

—修士学位論文—

腱駆動機構における非線形バネ SAT の
モデル化誤差補償による張力制御

Tension Control for Tendon Mechanisms by
Modeling Error Compensation of
Nonlinear Spring SAT



平成21年度

三重大学大学院工学研究科
博士前期課程 電気電子工学専攻
灰屋 和勇

目次

第1章 緒言	1
1.1 研究の背景と目的	1
1.2 論文の構成	2
1.3 表記	2
第2章 腱駆動機構と非線形バネ SAT	3
2.1 腱駆動機構	3
2.2 非線形バネと剛性調節	4
2.3 非線形バネ SAT	5
第3章 腱駆動機構の定式化	6
3.1 運動方程式	6
3.2 運動学	6
3.3 関節剛性	7
3.4 制御可能性	8
第4章 全体の制御系	9
第5章 張力制御系	11
5.1 従来の張力制御法	11
5.2 提案する張力制御法	12
第6章 実験	14
6.1 張力制御実機実験	15
6.2 関節制御実機実験	17
6.3 手先制御シミュレーション	19
第7章 結言	25
参考文献	26

謝辞	28
付 録 A モータ角度制御系	29
付 録 B SAT の特性解析	30
B.1 SAT の特性解析の有意性	30
B.2 特性解析のためのデータ計測システム	31
B.3 特性解析	32
付 録 C バネ剛性	35
論文目録	38

第1章 緒言

1.1 研究の背景と目的

ロボットマニピュレータの作業は、工場などの非人間環境下における繰り返し作業から、病院やオフィスなどの人間環境下における複雑な作業へと拡大してきている。人間環境下で作業を行うロボットには、人間やモノとの接触を考慮した安全性 [1][2] や様々な作業に対応できる汎用性が必要である。本論文ではこの安全性と汎用性をまとめて柔軟性と定義する。一般的なロボットのように関節部にモータを使用した機構では高いギア比により関節が硬く、十分な柔軟性を得ることは難しい。制御的に柔軟な関節機構を達成する方法 [3][4] はあるが、制御周期を超えるような外力への対応が不可能であり、また接触時の衝撃に対して不安定化しやすいなどの問題も存在する。その解決策として、機械的に柔軟な関節機構を持たせる研究がなされており、機械インピーダンスを調節可能な関節メカニズム MIA (Mechanical Impedance Adjuster)[5]、柔軟性を持ったアクチュエータを用いる方法 [6]、非線形バネを組み込んだ腱駆動機構 [7][8][9] などがある。本研究グループでは、生体が筋骨格系の持つ駆動冗長性や筋の可変粘弾性特性により優れた柔軟性を実現していることに注目し、その筋骨格系に近い構造である非線形バネを組み込んだ腱駆動機構に焦点を置く。

非線形バネは動作点によって弾性係数が変化することから可変弾性要素とも呼ばれる。NST(Nonlinear Spring Tensioner)[10]、NLEM(Nonlinear Elastic Module)[11] 等の非線形バネ要素が開発されているが、本研究では構造が単純、軽量等の利点を持つ SAT (Stiffness Adjustable Tendon)[12][13] を使用する。しかし、SAT は伸展時と収縮時で特性が変化するヒステリシス特性を示すため、正確なバネモデルの導出が困難であるという特徴を持つ。これにより、バネモデルを利用した張力制御法 [9](以降、従来手法と称す) では、十分な制御性能を達成できなかった。そこで本論文では従来手法を拡張し、SAT のように正確なモデルの導出が困難な非線形バネを用いた腱駆動機構にも適用可能な張力制御法を提案する。本提案手法では、バネの近似モデルを利用し、そのモデル化誤差を外乱オブザーバによって推定し、補償を行う。また、外乱オブザーバを構成する上で必要となる腱張力の値を、反力推定オブザーバにより推定することで、

張力センサレス制御を実現する。本提案手法の有効性は計算機シミュレーション、および実機実験によって示される。

1.2 論文の構成

本論文は全 7 章で構成されており、各章の構成は以下の通りである。

第 2 章 腱駆動機構と非線形バネ SAT

本研究の対象である腱駆動機構と非線形バネ SAT の概要を説明する。

第 3 章 腱駆動機構の定式化

腱駆動機構における運動学、動力学の定式化を行う [14]。

第 4 章 全体の制御系

非線形バネを用いた腱駆動機構の制御系を広い視野から説明する。

第 5 章 張力制御系

従来の張力制御法の問題点を説明する。さらに、その問題点を解決できる張力制御系の提案を行う。

第 6 章 実験

従来の張力制御法と提案する張力制御法を用いて比較実験を行い、提案手法の有効性を示す。

第 7 章 結言

まとめと今後の課題について述べる。

1.3 表記

本論文で使用する変数の添え字について説明する。変数右下の添え字は空間を表しており、 \bullet_m はモータ空間、 \bullet_j は関節空間、 \bullet_w は手先作業空間、以上の添え字が無いものは腱空間に関する変数であることを示す。また変数右上の \bullet^d は指令値、 \bullet^{fric} はクーロン摩擦、 \bullet^{dis} は外乱信号を表し、変数上の $\hat{\bullet}$ はオブザーバによる推定値を表す。

第2章 腱駆動機構と非線形バネ SAT

本章ではまず、本研究の対象である腱駆動機構と非線形バネ SAT の概要を説明する。

2.1 腱駆動機構

1 リンクの腱駆動機構の模式図を図 2.1 に示す。モータと関節は非線形バネを介したワイヤで接続される。一般的にワイヤ駆動ロボットは、可動部にアクチュエータが無いいため、軽量なアームを構成できる。更に駆動伝達経路中に非線形バネを挿入することで、衝撃力の吸収と機械的関節剛性の可変領域の拡大が可能となる。以上の特徴により、非線形バネを組み込んだ腱駆動機構は高い柔軟性を示す。図 2.1 の θ_m, τ_m, r_m はそれぞれモータの回転角、入力トルク、半径、 θ_j, τ_j はそれぞれ関節の回転角とトルク、 f は非線形バネの張力 (縮み方向を正とする) を表す。モータと関節にはエンコーダが取り付けられ、回転角 θ_m と θ_j がそれぞれ検出可能である。

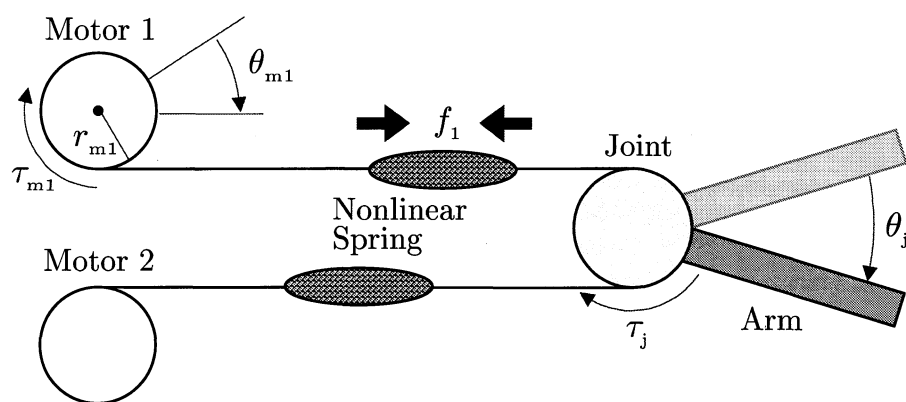


図 2.1: 1 リンク腱駆動機構

2.2 非線形バネと剛性調節

線形バネと非線形バネの特性をそれぞれ図 2.2 と図 2.3 に示す。図 2.2 より、線形バネではバネの伸び量，すなわち動作点によらず，変化量 Δl 伸ばすのに必要な力 Δf は変化しない ($\Delta f_1 = \Delta f_2$)。一方，図 2.3 より，非線形バネでは動作点によって，変化量 Δl 伸ばすのに必要な力 Δf が変化する ($\Delta f_1 \neq \Delta f_2$)。これはつまり，非線形バネは動作点によってバネの硬さ，すなわちバネ剛性が変化することを意味している。

非線形バネを組み込んだ腱駆動機構では，この非線形バネの剛性可変特性を積極的に利用することで，関節の機械剛性の調節を行う。

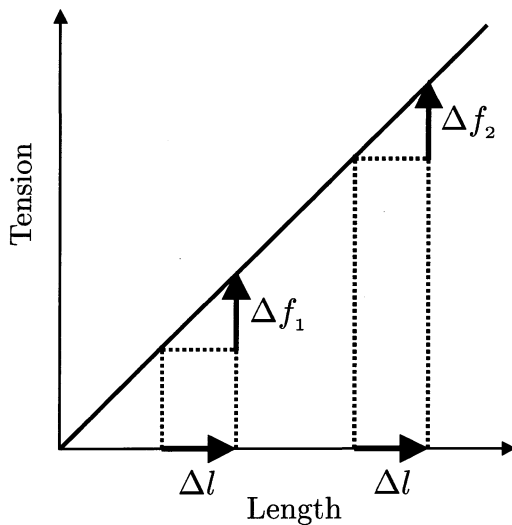


図 2.2: 線形バネの特性

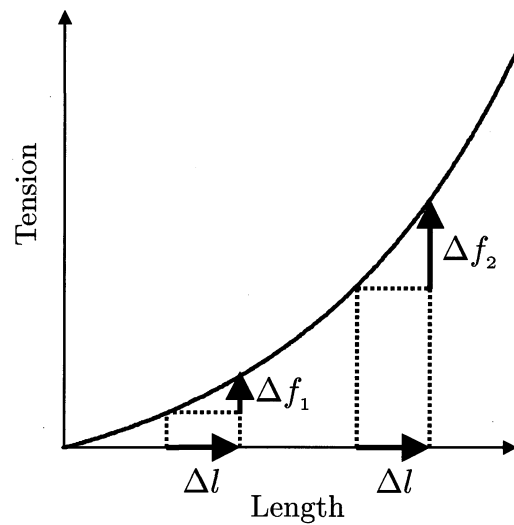


図 2.3: 非線形バネの特性

2.3 非線形バネ SAT

本研究で使用する非線形バネは図 2.4 に示す SAT であり、ポリウレタン製の編みチューブ内に弾性体としてシリコンゴムスポンジの丸棒を挿入した構造である。単純な構造、軽量、安価、錆びないといった利点を持つ [12][13]。SAT は図 2.5 のように、伸展時と収縮時で特性が異なるヒステリシス特性をもつ。図中の破線は、測定データより最小 2 乗法を用いて得られた近似モデルを示しており、今回提案する制御法で利用される。 M 本中の i 番目の SAT の近似モデル $f_{a,i}(l_i)$ を、伸び量 l_i 、定数 a_{1i} , a_{2i} , a_{3i} を用いて次式のように定義する（付録 B 参照）。

$$f_{a,i}(l_i) \triangleq a_{1i}e^{a_{2i}l_i} + a_{3i} \quad (2.1)$$

また、 $f_{a,i}(l_i)$ のモデル化誤差 f_i^{dis} を、実際の SAT の特性 $f_{r,i}$ を用いて、次式のように定義する。

$$f_i^{\text{dis}} \triangleq f_{a,i}(l_i) - f_{r,i} \quad (2.2)$$

ここで、SAT の近似モデル、そのモデル化誤差のベクトルをそれぞれ、次式のように構成する。

$$\mathbf{f}_a(l) = \begin{bmatrix} f_{a,1}(l_1) & \cdots & f_{a,M}(l_M) \end{bmatrix}^T \quad (2.3)$$

$$\mathbf{f}^{\text{dis}} = \begin{bmatrix} f_1^{\text{dis}} & \cdots & f_M^{\text{dis}} \end{bmatrix}^T \quad (2.4)$$

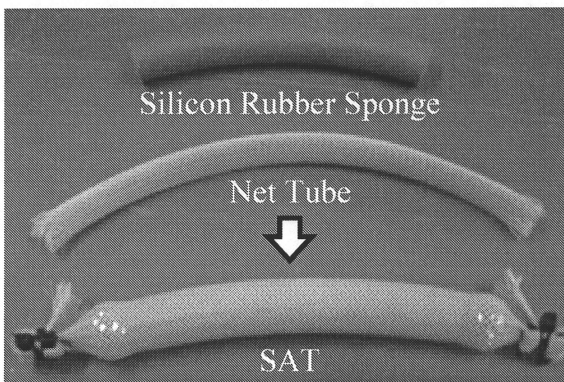


図 2.4: 非線形バネ SAT

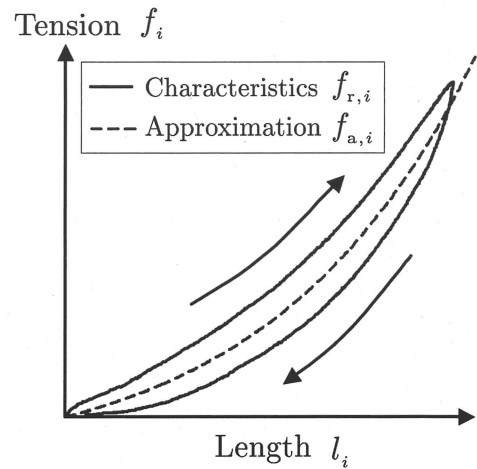


図 2.5: SAT の特性

第3章 腱駆動機構の定式化

N 関節 M 本腱機構の腱駆動機構における動力学，運動学の定式化を行う [14]。

3.1 運動方程式

関節とモータの運動方程式は，それぞれ (3.1) 式，(3.2) 式で表される。

$$\begin{aligned} -J_j^T f &= M_j(\theta_j) \ddot{\theta}_j + D_j \dot{\theta}_j + \tau_j^{\text{fric}} \\ &\quad + h_j(\theta_j, \dot{\theta}_j) + g_j(\theta_j) + \tau_j^{\text{ext}} \end{aligned} \quad (3.1)$$

$$\tau_m = M_m \ddot{\theta}_m + D_m \dot{\theta}_m + \tau_m^{\text{fric}} + r_m f \quad (3.2)$$

ここで M_j はアームの慣性行列， M_m はモータの慣性行列（対角行列）， D_j と D_m はそれぞれ，関節とモータの粘性係数行列（対角行列）， $\tau_j^{\text{fric}}, \tau_m^{\text{fric}}$ はそれぞれ関節，モータの摩擦トルクベクトル， h_j は遠心力やコリオリ力を表すベクトル， g_j は重力ベクトル， τ_j^{ext} はアームが接触する環境から受ける外力トルクベクトル， τ_m はモータの入力トルクベクトルを表す。

3.2 運動学

非線形バネの伸び量 l は次式から計算される。

$$l = r_m \theta_m + J_j \theta_j \quad (3.3)$$

ここで， θ_m と θ_j はそれぞれモータと関節の角度ベクトル， r_m はモータ半径を要素とする対角行列，また J_j は関節空間から腱空間へのヤコビ行列（関節のプーリ半径を要素とする $M \times N$ の行列）で，関節ヤコビ行列と呼ばれる。仮想仕事の原理より関節トルク τ_j は腱張力 f により次式のように表される。

$$\tau_j = -J_j^T f \quad (3.4)$$

3.3 関節剛性

(2.1) 式を伸び量 l_i で微分すると、バネ剛性 z_i を表す式を導出することができる (付録 C 参照)。

$$z_i = \frac{\partial f_{a,i}}{\partial l_i} = a_{2i} f_{a,i} - a_{2i} a_{3i} = c_i f_{a,i} + d_i \quad (3.5)$$

ここで, $c_i = a_{2i}$, $d_i = -a_{2i} a_{3i}$ である。

$$\mathbf{K} = \text{diag}\{z_i, i = 1, \dots, M\} \quad (3.6)$$

とすると, 関節剛性行列 \mathbf{K}_j は次式となる。

$$\mathbf{K}_j = \mathbf{J}_j^T \mathbf{K} \mathbf{J}_j \quad (3.7)$$

\mathbf{K}_j は $N \times N$ 正定値対称行列であり, この \mathbf{K}_j の上三角部分の要素を並べたベクトル \mathbf{s}_j を構成する。

$$\mathbf{s}_j = \text{col}\{k_{uv}, u, v = 1, \dots, N, v \geq u\} \quad (3.8)$$

ここで, k_{uv} は \mathbf{K}_j の第 u, v 要素を示す。この関節剛性ベクトル \mathbf{s}_j が z_i に関して線形であるので次式で表現できる。

$$\mathbf{s}_j = \mathbf{H} \mathbf{z} \quad (3.9)$$

ここで, \mathbf{H} は $N(N+1)/2 \times M$ の行列であり, $\mathbf{z} = (z_1, \dots, z_M)^T$ である。(C) 式により (3.9) 式は次式のように書き直すことができる。

$$\mathbf{s}_j = \mathbf{H}(\mathbf{c} \mathbf{f} + \mathbf{d}) \quad (3.10)$$

ここで, $\mathbf{c} = \text{diag}\{c_1, \dots, c_M\}$, $\mathbf{d} = (d_1, \dots, d_M)^T$ である。

3.4 制御可能性

関節トルク τ_j および関節剛性 s_j と腱張力 f の関係は (3.4) 式, (3.10) 式より次式と表すことができる。

$$\begin{bmatrix} \tau_j \\ s_j - Hd \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -J_j^T \\ Hc \end{bmatrix} f = J_a^T f \quad (3.11)$$

ここで, J_a^T は $N(N+3)/2 \times M$ の行列で, 拡張ヤコビ行列と呼ばれる。

腱駆動機構の関節トルク τ_j の全要素が独立に制御可能であるための条件は次式で表される。

$$\text{rank } J_j^T = N \quad (3.12)$$

また, 関節剛性 s_j の全要素が独立に制御可能であるための条件は次式で表される。

$$\text{rank } H = \frac{N(N+1)}{2} \quad (3.13)$$

関節トルク τ_j と関節剛性 s_j の全要素が独立に制御可能であるための条件は次式で表される。

$$\text{rank } J_a^T = \frac{N(N+3)}{2} \quad (3.14)$$

ここで, (3.12) 式と (3.13) 式が同時に満足していても, (3.14) 式を満たすとは限らないことに注意する。(3.14) 式を満足するような腱駆動機構を完全腱駆動機構といい, 本論文ではこの機構を対象とする。

(3.14) 式を満たす完全腱駆動機構の中でも, 腱の本数 M が最小のものを特に最小完全腱駆動機構といい, 次式を満たす。

$$\frac{N(N+3)}{2} = M \quad (3.15)$$

また, 腱の本数 M が最小でないものを非最小完全腱駆動機構といい, 次式を満たす。

$$\frac{N(N+3)}{2} < M \quad (3.16)$$

非最小完全腱駆動機構は, 冗長な腱を持つ機構である。

第4章 全体の制御系

非線形バネを用いた腱駆動機構の制御系のブロック線図を図4.1に示す[9]。関節制御器によって生成された関節トルク指令値 τ_j^d と剛性指令値 $s_j^d - \mathbf{H}d$ は(3.11)式に示した拡張ヤコビ行列の擬似逆行列 $(\mathbf{J}_a^T)^\dagger$ を用いて張力制御系へ入力される張力指令値 f^d へ変換される（ここでは、非最小完全腱駆動機構を想定しているため、擬似逆行列 $(\mathbf{J}_a^T)^\dagger$ を用いているが、最小完全腱駆動機構の場合では、逆行列 $(\mathbf{J}_a^T)^{-1}$ を用いる）。

関節剛性制御の応答は内部の張力制御系の応答に依存するため、張力制御系は高い目標値追従性能が要求される。それが実現されれば、図4.1の関節制御系は図4.2と等価的に表現でき、関節制御器の設計は一般的なマニピュレータの場合と同一となる。

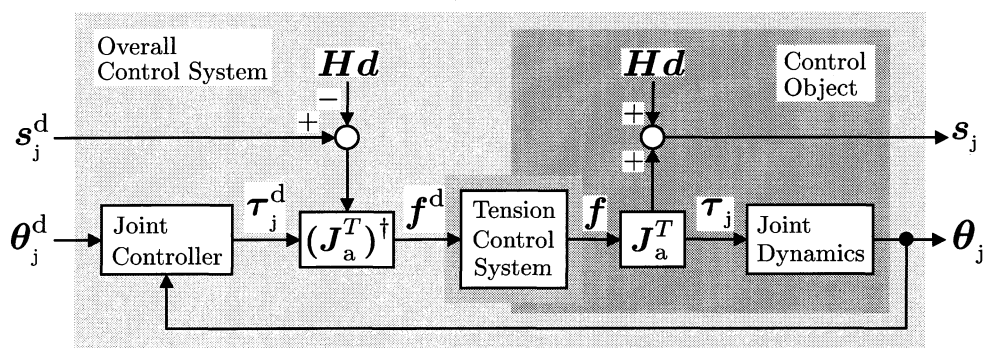


図 4.1: 腱駆動機構の制御系



図 4.2: 一般的なマニピュレータの制御系

しかし、本研究で使用する非線形バネ SAT はヒステリシス特性を持つため、従来の張力制御法 [9] では高い追従性能が得られない。そこで本論文では、従来手法を拡張し、SAT を用いた腱駆動機構にも適応可能な張力制御法を提案する。次章で従来手法と提案手法のアルゴリズムを順に示す。

第5章 張力制御系

5.1 従来の張力制御法

従来の張力制御系を図5.1に示す。2つの2重枠のブロックは非線形要素を示し、それぞれ以下の計算を行う。

$$\mathbf{f} = \mathbf{f}(\mathbf{l}) = \begin{bmatrix} f_1(l_1) & \cdots & f_M(l_M) \end{bmatrix}^T \quad (5.1)$$

$$\mathbf{l} = \mathbf{f}(\mathbf{l})^{-1} = \begin{bmatrix} f_1(l_1)^{-1} & \cdots & f_M(l_M)^{-1} \end{bmatrix}^T \quad (5.2)$$

ここで、 $f_i(l_i)$ は i 番目の非線形バネの特性で、伸び量 l_i の関数で表される。 $f_i(l_i)^{-1}$ はその逆関数を表す。

入力された張力指令値 \mathbf{f}^d は、まず (5.2) 式に示すバネ特性の逆関数を基に伸び量指令値 \mathbf{l}^d に変換される。次に \mathbf{l}^d を (3.3) 式の運動学に代入し、 $\boldsymbol{\theta}_m$ について解くことで、モータ角度指令値 $\boldsymbol{\theta}_m^d$ に変換され、対角伝達関数行列 \mathbf{G}_m で表されるモータ角度制御系（付録 A 参照）へと入力される。

このシステムでは、バネ特性の逆関数 $\mathbf{f}(\mathbf{l})^{-1}$ を用いることにより、非線形バネの非線形特性をキャンセルしている。運動学、バネ特性でそれぞれ逆特性を構成しているため、 \mathbf{J}_j , \mathbf{r}_m^{-1} , $\mathbf{f}(\mathbf{l})^{-1}$ が正確であると仮定すると、指令値通りの張力に収束する。しかし、非線形バネが SAT のようにヒステリシス特性を持つ場合には、 $f_i(l_i)^{-1}$ を正確に表現することは困難である。そこで、提案手法では正確なモデル $f_i(l_i)$ が得られない非線形バネに対しても適応可能な張力制御法へ拡張する。

5.2 提案する張力制御法

提案する張力制御系を図 5.2 に示す。このシステムでは (2.1) 式に示す近似モデルの逆関数 $f_{a,i}(l_i)^{-1}$ を用いる。しかし、 $f_{a,i}(l_i)$ には、(2.2) 式に示すモデル化誤差 f_i^{dis} (近似モデルと実際の特性の間の誤差) を含むため、張力制御性能が劣化してしまう。そこで、モデル化誤差 f_i^{dis} を推定し、その補償を行う制御法を提案する。

まず、前置フィルタ \mathbf{G}_m^{-1} を構成することで非線形要素間 (l^d から l) の伝達関数を 1 とする。これにより、外乱オブザーバによるモデル化誤差 \mathbf{f}^{dis} の推定が可能となる。フィードバックに用いる張力 \mathbf{f} は、反力推定オブザーバを利用することで、張力センサレスで推定する [15]。(3.2) 式のモータの運動方程式に基づいた以下のような計算で、推定張力 $\hat{\mathbf{f}}$ を得る。

$$\hat{\tau}_m^{\text{dis}} = \mathbf{G}_L \{ \tau_m - \mathbf{M}_m \ddot{\theta}_m - \mathbf{D}_m \dot{\theta}_m \} \quad (5.3)$$

$$\hat{\mathbf{f}} = \mathbf{r}_m^{-1} \{ \hat{\tau}_m^{\text{dis}} - \mathbf{G}_L \tau_m^{\text{fric}} \} \quad (5.4)$$

\mathbf{G}_L は各要素がローパスフィルタで構成される対角伝達関数行列である。慣性 \mathbf{M}_m 、粘性係数 \mathbf{D}_m 、摩擦 τ_m^{fric} のパラメータが正確であるとき、

$$\hat{\mathbf{f}} = \mathbf{G}_L \mathbf{f} \quad (5.5)$$

が成り立つ。図 5.2 では、(5.5) 式として、反力推定オブザーバを描いている。

反力推定オブザーバでは、ローパスフィルタ \mathbf{G}_L を用いるため、もう一方の入力側にも同様のフィルタを付加することで位相を一致させている。このようにして推定された外乱 $\hat{\mathbf{f}}^{\text{dis}}$ をフィードバックすることで、バネモデルのモデル化誤差 \mathbf{f}^{dis} を補償する。フィードバック中に挿入されている対角伝達関数行列 \mathbf{G}_F は \mathbf{G}_m^{-1} のプロパ性を確保するためのものである。

このシステムは l^d から l までの伝達関数が 1 の時、図 5.3 のように簡単化できる。図中の \mathbf{n} は反力推定において発生するノイズであり、モータのエンコーダで発生するセンサノイズに起因する。このシステムの張力応答は、次式で表される。

$$\mathbf{f} = \mathbf{f}^d - (1 - \mathbf{G}_{LF}) \mathbf{f}^{\text{dis}} - \mathbf{G}_{LF} \mathbf{n} \quad (5.6)$$

ここで、 $\mathbf{G}_{LF} = \mathbf{G}_L \mathbf{G}_F$ である。(5.6) 式より、フィルタ \mathbf{G}_{LF} は外乱抑圧特性と耐ノイズ特性の観点から、ローパス特性を示すフィルタが望ましく、その次数とカットオフ周波数は、外乱特性とノイズ特性の間のトレードオフを考慮して決定される。

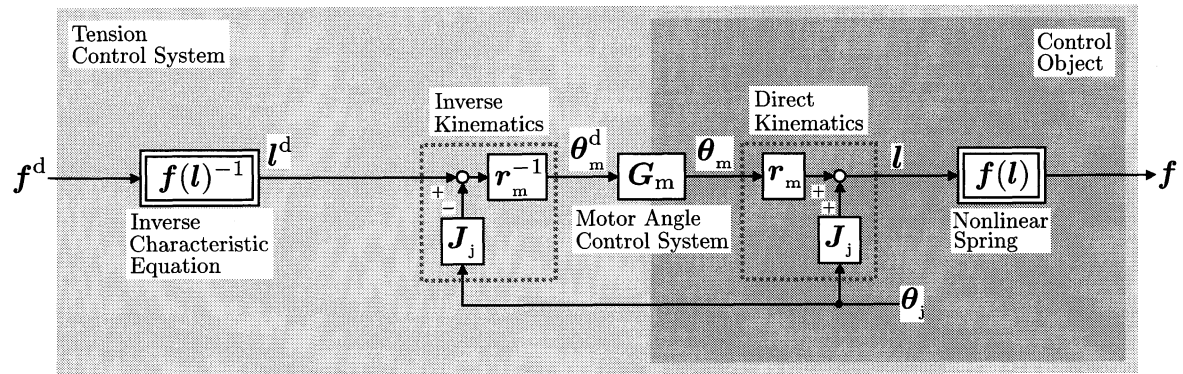


図 5.1: 従来の張力制御系

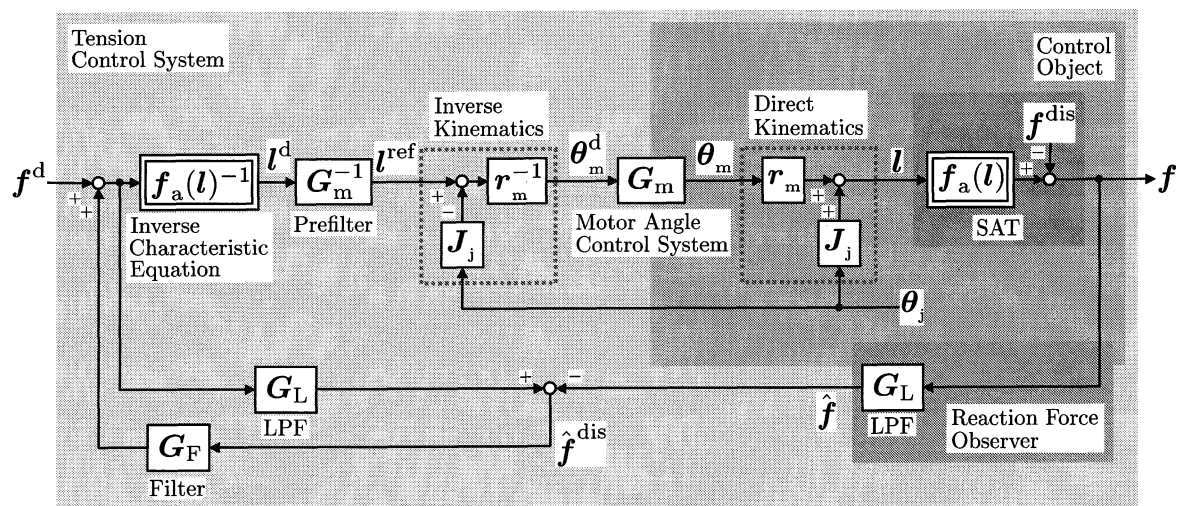


図 5.2: 提案する張力制御系

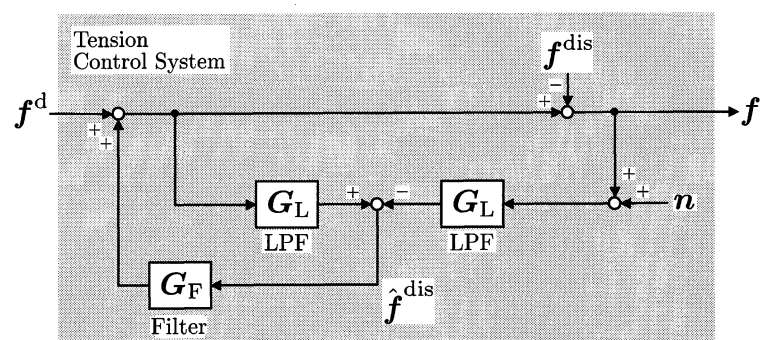


図 5.3: 提案する張力制御系の等価システム

第6章 実験

提案手法の有効性を確認するために，図5.1と図5.2の張力制御システムを用いて比較実験を行う。実験は3種類行われ，6.1節，6.2節では図6.1に示す実験機，6.3節では計算機シミュレーションを用いて検証を行う。

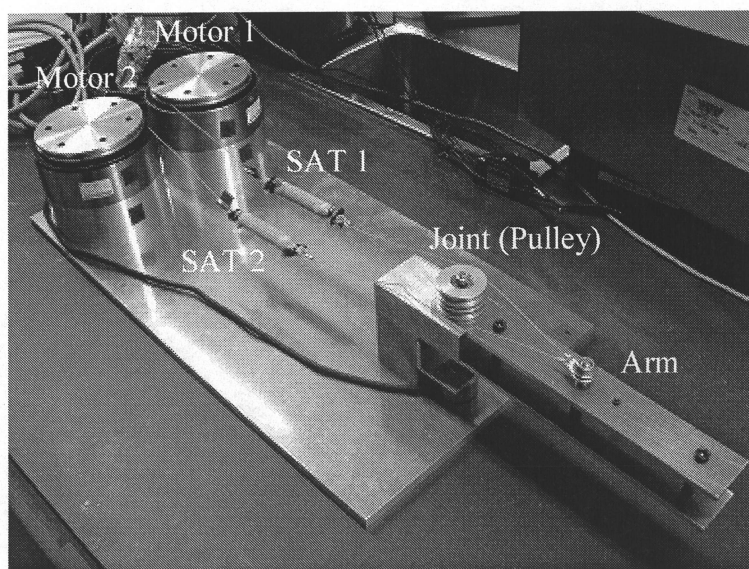


図 6.1: 実験機

6.1 張力制御実験

実験機と SAT の近似モデルのパラメータを表 6.1 に示す。モータの慣性と粘性係数の値は M 系列信号を用いて同定したものである。ここで、本研究の実験機で使用しているダイレクトドライブモータは、一般的に摩擦 τ_m^{fric} の影響が小さい。また、腱駆動機構の関節部にはベアリングが挿入されているため、関節部の摩擦 τ_j^{fric} の影響は小さい。したがって、本論文に示す実験およびシミュレーションでは、摩擦 $\tau_m^{\text{fric}}, \tau_j^{\text{fric}}$ を零としている。

この実験では図 6.2 に示すようにアームを固定し、図 5.1 と図 5.2 の張力制御システムを用いて比較実験を行う。図 5.2 における、対角行列 \mathbf{G}_L と \mathbf{G}_F の要素はそれぞれカットオフ周波数 100 rad/s の 2 次 LPF, 300 rad/s の 3 次 LPF とした。また内部のモータ角度制御系の伝達関数 \mathbf{G}_m の極は -400 rad/s とした。実験結果を図 6.3 に示す。(a) は応答、(b) は追従誤差を表している。従来手法では SAT のモデル化誤差の影響によって追従誤差が生じているのに対し、提案手法ではそのモデル化誤差を補償することで、追従性能を改善できていることがわかる。

表 6.1: 実験パラメータ

	Motor 1	Motor 2	Joint
Inertia [$10^{-3}\text{kg}\cdot\text{m}^2$]	5.62	3.99	7.37
Viscosity [$10^{-3}\text{kg}\cdot\text{m}^2/\text{s}$]	4.49	3.51	5.10
Radius [10^{-2}m]	5.51	5.51	1.87
	SAT1	SAT2	
a_1	3.60	3.34	
a_2	86.17	88.99	
a_3	-2.73	-2.52	

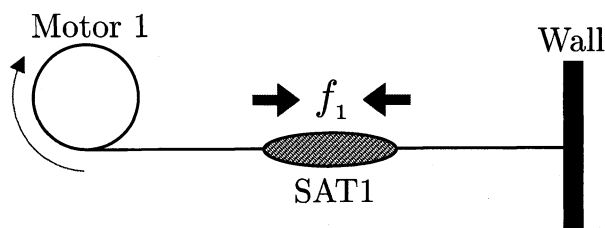
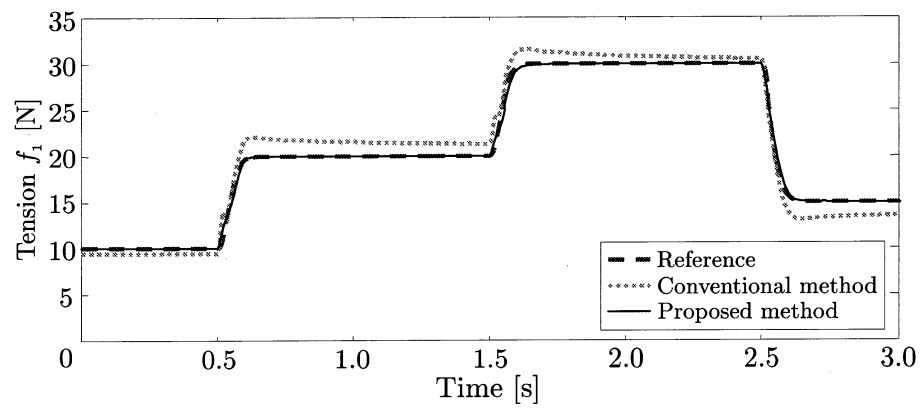
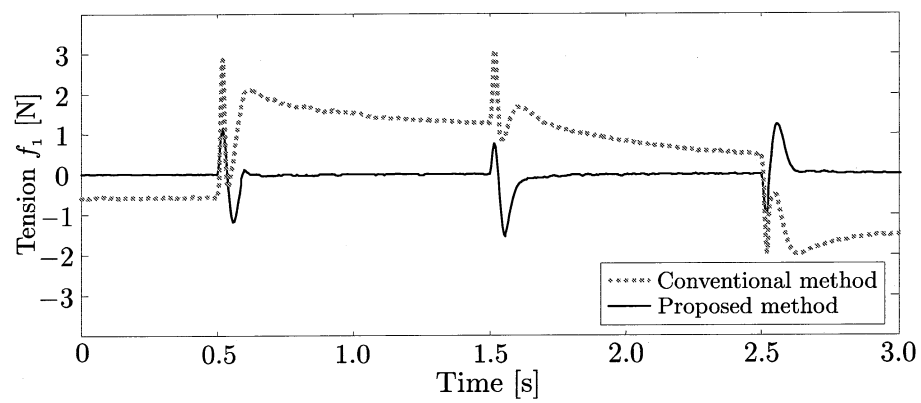


図 6.2: 張力制御実験の模式図

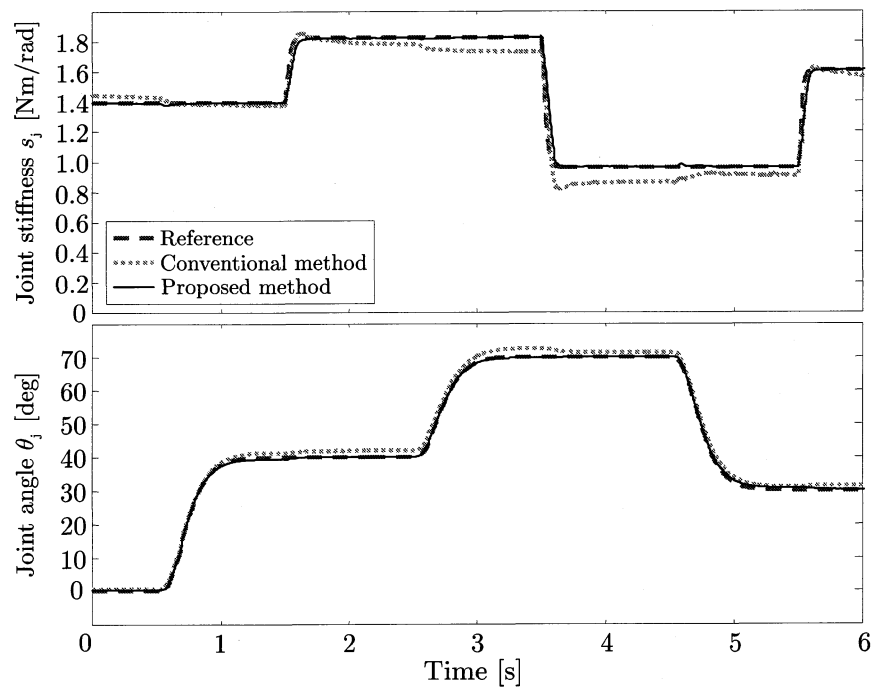


(a) 応答

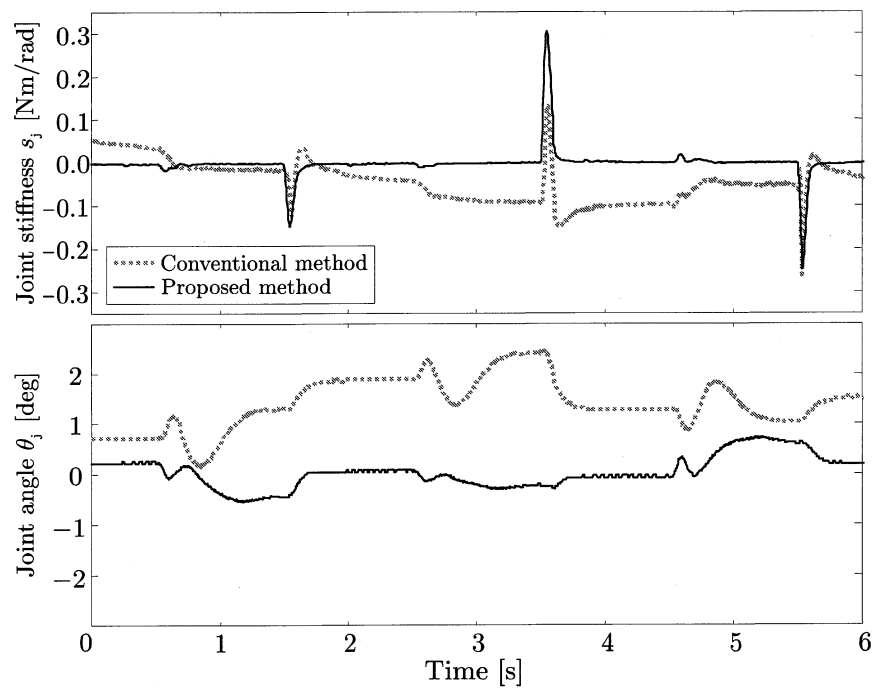


(b) 追従誤差

図 6.3: 張力制御結果



(a) 応答



(b) 追従誤差

図 6.5: 関節制御結果

6.3 手先制御シミュレーション

図 6.6 に示す 2 リンク 6 本腱のシミュレーションモデルを用いて、アーム先端の平面上の位置と力、関節剛性の制御を同時に行う。この機構の関節ヤコビ行列 \mathbf{J}_j は次式で表される。

$$\mathbf{J}_j = \begin{bmatrix} r_{j1} & -r_{j1} & r_{j1} & -r_{j1} & r_{j1} & -r_{j1} \\ 0 & 0 & r_{j2} & -r_{j2} & -r_{j2} & r_{j2} \end{bmatrix}^T \quad (6.2)$$

ここで、 r_{ji} は i 番目の関節のプーリ半径を示す。関節ヤコビ行列 \mathbf{J}_j はモータと関節の動作関係を表すもので、例えばモータ 5 が腱を巻き取って SAT5 に張力が発生すると、関節 1 と 2 に、それぞれ正方向と負方向のトルクが発生することを表している。(6.2) 式に示すように、プーリ半径は関節 1 と関節 2 のそれぞれで統一しているが、図 6.6 では腱の張り方を明示するために違えてある。

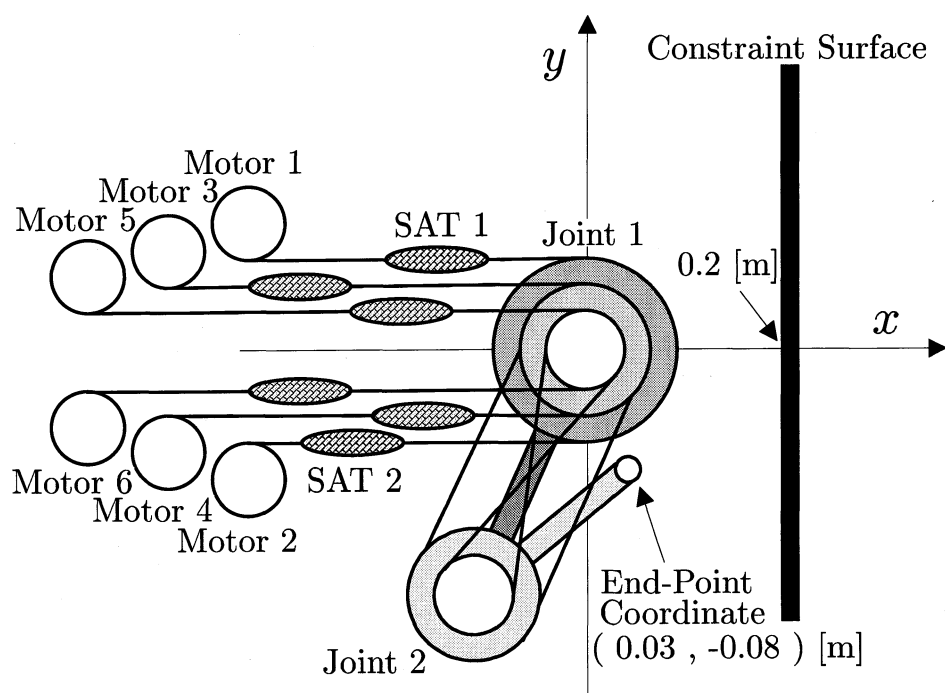


図 6.6: シミュレーション条件

このシミュレーションでは、腱駆動機構が実際に作業を行う例として壁への倣い動作を想定しており、内部の張力制御系の性能差がどの程度作業性能に影響するかを検証することが目的である。シミュレーションモデル内の非線形バネ 1 の特性を図 6.7 に示す。その特性は SAT のようなヒステリシス特性を持つことがわかる。このヒステリシス特性は非線形転がり摩擦 [16] を参考に表現している。シミュレーションモデルのパラメータを表 6.2 に示す。

図 4.1 の制御系において、このシミュレーションの関節制御器は図 6.8 に示すアーム制御器を用いる。図中の \mathbf{X}_w , \mathbf{F}_w はそれぞれ手先の直行座標ベクトルと手先反力ベクトルを表す。

$$\mathbf{X}_w = \begin{bmatrix} x & y \end{bmatrix}^T \quad (6.3)$$

$$\mathbf{F}_w = \begin{bmatrix} F_x & F_y \end{bmatrix}^T \quad (6.4)$$

また、 \mathbf{S}_w は位置制御と力制御を切り替える 2×2 の対角行列、 \mathbf{I} は単位行列、 \mathbf{J}_{jw} は関節空間から手先作業空間へのヤコビ行列である。アーム制御器は手先位置 PD 制御、動力学フィードフォワード補償、先端力フィードフォワード制御により構成される。PD 制御器とフィードフォワード補償器は 6.2 節で用いた図 6.4 の関節角度制御器と同様である。先端力 \mathbf{F}_w は \mathbf{J}_{jw}^T によって、フィードフォワード的に制御する。切替行列 \mathbf{S}_w は位置制御モードでは 1、手先反力 \mathbf{F}_w が閾値を超えると 0 となって、力制御モードに切

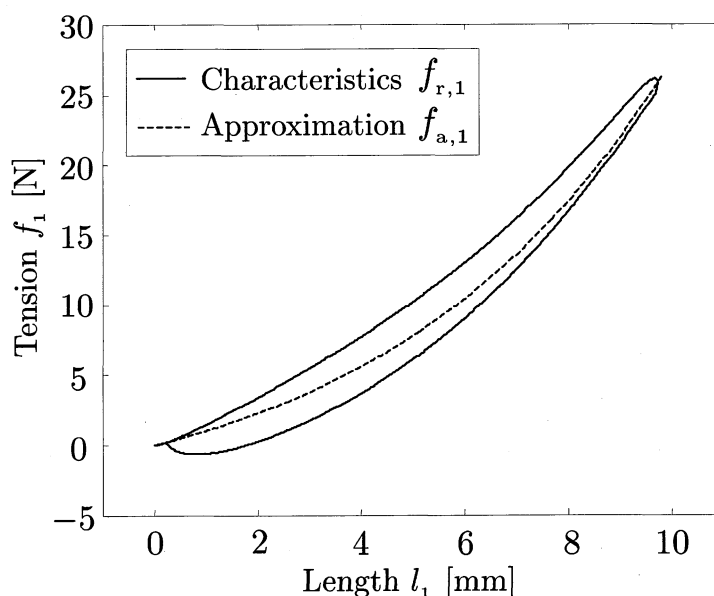


図 6.7: ヒステリシスを持つ非線形バネの特性

表 6.2: シミュレーションパラメータ

			Motor1	Motor2	Motor3	Motor4
Inertia [10 ⁻³ kg·m ²]			5.81	4.53	5.05	3.64
Viscosity [10 ⁻³ kg·m ² /s]			4.49	3.51	4.03	3.75
Radius [10 ⁻² m]			5.50	5.50	5.50	5.50
			Motor5	Motor6	Joint1	Joint2
Inertia [10 ⁻³ kg·m ²]			4.63	3.98	1.92	0.89
Viscosity [10 ⁻³ kg·m ² /s]			4.99	3.52	5.10	4.00
Radius [10 ⁻² m]			5.50	5.50	1.70	1.50
			Link1	Link2		
Mass [kg]			0.38	0.26		
Length [m]			0.25	0.20		
Mass center [m]			0.12	0.10		
	SAT1	SAT2	SAT3	SAT4	SAT5	SAT6
<i>a</i> ₁	5.0	5.2	5.5	5.7	5.7	5.1
<i>a</i> ₂	187	192	182	179	186	185
<i>a</i> ₃	−5.0	−5.2	−5.5	−5.7	−5.7	−5.1

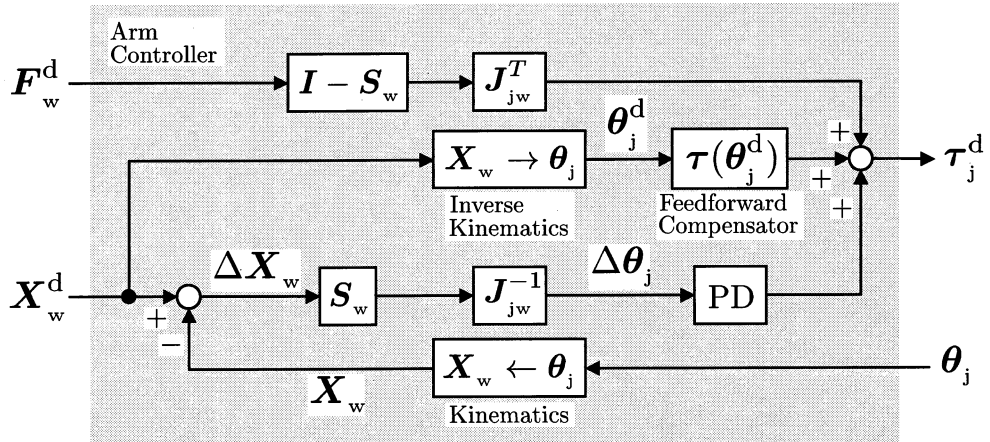


図 6.8: アーム制御器

り替わる。これらを x, y 方向それぞれ独立に設定することで、位置と力のハイブリッド制御が可能となる。切替行列 S_w の切替条件に利用される手先反力 F_w は、反力推定オブザーバによってセンサレスで推定する。アームが受ける外力トルク τ_j^{ext} を全て手先反力 F_w によるものであると仮定すると、仮想仕事の原理より $\tau_j^{\text{ext}} = J_{jw}^T F_w$ となる。これを (3.1) 式の右辺に代入し、以下のように推定手先反力 \hat{F}_w を算出する。

$$\hat{\tau}_j^{\text{dis}} = -J_j^T \hat{f} - G_L \{M_j(\theta_j) \ddot{\theta}_j + D_j \dot{\theta}_j\} \quad (6.5)$$

$$\begin{aligned} \hat{F}_w = J_{jw}^{-T} [\hat{\tau}_j^{\text{dis}} - G_L \{ & \tau_j^{\text{fric}} \\ & + h_j(\theta_j, \dot{\theta}_j) + g_j(\theta_j) \}] \end{aligned} \quad (6.6)$$

(6.5) 式中の \hat{f} は (5.3), (5.4) 式によって推定された値を用いる。力閾値は 1 N, 力目標値は 3 N とした。アームの初期姿勢は図 6.6 に示す通りであり、拘束面は x 軸座標が 0.2 m の y 軸平行なものとした。また、拘束面の物理的特性は粘弾性モデルで模擬しており、弾性係数は 1000 N/m, 粘性係数は 10 Ns/m と設定した。動作順序は以下に示す通りである。

- (1) 1[s] : 関節剛性を変化
- (2) 3[s] : x 軸方向へ手先を移動
- (3) : 拘束面に接触し反力を感じたら x 軸力制御
- (4) 8[s] : y 軸方向で手先を正弦波運動
- (5) 13[s] : 関節剛性を変化

シミュレーション結果の応答と追従誤差をそれぞれ図 6.9 と図 6.10 に示す。上から順に、関節剛性制御、手先位置制御、 x 軸力制御を示す。5 s 前後で拘束面に接触し、力制御へ切り替わっていることがわかる。関節剛性制御と手先位置制御の結果を見ると、従来手法に比べ、提案手法では追従性能が改善できており、これらは、6.2 節の実験と類似した結果となっている。 x 軸力制御の結果を見ると、 y 方向の運動が始まる 8 s 以降において、従来手法では y 方向運動による干渉が生じているが、提案手法では干渉が低減し、追従性能が改善できていることがわかる。

以上の結果から、従来手法に対し、提案手法の張力制御法は、SAT のようなヒステリシス特性を持つ非線形バネにおける追従性能を改善できていることがわかる。

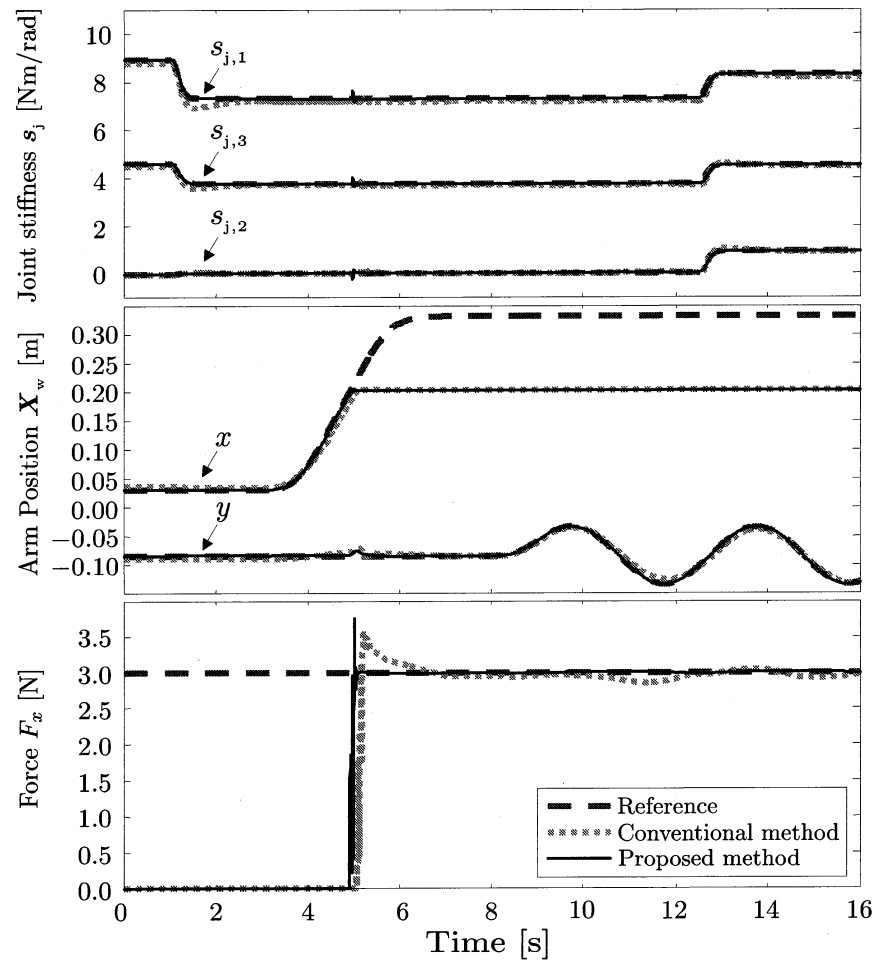


図 6.9: アーム制御結果 (応答)

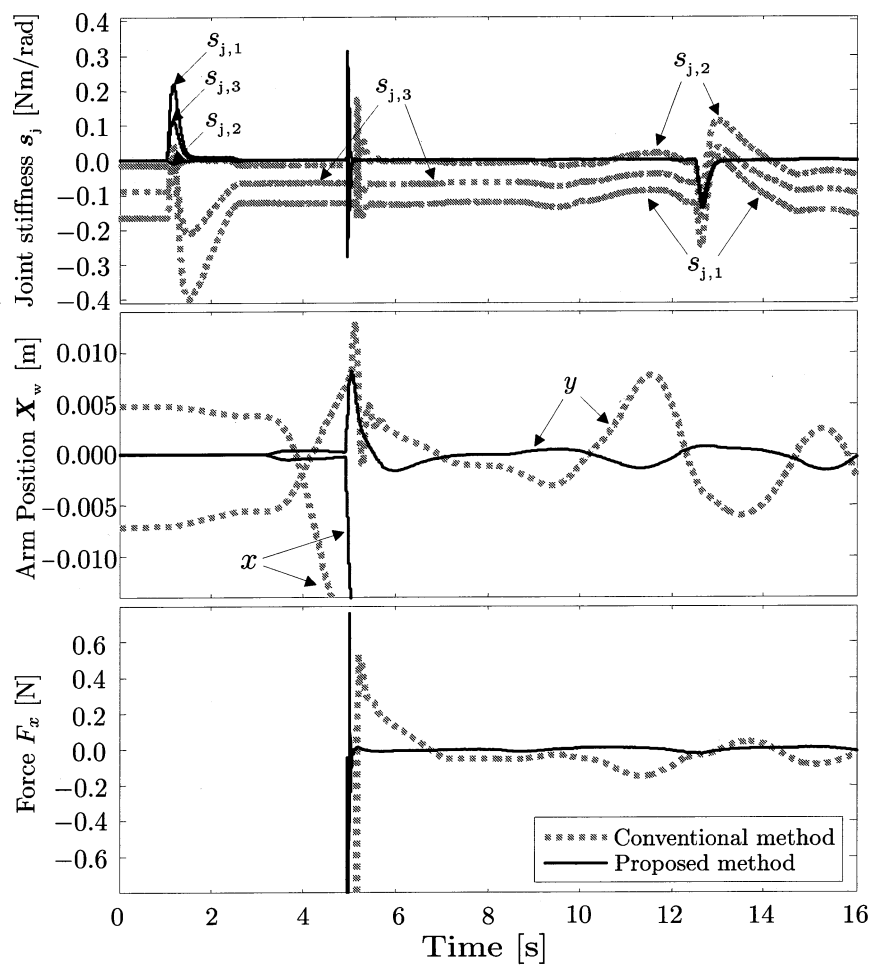


図 6.10: アーム制御結果 (追従誤差)

第7章 結言

本論文では、非線形バネを用いた腱駆動機構に対する新しい張力制御法を提案した。バネ特性式を基に張力を制御する従来手法では、制御性能がバネ特性式の精度に依存するため、SAT のように正確な特性式が導出できない非線形バネには適さない。そこで、バネ特性を関数で近似し、その近似誤差を外乱オブザーバにより推定し、補償を行う制御法を提案した。外乱オブザーバに用いる張力の値は反力推定オブザーバにより張力センサレスで推定する。本手法の有効性を確認するために、SAT を用いて従来手法との比較実験を行い、張力制御の追従性能、ならびにそれを用いた腱駆動アームの制御性能が改善できていることを確認した。

本論文では、2リンク腱駆動アーム制御における有効性をシミュレーションにより確認したが、今後は実機実験にて確認する必要がある。現状ではSAT のバネ剛性を近似モデルより算出しているが、それには誤差が存在するため（付録 C 参照）、今後はその改善が必要となる。また、SAT の正確なモデル（付録 B 参照）を用いて、提案システムを解析し、制御性能を向上させることも今後の研究課題となる。

なお本研究は科研費 (21560460) の助成を受けたものである。

参考文献

- [1] Michael Zinn, Oussama Khatib, Bernard Roth, and J. Kenneth Salisbury: “Playing It Safe - A New Actuation Concept for Human-Friendly Robot Design”, *IEEE Robotics and Automation Magazine*, Volume 11, Issue 2, pp. 12–21 (2004)
- [2] Ronald Van Ham, Thomas G.Sugar, Bram Vanderborght, Kevin W.Hollander, Dirk Lefeber: “Compliant Actuator Designs”, *IEEE Robotics and Automation Magazine*, Volume 16, Issue 3, pp. 81–84 (2009)
- [3] Reibert, M.H. and Crag, J.J: “Hybrid position/force control of manipulators”, *ASME, J. of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Vol. 103, pp. 2–12 (1981)
- [4] Hogan, N: “Impedance control: An approach to manipulation”, *ASME, J. of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Vol. 107, pp. 1–23 (1985)
- [5] 森田, 富田, 植田, 菅野: 「関節の機械インピーダンスを調節可能な力制御ロボットアームの開発」, 日本ロボット学会誌, Vol. 16, No. 7, pp. 1001–1006 (1998)
- [6] 宇野 元雄: 「ゴム人工筋とロボットへの応用」, 油圧と空気圧, Vol. 17, No. 3, pp. 175–180 (1985)
- [7] K.F.L.Kovitz, J.E. Colgate, and S.D.R. Carnes: “Design of Components for Programmable Passive Impedance”, *Proc. of 1991 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 1476–1481 (1991)
- [8] 朴 贊逸, 小林 博明: 「腱駆動ロボットの作業に適した関節剛性の GA による制御」, 日本ロボット学会誌, Vol. 24, No. 4, pp. 482–488 (2006)
- [9] 小澤 隆太, 小林 博明: 「非線形弾性腱を持つ腱駆動ロボット機構の定力制御」, 日本ロボット学会誌, Vol. 19, No. 3, pp. 372–379 (2001)

第 7 章 結言

- [10] 兵頭 和人, 小林 博明:「非線形バネ要素を持つ腱制御手首機構の研究」, 日本ロボット学会誌, Vol. 11, No. 8, pp. 1244–1251 (1993)
- [11] 小金澤 剛一, 山崎 政道, 石川 夏男:「剛性可変機能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, Vol. 18, No. 7, pp. 1003–1010 (2000)
- [12] 三浦 忠晴, 白井 達也, 富岡 巧:「ワイヤ駆動式ロボットの関節剛性調節機構 SAT の提案」, ロボティクス・メカトロニクス講演会'02 講演論文集, Vol. 2002, No. Pt.1, pp. 29 (2002)
- [13] 白井 達也, 田中 信行, 富岡 巧:「非線形バネ SAT の原理と特性」, in 日本ロボット学会学術講演会'03 (2003)
- [14] 兵頭 和人, 小林 博明, 大鐘 大介, 山本 圭治朗:「冗長腱を持つ腱駆動機構ロボット機構の剛性制御」, 日本ロボット学会誌, Vol. 17, No. 4, pp. 493–502 (1999)
- [15] 稲玉 哲, 駒田 諭, 大西 公平:「外乱推定オブザーバを用いたロボットハンドのバイラテラルサーボ制御」, 電気学会産業応用部門誌, Vol. 109-D No. 4, pp. 281–288 (1989)
- [16] 岩崎 誠, 前田 佳弘, 川福 基裕, 平井 洋武:「非線形摩擦のモデル化と摩擦補償による位置決め制御系の高精度化」, 平成 18 年電気学会産業応用部門誌, Vol. 126-D No. 6, pp. 732–740 (2006)

謝辞

本研究の遂行ならびに修士論文作成にあたり、終始丁寧なご指導を頂きました三重大学大学院工学研究科教授 平井 淳之 先生に深く感謝致します。また、先生には技術者、研究者、そして社会人の先輩として大変貴重なご意見を頂きましたことを、この場を借りて深く感謝致します。本研究の遂行および修士論文作成にあたり、適切な御指導を頂きました同大学准教授 駒田 諭 先生に深く感謝致します。また日頃から本研究の遂行および学生生活において、貴重な御意見を頂きました同大学准教授 弓場井 一裕 先生に心から感謝の意を表します。修士論文の作成にあたり、副査として貴重なご意見をいただきました同大学工学部教授 石田 宗秋 先生に深く感謝致します。また、日頃から公私ともに大変お世話になりました技術職員 中村 勝 氏に心から感謝致します。

本研究を遂行するにあたり、同グループの先輩として親身なご指導をいただきました黒田 朋伸 氏、前川 悠生 氏、また同グループとして共に協力し合った奥村 文博 君、森 翔太 君に心より感謝致します。今後の御活躍を心より期待しております。

そして、研究室での生活を共にした上村 章仁 君、宇佐見 秀徳 君、木下 弘輔 君、村上 洋輔 君、ならびに電機システム研究室の皆様には、有意義な研究室生活を送れたことに心から感謝致します。

最後に、大学院への進学を含め、これまで何一つ不自由なく学生生活を送らせて頂いた家族に心から感謝します。

ありがとうございました。

付 録 A モータ角度制御系

図 5.1, 図 5.2 の内部に構成されるモータ角度制御系を図 A.1 に示す。(3.2) 式に示すモータの動力学より, 腱張力 f は外乱となるため, その補償 f_{comp} が必要となる。 f_{comp} には f^d , $f_a(l)$, \hat{f} のいずれかを用いることが考えられる。張力指令値 f^d を用いた補償法では, 補償性能が張力制御性能に依存し, バネ特性式 $f_a(l)$ を用いた補償法では, 特性式の表現精度に依存する。推定張力 \hat{f} を用いた補償法では, 張力の推定精度に依存する。本論文に示す実験結果は, バネ特性式 $f_a(l)$ を用いたものであるが, 他の方法を用いた場合の結果との大差はない。

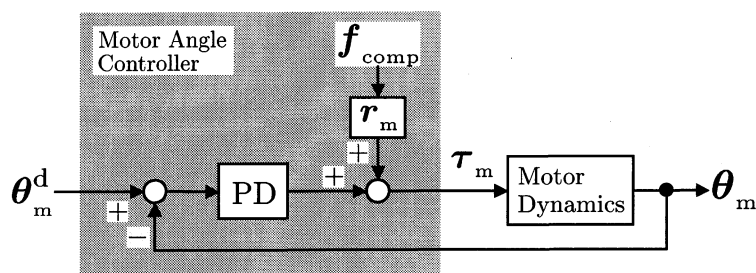


図 A.1: モータ角度制御系

付 録 B SAT の特性解析

SAT の特性解析に関する現状を報告する。

B.1 SAT の特性解析の有意性

まず初めに SAT の特性解析を行う有意性を述べる。本論文の提案手法では、SAT を指数関数によりモデル化を行っていたが、SAT のモデル化精度を向上させることができれば、以下のような利点が見込まれる。

- (1) 提案手法の制御性能の評価
- (2) 提案手法の性能改善
- (3) 機械インピーダンスの推定精度の向上
- (4) シミュレーションにおける SAT モデルの表現精度の向上

(1) 本論文で提案した張力制御手法の有効性は、実機検証によって示されたが、SAT の特性が未知であるため、ロバスト性等の制御性能に対する考察は行われていない。SAT の特性が解析できれば、制御性能を評価できる可能性が生まれる。

(2) 提案する制御法では、SAT の特性式誤差を推定し補償を行うが、SAT のモデル化精度を向上させることができれば、補償すべき特性式誤差の量が低減するため、張力制御性能の向上が期待できる。

(3) 本論文では、SAT の特性を理想的な非線形バネモデルとして扱っていた。これは、伸び量と張力間の静的な特性のみを表現していたこととなるが、実際には SAT は粘性摩擦やヒステリシスといった動特性も示す。SAT を動特性までモデル化することにより、より正確な関節機械インピーダンスの推定が可能となる。

B.2 特性解析のためのデータ計測システム

特性解析には SAT の伸び量と張力の時系列データを用いる。それらのデータを取得するための計測システムを図 B.1 に示す。伸び量 l はモータの角度 θ から算出され、張力 f は (5.3) 式, (5.4) 式に示す反力推定オブザーバにより推定される。

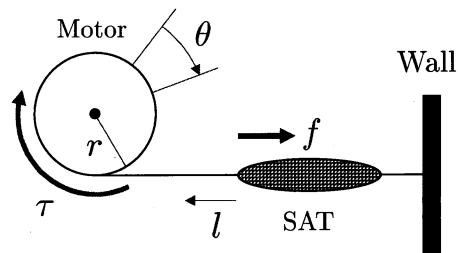


図 B.1: 計測システム

B.3 特性解析

SAT の特性解析は、伸び量 l と張力 f の時系列データを用いて、数種類のモデルにおけるモデリング精度を比較することにより行う．ここでは、以下の 4 種類のモデルを考察対象とする．ここで、 a_j はパラメータを示す．

$$f_{M1} = a_1 + a_2 l + a_3 \dot{l} \quad (B.1)$$

$$f_{M2} = a_1 + a_4 e^{a_5 l} \quad (B.2)$$

$$f_{M3} = a_1 + a_2 l + a_3 \dot{l} + a_4 e^{a_5 l} + a_6 e^{a_7 \dot{l}} \quad (B.3)$$

$$f_{M4} = a_1 + a_2 l + a_3 \dot{l} + a_4 e^{a_5 l} + a_6 e^{a_7 \dot{l}} + (a_8 + a_9 l)k \quad (B.4)$$

(B.1) 式は線形粘弾性モデル，(B.2) 式は可変弾性モデル（提案する張力制御法で利用する近似モデル），(B.3) 式は可変粘弾性モデル，(B.4) 式は履歴要素を追加したモデルである．履歴要素 k は、図 B.2 に示すように非線形転がり摩擦 [16] を参考に表現している．図中の Δl は伸び量の変化分を表す．曲線には指数関数を用いている．評価関数を以下のように与える．

$$J_i = \| f - f_{Mi} \|_2^2 \quad (B.5)$$

各モデルに対し、評価関数が最小となるように勾配法を用いてパラメータを決定する．取得した 3 種類の時系列データを図 B.3 に示す．Data 3 は立ち上がりが急峻であるため、他に比べて高周波成分を多く含むデータである．これらのデータに対する評価関数の最小値 J_i^m (評価値) を表 B.1 にまとめる．この結果より、(B.4) 式に示すモデルが最も精度良く SAT の特性を表現できていることがわかる．

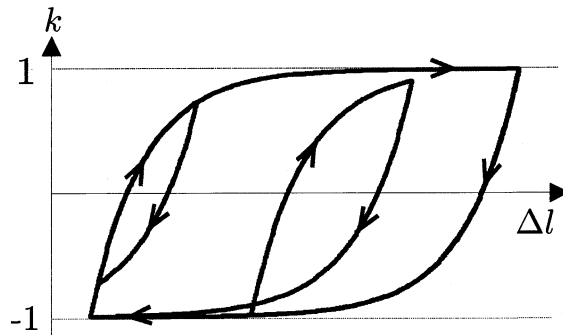


図 B.2: 非線形転がり摩擦

第 B 章 結言

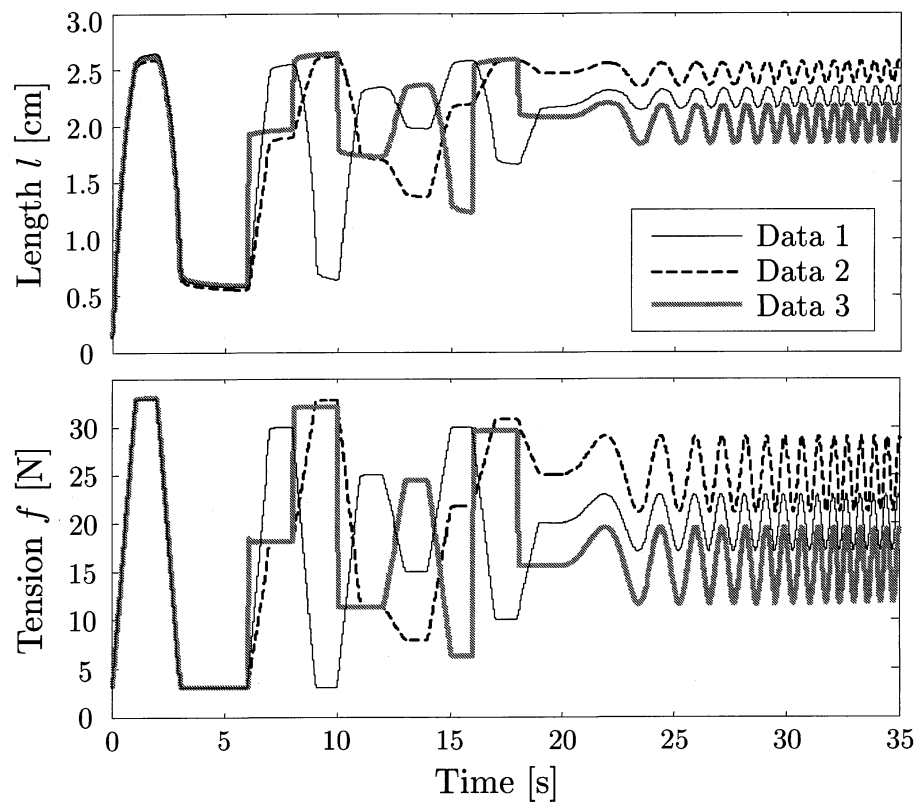


図 B.3: 取得時系列データ

表 B.1: 各モデルにおける評価値

	J_1^m	J_2^m	J_3^m	J_4^m
Data 1	81948	35475	19580	3184
Data 2	84359	56535	40421	2210
Data 3	127720	29456	23956	5192

表 B.2: f_{M4} における評価値の増加量 ΔJ_4^m

	$a_1 = 0$	$a_2 = 0$	$a_3 = 0$	$a_4 = 0$	$a_6 = 0$	$a_8 = 0$	$a_9 = 0$
Data 1	10796	666010	3317	3024378	30	314	25648
Data 2	13983	1011707	2050	4297100	27	8179	17712
Data 3	13920	738995	11478	2079604	9425	10119	19662

第 B 章 結言

表 B.2 は (B.4) 式において, a_j の値を $j=1$ から順に 1 つずつ 0 とした時の評価値の増加量 ΔJ_4^m を示す. 表 B.2 より, a_2, a_4 が 0 の時の ΔJ_4^m が大きいことから, SAT は線形弾性, 可変弾性成分を多く持つことが確認でき, これは本研究において, SAT を非線形弾性要素として扱っていることの妥当性を示す. また, a_9 を 0 とした時の ΔJ_4^m が大きいことから, SAT は振幅が伸び量 l に依存する履歴要素成分を持つと推測できる. a_3, a_6 の線形粘性, 可変粘性成分については, Data 3 における ΔJ_4^m が大きいことから, 高周波成分を表現するために必要な要素であると考えられる. 現段階の考察は以上である.

SAT の特性解析に対する現段階の見解を以下にまとめる.

- ・主に弾性要素により構成される
- ・振幅が伸び量に依存する履歴要素成分を持つ
- ・高周波領域で線形粘性, 可変粘性特性を示す

今後は反力推定オブザーバではなく, 張力センサを用いて張力データを取得することで, より正確な特性解析を行い, 性能解析, 制御応用について検討していく必要がある.

なお, 本稿に示す張力制御システムではバネの逆モデルを利用するため, 逆モデルが導出できる中で, できるだけ表現精度の良いバネモデルが望まれる. したがって, SAT の近似モデルは可変弾性成分とバイアス成分のみを用いた簡易なモデルとして決定した. このモデルには, バネ剛性が張力に線形の形で表現できるという利点も存在する.

付 録 C バネ剛性

本論文では、SAT の特性を (2.1) 式に示すような静的な近似モデルによって表現し、そのモデルに従ってバネ剛性を導出している。しかし、動的状態におけるバネ剛性は SAT が持つヒステリシス特性の影響を受けてしまうと考えられる。そこで、動的状態におけるバネ剛性を実測値から推定し、近似モデルにおけるバネ剛性との比較を行う。

今回取得した時系列データ（伸び量 l と張力 f ）を図 C.1 に示す。ここで、サンプリングタイムは 1 ms であり、張力は張力センサを用いて測定した。この時系列データを用いて、各サンプリングにおけるバネ剛性値を最小 2 乗法により推定する。

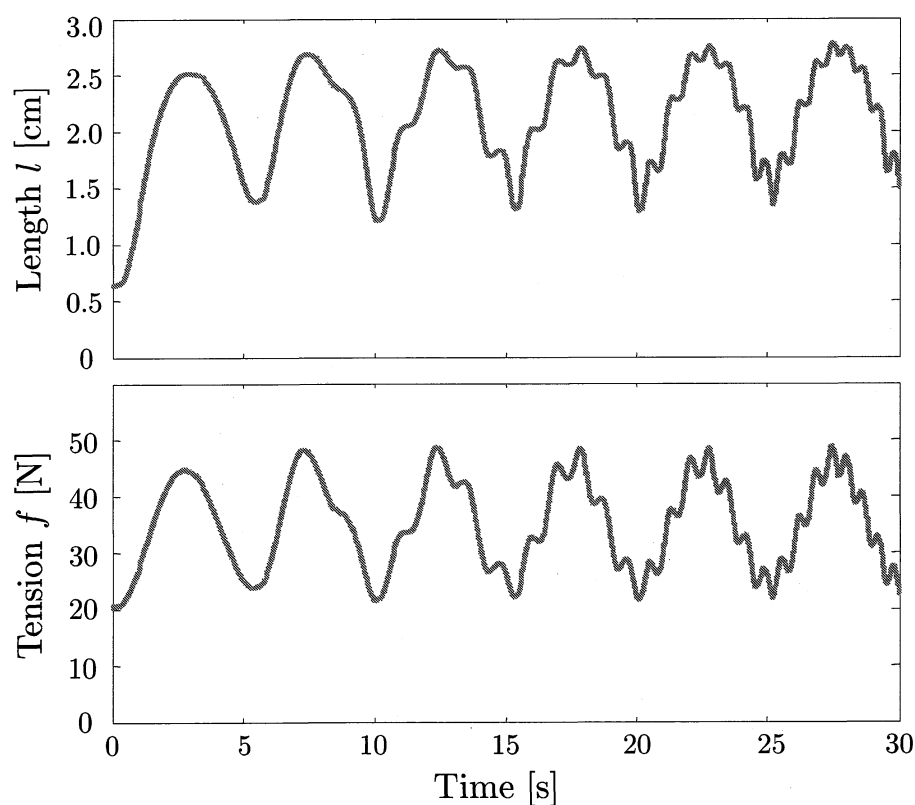


図 C.1: 取得時系列データ

第 C 章 結言

n サンプルにおける評価関数 J_n を、バネ剛性 K_n 、サンプル数 α を用いて、以下のよう設定する。

$$J_n = \sum_{i=n-\alpha}^n \{K_n(l_i - l_{i-1}) - (f_i - f_{i-1})\}^2 \quad (C.1)$$

この評価関数 J_n が最小となるときのバネ剛性 K_n を推定値とする。

サンプル数 α を 200 としたときの推定結果を図 C.2 に示す。図中の破線は (2.1) 式に示す近似モデルに基づき伸び量から算出したものである。また、取得データが含む周波数成分より高いカットオフ周波数である LPF にそれぞれ通過させたものを図 C.3 に示す。これらの図より、動作点によってバネ剛性は変化することがわかり、その傾向は推定値と近似モデルで一致する。また、近似モデルより推定値の方が大きな値となっているが、この増加分はヒステリシス特性の影響によるものであると予想できる。この結果から、ヒステリシス特性はバネ剛性を増加させる特性を持つと考えることができる。

以上のように、近似モデルによるバネ剛性算出法では、誤差が生じてしまうことがわかる。この問題に対する解決策として、以下の 2 つが考えられる。

- ・ヒステリシス特性まで含むモデル（付録 B 参照）に基づきバネ剛性を算出する
- ・制御中にオンラインでバネ剛性を推定し、フィードバック制御を行う

上の方法の問題点は、ヒステリシス特性を正確にモデル化することが困難であることと、モデルによってはバネ剛性を算出できない（伸び量 l で微分できない）可能性があることである。また、下の方法の問題点は、反力推定オブザーバの推定精度に依存してしまうことや、張力や伸び量の変化量が小さい時にバネ剛性の推定精度が劣化してしまうこと、関節剛性次元のフィードバック制御器の設計が必要になってしまうことである。

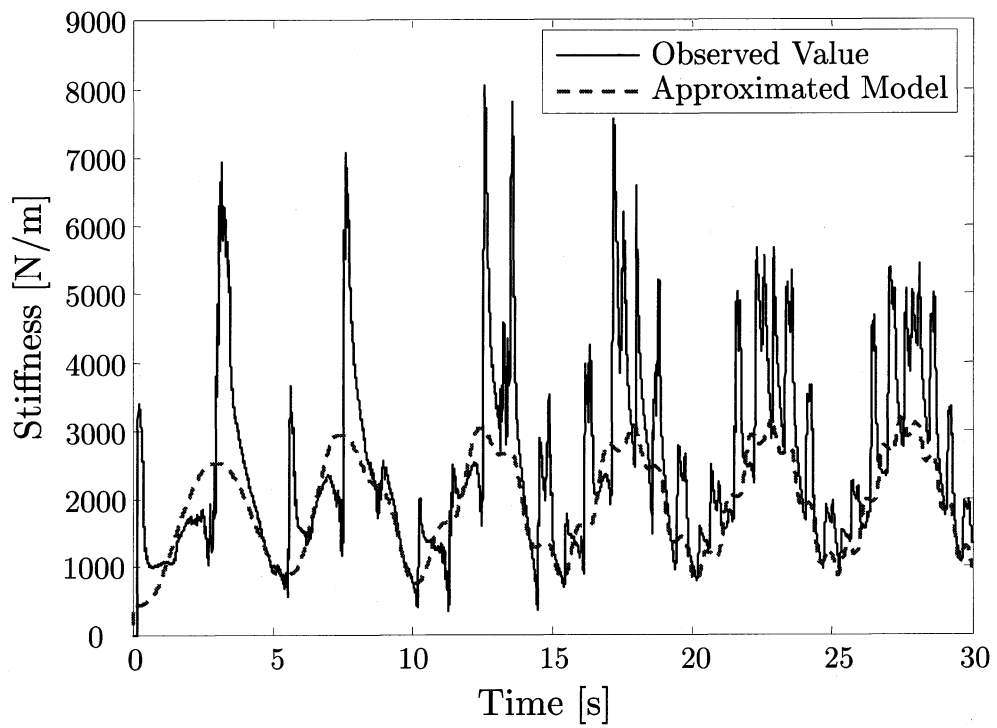


図 C.2: バネ剛性

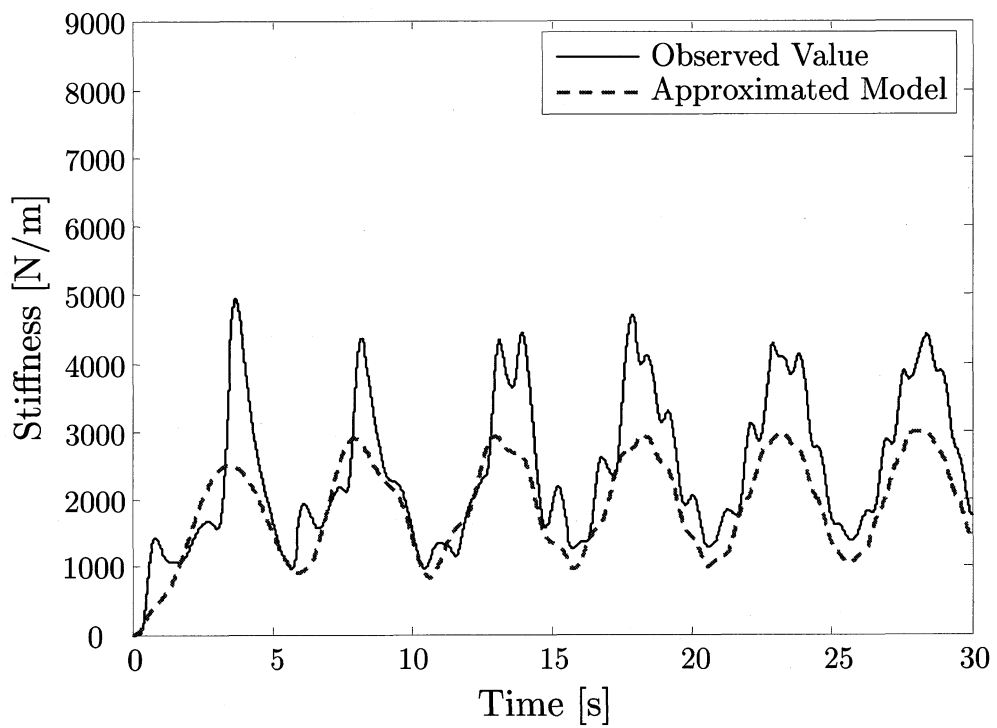


図 C.3: バネ剛性 (LPF)

論文目録

- (1) 灰屋和勇, 駒田諭, 平井淳之: 「NN 制御器設計を利用した非線形バネ SAT を用いた腱駆動機構の制御」, 平成 20 年電気学会産業応用部門大会ヤングエンジニアポスターコンペティション講演論文集, Y-79 (2008.8)
- (2) 灰屋和勇, 駒田諭, 平井淳之: 「ヒステリシス特性を持つ非線形バネ要素を用いた腱駆動機構の制御」, 計測自動制御学会中部支部 平成 20 年三重地区計測制御研究講演会講演論文集, A-19 (2008.12)
- (3) 灰屋和勇, 駒田諭, 平井淳之: 「ヒステリシス特性を持つ非線形バネ要素 SAT を用いた腱駆動機構の位置・剛性同時制御」, 電気学会研究会資料 産業計測制御研究会, IIC-09-110, pp.119-124 (2009.3)
- (4) Kazuo Haiya, Satoshi Komada, Junji Hirai: “Control of Tendon-driven Robotic Mechanisms by Non-Linear Springs with Hysteresis Characteristics”, IEEE International Conference on Mechatronics, ICM2009, We1B.5 (2009.4)
- (5) 灰屋和勇, 駒田諭, 平井淳之: 「ヒステリシス特性を持つ非線形バネ SAT を用いた腱駆動機構の位置/力/剛性同時制御」, 平成 21 年電気学会産業応用部門大会講演論文集, 2-72 (2009.9) [優秀論文発表賞 A 受賞]
- (6) 灰屋和勇, 駒田諭, 平井淳之: 「腱駆動機構における非線形バネ SAT のヒステリシス補償を用いた張力制御」, 平成 21 年度電気関係学会東海支部連合大会講演論文集, O-328 (2009.9) [優秀論文発表賞受賞]
- (7) 灰屋和勇, 駒田諭, 平井淳之: 「非線形バネ SAT の特性解析と腱駆動アーム制御への応用」, 計測自動制御学会中部支部 平成 20 年三重地区計測制御研究講演会講演論文集, A-13 (2009.12)
- (8) 灰屋和勇, 駒田諭, 平井淳之: 「腱駆動機構における非線形バネ SAT のモデル化誤差補償による張力制御」, 電気学会研究会資料 産業計測制御研究会, IIC-10-133 (2010.3 発表予定)

- (9) Kazuo Haiya, Satoshi Komada, Junji Hirai: “ Tension Control for Tendon Mechanisms by Compensation of Nonlinear Spring Characteristic Equation Error ”, Proc. of the 10th IEEE International Workshop on Advanced Motion Control, ND-000833 (2010.3 発表予定)
- (10) 灰屋和勇, 駒田諭, 平井淳之: 「腱駆動機構における非線形バネの特性式誤差補償による張力制御」, 平成 22 年電気学会産業応用部門誌, Vol. 130-D, No. 6 (2010.6 掲載予定)