

Title	身体表面の接触点における静止・動摩擦力を考慮した ロボットの全腕マニピュレーション
Author(s)	田村, 和希
Citation	
Issue Date	2014-03
Type	Thesis or Dissertation
Text version	author
URL	http://hdl.handle.net/10119/12045
Rights	
Description	Supervisor:浅野文彦, 情報科学研究科, 修士

修 士 論 文

身体表面の接触点における静止・動摩擦力を 考慮したロボットの全腕マニピュレーション

北陸先端科学技術大学院大学
情報科学研究科情報科学専攻

田村 和希

2014 年 3 月

修 士 論 文

身体表面の接触点における静止・動摩擦力を 考慮したロボットの全腕マニピュレーション

主指導教員 浅野 文彦 准教授

審査委員主査 浅野 文彦 准教授
審査委員 丁 洛榮 教授
審査委員 田中 宏和 准教授

北陸先端科学技術大学院大学
情報科学研究科情報科学専攻

1210031 田村 和希

提出年月: 2014 年 2 月

概要

本論文では，触覚情報の利用を前提としたロボットの全身・全腕マニピュレーション理論の構築を目指し，身体表面の接触点における静止・動摩擦力を考慮したモデリングを行う．さらに数値シミュレーションを通して実用的な力フィードバック制御・軌道生成法の基礎的検討を行う．

目次

第1章	はじめに	1
1.1	研究背景	1
1.2	研究目的	2
第2章	モデリング	3
2.1	接触点での摩擦力を考慮したシステム	3
2.2	LuGre 摩擦モデルを用いた静止・動摩擦力のモデリング	5
2.3	接触力の計算	8
2.4	数値計算アルゴリズム	9
第3章	接触力情報を必要としない出力追従制御	11
3.1	制御系設計	11
3.2	数値シミュレーション	11
第4章	スライディングモード制御	18
4.1	スライディングモード制御の概要	18
4.2	接触力情報を用いたスライディングモード制御	18
4.2.1	制御系設計	18
4.2.2	数値シミュレーション	20
4.3	チャタリング回避策を講じたスライディングモード制御	20
4.3.1	制御系設計	20
4.3.2	数値シミュレーション	21
第5章	制御性能の比較	31
第6章	まとめと今後の課題	35
6.1	まとめ	35
6.2	今後の課題	35
付録 A	3DWAM システム	39

第1章 はじめに

1.1 研究背景

近年、図 1.1 のような人間の力補助や協調作業を行う力強く巧みなロボットシステムが発達してきている [1][2]. そのようなロボットは未知環境において手先だけではなく身体全体で安全に人と触れ合わなければならない. 現在のマニピュレータ技術では, 小型軽量の物体についてはロボットのハンドやフィンガーを用いて操れるものの, 大体積・大重量の物体を人間のように巧みに全身・全腕を用いて操ることは依然として困難な状況にある.

触覚センサによる力情報の利用を前提とした, ロボットの全身・全腕マニピュレーション理論の研究が行われるようになってきている [3][4][5][6]. このような人間の高度な運動模倣の研究から得られる知見は, 身体感覚や神経制御機能の理解において重要なだけでなく, 現在のアクチュエータ出力の限界を超える高度な運動や人に優しいソフトロボットとしてのスキルアップを実現する上でも不可欠である. 全身・全腕マニピュレーションの特徴を以下にまとめる.

1. ロボットと物体との間の接触点の数を増やして力分散を行うことにより, 大重量の物体を把持する場合にも個々のアクチュエータの出力を軽減でき, バッテリーによる自立状態での長時間の稼働が可能となる.
2. 人間のような柔らかい皮膚を用いることで, 外的な環境や人間との安全な力学的干渉が実現できる.
3. 点接触での操りではなく, 面接触にすることで大体積・大重量の物体を傷つけることなく安定に把持し続けることができる.

ロボットの全身・全腕を用いた大物体の安定把持や操作において, 身体表面の静止・動摩擦力を考慮したモデリングおよび制御理論はモデリングの複雑さや困難さなどからまだ十分に確立されていない. 摩擦力の影響を再現する一つの手法として, LuGre 摩擦モデルが知られている [7][8][9]. LuGre 摩擦モデルを用いることで, 静止・動摩擦力を一つの微分方程式で表現することが可能となる (静止摩擦から動摩擦へ切り換える際のチャタリングを回避できる).

1.2 研究目的

以上を踏まえ、本論ではLuGre 摩擦モデルを用いて身体表面の接触点における静止・動摩擦力を考慮した全腕マニピュレーションシステムのモデリングおよび制御について議論する．はじめに図2.1 に示す円形の物体を操る平面2 自由度の全腕マニピュレーションシステムを数式によりモデリングし，LuGre 摩擦モデルを適用することでロボットアームと物体との間の接触点における摩擦力を再現する．次に物体の重心を操作するために，二種類の軌道追従制御システムを構築する．一つ目の制御システムは逆動力学制御 (Methd 1) であり，二つ目はスライディングモード制御を用いたシステム (Methd 2) [10] である．逆動力学制御ではPD フィードバックゲインを用いており，外乱などの影響により追従誤差が大きくなると，制御入力が非常に大きくなってしまいう危険性がある．一方で，スライディングモード制御を用いることで，不確かさに対するロバスト性の向上や追従誤差による大入力を防止することが期待できる．最後に平均誤差ノルムおよび平均入力パワーの観点から，提案した二つの制御性能の比較を行い，数値シミュレーションを通して全腕マニピュレーションシステムの基礎的な運動特性の解析を行う．また接触力の情報を利用した実時間制御戦略の有効性の検討を行う．



図 1.1: 介護支援ロボット RIBA [1][2]

第2章 モデリング

本章では平面2自由度全腕マニピュレーションシステムのモデリングを行う。図2.2の物理モデルを基にラグランジュの運動方程式を用いてモデリングを行い、軌道追従制御を行うため逆動力制御およびスライディングモード制御系の設計を行う。設計した制御系の有効性を確認するために数値シミュレーションを行い、提案する二つの制御系の制御性能の比較を行う。本研究では数値シミュレータとしてMATLABを用いる。

2.1 接触点での摩擦力を考慮したシステム

身体表面の接触点における静止・動摩擦力の影響を伴う平面2自由度全腕マニピュレーションシステムのモデルを図2.1に示す。ここで以下の条件を仮定する。

1. ロボットアームは2自由度の剛体リンクからなる。
2. 大重量・大体積の操作対象物として円形の剛体物体を考える。
3. ロボットアーム表面と物体との接触点での静止・動摩擦力の影響を考慮する。
4. ロボットアームのジョイント部の摩擦力は考慮しない。

図2.2に図2.1の物理モデルを示す。物理モデルの詳細を以下にまとめる。

- l_1 [m] および l_2 をそれぞれリンク1およびリンク2のリンク長とする。
- m_1 [kg], m_2 および m_o をそれぞれリンク1, リンク2および物体の質量とする。
- I_1 [kg·m²], I_2 および I_o をそれぞれリンク1, リンク2および物体の慣性モーメントとする。
- r [m] を物体の半径とする。

接触点での静止・動摩擦力の影響を考慮したロボットアームおよび物体の運動方程式は以下のように与えられる。

$$M(\theta)\ddot{\theta} + h(\theta, \dot{\theta}) = \tau - J_s^T \lambda_s + W_{\mu 1} \lambda_\mu \quad (2.1)$$

$$M_o \ddot{x} + g_o = \lambda_s + W_{\mu 2} \lambda_\mu \quad (2.2)$$

$$I_o \ddot{\phi} = W_{\mu 3} \lambda_\mu \quad (2.3)$$

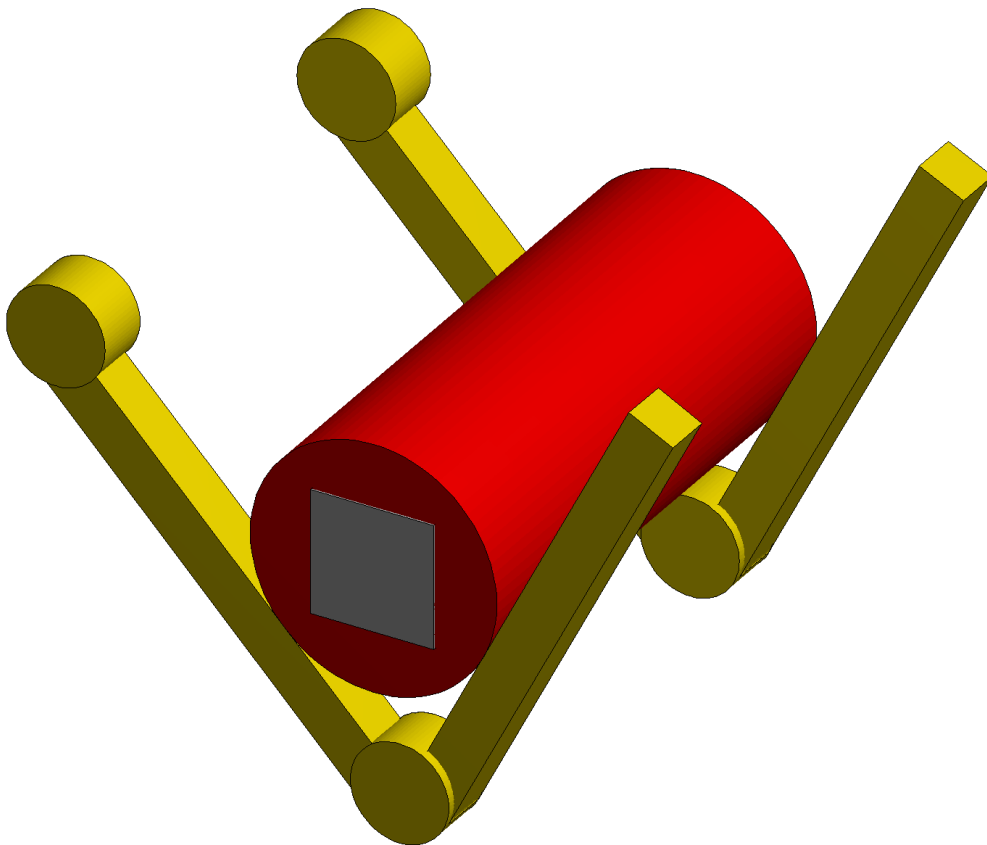


図 2.1: 2 リンク WAM システムの概要

ここで $\boldsymbol{\theta} = [\theta_1 \ \theta_2]^T$, $\mathbf{x} = [x_1 \ x_2]^T$ および ϕ はそれぞれアームのリンク角度, 物体の位置および回転角度である. $\mathbf{M}_o = \text{diag}(m_o, m_o)$ および I_o は対象物の慣性行列および慣性モーメントである. $\mathbf{J}_s^T \boldsymbol{\lambda}_s \in \mathbb{R}^{5 \times 1}$ は接触力, $\boldsymbol{\lambda}_\mu \in \mathbb{R}^{2 \times 1}$ は摩擦力であり $\mathbf{W}_{\mu i} \in \mathbb{R}^{5 \times 2}$ はそのヤコビ行列である. 式 (2.1), (2.2) および (2.3) を行列表現すると次式が与えられる.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M}(\boldsymbol{\theta}) \\ \mathbf{M}_o \\ I_o \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\boldsymbol{\theta}} \\ \ddot{\mathbf{x}} \\ \ddot{\phi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{h}(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}}) \\ \mathbf{g}_o \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{\tau} \\ \mathbf{0}_{2 \times 1} \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -\mathbf{J}_s^T \\ \mathbf{I}_2 \\ \mathbf{0}_{1 \times 2} \end{bmatrix} \boldsymbol{\lambda}_s + \begin{bmatrix} \mathbf{W}_{\mu 1} \\ \mathbf{W}_{\mu 2} \\ \mathbf{W}_{\mu 3} \end{bmatrix} \boldsymbol{\lambda}_\mu \quad (2.4)$$

さらに式 (2.4) を簡略化すると次式が得られる.

$$\mathbf{M}_a(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{h}_a(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \boldsymbol{\tau}_a + \mathbf{W}_s \boldsymbol{\lambda}_s + \mathbf{W}_\mu \boldsymbol{\lambda}_\mu \quad (2.5)$$

ここで $\mathbf{q} = [\boldsymbol{\theta}^T \ \mathbf{x}^T \ \phi]^T$ は全腕マニピュレーションシステムの一般化座標ベクトルである.

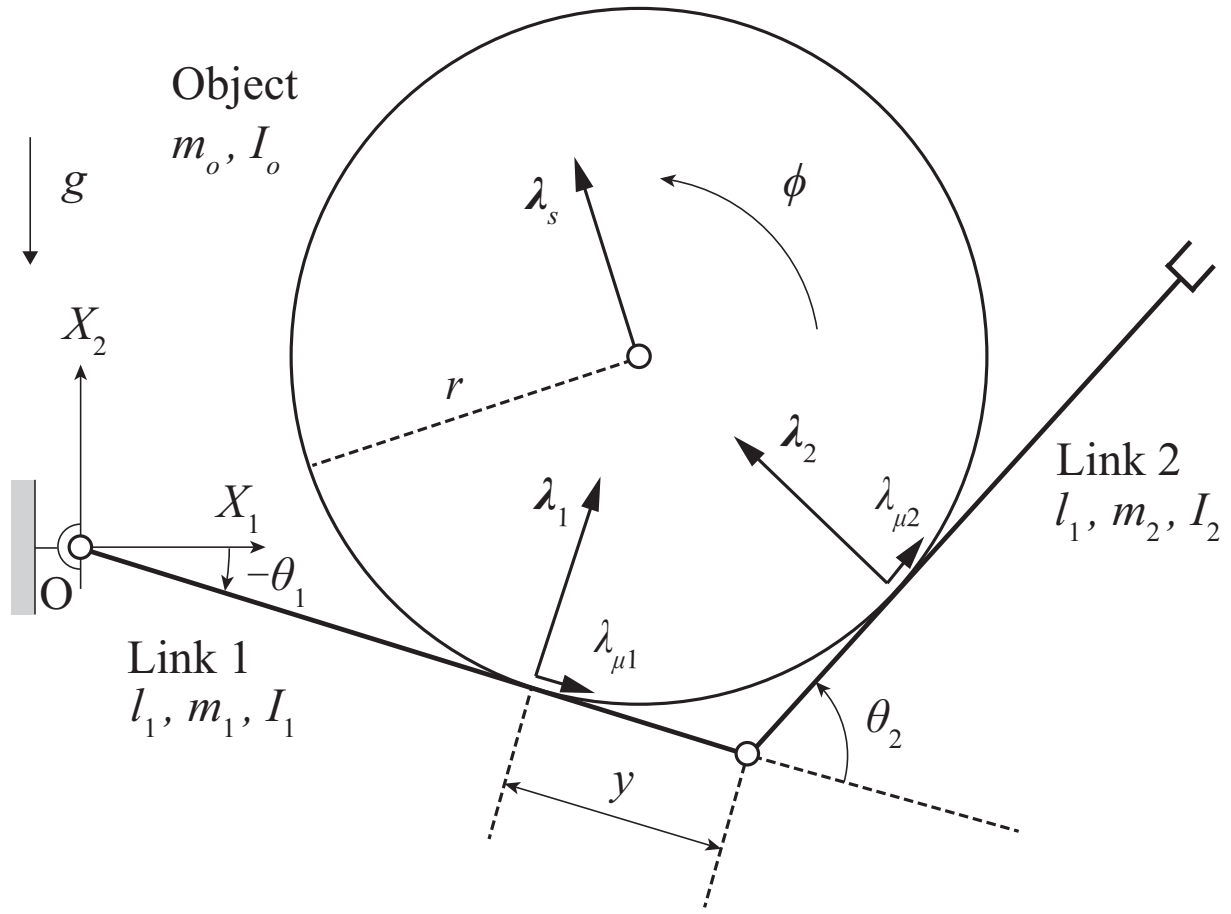


図 2.2: 2 リンク WAM システムの物理モデル

2.2 LuGre 摩擦モデルを用いた静止・動摩擦力のモデリング

接触点での静止・動摩擦力のモデリングには LuGre 摩擦モデルを用いる [8]. LuGre 摩擦モデルは図 2.3 に示すように、接触面を剛毛 (bristles) の集まりと考え、剛毛の剛性と粘性により摩擦力をモデル化している. モデル中ではこの剛毛をバネ・ダンパ系で表現する. LuGre 摩擦モデルにおけるパラメータを表 2.1 に記す. LuGre 摩擦モデルにより生成される摩擦力は,

$$\lambda_{\mu i} = \sigma_0 z_i + \sigma_1 \dot{z}_i + \sigma_2 \dot{y} \quad (2.6)$$

$$\frac{dz_i}{dt} = \dot{y} - \frac{\sigma_0 |\dot{y}|}{g_i(\dot{y})} z_i \quad (2.7)$$

と計算される. ここで σ_0 , σ_1 および σ_2 はそれぞれ剛毛のバネ定数, ダンパ定数および流体の粘性摩擦係数であり, z は剛毛のたわみの平均値である. また y は図 2.4 に示すロボットアームの肘 A から接触点 P_1 までの長さであり, $\dot{y}$ はロボットアームと物体との間におけるすべり速度である. $\lambda_{\mu i}$ における下付き文字 $i(=1, 2)$ はリンク 1 またはリンク 2 を表

す. 速度依存関数 $g_i(\dot{y})$ はクーロン摩擦とストライベック効果を表現しており次式で与えられる.

$$g_i(\dot{y}) = F_{ci} + (F_{si} - F_{ci}) e^{-|\frac{\dot{y}}{v_s}|} \quad (2.8)$$

ここで F_{ci} および F_{si} は, それぞれクーロン摩擦力と静止摩擦力を表しており, 接触点での垂直抗力に比例し値が変化する. 図 2.4 に典型的な $g(\dot{y})$ の形を示す. また v_s はストライベック速度であり $g(\dot{y})$ が F_c に近づく速さを決定する. もしすべり速度 $\dot{y}$ が大きければ摩擦力は F_c に収束し, $\dot{y}$ が小さければ摩擦力は F_s に収束する.

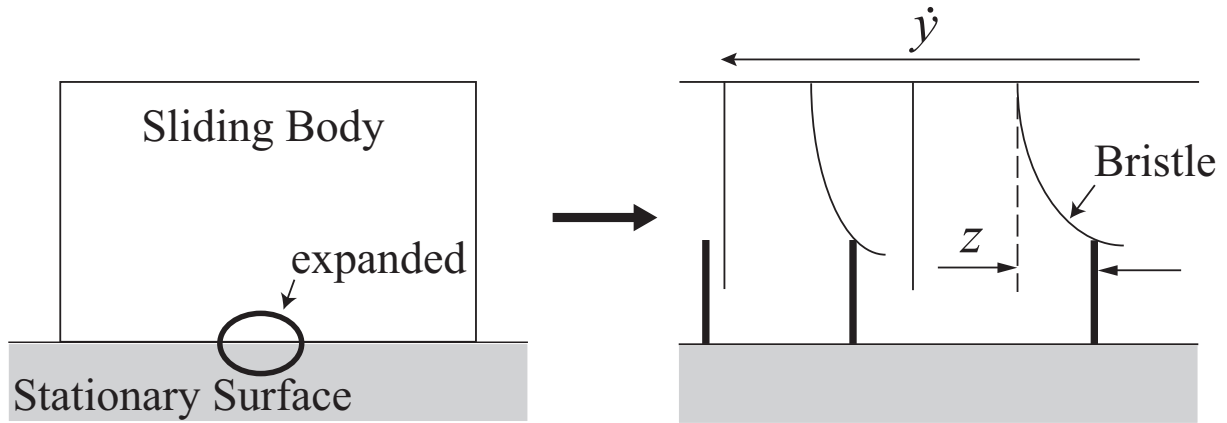


図 2.3: LuGre 摩擦モデル

表 2.1: LuGre 摩擦モデルにおけるパラメータ

σ_0	5000	N/m
σ_1	632	kg/s
σ_2	0.0	kg/s
v_s	0.001	m/s

図 2.5 において原点 O から接触点 P_1 および P_2 への位置ベクトルは次式で得られる.

$$\overrightarrow{OP_1} = \begin{bmatrix} (l_1 - y) \cos \theta_1 \\ (l_1 - y) \sin \theta_1 \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

$$\overrightarrow{OP_2} = \begin{bmatrix} l_1 \cos \theta_1 + y \cos(\theta_1 + \theta_2) \\ l_1 \sin \theta_1 + y \sin(\theta_1 + \theta_2) \end{bmatrix} \quad (2.10)$$

ヤコビ行列 $\mathbf{J}_1(\boldsymbol{\theta})$ および $\mathbf{J}_2(\boldsymbol{\theta})$ を用いると, 式 (2.9) および (2.10) の時間微分はそれぞれ以下ようになる.

$$\frac{d}{dt} \overrightarrow{OP_1} = \mathbf{J}_1(\boldsymbol{\theta}) \dot{\boldsymbol{\theta}}, \quad \frac{d}{dt} \overrightarrow{OP_2} = \mathbf{J}_2(\boldsymbol{\theta}) \dot{\boldsymbol{\theta}} \quad (2.11)$$

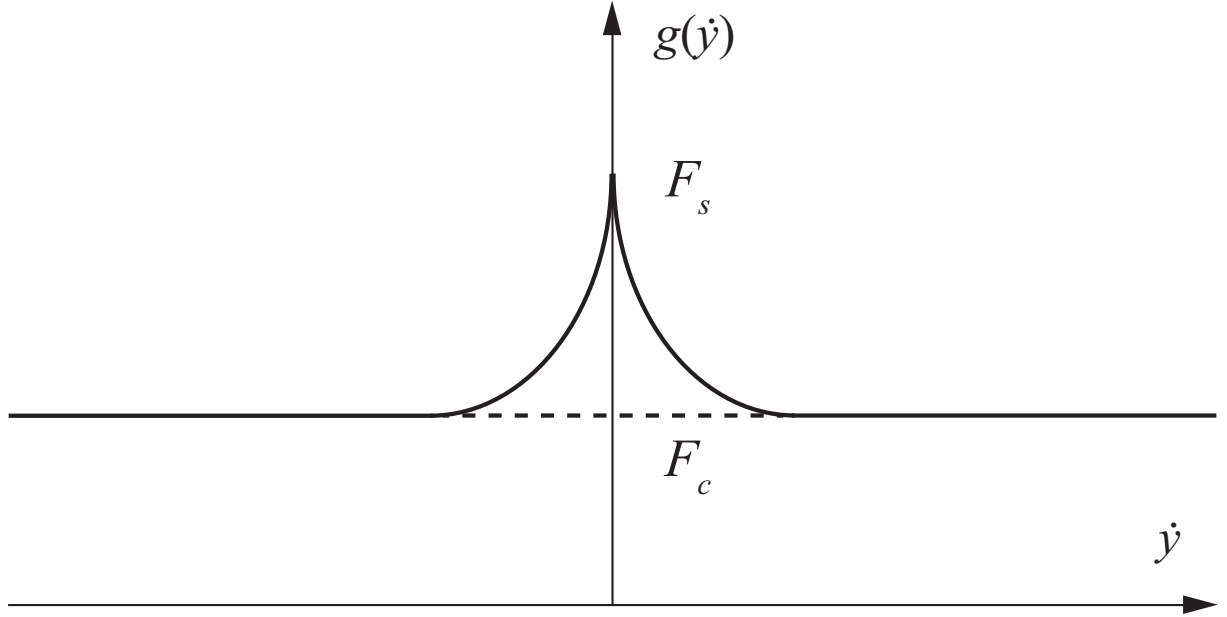


図 2.4: LuGre 摩擦モデルにおける関数 $g(\dot{y})$ の特徴

式 (2.11) のヤコビ行列を用いることでロボットアームおよび物体の静止・動摩擦力は以下のように計算できる.

$$\mathbf{W}_{\mu 1} \boldsymbol{\lambda}_{\mu} = \mathbf{J}_1(\boldsymbol{\theta})^T \begin{bmatrix} \cos \theta_1 \\ \sin \theta_1 \end{bmatrix} (-\lambda_{\mu 1}) + \mathbf{J}_2(\boldsymbol{\theta})^T \begin{bmatrix} \cos(\theta_1 + \theta_2) \\ \sin(\theta_1 + \theta_2) \end{bmatrix} (-\lambda_{\mu 2}) \quad (2.12)$$

$$\mathbf{W}_{\mu 2} \boldsymbol{\lambda}_{\mu} = \begin{bmatrix} \cos \theta_1 \\ \sin \theta_1 \end{bmatrix} \lambda_{\mu 1} + \begin{bmatrix} \cos(\theta_1 + \theta_2) \\ \sin(\theta_1 + \theta_2) \end{bmatrix} \lambda_{\mu 2} \quad (2.13)$$

$$\mathbf{W}_{\mu 3} \boldsymbol{\lambda}_{\mu} = r \lambda_{\mu 1} + r \lambda_{\mu 2} \quad (2.14)$$

ここで $\boldsymbol{\lambda}_{\mu}$ は

$$\boldsymbol{\lambda}_{\mu} = \begin{bmatrix} \lambda_{\mu 1} \\ \lambda_{\mu 2} \end{bmatrix} \quad (2.15)$$

である. 以上をまとめると摩擦力は次式のように表現できる.

$$\mathbf{W}_{\mu} \boldsymbol{\lambda}_{\mu} := \begin{bmatrix} \mathbf{W}_{\mu 1} \\ \mathbf{W}_{\mu 2} \\ \mathbf{W}_{\mu 3} \end{bmatrix} \boldsymbol{\lambda}_{\mu} = \begin{bmatrix} 0 & -l_1 \sin \theta_2 \\ \frac{r}{2 \cos^2 \frac{\theta_2}{2}} & -\frac{r}{2 \cos^2 \frac{\theta_2}{2}} \\ \cos \theta_1 & \cos(\theta_1 + \theta_2) \\ \sin \theta_1 & \sin(\theta_1 + \theta_2) \\ r & r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \lambda_{\mu 1} \\ \lambda_{\mu 2} \end{bmatrix} \quad (2.16)$$

本研究で用いたヤコビ行列 $\mathbf{J}_1(\boldsymbol{\theta})$ および $\mathbf{J}_2(\boldsymbol{\theta})$ は対象物が円形の場合のみに適用できる. 一般的な場合は対象物が円形だけでなく, そのヤコビ行列はより複雑になる.

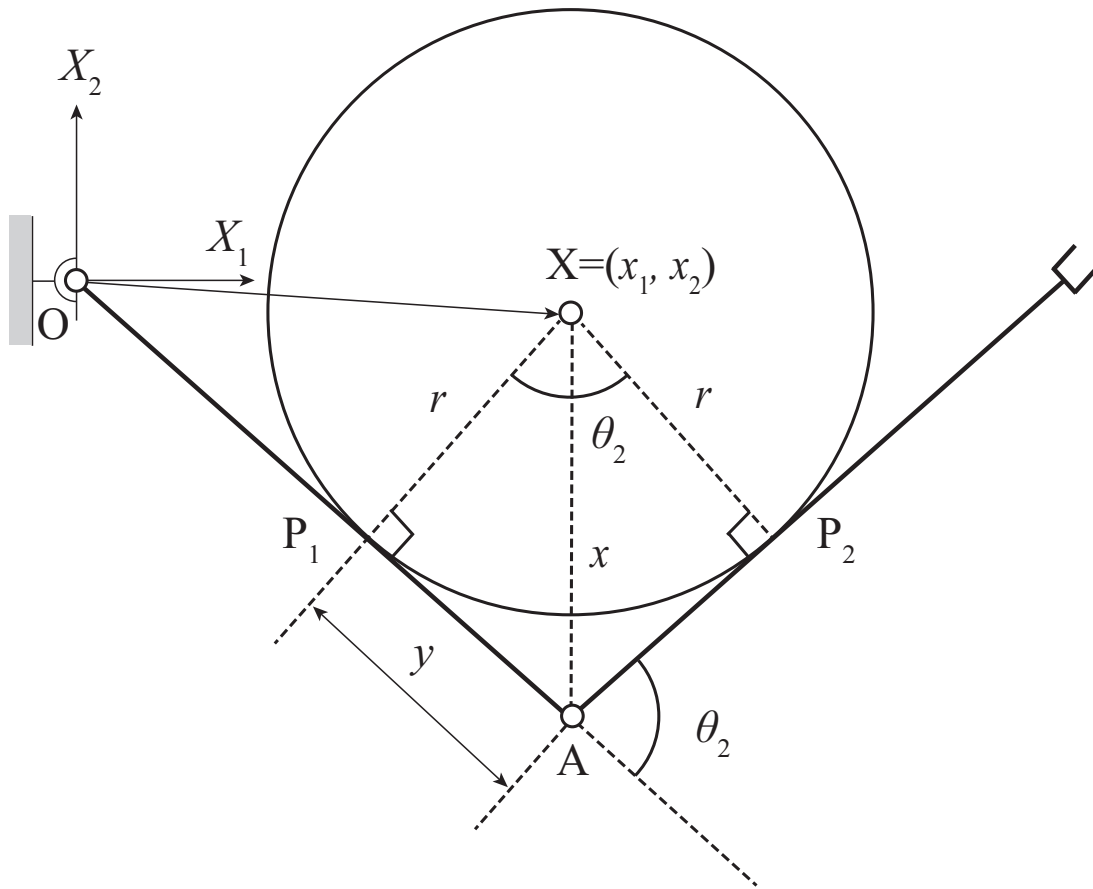


図 2.5: 幾何学的条件

2.3 接触力の計算

次にすべり接触の詳細について述べる．図 2.5 より位置ベクトル $\overrightarrow{OX}$ は $\overrightarrow{OA} + \overrightarrow{AX}$ と表すことができるので，物体の重心位置は次式で表現できる．

$$\begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta_1 \\ \sin \theta_1 \end{bmatrix} l_1 + \begin{bmatrix} -\sin(\theta_1 + \frac{\theta_2}{2}) \\ \cos(\theta_1 + \frac{\theta_2}{2}) \end{bmatrix} x \quad (2.17)$$

ここで x は $\overrightarrow{AX}$ の長さであり，次式の条件を満足する．

$$x \sin \left(\frac{\pi - \theta_2}{2} \right) = r \quad (2.18)$$

式 (2.18) を簡略化すると

$$x = \frac{r}{\cos \frac{\theta_2}{2}} \quad (2.19)$$

となり，式 (2.17) に代入すると次式を得る．

$$\begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} l_1 \cos \theta_1 - r \left(\sin \theta_1 + \cos \theta_1 \tan \frac{\theta_2}{2} \right) \\ l_1 \sin \theta_1 + r \left(\cos \theta_1 + \sin \theta_1 \tan \frac{\theta_2}{2} \right) \end{bmatrix} \quad (2.20)$$

式 (2.20) を時間微分すると，以下のヤコビ行列 $\mathbf{J}_s(\boldsymbol{\theta})$ を得る．

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_{11} & J_{12} \\ J_{21} & J_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \end{bmatrix} =: \mathbf{J}_s(\boldsymbol{\theta}) \dot{\boldsymbol{\theta}} \quad (2.21)$$

ここで

$$\begin{aligned} J_{11} &= -l_1 \sin \theta_1 - r \left(\cos \theta_1 - \sin \theta_1 \tan \frac{\theta_2}{2} \right) \\ J_{21} &= l_1 \cos \theta_1 - r \left(\sin \theta_1 + \cos \theta_1 \tan \frac{\theta_2}{2} \right) \\ J_{12} &= -\frac{r \cos \theta_1}{2 \cos^2 \frac{\theta_2}{2}}, \quad J_{22} = -\frac{r \sin \theta_1}{2 \cos^2 \frac{\theta_2}{2}} \end{aligned}$$

である．物体の重心に働く接触力 $\boldsymbol{\lambda}_s$ はホロノミック拘束力であり，式 (2.4) を $\mathbf{W}_s^T \dot{\mathbf{q}} = \mathbf{0}$ の条件を用いて変形すると次式で与えられる．

$$\boldsymbol{\lambda}_s = -(\mathbf{W}_s^T \mathbf{M}_a^{-1} \mathbf{W}_s)^{-1} \left(\mathbf{W}_s^T \mathbf{M}_a^{-1} (\boldsymbol{\tau}_a + \mathbf{W}_\mu \boldsymbol{\lambda}_\mu - \mathbf{h}_a) + \dot{\mathbf{W}}_s^T \dot{\mathbf{q}} \right) \quad (2.22)$$

ここで $\boldsymbol{\lambda}_s$ を二点での接触力に分割すると次式が得られる．

$$\boldsymbol{\lambda}_s = \boldsymbol{\lambda}_1 + \boldsymbol{\lambda}_2 = \begin{bmatrix} \lambda_{11} \\ \lambda_{12} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \lambda_{21} \\ \lambda_{22} \end{bmatrix} \quad (2.23)$$

ここで λ_{i1} および λ_{i2} はそれぞれ X_1 および X_2 の要素で表現される．幾何学的条件より，それぞれの要素は以下のように計算できる．

$$\begin{bmatrix} \lambda_{11} \\ \lambda_{12} \\ \lambda_{21} \\ \lambda_{22} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\tan \theta_1 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & -\tan(\theta_1 + \theta_2) \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\tan \theta_1 - \tan(\theta_1 + \theta_2) \\ 1 & 1 \end{bmatrix}^{-1} \boldsymbol{\lambda}_s \quad (2.24)$$

2.4 数値計算アルゴリズム

一般にホロノミック拘束力および摩擦力は同時に計算することはできず，これは数値シミュレーションにおいて無視することのできない問題である．そこで数値シミュレーションを容易に実現させるため，以下の数値計算アルゴリズムを提案する．

1. 摩擦なしでの接触力 λ_s を次式を用いて計算する.

$$\lambda_s = -(\mathbf{W}_s^T \mathbf{M}_a^{-1} \mathbf{W}_s)^{-1} \left(\mathbf{W}_s^T \mathbf{M}_a^{-1} (\boldsymbol{\tau}_a - \mathbf{h}_a) + \dot{\mathbf{W}}_s^T \dot{\mathbf{q}} \right) \quad (2.25)$$

ここで τ_a は 1 ステップ前の値を用いる.

2. LuGre 摩擦モデルにより接触位置における静止・動摩擦力 $\mathbf{W}_\mu \boldsymbol{\lambda}_\mu$ を計算する.
3. 計算された摩擦力 $\mathbf{W}_\mu \boldsymbol{\lambda}_\mu$ を外力として式 (2.5) に加え次式を用いて接触力 λ_s を計算する.

$$\lambda_s = -(\mathbf{W}_s^T \mathbf{M}_a^{-1} \mathbf{W}_s)^{-1} \left(\mathbf{W}_s^T \mathbf{M}_a^{-1} (\boldsymbol{\tau}_a + \mathbf{W}_\mu \boldsymbol{\lambda}_\mu - \mathbf{h}_a) + \dot{\mathbf{W}}_s^T \dot{\mathbf{q}} \right) \quad (2.26)$$

4. 接触力 λ_s および摩擦力 $\mathbf{W}_\mu \boldsymbol{\lambda}_\mu$ を用いて次式の角加速度 $\ddot{\mathbf{q}}$ を計算する.

$$\ddot{\mathbf{q}} = \mathbf{M}^{-1} (\boldsymbol{\tau} + \mathbf{W}_s^T \lambda_s + \mathbf{W}_\mu \boldsymbol{\lambda}_\mu - \mathbf{h}) \quad (2.27)$$

第3章 接触力情報を必要としない出力追従制御

本論ではタスクとしてロボットアームにより物体の重心を軌道追従させることを考える．制御方法としては逆動力学制御およびスライディングモード性制御の二つの制御システムを提案する．

3.1 制御系設計

本章ではまず逆動力学制御について考える．逆動力学制御の特徴として実時間で接触力を計算しなくとも軌道追従制御が行えることである．式 (2.2) の両辺に左から $\mathbf{J}_s^T$ を掛け、式 (2.1) の $\mathbf{J}_s^T \boldsymbol{\lambda}_s$ に代入すると

$$\mathbf{M}\ddot{\boldsymbol{\theta}} + \mathbf{J}_s^T \mathbf{M}_o \ddot{\mathbf{x}} + \mathbf{h} + \mathbf{J}_s^T \mathbf{g}_o = \boldsymbol{\tau} + (\mathbf{W}_{\mu 1} + \mathbf{J}_s^T \mathbf{W}_{\mu 2}) \boldsymbol{\lambda}_\mu \quad (3.1)$$

と求まり、 $\ddot{\mathbf{x}} = \mathbf{J}_s \ddot{\boldsymbol{\theta}} + \dot{\mathbf{J}}_s \dot{\boldsymbol{\theta}}$ を用いると式 (3.1) の $\ddot{\boldsymbol{\theta}}$ を消去でき次式を得る．

$$(\mathbf{M} \mathbf{J}_s^{-1} + \mathbf{J}_s^T \mathbf{M}_o) \ddot{\mathbf{x}} + \bar{\mathbf{h}} = \boldsymbol{\tau} + \mathbf{W}_{\mu 1} \boldsymbol{\lambda}_\mu + \mathbf{J}_s^T \mathbf{W}_{\mu 2} \boldsymbol{\lambda}_\mu \quad (3.2)$$

ここで

$$\bar{\mathbf{h}} = \mathbf{h} - \mathbf{M} \mathbf{J}_s^{-1} \dot{\mathbf{J}}_s \dot{\boldsymbol{\theta}} + \mathbf{J}_s^T \mathbf{g}_o \quad (3.3)$$

であり、摩擦力が未知の場合の軌道追従制御トルク $\boldsymbol{\tau}$ は次式のように決定される．

$$\boldsymbol{\tau} = (\mathbf{M} \mathbf{J}_s^{-1} + \mathbf{J}_s^T \mathbf{M}_o) \mathbf{u} + \bar{\mathbf{h}} \quad (3.4)$$

$$\mathbf{u} = \ddot{\mathbf{x}}_d + \mathbf{K}_D (\dot{\mathbf{x}}_d - \dot{\mathbf{x}}) + \mathbf{K}_P (\mathbf{x}_d - \mathbf{x}) \quad (3.5)$$

ここで $\mathbf{x}_d$ は物体の重心の目標軌道であり、 $\mathbf{K}_D \in \mathbb{R}^{2 \times 2}$ および $\mathbf{K}_P \in \mathbb{R}^{2 \times 2}$ はそれぞれ微分および比例ゲイン行列である．

3.2 数値シミュレーション

本節では提案した制御系の有効性を確認するため数値シミュレーションを行う．表 2.1 および表 3.1 にシミュレーションで用いる物理および制御パラメータを記す．物体の重心

の目標軌道 $\mathbf{x}_d$ は以下のように設定した.

$$\mathbf{x}_d(t) = \begin{bmatrix} x_{10} + r_d \cos\left(\frac{2\pi}{T}t\right) \\ x_{20} + r_d \sin\left(\frac{2\pi}{T}t\right) \end{bmatrix} \quad (3.6)$$

パラメータはそれぞれ $x_{10} = 0.30$, $x_{20} = -0.10$, $r_d = 0.11$ [m] および $T = 5.0$ [s] と選択した. 式 (3.6) は x_1 - x_2 平面上を 5 [s] 間に一回円を描くことを示している. PD フィードバックゲインは二次系のシステムの極を -15.0 とするため, それぞれ $\mathbf{K}_D = 30.0\mathbf{I}_2$ および $\mathbf{K}_P = 225.0\mathbf{I}_2$ と設定した.

図 3.1 にスティック線図を示す. 図 3.2 に x_1 - x_2 平面上の物体の重心軌道を示す. 青い線は望みの円軌道を示し, 赤い線はシミュレーション結果を示す. 定常偏差は残っているが目標軌道に沿って円を描くことに成功していることがわかる. 図 3.3 に二つの接触点における垂直抗力を示す. どちらの垂直抗力も周期的に変化していることがわかる. またリンク 1 の垂直抗力のほうがリンク 2 の垂直抗力より平均して大きな力が加わっていることがわかる. 図 3.4(a), (b) に接触点における変位 y およびすべり速度 $\dot{y}$ を示す. 変位に応じてすべり速度も変化し, どちらも周期的になっていることがわかる. 図 3.5(a), (b) に剛毛のたわみの平均値 z および静止・動摩擦力の値を示す. z はすべり速度および垂直抗力に応じて変化していることがわかる. 摩擦力も垂直抗力に応じて変動していることがわかる. また 2.5 [s] や 5 [s] あたりで滑り速度 $\dot{y}$ が零に近づき静止摩擦力が発生し, 摩擦力の値が大きくなっていることがわかる. 図 3.6 にリンク 1 およびリンク 2 に加わる制御トルクを示す. リンク 1 およびリンク 2 の制御トルクはほぼ逆位相になっており, どちらも周期的な値が生成されていることがわかる.

表 3.1: アームおよび物体の物理パラメータ

l_1	0.5	m	m_o	20.0	kg
l_2	0.5	m	I_1	0.1	kg·m ²
m_1	10.0	kg	I_2	0.1	kg·m ²
m_2	10.0	kg	I_o	0.625	kg·m ²

過去の全腕マニピュレーションシステムの研究においては静止摩擦および動摩擦をそれぞれ別のモデルを用いていたため, 摩擦が切り替わる際にチャタリングが発生してしまい静止摩擦まで考慮することは困難であった. しかし本稿では, 静止・動摩擦力のモデリングに LuGre 摩擦モデルを用いたことで摩擦の切り替えが必要なくなり, 容易にシミュレーションを行うことが可能となった. また静摩擦力の影響により接触面でロボットアームと物体が完全に拘束されることがなくなり, さまざまなタスクを実現することが可能となる.

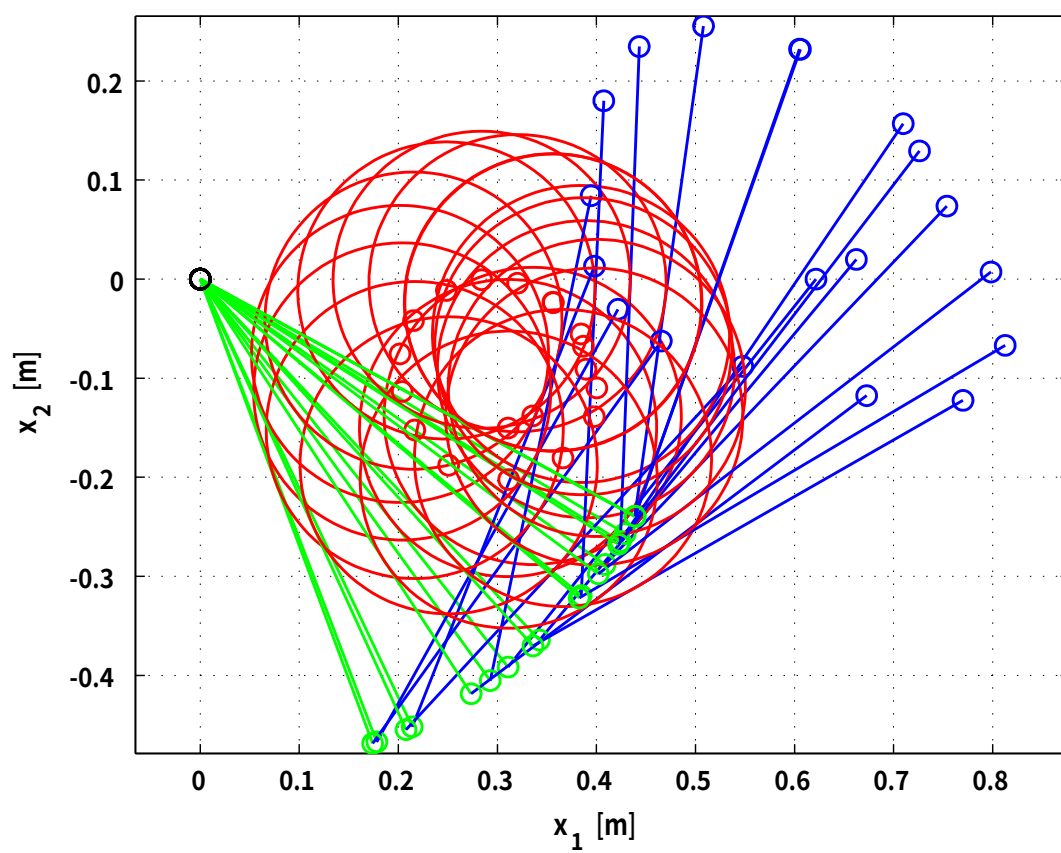


図 3.1: スティック線図

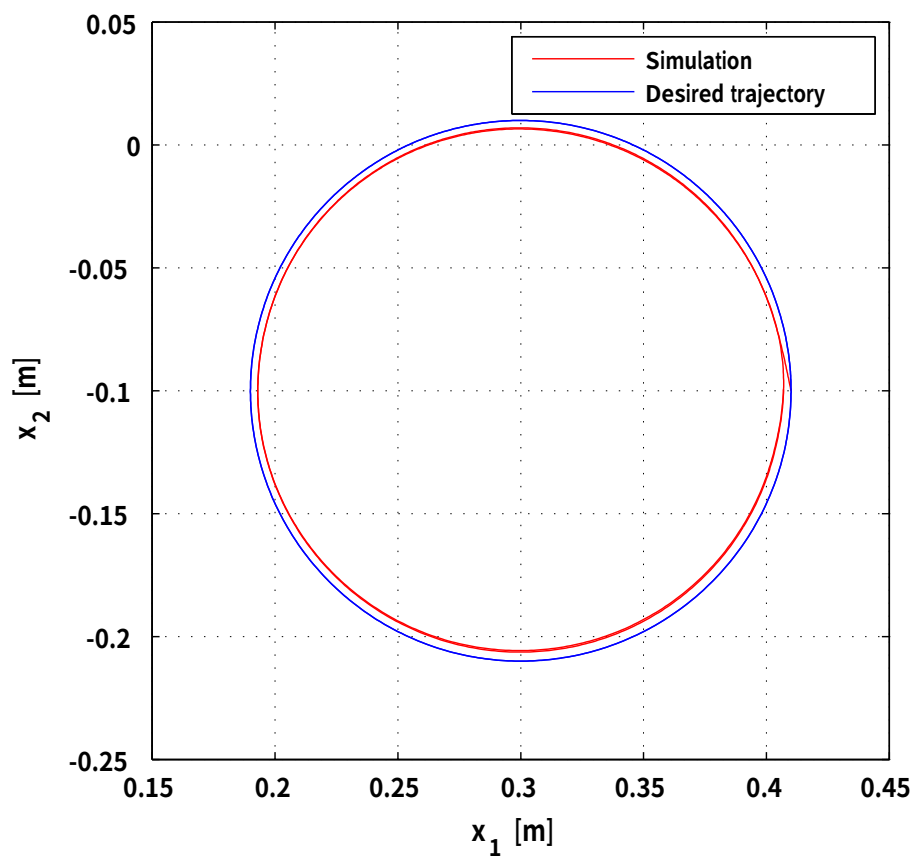


図 3.2: x_1 - x_2 平面における軌道追従結果 ($K_D = 30.0I_2$, $K_P = 225.0I_2$)

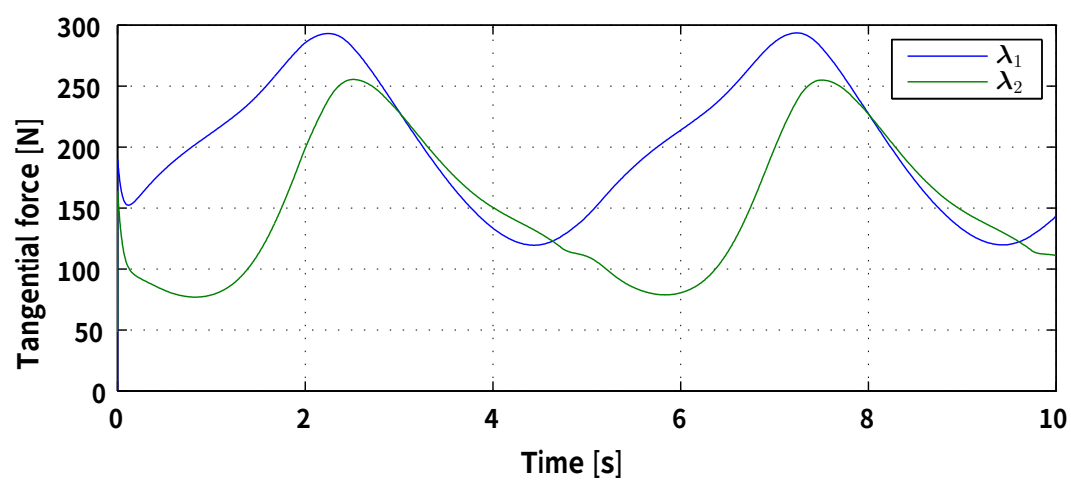
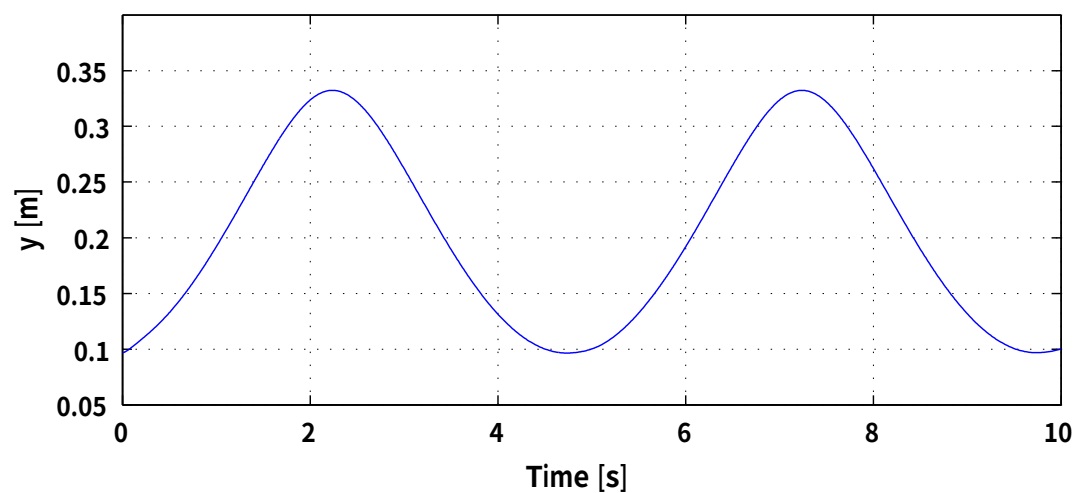
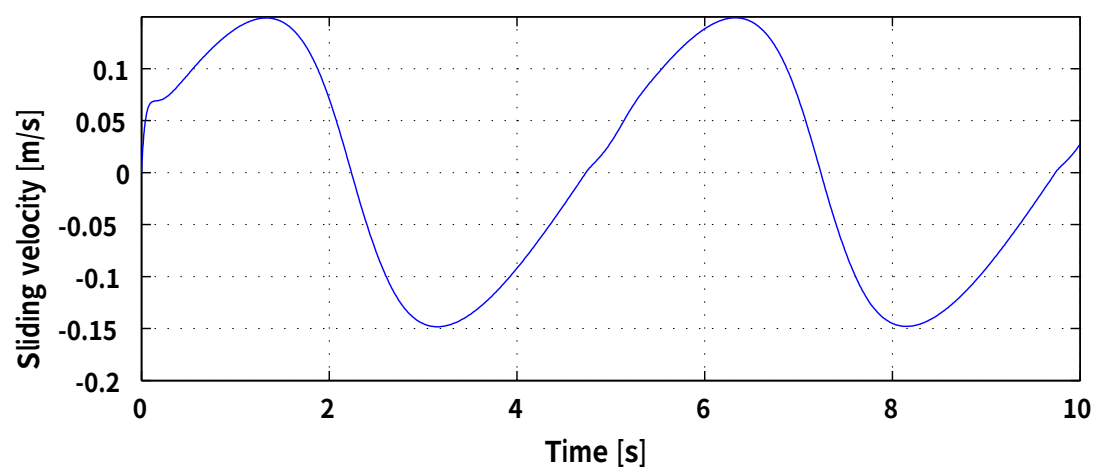


図 3.3: 垂直抗力 ($K_D = 30.0I_2$, $K_P = 225.0I_2$)

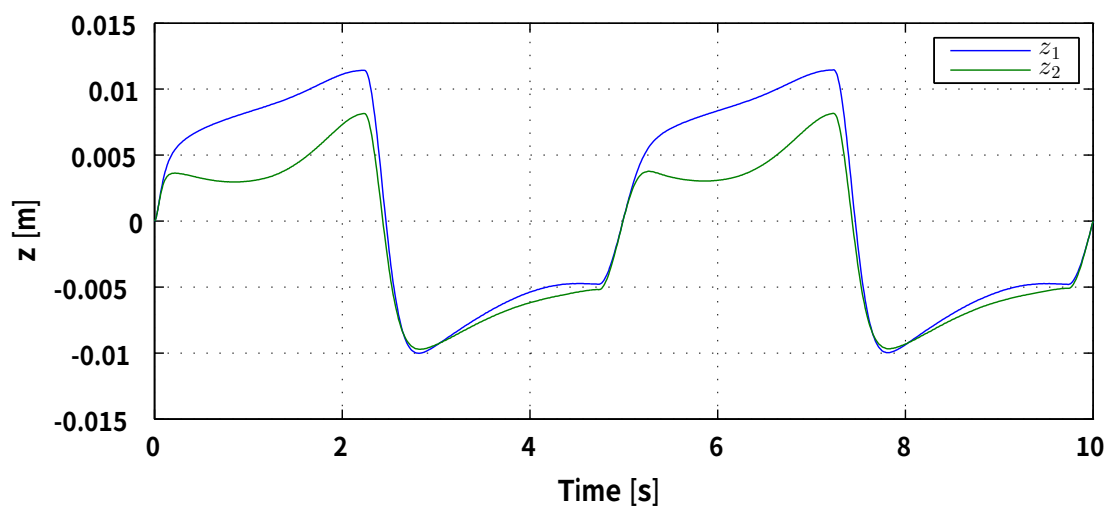


(a) 接触点の変位

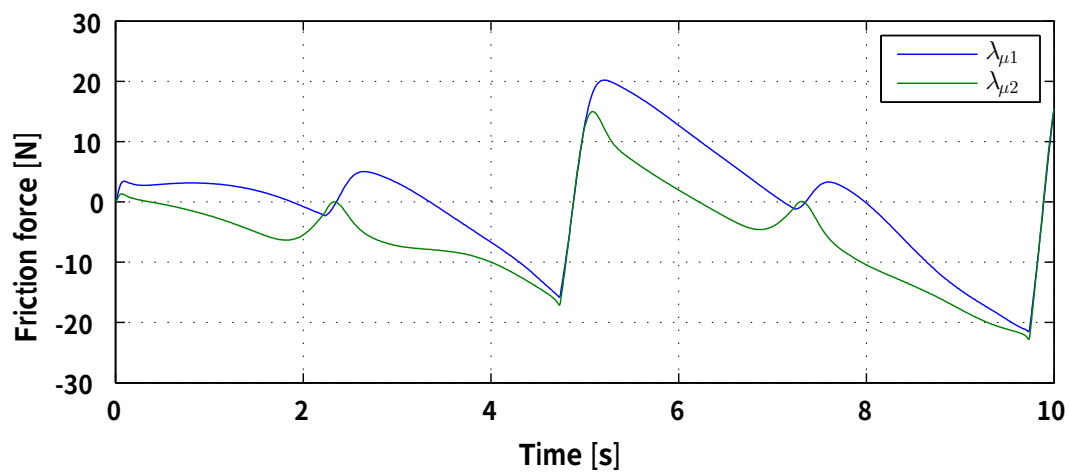


(b) すべり速度

図 3.4: シミュレーション結果 ($K_D = 30.0I_2$, $K_P = 225.0I_2$)



(a) 剛毛のたわみの平均値



(b) 摩擦力

図 3.5: シミュレーション結果 ($K_D = 30.0I_2$, $K_P = 225.0I_2$)

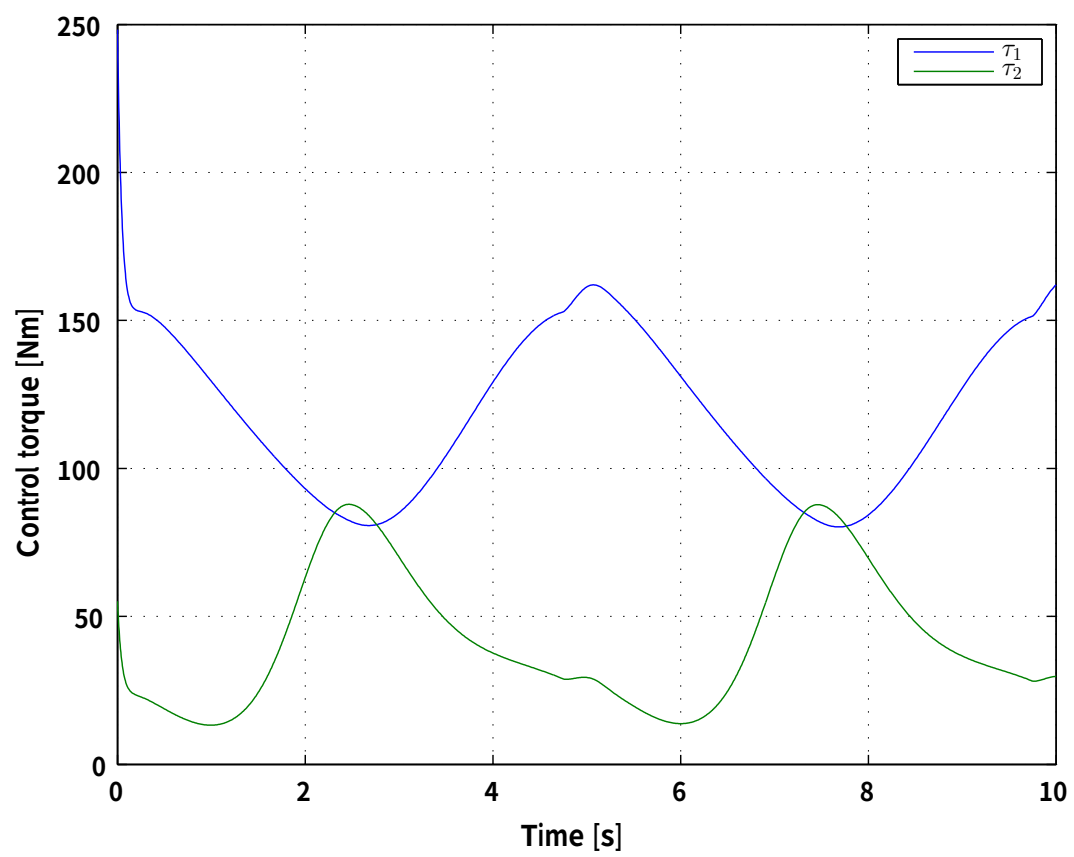


図 3.6: 制御トルク ($K_D = 30.0I_2$, $K_P = 225.0I_2$)

第4章 スライディングモード制御

本章では二つ目の制御手法として、スライディングモード制御を提案する．制御系の有効性を数値シミュレーションにより確認する．

4.1 スライディングモード制御の概要

スライディングモード制御は実用性が高く、外乱やモデル化誤差などの不確かさに対しロバストな非線形制御理論である．主な特徴として、アクチュエータ出力に明示的に上限を設定できる点や状態空間に設計した切換平面上に状態を拘束することによって、希望の動特性を達成することが可能となる．上記の特徴は安全性と追従性の両立という目的にもかなっている．

スライディングモード制御の基本戦略として到達モードおよびスライディングモードの二つがある．図 4.1 に到達モードおよびスライディングモードの概要を示す．到達モードとは制御対象の状態を切換面に有限時間で到達・拘束させることである．スライディングモードとは状態を切換面で滑り動作させながら目標値へ収束させることである．さらに到達モードには到達条件が存在し、この条件が満たすことで状態が滑り面のほうへ向かって動き、かつ滑り面に到達することが可能となる．

4.2 接触力情報を用いたスライディングモード制御

4.2.1 制御系設計

スライディングモードの制御理論は、無限に高速に応答する連続時間系を前提としているので、通常の離散時間系に実装された場合には、切換の繰り返しによって高周波振動（チャタリング）が発生する．本論では離散時間で実装できる、スライディングモード制御に基づいた軌道追従制御法を提案する．触覚センサを用いて表面の接触力を測定できると仮定すると、スライディングモード制御による制御入力 τ は次式のようなになる．

$$\tau = M(\theta)\ddot{\theta}_r + C(\theta, \dot{\theta})\dot{\theta}_r + g(\theta) - K\text{sign}(s) \quad (4.1)$$

ここで $C \in \mathbb{R}^{2 \times 2}$ は中心力およびコリオリ力の行列であり、 $g \in \mathbb{R}^2$ は重力項である．基準速度ベクトル $\dot{\theta}_r$ を以下のように定義する．

$$\dot{\theta}_r = \dot{\theta}_d(t) - \Lambda\theta_e \quad (4.2)$$

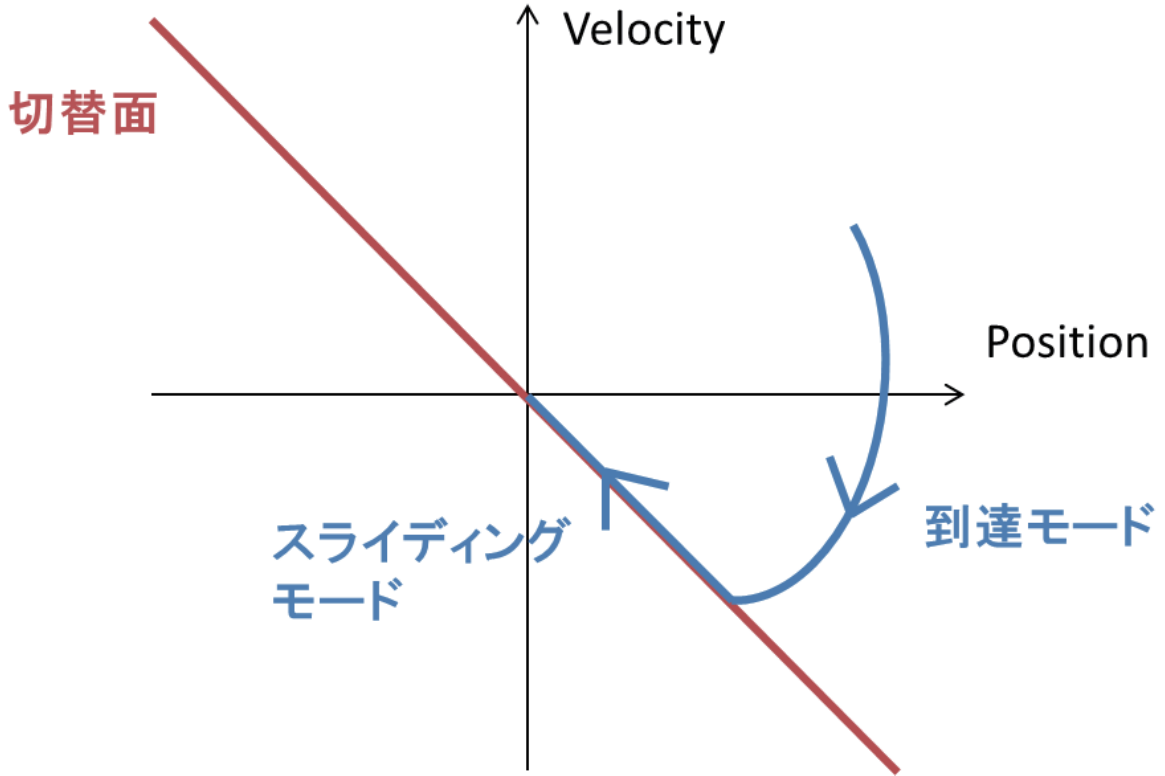


図 4.1: 誤差の位相平面における到達モードおよびスライディングモード

ここで Λ は正定対称行列である． θ_e は角度誤差ベクトル， $\theta_d(t)$ は望みの角度ベクトルである．基準速度ベクトル $\dot{\theta}_r$ は位置の誤差ベクトル θ_e に比例し，望みの速度ベクトル $\dot{\theta}_d$ の変動により形成される．望みの角度 $\theta_d(t)$ および角速度 $\dot{\theta}_d(t)$ は $x_d(t)$ および $\dot{x}_d(t)$ により一意に決定される．図 2.4 に示す望みの x および y の値は以下のように幾何学的に決定される．

$$y(t) = l_1 - \sqrt{\|\mathbf{x}_d(t)\|^2 - r^2} \quad (4.3)$$

$$x(t) = \sqrt{y(t)^2 + r^2} \quad (4.4)$$

望みの角度は以下のように決定される．

$$\theta_{1d}(t) = \tan^{-1} \frac{y_d}{x_d} - \cos^{-1} \frac{\|\mathbf{x}_d(t)\|^2 + l_1^2 - x(t)^2}{2\|\mathbf{x}_d(t)\|l_1} \quad (4.5)$$

$$\theta_{2d}(t) = \pi - \cos^{-1} \frac{l_1^2 + x(t)^2 - \|\mathbf{x}_d(t)\|^2}{2l_1x(t)} \quad (4.6)$$

ここで x_d および y_d は平面上の物体の重心位置を表す．望みの角速度は以下のように決定される．

$$\dot{\theta}_d(t) = \mathbf{J}_s(\theta_d(t))^{-1} \dot{\mathbf{x}}_d(t) \quad (4.7)$$

ロボットアームのダイナミクスは切換関数 $\mathbf{s} \in \mathbb{R}^2$ を用いて次式のように表現できる.

$$\mathbf{M}(\boldsymbol{\theta})\dot{\mathbf{s}} + \mathbf{C}(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}})\mathbf{s} = -\mathbf{K}\text{sign}(\mathbf{s}) + \mathbf{W}_{\mu 1}\boldsymbol{\lambda}_{\mu} \quad (4.8)$$

$$\mathbf{s} = \dot{\boldsymbol{\theta}}_e + \boldsymbol{\Lambda}\boldsymbol{\theta}_e \quad (4.9)$$

ここでリアプノフ関数の候補として次式を定義する.

$$V = \frac{1}{2}\mathbf{s}^T\mathbf{M}(\boldsymbol{\theta})\mathbf{s} \quad (4.10)$$

時間微分すると

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt}V &= -\mathbf{s}^T\mathbf{K}\text{sign}(\mathbf{s}) \\ &= -\sum_{i=1}^2 k_i |s_i| < 0 \end{aligned} \quad (4.11)$$

となり, 提案するシステムは上記の到達条件を満たす. ゲインベクトル $\mathbf{K}$ の要素 k_i を以下のように選択した.

$$k_i \geq |(\mathbf{W}_{\mu 1}\boldsymbol{\lambda}_{\mu})_i| + \eta_i \quad (4.12)$$

ここで定数 η_i は常に正である.

4.2.2 数値シミュレーション

スライディングモード制御において, 制御パラメータはそれぞれ $\boldsymbol{\Lambda} = 30.0$, $\mathbf{K} = \text{diag}(50, 50)$, および $\eta_1 = \eta_2 = 0.1$ と設定した.

図4.2に x_1 - x_2 平面上の物体の重心軌道を示す. 逆動力制御と比較すると, 誤差が大きく減少し軌道追従に成功していることがわかる. 図4.3(a), (b)にリンク1およびリンク2における誤差の位相平面上の軌道を示す. どちらも超平面へと近づき, その後目標値へ向かっていることがわかる. 図4.4にリンク1およびリンク2での制御トルクを示す. リンク1およびリンク2のどちらもチャタリングが発生していることがわかる.

4.3 チャタリング回避策を講じたスライディングモード制御

4.3.1 制御系設計

スライディングモード制御では追従性能に優れるものの, 切換関数に sign 関数を用いているため制御トルクにチャタリングが生じてしまう問題がある. チャタリングが発生することで制御対象の高周波モードを励起し, アクチュエータへ過負荷がかかってしまう.

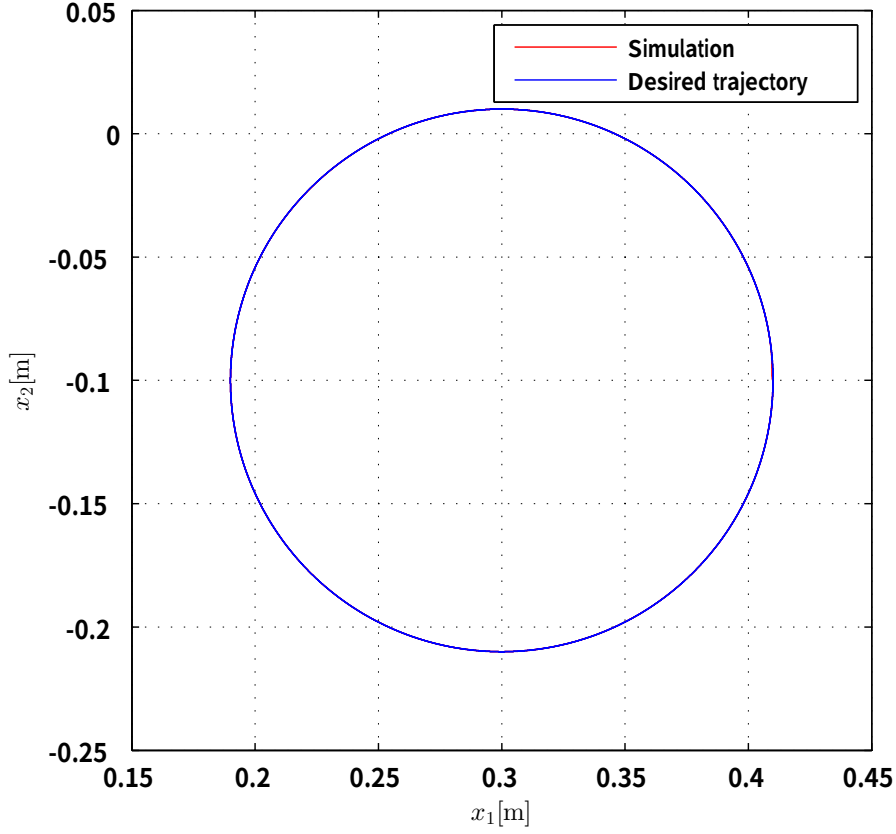


図 4.2: x_1 - x_2 平面における軌道追従結果 ($\Lambda = 30.0$, $\mathbf{K} = \text{diag}(50, 50)$, $\eta_1 = \eta_2 = 0.1$)

そこで切換関数は制御トルクのチャタリングを防止するため、平滑関数であるハイパボリックタンジェントを選択し式 (4.1) を以下のように変更する.

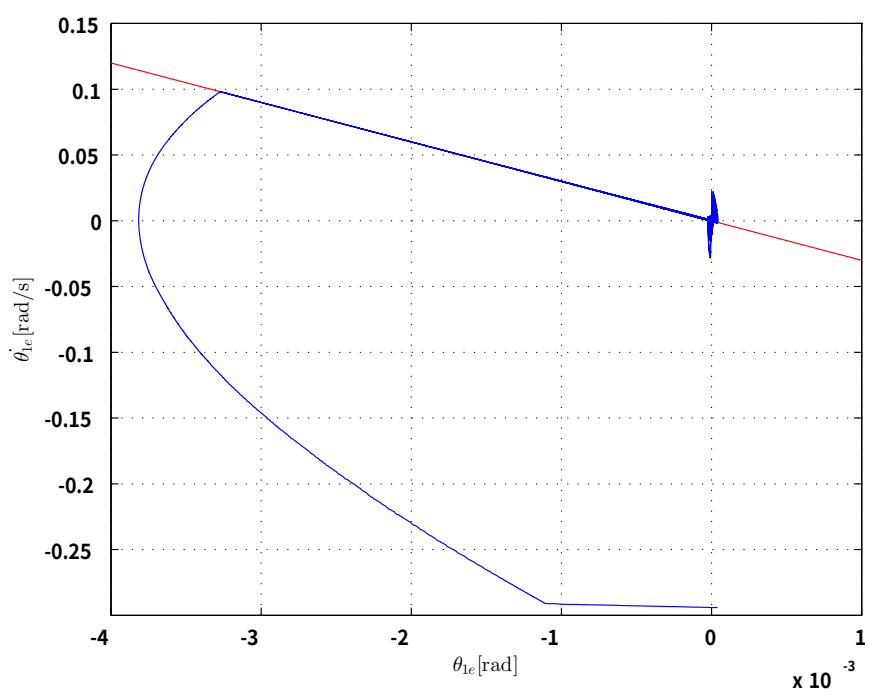
$$\tau = M(\theta)\ddot{\theta}_r + C(\theta, \dot{\theta})\dot{\theta}_r + g(\theta) - \mathbf{K}\tanh(\mathbf{s}), \quad (4.13)$$

その他の制御パラメータは前節と同様の値を用いている.

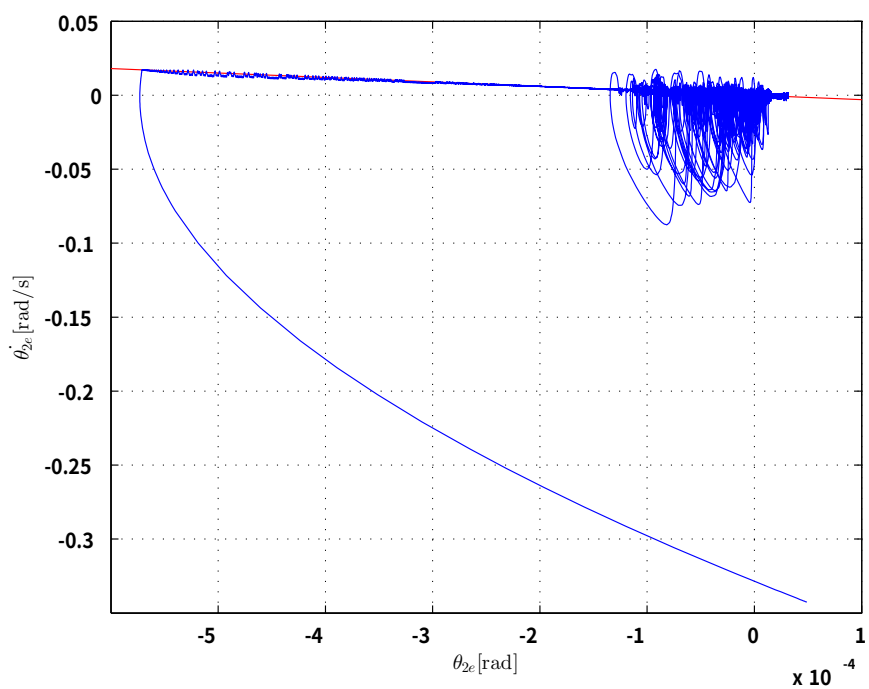
4.3.2 数値シミュレーション

図 4.5 に x_1 - x_2 平面上の物体の重心軌道を示す. 逆動力学制御と比較すると静止・動摩擦力の影響を受けていても追従誤差は小さくなることが確認できる. 図 4.6(a)(b) にリンク 1 およびリンク 2 における誤差の位相平面上の軌道を示す. 超平面上には近づいていないが, 誤差がほぼ零の周辺で軌道を描いていることがわかる. 図 4.7 に垂直抗力を示す. 逆動力学制御と同様にどちらの垂直抗力も周期的に変化していることがわかる. 図 4.8(a),

(b)に接触点における変位 y およびすべり速度 $\dot{y}$ を示す．変位に応じてすべり速度も変化する，どちらも周期的になっていることがわかる．図 4.9(a), (b)に剛毛のたわみの平均値 z および静止・動摩擦力の値を示す． z はすべり速度および垂直抗力に応じて変化していることがわかる．摩擦力も垂直抗力に応じて変動していることがわかる．また 2.5 [s] や 5 [s] あたりに滑り速度 $\dot{y}$ が零に近づき静止摩擦力が発生し，摩擦力の値が大きくなっていることがわかる．図 4.10 に制御トルクを示す．逆動力制御と同様に周期的な値が生成されていることがわかる．しかし，逆動力学制御と比較するとトルクが大きく発生したり，小さく発生している場合がある．これらの影響を受け追従性が向上したのだと考えられる．



(a) リンク 1



(b) リンク 2

図 4.3: 誤差の位相平面

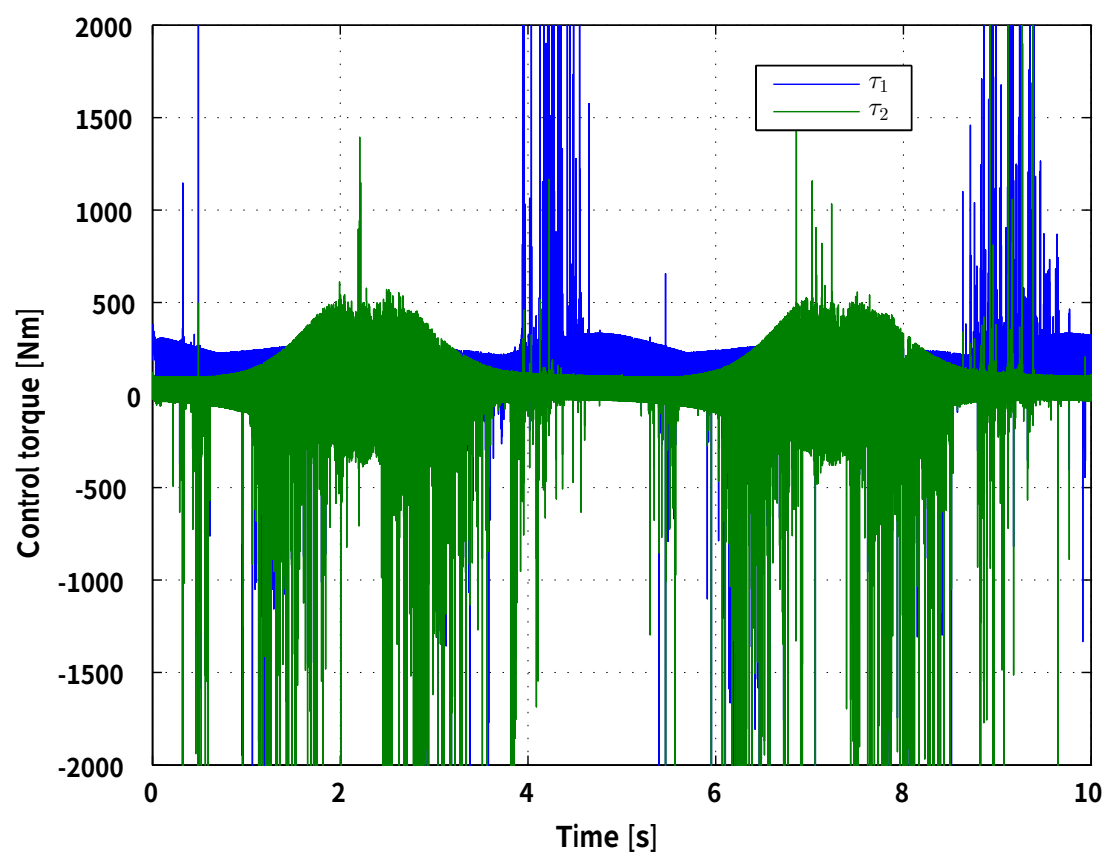


図 4.4: 制御トルク

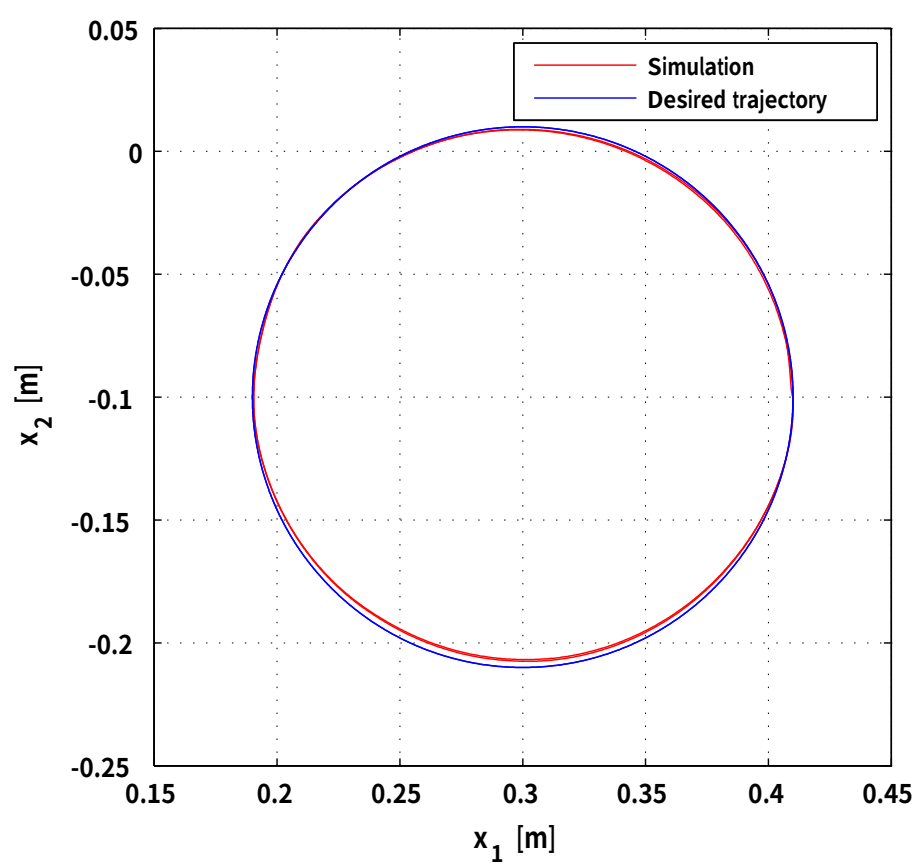
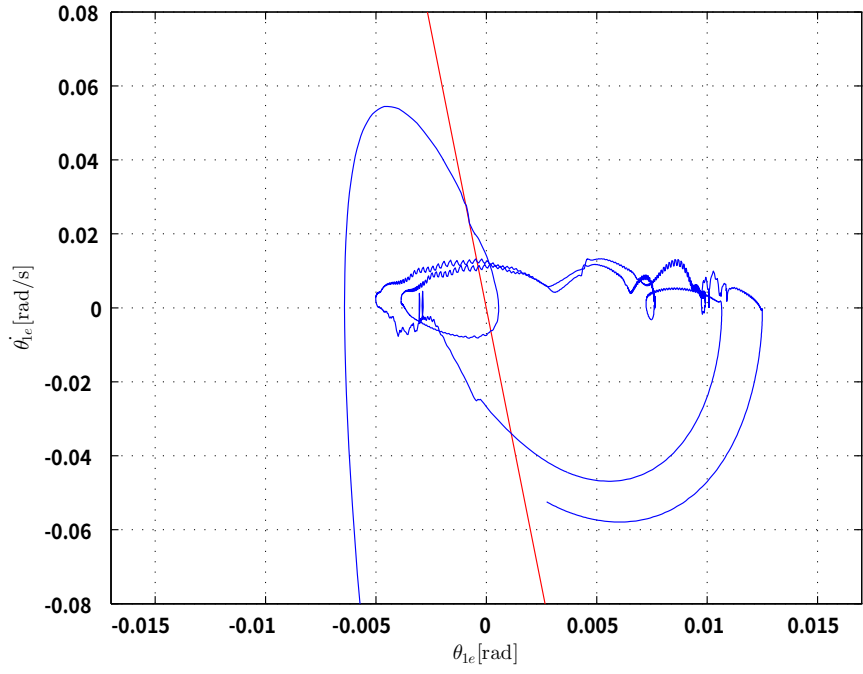
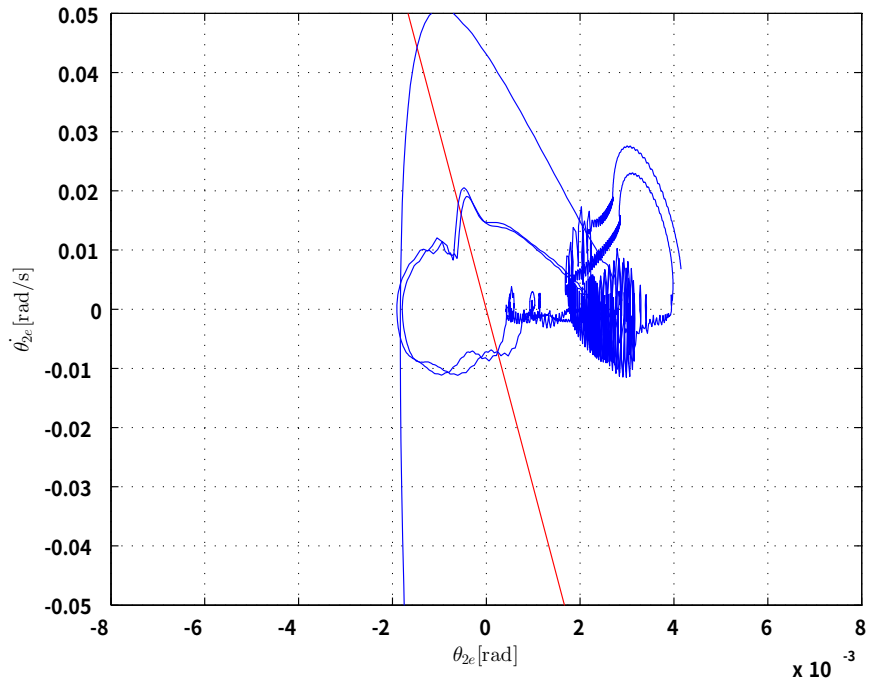


図 4.5: x_1 - x_2 平面における軌道追従結果 ($\Lambda = 30.0$, $\mathbf{K} = \text{diag}(50, 50)$, $\eta_1 = \eta_2 = 0.1$)



(a) リンク 1



(b) リンク 2

図 4.6: 誤差の位相平面 ($\Lambda = 30.0$, $\mathbf{K} = \text{diag}(50, 50)$, $\eta_1 = \eta_2 = 0.1$)

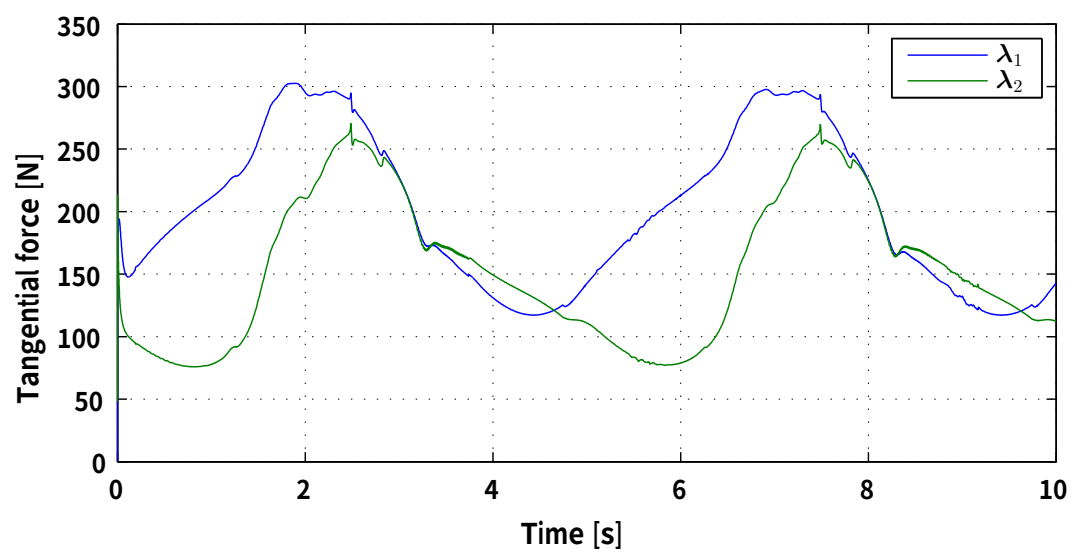
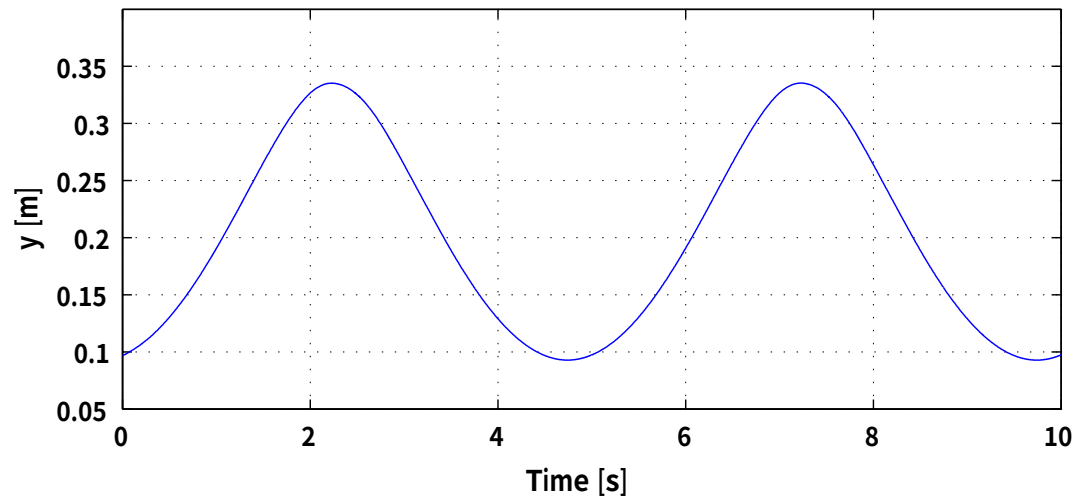
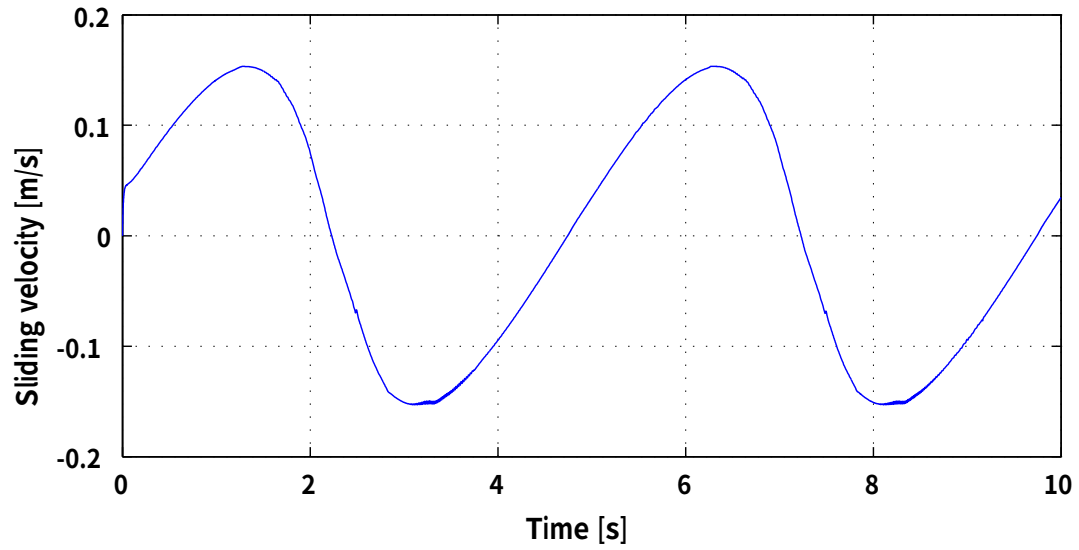


图 4.7: 垂直抗力 ($\Lambda = 30.0$, $\mathbf{K} = \text{diag}(50, 50)$, $\eta_1 = \eta_2 = 0.1$)

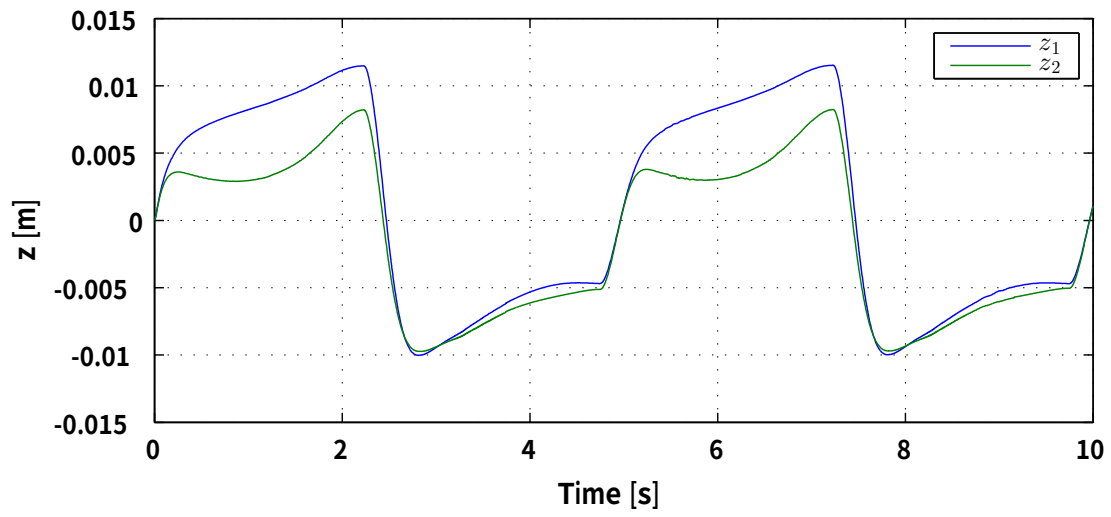


(a) 接触点の変位

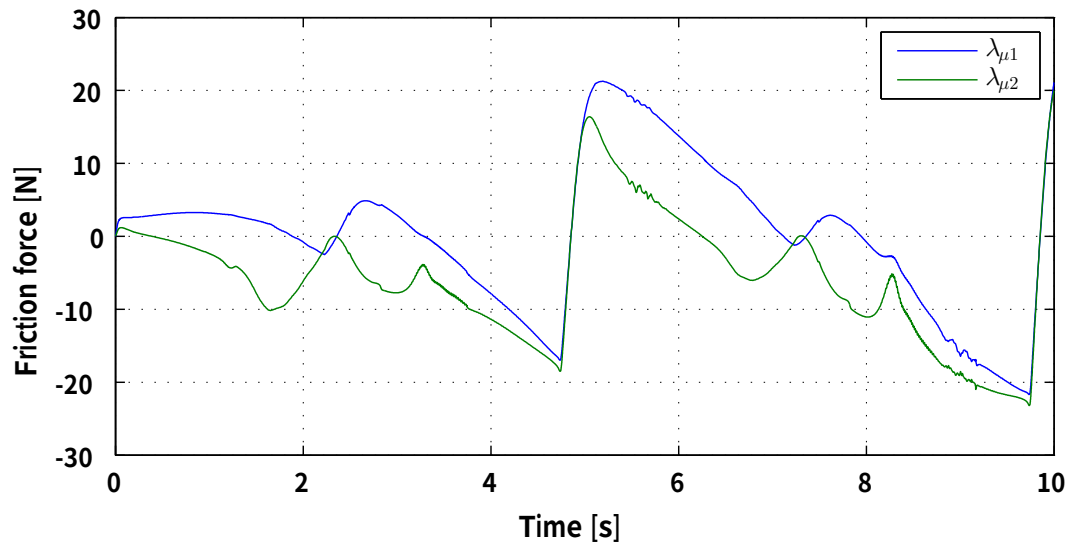


(b) すべり速度

図 4.8: シミュレーション結果 ($\Lambda = 30.0$, $\mathbf{K} = \text{diag}(50, 50)$, $\eta_1 = \eta_2 = 0.1$)



(a) 剛毛のたわみの平均値



(b) 摩擦力

図 4.9: シミュレーション結果 ($\Lambda = 30.0$, $\mathbf{K} = \text{diag}(50, 50)$, $\eta_1 = \eta_2 = 0.1$)

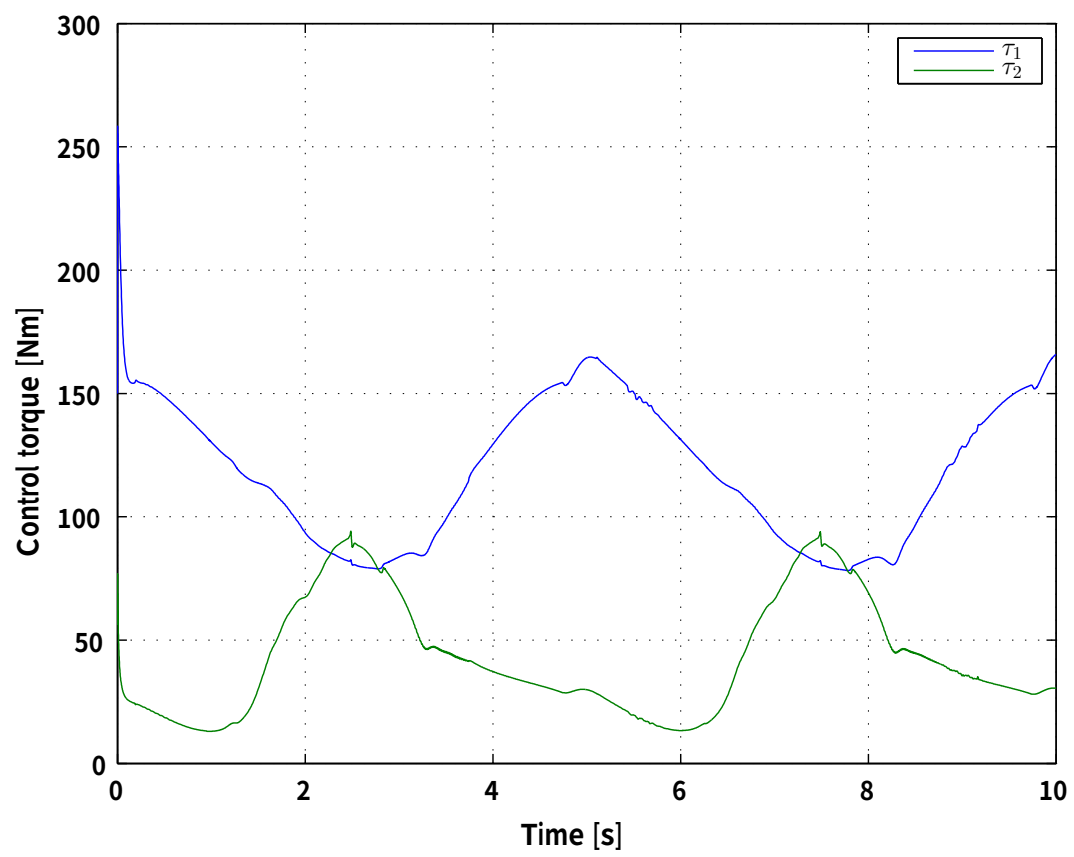


図 4.10: 制御トルク ($\Lambda = 30.0$, $\mathbf{K} = \text{diag}(50, 50)$, $\eta_1 = \eta_2 = 0.1$)

第5章 制御性能の比較

本章では逆動力学制御系およびスライディングモード制御系の制御性能の比較を行う。制御性能を比較するにあたり、平均誤差ノルムおよび平均入力パワーの二つの指標を用いる。平均誤差ノルム e を次のように定義する。

$$e := \frac{1}{T} \int_0^T \|\boldsymbol{\theta} - \boldsymbol{\theta}_d\| dt \approx \frac{1}{n} \sum_{k=0}^{n-1} \|\boldsymbol{\theta}[k] - \boldsymbol{\theta}_d[k]\| \quad (5.1)$$

ここで T は数値シミュレーションの離散化された制御系の全シミュレーション時間であり、 n は T に対応したステップ数である。平均入力パワー p も同様に以下に定義する。

$$p := \frac{1}{T} \int_0^T \sum_{i=1}^2 |\tau_i \dot{\theta}_i| dt \approx \frac{1}{n} \sum_{k=0}^{n-1} \sum_{i=1}^2 |\tau_i[k] \dot{\theta}_i[k]| \quad (5.2)$$

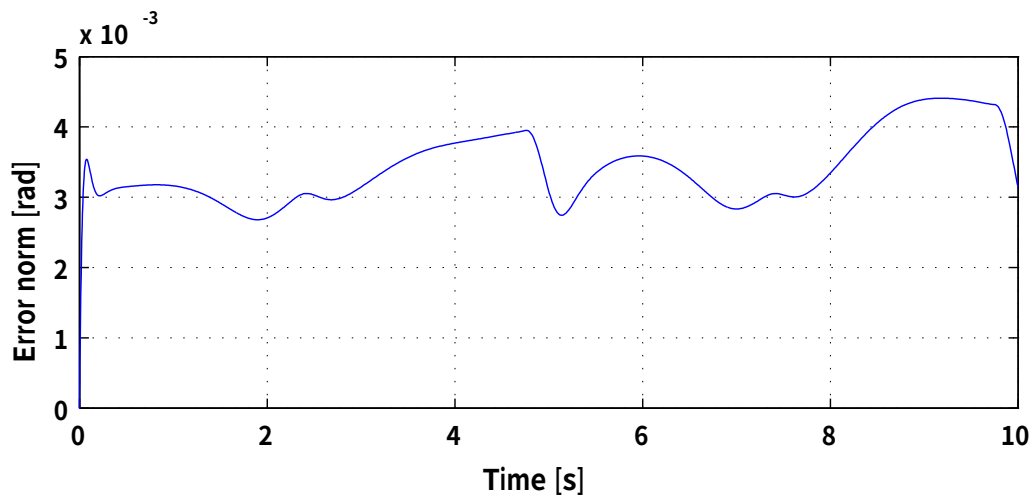
表 5.1 に平均誤差ノルム e および平均入力パワー p の計算結果を示す。図 4.2 に Method 1 (Pole is -15) およびスライディングモード制御における誤差ノルムを示す。逆動力学制御系 (Pole is -15) において、平均誤差ノルムおよび平均入力パワーはそれぞれ $e = 0.0033$ [m] および $p = 32.1769$ [J/s] を得た。またスライディングモード制御において、平均誤差ノルムおよび平均入力パワーはそれぞれ $e = 0.0021$ [m] および $p = 31.4961$ [J/s] を得た。

Method 1 において平均誤差ノルムを $e = 0.0021$ 以下にしようとする、Pole は -19 となり平均入力パワーは $p = 32.7455$ 必要となる。図 5.2 に $\mathbf{K}_D = 38\mathbf{I}_2$ および $\mathbf{K}_P = 361$ (pole is -19) での逆動力学制御の結果を示す。この結果より軌道追従に成功し追従誤差も非常に小さくなっていることがわかる。図 5.3 に逆動力学制御 (Pole is -19) におけるリンク 1 およびリンク 2 の制御トルクの結果を示す。スライディングモード制御の結果と比較すると制御入力軌道はどちらもほぼ等しく、周期的になっていることがわかる。一方平均入力パワーを $p = 31.4961$ 以下にしようとする、Pole は -13 必要となる。しかしこの場合平均誤差ノルムが $e = 0.0021$ より大きくなってしまい、追従性能が落ちてしまう。

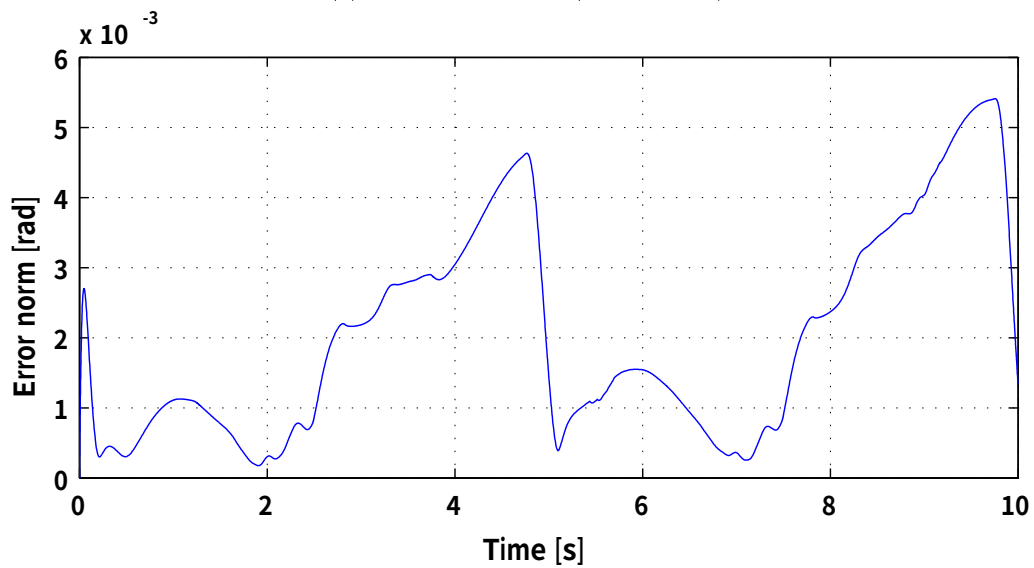
逆動力学制御およびスライディングモード制御の二つの制御手法を比較すると、平均許容誤差が約 5 [mm] かそれ以下の場合スライディングモード制御は逆動力学制御より制御性能が優れる。しかし平均許容誤差が 5 [mm] 以上の場合逆動力学制御がスライディングモード制御より制御性能に優れる。以上を踏まえると逆動力学制御およびスライディングモード制御にはトレードオフの関係があると結論づけることができる。

表 5.1: 制御性能の比較

Control method		e [m]	p [J/s]
Inverse dynamic control	pole is -12	0.0068	31.2325
	pole is -13	0.0043	31.5340
	pole is -15	0.0033	32.1769
	pole is -19	0.0021	32.7455
Sliding mode control		0.0021	31.4961



(a) 逆動力学制御 (Pole is -15)



(b) スライディングモード制御

図 5.1: 誤差ノルム

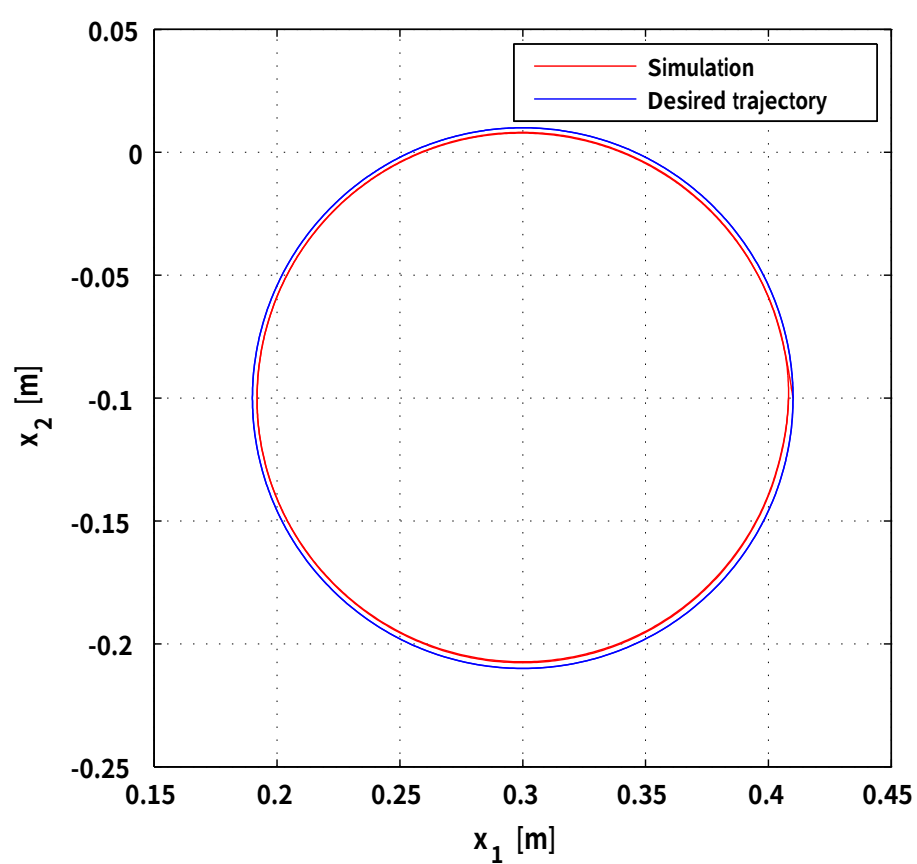


図 5.2: x_1 - x_2 平面における軌道追従結果 ($K_D = 38.0I_2$, $K_P = 361.0I_2$)

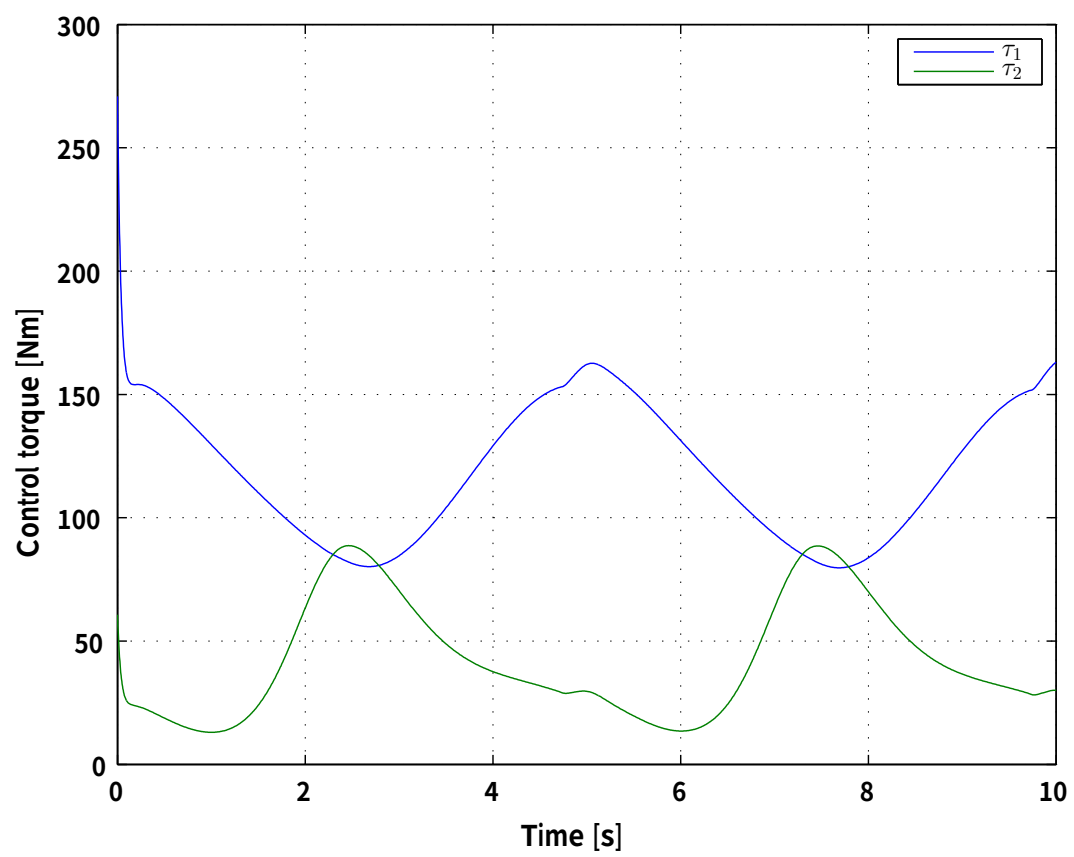


図 5.3: 制御トルク ($K_D = 38.0I_2$, $K_P = 361.0I_2$)

第6章 まとめと今後の課題

6.1 まとめ

本論では身体表面の静止・動摩擦力を考慮した平面2自由度の全腕マニピュレーションシステムのモデリングを行った。身体表面の接触点における摩擦力のモデリングにLuGre摩擦モデルを用いることにより一つの微分方程式で静止・動摩擦力を表現することが可能となり、容易にシミュレーションが行えるようになった。物体の重心を操作するために、逆動力学制御およびスライディングモード制御の二種類の軌道追従制御システムを構築した。数値解析により提案した二つの制御系の有効性を確認した。逆動力学制御およびスライディングモード制御の二つの制御性能を比較すると、平均許容誤差が約5 [mm] かそれ以下の場合スライディングモード制御は逆動力学制御より制御性能が優れることがわかった。しかし平均許容誤差が5 [mm] 以上の場合は逆動力学制御がスライディングモード制御より制御性能に優れることがわかった。以上を踏まえると逆動力学制御およびスライディングモード制御にはトレードオフの関係があると結論づけることができる。

6.2 今後の課題

今後の課題はLuGre摩擦モデルをインピーダンス制御を導入したシステムに適用し、三次元双腕マニピュレーションシステムに拡張することである [6]。またロボットアームからのアプローチだけでなく、対象物体からのアプローチに関する議論も必要だと考えられる [2]。

謝辞

本研究において、丁寧かつ熱心に指導していただいた浅野文彦准教授に心より感謝いたします。マニピュレータの研究において鋭いご指摘をいただいた丁洛榮教授に感謝いたします。浅野文彦研究室のメンバーであり、討論・論文作成において貴重な意見・助言をいただいた、肖軒氏、阿久津行裕氏、寺田夕貴氏に感謝いたします。

参考文献

- [1] T. Mukai, S. Hirano, M. Yoshida, H. Nakashima, S. Guo, and Y. Hayakawa, “Tactile-Based Motion Adjustment for the Nursing-Care Assistant Robot RIBA,” *Proc. of the 2011 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA2011)*, pp. 5435–5441, 2011.
- [2] M. Ding, R. Ikeura, T. Mukai, H. Nakashima, S. Hirano, K. Matsuo, M. Sun, C. Jiang, and S. Hosoe, “Comfort Estimation During Lift-up Using Nursing-care Robot - RIBA,” *2012 First Int. Conf. on Innovative Engineering Systems (ICIES)*, pp. 246–250, 2012.
- [3] P. Song, M. Yashima and V. Kumar, “Dynamics and Control of Whole Arm Grasp,” *Proc. of the 2001 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA2001)*, pp. 2229–2234, 2001.
- [4] F. Asano, Z.-W. Luo, M. Yamakita and S. Hosoe, “Dynamic Modeling and Control for Whole Body Manipulation,” *Proc. of the IEEE/RSJ Int. Conf. on Intelligent Robots and Systems (IROS2003)*, pp. 3162–3167, 2003.
- [5] F. Asano, Y. Saitoh, K. Watanabe, Z.-W. Luo and M. Yamakita, “On Dynamic Whole Body Manipulation,” *Proc. of the IEEE Int. Symp. on Computational Intelligence in Robotics and Automation (CIRA2003)*, pp. 1201–1206, 2003.
- [6] F. Asano, Z.-W. Luo, M. Yamakita and S. Hosoe, “Modeling and bio-mimetic control for whole-arm dynamic cooperative manipulation,” *Advanced Robotics*, Vol.19,No. 9,pp. 929–950, 2005.
- [7] C. Canudas De Wit, H. olsson, K. J. Åström and P. Lischinsky, “A new model for control of systems with friction,” *IEEE Trans. Automat Contr*, Vol. 40, on. 3, pp. 419–425, 1995.
- [8] K. J. Åström and C. Canudas De Wit, “Revisiting the LuGre Friction Model,” *IEEE Control Systems Magazine*, Vol. 28, Issue 6, pp. 101–114, 2008.
- [9] D. Hoshino, M. Izutsu, N. Kamamichi and J. Ishikawa, “Friction compensation control based on the LuGre model,” *JSME Conference on Robotics and Mechatronics*, No.11–5, pp. 2A2– K08(1)–2A2–K08(4), 2011, In Japanese.

- [10] J.-J. E. Slotine, W. Li, “Applied Nonlinear Control,” *Prentice-Hall, Inc. A Division of Simon & Schuster Englewood*, pp. 276–403, 1991.

付 録 A 3DWAM システム

本章では 3DWAM システムについて述べる．図 A.1 に 3DWAM システムの概要を示す．

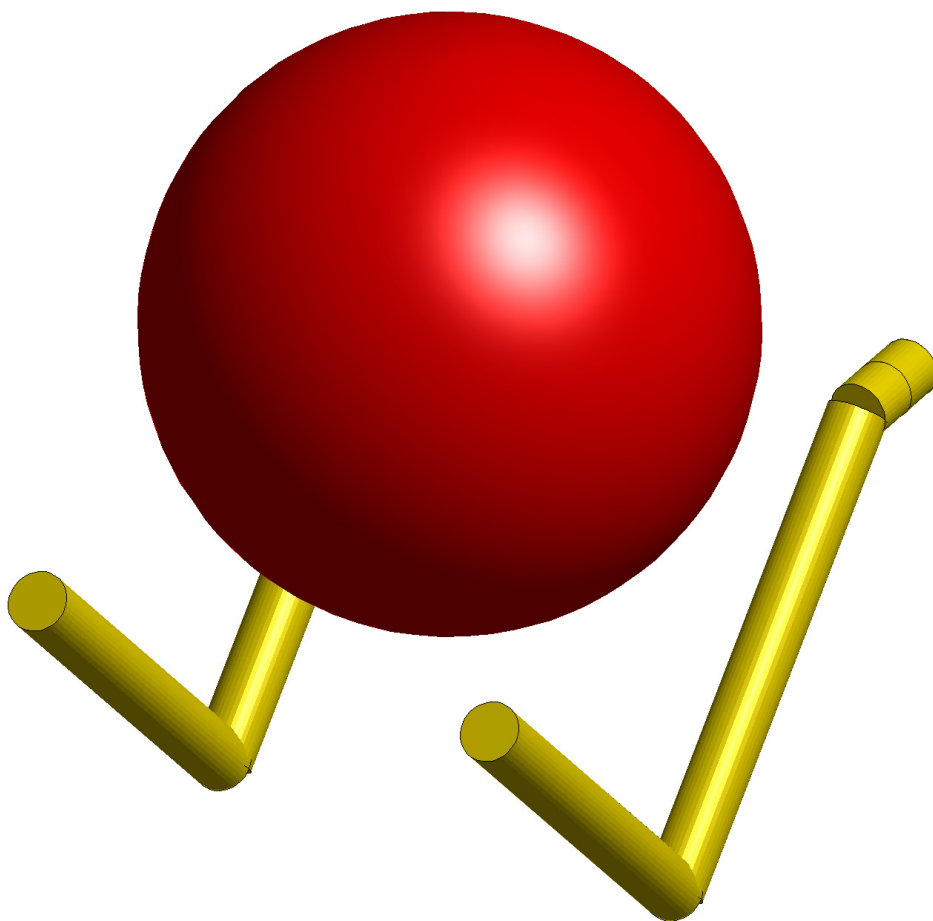


図 A.1: 3DWAM システムの概要