d}{dt} V_c \leq -s_q^T(\mathbf{B}_0 + \mathbf{A}_0)s_q - s_\theta^T(\mathbf{B}_a + \mathbf{A}_1)s_\theta - s_q^T J_j^T(q) \delta f_t + 2\Delta \theta^T \mathbf{P} \Delta \theta \quad (4.23)$$

となる。また相加相乗平均と腱の弾性関数の Lipschitz 連続性から

$$\begin{aligned} 2\mathbf{s}_q^T \mathbf{J}_j^T(\mathbf{q}) \delta \mathbf{f}_t &\leq \epsilon \mathbf{s}_q^T \mathbf{J}_j^T(\mathbf{q}) \mathbf{J}_j(\mathbf{q}) \mathbf{s}_q + \frac{1}{\epsilon} \delta \mathbf{f}_t^T \delta \mathbf{f}_t \\ &\leq \epsilon \mathbf{s}_q^T \mathbf{J}_j^T(\mathbf{q}) \mathbf{J}_j(\mathbf{q}) \mathbf{s}_q + \frac{1}{\epsilon} \Delta \boldsymbol{\theta}^T \mathbf{Q} \Delta \boldsymbol{\theta} \end{aligned} \quad (4.24)$$

となる。ここで  $\epsilon$  は任意の正数、 $\mathbf{Q}$  は  $q_i = r_{ai}^2 L_i^2, i = 1, 2, \dots, M$  を対角要素とする行列である。これから、

$$\frac{d}{dt} V_c(t) \leq -\mathbf{s}_q^T(t) \mathbf{S}_1 \mathbf{s}_q(t) - \mathbf{e}_a^T(t) \mathbf{S}_2 \mathbf{e}_a(t) \quad (4.25)$$

となる。ここで  $\mathbf{e}_a^T = (\Delta \boldsymbol{\theta}^T, \Delta \dot{\boldsymbol{\theta}}^T)$  であり、

$$\mathbf{S}_1 = (\mathbf{B}_0 + \mathbf{A}_0 - \frac{\epsilon}{2} \mathbf{J}_j^T(\mathbf{q}) \mathbf{J}_j(\mathbf{q})) \quad (4.26)$$

$$\mathbf{S}_2 = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_a^T (\mathbf{B}_a + \mathbf{A}_1) \mathbf{A}_a - \frac{1}{2\epsilon} \mathbf{Q} & \mathbf{A}_a^T (\mathbf{B}_a + \mathbf{A}_1) - \mathbf{P} \\ (\mathbf{B}_a + \mathbf{A}_1) \mathbf{A}_a - \mathbf{P} & \mathbf{B}_a + \mathbf{A}_1 \end{bmatrix} \quad (4.27)$$

である。いま、 $\mathbf{P}$  は任意の正定値行列であるので  $\mathbf{P} = (\mathbf{B}_a + \mathbf{A}_1) \mathbf{A}_a$  と置くと

$$\mathbf{S}_2 = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_a^T (\mathbf{B}_a + \mathbf{A}_1) \mathbf{A}_a - \frac{1}{2\epsilon} \mathbf{Q} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{B}_a + \mathbf{A}_1 \end{bmatrix} \quad (4.28)$$

となる。ブロック対角行列 (4.28) は、その第 (2, 2) ブロック行列が正定対角行列であるから、その第 (1, 1) ブロック行列が正定行列であれば、正定となる。よって  $\mathbf{S}_1$  かつ

$$\mathbf{S}_3 = \mathbf{A}_a^T (\mathbf{B}_a + \mathbf{A}_1) \mathbf{A}_a - \frac{1}{2\epsilon} \mathbf{Q} \quad (4.29)$$

が正定ならば  $V_c(t)$  は Lyapunov 関数となる。

よってこの制御系においては  $\lim_{t \rightarrow \infty} \mathbf{s}_q = \mathbf{0}$ ,  $\lim_{t \rightarrow \infty} \mathbf{e}_a = \mathbf{0}$  が成立し、 $\lim_{t \rightarrow \infty} \Delta \boldsymbol{\theta} = \mathbf{0}$ ,  $\lim_{t \rightarrow \infty} \Delta \dot{\boldsymbol{\theta}} = \mathbf{0}$  となる。さらに付録の補助定理 A.1 より  $t \rightarrow \infty$  につれて  $\dot{\mathbf{q}} \rightarrow \dot{\mathbf{q}}_d$ ,  $\mathbf{q} \rightarrow \mathbf{q}_d$ ,  $\dot{\boldsymbol{\theta}} \rightarrow \dot{\boldsymbol{\theta}}_d$ ,  $\boldsymbol{\theta} \rightarrow \boldsymbol{\theta}_d$  となる。よって次の定理が成立する。

**定理 4.3** 目標軌道  $\mathbf{q}_d(t), \dot{\mathbf{q}}, \dots, \mathbf{q}_d^{(4)}$  が有界かつ一様連続、バイアス力  $\mathbf{f}_b(t)$  が 2 階微分可能であり、有界かつ一様連続であり、式 (4.26), (4.29) の  $\mathbf{S}_1$  と  $\mathbf{S}_3$  が正定になるように  $\mathbf{A}_0, \mathbf{A}_1, \mathbf{A}_a, \epsilon$  を選べば、(4.17) から求めた目標モータ角とその微分、および 2 階階微分から構成された制御入力 (4.18) とパラメータ更新則 (4.4), (4.5) および (4.14) に基づく適応制御法は、軌道追従性

$$\begin{aligned} \lim_{t \rightarrow \infty} \{\mathbf{q}(t) - \mathbf{q}_d(t)\} &= \mathbf{0}, \lim_{t \rightarrow \infty} \{\dot{\mathbf{q}}(t) - \dot{\mathbf{q}}_d(t)\} = \mathbf{0} \\ \lim_{t \rightarrow \infty} \{\boldsymbol{\theta}(t) - \boldsymbol{\theta}_d(t)\} &= \mathbf{0} \text{ and } \lim_{t \rightarrow \infty} \{\dot{\boldsymbol{\theta}}(t) - \dot{\boldsymbol{\theta}}_d(t)\} = \mathbf{0} \end{aligned}$$

を保証する。 □

## 4.4 適応アルゴリズム

本節では適応制御系を実際に用いる場合のアルゴリズムを示す。なお、ここでは腱剛性が未知の場合に対するアルゴリズムを示しているが、 $\hat{f}_t$  を  $f_t$  に置き換えることにより、腱張力関数が既知の場合にも適応できる。

本制御系への入力は式 (4.18) にあるように

$$\tau_a = Y_a(\dot{\theta}_r, \ddot{\theta}_r)\hat{\phi}_a - A_1 s_\theta + R_a \hat{f}_t(l) \quad (4.18)$$

である。また目標モータ角  $\theta_d$  は式 (4.17), すなわち

$$\begin{aligned} \hat{f}_t(l_*(t)) &= A^+(q) \{Y_m(q(t), \dot{q}(t), \dot{q}_r(t), \ddot{q}_r(t))\hat{\phi}_m - A_0 s_q(t)\} + f_b(t) \\ \theta_d(t) &= R_a^{-1} \{l_*(t) - J_j(q)q(t)\} \end{aligned} \quad (4.17)$$

から求まる。本節では実際に入力を生成する場合のアルゴリズムについて述べる。目標モータ角速度, および角加速度は

$$\begin{aligned} \dot{\theta}_d &= R_a^{-1} \{\dot{l}_* - J_j(q)\dot{q}\} \\ \ddot{\theta}_d &= R_a^{-1} \{\ddot{l}_* - J_j(q)\ddot{q} - \dot{J}_j(q)\dot{q}\} \end{aligned}$$

である。これよりシステムより測定可能な  $\theta, \dot{\theta}$  を用いることにより式 (4.2) から  $\dot{\theta}_r, \ddot{\theta}_r$ , 式 (4.3) から  $s_q$  が求まる。

次に  $l_*, \dot{l}_*, \ddot{l}_*$  について考える。 $l_*$  は式 (4.17) の第2式の右辺を計算することにより,

$$l_* = \hat{f}^{-1} \left\{ A^+(q) \{Y_m(q(t), \dot{q}(t), \dot{q}_r(t), \ddot{q}_r(t))\hat{\phi}_m - A_0 s_q\} + f_b(t) \right\} \quad (4.30)$$

で求まる。また  $\dot{l}_*, \ddot{l}_*$  は

$$\dot{l}_* = \left( \frac{\partial \hat{f}(l)}{\partial l} \Big|_{l=l_*} \right)^{-1} \dot{\hat{f}}(l_*) \quad (4.31)$$

$$\ddot{l}_* = \left( \frac{\partial \hat{f}(l)}{\partial l} \Big|_{l=l_*} \right)^{-1} \dot{\hat{f}} \left( \ddot{\hat{f}}(l_*) - \frac{\partial^2 \hat{f}(l)}{\partial l^2} \Big|_{l=l_*} \right) \quad (4.32)$$

で求まる。ここで  $\dot{\hat{f}}(l_*), \ddot{\hat{f}}(l_*)$  は

$$\dot{\hat{f}}(l_*) = A^+ \{ \dot{Y}_m \hat{\phi}_m - A_0 \dot{s}_q \} + A^+ \{ Y_m \hat{\phi}_m - A_0 s_q \} + \dot{f}_b + A^+ Y_m \Gamma_m Y_m s_q \quad (4.33)$$

$$\begin{aligned} \ddot{\hat{f}}(l_*) &= A^+ \{ \ddot{Y}_m \hat{\phi}_m - A_0 \ddot{s}_q \} + 2\dot{A}^+ \{ \dot{Y}_m \hat{\phi}_m - A_0 \dot{s}_q \} + \ddot{A}^+ \{ Y_m \hat{\phi}_m - A_0 s_q \} + \ddot{f}_b \\ &\quad + Y_m \Gamma_m Y_m s_q + A^+ \{ Y_m \Gamma_m Y_m s_q + \dot{Y}_m \Gamma_m Y_m s_q + Y_m \Gamma_m (\dot{Y}_m s_q + Y_m \dot{s}_q) \} \end{aligned} \quad (4.34)$$

である(記述の簡略化のために引数を省略した。ただし  $Y_m = Y_m(q, \dot{q}, \ddot{q}_r, \ddot{q}_r)$  であることに注意する)。式(4.33)の右辺の最後の項と式(4.34)の右辺の第2行目にかかっている項はパラメータの動力学による変動を表している。これらはすべて目標関節変数  $q_d, \dot{q}_d, \dots, q_d^{(4)}$ 、測定および推定した関節変数  $q, \dot{q}, \ddot{q}, q^{(3)}$  とバイアス張力  $f_b, \dot{f}_b, \ddot{f}_b$  の情報のみで計算可能である。計算手順は以下のようになる。

1.  $q_d, \dot{q}_d, \dots, q_d^{(4)}$  と  $\ddot{q}, q^{(3)}$  の算出
2.  $\hat{f}(l_*)$ ,  $\dot{\hat{f}}(l_*)$ ,  $\ddot{\hat{f}}(l_*)$  と  $\frac{\partial \hat{f}}{\partial l}$ ,  $\frac{\partial^2 \hat{f}}{\partial l^2}$  の算出
3.  $l_*$ ,  $\dot{l}_*$ ,  $\ddot{l}_*$  の算出
4.  $\theta_d$ ,  $\dot{\theta}_d$ ,  $\ddot{\theta}_d$  の算出
5.  $\hat{\theta}_r$ ,  $\dot{\hat{\theta}}_r$ ,  $s_\theta$ ,  $\hat{f}(l)$  の算出
6.  $\tau_a$  の算出

**注意 4.1** この制御系は関節角度、角速度、角加速度、角躍度情報を必要とする。しかし実際の場合、角加速度、角躍度情報の測定はほぼ不可能である。よって、これらを関節角度、角速度およびモータ位置、速度情報から推定する方法が考えられる。このパラメータ推定関節角加速度は

$$\ddot{q} = -\hat{M}^{-1}(q) \left[ \left\{ \frac{1}{2} \dot{\hat{M}}(q) + \hat{B}_0 + \hat{S}(q, \dot{q}) \right\} \dot{q} + \hat{g}(q) + J_j^T(q) \hat{f}_i(l) \right], \quad (4.35)$$

で与えられる。ここで\*は\*の推定関数を表す。また角躍度はこれを時間微分したものから得ることができる。しかしこの場合、安定性の保証は無くなる。◇

## 4.5 シミュレーション

シミュレーションに用いたモデルおよびパラメータを付録C.1に示す。ただし、Type Cの場合の腱の弾性力は以下で説明するモデルを用いている。制御モデルの初期パラメータはそれぞれ0.5~2倍程度のパラメータ誤差をランダムに与えてある。また関節角加速度、角躍度は式(4.35)の推定値とその時間微分を用いている。

### 腱弾性が既知の場合 (Type A)

Fig.4.3-4.6は腱張力関数が既知の場合の2自由度6本腱を持つ腱駆動機構に対するシミュレーション結果である。Fig.4.3は関節位置軌道と関節速度軌道に対するシミュレーション結果である。速度軌道の初期状態にややづれが見られるもののすぐに目標軌道に収束しているのが分かる。Fig.4.4の上図は関節角加速度軌道である。この収束性は保証していないので

収束していない。Fig.4.4 の下図およびFig.4.5 は各パラメータの変動を表している。どのパラメータも収束をしていないのが分かる。これは加速度と同様に収束性を保証していないからである。Fig.4.6 は腱張力および腱のバイアス張力を表している。バイアス張力は定数で与えられており、全く振動していないのが分かる。

### 線形弾性腱の場合 (Type B)

Fig.4.7-4.10 は線形弾性腱のパラメータが未知である場合に適応制御系を適用した場合のシミュレーション結果である。Fig.4.7 の上図は関節の位置軌道、下図は速度軌道である。この図から、初期に多少の振れが見られるものの収束していることが分かる。またFig.4.8 は関節加速度軌道である。上図は  $0[s] \leq t \leq 10[s]$  の状態を示しており、下図は  $3[s] \leq t \leq 10[s]$  での値を示している。上図では加速度も収束しているように見えるが、下図のように加速度は収束しない。これはこの制御系は加速度の収束を保証していないからである。Fig.4.9, 4.10 はパラメータの変動を示している。どのパラメータも変動をして収束していないのが分かる。これはこの制御系がパラメータの収束を保証していないからである。パラメータが収束するためにはパラメータの PE 条件が満足される必要があることが知られている (有本, 1993)。次にFig.4.11 の上図は腱張力を、下図はバイアス張力を示している。バイアス張力は一定で与えてあるが、実際には下図のようにパラメータ変動とともに振動する。これはFig.4.9 の下図が示すように、張力関数のパラメータが変動しているためにそれに相当するバイアス張力も変動するからである。

### 非線形弾性腱の場合

ここでは腱の非線形弾性をFig.4.5 のように3次多項式 (2.7) でモデル化する。この場合、一般に Lipschitz 連続性を満足しないが、多項式の係数の有界性とシステム上、腱が発生できる最大張力を  $200[N]$  とし、腱の伸びに上限があると仮定することにより、Lipschitz 連続性を図っている。ここでは最大2倍のパラメータ誤差を仮定して  $L_i = 80000[N/m]$  としてある。また  $A_0 = \text{diag.}(0.015, 0.015)$ ,  $\epsilon = 20$ ,  $\Lambda_{ai} = 8$ ,  $a_{1i} = 400$  とすると、

$$A_0 = \text{diag.}(0.015, 0.015) > \text{diag.}(0.0135, 0.009)$$

$$\Lambda_{ai} \sqrt{2\epsilon(b_{ai} + a_{1i})} \geq 6400 > 800$$

となり、条件を満足する。このモデルに対する目標関節軌道としては

$$q_{d1} = 0.5 \cos t \text{ and } q_{d2} = -0.5 \cos t [\text{rad}]$$

を用いる。またバイアス張力は適当な定数ベクトルとして与える。

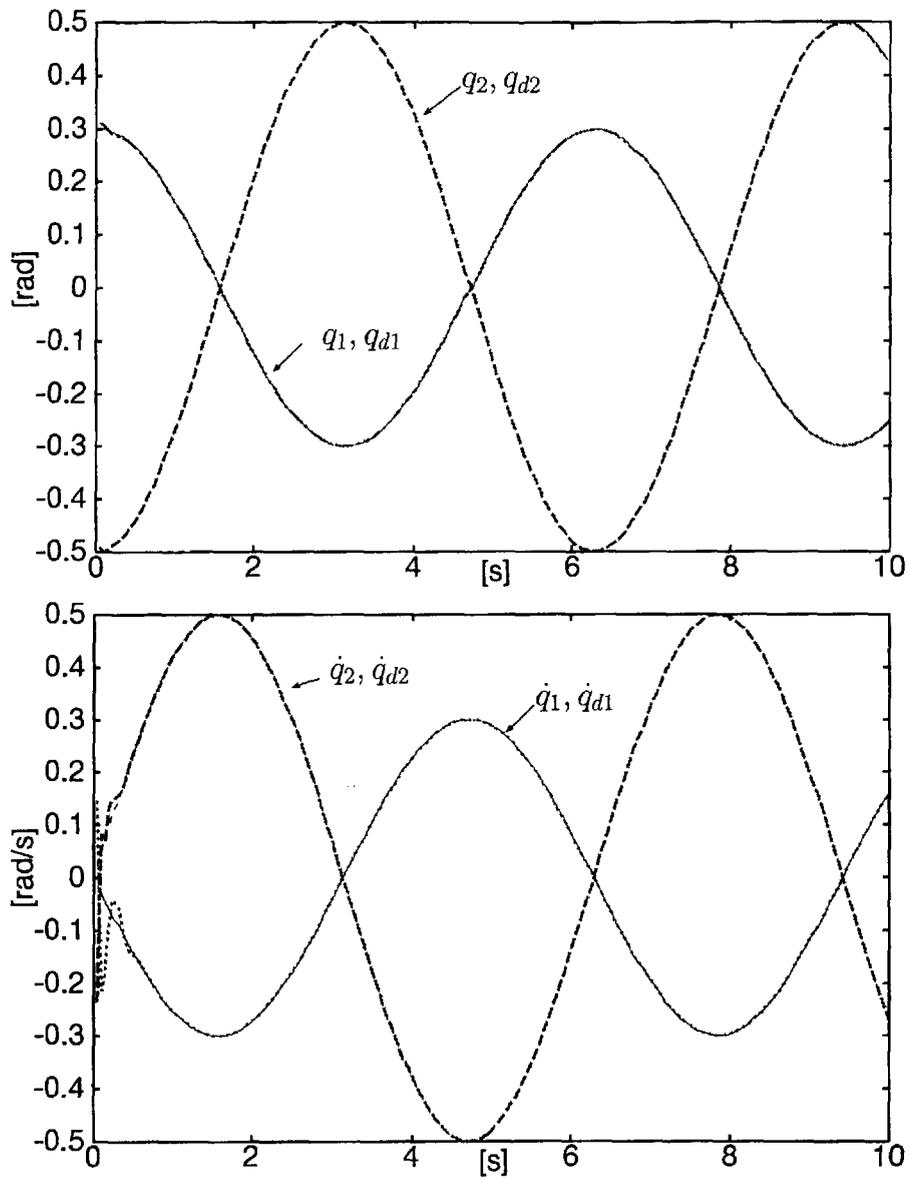


Figure 4.3: Simulation results of a 2 D.O.F. tendon-driven mechanism controlled with an adaptive controller: for Type A (top) joint trajectories, (bottom) joint velocities

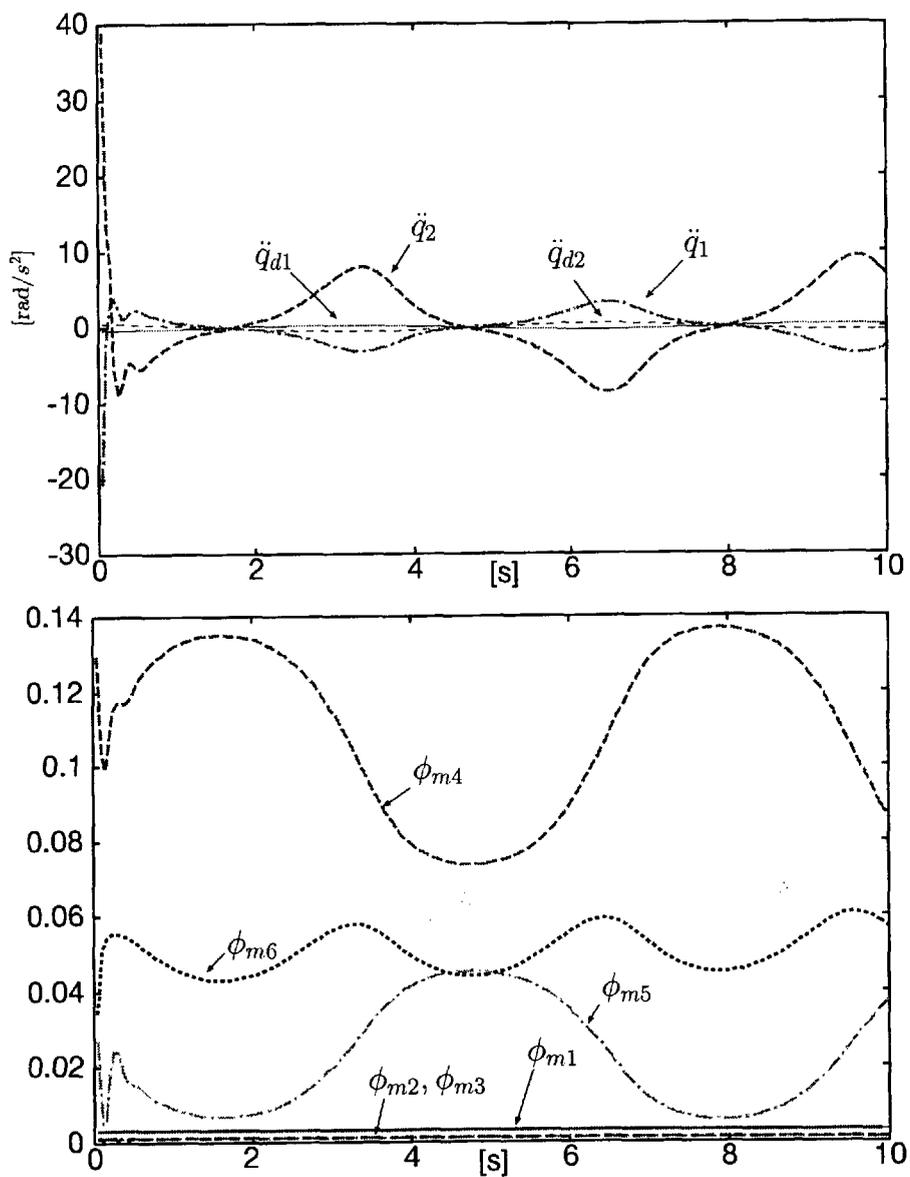


Figure 4.4: Simulation results of a 2 D.O.F. tendon-driven mechanism controlled with an adaptive controller: for Type A (top) Joint accerlations (bottom) estimated parameters of the manipulator

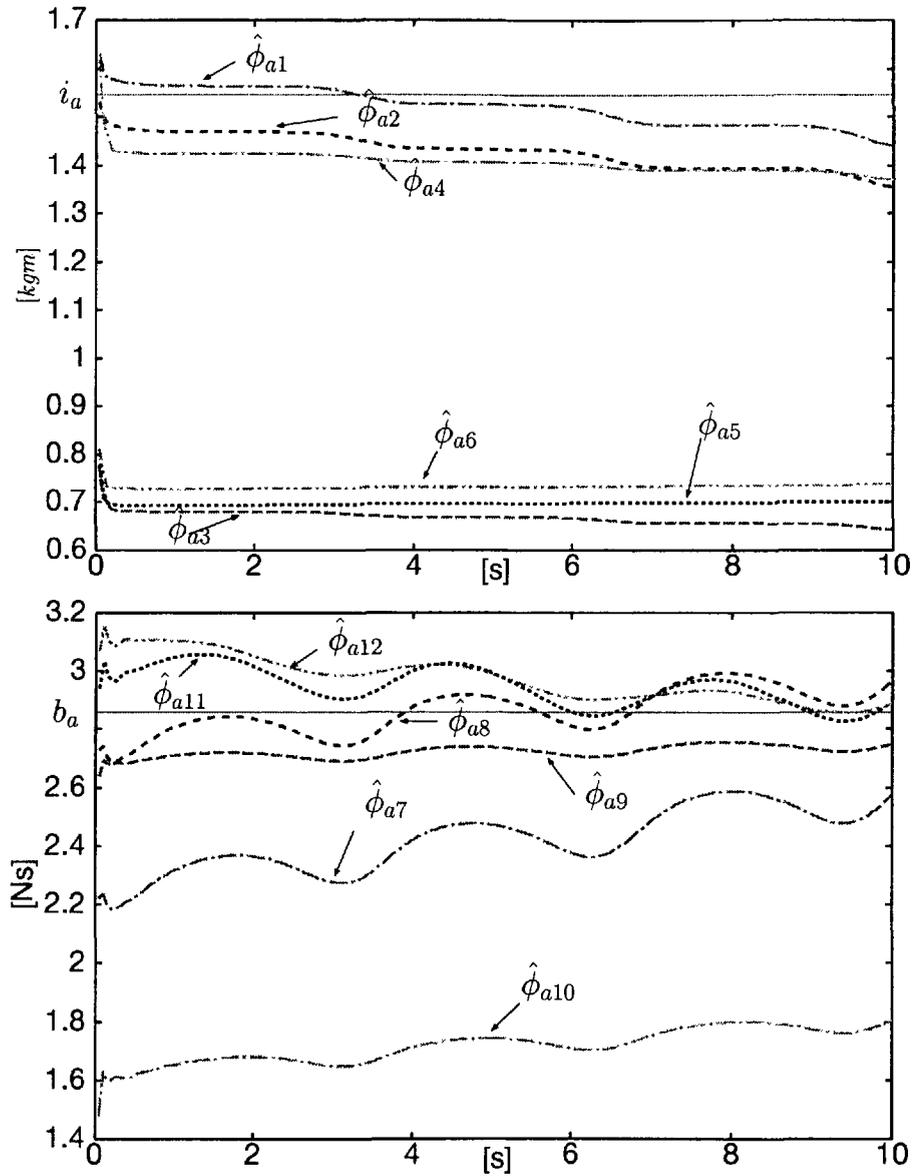


Figure 4.5: Simulation results of a 2 D.O.F. tendon-driven mechanism controlled with an adaptive controller: for Type A (top) estimated parameters of Inertia of motor axes, (bottom) estimated parameters of viscosity of motor axes

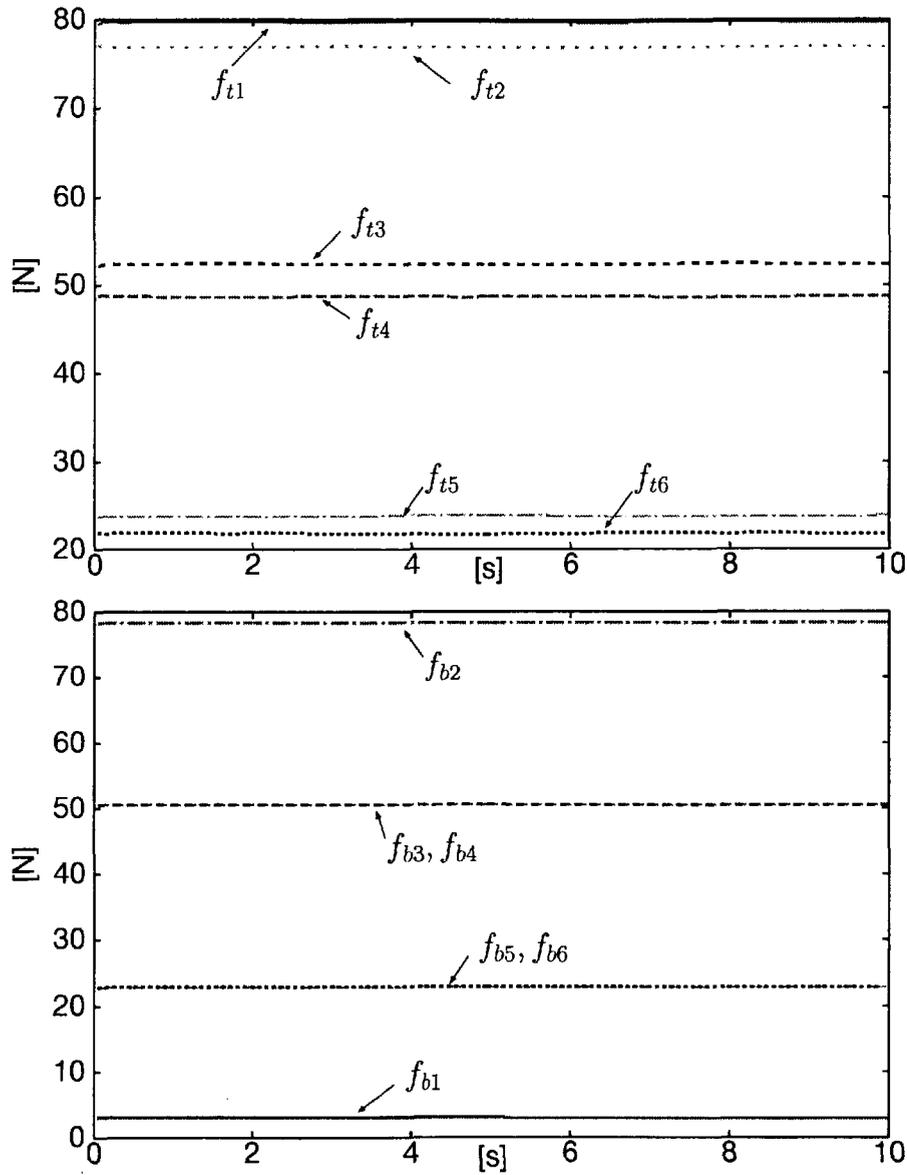


Figure 4.6: Simulation results of a 2 D.O.F. tendon-driven mechanism controlled with an adaptive controller: for Type A (top) tensile forces (bottom) bias forces

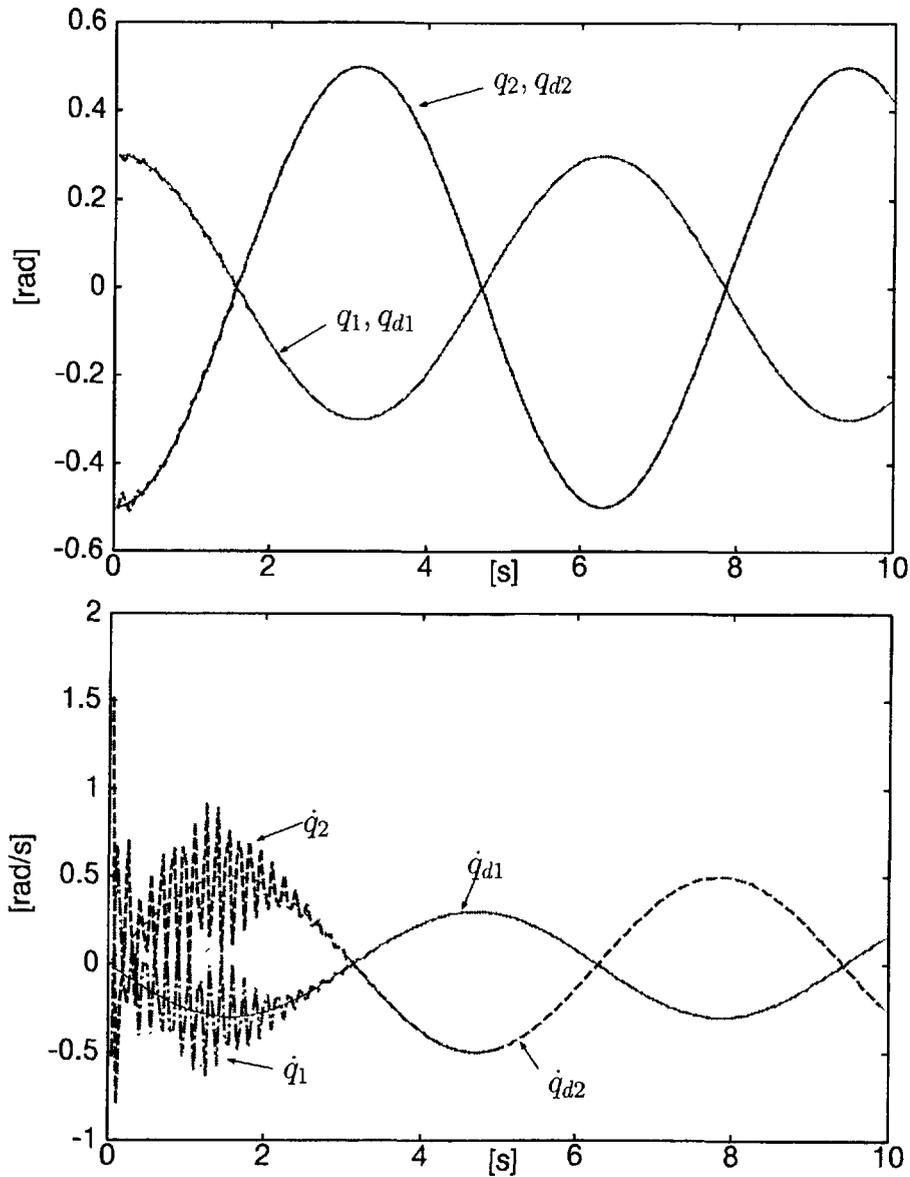


Figure 4.7: Simulation results of a 2 D.O.F. tendon-driven mechanism controlled with an adaptive controller: for Type B (top) joint trajectories, (bottom) joint velocities

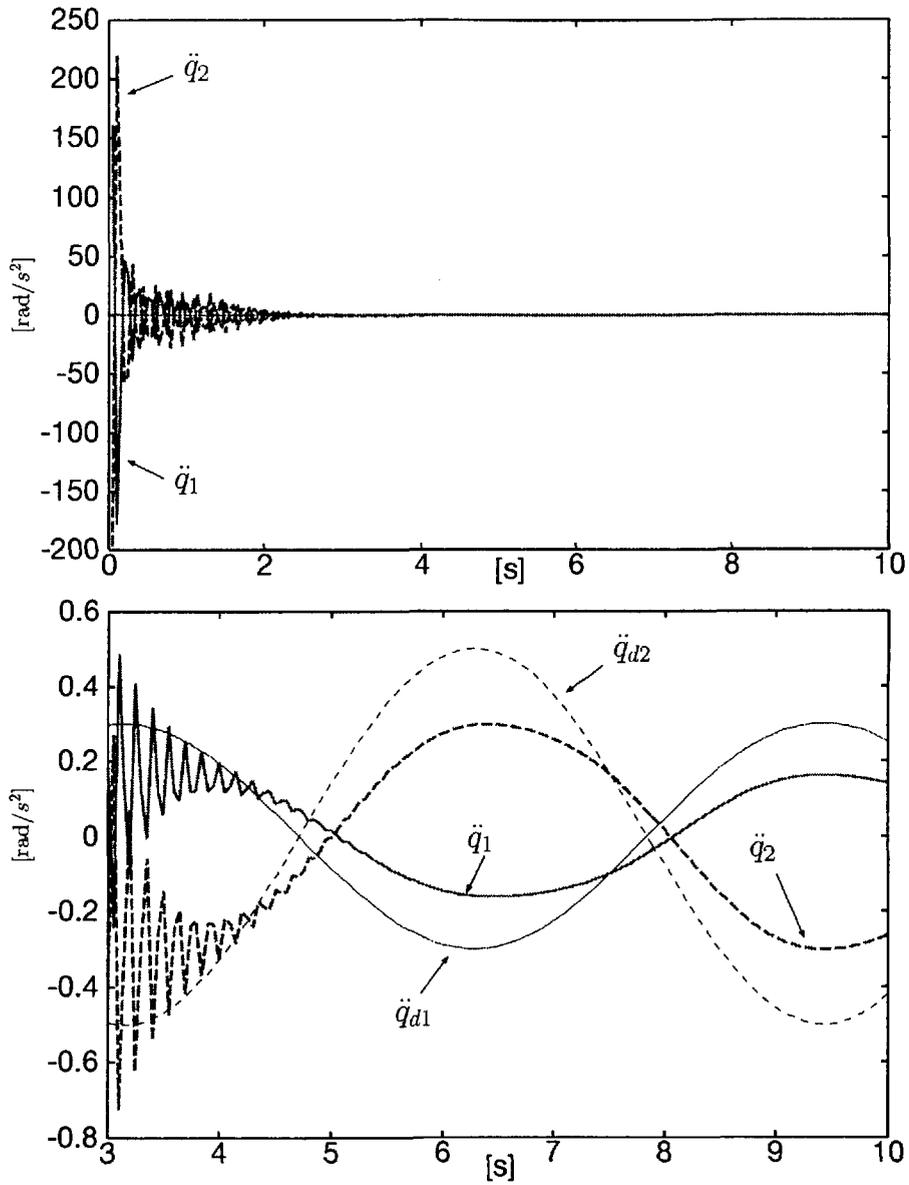


Figure 4.8: Joint acceleration of a 2 D.O.F. tendon-driven mechanism controlled with an adaptive controller: for Type B (top)  $0[s] \leq t \leq 10[s]$  (bottom)  $3[s] \leq t \leq 10[s]$

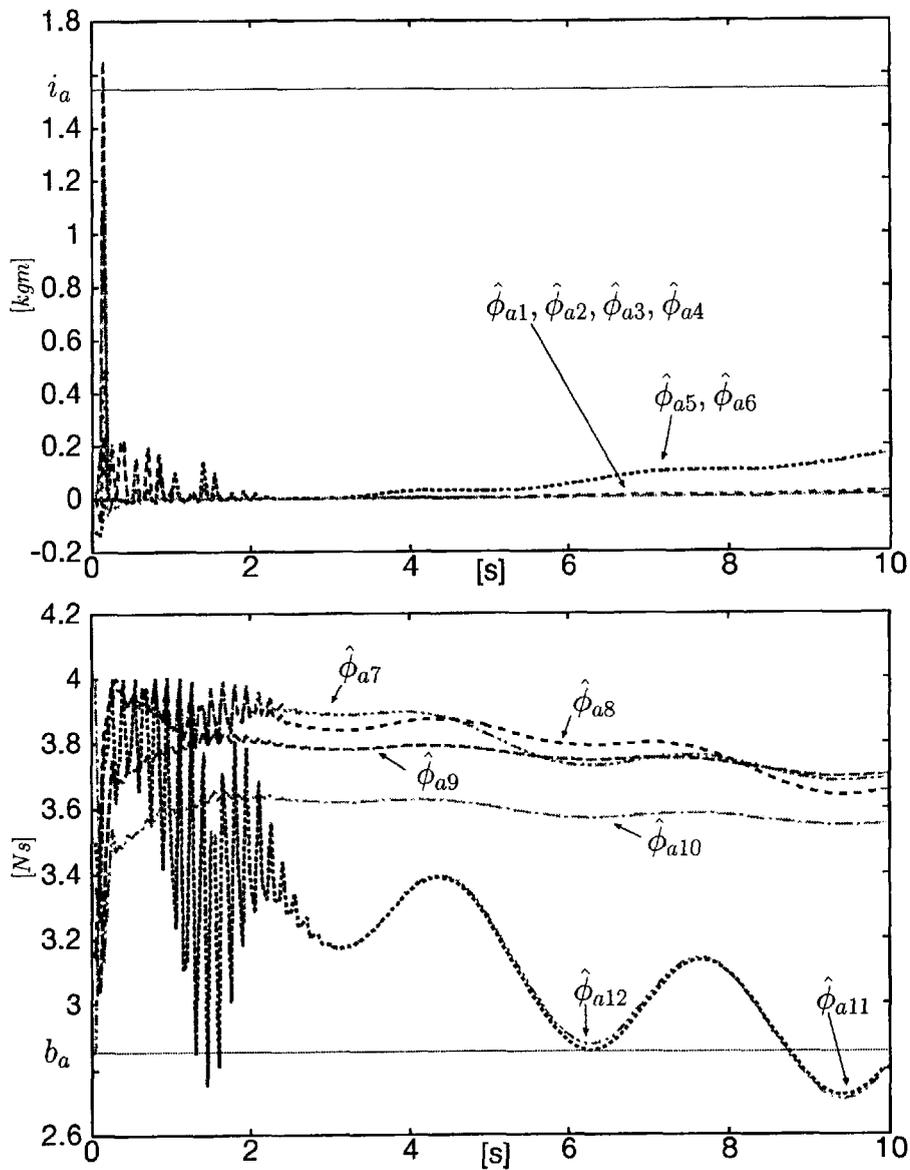


Figure 4.9: Simulation results of a 2 D.O.F. tendon-driven mechanism controlled with an adaptive controller: for Type B (top) parameters of Inertia of motor axes, (bottom) estimated viscosity coefficients of motor axes

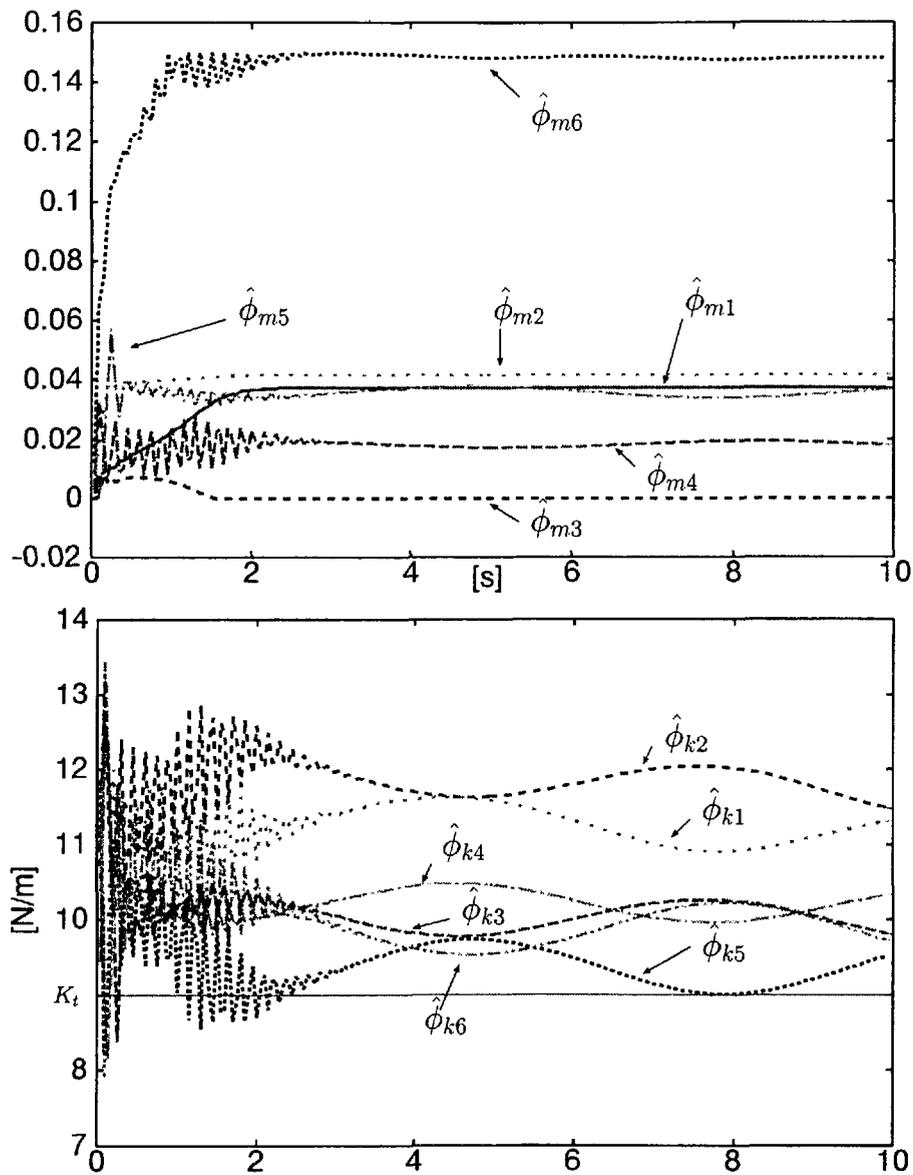


Figure 4.10: Simulation results of a 2 D.O.F. tendon-driven mechanism controlled with an adaptive controller: for Type B (top) estimated parameters of a manipulator, (bottom) estimated parameters of tendon elasticity

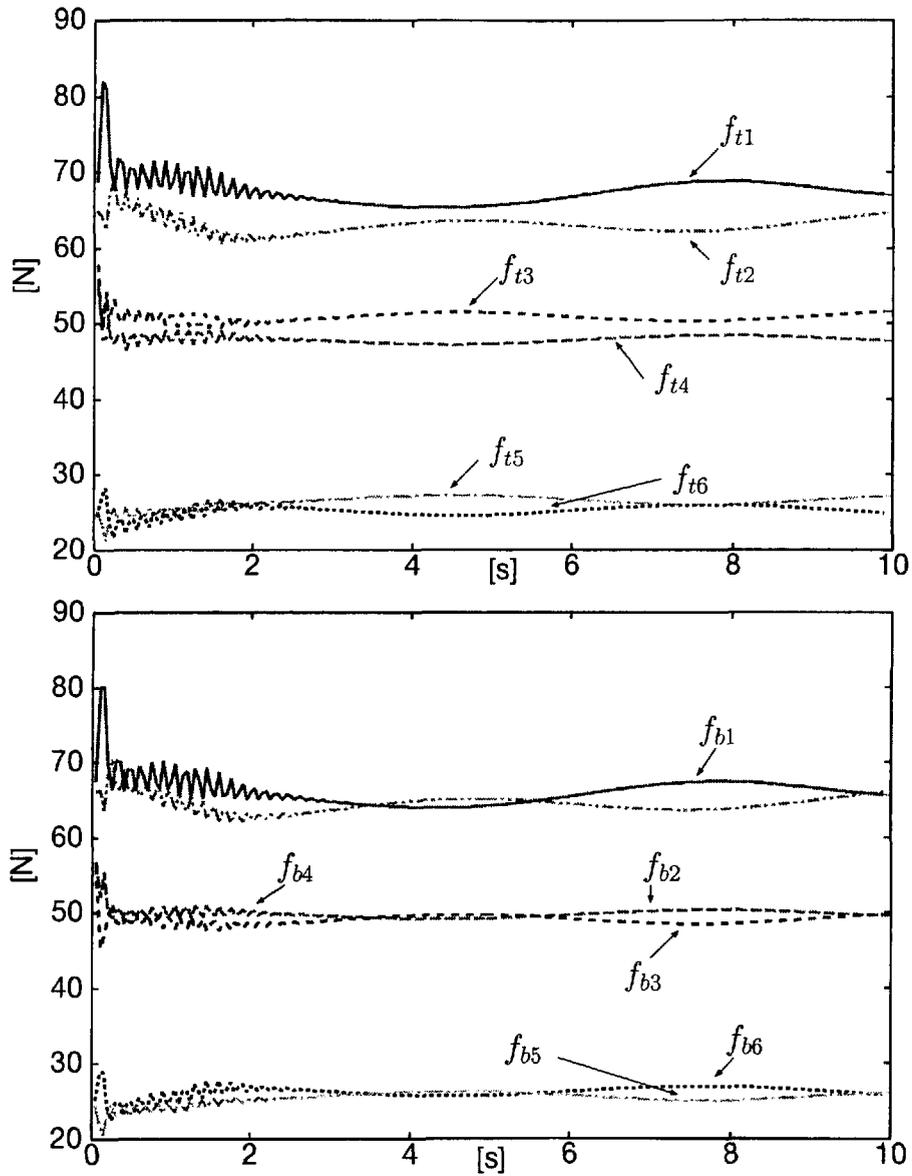


Figure 4.11: Simulation results of a 2 D.O.F. tendon-driven mechanism controlled with an adaptive controller: for Type B (top) tensile forces (bottom) bias forces

Fig.4.12-4.18 にシミュレーション結果を示す。Fig.4.12 は上図は関節軌道であり、下図は関節速度軌道である。両方ともうまく収束していることが分かる。Fig.4.13 の上図は  $0[s] \leq t \leq 10[s]$  での、下図は  $3[s] \leq t \leq 10[s]$  加速度軌道である。加速度は目標値に近づいているものの、収束はしていない。Fig.4.16, 4.15, 4.17 はそれぞれ、アクチュエータ、マニピュレータ、腱弾性のパラメータの推定値を表している。どのパラメータも変動して収束はしていない。またFig.4.18 は張力とバイアス張力のグラフである。線形の場合と同様に目標バイアス張力は定数で与えられているが、張力関数が増加しているためにバイアス張力も変動している。

## 4.6 考察

以上に腱駆動機構の大域的追従安定特性、適応特性を示した。この制御系はセンサ情報として関節角  $q, \dot{q}, \ddot{q}, q^{(3)}$  とモータ角  $\theta, \dot{\theta}$  が必要であり、あらかじめ与えられた目標関節角  $q_d, \dot{q}_d, \dots, q_d^{(4)}$  から目標モータ角  $\theta_d, \dot{\theta}_d, \ddot{\theta}_d$  が計算可能である必要がある。またこれらの目標関数は有界かつ一様連続である。また腱張力は変位に関して局所的に Lipschitz 連続であり、上界と下界を持たなければならない。この腱張力関数が未知の場合、適応制御を行うためにはパラメータに関して線形でなければならない。特徴をまとめると以下のようなになる。

- バイアス張力に任意の動特性を持たせても、目標モータ角に影響するだけで、安定性の証明には現れない。
- 目標張力は推定腱張力関数を用いて目標モータ角の設定とフィードフォワード項を算出するのに用いられている。よって目標バイアス張力を定数で設定しても実際には変動をし、駆動力も含む可能性がある。
- リグレッサ表現 (4.13) で書き表せる張力関数に対応している。
- Lyapunov 関数内に弾性に関する貯蓄関数が存在しない。これは弾性が非線形のために、現段階で

$$\int_0^T (\dot{l}(t) - \dot{l}_*(t) + A_a(l(t) - l_*(t)))^T \{f_t(l(t)) - f_t(l_*(t))\} dt < -\gamma_0^2 \quad (4.36)$$

が証明できないためである。ここで  $\gamma_0$  は初期値にのみ依存する定数である。そこで本章では式 (4.36) の正定性の代わりに式 (4.11) のように Lyapunov 関数に  $\Delta\theta^T P \Delta\theta$  を加えることにより解決している。しかしこれにより安定性の条件が厳しくなっている。もし線形の場合は (4.36) が  $S_1, S_3$  の正定条件を取り除くことができる。

- 今回の安定性の十分条件では弾性が  $\infty$  に近づく場合への連続性が保証されていない、すなわちこの制御則は剛体マニピュレータに適用できない。なぜなら、式 (4.12) より  $L_i \rightarrow \infty$  となると  $\tau_a \rightarrow \infty$  となるからである。

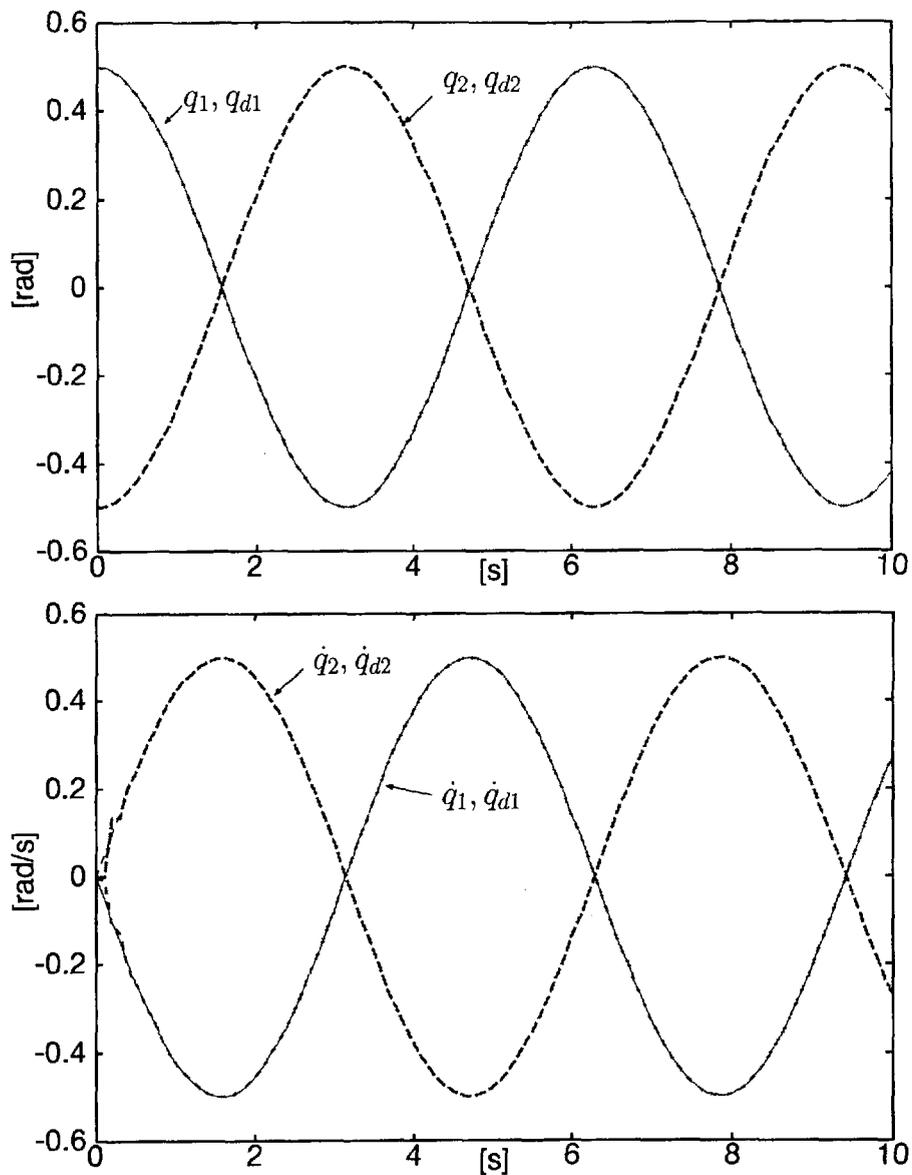


Figure 4.12: Simulation results of a 2 D.O.F. tendon-driven mechanism controlled with an adaptive controller: for Type C (top) joint trajectories, (bottom) joint velocities

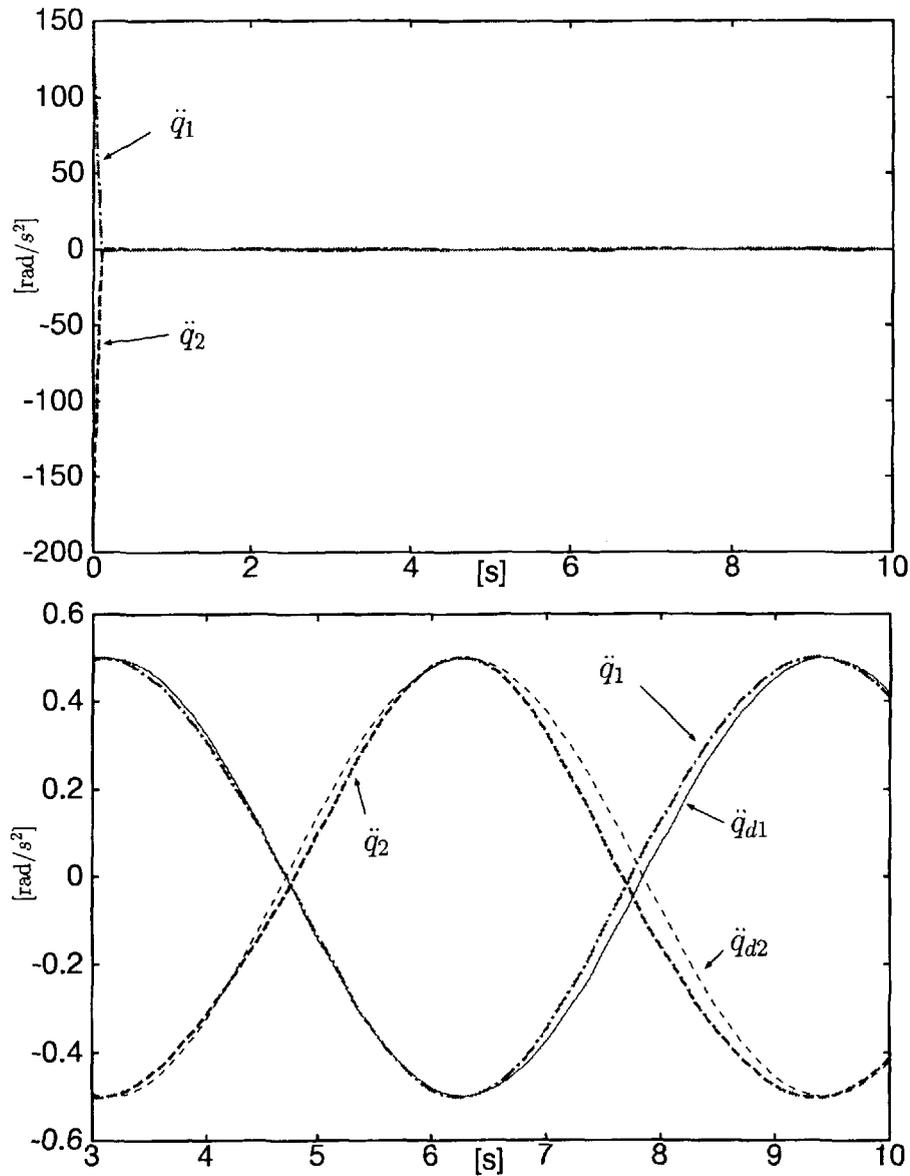


Figure 4.13: Joint acceleration of a 2 D.O.F. tendon-driven mechanism controlled with an adaptive controller: for Type C (top)  $0[s] \leq t \leq 10[s]$  (bottom)  $3[s] \leq t \leq 10[s]$

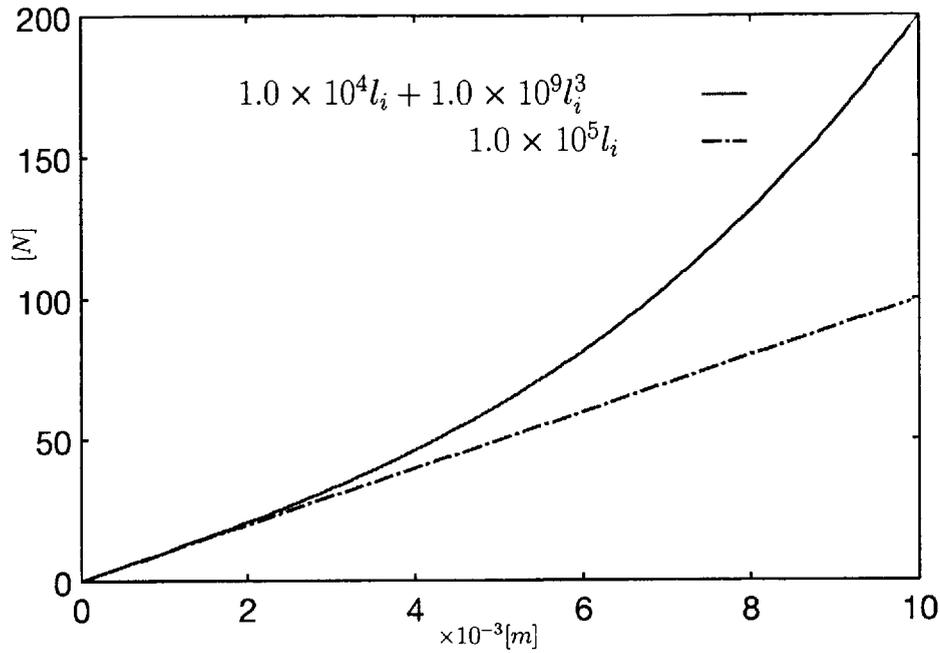


Figure 4.14: Nonlinearity of tensile force for tendon expansion

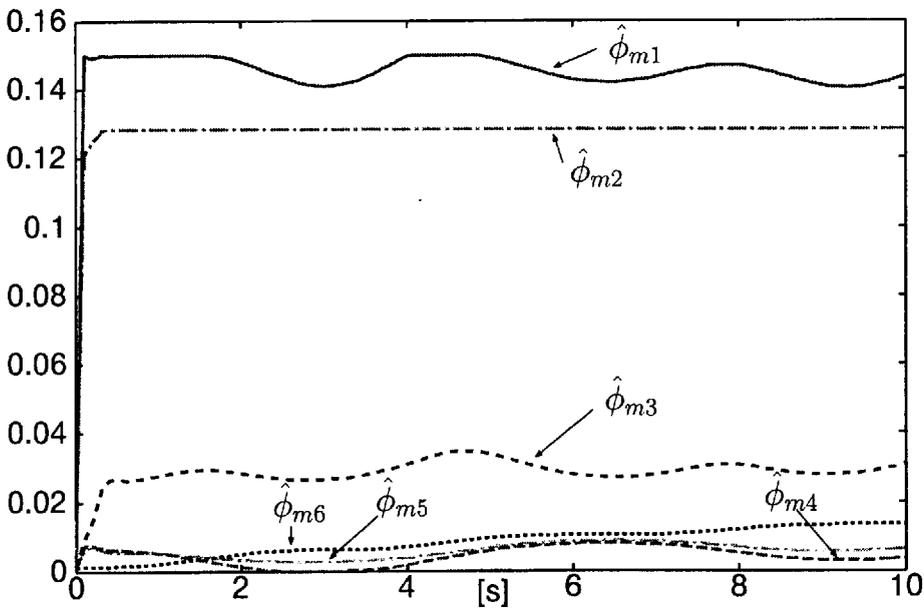


Figure 4.15: Simulation results of a 2 D.O.F. tendon-driven mechanism controlled with an adaptive controller: for Type C, estimated parameters of a manipulator

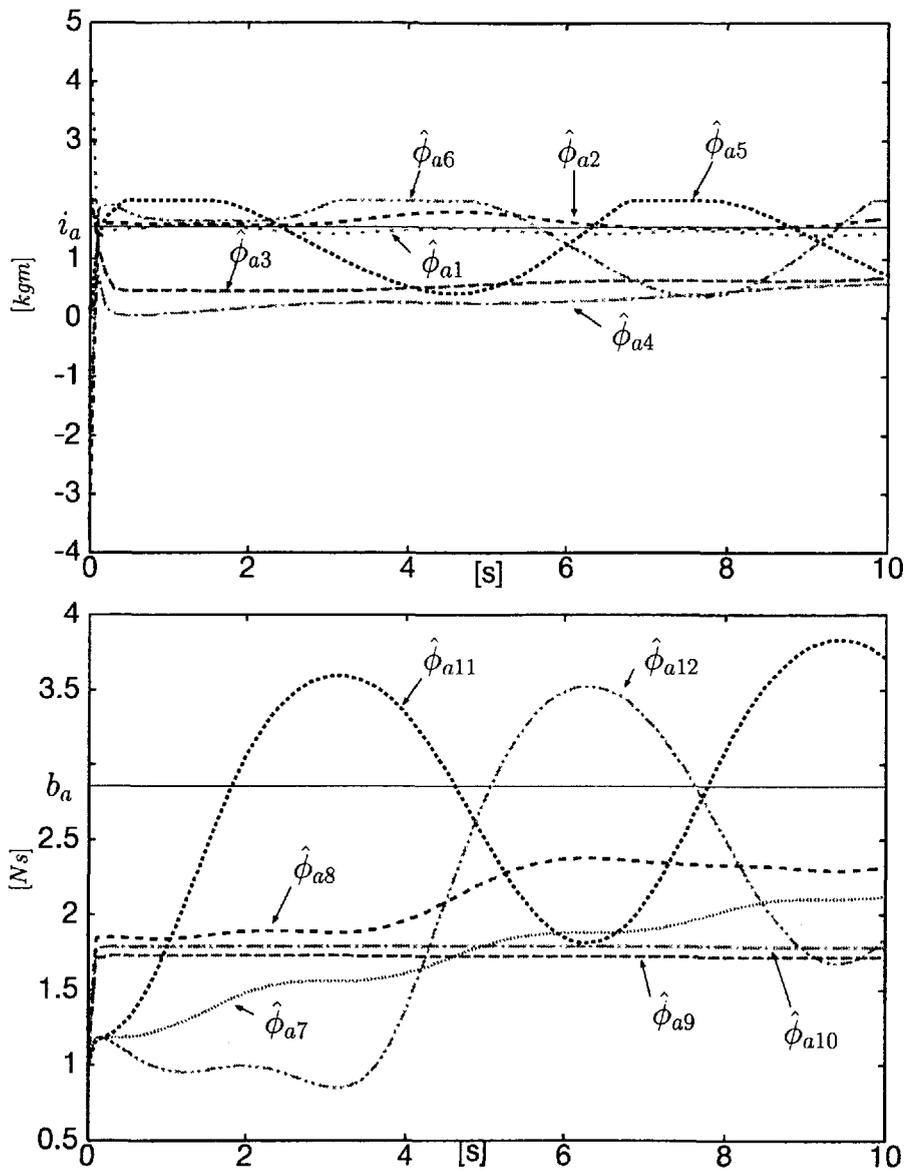


Figure 4.16: Simulation results of a 2 D.O.F. tendon-driven mechanism controlled with an adaptive controller: for Type C (top) estimated parameters of Inertia of motor axes, (bottom) estimated parameters of viscosity of motor axes

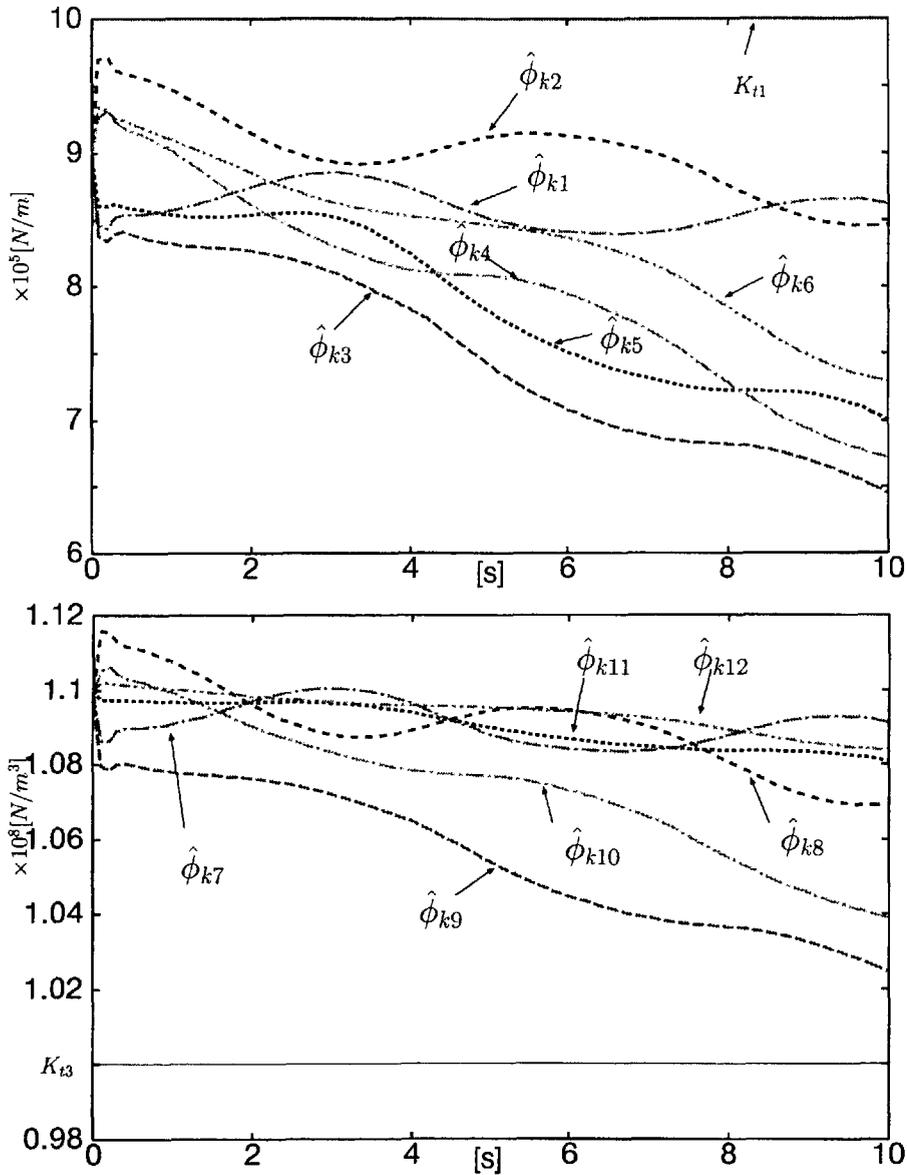


Figure 4.17: Simulation results of a 2 D.O.F. tendon-driven mechanism controlled with an adaptive controller: for Type C (top) the first coefficients of tendon elasticity, (bottom) the second coefficients of tendon elasticity

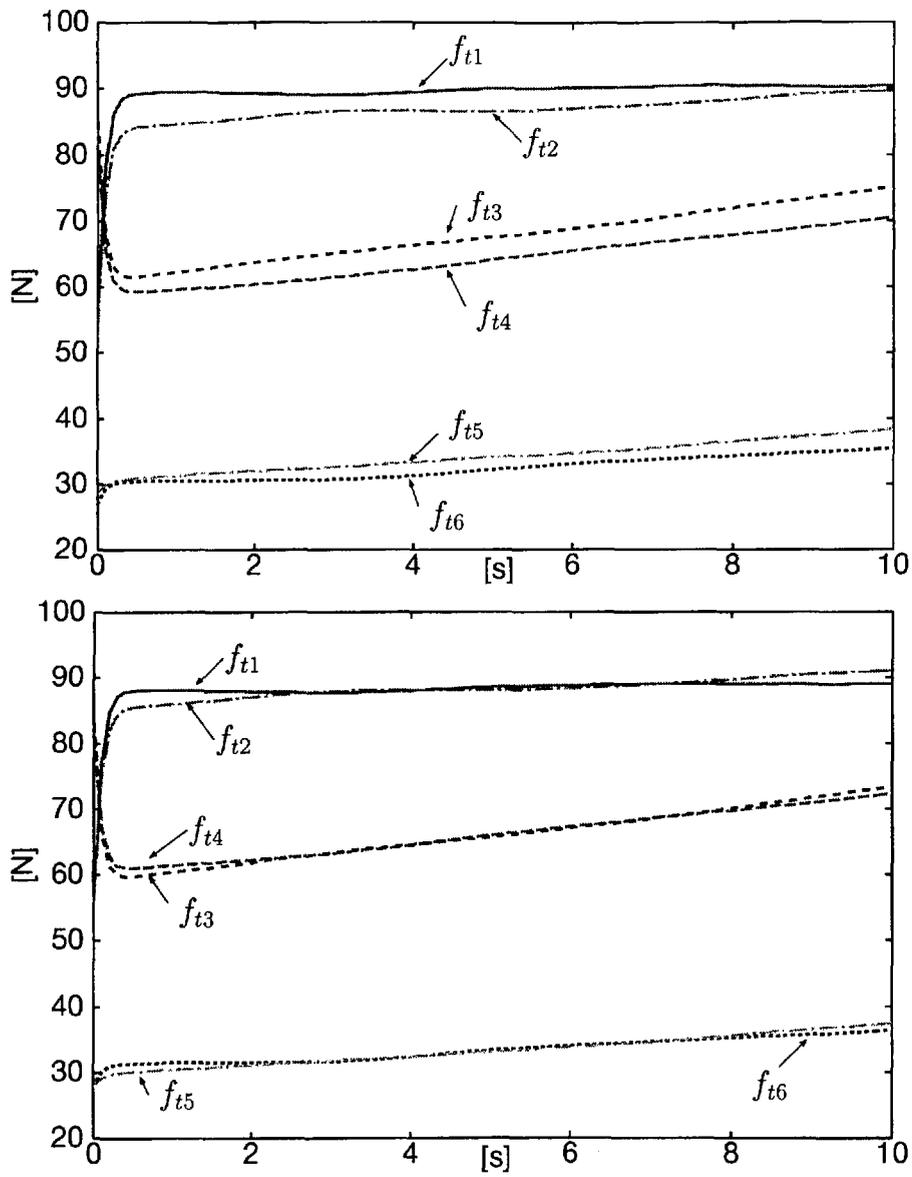


Figure 4.18: Simulation results of a 2 D.O.F. tendon-driven mechanism controlled with an adaptive controller: for Type C (top) tensile forces (bottom) bias forces

---

---

## 第5章 PD 定値制御

---

---

### 5.1 はじめに

本章ではモータの位置制御に基づいた腱駆動システムの制御法を示す。ただし、ここでの制御対象はプーリワイヤ駆動機構のみとする。すなわち、関節速度を腱の伸びの変化率へと射影するヤコビ行列  $J_j$  が時不変であるとする。5.2節ではこの制御系の安定性の証明の鍵となる位置ポテンシャルと腱の弾性エネルギーについて考察する。5.3.2節では Lyapunov の方法に基づいたシステムの安定性を示す。

### 5.2 位置ポテンシャルと弾性エネルギー

剛体関節マニピュレータのPD制御系に対する Lyapunov 安定性を証明するには、重力ポテンシャルに関する条件を用いれば十分であることが分かっている (Arimoto, 1996)。一方、弾性関節ロボットや腱駆動機構のように、駆動部と被駆動部の間に無視できない弾性が存在する場合には、弾性エネルギーについても考慮する必要がある。Tomei (1991) と Arimoto (1996) は弾性関節ロボットについてこの条件を得ている。しかしワイヤ駆動系の場合、腱長が負になると腱張力が零になるという強い非線形性を持っており、この議論を単純には適用できない。

そこでまず重力ポテンシャル  $U$  に関する不等式について考える\*。  $U$  は  $\mathbf{q}$  に関する三角関数であるので、ある目標関節角  $\mathbf{q}_d$  に対し

$$U(\mathbf{q}) - U(\mathbf{q}_d) - \Delta \mathbf{q}^T \mathbf{g}(\mathbf{q}_d) + \frac{1}{2} \Delta \mathbf{q}^T \mathbf{A} \Delta \mathbf{q} \geq 0 \quad (5.1)$$

$$\Delta \mathbf{q}^T \{\mathbf{g}(\mathbf{q}) - \mathbf{g}(\mathbf{q}_d)\} + \Delta \mathbf{q}^T \mathbf{A} \Delta \mathbf{q} \geq 0 \quad (5.2)$$

を満足する正定対角行列  $\mathbf{A}_m = \text{diag}\{a_1, a_2, \dots, a_M\}$  が存在する。ここで  $\mathbf{A} = \frac{3}{4} \mathbf{J}_j^T \mathbf{A}_m \mathbf{J}_j$ ,  $\Delta \mathbf{q} = \mathbf{q} - \mathbf{q}_d$  である。

---

\*  $U$  は一般に不定な定数項を含んでいるが、ここでは  $\min_{\mathbf{q} \in \mathcal{R}^n} U(\mathbf{q}) = 0$  となるようにとっている (Arimoto, 1996)。

上の不等式に説明を加える.  $U(\mathbf{q})$  の  $\mathbf{q} = \mathbf{q}_d$  周りの Taylor 展開は

$$U(\mathbf{q}) = U(\mathbf{q}_d) + \Delta \mathbf{q}^T \mathbf{g}(\mathbf{q}_d) + \frac{1}{2} \Delta \mathbf{q}^T \mathbf{G}_r \Delta \mathbf{q} + \mathcal{O}(\|\Delta \mathbf{q}\|^2) \quad (5.3)$$

となる. ここで  $\mathbf{G}_r = \left. \frac{\partial \mathbf{g}(\mathbf{q})}{\partial \mathbf{q}} \right|_{\mathbf{q}=\mathbf{q}_d}$  である. よって (5.1) の左辺の最初の 3 項はせいぜい  $\mathcal{O}(\|\Delta \mathbf{q}\|^2)$  のオーダーである. また関節型マニピュレータであるために関節変位  $\mathbf{q}$  に関して  $U(\mathbf{q})$  は周期的である (有本, 1993, p.73). (5.3) と (5.22) より,  $\mathbf{A}_m$  を充分大きく取れば, 式 (5.1) が成立することが分かる. この  $\mathbf{A}_m$  の物理的な意味は姿勢  $\mathbf{q}_d$  を保つのに必要な最小腱剛性である. また  $\mathbf{g}(\mathbf{q})$  も  $\mathbf{q}$  に関して周期的であるのでいつでも (5.2) を満足することが出来る.

次に腱弾性の下界を規定する腱の最小伸びのベクトル  $\mathbf{l}(\mathbf{q}_d) = (\underline{l}_1, \underline{l}_2, \dots, \underline{l}_M)^T$  を次のように定義する.

1. もし  $a_i \leq k_{mi}$  ならば, その時  $\underline{l}_i = 0$  とする. ここで  $k_{mi}$  は機構の持つ最小腱剛性である.
2. そうでなければ,  $f_{ti}(\underline{l}_i) = a_i \underline{l}_i$  を満足するような最小値を  $\underline{l}_i$  とする. ここで  $\underline{l}_i > 0$  である.

すべての  $i = 1, 2, \dots, M$  に対してそのような  $\underline{l}_i$  を取ることができると仮定し, 集合  $\mathcal{D}_p = \{(\mathbf{q}^T, \boldsymbol{\theta}^T, \dot{\mathbf{q}}^T, \dot{\boldsymbol{\theta}}^T)^T : \mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}} \in \mathcal{R}^N, \text{ and } \forall \mathbf{l} = \mathbf{J}_j \mathbf{q} + \mathbf{R}_a \boldsymbol{\theta} \geq \mathbf{l}\}$  を定める. この仮定は腱駆動マニピュレータが目標姿勢  $\mathbf{q} = \mathbf{q}_d$  を保つのに十分な腱剛性を与える腱の伸びの範囲を規定している.

この時,  $\ell_{di} \geq \underline{l}_i$  for all  $i = 1, 2, \dots, M$  となるような任意の目標腱張力  $\mathbf{l}_d = (\ell_{d1}, \ell_{d2}, \dots, \ell_{dM})^T$  に対して,

$$F(\mathbf{l}(t)) = \sum_{i=1}^M \int_{\ell_{di}}^{\ell_i(t)} \{f_{ti}(x) - f_{ti}(\ell_{di})\} dx \geq \frac{1}{2} \Delta \mathbf{l}^T(t) \mathbf{A}_m \Delta \mathbf{l}(t) \quad (5.4)$$

$$\text{where } \Delta \mathbf{l} = \mathbf{l} - \mathbf{l}_d.$$

となることを以下に証明する. そのために式 (5.4) の左辺から右辺を引いたベクトル  $\zeta(\mathbf{l})$  を考える.

$$\begin{aligned} \zeta(\mathbf{l}) &= F(\mathbf{l}) - \frac{1}{2} \Delta \mathbf{l}^T \mathbf{A}_m \Delta \mathbf{l} \\ &= \sum_{i=1}^M \int_{\ell_{di}}^{\ell_i} \{f_{ti}(x) - f_{ti}(\ell_{di}) - a_i(x - \ell_{di})\} dx \\ &= \sum_{i=1}^m \int_{\ell_{di}}^{\ell_i} [\xi_i(x) - a_i x] dx, \end{aligned} \quad (5.5)$$

$$\text{where } \xi_i(x) = f_{ti}(x) - f_{ti}(\ell_{di}) + a_i \ell_{di}.$$

この時、任意の  $x \geq l_{di}$  に対して  $\xi_i(x) - a_i x \geq 0$  であり、 $0 \leq x \leq l_{di}$  に対して  $\xi_i(x) - a_i x \leq 0$  を満足する。Fig.5.1 は、 $\xi_i, f_{ti}, a_i x$  の関係を示している。図の斜線部分の面積が  $\xi_i$  の値となる。よって例えば  $l_i = l_{bi}$  や  $l_i = l_{ci}$  では  $\xi_i > 0$  となることがわかる。 $l_i$  はいくら大きくてもよい。下限は  $l_i < 0$  となった時でさえも

$$l_i \geq l_{ai} = -f_{ti}(l_{di})/a_i + l_{di} \text{ for all } i = 1, 2, \dots, M \quad (5.6)$$

なら不等式(5.4)を満足することを示している。これはもし腱がたるんでも、この不等式が満足され、かつ腱の伝達機構から腱が外れてなければ、システムは安定でありづけることを示している。

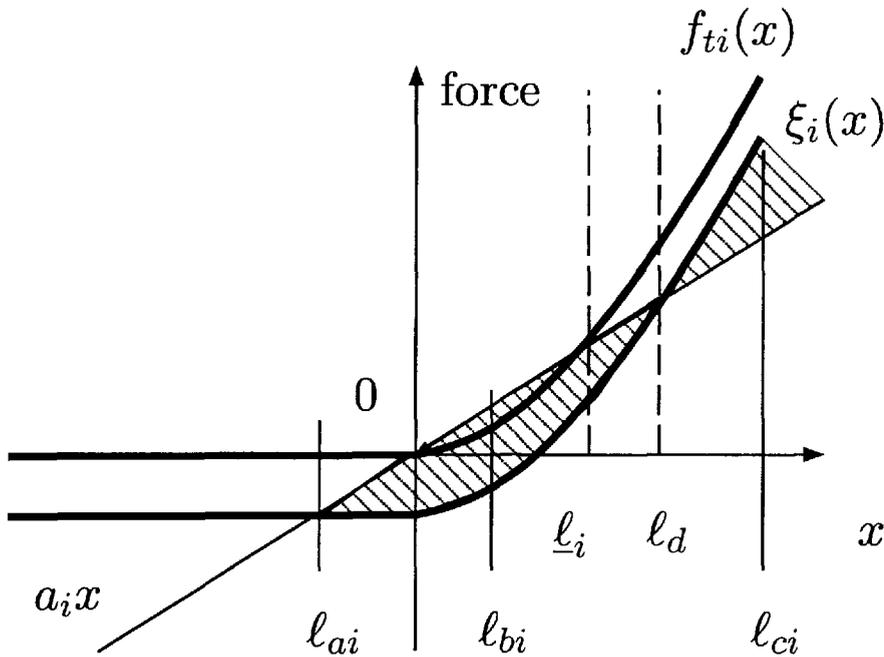


Figure 5.1: Tendon expansion and tension force

### 5.3 腱駆動機構のPD位置制御

#### 5.3.1 制御入力

腱駆動機構のPD制御系への入力を次のように設定する.

$$\tau_a = -A_1 \Delta \theta - A_2 \dot{\theta} - A^+ K_v \dot{q} + R_a f_t(l_d), \quad (5.7)$$

$$f_t(l_d) = A^+ g(q_d) + f_b(q_d, s_d) > \mathbf{o}. \quad (5.8)$$

ここで  $A_1$  はモータの位置ゲイン行列であり,

$$A_1 \geq 3R_a A_m R_a + \delta I_m \quad (5.9)$$

を満足するように選ぶ. ここで  $\delta$  は任意の小さな正数である. また  $A_2$  はモータの速度ゲイン行列,  $K_v$  は関節速度ゲイン行列である. この目標入力 (5.7) はモータ位置に関するPDフィードバック項, 関節位置に関する速度フィードバック項, およびフィードフォワード項により構成された非常に単純なものである.

このブロック線図をFig.5.2に示す. またフィードフォワード項である式 (5.8) は目標位置に関する重力項とバイアス力により構成されている. このブロック線図をFig.5.3に示す. 式 (5.7) を式 (2.16) に代入することにより

$$M_a \ddot{\theta} + B \dot{\theta} - R_a A^+ K_v \dot{q} + R_a \{ f_t(l) - A^+ g(q_d) - f_b(q_d, s_d) \} = \mathbf{o} \quad (5.10)$$

となる. ここで  $B = B_a + A_2$  である.

#### 5.3.2 定位置制御系の安定性

次の関数を考える.

$$\begin{aligned} V(q(t), \theta(t), \dot{q}(t), \dot{\theta}(t)) &= \frac{1}{2} \left\{ \dot{q}^T(t) M(q(t)) \dot{q}(t) + \dot{\theta}^T(t) M_a \dot{\theta}(t) \right\} \\ &+ \frac{1}{2} \Delta \theta^T(t) A_1 \Delta \theta(t) + U(q(t)) - U(q_d) + F(J_j q(t) + R_a \theta(t)) - \Delta q^T g(q_d) \end{aligned} \quad (5.11)$$

(5.11) を時間で微分すると

$$\begin{aligned} \dot{V}(q, \theta, \dot{q}, \dot{\theta}) &= \dot{q}^T \{ -[B_0 + S(q, \dot{q})] \dot{q} - g(q) - J_j^T f_t(l) \} \\ &+ \dot{\theta}^T \left[ -B \dot{\theta} - R_a f_t(l) - A_1 \Delta \theta + R_a \{ -A^+ K_v \dot{q} + f_t(l_d) \} \right] \\ &+ \dot{\theta}^T A_1 \Delta \theta + \dot{q}^T g(q) + \dot{l}^T f_t(l) - \dot{\theta}^T R_a f_t(l_d) \\ &= - \begin{pmatrix} \dot{q} \\ \dot{\theta} \end{pmatrix}^T \begin{pmatrix} B_0 & \frac{1}{2} K_v (A^+)^T R_a \\ \frac{1}{2} R_a A^+ K_v & B \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \dot{q} \\ \dot{\theta} \end{pmatrix} = -\psi^T \Phi \psi \end{aligned} \quad (5.12)$$

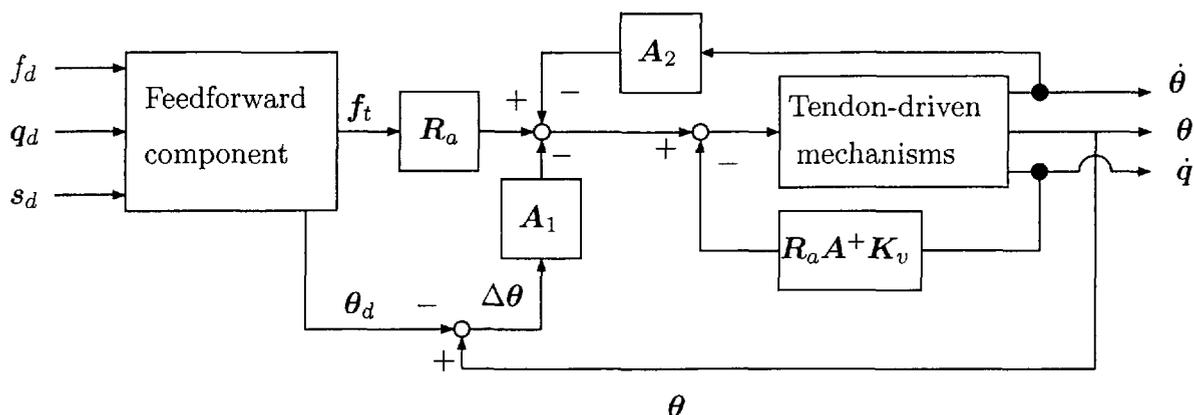


Figure 5.2: Block diagram of a PD controller for tendon-driven mechanisms

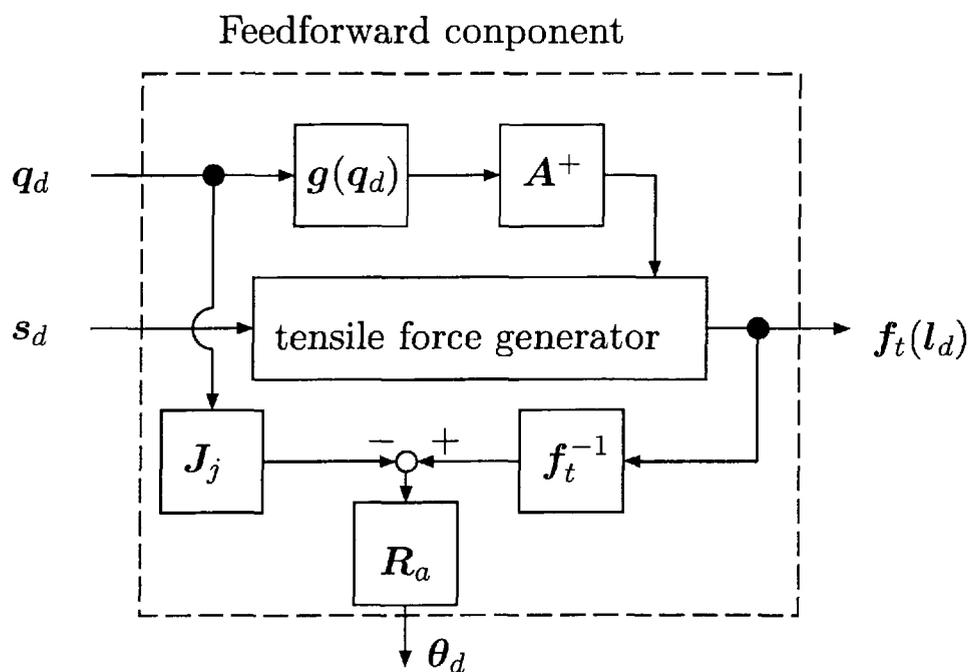


Figure 5.3: Block diagram of a feedforward component for a position control system

となる. ここで  $\psi = (\dot{q}^T, \dot{\theta}^T)^T$  であり,

$$\Phi = \begin{pmatrix} B_0 & \frac{1}{2}K_v(A^+)^T R_a \\ \frac{1}{2}R_a A^+ K_v & B \end{pmatrix}$$

となる. ここで  $\Phi$  が正定行列であるとき, (5.12) は明らかに半負定となる. したがって行列  $\Phi$  の正定性が最初の条件となる. この条件は  $\Phi$  および (A.3) より

$$\begin{aligned} B_0 - \frac{1}{4}K_v(A^+)^T R_a B^{-1} R_a A^+ K_v \\ = B_0 - \frac{1}{4}K_v(A^+)^T R_a (B_a + A_2)^{-1} R_a A^+ K_v > \mathbf{o} \end{aligned} \quad (5.13)$$

と書き換えることができる.  $K_v = \mathbf{o}$  の場合, (5.12) は

$$\dot{V}(q, \theta, \dot{q}, \dot{\theta}) = -\dot{q}^T B_0 \dot{q} - \dot{\theta}^T B \dot{\theta} \leq 0 \quad (5.14)$$

となるので,  $K_v$  を小さくすることによって, 条件 (5.13) は必ず満足される. よって  $V$  が正定関数であれば (2.15), (5.10) の平衡点  $(q_d^T, \theta_d^T, \mathbf{o}^T, \mathbf{o}^T)^T$  の Lyapunov 関数となる. そこで次に  $V$  の正定性について調べる. 式 (5.11) は次のように書き換えられる.

$$V(q(t), \theta(t), \dot{q}(t), \dot{\theta}(t)) = \frac{1}{2} \left\{ \dot{q}^T(t) M(q(t)) \dot{q}(t) + \dot{\theta}^T(t) M_a \dot{\theta}(t) \right\} + P(q(t), \theta(t)) \quad (5.15)$$

$$P(q(t), \theta(t)) = \frac{1}{2} \Delta \theta^T(t) A_1 \Delta \theta(t) + U(q(t)) - U(q_d) - \Delta q^T(t) g(q_d) + F(l(t)) \quad (5.16)$$

(5.15) の最初の2項は明らかに正定である. よって  $P(q, \theta)$  の正定性を証明すればよいが, 式 (5.16), (5.1), (5.4) より

$$\begin{aligned} P(q, \theta) &\geq \frac{1}{2} \Delta \theta^T A_1 \Delta \theta - \frac{1}{2} \Delta q^T A \Delta q + \Delta l^T A_m \Delta l \\ &= 2 \left( \frac{1}{4} J_j \Delta q + R_a \Delta \theta \right)^T A_m \left( \frac{1}{4} J_j \Delta q + R_a \Delta \theta \right) + \delta \|\Delta \theta\|^2 \geq 0 \end{aligned} \quad (5.17)$$

が成立する. よって (5.15) と (5.17) より  $V$  は正定関数であることがわかる.

以下によって  $V$  は Lyapunov 関数となり, LaSalle の不変定理から (2.15) と (2.16) に入力 (5.7) を与えることにより不変集合

$$\mathcal{G}_s = \{(q^T, \theta^T, \mathbf{o}^T, \mathbf{o}^T)^T \text{ for all } q \text{ and } \theta = \text{const.}\} \quad (5.18)$$

に収束する. ここで  $\mathcal{G}_s$  は  $\mathcal{G} = \{(q^T, \theta^T, \dot{q}^T, \dot{\theta}^T)\}$  の部分集合である. 次に不変集合が目標点  $(q_d^T, \theta_d^T, \mathbf{o}^T, \mathbf{o}^T)^T$  のみからなる事を示す.

$A, A_m$  が (5.1), (5.4) を満たすようにとる. その時  $\dot{V} = 0$  を満足する集合上では

$$R_a \{f_t(R_a \theta + J_j q) - f_t(R_a \theta_d + J_j q_d)\} + A_1 \Delta \theta = \mathbf{o} \quad (5.19)$$

$$g(q) + J_j^T f_t(R_a \theta + J_j q) = \mathbf{o} \quad (5.20)$$

となる.  $\Delta \theta$  と (5.19) の内積を取ると, (5.2), (5.20) より

$$\begin{aligned} 0 &= \Delta \theta^T A_1 \Delta \theta + \Delta \theta^T R_a \{f_t(l) - f_t(l_d)\} \\ &= 2\Delta \theta^T (R_a A_m R_a + \delta I) \Delta \theta - \Delta q^T J_j^T \{f_t(l) - f_t(l_d)\} + \Delta l^T \{f_t(l) - f_t(l_d)\} \\ &= 2\Delta \theta^T R_a A_m R_a \Delta \theta + 2\delta \|\Delta \theta\|^2 + \Delta q^T \{g(q) - g(q_d)\} + \Delta l^T \{f_t(l) - f_t(l_d)\} \\ &\geq 4\left(\frac{1}{4} J_j \Delta q + R_a \Delta \theta\right)^T A_m \left(\frac{1}{4} J_j \Delta q + R_a \Delta \theta\right) + 2\delta \|\Delta \theta\|^2 \geq 0 \end{aligned}$$

となる. ここで3行目から4行目の変換に

$$\Delta l^T \{f_t(l) - f_t(l_d)\} \geq \Delta l^T A_m \Delta l \quad (5.21)$$

を用いた. よって不変集合は  $\Delta q = q - q_d = \mathbf{o}, \Delta \theta = \theta - \theta_d = \mathbf{o}$  を同時に満足する点のみであり, 不変集合は平衡点  $(q_d^T, \theta_d^T, \mathbf{o}^T, \mathbf{o}^T)^T$  の一点のみに決定できる. よって次の定理を得る.

**定理 5.1 (定位置制御システム)** もし任意の  $q = q_d$  に対して, 条件 (5.1), (5.2) を同時に満足する  $A_m$  かつ (5.13) を満足するような  $K_v \geq \mathbf{o}$  を選べるなら, 式 (5.7), (5.8) で定義されるモータの PD フィードバック+関節速度フィードバック+重力補償により, 腱駆動システム (2.15), (2.16) の平衡点  $(q_d^T, \theta_d^T, \mathbf{o}^T, \mathbf{o}^T)^T \in \mathcal{D}_p$  は大域的漸近安定となる (Ozawa & Kobayashi, 2000).  $\square$

## 5.4 手先にホロノームな拘束を持つシステム

本節ではホロノームな手先拘束条件下の位置制御についての考察を行う. 5.4.1 節では (Arimoto, 1996) に基づいて接触面に対する考察を行う. 5.4.2 節では制御入力について述べる. 5.4.3 節では Lyapunov の方法に基づいたシステムの安定性を示す.

### 5.4.1 接触拘束面

最初に Fig.5.4 に示すような接触面について考える. ここで以下の仮定をする. ある  $\delta > 0$  に対して  $q_d$  の近傍  $\mathcal{N}(q_d, \delta) = \{q : \phi(q) = 0, \|\Delta q\| < \delta\}$  が存在し, 任意の  $q \in \mathcal{N}(q_d, \delta)$  に対して,

$$|J_\phi(q) \Delta q| < \beta \|\Delta q\|^2 \quad (5.22)$$

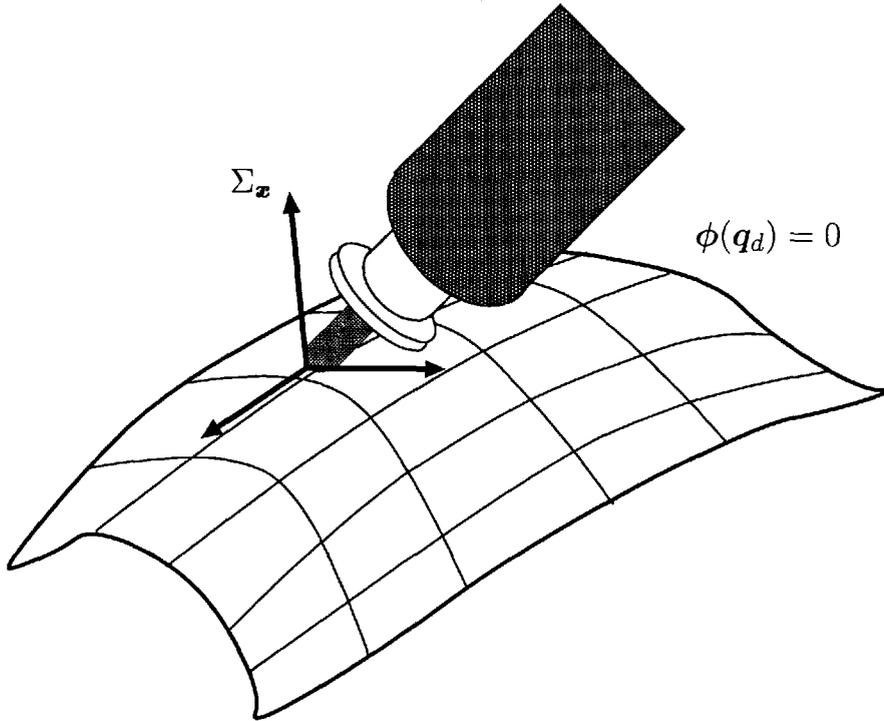


Figure 5.4: Manipulator and Contact Surface

となる  $\beta > 0$  が存在する (Arimoto, 1996, p.85). この物理的意味は関節空間において拘束平面  $\phi(\mathbf{x}) = 0$  が  $\mathbf{q}_d$  の近傍で十分滑らかであることを言っている. 腱駆動システム (2.15) に対して接触面から外力と摩擦力が作用するとすると

$$\begin{aligned} M(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \left\{ \frac{1}{2}\dot{M}(\mathbf{q}) + \mathbf{B}_0 + \mathbf{S}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \right\} \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{g}(\mathbf{q}) + \mathbf{J}_j^T \mathbf{f}_t(l) \\ = \mathbf{J}_\phi^T(\mathbf{q}) \mathbf{f} - \xi(\|\dot{\mathbf{x}}\|) \mathbf{J}_\mathbf{x}^T(\mathbf{q}) \dot{\mathbf{x}} \end{aligned} \quad (5.23)$$

となる. ここで  $\phi(\mathbf{x}(\mathbf{q})) = 0$  は接触する平面の方程式であり,  $\mathbf{x}$  は平面に固定された座標系,  $\mathbf{f} \in \mathcal{R}$  は接触力の大きさを表すスカラー関数,  $\xi(\cdot)$  は摩擦力の関数であり,  $\mathbf{J}_\mathbf{x}, \mathbf{J}_\phi$  は

$$\mathbf{J}_\mathbf{x}(\mathbf{q}) = \frac{\partial \mathbf{x}}{\partial \mathbf{q}} \quad (5.24)$$

$$\mathbf{J}_\phi(\mathbf{q}) = \frac{1}{\|\frac{\partial \phi}{\partial \mathbf{x}}\|} \frac{\partial \phi}{\partial \mathbf{x}} \mathbf{J}_\mathbf{x}(\mathbf{q}) \quad (5.25)$$

である.

ここで次の条件を考える。  $U$  は  $q$  の三角関数であるから、任意の固定点  $q_d$  と任意の  $q$  に対して次の2つの不等式を同時に満足するような正定対角行列  $A_m = \text{diag}\{a_1, a_2, \dots, a_M\}$  が存在する (Arimoto, 1996)。ここで  $A = \frac{3}{4} J_j^T A_m J_j$  である。

$$U(q) - U(q_d) - \Delta q^T g(q_d) + \frac{1}{2} \Delta q^T A \Delta q + \Delta q^T J_\phi^T(q_d) f_d \geq 0 \quad (5.26)$$

$$\Delta q^T \{g(q) - g(q_d)\} + \Delta q^T A \Delta q - \beta f_d \|\Delta q\|^2 \geq 0 \quad (5.27)$$

また  $l_d$  は

$$\begin{aligned} s_d &= Hk\{f_t(l_d)\} \\ g(q_d) &= J_\phi^T(q_d) f_d - J_j^T f_t(l_d) \end{aligned} \quad (5.28)$$

を満足する目標の腱の伸びである。ここで  $s_d$  は目標剛性である。

#### 5.4.2 制御入力

ホロノームな拘束を持つ腱駆動機構に対する制御入力を位置制御の時と同様に

$$\tau_a = -A_1 \Delta \theta - A_2 \dot{\theta} - A^+ K_v \dot{q} + R_a f_t(l_d) \quad (5.7)$$

とする。ここで  $A_1$  は条件 (5.9) を満足していることに注意する。またフィードフォワード要素への目標張力は

$$f_t(l_d) = A^+ \{g(q_d) - J_\phi^T(q_d) f_d\} + f_b > \mathbf{o} \quad (5.29)$$

とする。このブロック線図を Fig.5.5 に示す。ここで式 (5.29) は式 (5.8) に目標作用力  $-J_\phi^T(q_d) f_d$  を加えただけであることに注意する。近年、ロボットのような非線形な動力学を持つ場合でも、その入力と出力の間に受動性が成立するとこのようなある種の非線形の重ね合わせの理が成立することが指摘されている (Arimoto et al., 2000)。式 (2.16) に式 (5.7), (5.29) を代入することにより

$$M_a \ddot{\theta} + B \dot{\theta} + R_a [f_t(l) - A^+ \{g(q_d) - J_\phi^T(q_d) f_d - K_v \dot{q}\} - f_b] = \mathbf{o} \quad (5.30)$$

となる。

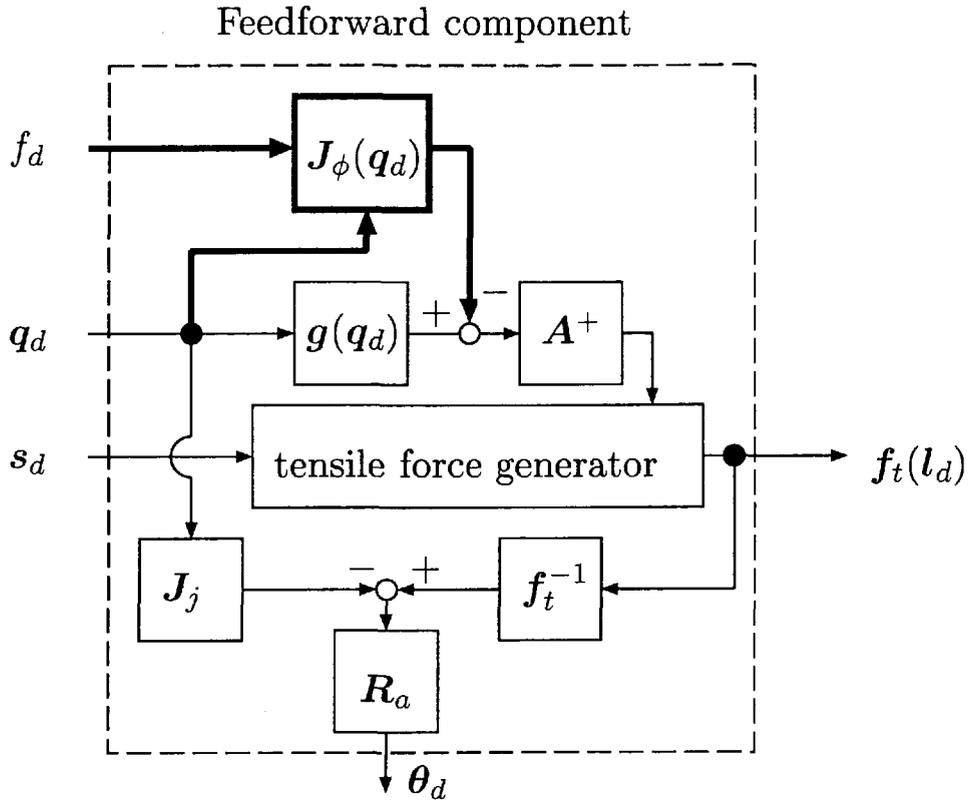


Figure 5.5: A block diagram of a feedforward component for a force control system

### 5.4.3 定力制御系の安定性

次の関数を考える。

$$V(\mathbf{q}(t), \dot{\mathbf{q}}(t), \boldsymbol{\theta}(t), \dot{\boldsymbol{\theta}}(t)) = \frac{1}{2} \left\{ \dot{\mathbf{q}}^T(t) \mathbf{M}(\mathbf{q}(t)) \dot{\mathbf{q}}(t) + \dot{\boldsymbol{\theta}}^T(t) \mathbf{M}_a \dot{\boldsymbol{\theta}}(t) \right\} + P(\mathbf{q}(t), \boldsymbol{\theta}(t)) \quad (5.31)$$

$$P(\mathbf{q}(t), \boldsymbol{\theta}(t)) = U(\mathbf{q}(t)) - U(\mathbf{q}_d) + \frac{1}{2} \Delta \boldsymbol{\theta}^T(t) \mathbf{A}_1 \Delta \boldsymbol{\theta}(t) + F(\mathbf{l}(t)) - \Delta \mathbf{q}^T(t) \{ \mathbf{g}(\mathbf{q}_d) - \mathbf{J}_\phi^T(\mathbf{q}_d) f_d \} \quad (5.32)$$

この関数の正定性は位置制御の時と同様に (5.32) の正定性を証明すればよい. (5.4), (5.26) から

$$\begin{aligned}
P(\mathbf{q}, \boldsymbol{\theta}) &= U(\mathbf{q}) - U(\mathbf{q}_d) + \frac{1}{2} \Delta \boldsymbol{\theta} \mathbf{A}_1 \Delta \boldsymbol{\theta} + F(\mathbf{l}) - \Delta \mathbf{q}^T \{ \mathbf{g}(\mathbf{q}_d) - \mathbf{J}_\phi^T(\mathbf{q}_d) \mathbf{f}_d \} \\
&\geq \frac{1}{2} \Delta \boldsymbol{\theta}^T \mathbf{A}_1 \Delta \boldsymbol{\theta} - \frac{1}{2} \Delta \mathbf{q}^T \mathbf{A} \Delta \mathbf{q} + \Delta \mathbf{l}^T \mathbf{A}_m \Delta \mathbf{l} \\
&= 2 \left( \frac{1}{4} \mathbf{J}_j \Delta \mathbf{q} + \mathbf{R}_a \Delta \boldsymbol{\theta} \right)^T \mathbf{A}_m \left( \frac{1}{4} \mathbf{J}_j \Delta \mathbf{q} + \mathbf{R}_a \Delta \boldsymbol{\theta} \right) + \delta \|\Delta \boldsymbol{\theta}\|^2 \geq 0
\end{aligned} \tag{5.33}$$

となる. よって (5.31), (5.33) から  $V(\mathbf{q}, \boldsymbol{\theta}, \dot{\mathbf{q}}, \dot{\boldsymbol{\theta}})$  は正定である. 次に (5.31) を時間で微分すると

$$\begin{aligned}
\dot{V}(\mathbf{q}, \boldsymbol{\theta}, \dot{\mathbf{q}}, \dot{\boldsymbol{\theta}}) &= \dot{\mathbf{q}}^T \{ -\mathbf{B}_0 \dot{\mathbf{q}} - \mathbf{g}(\mathbf{q}) - \mathbf{J}_j^T \mathbf{f}_t(\mathbf{l}) + \mathbf{J}_\phi^T(\mathbf{q}) \mathbf{f} - \xi(\|\dot{\mathbf{x}}\|) \mathbf{J}_x^T \dot{\mathbf{x}} \} \\
&\quad + \dot{\boldsymbol{\theta}}^T \{ -\mathbf{R}_a \mathbf{f}_t(\mathbf{l}) - \mathbf{B} \dot{\boldsymbol{\theta}} + \mathbf{R}_a [ \mathbf{A}^+ \{ \mathbf{g}(\mathbf{q}_d) - \mathbf{J}_\phi^T(\mathbf{q}_d) \mathbf{f}_d - \mathbf{K}_v \dot{\mathbf{q}} \} + \mathbf{f}_b ] - \mathbf{A}_1 \Delta \boldsymbol{\theta} \} \\
&\quad + \dot{\mathbf{q}}^T \mathbf{g}(\mathbf{q}) + \dot{\boldsymbol{\theta}}^T \mathbf{A}_1 \Delta \boldsymbol{\theta} + \dot{\mathbf{l}}^T \mathbf{f}_t(\mathbf{l}) - \dot{\boldsymbol{\theta}}^T \mathbf{R}_a \mathbf{f}_t(\mathbf{l}_d) \\
&\quad - \begin{pmatrix} \dot{\mathbf{q}}^T & \dot{\boldsymbol{\theta}}^T \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \mathbf{B}_0 & \frac{1}{2} \mathbf{K}_v (\mathbf{A}^+)^T \mathbf{R}_a \\ \frac{1}{2} \mathbf{R}_a \mathbf{A}^+ \mathbf{K}_v & \mathbf{B} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \dot{\mathbf{q}} \\ \dot{\boldsymbol{\theta}} \end{pmatrix} - \xi(\|\dot{\mathbf{x}}\|) \|\dot{\mathbf{x}}\|^2 \\
&= -\boldsymbol{\psi}^T \boldsymbol{\Phi} \boldsymbol{\psi} - \xi(\|\dot{\mathbf{x}}\|) \|\dot{\mathbf{x}}\|^2
\end{aligned}$$

となる. よって位置制御の時と同様に

$$\mathbf{B}_0 - \frac{1}{4} \mathbf{K}_v (\mathbf{A}^+)^T \mathbf{R}_a (\mathbf{B}_1 + \mathbf{A}_1)^{-1} \mathbf{R}_a \mathbf{A}^+ \mathbf{K}_v \geq \mathbf{o} \tag{5.13}$$

が Lyapunov 安定となるための十分条件となる. したがって平衡点  $(\mathbf{q}^T, \boldsymbol{\theta}^T, \mathbf{o}^T, \mathbf{o}^T)$  は安定となる.

次に不変集合

$$\mathcal{G}_s = \{ (\mathbf{q}^T, \boldsymbol{\theta}^T, \mathbf{o}^T, \mathbf{o}^T)^T \} \tag{5.34}$$

について考える.  $\dot{V} = 0$  を満足する集合上では (5.34) より

$$\mathbf{g}(\mathbf{q}) + \mathbf{J}_j^T \mathbf{f}_t(\mathbf{l}) - \mathbf{J}_\phi^T(\mathbf{q}) \mathbf{f} = \mathbf{o} \tag{5.35}$$

$$\mathbf{R}_a [ \mathbf{f}_t(\mathbf{l}) - \mathbf{A}^+ \{ \mathbf{g}(\mathbf{q}) - \mathbf{J}_\phi^T(\mathbf{q}_d) \mathbf{f}_d \} - \mathbf{f}_b ] + \mathbf{A}_1 \Delta \boldsymbol{\theta} = \mathbf{o} \tag{5.36}$$

となる。(5.36) の左から  $\Delta\theta$  を掛けると

$$\begin{aligned}
0 &= \Delta\theta^T [\mathbf{R}_a \{f_t(l) - \mathbf{A}^+ [g(q_d) - \mathbf{J}_\phi^T(q_d) f_d] - f_b\} + \mathbf{A}_1 \Delta\theta] \\
&= (\Delta l - \mathbf{J}_j \Delta q)^T [f_t(l) - f_t(l_d)] + \Delta\theta^T \mathbf{A}_1 \Delta\theta \\
&= \Delta l \{f_t(l) - f_t(l_d)\} + \Delta q^T [\{g(q) - g(q_d)\} - \{J_\phi^T(q) f - J_\phi^T(q_d) f_d\}] \\
&\quad + \Delta\theta^T \mathbf{A}_1 \Delta\theta + \Delta\theta^T \mathbf{A}_1 \Delta\theta + \Delta q^T \mathbf{J}_\phi^T(q) \Delta(f - f_d) \\
&\geq \Delta l \{f_t(l) - f_t(l_d)\} + \Delta q^T [\{g(q) - g(q_d)\} - \{J_\phi^T(q) - J_\phi^T(q_d)\} f_d] \\
&\quad + \Delta\theta^T \mathbf{A}_1 \Delta\theta - \Delta q^T \mathbf{J}_\phi^T(q) \Delta f_d \\
&\geq 4 \left( \frac{1}{4} \mathbf{J}_j \Delta q + \mathbf{R}_a \Delta\theta \right)^T \mathbf{A}_m \left( \frac{1}{4} \mathbf{J}_j \Delta q + \mathbf{R}_a \Delta\theta \right) + 2\delta \|\Delta\theta\|^2 \geq 0
\end{aligned} \tag{5.37}$$

より  $\Delta q = q - q_d = \mathbf{o}$ ,  $\Delta\theta = \theta - \theta_d = \mathbf{o}$  が唯一の平衡点となる。よって (2.15), (5.30) の最大不変集合は  $(q_d^T, \theta_d^T, \mathbf{o}^T, \mathbf{o}^T)^T$  のみとなり, (5.37) と LaSalle の拡張定理からこの不変集合は漸近安定になる。

**定理 5.2** (定力制御システム) もし任意の  $q = q_d$  に対して, 条件 (5.26), (5.27) を同時に満足する  $\mathbf{A}_m$  かつ (5.13) を満足するような  $\mathbf{K}_v \geq \mathbf{o}$  を選べるなら, 式 (5.7), (5.29) で定義されるモータの PD フィードバック+関節速度フィードバック+重力および目標接触力補償により, 腱駆動システム (5.23), (5.30) の平衡点  $(q_d^T, \theta_d^T, \mathbf{o}^T, \mathbf{o}^T)^T \in \mathcal{D}_p$  は漸近安定となる (小澤・小林, 2001).  $\square$

ここではモータの PD 制御に基づく腱駆動機構の定位置, 定力制御システムの構築を行い, その安定性を証明した。次節ではこれらの制御系に対する数値シミュレーションを行う。

## 5.5 シミュレーション

本節では 2 自由度 3 本腱腱駆動機構を例に位置, 力に対する PD 定置制御の以下の条件でのシミュレーションを行う。

### 1. 位置制御系

- (a) 理想モデル
- (b) パラメータ誤差モデル
- (c) Coulomb 摩擦モデル
- (d) 関節速度フィードバックモデル

### 2. 力制御系

- (a) 理想モデル
- (b) 誤差モデル (低剛性, 高剛性の場合)

5.5.1 節では位置制御シミュレーションを行い、理想状態での漸近安定性、パラメータ誤差、Coulomb 摩擦が存在する場合の安定性、および関節速度フィードバックの効果について調べる。5.5.2 節では力制御シミュレーションを行い、理想状態での漸近安定性および環境のモデルに誤差があった場合の安定性について考察する。

### 5.5.1 位置制御シミュレーション

付録 C.1 節にあるような 2 自由度 6 本腱の腱駆動機構に対して、次のような PD 位置制御を行う。

- 理想モデルによる PD 制御
- パラメータ誤差を持つ系の PD 制御
- Coulomb 摩擦が存在する系に対する PD 制御

それぞれ初期条件を

$$q_1(0) = q_2(0) = 0.0[\text{rad}] \text{ and } \dot{q}_1(0) = \dot{q}_2(0) = 0.0[\text{rad/s}].$$

とし、目標関節角度を

$$q_{d1} = 0.1 \text{ and } q_{d2} = 0.2[\text{rad}]$$

とする。また目標関節剛性  $K_j$  を

$$K_j = \text{diag}\{8, 6\}[\text{Nm/rad}]$$

とする。また理想モデルを用いて  $K_v$  の安定限界についても調べる。

Fig.5.6 は理想モデルの場合、Fig.5.7 はマニピュレータの重力項に 2 倍のパラメータ誤差を含む場合、Fig.5.8 は腱に  $5\text{sgn}(\dot{l})[N]$  の Coulomb 摩擦が存在する場合の関節位置、関節剛性、腱張力の状態を描いたものである。ここで  $\text{sgn}(\cdot)$  は

$$\text{sgn}(x) = \begin{cases} 1 & x > 0 \\ 0 & x = 0 \\ -1 & x < 0 \end{cases}$$

なる関数である。またモータ位置フィードバックゲイン  $A_1 = 200I_M$  であり、モータ速度フィードバックゲインは  $A_2 = 20I_M$  である。Fig.5.6 から、理想モデルでは関節位置、関節剛性ともうまく収束しているのが分かる。Fig.5.7 は第 1 関節軌道には大きな定常偏差が残っているが、第 2 関節軌道は定常偏差がほとんど残っていない。これは第 2 関節が第 2

リンクの慣性の影響しかないのに対して、第1関節には第1,2リンクの慣性の影響があるからである。パラメータ誤差の場合とは反対に、Coulomb摩擦の影響は、Fig.5.8のように第1関節の誤差のが第2関節の誤差よりも小さい。関節剛性にはほとんど影響が現れない。

またFig.5.9は第1関節の関節速度フィードバックゲイン  $K_v$  を0.0から1.8まで変えたものである。(5.13)から  $K_v$  の十分条件は  $K_v < 1.521$  であるが、 $K_v = 1.8$  で発散が始まりだしており、かなりいい精度で予測できていると言える。

### 5.5.2 力制御シミュレーション

Fig.5.10のような固い壁面に接触するモデルを考える。 $\mathbf{x} = (x_1, x_2)^T$  とすると目標の拘束面は  $\phi(\mathbf{x}) = x_1 - 0.0773 = 0$  であり、初期条件を

$$q_1(0) = \frac{\pi}{6}[\text{rad}], q_2(0) = -\frac{5}{12}\pi[\text{rad}],$$

$$\text{and } \dot{q}_1(0) = \dot{q}_2(0) = 0.0[\text{rad/s}].$$

とする。これに対して目標関節角度を

$$q_{d1} = \frac{\pi}{4}[\text{rad}], \text{ and } q_{d2} = -\frac{5}{12}\pi[\text{rad}]$$

とする。Fig.5.10の“ideal”は実際の拘束面が公称モデルと等しい場合，“error”は実際の拘束面が  $\phi(\mathbf{x}) = x_1 - x_2 - 1.242 = 0$  となっており、公称モデルとの間に誤差が生じている場合である。これに対して次の3つの場合を考える。

**CASE I** ideal,  $\mathbf{K}_j = \text{diag}\{9, 7\}$  [Nm/rad]

**CASE II** error,  $\mathbf{K}_j = \text{diag}\{9, 7\}$  [Nm/rad]

**CASE III** error,  $\mathbf{K}_j = \text{diag}\{12, 10\}$  [Nm/rad]

“ideal”および“error”は上記の通りである。いずれの場合も定理2を満足している。

関節軌道をFig.5.11に、関節剛性をFig.5.13に、作用力をFig.5.12に示す。CASE Iでは軌道、接触力、関節剛性のいずれも目標値に収束していることが分かる。CASE II, IIIの場合、Fig.5.12から目標力は達成できなくなるが、この力制御系はモデル化誤差に強くロバストであることが分かる。またモデル化誤差が存在する場合の接触力は受動的な関節剛性の大きさに比例して大きくなる。この時Fig.5.13から関節剛性にもずれが生じることが分かる。これは腱剛性が腱長に対して強い非線形性を持っているからである。

## 5.6 考察

本章では非線形弾性腱を持つ腱駆動機構のPD定値位置制御、力制御の設計およびその数値シミュレーションを行った。本制御系は以下のような特徴を持つ。

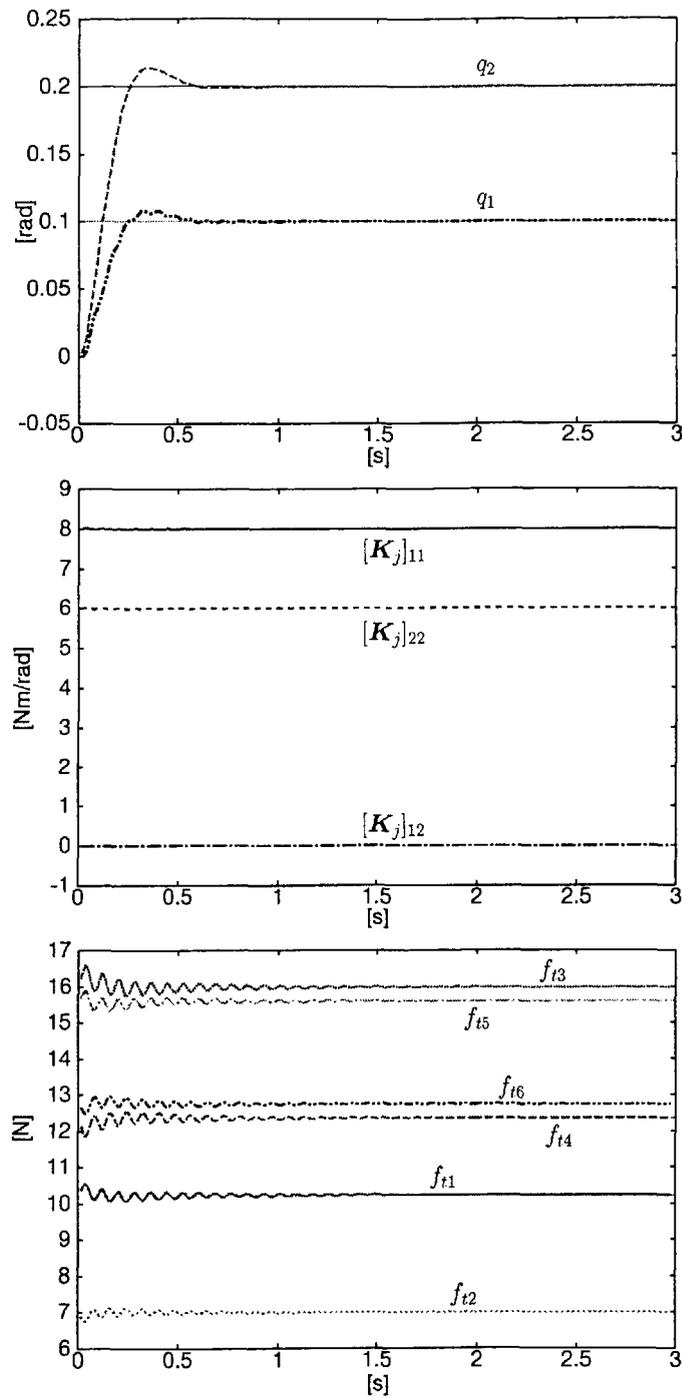


Figure 5.6: Set-point PD control for an ideal tendon-driven robot model

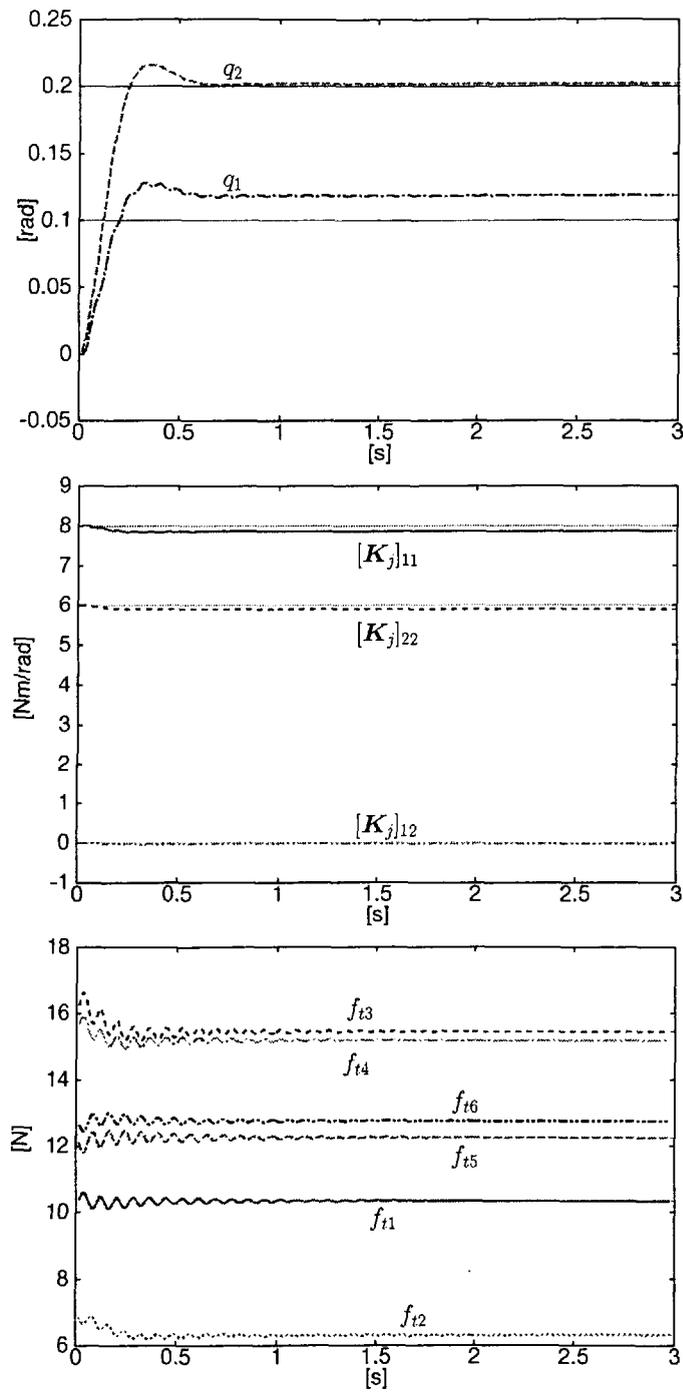


Figure 5.7: Set-point PD control for an tendon-driven robot model with parameter errors

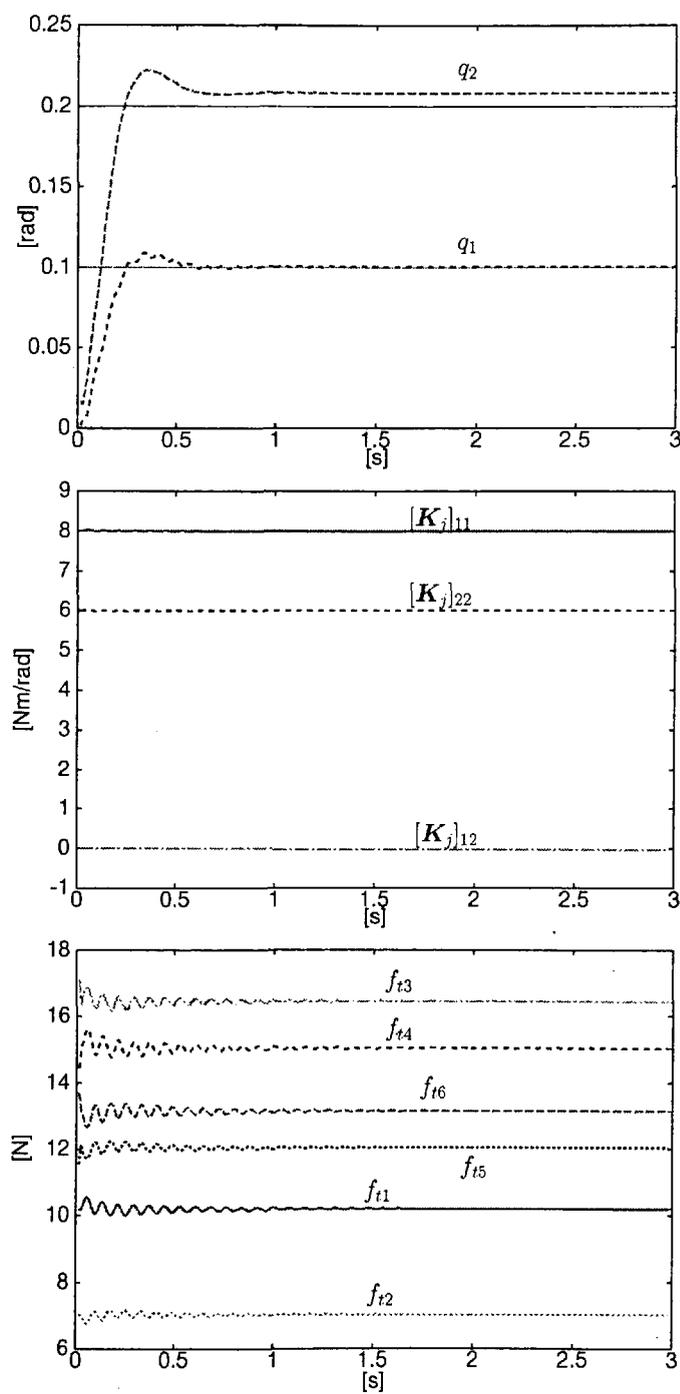


Figure 5.8: Set-point PD control for an ideal tendon-driven robot model with Coulomb friction

1. 位置制御系は重力項, 腱張力関数のモデル, 力制御系はこれに目標力のモデルが必要である.
2. 測定が必要な状態量はモータの位置, 速度のみである.
3. PD 制御系はその漸近安定性は摩擦モデルに依存している. 本制御系では定数減衰摩擦としてモデル化しているが

$$\mathbf{b}(\mathbf{x}, 0) = \mathbf{o}, \text{ and } \dot{\mathbf{x}}^T \mathbf{b}(\mathbf{x}, \dot{\mathbf{x}}) \geq 0$$

となる摩擦項  $\mathbf{b}$  まで拡張できる. これは減衰摩擦を含んだクラスである. しかし, 乾摩擦は含んでおらず, Coulomb 摩擦等が存在すると漸近安定性が示せなくなる.

4. パラメータ誤差, Coulomb 摩擦等のモデル化誤差が生じても安定性は保持される.
5. 力制御時に接触面やモデルにパラメータ誤差が生じた場合, 接触力は設定剛性に依存して変化する.

この結果からパラメータの推定が十分な精度で行われていれば, 十分な精度で制御を行えることが示せた. また重力項の誤差や Coulomb 摩擦の存在, 接触面のモデル化誤差などがあってもこの制御系の安定性は保たれ, 非常にロバストな制御系とすることがいえる.

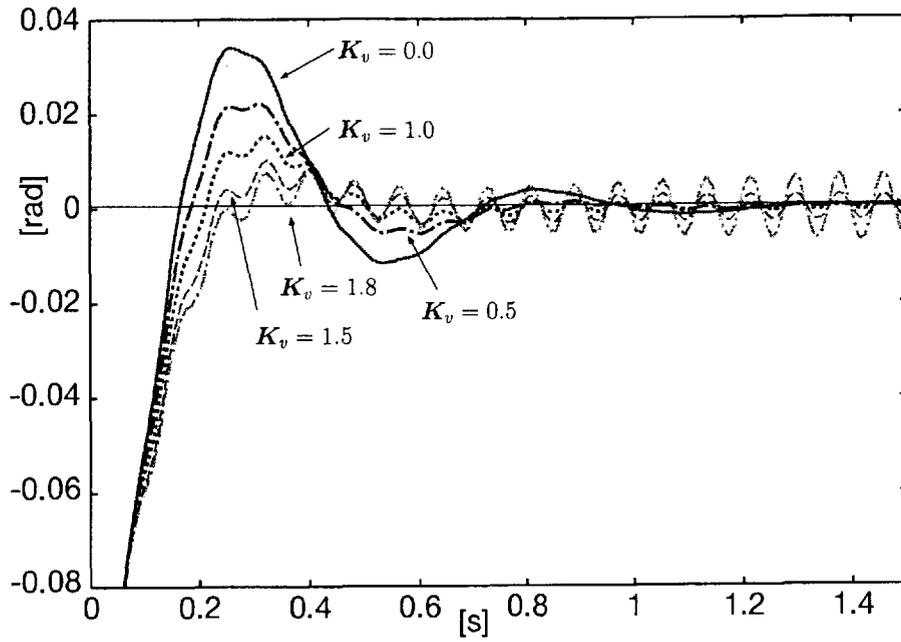


Figure 5.9: Error values from desired joint trajectories of a tendon-driven robot model controlled by PD controller with various joint velocity feedback gain

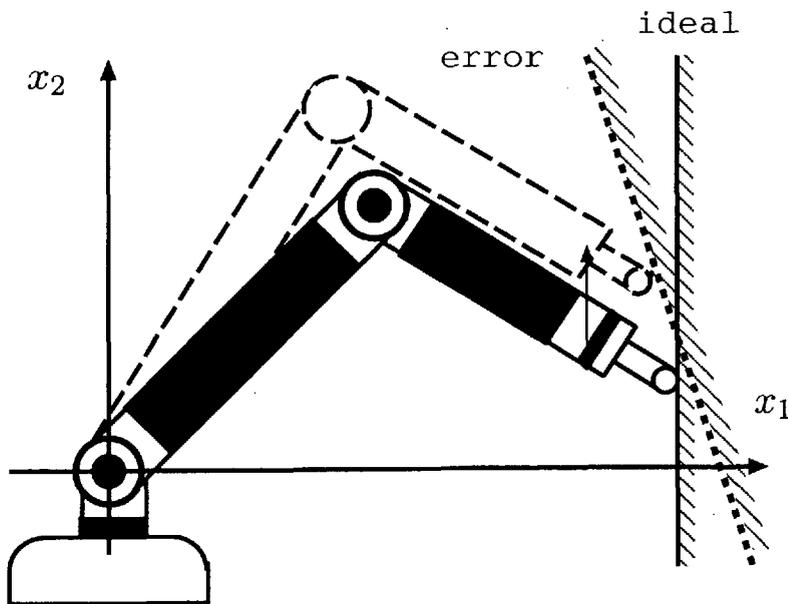


Figure 5.10: Contact surface with an error

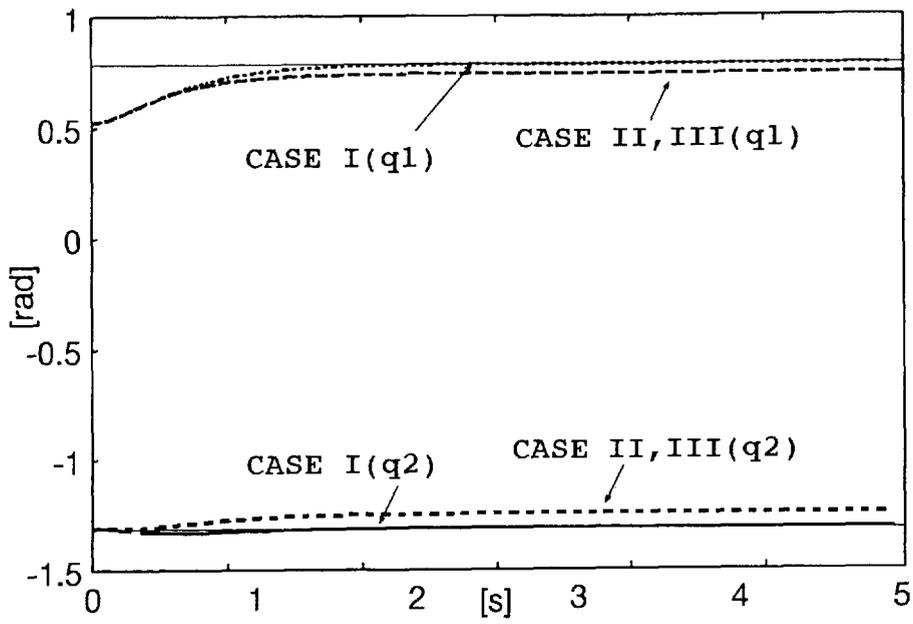


Figure 5.11: Joint trajectories

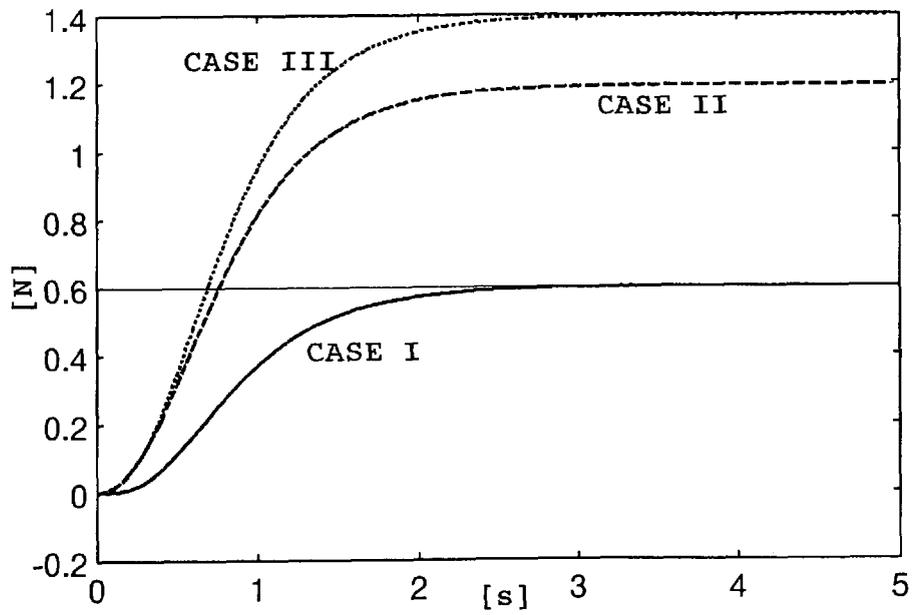


Figure 5.12: Contact force

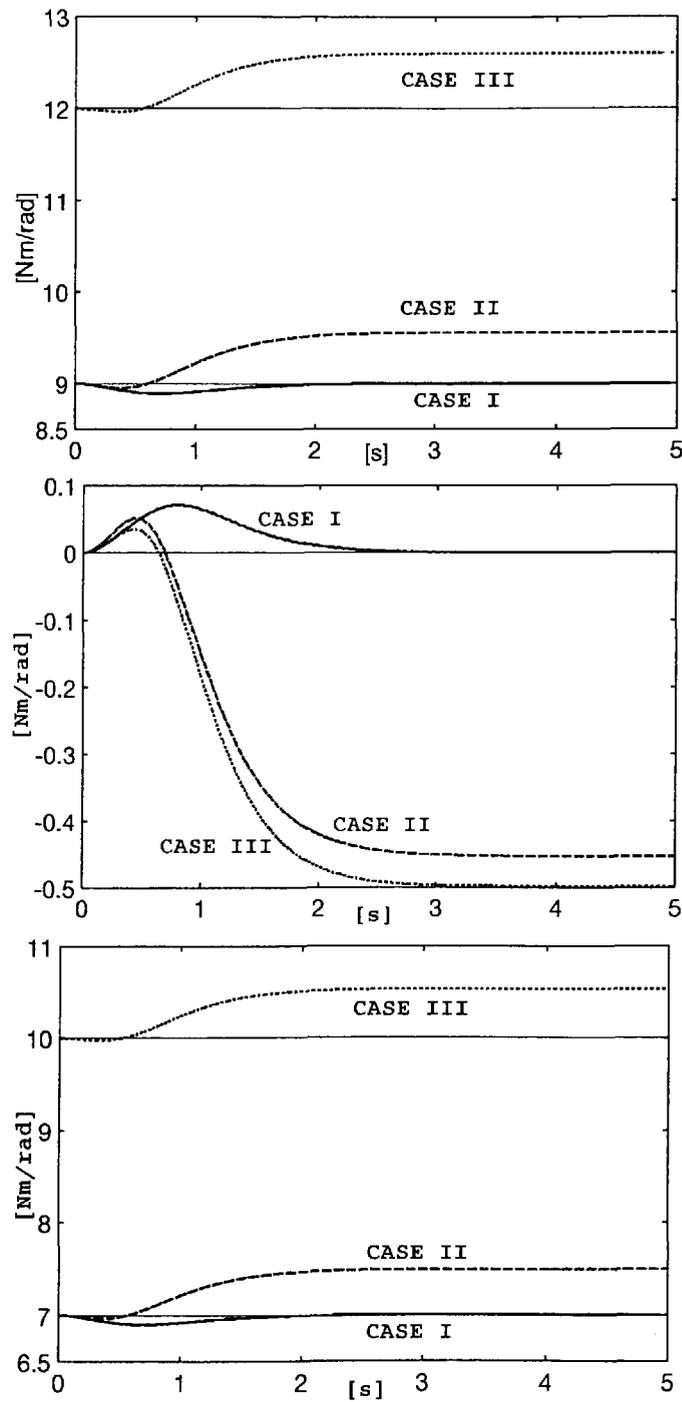


Figure 5.13: Joint stiffness of a tendon-driven mechanism controlled with a set-point PD force controller: (top) 1,1 elements of joint stiffness matrices (center) 1,2 elements (bottom) 2,2 elements

---

---

## 第6章 接触時の非線形弾性腱の効果

---

---

### 6.1 はじめに

3, 4, 5章で非線形弾性腱を持つ腱駆動機構の制御系を構築してきた。本章の興味は環境との柔らかい接触を目的として腱の経路中に弾性要素を挿入した機構に環境との不用意な接触が生じた場合に、制御系の違いからどのような力特性の違いを示すかということである。ここでは、手先に一定力が作用した場合のこのマニピュレータの定常力制御特性について調べる。

6.2節では張力フィードバック制御器で制御した場合に外力が作用したときの定常特性について調べる。6.3節では1自由度2本腱駆動機構を例に、非線形制御系に外力が作用したときの定常特性について調べる。6.4節では適応制御器で制御した場合に外力が作用したときの定常特性について調べる。6.5節ではPD制御器で外力が作用した場合の定常特性について調べる。6.6節では各制御系に外力が作用したときのシミュレーション結果を行い、6.7節ではこれらの結果の考察を行う。なお議論の簡略化のためにシステムに摩擦が存在せず、システムの完全なモデルが既知であると仮定する。また目標軌道は一定軌道が与えられているとする。

### 6.2 張力フィードバック制御系の定常特性

腱に非線形弾性を持つ腱駆動機構の張力ループフィードバック制御法のブロック線図は付録B.1のFig.B.1のようになる(大鐘他, 1996)。腱張力により生成されるマニピュレータの駆動トルク  $\tau_m$  を

$$\tau_m = M(q)v + \left\{ \frac{1}{2} \dot{M}(q) + S(q, \dot{q}) \right\} \dot{q} + g(q) \quad (6.1)$$

とする。ここで  $v$  は新しい制御入力である。また目標関節剛性を  $s_d = H(Cf + d)$  とすると目標腱張力  $f_d$  は

$$f_d = \begin{bmatrix} -J_j^T \\ HC \end{bmatrix}^{-1} \begin{pmatrix} v \\ s_d - Hd \end{pmatrix} \quad (6.2)$$

により与えられる。但し  $C$  は正定値対角行列とする。これは関節剛性が関節駆動力と独立に設定できることによる。一般にモータのフィードバックループ、張力のフィードバックループは関節のフィードバックループと比べて十分速く収束することにより安定性を保証しているので、この  $f_d$  をマニピュレータへの制御入力と見なすことができる。(6.1), (6.2) を (2.15) に代入すると

$$M(q)\ddot{q} - f_{\text{ext}} = M(q)v \quad (6.3)$$

となる。ここで制御入力を

$$v = \ddot{q}_d - K_v\Delta\dot{q} - K_p\Delta q \quad (6.4)$$

$$\text{where, } \Delta q = q - q_d \quad (6.5)$$

とする。ここで  $K_v, K_p > \mathbf{0}$  の対角行列とする。

$$M(q)\{\Delta\ddot{q} + K_v\Delta\dot{q} + K_p\Delta q\} = f_{\text{ext}} \quad (6.6)$$

となる。定常状態では  $\Delta\ddot{q} = \mathbf{0}, \Delta\dot{q} = \mathbf{0}$  となるので、 $K_p = M^{-1}(q)K_j$  としてやると

$$K_j\Delta q = f_{\text{ext}} \quad (6.7)$$

となる (Fig.6.1 参照)。これは関節剛性が  $K_j$  の能動的剛性制御であり、その特性は位置ゲインによって決定されることが分かる (小澤・小林, 1999b)。

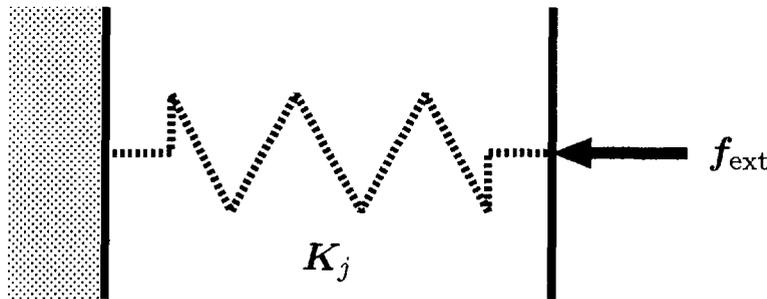


Figure 6.1: Conceptual diagram of steady-state of a tendon-driven mechanism controlled by a multi-looped feedback controller

### 6.3 非線形制御系の定常特性

本節では非線形制御系で制御されているシステムの定常特性について調べる。非線形制御系の一般的な解析は非常に困難であるために、1自由度2本腱機構を用いて腱駆動機構の解

析を行う。1自由度2本腿の腿駆動機構の運動方程式は

$$\dot{x} = (q, \theta_1, \theta_2, \dot{q}, \dot{\theta}_1, \dot{\theta}_2)^T$$

$$\dot{x} = f(x) + G\tau_a$$

$$\text{where } f(x) = \begin{pmatrix} \dot{q} \\ \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \\ -\frac{1}{m}(b_0\dot{q} + b_1 \cos q + r(f_1 - f_2)) \\ -\frac{1}{m_a}(b_a\dot{\theta}_1 + r_a f_1) \\ -\frac{1}{m_a}(b_a\dot{\theta}_2 + r_a f_2) \end{pmatrix} \text{ and } G = \begin{pmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ \frac{1}{m_a} & 0 \\ 0 & \frac{1}{m_a} \end{pmatrix}$$

とする。ここで  $q, \theta_1, \theta_2$  は関節変位，モータ 1，モータ 2 の変位， $f_1, f_2$  は腿 1,2 の張力， $m, b_0, b_1$  はマニピュレータの慣性，減衰，重力項に関する係数， $m_a, b_a$  はモータの慣性，減衰摩擦係数， $r, r_a$  はマニピュレータの関節，モータ軸に取り付けられているプーリの半径である。ここで出力として

$$y = \begin{pmatrix} q \\ r^2(k_1 + k_2) \end{pmatrix}$$

をとる。ここで  $k_1, k_2$  は腿 1,2 の剛性を表し，それゆえ  $y$  の 2 行目の要素は関節剛性を表す。また目標出力を

$$y_d = \begin{pmatrix} q_d \\ s_d \end{pmatrix}$$

なる定数とすると，

$$u = \Xi^{-1}(x)(-\eta(x) + v)$$

$$\Xi(x) = \frac{rr_a}{m_a} \begin{pmatrix} k_1 m & k_2 m \\ k_1 r c & k_2 r c \end{pmatrix} \eta(x) = \begin{pmatrix} L_f^4 q \\ L_f^2 r^2 (k_1 + k_2) \end{pmatrix}$$

$$v = \begin{pmatrix} -\sum_{i=0}^3 K_{pi} L_f^i q \\ -\sum_{i=0}^1 K_{si} L_f^i r^2 (k_1 + k_2) \end{pmatrix}$$

となる。ここで  $K_{pi}, i = 0, 1, 2, 3$ ， $K_{si}, i = 0, 1$  はそれぞれ関節位置，関節剛性に関するゲインである。これから

$$\dot{x} = f(x) + G(\Xi^{-1}(x)(-\eta(x) + v))$$

となる。ここで関節に外乱  $f_{\text{ext}}$  が作用すると

$$\dot{x} = f(x) + G(\Xi^{-1}(x)(-\eta(x) + v)) + G_d f_{\text{ext}}$$

$$G_d = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & \frac{1}{m} & 0 & 0 \end{pmatrix}^T$$

となる。定常状態では  $\dot{x} = \mathbf{0}$  となるので、これから

$$\begin{aligned} \frac{1}{m} (f_{\text{ext}} - b_1 \cos q - r(f_1 - f_2)) &= 0 \\ -\frac{b_0}{m^2} (f_{\text{ext}} - b_1 \cos q - r(f_1 - f_2)) &= 0 \\ \left[ \frac{b_0^2}{m^3} + b_1 \sin q - \frac{r^2}{m^2} \left\{ \frac{\partial f_1}{\partial \ell_1} + \frac{\partial f_1}{\partial \ell_2} \right\} \right] f_{\text{ext}} \\ - \frac{b_0 F_{1,3} - F_{1,2} m}{m^2} \{ b_1 \cos q + r(f_1 - f_2) \} - F_{1,1} \Delta q &= 0 \\ F_{2,1} \Delta s + \frac{1}{m} r^3 \left( \frac{\partial k_1}{\partial \ell_1} - \frac{\partial k_2}{\partial \ell_2} \right) f_{\text{ext}} &= 0 \end{aligned}$$

となる。よってこの第 1,3,4 式から

$$\begin{aligned} F_{1,1} \Delta q &= \frac{1}{m^2} \left[ \frac{b_0^2}{m} - r^2(k_1 + k_2) + b_1 \sin q - (b_0 F_{1,3} - F_{1,2} m) \right] f_{\text{ext}} \\ F_{2,1} \Delta s &= -\frac{1}{m} r^3 \left( \frac{\partial k_1}{\partial \ell_1} - \frac{\partial k_2}{\partial \ell_2} \right) f_{\text{ext}} \end{aligned} \quad (6.8)$$

となる。ここで  $\Delta q = q - q_d$ ,  $\Delta s = r^2(k_1 + k_2) - s_d$  である。式 (6.8) から分かるように、外力による関節位置の変位には関節剛性の影響も含まれるが、ここでは実効的な関節剛性の役割をもはや果たさない。これは外力の影響により線形化空間に生じた座標変換の歪みの影響と見ることができる。また関節剛性にも外力による影響が現れている。多自由度系ではさらに複雑な変形が行われるので、これらの影響もさらに複雑になると考えられる。Fig.6.2 は非線形制御系で制御した場合に外力が働いたときの概念図である。元の空間では力は加速度方向にしか作用しないが、線形化された空間では力の大きさが変わり、各軸方向に干渉するような力が働く。

**注意 6.2** 非線形制御法は計算機トルク法を拡張したものなので関節位置ゲインによる完全に能動的な力制御特性を示しそうだが、実際はより複雑な変形となり、関節位置、関節剛性ともに影響が現れる。◇

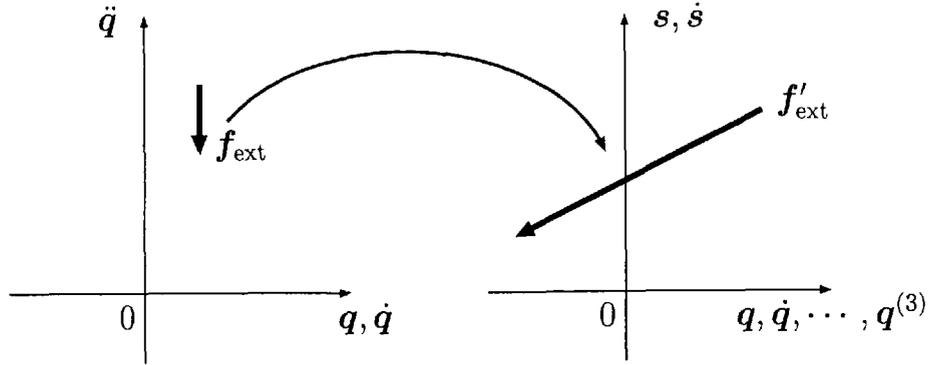


Figure 6.2: Conceptual diagram of steady-state of a tendon-driven mechanism controlled with a nonlinear feedback controller.  $f_{\text{ext}}$  is an external force, and  $f'_{\text{ext}}$  is a force expressed in a linearized space. In the original space  $f_{\text{ext}}$  acts only in  $\ddot{q}$  direction, but in the linearized space,  $f'_{\text{ext}}$ , which is transformed from  $f_{\text{ext}}$ , acts in all directions.

#### 6.4 適応制御系の定常特性

式 (2.15) と (4.9) にあるように適応制御系の運動方程式は

$$M(q)\ddot{q} + \left\{ \frac{1}{2}\dot{M}(q) + B_0 + S(q, \dot{q}) \right\} \dot{q} + g(q) + J_j^T(q) f_t(l) = f_{\text{ext}} \quad (2.15)$$

$$Y_a(s_\theta, \dot{s}_\theta) \phi_a + Y_a(\dot{\theta}_r, \ddot{\theta}_r) \tilde{\phi}_a + R_a Y_k(l) \tilde{\phi}_k + A_1 s_\theta = \mathbf{o} \quad (4.19)$$

である。式 (2.15), (4.19) より

$$Y_m(q, \dot{q}, s_q, \dot{s}_q) \phi_m + Y_m(q, \dot{q}, \dot{q}_r, \ddot{q}_r) \tilde{\phi}_m + A_1 s_q - f_{\text{ext}} + J_j^T \left\{ -R_a^{-1} \left( Y_a(s_\theta, \dot{s}_\theta) \phi_a + Y_a(\dot{\theta}_r, \ddot{\theta}_r) \tilde{\phi}_a + A_1 s_\theta \right) + \hat{f}_t(l) - \hat{f}_t(l_*) \right\} = \mathbf{o} \quad (6.9)$$

となる。ここで  $(\dot{q}^T, \dot{\theta}^T, \ddot{q}^T, \ddot{\theta}^T)^T = (\mathbf{o}, \mathbf{o}, \mathbf{o}, \mathbf{o})^T$  となる定常状態の時を考える。ただし目標関節位置は  $q_d(t) = q^\circ$ ,  $\dot{q}_d(t) = \mathbf{o}$ ,  $\ddot{q}_d(t) = \mathbf{o}$ ,  $q_d^{(3)}(t) = \mathbf{o}$  とし、バイアス張力は  $f_b(t) = \text{const.}$  とする。この時 (6.9) は

$$A_1 \Lambda_m \Delta q + Y_m(q, \mathbf{o}, \mathbf{o}, \mathbf{o}) \tilde{\phi}_m - f_{\text{ext}} + J_j^T \left\{ \hat{f}_t(l) - \hat{f}_t(l_*) - R_a^{-1} (\hat{B}_a + A_1) \Lambda_a \Delta \theta \right\} = \mathbf{o} \quad (6.10)$$

$$+ J_j^T \left\{ \hat{f}_t(l) - \hat{f}_t(l_*) - R_a^{-1} (\hat{B}_a + A_1) \Lambda_a R_a^{-1} (l - l_*) \right\} = \mathbf{o} \quad (6.11)$$

となる。ここで (6.10) の左辺の最初の 3 項に注目してみると、左辺第 2 項は式 (4.5) から積分項を含んでいることが分かる。それゆえこの項は、パラメータ更新則の積分項が飽和しな

い限り

$$Y_m(\mathbf{q}, \mathbf{o}, \mathbf{o}, \mathbf{o})\tilde{\phi}_m - \mathbf{f}_{\text{ext}} = \mathbf{o} \quad (6.12)$$

となるような力を発生することができる。そのとき目標位置  $\mathbf{q} = \mathbf{q}_d$  が達成されるので  $\Delta \mathbf{q} = \mathbf{o}$  となり、もし式 (6.10) の左辺の第 4 項の括弧内の項が零ならば、(6.10) の左辺の最初の 3 項は零となる。次に式 (6.10) の左辺の第 4 項の括弧内の項について考えてみる。腱張力関数に関する仮定より、 $\hat{f}_t(l) - \hat{f}_t(l_*)$  は  $l - l_*$  を原点とする単調増加な関数である。また  $R_a^{-1}(\hat{B}_a + A_1)\Lambda_a R_a^{-1}(l - l_*)$  は明らかに  $l - l_*$  を原点とする単調増加な線形関数である。よって式 (6.10) の左辺の第 4 項の括弧内の項

$$\hat{f}_t(l) - \hat{f}_t(l_*) - R_a^{-1}(\hat{B}_a + A_1)\Lambda_a R_a^{-1}(l - l_*)$$

は原点  $l - l_*$  以外に高々 2 個の交点しか持たない関数である。物理的構造から腱の剛性はせいぜい  $10^5$  から  $10^6$  [N/m] のオーダーなのに対してモータフィードバックゲイン  $A_1$  とフィルタ関数  $\Lambda_a$  をそれぞれ 100 程度にとると  $R_a$  は  $10^{-2}$  [m] のオーダーなので  $R_a^{-1}(\hat{B}_a + A_1)\Lambda_a R_a^{-1}$  は  $10^8$  から  $10^9$  [N/m] のオーダーになる。よって式 (6.10) の左辺の第 4 項の括弧内の項内はほぼ  $l - l_* = \mathbf{o}$  の解しか持たない。式 (6.12) が成立する。ここで注意すべきことは腱剛性が未知の場合、推定張力関数  $\hat{f}_t$  は  $\hat{f}_t(l) = \hat{f}_t(l_*)$  により決定される。よって  $\hat{f}_t$  は実際の  $f_t$  とは異なるために、式 (6.12) によって決定される  $Y_m(\mathbf{q}, \mathbf{o}, \mathbf{o}, \mathbf{o})\tilde{\phi}_m$  の大きさは実際の大きさと異なることを注意しておく。

次にパラメータ更新則が飽和してしまい

$$Y_m(\mathbf{q}, \mathbf{o}, \mathbf{o}, \mathbf{o})\tilde{\phi}_m - \mathbf{f}_{\text{ext}} \neq \mathbf{o}$$

となる場合は式 (6.10) に従うので、その接触剛性は非常に複雑になり、もはや予測不可能になってしまう。

## 6.5 PD 制御系の定常特性

本節では平衡点  $\mathbf{x}_d = (\mathbf{q}_d^T, \boldsymbol{\theta}_d^T, \mathbf{o}^T, \mathbf{o}^T)^T$  近傍での挙動を調べる。平衡点  $\mathbf{x}_d$  近傍で線形近似した (2.15) と (5.10) の方程式は

$$\begin{aligned} & M(\mathbf{q}_d)\Delta\ddot{\mathbf{q}} + B_0\Delta\dot{\mathbf{q}} + G_r\Delta\mathbf{q} + J_j K_t(l_d)(R_a\Delta\boldsymbol{\theta} + J_j\Delta\mathbf{q}) \\ &= M(\mathbf{q}_d)\Delta\ddot{\mathbf{q}} + B_0\Delta\dot{\mathbf{q}} + \{G_r + J_j^T K_t(l_d)J_j\}\Delta\mathbf{q} + J_j^T K_t(l_d)R_a\Delta\boldsymbol{\theta} \\ &= M_j\Delta\ddot{\mathbf{q}} + B_j\Delta\dot{\mathbf{q}} + K_j\Delta\mathbf{q} + K_{ja}\Delta\boldsymbol{\theta} = \mathbf{o} \end{aligned} \quad (6.13)$$

$$\text{where } M_j = M(\mathbf{q}_d), B_j = B_0, K_j = G_r + J_j^T K_t(l_d)J_j,$$

$$K_{ja} = J_j^T K_t(l_d)R_a, K_t(l_d) = \left. \frac{\partial f(l)}{\partial l} \right|_{l=l_d}, G_r = \left. \frac{\partial g(\mathbf{q})}{\partial \mathbf{q}} \right|_{\mathbf{q}=\mathbf{q}_d}$$

$$\begin{aligned} M_a \Delta \ddot{\theta} + B \Delta \dot{\theta} + (A_1 + R_a K_t(l_d) R_a) \Delta + R_a A^+ K_v \Delta \dot{q} + R_a K_t(l_d) J_j \Delta q \\ = M_a \Delta \ddot{\theta} + B \Delta \dot{\theta} + K_a \Delta + B_{aj} \Delta \dot{q} + K_{aj} \Delta q = \mathbf{o} \end{aligned} \quad (6.14)$$

$$\text{where } K_a = A_1 + R_a K_t(l_d) R_a, \quad B_{aj} = R_a A^+ K_v, \quad K_{aj} = R_a K_t(l_d) J_j$$

ここで (6.13) の右辺からステップ関数による外乱  $\mathbf{u} = \mathbf{f}_{\text{ext}}$  が入ったとする。これは関節に一定トルクが作用していることに相当する。その時、腱駆動システムの運動方程式は

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{x}} &= \begin{pmatrix} \mathbf{o} & \mathbf{o} & I_N & \mathbf{o} \\ \mathbf{o} & \mathbf{o} & \mathbf{o} & I_M \\ -M_j^{-1} K_j & -M_j^{-1} K_{ja} & -M_j^{-1} B_j & \mathbf{o} \\ -M_a^{-1} K_{aj} & -M_a^{-1} K_a & -M_a^{-1} B_{aj} & -M_a^{-1} B_a \end{pmatrix} \mathbf{x} + \begin{pmatrix} \mathbf{o} \\ \mathbf{o} \\ M_j^{-1} \\ \mathbf{o} \end{pmatrix} \mathbf{u} \\ &= \begin{pmatrix} \mathbf{o} & I_{M+N} \\ \bar{A}_{21} & \bar{A}_{22} \end{pmatrix} \mathbf{x} + \begin{pmatrix} \mathbf{o} \\ \bar{B}_2 \end{pmatrix} \mathbf{u} \end{aligned} \quad (6.15)$$

となる。(6.15) の定常状態は (A.4), (A.10) より

$$\mathbf{x}(\infty) = \begin{pmatrix} -\bar{A}_{21}^{-1} \bar{B}_2 \\ \mathbf{o} \end{pmatrix} \mathbf{f}_{\text{ext}} \quad (6.16)$$

となる。よって

$$\begin{aligned} \begin{pmatrix} \Delta q \\ \Delta \theta \end{pmatrix} (\infty) &= -\bar{A}_{21}^{-1} \bar{B}_2 \mathbf{f}_{\text{ext}} \\ &= \begin{pmatrix} M_j^{-1} K_j & M_j^{-1} K_{ja} \\ M_a^{-1} K_{aj} & M_a^{-1} K_a \end{pmatrix}^{-1} \begin{pmatrix} M_j^{-1} \\ \mathbf{o} \end{pmatrix} \mathbf{f}_{\text{ext}} \end{aligned} \quad (6.17)$$

となる。ここで (A.1), (6.17) より

$$\Delta \mathbf{q} = \left\{ I_N - K_j^{-1} K_{ja} (K_{aj} K_j^{-1} K_{ja} - K_a)^{-1} K_{aj} \right\} K_j^{-1} \mathbf{f}_{\text{ext}} \quad (6.18)$$

となる。よって (6.18) から

$$\mathbf{f}_{\text{ext}} = K_j \left\{ I_N - K_j^{-1} K_{ja} (K_{aj} K_j^{-1} K_{ja} - K_a)^{-1} K_{aj} \right\}^{-1} \Delta \mathbf{q} \quad (6.19)$$

となる。 $G_r = \mathbf{o}$  の時は (6.19) から

$$\begin{aligned} \mathbf{f}_{\text{ext}} &= K_j \left\{ I_N - (A^+)^T R_a A_1^{-1} R_a K_t J_j \right\}^{-1} \Delta \mathbf{q} \\ &= K_j \left\{ I_N + (J_j^T R_a^{-1} A_1 R_a^{-1} J_j)^{-1} K_j \right\}^{-1} \Delta \mathbf{q} \\ &= \{ K_{pas}^{-1} + K_{act}^{-1} \}^{-1} \Delta \mathbf{q} \end{aligned} \quad (6.20)$$

となる。ここで  $K_{pas} = J_j^T K_t J_j$  は関節の受動剛性行列であり、 $K_{act} = J_j^T R_a^{-1} A_1 R_a^{-1} J_j$  はモータの位置フィードバックゲイン行列による等価能動的剛性行列である。これは関節に生じる実効剛性がFig.6.3のように受動剛性と能動剛性が直列に配置されたと考える場合に等しいことを意味する。

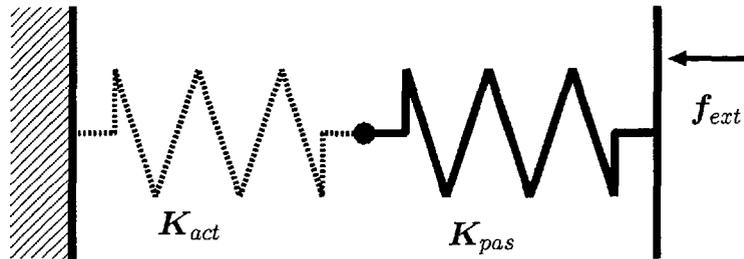


Figure 6.3: Conceptual diagram of steady-states of tendon-driven mechanisms controlled with PD controller in a horizontal plane

ここで平衡点近傍での剛性特性について考える。能動的剛性と受動的剛性は直列に挿入されているために片方が固く片方が柔らかい場合には柔らかい剛性特性が支配的となる。つまり固い制御を行いたい時は両方とも固くする必要がある。また受動的剛性と能動的剛性が同程度の固さなら、実効剛性はその半分の固さとなる。

これから分かるとおり弾性要素を挿入したマニピュレータは制御系を考慮しても柔らかい制御には向いているが、固い制御は行いづらい。つまり位置制御には向いていないが柔らかい力制御はむいていることが分かる。また関節、アクチュエータ間の駆動系にバックドライブバリエティを待たない(例えば、ウォームとウォームギア等を用いている)場合、この特性は完全に受動的に支配されることが分かる。

## 6.6 シミュレーション

本節では1自由度2本腿の腱駆動機構を各制御系で動かしたとき、外乱として関節にトルクのステップ応答を与えた場合のシミュレーション結果を示す。初期条件は

$$q_d = 0.0[\text{rad}], s_d = 7.0[\text{Nm/rad}]$$

である。

### 張力フィードバック制御系の場合

Fig.6.4 は 1 自由度 2 本腱駆動機構に対して張力フィードバック系を用いた場合である。外乱は 2[s] に関節に力のステップ応答として  $0.1[N]$  を加える。各パラメータは  $M = 3.816 \times 10^{-4}[Ns^2/rad]$ ,  $K_p = 400[N/rad]$ ,  $f_{ext} = 0.1[N]$  であるから,  $\Delta q = 0.6551[rad]$  となっている。Fig.6.4 を見ると分かるように, 関節変位に関して式 (6.7) が成立しているのが分かる。また関節剛性は張力が加えられた瞬間 (2[s]) にぶれを見せているが, その後, 目標値に収束していることが分かる。これから, 外力が作用しても定常状態での接触剛性への影響はないことが分かる。Fig.6.5 は式 (6.4) の  $K_v = 2\xi\omega$ ,  $K_p = \omega^2$  の減衰率  $\xi$  を 0.2 から 1.2 まで変えた時の関節軌道である。これから分かるように過渡応答もほぼ関節レベルでの 2 時遅れ系の応答と一致するので, この制御系の外力に対する特性は能動的な制御に支配されているといえる。

### 非線形フィードバック制御系の場合

Fig.6.6 は非線形フィードバック制御で制御した場合である。上図は関節剛性を示し, 真ん中の図は関節軌道を示す。1.5[s] に外乱として  $f_{ext} = 0.002[Nm]$  を加えた場合である。このときのフィードバックゲインは  $F_{1,1} = 10000$ ,  $F_{1,2} = 2000$ ,  $F_{1,3} = 600$ ,  $F_{1,4} = 40$ ,  $F_{2,1} = 64$ ,  $F_{2,2} = 16$  である。これを式 (6.8) に代入すると変位は  $\Delta q = -9.407[rad]$ ,  $\Delta s = 0.01769[Nm/rad]$  となる。これをFig.6.6 では理論値として示してある。図が示すように, 関節剛性の変位, 関節軌道の変位はともに式 (6.8) の示す理論値に収束していることが分かる。Fig.6.6 の下図は 4 次システムに関節に関して線形化された空間に与えたフィードバック則と同じものを与えたときの軌道である。但し振動のピークを合わせるために衝撃は 1.33[s] に与えてある。関節軌道と挙動を比べるとほぼ同じであることが分かる。よって過渡応答も能動的な挙動に従うことが分かる。

### 適応制御系の場合

Fig.6.7 は腱剛性が既知の場合の適応制御系に対して様々な力を与えた場合の関節変位と重力パラメータの推移を表すグラフである。重力パラメータの上限は  $1.5[N]$  であり, 実際の重力項は  $-0.0521[N]$  のために式 (6.12) が成立する限界の外力は  $f_{ext} = -0.1979[N]$  である。Fig.6.7 の上図が示すように限界値までは  $\Delta q = 0$  に収束しているのが分かる。また重力パラメータの図をみると外力の限界値に達していない  $f_{ext} = -0.0579[N]$  の場合はパラメータの上限に達していないが, 限界値に達している他のすべてのものは重力パラメータの上限に達しているのが分かる。またすべて重力パラメータが収束すると同時に軌道も収束している。Fig.6.8 は腱剛性が未知の場合の適応制御系に対して力のステップ応答  $f_{ext} = -0.3[Nm]$  を

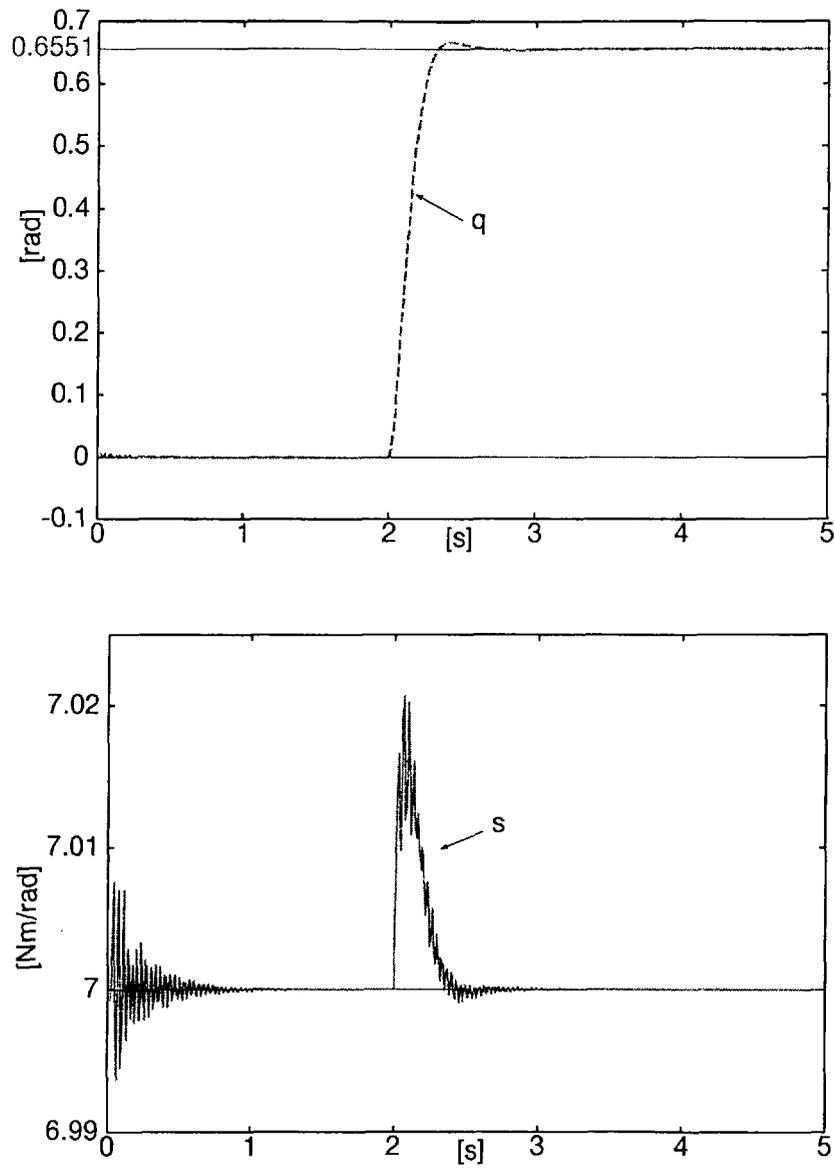


Figure 6.4: Step response of a tendon-driven mechanism with a tensile force feedback controller: (top) joint trajectory (bottom) joint stiffness

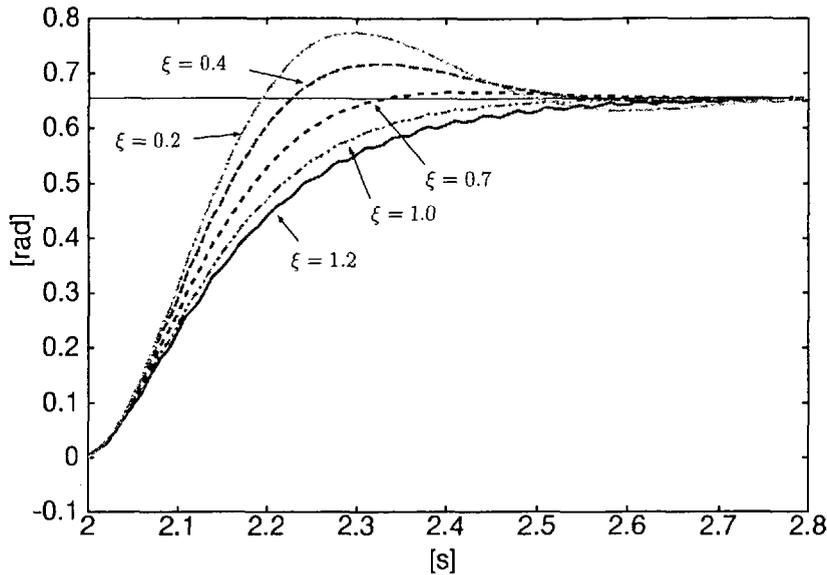


Figure 6.5: Step response of a tendon-driven mechanism with a tensile force controller for various damping factors

加えたときの推移を表すグラフである。上図は関節軌道、中図は重力パラメータ、下図は腱剛性パラメータの変動を表している。中図が示すように重力パラメータはステップ応答が与えられた3[s]の時点で上限に達しているのが分かる。しかし腱剛性がおよそ8[s]付近まで変動しているために軌道も8[s]まで収束していくのがわかる。この結果が示すように腱剛性が実際より低く見積もられているために外力がFig.6.7では定常偏差が残るような大きさの外力が与えられても収束する。Fig.6.7およびFig.6.8で示した結果は関節、モータの速度、加速度に関するパラメータ適応則は切っている。

そこで次にすべてのパラメータ適応則を入れたシミュレーション結果をFig.6.9に示す。上図は関節軌道、下図はモータの速度、加速度に関するパラメータを示している。この制御系は外乱がないときはうまく収束しているが外乱が入った場合、そのすべてのパラメータ変動がいったん収まった時点で重力に関するパラメータが振動を始めている。そのために不安定になる。このように適応制御系は本質的にはパラメータ誤差を補償できるが、衝撃的な外乱には弱いシステムである。

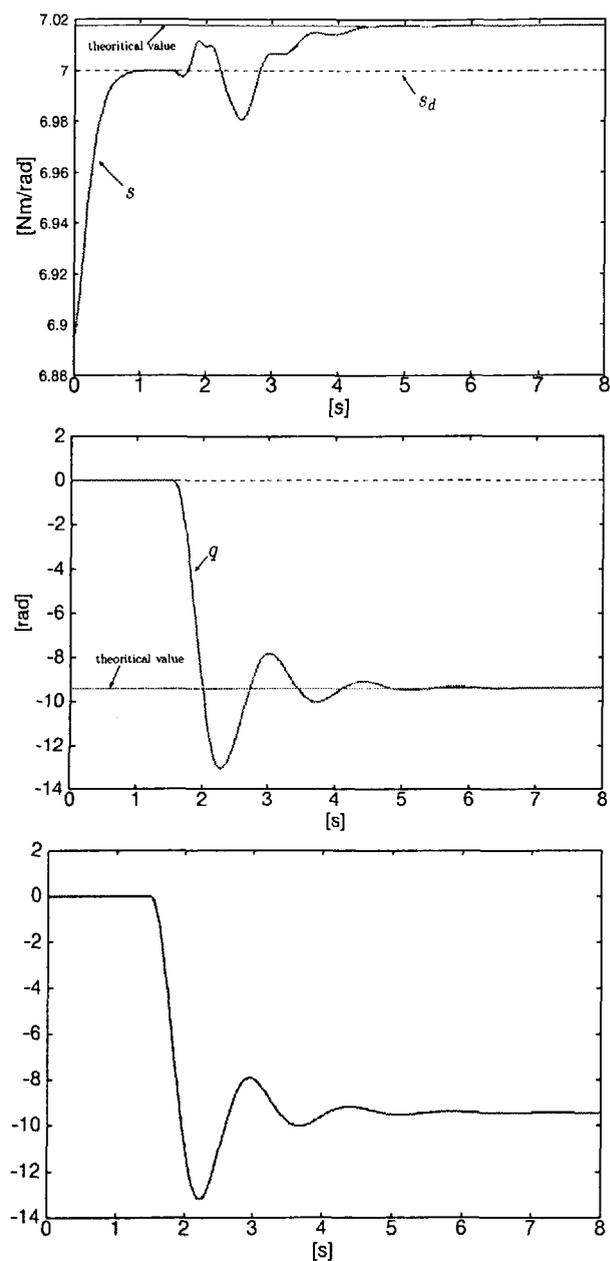


Figure 6.6: Step response of a tendon-driven mechanism controlled with a nonlinear feedback controller: (top) joint stiffness, (center) joint trajectory, (bottom) Step response of a linearized system with the same feedback law

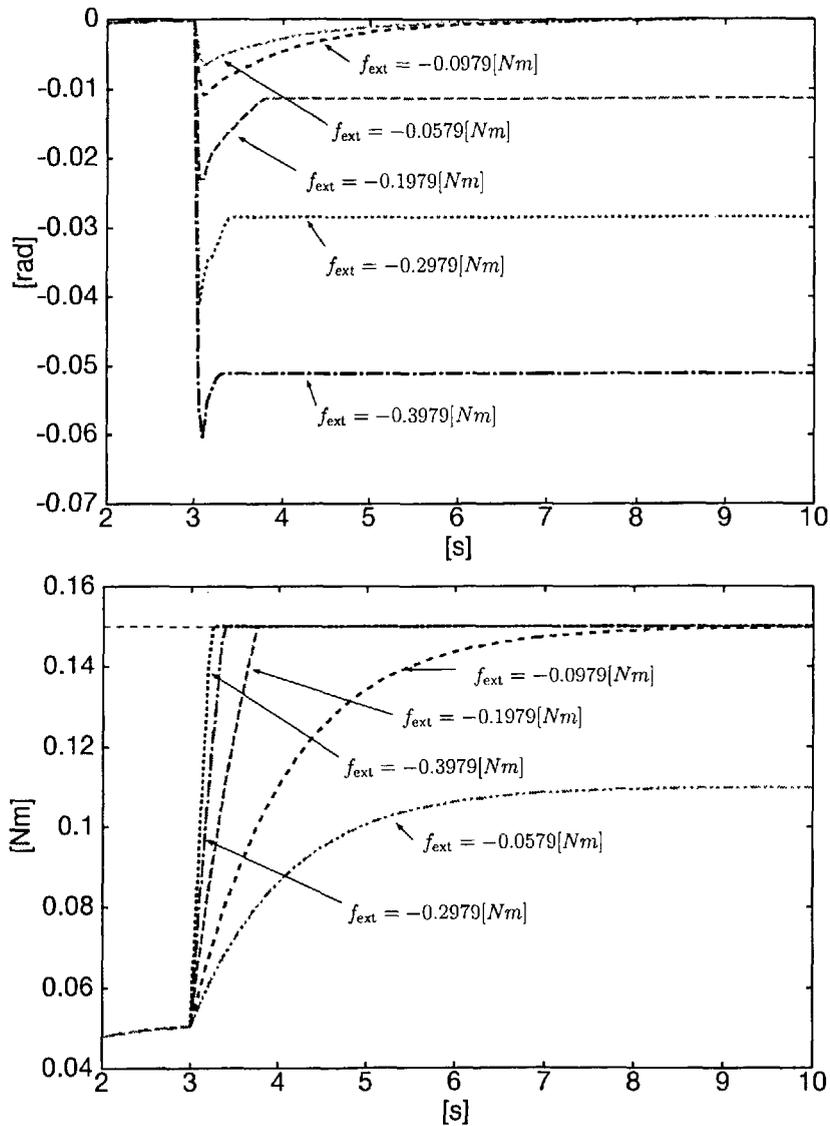


Figure 6.7: Step response of a tendon-driven mechanism controlled with an adaptive controller: Given tendon function case (top) joint trajectories, (bottom) estimated gravitational parameter

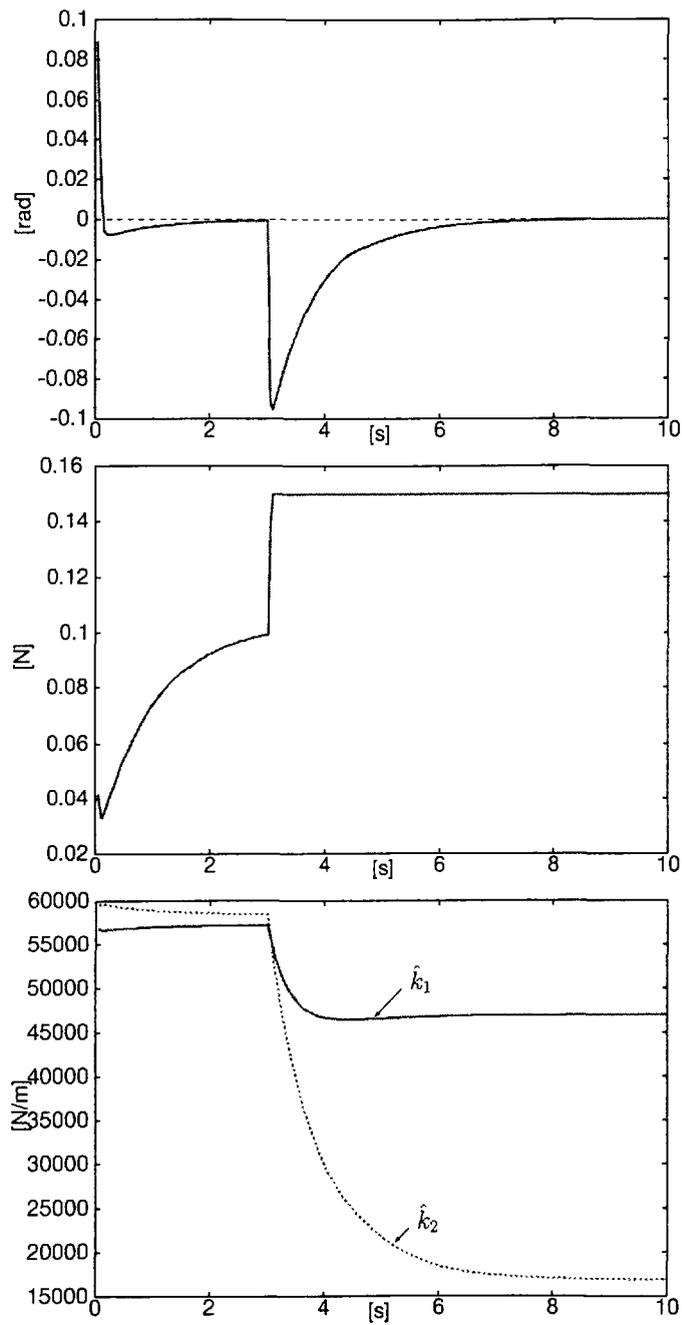


Figure 6.8: Step response of a tendon-driven mechanism controlled with an adaptive controller: Linear tendon case (top) joint trajectories, (center) estimated gravitational parameter, (bottom) estimated tendon stiffness parameters

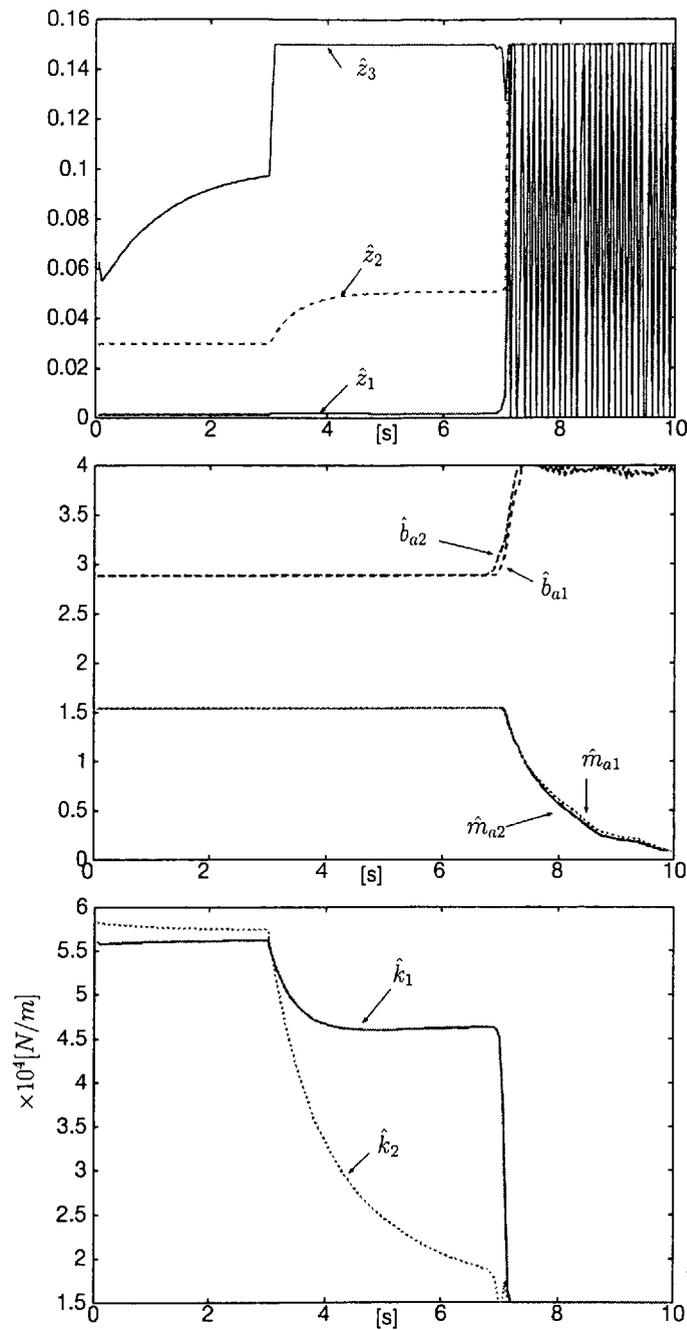


Figure 6.9: Step response of a tendon-driven mechanism controlled with an adaptive controller: Linear tendon case (top) estimated parameters on a manipulator, (center) estimated parameters on an actuator, (bottom) estimated tendon stiffness parameters

### PD 制御系の場合

Fig.6.10 は PD 制御時に外乱を加えた場合である。PD 制御系の位置フィードバックゲインは  $A_1 = \text{diag.}(1.0, 1.00)$  である。このとき  $K_{\text{act}} = 8.00[\text{Nm/rad}]$  であり、 $K_{\text{pas}} = 7.00[\text{Nm/rad}]$  であるので、 $(K_{\text{act}}^{-1} + K_{\text{pas}}^{-1})^{-1} = 3.73[\text{Nm/rad}]$  となる。Fig.6.10 の上の図にあるように定常状態での見かけ上の固さは  $(K_{\text{act}}^{-1} + K_{\text{pas}}^{-1})^{-1}$  となっていることが分かる。理論値との間に  $10^{-4}[\text{rad}]$  程度のずれがあるが、これは外乱によって Fig.6.10 の下の図が示すように、関節剛性にずれが生じるためと思われる。また Fig.6.11 は重力の影響を考慮した場合の接触剛性を示している。質量をそれぞれ  $m = 0.1, 0.5, 1.0[\text{kg}]$  の三種類について調べた。上図は  $q = 0.0[\text{rad}]$  近傍であり、下図は  $q = 0.5[\text{rad}]$  近傍である。なお図は  $2.8 - 4.0[\text{s}]$  の間の軌跡を示している。図中の細い実線はそれぞれの場合の理論値を示して、どの軌道もうまく予測できている。このように PD 制御系の接触剛性はフィードバックゲインと機構の設定剛性の両方の影響を受けることが分かる。また重力の影響を無視するとフィードバックゲインによる能動的なバネと機構の受動的なバネの直列結合とみなすことができる。

## 6.7 考察

本章では、非線形弾性腱を持つ腱駆動機構に対して張力フィードバック系、非線形制御、適応制御、PD 制御を行った場合に対して、ステップ状の外乱を加えたときの定常状態での力制御特性を調べた。各制御系の特徴を以下にまとめる。

### 張力フィードバック制御系の場合

1. 接触剛性は位置制御ゲインに支配される。
2. 関節剛性は一定に保たれる。
3. 過渡応答は関節角ループの減衰特性に支配される。

### 非線形フィードバック制御系の場合

1. 接触剛性、関節剛性ともに変動する。
2. これらの変動は非常に複雑な変換に支配されている。
3. 過渡応答は関節角ループのゲイン特性に支配される。

### 適応制御系の場合

1. パラメータ更新則が積分効果の役割を果たす。
2. パラメータ更新が行われている間は外力に対する姿勢の変化をうち消そうとする。
3. パラメータ更新則はパラメータ誤差以外の外乱に対して非常に敏感である。
4. 接触剛性はパラメータの推定値やフィードバックゲインにより支配され、非常に複雑と

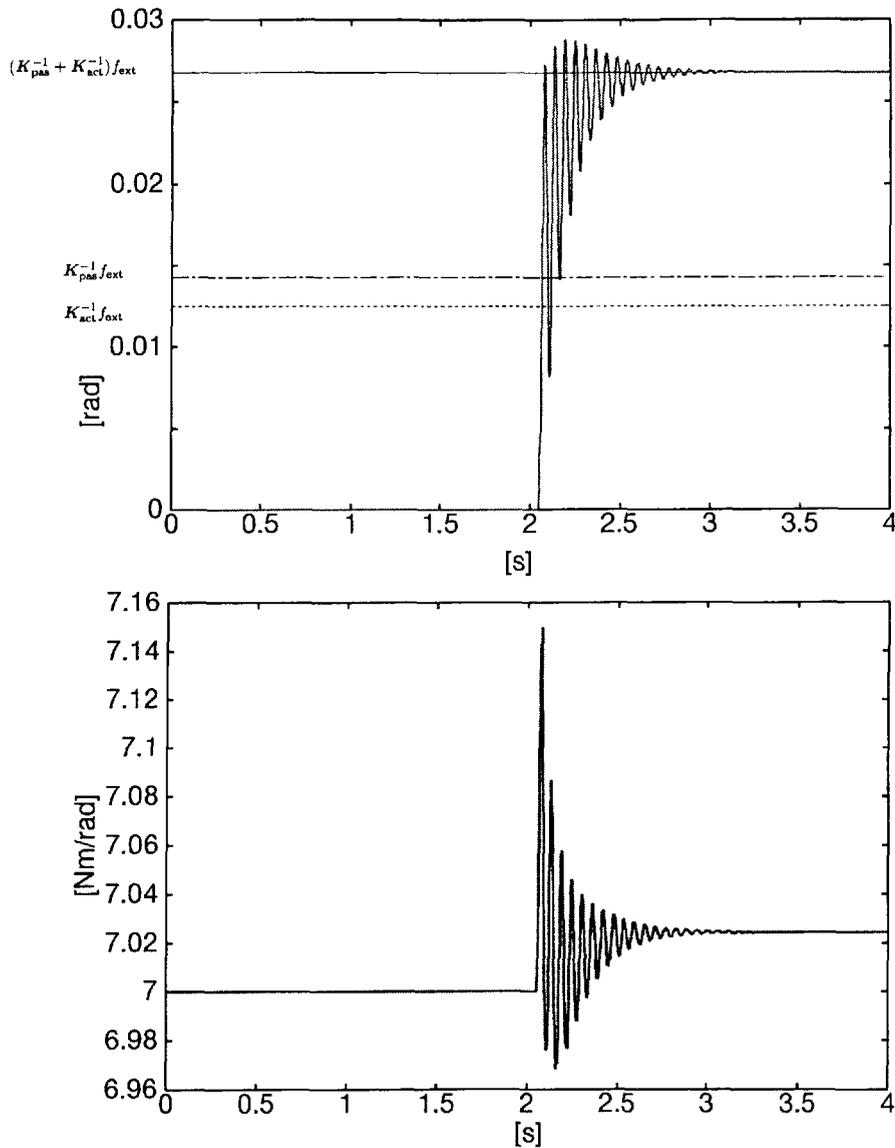


Figure 6.10: Step response of a tendon-driven mechanism without gravitational force controlled by a PD controller: (top) joint trajectory, (bottom) joint stiffness

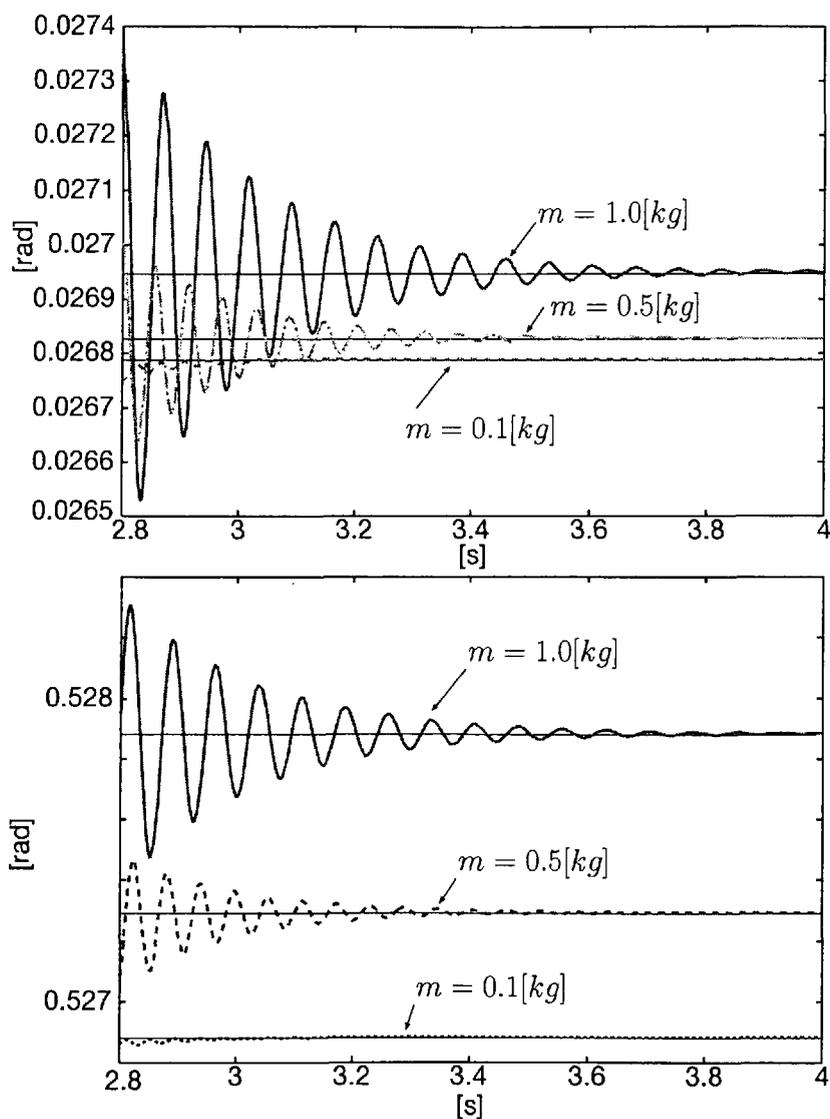


Figure 6.11: Step response of a tendon-driven mechanism with gravitational force controlled by a PD controller: (top) in the vicinity of  $q = 0.0$  [rad], (bottom) in the vicinity of  $q = 0.5$  [rad]

なる。

#### PD 制御系の場合

1. 重力が作用しない場合，接触剛性が位置フィードバックゲインと機構の剛性の直列結合と見なせる。
2. 重力が作用している場合，外力により目標位置にずれが生じたときに重力の影響が現れる。
3. 外力が作用すると関節剛性にもずれが生じる。

これらをまとめると以下のことが言える。接触剛性を能動的に制御したい場合，張力フィードバックが一番行いやすい。非線形制御系は線形化された座標と変換前の座標系の関係に依存し，能動的にも，機械的にも接触剛性を調整しづらい。適応制御系はパラメータ更新則が働いている間は外力を積分効果でうち消そうとするが，パラメータ更新則が働かなくなると推定したパラメータに大きく依存した特性を示すこととなり，接触剛性はほぼ予測不可能な状態となる。また加速度や躍度といった高次の情報をパラメータ更新則に用いており，衝撃力などが生じると，これらの情報が大きく変化し，システムが発散しやすくなる。よって張力フィードバック，非線形制御，適応制御は例え機械的な弾性要素を挿入してもその運動は能動的なものに支配され，複雑な剛性調整機構を入れる意味がなくなる。

これに対してPD制御系は重力項が無視できるとするとその接触剛性はモータの位置フィードバックゲインと機械的な接触剛性の直列結合と見なすことができ，機械的な剛性を最も効果的に利用できる制御系である。

---

---

## 第7章 結論

---

---

### 7.1 要約

本論文では腱に非線形弾性を持つ腱駆動機構の制御系の構築および制御系の違いによる接触時の非線形弾性腱の効果の解析を行ってきた。従来の張力フィードバック制御系のような多重ループ制御系では安定性を各ループの個別の安定性に頼っており、その証明が厳密でなかったため、最初に構築した非線形制御系はシステム全体での厳密な安定性をはかるために行った。しかし、この方法は関節の位置、速度、加速度、躍度および腱弾性、腱弾性の変化率の情報が必要であった。また初期の動力学パラメータ推定が十分な高精度で行われていないと十分な精度がでない。前者の問題を解決すべくオブザーバコントローラを構築し、関節とアクチュエータの位置情報のみで制御可能であることを示した。また後者の問題に対応すべく非線形弾性腱を持つ腱駆動機構のための適応制御系を構築した。ここでの特筆すべきことは腱にあるクラスの非線形弾性を持っていても適応可能なことである。従来の弾性マニピュレータに対する理論の拡張ではこの問題を解決することができない。しかし、腱駆動機構の場合、腱の経路中に非線形弾性要素(例えば(兵頭・小林, 1993), (Yamaguchi & Takanishi, 1997), (坂・小金澤, 2000))を挿入していない場合でも腱の非線形弾性が無視できないことが指摘されており(川村他, 1997)、腱の非線形弾性特性に対応できる本手法は重要である。

非線形弾性要素が挿入された腱駆動機構の従来の目的は受動的な弾性要素により環境との相互作用をうまく行うことである。しかし、これまでの張力フィードバック制御系、非線形制御系、適応制御系では基本的に力制御はソフトウェアによって能動的に行っている。その上、この弾性のために制御則自体が非常に複雑となる。また関節のエンコーダとアクチュエータの非共配置のために接触時に不安定性を引き起こす可能性がある(Eppinger & Seering, 1986), (Eppinger & Seering, 1989)。それゆえ、これらの制御法は腱の弾性特性を生かしているといえないばかりか、逆に腱の弾性は制御時の弊害となる。

モータの位置に基づくPD制御系はモータの位置によって決定されたマニピュレータの持つポテンシャルエネルギーを利用する方法である。本論文ではこのポテンシャルとマニピュレータの姿勢が一意的関係にあるための条件を示した。外力が加わった時もマニピュレータの姿勢の一意性は保たれ、外力が入ることにより変わった新たなポテンシャルに落ち込んでいく。重力を無視すると定常状態での接触剛性は機械的な設定剛性と能動的な位置ゲインの

Table 7.1: Performance of controllers for tendon-driven manipulators with nonlinear elastic tendons

| Control System         | sensorary infomation   | robustness                   | contact response                |
|------------------------|--|------------------------------|---------------------------------|
| tensile force feedback | $q, \dot{q}, f_t, \dot{f}_t$   | ○                            | active                          |
| nonlinear control      | $q, \dot{q}, \dots, q^{(3)}, s, \dot{s}$<br>( $q, s$ , with obserbers) | △                            | hard to predict                 |
| adative control        | $q, \dot{q}, \dots, \dot{q}^{(3)}, \theta, \dot{\theta}$               | parameter ◎<br>disturbance × | unpredictable                   |
| PD control             | $\theta, \dot{\theta}$   | ◎                            | active + passive<br>(in series) |

直列結合として表せ、腱の非線形弾性を十分生かした制御系だといえる。なおこれらの制御系の特性をまとめたものを Table 7.1 に示す。

## 7.2 今後の方向性

ここでは非線形弾性腱を持つ腱駆動機構の制御系構築，機構的な弾性要素を用いて力制御を行うという二つの立場から今後の方向性を考える。

最初に非線形弾性腱を持つ腱駆動機構の制御系構築の立場から考える。この方向では適応制御系を中心にここで作られた制御系の拡張として以下のことがあげられる。

- 外力を考慮した適応制御系への拡張，
- 適応制御系の拡張可能なクラスの拡大，
- 適応ゲインのチューニング法，
- バイアス力の制御法，
- PD 制御系の PID 制御系への拡張。

今回は機械的な非線形弾性特性に注目し，予想不可能な接触に対する機械的弾性の効果に興味があったために外界センサを用いたフィードバック系の構成は用いなかった。しかし，腱駆動機構の手先に力センサを取り付け，そのフィードバック情報を用いることにより，位置，力を考慮した適応制御系（例えば (Siciliano & Villani, 1996), (Whitcomb, Arimoto, Naniwa, & Ozaki, 1996), (則次・和田・西口, 1990b), (則次・和田・浅野間, 1990a), (川崎・谷内, 2000)) へと拡張可能となると思われる。但しこの場合，非線形弾性要素の特性は無視するように動作するようになるので，非線形弾性要素を挿入することの意味はより希薄になる。

本適応制御系では関節(作業)空間と腱空間の間のヤコビ行列が既知と仮定している。近年、視覚フィードバックのような外界センサの存在を仮定した関節空間と作業空間のヤコビ行列が未知の場合の適応制御系が構築されている(Cheah, Kawamura, & Arimoto, 1999)。また同様に接触方向の正確な幾何情報を持たない場合の適応力制御の構築も行われている(Doulgeri & Arimoto, 1999)。これらを拡張することにより本適応制御系をヤコビ行列が未知のパラレルワイヤ駆動機構(川村他, 1997)の場合に拡張できる可能性がある。また現在は関節の躍度情報までを必要としているが、これを位置、速度情報から構成した推定加速度、躍度情報で良いことを証明する必要がある。また今回のシミュレーション結果が示すように、適応制御系の初期の振動が非常に大きくなる。そのため立ち上がり時の振動の大きさにより適応ゲインの設定が非常に難しくなっている。そこで運動開始時と定常運動時のゲインを変えるゲインスケジューリング法などを用いると有効となる可能性がある。

次に駆動系の弾性機構について考える。駆動系レベルでの可変弾性機構を持つロボットの研究は始まったばかりであり、剛体マニピュレータのものと比べて完成度が低い。しかし、今後ロボットが人間環境の中に進出することを考えると不可欠な技術である。例えば下のような問題が残されている。

- 弾性要素がある場合とない場合の比較
- 設定剛性の選択問題
- 駆動系に弾性を持つマニピュレータの応用技術

近年ソフトウェアサーボで柔らかさを実現すべきか、ハードウェア的な機構により柔らかさを実現すべきかの議論がなされてきている(内山, 1999)。これらの問題を明確化し、最適な戦略を考えることも必要である。

設定剛性の選択問題には以下のことが関係して来ると思われる。

- 環境とのインピーダンスマッチング
- 姿勢と剛性の関係
- 設定剛性の学習

環境とのインピーダンスマッチングはロボットアームのみならず、歩行運動でも接触時のインピーダンスの切り替えが重要視されており(広瀬, 2000)、非線形な弾性要素を用いることは、自然な形で接触時と非接触時のインピーダンスの切り替えが行える点で非常に有効であると思われる。

また近年、インピーダンスマッチングの概念を非線形に拡張した研究が行われている(Arimoto et al., 1999)。ここでは手先に柔らかい皮膚を持つ場合についての非線形インピーダンスマッチングの概念を展開している。この考えを関節レベルの剛性で議論することにより、剛性の設定問題が解決できる可能性がある。また冗長マニピュレータでは設定剛性の最適化の観点から冗長マニピュレータの姿勢の最適化も考えることができる。また人間は初めて行

う作業時には関節を固くして自由度を落とす。作業の学習が進むとその自由度を解放していき、動的な運動が実現できることが知られている(多賀, 1996)。このようないろんな観点から剛性(インピーダンス)の最適化を図ることが重要である。

---



---

## 付録A 諸定理について

---



---

### A.1 ブロック行列の逆行列

ブロック行列

$$\begin{pmatrix} \mathbf{A}_{11} & \mathbf{A}_{12} \\ \mathbf{A}_{21} & \mathbf{A}_{22} \end{pmatrix} \quad (\text{A.1})$$

の逆行列は  $\det \mathbf{A}_{11} \neq 0$  の時,

$$\begin{pmatrix} \mathbf{A}_{11} & \mathbf{A}_{12} \\ \mathbf{A}_{21} & \mathbf{A}_{22} \end{pmatrix}^{-1} = \begin{pmatrix} \mathbf{I} & -\mathbf{A}_{11}^{-1}\mathbf{A}_{12} \\ \mathbf{o} & \mathbf{I} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \mathbf{A}_{11}^{-1} & \mathbf{o} \\ \mathbf{o} & (\mathbf{A}_{22} - \mathbf{A}_{21}\mathbf{A}_{11}^{-1}\mathbf{A}_{12})^{-1} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \mathbf{I} & \mathbf{o} \\ -\mathbf{A}_{21}\mathbf{A}_{11}^{-1} & \mathbf{I} \end{pmatrix} \quad (\text{A.2})$$

である。また  $\det \mathbf{A}_{22} \neq 0$  の時,

$$\begin{pmatrix} \mathbf{A}_{11} & \mathbf{A}_{12} \\ \mathbf{A}_{21} & \mathbf{A}_{22} \end{pmatrix}^{-1} = \begin{pmatrix} \mathbf{I} & \mathbf{o} \\ -\mathbf{A}_{22}^{-1}\mathbf{A}_{21} & \mathbf{I} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} (\mathbf{A}_{11} - \mathbf{A}_{12}\mathbf{A}_{22}^{-1}\mathbf{A}_{21})^{-1} & \mathbf{o} \\ \mathbf{o} & \mathbf{A}_{22}^{-1} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \mathbf{I} & -\mathbf{A}_{12}\mathbf{A}_{22}^{-1} \\ \mathbf{o} & \mathbf{I} \end{pmatrix} \quad (\text{A.3})$$

となる (児玉・須田, 1978). 式 (6.15) の右辺の最初の行列のように  $\mathbf{A}_{11} = \mathbf{o}$ ,  $\mathbf{A}_{12} = \mathbf{I}$  と置くと (A.3) より

$$\begin{pmatrix} \mathbf{o} & \mathbf{I} \\ \mathbf{A}_{21} & \mathbf{A}_{22} \end{pmatrix}^{-1} = \begin{pmatrix} \mathbf{I} & \mathbf{o} \\ -\mathbf{A}_{22}^{-1}\mathbf{A}_{21} & \mathbf{I} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} -\mathbf{A}_{21}^{-1}\mathbf{A}_{22} & \mathbf{o} \\ \mathbf{o} & \mathbf{A}_{22}^{-1} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \mathbf{I} & -\mathbf{A}_{22}^{-1} \\ \mathbf{o} & \mathbf{I} \end{pmatrix} \quad (\text{A.4})$$

$$= \begin{pmatrix} -\mathbf{A}_{21}^{-1}\mathbf{A}_{22} & \mathbf{A}_{21}^{-1} \\ \mathbf{I} & \mathbf{o} \end{pmatrix} \quad (\text{A.5})$$

となる。また  $\mathbf{A}_{12} = \mathbf{o}$  の時, (A.1) により

$$\begin{pmatrix} \mathbf{A}_{11} & \mathbf{o} \\ \mathbf{A}_{21} & \mathbf{A}_{22} \end{pmatrix}^{-1} = \begin{pmatrix} \mathbf{A}_{11}^{-1} & \mathbf{o} \\ -\mathbf{A}_{22}^{-1}\mathbf{A}_{21}\mathbf{A}_{11}^{-1} & \mathbf{A}_{22}^{-1} \end{pmatrix} \quad (\text{A.6})$$

となる (児玉・須田, 1978).

## A.2 線形システムの定常状態

状態方程式

$$\dot{\boldsymbol{x}} = \boldsymbol{A}\boldsymbol{x} + \boldsymbol{B}\boldsymbol{u} \quad (\text{A.7})$$

における一般解は

$$\boldsymbol{x}(t) = e^{\boldsymbol{A}(t-t_0)}\boldsymbol{x}(t_0) + \int_{t_0}^t e^{\boldsymbol{A}(t-\tau)}\boldsymbol{B}\boldsymbol{u}(\tau)d\tau \quad (\text{A.8})$$

であたえられる。ここで入力  $\boldsymbol{u}(t) = \text{const.}$  とすると、

$$\boldsymbol{x}(t) = e^{\boldsymbol{A}(t-t_0)}\boldsymbol{x}(t_0) + \boldsymbol{A}^{-1} \left( e^{\boldsymbol{A}(t-t_0)} - \boldsymbol{I} \right) \boldsymbol{B}\boldsymbol{u} = \bar{\boldsymbol{x}}(t) \quad (\text{A.9})$$

となる。ただし  $\boldsymbol{A}^{-1}$  の存在を仮定する。定常状態は

$$\boldsymbol{x}(\infty) = -\boldsymbol{A}^{-1}\boldsymbol{B}\boldsymbol{u} \quad (\text{A.10})$$

となる。

## A.3 LaSalle の定理

状態ベクトル  $\boldsymbol{x} \in \mathcal{R}^m$  として次の微分方程式を考える。

$$\dot{\boldsymbol{x}} = \boldsymbol{f}(\boldsymbol{x}). \quad (\text{A.11})$$

空間  $\mathcal{R}^m$  の中にあるコンパクトな集合  $\mathcal{P}$  があって、 $\mathcal{P}$  から出発する解はずっと  $\mathcal{P}$  にとどまっているとする。またある正定関数  $V(\boldsymbol{x})$  の連続な時間微分が  $\mathcal{P}$  において正にならないとする。すなわち、

$$\dot{V} = \sum_{i=1}^m \frac{\partial V}{\partial x_i} f_i(\boldsymbol{x}) \leq 0 \quad (\text{A.12})$$

とする。次に  $\dot{V} = 0$  を満足する  $\mathcal{P}$  の点の集まりを  $\mathcal{E}$  で表し、 $\mathcal{E}$  における最大不変集合を  $\mathcal{M}$  とする。そのとき、 $\mathcal{P}$  の中から出発する (A.11) の全ての解は  $t \rightarrow \infty$  のときかぎりなく集合  $\mathcal{M}$  に近づく。ここに  $\mathcal{M}$  が (A.11) の不変集合であるとは、 $\mathcal{M}$  の任意の点から出発した解軌道はすべて  $\mathcal{M}$  に含まれることをいう (Arimoto, 1996)。

補助定理A.1 (Desoer & Vidyasagar, 1975) もし  $[0, \infty)$  で定義された  $n$  次元ベクトル関数  $\boldsymbol{x}(t)$  が有界、一様連続、かつ  $\boldsymbol{x} \in \mathcal{L}_1(0, \infty)$  または  $\boldsymbol{x} \in \mathcal{L}_2(0, \infty)$  ならば、 $t \rightarrow \infty$  ならば、 $\boldsymbol{x}(t) \rightarrow \mathbf{0}$  である。□

---

---

## 付録B 張力フィードバック制御

---

---

### B.1 張力フィードバックシステム

これまで腱駆動機構に対してもっとも良く用いられた制御系の一つに張力フィードバック制御系がある(大鐘, 1996). このシステムに対して剛性調整法(鈴木, 1995)や腱の破断(田尻, 1995), (吉留, 1996), (吉留, 1999)への対策を組み込んだ制御系の構築が行われている. ここでは吉留(1999)に使われている方法のもっとも基本的な部分だけを示す.

張力フィードバック制御系のブロック線図をFig.B.1に示す. この制御系は張力フィードバックを行うループの外側に計算機トルク法によるループ, さらにその外側に線形フィードバックループを持っている. マニピュレータ側の運動方程式(2.15)へ $\tau = -J_j^T(q)f_t$ を代入することにより

$$M(q)\ddot{q} + \left\{ \frac{1}{2}\dot{M}(q) + B_0 + S(q, \dot{q}) \right\} \dot{q} + g(q) = \tau \quad (\text{B.1})$$

となる. ここで目標入力として

$$\tau = M(q)u_m + \left\{ \frac{1}{2}\dot{M}(q) + B_0 + S(q, \dot{q}) \right\} \dot{q} + g(q) \quad (\text{B.2})$$

という非線形補償を与えると

$$\ddot{q} = u_m \quad (\text{B.3})$$

という線形かつ非干渉な系を得る. さらに

$$u_m = \ddot{q}_d + K_{mv}(\dot{q}_d - \dot{q}) + K_{mp}(q_d - q) \quad (\text{B.4})$$

という補償器を考えると誤差方程式は

$$\ddot{e}_m + K_{mv}\dot{e}_m + K_{mp}e_m = \mathbf{0} \quad (\text{B.5})$$

となり安定である. ここで $e_m = q - q_d$ であり,  $q_d$ は目標関節軌道,  $K_{mv}$ ,  $K_{mp}$ はマニピュレータの位置, 速度フィードバックゲインである. 式(B.2)と目標剛性または目標バイアス力を用いて式(2.7)の関係から目標張力 $f_d$ を算出する. この腱張力に対して

$$\tau_f = K_{fp}(f_d - f_t) - K_{fv}f_t - J_j^T f_t \quad (\text{B.6})$$

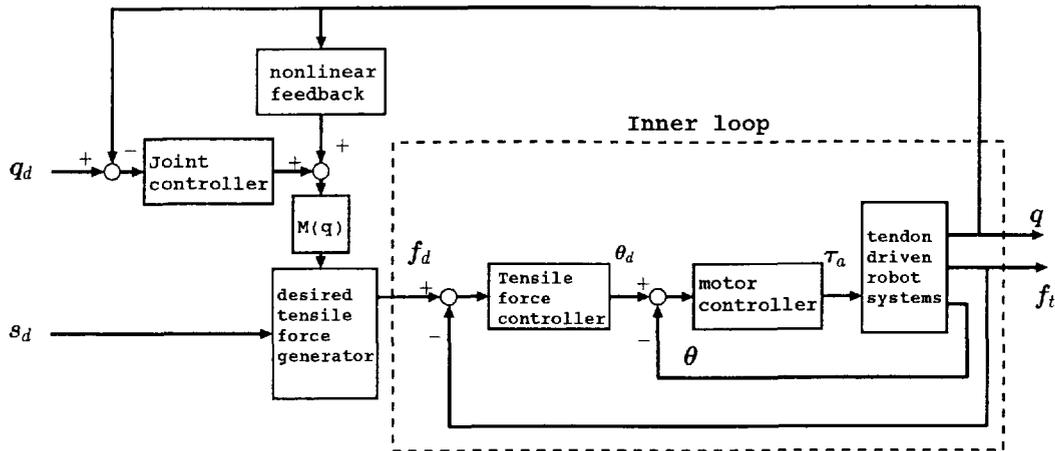


Figure B.1: A block diagram of a tensile force feedback controller

なる PD 制御を施し、制御対象の操作量を算出する。ここで  $K_{fp}$ ,  $K_{fv}$  は張力に関する位置、速度フィードバックゲインである。

この制御系は計算機トルクループの非線形性を無視するために、このループを線形フィードバックループより十分速くまわす必要があり、さらに内側の腱張力フィードバックループの非線形性を無視するために、このループを計算機トルクループより十分速くまわす必要がある。そのために外側の線形フィードバックループのゲインは大きく設定できないという欠点を持つ。

---

---

## 付録C シミュレーションについて

---

---

### C.1 レグレッサ表現

本節ではシミュレーションで用いた1自由度腕駆動機構とFig.C.2に示すような2自由度腕駆動機構のレグレッサ表現を示す. 最初に1自由度腕駆動機構について示す. 1自由度マニピュレータの運動方程式は

$$(m_1 l_{gx}^2 + I_1) \ddot{q} + b_0 \dot{q} + m_1 \hat{g} l_{gx} \cos q + \mathbf{J}_j^T \mathbf{f}_t(l) = \mathbf{o} \quad (\text{C.1})$$

である. このマニピュレータのレグレッサ表現は

$$\mathbf{Y}_m(q, \dot{q}, \ddot{q}) \phi_m + \mathbf{J}_j^T \mathbf{f}_t(l) = \mathbf{o}$$

where  $\mathbf{Y}_m(q, \dot{q}, \ddot{q}) = \begin{pmatrix} \ddot{q} & \dot{q} & \cos q \end{pmatrix}$ ,  $\phi_m = \begin{pmatrix} m_1 l_{gx}^2 + I_1 \\ b_0 \\ m_1 \hat{g} l_{gx} \end{pmatrix}$

であり,

$$\mathbf{J}_j = \begin{pmatrix} r \\ -r \end{pmatrix}$$

となる (Fig.C.1 参照).

2自由度マニピュレータの運動方程式は次のようである.

$$\begin{pmatrix} M_{11} & M_{12} \\ M_{21} & M_{22} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \ddot{q}_{r1} \\ \ddot{q}_{r2} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 2h\dot{q}_2 + b_0 & h\dot{q}_2 \\ -h\dot{q}_1 & b_0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \dot{q}_{r1} \\ \dot{q}_{r2} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} m_1 \hat{g} l_{g1} \cos q_1 + m_2 \hat{g} (l_1 \cos q_1 + l_{g2} \cos(q_1 + q_2)) \\ m_2 \hat{g} (l_1 \cos q_1 + l_{g2} \cos(q_1 + q_2)) \end{pmatrix} + \mathbf{J}_j^T \mathbf{f}_t(l) = \mathbf{o} \quad (\text{C.2})$$

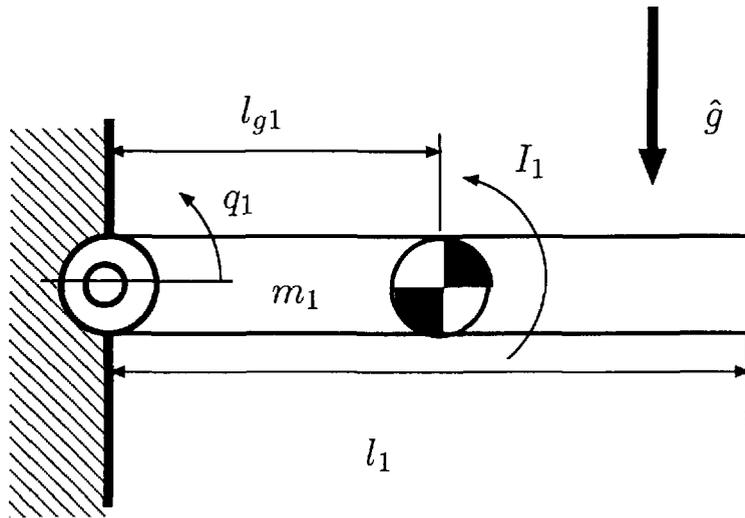


Figure C.1: Parameters of a 1 D.O.F. tendon-driven manipulator

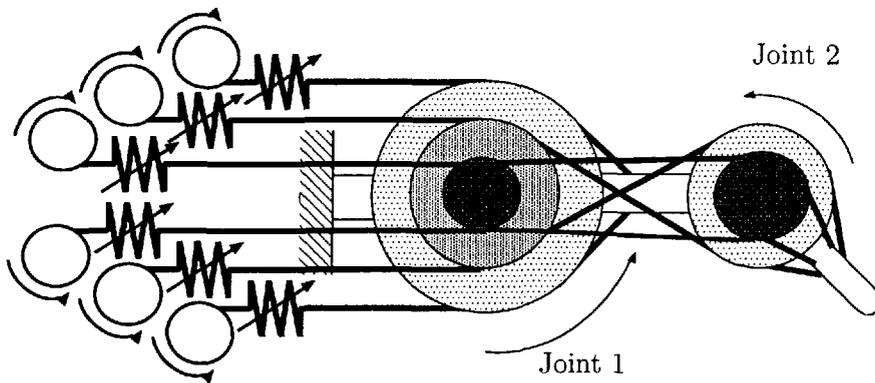


Figure C.2: A 2 D.O.F. manipulator driven with 6 tendons

である。ここで

$$M_{11} = m_1 + l_{g1}^2 + I_1 + m_2(l_1^2 + l_{g2}^2 + 2l_1l_{g2} \cos q_2) + I_2$$

$$M_{12} = M_{21} = m_2(l_{g2}^2 + l_1l_{g2} \cos q_2) + I_2$$

$$M_{22} = m_2l_{g2}^2 + I_2 \quad h = -m_2l_1l_{g2} \sin q_2$$

$$J_j^T = r \begin{pmatrix} 1 & -1 & 1 & -1 & 1 & -1 \\ 0 & 0 & -1 & 1 & 1 & -1 \end{pmatrix}$$

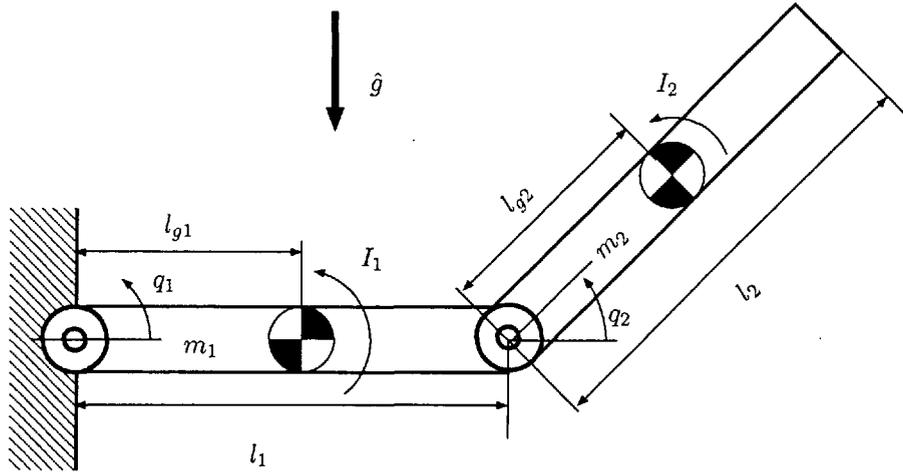


Figure C.3: Parameters of a 2 D.O.F. tendon-driven manipulator

であり, 各パラメータの意味はFig.C.1 と TableC.1 に示す. ここで

$$\begin{aligned} z_1 &= m_1 l_{g1}^2 + m_2 l_1^2 + I_1 & z_2 &= m_{22} & z_3 &= m_2 l_1 l_{g2} \\ z_4 &= (m_1 l_{g1} + m_2 l_1) \hat{g} & z_5 &= m_2 l_{g2} \hat{g} & z_6 &= b_0 \end{aligned}$$

と置くとマニピュレータの運動方程式はレグレッサ表現によって

$$\mathbf{Y}_m(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}}_r) \boldsymbol{\phi}_m + \mathbf{J}_j^T \mathbf{f}_t(\mathbf{l}) = \mathbf{0} \quad (\text{C.3})$$

ここで

$$\begin{aligned} \mathbf{Y}_m(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}, \ddot{\mathbf{q}}_r) &= \\ &\begin{pmatrix} \ddot{q}_{r1} & \ddot{q}_{r1} + \ddot{q}_{r2} & (2\ddot{q}_{r1} + \ddot{q}_{r2}) \cos q_2 - \dot{q}_2 (2\dot{q}_{r1} + \dot{q}_{r2}) \sin q_2 & \cos q_1 & \cos(q_1 + q_2) & \dot{q}_{r1} \\ 0 & \ddot{q}_{r1} + \ddot{q}_{r2} & \ddot{q}_{r1} \cos q_2 - \dot{q}_1 \dot{q}_{r1} \sin q_2 & 0 & \cos(q_1 + q_2) & \dot{q}_{r2} \end{pmatrix} \\ \boldsymbol{\phi}_m &= (z_1, z_2, \dots, z_6)^T \end{aligned}$$

である.

またモータ側の運動方程式は

$$\mathbf{M}_a \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \mathbf{B}_a \dot{\boldsymbol{\theta}} + \mathbf{R}_a \mathbf{f}_t = \boldsymbol{\tau}_a \quad (\text{C.4})$$

where  $\mathbf{M}_a = \text{diag.}\{m_{a1}, m_{a2}, \dots, m_{a6}\}$ ,

$\mathbf{B}_a = \text{diag.}\{b_{a1}, b_{a2}, \dots, b_{a6}\}$  and  $\mathbf{R}_a = \text{diag.}\{r_{a1}, r_{a2}, \dots, r_{a6}\}$

Table C.1: Parameters of manipulators: All of the parameters are of the 2 D.O.F. mechaism driven with 6 tendons

| symbol    | meaning                           | values  |
|-----------|-----------------------------------|---|
| $m_1$     | mass of link 1                    | 0.193[kg]                                       |
| $m_2$     | mass of link 2                    | 0.105[kg]                                       |
| $l_1$     | length of link 1                  | 0.08[m]   |
| $l_2$     | length of link 2                  | 0.07[m]   |
| $l_{g1}$  | length of C.O.M. of link 1        | 0.0275[m]                                       |
| $l_{g2}$  | length of C.O.M. of link 2        | 0.0250[m]                                       |
| $I_1$     | inertia moment of link 1          | $2.3565 \times 10^{-4}$ [kgm/rad <sup>2</sup> ] |
| $I_2$     | inertia moment of link 2          | $3.7117 \times 10^{-5}$ [kgm/rad <sup>2</sup> ] |
| $r$       | pulley radii at joints            | 0.015[m]  |
| $b_0$     | damping coefficents of joint axes | 0.005 [kg/s]                                    |
| $r_a$     | pulley radii at motor axes        | 0.010[m]  |
| $\hat{g}$ | gravitational acceleration        | 9.80665[m/s <sup>2</sup> ]                      |
| $m_{ai}$  | inertia of a motor axis           | 1.525[kgm/rad <sup>2</sup> ]                    |
| $b_{ai}$  | damping coefficient of motor axis | 2.856[Kg/s]                                     |

であり, このレグレッサ表現は

$$\mathbf{Y}_a(\dot{\theta}, \ddot{\theta})\phi_a + \mathbf{R}_a \mathbf{f}_t = \tau_a \quad (\text{C.5})$$

ここで

$$\mathbf{Y}_a(\dot{\theta}, \ddot{\theta}) = \begin{pmatrix} \ddot{\theta}_1 & 0 & \cdots & 0 & \dot{\theta}_1 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & \ddot{\theta}_2 & \ddots & \vdots & 0 & \dot{\theta}_2 & \ddots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & 0 & \vdots & \ddots & \ddots & 0 \\ 0 & \cdots & 0 & \ddot{\theta}_6 & 0 & \cdots & 0 & \dot{\theta}_6 \end{pmatrix}$$

$$\phi_a = \left( m_{a1} \quad m_{a2} \cdots m_{a6} \quad b_{a1} \quad b_{a2} \quad \cdots \quad b_{a6} \right)^T$$

である.

---

---

## 謝 辞

---

---

明治大学理工学部機械情報工学科教授 小林 博明 博士の下で腱駆動機構の制御系の研究を行い、本論文を執筆するに至りました。小林 博明 教授には若輩者である私に多大なるご助言、ご指導を賜り、また私の自由に研究をさせていただきましたことに深甚なる感謝の意を表します。また公私に渡り大変お世話になりましたことをここにお礼申し上げます。

本論文を作成する上で明治大学理工学部機械情報工学科教授 嘉納 秀明 博士ならびに明治大学理工学部機械情報工学科教授 小山 紀 博士には貴重なご助言を頂きました。ここに感謝の意を表します。

非線形ばね要素を用いた腱駆動機構は神奈川工科大学工学部福祉システム工学科助教授 兵頭 和人 博士、三井建設(株) 大鐘 大介 博士ならびに神奈川工科大学工学部福祉システム工学科助手 吉留 忠史 博士により基礎研究が行われており、本研究の着想は御三方の研究結果に基づいております。また御三方は私の良き先輩であり、公私に渡って大変お世話になりました。ここに感謝の意を表します。

本研究を進めるにあたり明治大学理工学部物理学教授 松本 節子 博士、明治大学理工学部専任講師 三浦 トキワ 博士、職業能力開発大学校助教授 遠藤 龍司 博士ならびに明治大学理工学部兼任講師 吉川 晃 博士に貴重なご助言を頂きました。ここに感謝の意を表します。

また立命館大学理工学部教授 有本 卓 博士には見ず知らずの私の質問に対して丁寧に答えていただき、貴重な論文まで送っていただきました。ここに感謝の意を表します。

また本研究室に在籍した6年間、多くの先輩、同期生、後輩にお世話になりました。特に明治大学理工学部助手 登坂 博和 氏は日頃から共に研究し、私生活においても大変お世話になりました。特に計算機関連の環境を整えてくださいましたことに感謝の意を表します。

また学生時代の私生活において大変お世話になりました鳥真の故 真塩 明 氏に感謝いたします。

最後に長い間学生で有り続けることを許してくれた父 隆盛、母 いちゑに感謝いたします。

---

---

## 参考文献

---

---

- An, C. H., Atkeson, C. G., & Hollerbach, J. M. (1991). 『モデルに基づくロボットマニピュレータの制御』. 実教出版.
- Anderson, R. J. & Spong, M. W. (1988). Hybrid Impedance Control of Robotic Manipulators. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, 4 (5), 549-556.
- 有本卓 (1999). ロバストネスとパッシビティ. 『日本ロボット学会誌』, 17 (6), 758-760.
- Arimoto, S. (1995). Another Language for Describing Robot Motions: A Nonlinear Position-dependent Circuit Theory. In G. G. & H. G. (Eds.), *The 7th International Symposium Robotics Research*, 55-66. Springer.
- Arimoto, S. (1996). *Control theory of non-linear mechanical systems: a passivity-based and circuit-theoretic approach*. Oxford science publications. Oxford University Press.
- Arimoto, S. (1999). Robotics research toward explication of everyday physics. *The International Journal of Robotics Research*, 18 (11), 1059-1063.
- Arimoto, S., Han, H. Y., Cheah, C. C., & Kawamura, S. (1999). Extension of impedance matching to nonlinear dynamics of robotic tasks. *Systems and Control Letters*, 36, 109-119.
- Arimoto, S., Tahara, K., Nguyen, P., & Han, H.-Y. (2000). Principle of Superposition for Controlling Pinch Motions by Means of Robot Fingers with Soft Tips. *Robotica*, 18.
- 有本卓 (1993). 『システムと制御の数理』, 『岩波講座 応用数学』, 21 巻. 岩波書店.
- Asada, H. & Yamamoto, H. (1984). Torque feedback control of MIT direct-drive robot. In N. Martensson (Ed.), *14th International Symposium on Industrial Robots, 7th International Conference on Industrial Robot Technology*, 663-670. IFS.
- 坂伸介・小金澤鋼一 (2000). 剛性可変機能を有する拮抗筋型二自由度腱駆動機構. 『第18回日本ロボット学会学術講演会予稿集』, 235-236.

- 
- Benallegue, A. (1995). Adaptive control for flexible-joint robots using a passive systems approach. *Control Eng. Practice*, **3** (10), 1393–1400.
- Brogliato, B., Ortega, R., & Lozano, R. (1995). Global Tracking Controllers for Flexible-joint Manipulators: a Comparative Study. *Automatica*, **31** (7), 941–956.
- Brogliato, B., Landau, I. D., & Leal, R. L. (1991). Adaptive motion control of robot manipulators: a unified approach on passivity. *Int. Journal of robust and nonlinear control*, **1**, 187–202.
- Caccavale, F., Natale, C., Siciliano, B., & Villani, L. (1999). Six-DOF impedance control based on angle/axis representations. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, **15** (2), 289–300.
- Cheah, C. C., Kawamura, S., & Arimoto, S. (1999). Feedback Control For Robotic Manipulator With Uncertain Jacobian. *Journal of Robotic Systems*, **16** (2), 119–134.
- Chiaverini, S., Siciliano, B., & Villani, L. (1999). A Survey of Robot Interaction Control Schemes with Experimental Comparison. *IEEE/ASME Tran. on Mechatronics*, **4** (3), 273–285.
- De Luca, A. (1988). Dynamic control of robots with joint elasticity. *Proceeding of the 1988 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, 152–158. Philadelphia:
- De Luca, A. (1996). Decoupling and Feedback Linearization of Robot with Mixed Rigid Elastic Joints. *Proceeding of the 1996 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, 816–821. Minneapolis, Minnesota:
- Desoer, C. A. & Vidyasagar, M. (1975). *Feedback systems: input-output properties*. academic press.
- Doulgeri, Z. & Arimoto, S. (1999). A Force Commanded Impedance Control for a Robot Finger with Uncertain Kinematics. *The International Journal of Robotics Research*, **18** (10), 1013–1029.
- Doulgeri, Z., Fahantidis, N., & Paul, R. P. (1998). Nonlinear stability of hybrid control. *The International Journal of Robotics Research*, **17** (7), 792–806.
- Duffy, J. (1990). The Fallacy of Modern Hybrid Control Theory that is Based on Orthogonal Complements of Twist and Wrench Spaces. *Journal of Robotic Systems*, **7** (2), 139–144.

- Eppinger, S. D. & Seering, W. P. (1986). On Dynamic Models of Robot Force Control. *Proceedings of the 1986 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, 29-34.
- Eppinger, S. D. & Seering, W. P. (1989). Three Dynamic Problems in Robot Force Control. *Proceedings of the 1989 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, 392-397.
- Fasse, E. D. & Hogan, N. (1995). Control of physical contact and dynamic interaction. *The 7th International Symposium Robotics Research*, 28-38.
- Fisher, W. D. & Mujtaba, M. S. (1992). Hybrid position/force control: a correct formulation. *The International Journal of Robotics Research*, 11 (4), 299-311.
- Flash, T. & Ivaldi, F. M. (1990). Human arm stiffness characteristics during the maintenance of posture. *Experimental brain research*, 82, 315-326.
- 藤田雅博 (1998). ロボットエンターテイメント：4脚自律ロボット. 『日本ロボット学会誌』, 16 (3), 313-314.
- 古田 貴之・富山 健 (2000). 小型パーソナルヒューマノイド Mk.5 とそのプラットフォームシステムの開発-階層制御系の実装検証用ロボットシステム-. 『第 18 回日本ロボット学会学術講演会予稿集』, 1477-1478.
- Gomi, H. & Kawato, M. (1996). Equilibrium-point control hypothesis examined by measured arm stiffness during multijoint movement. *science*, 272, 117-120.
- 広瀬 真人・竹中 透・五味 洋・小澤 信明 (1997). 人間型ロボット. 『日本ロボット学会誌』, 15 (7), 983-985.
- 広瀬 茂男 (2000). 屋外で活躍する移動ロボットの機構設計. 『日本ロボット学会誌』, 18 (7), 904-908.
- Hogan, N. (1985a). Impedance Control: An Approach to Manipulation: Part-I Theory. *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 107, 1-7.
- Hogan, N. (1985b). Impedance Control: An Approach to Manipulation: Part-II Implementation. *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 107, 8-16.
- Hogan, N. (1985c). Impedance Control: An Approach to Manipulation: Part-III Applications. *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 107, 17-24.

- 本間 敬子・新井 健生 (1999). ソフト サポート. 『日本ロボット学会誌』, **17**(6), 774-777.
- 堀 滋樹・西原 主計 (2000). スライダ・クランク機構を用いた受動的力制御機構による柔軟関節を有するマニピュレータの開発. 『日本設計工学会誌』, **35**(10), 392-397.
- 兵頭 和人・小林 博明 (1993). 非線形バネ要素を持つ腱駆動手首機構の研究. 『日本ロボット学会誌』, **11**(8), 1244-1251.
- Ider, S. K. (1999). Inverse Dynamics Control of Constrained Robots in the Presence of Joint Flexibility. *Journal of Sound Vibration*, **224**(5), 879-895.
- 生田 幸士・野方 誠 (1999). 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』, **17**(3), 363-370.
- 井上 博允・比留川 博久 (2001). 人間強調・共存型ロボットシステム研究開発プロジェクト. 『日本ロボット学会誌』, **19**(1), 2-7.
- 石井 純夫 (1998). 四肢障害者のための食事支援ロボット. 『日本ロボット学会誌』, **16**(3), 306-308.
- 石島 辰太郎・三平 満司 (1988). インバリアンスの幾何学. 『数理科学』, , 58-62.
- 石島 辰太郎 (1993). 使える (!?) 非線形制御の理論-I-ゼロダイナミクスと局所安定化. 『システム/制御/情報』, **37**(2), 110-117.
- Isidori, A. (1995). *Nonlinear Control Systems* (3 edition). Springer.
- Ivaldi, F. A. M., Hogan, N., & Bizzi, E. (1985). Neural, mechanical, and geometric factors subserving arm posture in humans. *The journal of neuroscience*, **5**(10), 2732-2743.
- 岩城 敏・松尾 哲 (1990). 安定な負のコンプライアンスを用いたマニピュレータのコンプライアンス制御 -ロボットハンドへの応用-. 『計測自動制御学会論文集』, **27**(3), 374-376.
- 岩城 敏 (1990). 安定な負のコンプライアンスを用いたマニピュレータのコンプライアンス制御 -基本概念-. 『計測自動制御学会論文集』, **26**(6), 698-705.
- 岩城 敏・松尾 哲 (1991). 安定な負のコンプライアンスを用いたマニピュレータのコンプライアンス制御 -定式化と実験結果-. 『計測自動制御学会論文集』, **27**(2), 185-191.
- 岩田 洋夫 (1999). ハプティックインタフェース. 『日本ロボット学会誌』, **803**(17), 6.

Jacobsen, S. C., Wood, J. E., Knutti, D. F., & Biggers, K. B. (1984). The UTAH/M.I.T. Dextrous Hand: Work in Progress. *The International Journal of Robotics Research*, **3** (4), 21-50.

金子真・横井一仁・谷江和雄 (1985). シリアルリンクアームのダイレクトコンプライアンス制御. 『日本機械学会論文集 (C 編)』, **54**, 1510-1514.

金子真・和田充雄・前川仁・谷江和雄 (1991). ワイヤ駆動ロボットハンドの力サーボ系に関する研究. 『日本ロボット学会誌』, **9** (4), 437-444.

Kapandji, (1985). 『関節の生理学』, I 上肢巻. 医歯薬出版 (株).

加藤一郎 (1973). 2足歩行ロボット (WABOT-1) の開発. 『バイオメカニズム 2』, 173-214.

川村 貞夫・崔源・田中訓・木野仁 (1997). パラレルワイヤ駆動方式を用いた超高速ロボット FALCON の開発. 『日本ロボット学会誌』, **15** (1), 82-89.

川村 貞夫・木野仁・崔源・勝田兼 (1998). パラレルワイヤ駆動システムにおけるワイヤ座標系制御. 『日本ロボット学会誌』, **16** (4), 546-552.

川村 貞夫 (1999). ソフト メカニカルスーツの研究概念. 『日本ロボット学会誌』, **17** (6), 799-802.

川崎 晴久・谷内 亮 (2000). 手先の拘束状態遷移を考慮したロボットの位置・力適応制御. 『計測自動制御学会論文集』, **36** (9), 773-779.

Khatib, O. (1987). A Unified Approach for Motion and Force Control of Manipulators: The Operational Space Formulation. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, **RA-3** (1), 43-53.

Khorasani, K. (1992). Adaptive Control of Flexible-Joint Robots. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, **8** (2), 250-267.

木野仁・Chern C.C.・川村 貞夫・有本卓 (1998). 単一方向駆動多自由度システムの座標系制御とそのロバスト性. 『第 16 回日本ロボット学会学術講演会予稿集』, 465-466.

木野仁・矢部茂・Cheah C. C.・川村 貞夫・有本卓 (2000). パラレルワイヤ駆動システムの作業座標系制御法とそのロバスト性. 『日本ロボット学会誌』, **18** (3), 411-418.

北良之・島公脩 (1982). Invariance の理論とその応用, V. 無干渉制御. 『システムと制御』, **26** (4), 247-255.

- Kobayashi, H., Hyodo, K., & Ogane, D. (1998). On Tendon-Driven Robotic Mechanisms with Redundant Tendons. *The International Journal of Robotics Research*, **17** (5), 561-571.
- Kobayashi, H. (1985). On the Articulated Hands. *The Robotics Research: The second International Symposium*, 293-300. The MIT Press.
- 児玉 慎三・須田 信英 (1978). 『システム制御のためのマトリクス理論』. 計測自動制御学会.
- 小金澤 鋼一・山崎 政道・石川 夏男 (2000). 剛性可変機構を有する拮抗筋型腱駆動システムとその制御. 『日本ロボット学会誌』, **18** (7), 1003-1010.
- 近野 敦・古田 友之・内山 勝 (2000). ヒューマノイドロボット才華3の上半身設計. 『第18回日本ロボット学会学術講演会予稿集』, 589-590.
- 小菅 一弘 (1991). 力制御法の分類と制御システムの設計法. 『日本ロボット学会誌』, **9** (6), 751-758.
- 河野 寿之・神田 真司 (1998). 高齢者・障害者用食事搬送自動ロボットシステム. 『日本ロボット学会誌』, **16** (3), 317-320.
- Krener, A. J. (1983). Linearization by output injection and nonlinear observers. *Systems and Control Letters*, **3**, 47-52.
- Landau, I. D. & Horowitz, R. (1988). Synthesis of adaptive controllers for robot manipulators using a passive feedback systems approach. *Proceedings of the 1988 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, 1028-1033.
- Laurin-Kovitz, K. F., Colgate, J. E., & Carnes, S. D. R. (1991). Design of COmponents for Programmable Passive Impedance. *Proceedings of the 1991 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, 1476-1481. Sacramento, California:
- Lee, J. J. & Tsai, L. W. (1991). The Structural Synthesis of Tendon-Driven Manipulators Having a Pseudotriangular Structure Matrix. *The International Journal of Robotics Research*, **10** (3), 255-262.
- Lim, H. O. & Tanie, K. (1999). Collision force suppression using a passively movable human-friendly robot. *Advanced Robotics*, **13** (5), 493-511.
- Lin, T. & Goldenberg, A. A. (1996). A unified approach to motion and force control of flexible joint robots. *Proceeding of the 1996 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, 1115-1120.

Lozano, R. & Brogliato, B. (1992). Adaptive Control of Robot Manipulators with Flexible Joints. *IEEE Transactions on Automatic Control*, **37** (2), 174–181.

羅志偉・伊藤正美 (1990). コプライアントマニピュレーションのためのロボットの制御設計. 『計測自動制御学会論文集』, **26** (4), 427–434.

Ma, S., Hirose, S., & Yashinada, H. (1993). Design and Experiments for a Coupled Tendon-Driven Manipulator. *IEEE Control Systems Magazine*, 30–36.

前川仁・金子真・横井一仁・谷江和雄・今村信昭 (1989). 冗長自由度を有する多指ハンドの把握制御の研究. 『日本機械学会論文集 (C編)』, **55**, 2413–2418.

前川明寛・大道武生・大西献 (1992). 関節型マニピュレータのコンプライアンス制御. 『日本機械学会論文集 (C編)』, **58**, 186–192.

Marino, R. & Spong, M. W. (1988). NONLINEAR CONTROL TECHNIQUES FOR FLEXIBLE JOINT MANIPULATORS: A SINGLE STUDY. *Proceeding of the 1988 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, 1030–1036. Philadelphia:

Mason, M. T. (1981). Compliance and Force Control for Computer Controlled Manipulators. *IEEE Transactions on Systems, Man, And Cybernetics*, **SMC-11** (6), 418–432.

Mason, M. T. & Salisbury, J. K. (1985). *Robot Hands and the Mechanics of Manipulation*. The MIT Press.

増田久弥 (1994). 『関数解析』. 数学シリーズ. 裳華房.

森谷正三・辻敏夫・金子真 (1995). 筋収縮に伴う人間の手先インピーダンスの変化. 『第12回日本ロボット学会学術講演会予稿集』, 635–636.

森田寿郎・菅野重樹 (1996). 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』, **14** (1), 131–136.

森田寿郎・富田信義・植田武男・菅野重樹 (1998a). 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』, **16** (7), 1001–1006.

森田寿郎・鈴木雄一郎・川崎毅彦・菅野重樹 (1998b). 人間共存型ロボットの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』, **16** (1), 102–109.

森田寿郎 (1999). 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』, **17** (6), 790–794.

- Morrell, J. B. & Salisbury, J. K. (1998). Parallel-Coupled Micro-Macro Actuators. *The International Journal of Robotics Research*, **17** (7), 773-791.
- 中島 千明 (1998). アミューズメントパークのロボット. 『日本ロボット学会誌』, **16** (3), 1998.
- Nakayama, T. & Arimoto, S. (1996).  $H_{\infty}$  Control for Robotic Systems Using the Passivity Concept. *Proc. of the 1996 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, 1584-1589. Minneapolis, Minnesota:
- Nicosia, S. & Tomei, P. (1993). Design of Global Tracking Controllers for Flexible-Joint Robots. *Journal of Robotic Systems*, **10** (6), 835-846.
- Nicosia, S., Tomei, P., & Tornambe, A. (1988). A Nonlinear Observer for Elastic Robots. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, **4** (1), 45-52.
- 人間共存型ロボット研究専門委員会 (1998a). 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』, **16** (3), 288-294.
- 人間共存型ロボット研究専門委員会 (1998b). 人間共存型ロボット研究専門委員会報告書. テクニカル・レポート, 日本ロボット学会.
- 則次 俊郎・和田 力・浅野 俊朗 (1990a). 適応制御を用いた空気圧サーボ系のインピーダンス制御. 『計測自動制御学会論文集』, **26** (12), 1414-1420.
- 則次 俊郎・和田 力・西口 登 (1990b). 適応制御を用いた空気圧サーボ系の力制御. 『計測自動制御学会論文集』, **26** (2), 196-203.
- 則次 俊郎 (1999). ソフト アクチュエータ. 『日本ロボット学会誌』, **17** (6), 795-798.
- 大鐘 大介 (1996). 『冗長腱を持つ腱駆動ロボット機構に関する研究』. 博士論文, 明治大学大学院理工学研究科.
- 大鐘 大介・兵頭 和人・小林 博明 (1996). 非線形バネ要素を持つ7自由度腱制御アームの機構と制御. 『日本ロボット学会誌』, **14** (8), 1152-1159.
- 尾形 和哉 (1999). バックステッピングとは -適応制御の範囲を広げる-. 『SICE セミナー - 適応制御の基礎と発展- テキスト』, 57-73.
- Okada, T. (1982). Computer control of multijointed finger system for precise object-handling. *IEEE Transactions on Systems, Man, And Cybernetics*, **SMC-12** (3), 289-299.

- 岡田 昌史 (1999). 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』, **17** (6), 782-785.
- 岡田 昌史・中村 仁彦 (2000). サイバネティック・ショルダの開発-人間の肩の動きを模倣した3自由度機構-. 『日本ロボット学会誌』, **18** (5), 690-698.
- Ortega, R., Loria, A., Nicklasson, P. J., & Sira-Ramirez, H. (1998). *Passivity-based Control of Euler-Lagrange Systems*. Communications and Control Engineering Series. Springer.
- 大須賀 公一 (1986). 非線形メカニカルシステムの適応制御. 『計測自動制御学会論文集』, **22** (7), 756-762.
- 大隅 久・沈 于思・新井 民夫 (1994). ワイヤ懸垂系における操り指標. 『日本ロボット学会誌』, **12** (7), 1049-1055.
- Ou, Y. J. & Tsai, L. W. (1993). Kinematic Synthesis of Tendon-Driven Manipulators with Isotropic Transmission Characteristics. *Transactions of ASME Journal of Mechanical Design*, **115**, 884-891.
- Ozawa, R. & Kobayashi, H. (1999). Control of coupled tendon-driven mechanisms with nonlinear tendon elasticity. *Proc. Pioneering Int. Symp. on Motion and Vibration Control in Mechatronics*, 151-156.
- Ozawa, R. & Kobayashi, H. (2000). Stability of a set-point control system of tendon-driven manipulators. *Proc. of 2000 Japan-USA Symp. on Flexible Automation*. Michigan, USA:
- 小澤 隆太・小林 博明 (1999a). 腱に非線形弾性をもつ腱駆動システムの制御. 『日本ロボット学会誌』, **17** (2), 275-281.
- 小澤 隆太・小林 博明 (1999b). 腱駆動機構の力制御. 『第17回日本ロボット学会学術講演会予稿集』, 361-362.
- 小澤 隆太・小林 博明 (2001). 非線形弾性腱を持つ腱駆動機構の定力制御. 『日本ロボット学会誌』. 掲載予定.
- Pratt, G. A. (2000). Legged Robots at MIT: What's New Since Raibert. *IEEE Robotics and Automation Magazine*, **7** (3), 15-19.

Pratt, G. A. & Williamson, M. M. (1995). Series elastic actuators. *Proceedings of the IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS-95)*, Vol. 1, 399-406.

Raibert, M. H. & Craig, J. J. (1981). Hybrid Position/Force Control of Manipulators. *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, **103** (2).

労働安全課編 (1992). 『産業用ロボット安全必携特別教育用テキスト』(改訂版 版). 中央労働災害防止協会.

境克司・村瀬有一・稲葉雅幸・井上博允 (2000). HRP 仮想プラットホーム検証用ハードウェアモデル. 『第18回日本ロボット学会学術講演会予稿集』, 571-572.

三平 満司 (1993). 使える (!?) 非線形制御の理論-II-非線形システムに対する状態フィードバックとオブザーバの設計法. 『システム/制御/情報』, **37** (4), 247-255.

Schaft, A. v. d. (2000). *L<sub>2</sub>- Gain and Passivity Techniques in Nonlinear Control*. Springer.

Schutter, J. D., Zhu, W. H., & Spong, M. W. (1997). Force control: a bird's eyes view. *IEEE CSS/RAS International Workshop on Control Problems in Robotics and Automation: Future Directions*, 1-17.

Seki, H., Takada, A., Kamiya, Y., & Nomura, H. (2000). Development of a robot joint mechanism with variable compliance by rotating a leaf spring. *Proc. of the 2000 Japan-USA Flexible Automation Conference*. Michigan, USA:

沈于思・大隅久・新井民夫 (1993). ワイヤ駆動系における可操作性. 『第11回日本ロボット学会学術講演会予稿集』, 839-840.

島公脩 (1980). Invariance の理論とその応用, II. Canonical Form. 『システムと制御』, **24** (12), 816-824.

島公脩・川上雅章・得丸英勝 (1979). Invariance の理論とその応用, I. 操作量を線形に含む非線形系の Invariance. 『システムと制御』, **23** (10), 594-601.

島公脩・川上雅章・北良之 (1980). Invariance の理論とその応用, III. 非線形系のオブザーバの設計. 『システムと制御』, **24** (9), 621-629.

島公脩・石動善久・山下裕・others (1997). 『非線形システム制御論』. コロナ社.

新誠一 (1993). 適応制御とその周辺. 『計測と制御』, **32** (12), 975-980.

- Siciliano, B. (1995). Parallel Force/Position Control of Robot Manipulators. In G. G. & H. G. (Eds.), *The 7th International Symposium Robotics Research*, 78–89. Springer.
- Siciliano, B. & Villani, L. (1996). A Passivity-based Approach to Force Regulation and Motion Control of Robot Manipulators. *Automatica*, **32** (3), 443–447.
- Slotine, J. J. E. & Li, W. (1988). Adaptive Manipulator Control: A Case Study. *IEEE Transactions on Automatic Control*, **33** (11), 995–1003.
- 宋日耀・石島辰太郎・児島晃 (1996). オブザーバフィードバックによる厳密線形化. 『計測自動制御学会論文集』, **32** (11), 1510–1517.
- Spong, M. W. (1987). Modeling and Control of Elastic Joint Robots. *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, **109**, 310–319.
- Spong, M. W. (1989). On the force control problems for flexible joint manipulators. *IEEE Transactions on Automatic Control*, **34** (1), 107–111.
- Spong, M. W., Khorasani, K., & Kokotovic, P. V. (1987). An integral manifold approach to the feedback control of flexible joint robots. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, **3**, 291–300.
- Spong, M. W., Ortega, R., & Kelly, R. (1990). Comments on "Adaptive Manipulator Control: A Case Study". *IEEE Transactions on Automatic Control*, **35** (6), 761–762.
- 鈴木俊光 (1995). 腱駆動機構の関節剛性調整に関する研究. 修士論文, 明治大学理工学研究科.
- 多賀 巖太郎 (1996). 生命システムのデザイン原理をさぐる-人間の歩行運動から-. 『数理科学』, , 5–13.
- 田尻 真一郎 (1995). 冗長腱を持つ腱駆動ロボットの知的制御に関する研究 (腱破断時の制御). 修士論文, 明治大学理工学研究科.
- 高西 淳夫 (1997). ヒューマン・コミュニケーションを志向したヒューマノイドロボット. 『日本ロボット学会誌』, **15** (7), 971–974.
- Takegaki, M. & Arimoto, S. (1981). A New Feedback Method for Dynamic Control of Manipulators. *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, **102**, 119–125.

- 谷江 和雄・平井 成興 (1998). 人間協調・共存型ロボットシステムの研究開発. 【日本ロボット学会誌】, **16** (3), 295-300.
- Tomei, P. (1991). A simple PD controller for robots with elastic joints. *IEEE Transactions on Automatic Control*, **36** (10), 1208-1213.
- Townsend, W. T. (1988). *The effect of transmission design on force-controlled manipulator performance*. Ph.D. thesis, Massachusetts Institute OF Technoligy.
- Tsai, L. W. & Lee, J. J. (1989). Kinematic Analysis of Tendon-Driven Robotic Mechanisms Using Graph Theory. *Transactions of ASME Journal of Mechanisms, Transmissions, and Automation in Design*, **111**, 59-65.
- 内山 勝 (1999). ソフトロボティクス. 【日本ロボット学会誌】, **17** (6), 756-757.
- Vukobratovic, M. & Stojic, R. (1995). Historical perspective of hybrid control in robotics: beginnings, evolution, criticism and trend. *Mech. Mach. Theory*, **30** (4), 519-532.
- Vukobratovic, M. & Stokic, D. (1994). A Survey of Joint Force Feedback Methods for Controlling Manipulation Robots. *Journal of Computer and Systems Sciences International*, **32** (2), 89-101.
- Whitcomb, L., Arimoto, S., Naniwa, T., & Ozaki, F. (1996). Experiments in Adaptive Model-Based Force Control. *IEEE Control Systems Magazine*, 49-57.
- Whitney, D. E. (1982). Quasi-Static Assembly of Compliantly Supported Rigid Parts. *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, **104** (1), 65-67.
- Whitney, D. E. (1987). Historical Perspective and State of the Art in Robot Force Control. *The International Journal of Robotics Research*, **6** (1), 3-14.
- Williamson, M. W. (1999). *Robot Arm Control Exploiting Natural Dynamics*. Ph.D. thesis, Massachusetts Institute of Technology.
- Yabuta, T. (1992). Nonlinear Basic stability concept of the hybrid position/force control scheme for robot manipulators. *IEEE Transactions on Robotics and Automation*, **8** (5), 663-670.
- 山田 陽滋 (1999). ロボットの粘弾性被覆. 【日本ロボット学会誌】, **17** (6), 770-773.

Yamaguchi, J. & Takanishi, A. (1997). Development of a leg part of a humanoid robot-design of a biped walking robot having antagonistic driven joints using a nonlinear spring mechanism. *Journal of Advanced Robotics*, **11**, 633-652.

山根 克・中村 仁彦 (2000). HRP 仮想プラットホームのためのネットワーク分散動力学計算. 『第 18 回日本ロボット学会学術講演会予稿集』, 571-572.

山野 光裕・那須 康雄・武田 謙郎・中村 友則・西田 幸弘・Genci Capi・水戸部 和久 (2000). ヒューマノイドロボット Bonten-Maru I の開発. 『第 18 回日本ロボット学会学術講演会予稿集』, 585-586.

山崎 文敬・松井 龍哉・宮下 敬宏・北野 宏明 (2000). ヒューマノイド PINO -ヒューマノイドプラットホームとしての外装と構造-. 『第 18 回日本ロボット学会学術講演会予稿集』, 921-922.

梁 富好・和田 正義・浅田 春比古 (1998). ヒューマンセンタード制御とホームヘルスケアシステム. 『日本ロボット学会誌』, **16** (3), 301-305.

横井 一仁・金子 真・谷江 和雄 (1989). パラレルリンクアームのダイレクトコンプライアンス制御. 『日本機械学会論文集 (C 編)』, **55**, 1690-1696.

吉留 忠史 (1996). 冗長腱を持つ腱駆動機構の制御に関する研究. 修士論文, 明治大学理工学研究科.

吉留 忠史 (1999). 『腱駆動ロボット機構の知的制御: 腱破断補償とニューラルネットワーク制御』. 博士論文, 明治大学大学院理工学研究科.

吉留 忠史・兵頭 和人・大鐘 大介・小林 博明 (1999). 腱駆動ロボット機構の腱破断に対する安全度と制御. 『日本ロボット学会誌』, **17** (1), 125-132.

吉川 弘之・立花 隆 (1987). 『ロボットが街を歩く日』. ソフトテクノロジーシリーズ. 三田出版会.

吉川 恒夫 (1991). ロボットにおける力制御の現状と将来. 『日本ロボット学会誌』, **9** (6), 746-750.

吉川 弘之 (1994). 『ロボット・ルネッサンス: 人間とロボットは共存できるか』. 三田出版会.

Zeng, G. & Hemami, A. (1997). An overview of robot force control. *robotica*, **15**, 473-482.