

博士論文

フィンガ・アームロボットの可操作度補償型
アドミッタンスおよびインピーダンス制御の研究

**A study on admittance and impedance control
under regulating finger's manipulability
for a finger-arm robot**

国立大学法人 横浜国立大学 大学院工学府
システム統合工学専攻 機械システム工学コース

山田 大輔

Daisuke YAMADA

2014年3月

目次

第1章 序論	1
1.1 概説	2
1.2 従来研究と研究目的	5
1.3 論文の構成	10
第2章 フィンガ・アームロボットシステム	12
2.1 はじめに	13
2.2 実験システムの構成	14
2.3 アームロボットシステムの構成	16
2.4 フィンガロボットシステムの構成	21
2.5 制御装置と拡張ボックス	24
2.6 要約	25
第3章 フィンガ・アームロボットの運動学	26
3.1 はじめに	27
3.2 アームロボットの運動学	28
3.3 フィンガロボットの運動学	44
3.4 フィンガロボットとアームロボットの座標系関係	48
3.5 要約	49
第4章 フィンガ・アームロボットの操作性	50
4.1 はじめに	51
4.2 ロボットの操作性の指標	52
4.3 可操作度の計算例	55
4.4 フィンガロボットの可操作度	59
4.5 要約	62
第5章 フィンガ・アームロボットの制御系	63
5.1 はじめに	64
5.2 PID制御	65
5.3 仮想ダイナミクスの制御	67

5.4	可操作度の制御	73
5.5	協調制御アルゴリズム	78
5.6	要約	82
<hr/>		
第6章	フィンガ・アームロボットの運動エネルギー	83
6.1	はじめに	84
6.2	運動エネルギーの導出	85
6.3	各リンクにおける重心速度ベクトルの導出	86
6.4	リンク間の速度伝搬を考慮した角速度ベクトルの導出	91
6.5	運動エネルギーの計算に用いる各種定数	94
6.6	要約	96
<hr/>		
第7章	仮想ダイナミクスの制御系構成法の比較	97
7.1	はじめに	98
7.2	実験条件	99
7.3	弾性特性についての比較実験	101
7.4	粘性特性についての比較実験	110
7.5	考察	116
7.6	要約	118
<hr/>		
第8章	可操作度補償方式の比較	119
8.1	はじめに	120
8.2	実験条件	121
8.3	剛性の実現性と可操作度補償効果についての実験	123
8.4	粘性の実現性と可操作度補償効果についての実験	128
8.5	考察	136
8.6	要約	138
<hr/>		
第9章	協調制御手法の動的特性	139
9.1	はじめに	140
9.2	仮想ダイナミクスの実現性と運動速度の関係	141
9.3	協調制御手法の動的な運動への拡張	151
9.4	仮想ダイナミクスの実現範囲	158
9.5	要約	168
<hr/>		
第10章	結論	169
10.1	結論	170
10.2	今後の展望	173

参考文献	174
研究業績	180
謝辞	183

第1章

序論

1.1 概説	2
1.2 従来研究と研究目的	5
1.3 論文の構成	10

1.1 概説

近年、ロボット技術は目覚ましい発展を見せており、ロボットの活躍の場はこれまでのような工場の中や作業現場だけでなく、人間の生活環境下である一般社会へと多岐に渡り広まってきている。工場の中や作業現場においては、ロボットには大出力、高速、高精度といった機能が求められてきたが、人間の生活環境下である一般社会、すなわち福祉、介助、介護、エンターテインメントなどの分野においては、ロボットはより人間の近くで活躍する必要があるため、人間が親近感を抱けるような滑らかさ、また接触時の安全性を考えた柔らかさといった、人間のような滑らかで柔らかな運動を実現することが求められる。

ロボットで人間のような運動を実現するため、人間の運動機能からヒントを得て、その運動をロボットに適用する研究が行われている。運動機能の研究は多岐にわたり、身体移動にかかわる歩行運動の研究や、一般作業に欠かせない上肢運動の研究などがある。前者の研究はヒューマノイドロボットを中心に注目されているが、ロボットが一般社会で活躍するにあたって作業を遂行するためには、後者の研究に関連する、人間のような上肢の運動機能の実現が必要である。そこで本論文では、この上肢運動に着目して研究を進めてきた。

人間の上肢運動の特徴について具体的な例を挙げて考える。例えばピアノを演奏するとき、人間は近くの鍵盤を弾くときには指を伸ばして演奏を行うが、指を伸ばすだけでは届かない遠くの鍵盤を弾くときには自然と腕も動かして演奏する。このことから、人間は細かい運動をするときには指のみを動かし、大きな運動をするときには指と腕を協調的に動かし、上肢において自然で滑らかな運動の切り換えをしていることが分かる。また、指と腕を適度に曲げた状態に保つことによって上肢を動かしやすい状態に保っている。さらに、鍵盤に直接接触する指の部分については、曲げた状態を保ちながら鍵盤を弾くことによって外力に対して柔軟に対応している。別の例として、バスケットボールをしているときのボールの受け取る運動を考えると、指と腕を適度に曲げておくことによって、ボールを受け取りやすい姿勢をとっている。これは、ボールを受け取る際の外力に対して柔軟に対応でき、ボール受け取り後に次の運動に移りやすい姿勢を保っていると考えられる。このように、人間の上肢運動の特徴として、人間は指と腕を協調的に動かすことによって上肢の滑らかな運動の切り換えを行なっていること、指と腕を適度に曲げることによって上肢を動かしやすい状態に保って

いること、そして外界と接触した際には外力に対して柔軟に対応できるよう上肢を動かしているといったことが挙げられる。こういった人間の運動は次の三つの特徴として考えられる。

- (a) 上肢を動かす際、指のみの運動と指と腕の協調運動を滑らかに切り換えている
- (b) 上肢を適度に曲げた状態にすることで、上肢を動かしやすい状態に保っている
- (c) 外界の物体との接触時に、上肢を柔らかく動かして対応する

このような人間の運動をロボットに適用するにあたり、本研究では上記 (a), (b), (c) の運動をアルゴリズムの観点から考える。まず (a) について、指の動きだけでは対応できない大きな動きをするときや、指の部分を動かしにくくなったときに、指のみの運動から指と腕の協調運動に切り換えていると考えられる。つまり、指の部分の可操作度が小さくなったら指と腕を協調的に運動させることが考えられる。次に (b) について、上肢を動かしやすい状態に保つということは、可操作度を高い状態に保っているということである。これはつまり、(a) と関連し、通常は可操作度の高い状態を保っておきながら、運動する中で可操作度が小さくなれば、指と腕の協調運動によって可操作度を高い状態に保つよう補償していると考えられる。そして (c) については、外界の物体との接触時に生じた外力に対して、上肢部分がその外力に逆らわないように運動しているといえる。その際、人間は任意の柔らかさを実現しているが、これは、上肢部分に対してアドミッタンス制御あるいはインピーダンス制御を実現していると考えられる。以上より、アルゴリズムの観点から上記 (a), (b), (c) を考えて、人間の上肢運動の特徴を次のように表現する。

- (A) 指の部分の可操作度が小さくなったとき、指と腕を協調的に動かしながら可操作度の補償を行う
- (B) 外界の物体との接触時に、上肢部分でアドミッタンス制御あるいはインピーダンス制御を行う

本研究では、この (A), (B) の考え方にもとづき協調制御アルゴリズムを開発し、マルチフィンガ・アームロボットに適用した。(A) の指と腕の協調的な動きについては、可操作度の補償の観点から 2 種類の協調制御アルゴリズムが考えられた。また (B)

については、アドミッタンス制御とインピーダンス制御の2種類が考えられる。よって、これらの組み合わせによって得られる4種類の手法それぞれについて比較し、まとめた。また、開発した制御アルゴリズムを適用した手法を用いて、より動的な運動への拡張についても議論した。

1.2 従来研究と研究目的

高い冗長性を持つロボットの制御手法はロボティクス分野の基礎的な問題の一つであり、ロボットの冗長性を利用する手法はこれまでに数多く提案されている[1]～[21]。例えば、運動学の特異点回避のための制御手法としては、特異点あるいは特異点近傍において、要求された運動が実現不可能あるいは実現困難な場合に、その運動を修正することによって実現可能で要求された運動に最も近い運動を実現できるように関節角度の軌道を決定する方法がある[1]。また、冗長性を有するマニピュレータが障害物のある環境下で作業するとき、単に障害物を回避するだけでなくマニピュレータの操作性を高く保持しながらその軌道を制御する手法[2]や、可操作性楕円体にハンドのタスクを考慮する手法として、ハンド先端がある軌道を追従することを前提にした中間リンクの形状変更能力を評価する回避可操作性の研究[3]などがある。障害物回避といった作業にロボットの冗長性を利用する手法としては、人工ポテンシャル場の概念に基づいたマニピュレータと移動ロボットのためのリアルタイム障害物回避の手法[4]、指定したエンドエフェクタの軌道と、障害物回避の条件の二つによって構成されたマニピュレータの関節角率を決定する手法[5]、マニピュレータが1群の障害物を通り抜けて、それら障害物に接触することなく特定の方向に導くための手法[6]、複数の近接センサを使って平面超冗長マニピュレータでパイプのような細長い空間における障害物回避する方法[7]や、可動性の向上を目的に特異点回避の幾何学的な運動学問題についての研究がある[8][9]。その他にも、数々の障害物回避に関する研究[10]～[13]や、シミュレーションや挙動の滑らかさの改善についての冗長上肢システムの研究がある[14]～[21]。

冗長自由度の数学的解を求める手法も提案されている[22]～[25]。例えば、障害物や変化がある環境下におけるリアルタイムに適応する軌道に最適化されたマニピュレータの動作計画に関する研究[22]や、零空間を拘束条件として用いた冗長マニピュレータ制御の基準としての動的性能についての研究[23]、また、逆運動学演算の過程における計算量を減らすことのできる冗長マニピュレータの効率的な冗長制御法についての研究[24]、軌道生成問題についての研究[25]などがある。

人間の上肢のような滑らかな運動を実現するため、軽量のフィンガをマニピュレータの先端に取り付け、ロボットの性能を向上させる手法がある[26]～[30]。例えば、マニピュレーションにおける慣性の性質を用いた冗長マルチアームシステムの制御

手法[26], 動作の大きさという観点から特定のタスクを考えたハンドとアームの冗長自由度を利用した制御手法[27], 高い動作周波数帯域の多指ハンド部分で操り動作を行い, アームで広い動作範囲を実現するという多指ハンドとアーム両者の機能と長所を活かした手法[28], 多リンクのフレキシブルアームをマクロマニピュレータとし, その先端にマイクロマニピュレータを取り付けたマクロ・マイクロシステムにおいて, システム全体の冗長性を考慮した軌道計画法と軌道制御法[29], 7 自由度軽量アームと 12 自由度 4 本指から構成した双腕マニピュレータに対してインピーダンス制御を適用し, 対象の物体を把持する制御則を提案した研究[30]といったものがある. このようなマルチフィンガ・アームシステムの最も基本的な構造は, アームロボットの先端にフィンガロボットが取り付けられているものである. マルチフィンガ・アームロボットは人間の上肢のように高い冗長性を有するので, 冗長性をどのように利用してロボットを制御するかという問題が生じる. また, フィンガはアームより軽量でリンク長さも短いため, アームとフィンガはそれぞれ違った振る舞いをする必要があり, 特に接触を伴う作業のとき, アームとフィンガをそれぞれの特徴に合わせて効率的に動かす必要がある.

本研究では, 人間の上肢のように冗長性を持ったロボットに対してアドミッタンス制御あるいはインピーダンス制御を適用しながら, 同時に可操作度の制御を行う手法を提案する. ここで, 可操作度とは, マニピュレータに取り付けられた手先効果器の操作容易性を運動学的な観点から定量化した一つの指標である[31]. このようなロボットの操作性についての研究も数々行われており[32]~[35], 可操作度は冗長ロボットのキネマティクス解析の研究[36][37]や, 把持制御の操作性に関する研究[38][39]に多く用いられてきた. これまでにも「冗長性」「可操作度」「インピーダンス制御」を関連付けた研究が行われている[40]~[43]. 例えば, 手先姿勢もしくは可操作度を拘束した状態で, 静的な運動において冗長マニピュレータにインピーダンス制御を実現する研究がある[40]. また, 冗長 10 自由度のハプティックインタフェースを用い, 特異点回避を目的として可操作度について議論している研究がある[41]が, この研究では, 仮想環境構築のためにインピーダンス制御も行っているものの, 本研究で提案する閾値を設けるような可操作度制御の手法については議論されていない. 本研究と同様の実験装置である PA-10 を用いて, 仮想壁を設けて土台を動かすことで PA-10 の可操作度を維持する手法も提案されている[42]が, この研究では最初から可操作度を維持できる空間を決め, その範囲の中でロボットを動かしている点で本研究とは異なる.

また、対向型多指の5指ハプティックインタフェースの設計と制御において、複数フィンガ・アームシステムにおけるハンド可操作度を考慮した制御手法も提案されている[43].

人間の四肢運動では、手を動かしやすい状態を保つようにしながら作業を行うことが多い。そこで本研究では、この概念をロボットに応用すべく、人間の四肢を模した9自由度のフィンガ・アームロボットにおいて、フィンガの可操作度を補償するフィンガとアームの協調制御手法について検討を進めてきた。可操作度を補償する手法としては、可操作度の頂点方向を探索する頂点探索法 (Top Search Method : TSM) と、最急上昇法を適用して局所的に可操作度を最大化する局所最適化法 (Local Optimization Method : LOM) を提案し、フィンガ部にアドミタンス制御あるいはインピーダンス制御を付加することで、自由空間および拘束空間において、人間のよう滑らかで柔らかい運動を実現してきた。このロボットの運動は、人間の手に外力を印加したときに、その外力に逆らわないよう滑らかで柔らかい運動の実現を目指したものである。研究の具体的な流れは、まず、自由空間において、フィンガとアームの協調運動を行うことで、フィンガの可操作度を補償しながら軌道を描く手法が提案された[44]~[46]。これらの手法は、人間のよう滑らかで自然な四肢運動を目指し、軽量でリンク長さの短いフィンガ部が主に目標位置の追従を行い、フィンガの可操作度が設定した閾値以下になると、可操作度を補償するためにアームが運動するというコンセプトに基づく手法である。フィンガとアームの協調制御の手法としては、頂点探索法の原型となったヒューリスティックに制御アルゴリズムを考えた手法と、局所最適化法の原型となった最急降下法を用いた手法を提案している。実験では、これらの協調制御手法がフィンガの可操作度の補償に有効なことに加え、運動エネルギーの省力化といった観点からも有効性が論じられている。次いで、この自由空間での運動を拘束空間での運動に拡張すべく、協調制御手法に対して2種類のインピーダンス制御を組み合わせる手法を提案した[47][48]。ここで、2種類のインピーダンス制御とは、位置サーボタイプ(運動指令型)のパッシブインピーダンス制御と力サーボタイプ(力指令型)のアクティブインピーダンス制御のことであり、ロボットに任意の柔らかさを実現するための制御手法で、本研究で提案するアドミタンス制御とインピーダンス制御の原型となっている[49]。これらの研究では、フィンガロボットに対してインピーダンス制御を適用し、設定した剛性、粘性それぞれをフィンガとアームの協調運動においても実現した。そして、フィンガロボットに適用したインピーダンス制御をア

ーム可動範囲まで拡張できることを実験により確認すると同時に、可操作度の補償のプロセスにおいてもロボットにインピーダンス制御を実現できることが分かった。その後、この拘束空間における可操作度を補償しながらインピーダンス制御を実現する手法を、可操作度の補償の対象を1本から複数本に拡張した[50][51]。これらの研究では、2本のフィンガを対象に、それぞれのフィンガの可操作度の最小値を補償すべく制御するミニ・マックス法と、両フィンガの可操作度の平均値の値を補償する平均化手法を提案した。また、これまでスカラーとして用いて制御してきた可操作度について、その方向性の利用の有効性についても示唆している。なお、本研究から派生した研究として、フィンガの可操作度を積極的に補償する制御は行わないものの、フィンガとアームそれぞれにアドミッタンス制御を適用し、よりシンプルなアルゴリズムによって、フィンガ・アームロボットに柔らかさを実現しながら可操作度補償効果を実現する手法[52]や、人間の技能抽出・模擬によってフィンガ・アームロボットにヨーヨー運動というダイナミックな運動を実現する手法[53]も提案されている。また、設定した仮想ダイナミクスの実現性について、仮想環境モデルを構築する推定手法についての研究[54]もある。

このように、これまで研究を進めながら、試行錯誤を繰り返して良い特性が発揮できる研究成果について順次発表してきたが、本研究では複数の手法を組み合わせ、アームとフィンガの協調運動を引き出してきており、過去の研究活動の一連を再評価してみると制御手法と特性の間で関係性が認められることが分かってきた。そこで本論文では、マルチフィンガ・アームロボットの可操作度補償型制御手法の比較を行うことによって、各制御手法の特徴を明らかにしている。また、フィンガが1本から複数本になった場合や、より動的な運動に拡張した場合に示されるそれぞれの手法の特性についても議論を展開している。

提案する制御手法のコンセプトについて述べる。提案する制御手法は、6自由度のアームロボットの先端に、3自由度のフィンガロボット2本を取り付けることにより構成されるマルチフィンガ・アームロボットに対して、フィンガの可操作度を補償しながら、アドミッタンス制御あるいはインピーダンス制御を実現する手法である。本手法の目的は、小型で軽量のフィンガロボット部分を積極的に運動させながら、大型で重いアームロボットでその運動を補助することにある。そのため、エネルギーや応答性といった工学的観点において有効な手法である。具体的には、突発的な外乱に強いこと、効率的に特異点回避を行えること、アドミッタンス制御空間およびインピー

ダンス制御空間を拡張できることなどが挙げられる。

提案する手法を実現するにあたり、まず「仮想ダイナミクス」に関しては、仮想ダイナミクスの入力を力、出力を位置とするアドミッタンス制御、あるいは仮想ダイナミクスの入力を位置、出力を力とするインピーダンス制御のいずれかが考えられる。また、「可操作度の制御」に関しては、本システムはフィンガロボットとアームロボットを組み合わせているため、制御計算順序が「アームからフィンガ」となる手法と、「フィンガからアーム」となる手法の二つの手法が存在する。なお、前者は頂点探索法 (Top Search Method : TSM) と、後者は局所最適化法 (Local Optimization Method : LOM) と密接に関連しているが、詳細については第 5 章で述べる。このように、仮想ダイナミクスの制御に関して 2 種類、可操作度の制御に関して 2 種類の手法があるため、提案する制御手法はそれらの組み合わせの計 4 種類が考えられる。本論文ではこれら 4 種類の制御手法について検討することで、マルチフィンガ・アームロボットの可操作度補償型制御手法について明らかにしていった。さらに、これらの手法をより動的な運動へ拡張することにより、その動的特性を明らかにしていった。具体的には、設定した仮想ダイナミクスの実現性と運動速度の関係、仮想ダイナミクスの実現できる範囲について研究を展開していきながら、運動エネルギーや可操作度の実現性について議論を行った。

以上の取り組みから、本論文ではフィンガ・アームロボットの可操作度補償型アドミッタンスおよびインピーダンス制御の基礎理論を構築した。

1.3 論文の構成

本論文の構成を以下に示す.

第1章 序論

序論として, 研究背景について述べ, 従来研究と研究目的を記述する.

第2章 フィンガ・アームロボットシステム

本研究で用いた実験システムについて, その詳細を述べる. 本研究では7自由度マニピュレータをアームロボットとして, また3自由度マニピュレータをフィンガロボットとして用い, フィンガロボット2本をアームロボットの先端に取り付けることによりマルチフィンガ・アームロボットを構成している. 本章ではそれらロボットの仕様や制御装置などについても述べる.

第3章 フィンガ・アームロボットの運動学

アームロボットおよびフィンガロボットそれぞれの運動学について述べ, マルチフィンガ・アームロボットの運動学について説明する. ここで述べる運動学を用いてロボットの制御計算を行う.

第4章 フィンガ・アームロボットの操作性

ロボットの操作性を表す指標である可操作度について述べる. 具体的な計算例を示し, 本研究で用いるフィンガロボットの構成と可操作度の関係について説明する.

第5章 フィンガ・アームロボットの制御系

本研究で用いる制御系について述べる. まず基礎となるPID制御について述べた後, 仮想ダイナミクス制御, すなわち柔らかさを実現する手法であるアドミッタンス制御, インピーダンス制御それぞれについて述べる. 次に, 可操作度の制御を行う二つの協調制御手法である頂点探索法 (Top Search Method : TSM), 局所最適化法 (Local Optimization Method : LOM) それぞれについて述べる. そして, これら仮想ダイナミクス制御と可操作度の制御を組み合わせた協調制御手法について説明を行い, 制御理論について記述する.

第6章 フィンガ・アームロボットの運動エネルギー

ロボットの運動時の運動エネルギーの導出について述べる．本研究ではロボットの運動の定量的評価の指標の一つとして運動エネルギーを用いる．

第7章 仮想ダイナミクスの制御系構成法の比較

仮想ダイナミクスの制御系構成法であるアドミッタンス制御とインピーダンス制御の比較を行う．本章では，剛性，粘性の実現性について実験により確認する．

第8章 可操作度補償方式の比較

可操作度を制御する協調制御アルゴリズムである頂点探索法と局所最適化法の比較を行う．フィンガ1本からフィンガ複数本への協調制御アルゴリズムの拡張についても議論する．

第9章 協調制御手法の動的特性

協調制御アルゴリズムの動的特性について議論する．仮想ダイナミクスの実現性と運動速度の関係について実験により確認し，協調制御手法の動的な運動への拡張性について議論する．また，仮想ダイナミクスの実現範囲についても議論を展開する．

第10章 結論

本研究で得られた結論と，今後の展望を述べる．

第2章

フィンガ・アームロボットシステム

2.1	はじめに.....	13
2.2	実験システムの構成	14
2.3	アームロボットシステムの構成	16
2.3.1	7自由度マニピュレータシステムの構成.....	16
2.3.2	7自由度マニピュレータシステムの仕様.....	16
2.3.3	サーボドライバおよび通信ボードの仕様.....	18
2.3.4	7自由度マニピュレータの動作範囲.....	19
2.4	フィンガロボットシステムの構成	21
2.4.1	3自由度マニピュレータの構成.....	21
2.4.2	サーボモータおよびモータドライバユニットの仕様.....	21
2.4.3	F/Tセンサの仕様	22
2.4.4	制御用ボードの仕様	22
2.4.5	コネクタボックスの構成	23
2.5	制御装置と拡張ボックス	24
2.5.1	制御装置の仕様	24
2.5.2	拡張ボックスの仕様	24
2.6	要約.....	25

2.1 はじめに

本章では，本研究で用いた実験システムであるフィンガ・アームロボットシステムについて述べる．

本研究では7自由度マニピュレータを6自由度アームロボットとして，また3自由度マニピュレータを3自由度フィンガロボットとして用い，先端にF/Tセンサ（Force/Torque センサ）が取り付けられたフィンガロボット2本をアームロボットの先端に取り付けることによって冗長性を有するマルチフィンガ・アームロボットを構成している．本章ではこれらのシステムの仕様や制御装置などについても述べる．

2.2 実験システムの構成

本研究で使用する実験システムであるフィンガ・アームロボットシステムの構成を Fig. 2.1 に示す. また, 動作中のコンピュータ画面を Fig. 2.2 に, 実験に用いたマルチフィンガ・アームロボットの外観を Fig. 2.3 にそれぞれ示す.

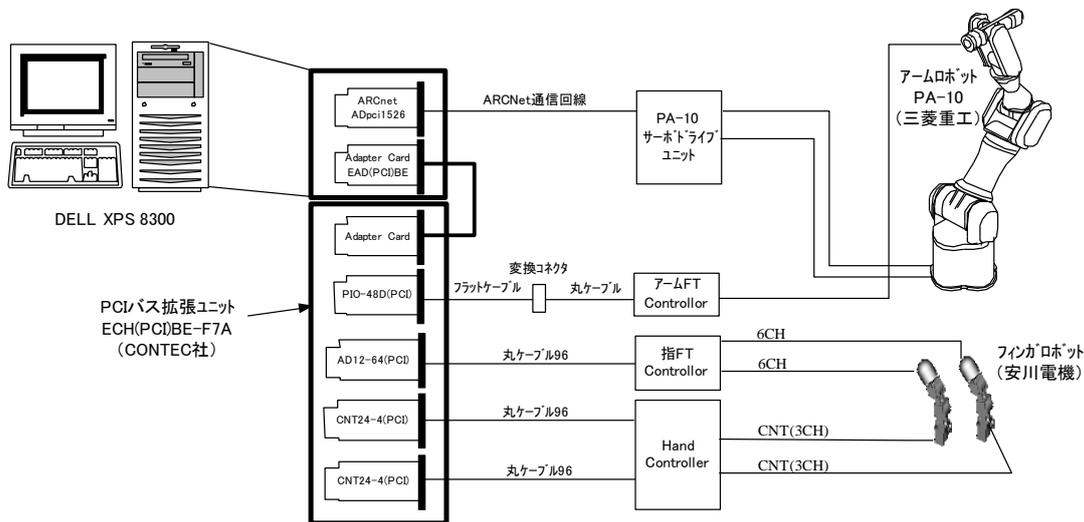


Fig. 2.1 Experiment system

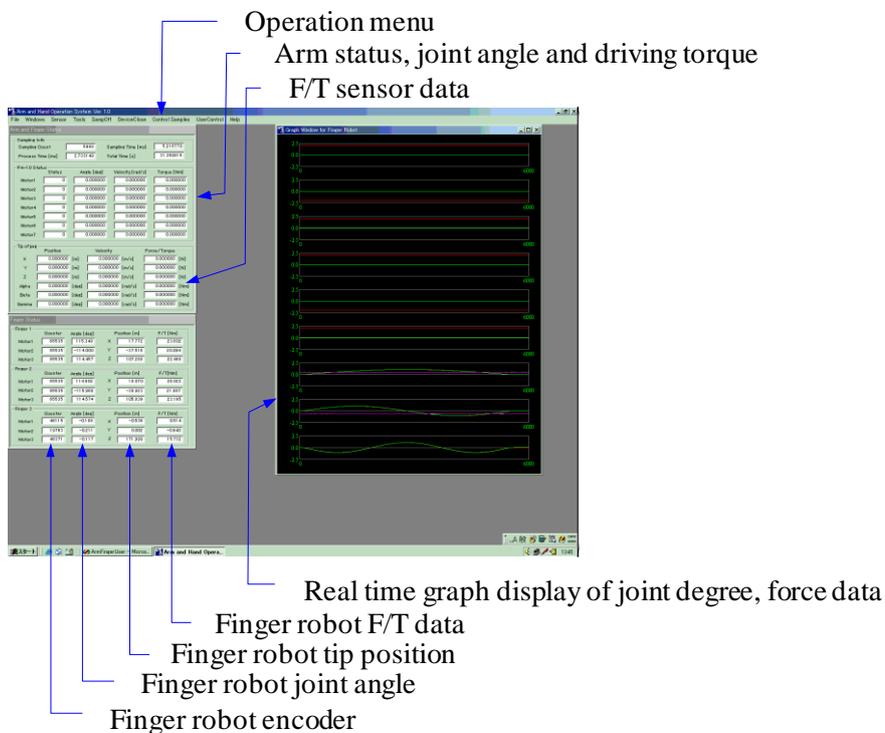


Fig. 2.2 PC screen in function

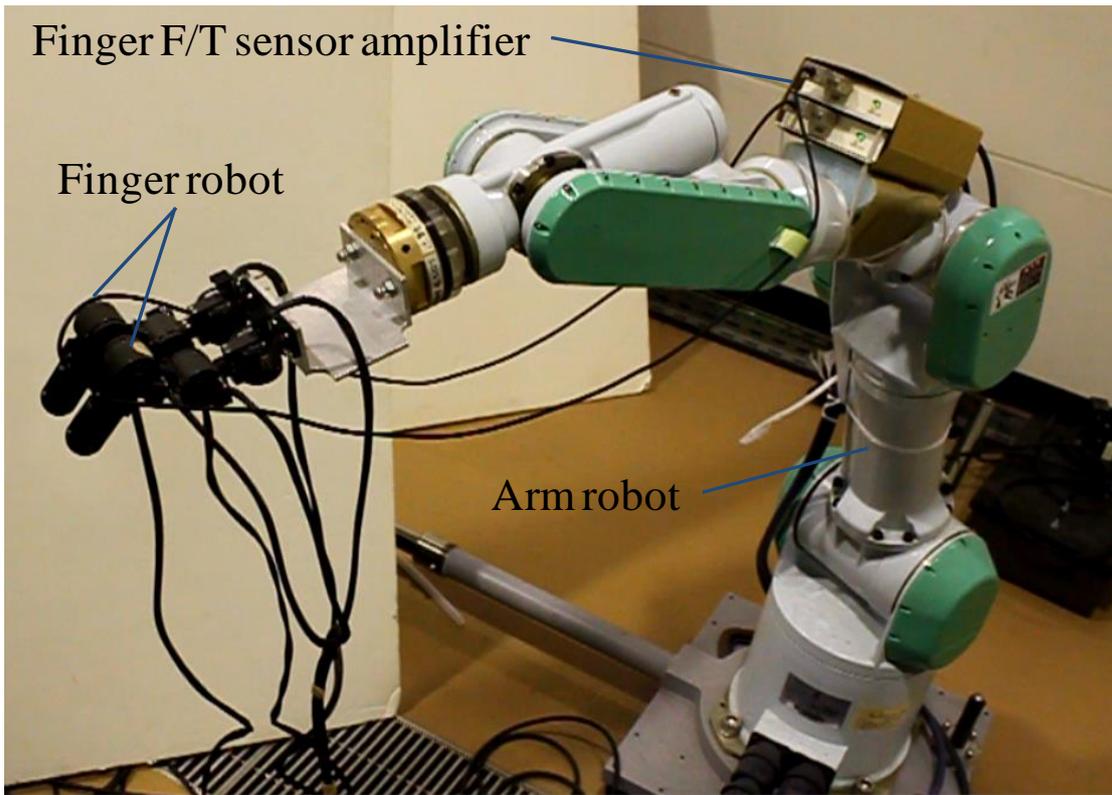


Fig. 2.3 Multi-finger-arm robot

2.3 アームロボットシステムの構成

2.3.1 7自由度マニピュレータシステムの構成

本研究で使用するアームロボットは Fig. 2.4 にその構成を示す7自由度マニピュレータである。ただし、マニピュレータは7自由度を有するが、本研究では、提案する協調制御アルゴリズムの特徴を検証するためにアーム部の軸3を固定し、先端位置と姿勢を指定できる最低限の自由度である6自由度しか用いない。このようにして、アーム自体の冗長性が入り込む複雑な制御を行わずに、フィンガ・アームロボットの協調制御アルゴリズムの検討がしやすい構成とした。

この7自由度マニピュレータの減速機付モータは、速度指令により制御することができる。減速機付モータにはエンコーダが取り付けられており、モータ角度情報を制御装置にフィードバックできる。

2.3.2 7自由度マニピュレータの仕様

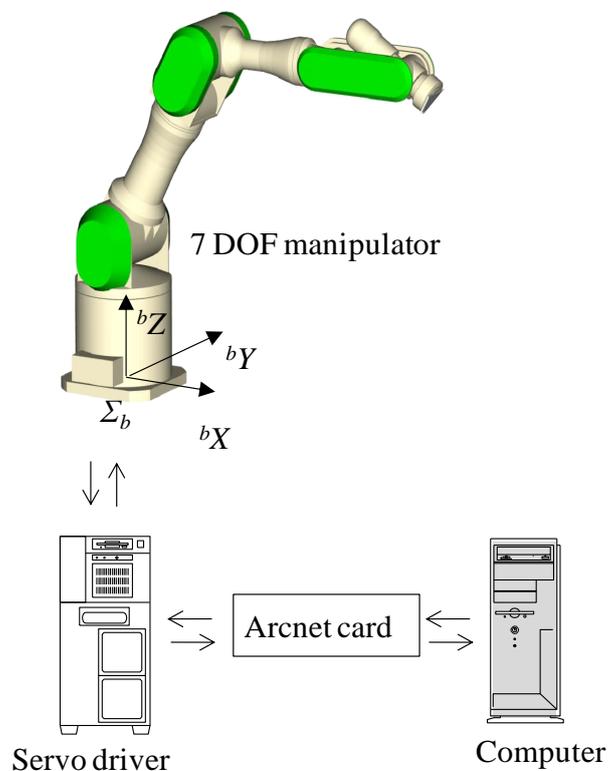


Fig. 2.4 7DOF manipulator system

7自由度マニピュレータ本体の仕様を Table 2.1 に示す.

Table 2.1 Specification of 7DOF manipulator

項目	仕様				
名称	可搬式汎用知能アーム アーム本体				
型式	PA10-10A-ARM				
形式	垂直多関節形				
構成	防塵・防滴構造				
関節数	7				
関節構成	ロボット取り付け面より R-P-R-P-R-P-R (Rは回転関節, Pは旋回関節を示す)				
関節名称	ロボット取り付け面より S1-S2-S3-E1-E2-W1-W2 (Sは肩関節, Eは肘関節, Wは手首関節を示す)				
アーム長	肩リーチ : 315[mm] (ベース面~S2 軸間) 上腕 : 450[mm] (S2~E1 軸間) 下腕 : 500[mm] (E2~W1 軸間) 手首リーチ : 80[mm] (W1~メカニカルインタフェース面間)				
関節動作 範囲 および 最高 動作速度	軸名称	リミット(度)			最高動作 速度[rad/s]
		Mech-limit	Servo-limit	Software-limit	
	S1(回転)	±180	±178	±177	±1
	S2(旋回)	±94	±92	±91	±1
	S3(回転)	±180	±175	±174	±1
	E1(旋回)	±143	±138	±137	±2
	E2(回転)	±270	±256	±255	±2π
	W1(旋回)	±180	±166	±165	±2π
W2(回転)	±∞	±361	±360	±2π	
最大合成 速度	1550[mm/s]				
可搬重量	10[kgf]				
可動範囲	Fig.2-4				
駆動方式	AC サーボモータ 無励磁作動形ブレーキ・ブラシレスレゾルバ付				
センサ	出力軸ブラシレスレゾルバ				
周囲温度	0~50[°C]				
湿度	30~90%RH(ただし, 結露なきこと)				
本体重量	35[kgf]				

2.3.3 サーボドライバおよび通信ボードの仕様

7自由度マニピュレータの減速機付モータはサーボドライバで制御され、サーボドライバには、ジョイントサーボが内蔵されており、速度指令を目標値としてPI制御により減速機付モータを制御する。サーボドライバの仕様をTable 2.2に示す。

Table 2.2 Specification of servo driver

項目	仕様
適用モータ	3相ブラシレス DC モータ DC100[V] 連続 10[A] (瞬間最大 15[A])
形式	セミデジタルサーボ
構成	7層/基盤
指令値 ARCNET 経由入力	速度指令 : 制御範囲フルスケールに対し 100:1 速度変動率 1%以内 (アクチュエータ定格負荷時) 制御機能 : 速度制御 : 665[μs]デジタルPI 電流ループ : アナログP
適応回転検出器	レゾルバ BRX1×2.6[Hz]
位置検出機能	14ビットR/D/回転+16ビットソフトウェアカウンタ (±50回転検出可能)
フィードバック信号	位置(ギア出力軸換算) : $50 \times 2^{14} / 360$ (機械角)で±3回転検出 トルク : 上記指令に同じ (3相変換する前のモータトルク指令値から算出)
通信 I/F	RS485 タイプ絶縁メディアドライバ +ARCNET コントローラ(5[Mbps]) 通信距離:最大 100[m] (HYC2485(TMC 製))
適応ブレーキ	OFF 作動型 DC24[V]仕様 (最大 1[A]/接点)
ブレーキ制御	ブレーキインタロック内蔵 メカブレーキ 接点出力
パラメータ	位置カウントオフセット, ドライバ No.(モータ極数速度 F.S.トルク F.S.), ゲイン, 動作位置リミット, ギア比, メカゼロ
供給電源	モータ電源 : DC100[V]/8[A], ブレーキ用電源 : DC24[V]/4[A], 制御電源 : DC+15[V]・1.5[A], DC -15[V]・1.5[A], DC+5[V]・4[A], DC24[V]・1[A],

保護機能	パワー段保護：過電流，短絡電流，加熱，制御電圧低下 関節保護：位置カウンタによるソフトリミッタ
異常検出	CPU 暴走：サーボ OFF LED 表示 (ウォッチドグタイマ) 通信異常：サーボ OFF エラー信号出力 LED 表示 モータ軸レゾルバ：サーボ OFF エラー信号出力 LED 表示 断線・短絡 ブレーキ：サーボ OFF エラー信号出力 LED 表示 断線・短絡 IPM 異常：サーボ OFF エラー信号出力 LED 表示 制御電源異常：サーボ OFF エラー信号出力 LED 表示 速度偏差異常：サーボ OFF エラー信号出力 LED 表示 レゾルバ偏差異常：サーボ OFF エラー信号出力 LED 表示 トルク異常：サーボ OFF エラー信号出力 LED 表示 位置ソフト：サーボ OFF エラー信号出力 LED 表示 リミット
表示機能 (LED 表示)	0~40[°C] (パワー基盤の IPM は強制冷却のこと)
湿度	30~90%RH(ただし，結露なきこと)

Table 2.3 Specification of arc net card

項目	仕様
形式	(株)アドバネット社製 Adpci1526-2485
プロトコル	アークネット
バス I/F	PCI Rev2.1
コントローラ	COM20020ILJP-5
トランシーバ	高速用絶縁型 RS-485 トランシーバ (HYC2485S)
転送速度	2.5[Mbps]/5[Mbps]

7 自由度マニピュレータのサーボドライバの入出力インタフェースは FA 用の LAN インタフェースであるアークネットのみなので，制御装置がサーボドライバと通信するための入出力装置としてアークネットカードを用いる．アークネットカードの仕様を Table 2.3 に示す．

2.3.4 7 自由度マニピュレータの動作範囲

7 自由度マニピュレータの動作範囲は、各リンクの長さで各関節の動作範囲によって決定される。7 自由度マニピュレータの動作範囲を Fig. 2.5 に示す。

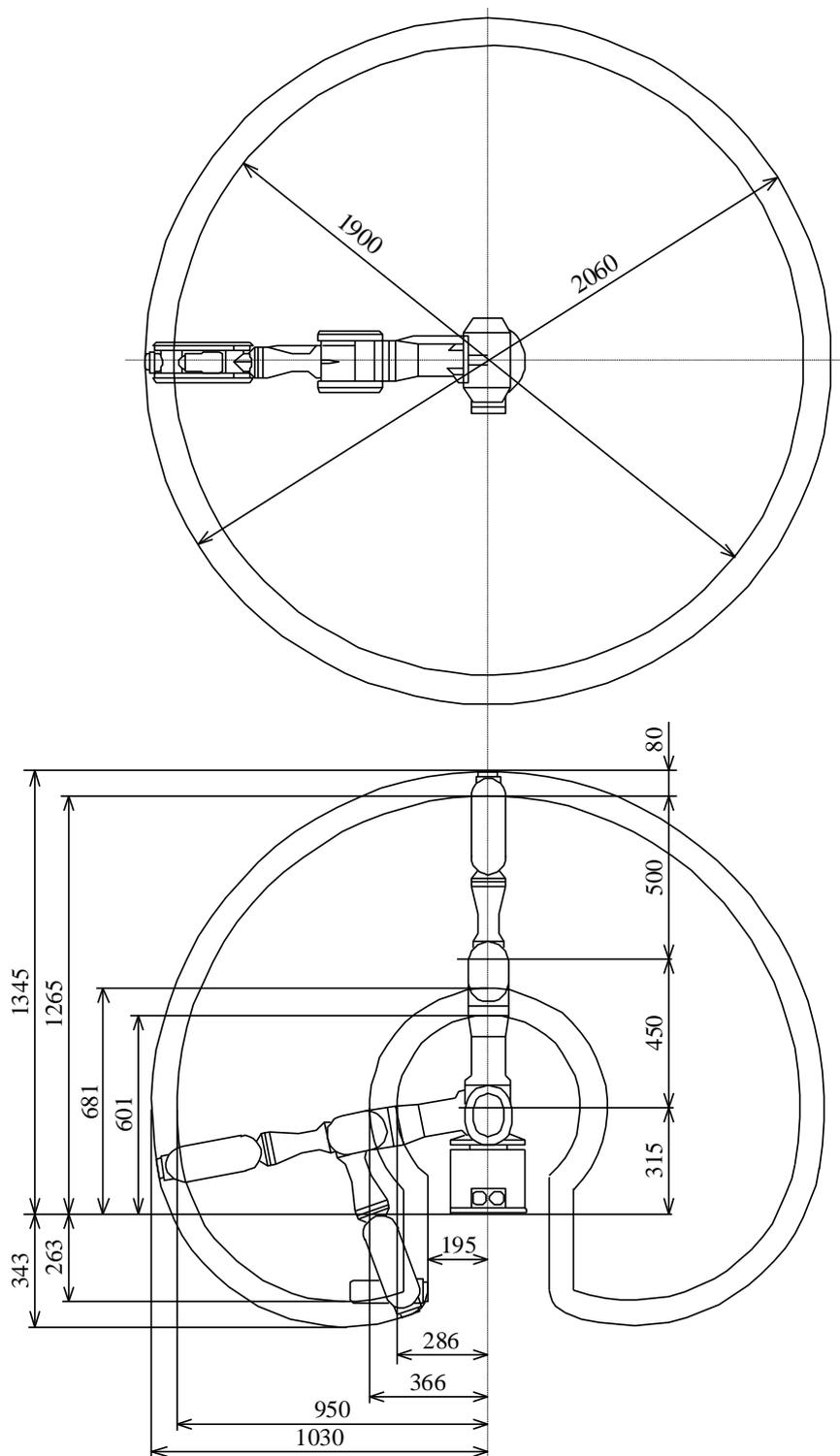


Fig. 2.5 Working range of 7DOF manipulator

2.4 フィンガロボットシステムの構成

2.4.1 3自由度マニピュレータシステムの構成

本研究で使用するフィンガロボットは Fig. 2.6 にその構成を示す 3 自由度マニピュレータである。この 3 自由度マニピュレータのモータはすべて同一のもので、すべての軸にエンコーダが内蔵されている。実際の外観は Fig. 2.7 に示すものである。

2.4.2 サーボモータおよびモータドライバユニットの仕様

3 自由度マニピュレータに使用されているサーボモータの仕様を Table 2.4 に示す。モータドライバユニットは指令電圧を受け取って、モータに対して駆動するための

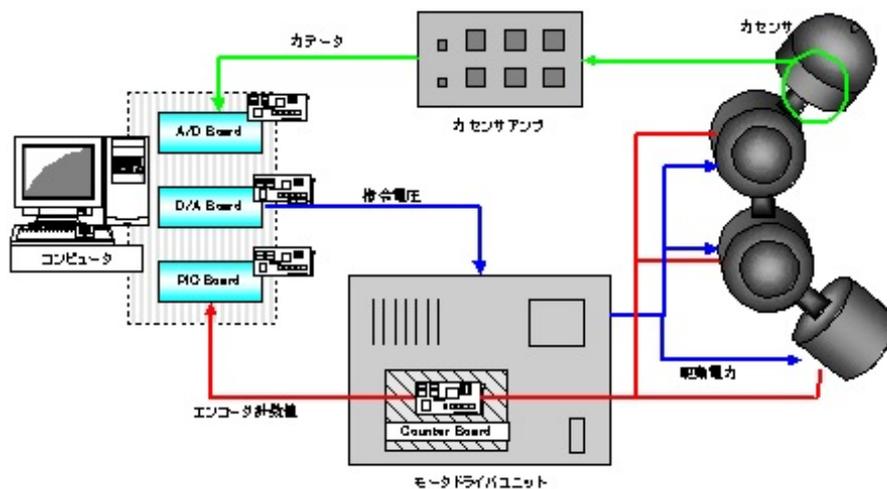


Fig. 2.6 3DOF manipulator system



Fig. 2.7 3DOF manipulator

電力を与え、3自由度マニピュレータのエンコーダからデータを受け取り、I/O形式で出力する。モータドライバユニットの仕様を Table 2.5 に示す。

2.4.3 F/T センサの仕様

3自由度マニピュレータに取り付けられているF/Tセンサの仕様を Table 2.6 に示す。

2.4.4 制御用ボードの仕様

本研究ではF/Tセンサアンプからのアナログ信号をデジタル信号に変換してPCに送信するためにA/Dボードを使用する。A/Dボードの仕様を Table 2.7 に示す。

また、PCからのデジタル信号をアナログ信号に変換してモータドライバに指令値を送るためにD/Aボードを使用する。D/Aボードの仕様を Table 2.8 に示す。

Table 2.4 Specification of 3DOF manipulator's servo motor

項目	仕様
定格出力	1.4 [W]
定格トルク	11.04×10^{-3} [N·m]
定格時電機子電流	0.84[A(r.m.s)]
定格回転数	1200[rpm]
トルク定数	13.2×10^{-3} [N·m/A]
ギア比	1/80
エンコーダ形式	オプティカルエンコーダ (A,B,Z,U,V,W 相出力)
可動範囲	約 $\pm 110^\circ$

Table 2.5 Specification of motor's driver unit

項目		仕様
指令	形式	速度信号または電流指令 (切替)
	速度指令	5[V/定格回転数]
	電流指令	3.5[V/1A(rms)]
速度	制御方式	比例制御または比例積分制御 (切替)
	フィードバック	エンコーダおよびF/V変換機
機能	モータの回転角度の検出	エンコーダと内蔵カウンタ
電源	電源電圧	AC 90~110[V]
	電源電流	最大 約 8.2[A]

そして、モータドライバからデジタル信号の送受信を行うために CNT ボードを使用する。CNT ボードの仕様を Table 2.9 に示す。

2.4.5 コネクタボックスの構成

本研究では PC 搭載のボードとモータドライバおよび F/T センサアンプとの仲介のためにコネクタボックスを使用する。また、CNT ボードとモータドライバ内臓の IO ボードをつなげる途中にトランシーバを挿入している。

Table 2.6 Specification of F/T sensor

項目		仕様
定格荷重	力 F_x, F_y, F_z	5.0[kgf]
	モーメント T_x, T_y, T_z	4.0[kgf-cm]
分解能	F_x, F_y	3.3[gf]
	F_z	10.0[gf]
	T_x, T_y	2.0[gf-cm]
	T_z	2.7[gf-cm]
外形寸法		$\Phi 18 \times 32.8$ [mm]
ケーブル長さ		80.0[cm]

Table 2.7 Specification of A/D board

項目	仕様
形式	(株) コンテック AD-12-16(PCI)
使用時の入力レンジ	$\pm 5V$
分解能	12bit

Table 2.8 Specification of D/A board

項目	仕様
形式	(株) コンテック DA-12-16(PCI)
使用時の入力レンジ	$\pm 5V$
分解能	12bit

Table 2.9 Specification of CNT board

項目	仕様
形式	(株) コンテック CNT24-4(PCI)

2.5 制御装置と拡張ボックス

2.5.1 制御装置の仕様

本研究では制御装置として IBM 互換の PC を使用する. PC の仕様を Table 2.10 に示す.

2.5.2 拡張ボックスの仕様

本研究では各種ボードを取り付けるために拡張ボックスを使用する. 拡張ボックスの仕様を Table 2.11 に示す.

Table 2.10 Specification of PC

項目	仕様
コンピュータ・システム	Dimension 8300 (Intel 社製 Pentium4 3.0GHz 搭載)
オペレーション・システム	Microsoft 社製 Windows 2000
プログラミング・システム	Microsoft 社製 Visual C++ 6.0(C/C++コンパイラ)

Table 2.11 Specification of expansion box

項目	仕様
形式	(株) コンテック製 ECH(PCI)BE-F7A
PCI スロット数	7

2.6 要約

本章では，本研究で用いた実験システムであるフィンガ・アームロボットシステムについて述べた．まず，研究で用いた実験システム全体の構成について述べた．次いで，アームロボットシステムの構成と仕様，サーボドライバおよび通信ボードの仕様とアームロボットの動作範囲について述べた．そして，フィンガロボットシステムの構成，F/T センサの仕様，制御用ボードの仕様，コネクタボックスの構成について述べた後，制御装置と拡張ボックスの仕様についても記述した．

第3章

フィンガ・アームロボットの運動学

3.1	はじめに.....	27
3.2	アームロボットの運動学.....	28
3.2.1	7自由度マニピュレータの座標系の定義.....	28
3.2.2	7自由度マニピュレータの運動学のモデル.....	29
3.2.2.1	X-Y-Z 固定角法と同時変換.....	30
3.2.2.2	7自由度マニピュレータの順運動学.....	32
3.2.2.3	7自由度マニピュレータの速度解析.....	35
3.2.3	力覚情報と F/T センサ座標系.....	41
3.2.4	ツール座標系.....	42
3.2.4.1	ツールの座標変換行列.....	42
3.2.4.2	ツール座標系での速度解析.....	43
3.3	フィンガロボットの運動学.....	44
3.3.1	3自由度マニピュレータの座標系の定義.....	44
3.3.2	3自由度マニピュレータの運動学.....	44
3.3.3	3自由度マニピュレータのヤコビ行列.....	46
3.3.4	F/T センサの座標変換行列.....	47
3.4	フィンガロボットとアームロボットの座標系関係.....	48
3.5	要約.....	49

3.1 はじめに

本章では，本研究で使用するアームロボットとフィンガロボットそれぞれに関する運動学解析を行い，制御系を構成するうえで必要なフィンガ・アームロボットの運動学を求める．具体的には，座標系の定義，順運動学の記述，速度解析についての解説を行う．

3.2 アームロボットの運動学

3.2.1 7自由度マニピュレータの座標系の定義

本研究で使用するアームロボットは, Fig. 3.1 に示すような各関節に減速機付モータを備えた7自由度マニピュレータである. マニピュレータ手首部には手先効果器としてツールが, マニピュレータ手首部とツールの間には F/T センサ (Force/Torque センサ) がそれぞれ取り付けられており, 作業対象物からツールに作用する力覚情報を取

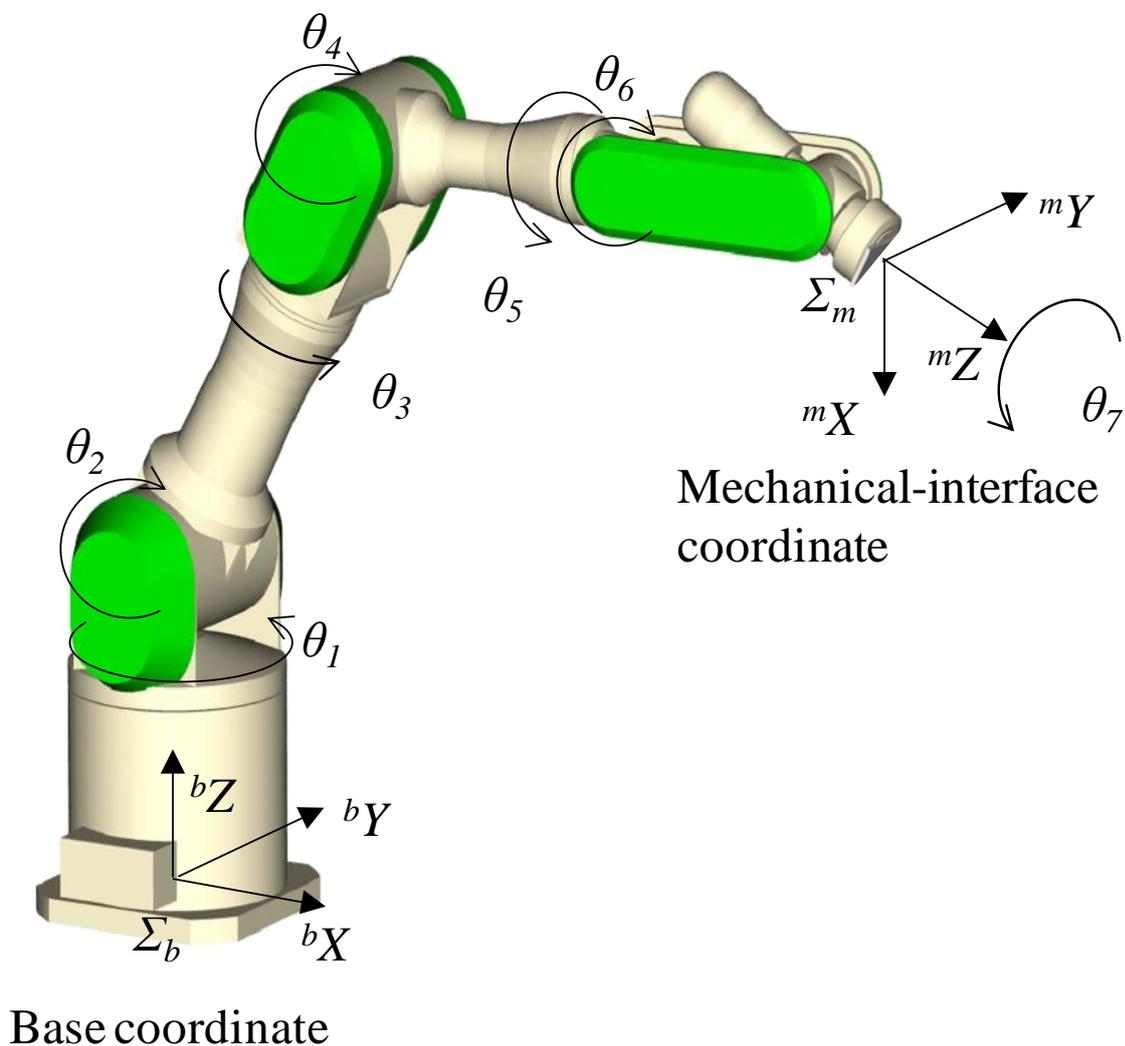


Fig. 3.1 Coordination system of 7DOF manipulator

得することができる。Fig. 3.1 における θ_1 から θ_7 は各関節の回転角度を表す。

この7自由度マニピュレータは多関節マニピュレータであるため、各部に応じて異なる座標系を持っている。実際に用いる座標系を Table 3.1 に示す。本論文では座標系を用いて各ベクトルを表す際、そのベクトルを定義している座標系を左上添字で、そのベクトルを右下添字で表す。例えば、 ${}^b\mathbf{p}_t$ はベース座標系におけるアームロボットのツール先端の位置・姿勢ベクトルである。また、座標系の主軸を AX , AY , AZ と表す。

3.2.2 7自由度マニピュレータの運動学のモデル

7自由度マニピュレータは、三次元空間において任意の位置・姿勢をとることができる。ロボットが三次元で任意の位置・姿勢をとるためには、6自由度で十分なので、このマニピュレータは1自由度分の冗長度を持つが、第2章で述べたように本研究ではこの冗長度は用いないこととしており、Fig. 3.1 に示す関節角度 θ_3 を常に $\Delta\theta_3 = 0^\circ$ としている。

Fig. 3.2 にマニピュレータの運動を解析するための運動学モデルを示す。

Table 3.1 Coordination system on the robot

座標系名称	定義
ベース座標系 Σ_b	本研究で用いるすべての座標系の基準でマニピュレータの基準座標系。マニピュレータ底部を原点とする。
メカニカルインタフェース座標系 Σ_m	マニピュレータ先端部の座標系
F/T センサ座標系 Σ_F	手首部に取り付けられた F/T センサの座標系
ツール座標系 Σ_t	アームロボットのツール先端座標系

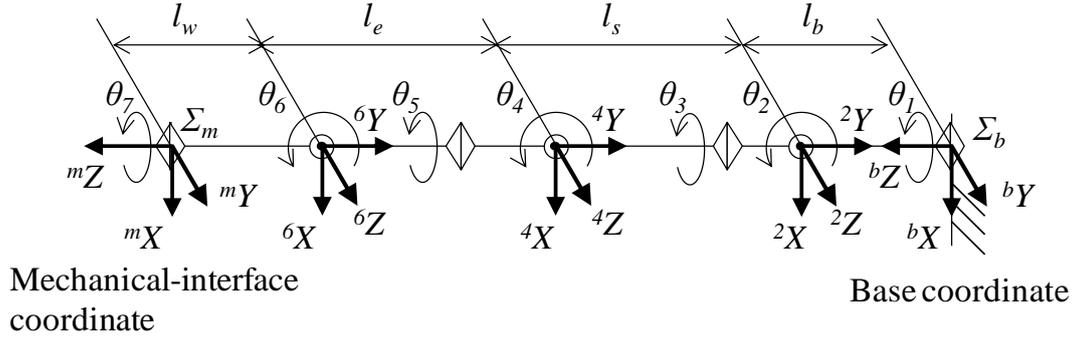


Fig. 3.2 Kinematic model of the 7 DOFmanipulator

3.2.2.1 X-Y-Z 固定角法と同時変換

ロボットの姿勢表記は、姿勢を位置要素と等価に扱え、3 個のパラメータによる記述される X-Y-Z 固定角法や X-Y-Z オイラー法などの記述法が一般的であり、これらの記述法を用いると制御系を構成しやすい。

本研究では X-Y-Z 固定角法を用いてロボットの姿勢表記をして制御系を構成する。X-Y-Z 固定角法における姿勢表記は Fig. 3.3 に示す α, β, γ によって行う。

X-Y-Z 固定角法における姿勢表記は、求める姿勢を表す座標系 Σ_B を基準座標系 Σ_A に一致させた状態から ${}^A X$ 軸まわりに α 、 ${}^A Y$ 軸まわりに β 、 ${}^A Z$ 軸まわりに γ だけ回転させることによって得られ、座標系 Σ_A に関する Σ_B の姿勢を表す。

${}^A_B \mathbf{R}(\alpha, \beta, \gamma)$ 回転行列は α, β, γ 成分を用いて算出することができる。

$$\begin{aligned}
 {}^A_B \mathbf{R}(\alpha, \beta, \gamma) &= \begin{bmatrix} c_\gamma & -s_\gamma & 0 \\ s_\gamma & c_\gamma & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} c_\beta & 0 & s_\beta \\ 0 & 1 & 0 \\ -s_\beta & 0 & c_\beta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & c_\alpha & -s_\alpha \\ 0 & s_\alpha & c_\alpha \end{bmatrix} \\
 &= \begin{bmatrix} c_\beta c_\gamma & s_\alpha s_\beta c_\gamma - c_\alpha s_\gamma & c_\alpha s_\beta c_\gamma + s_\alpha s_\gamma \\ c_\beta s_\gamma & s_\alpha s_\beta s_\gamma + c_\alpha c_\gamma & c_\alpha s_\beta s_\gamma - s_\alpha c_\gamma \\ -s_\beta & s_\alpha c_\beta & c_\alpha c_\beta \end{bmatrix} \quad (3.1)
 \end{aligned}$$

ここで、位置ベクトル ${}^A \mathbf{p}_B$ を次のように定義する。

$${}^A \mathbf{p}_B = [x_B \quad y_B \quad z_B]^T \quad (3.2)$$

式(3.1), (3.2)より、位置・姿勢ベクトルは、

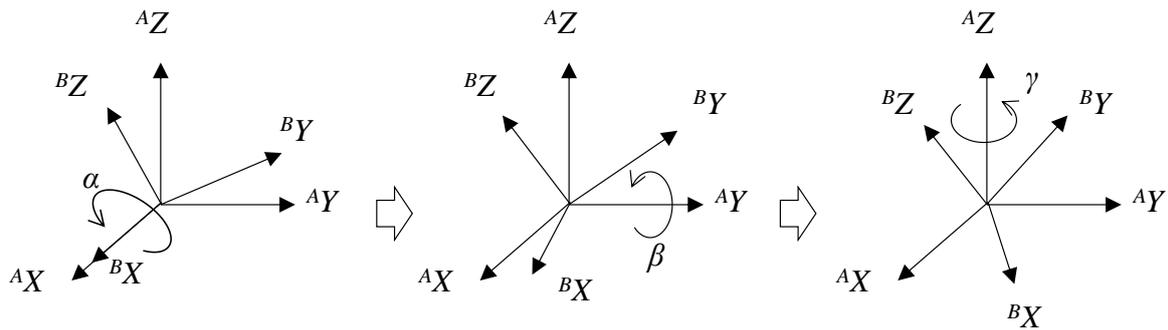


Fig. 3.3 The rotation of the coordination system by X-Y-Z fixed angle method

$${}^A\mathbf{x}_B = [x_B \ y_B \ z_B \ \alpha \ \beta \ \gamma]^T \quad (3.3)$$

と表すことができる。

これら回転行列 ${}^A\mathbf{R}$ と位置ベクトル ${}^A\mathbf{p}_B$ を用いて, Fig. 3.4 に示す同次変換による位置・姿勢表記を行うことができる。

同次変換行列 \mathbf{T} は, 単一の行列で回転変換や移動変換を表現する構造になっており, 座標系 Σ_A から座標系 Σ_B へ変換する際の回転行列を ${}^A\mathbf{R}$, 位置ベクトルを ${}^A\mathbf{p}_B$ としたと

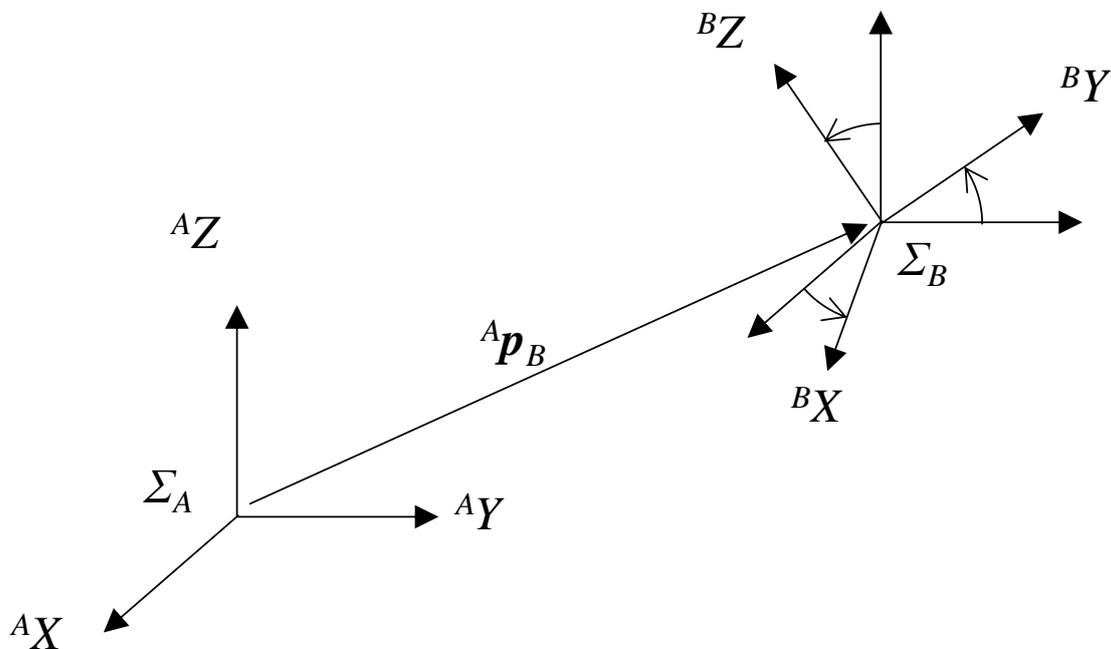


Fig. 3.4 Homogeneous transform

きに次のようになる。

$${}^A T_B = \begin{bmatrix} & & & \\ & {}^A R_B & & {}^A p_B \\ & & & \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.4)$$

回転行列は主方向を与える単位ベクトルを用いて表すことができ、座標系 Σ_A を基準にした座標系 Σ_B の主方向を与える単位ベクトルを ${}^A X_B, {}^A Y_B, {}^A Z_B$ とすると、回転行列 ${}^A R_B$ は、

$${}^A R_B = \begin{bmatrix} {}^A X_B & {}^A Y_B & {}^A Z_B \end{bmatrix} \quad (3.5)$$

と表せる。

3.2.2.2 7 自由度マニピュレータの順運動学

7 自由度マニピュレータの順運動学を求めるため、まず、メカニカルインタフェース座標系 Σ_m の位置・姿勢を求める。マニピュレータの関節角度ベクトルを

$$\theta_M = [\theta_1 \ \theta_2 \ \theta_3 \ \theta_4 \ \theta_5 \ \theta_6 \ \theta_7]^T \quad (3.6)$$

と表し、ベース座標系 Σ_b におけるメカニカルインタフェース座標系 Σ_m の位置・姿勢ベクトルを

$${}^b p_m = [x_m \ y_m \ z_m \ \alpha_m \ \beta_m \ \gamma_m]^T \quad (3.7)$$

とする。

Fig. 3.2 に示したマニピュレータの運動学モデルを参照し、リンク間の同次変換行列を求めるため、リンクパラメータを次のように定義する。

- a_i : ${}^i X$ に沿って測られる ${}^i Z$ から ${}^{i+1} Z$ までの距離
- α_i : ${}^i Z$ と ${}^{i+1} Z$ とが ${}^i X$ のまわりになす角
- d_i : ${}^i Z$ に沿って測られる ${}^{i+1} X$ から ${}^i X$ までの距離
- θ_i : ${}^{i+1} X$ と ${}^i X$ とが ${}^i Z$ のまわりになす角

これらリンクパラメータを用いて、リンク $i-1$ から i への同次変換行列を次式で表す。

$${}^{i-1}\mathbf{T} = \begin{bmatrix} \cos\theta_i & -\sin\theta_i & 0 & a_{i-1} \\ \sin\theta_i \cdot \cos\alpha_{i-1} & \cos\theta_i \cdot \cos\alpha_{i-1} & -\sin\alpha_{i-1} & -\sin\alpha_{i-1} \cdot d_i \\ \sin\theta_i \cdot \sin\alpha_{i-1} & \cos\theta_i \cdot \sin\alpha_{i-1} & \cos\alpha_{i-1} & \cos\alpha_{i-1} \cdot d_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.8)$$

ここで、マニピュレータのリンクパラメータを運動学モデルから求めると Table 3.2 のようになる。

Table 3.2 Link parameters of the manipulator

リンク	軸	i	a_{i-1}	α_{i-1}	d_i	θ_i
リンク 1	モータ 1	1	0	0	l_b	θ_1
リンク 2	モータ 2	2	0	$-\pi/2$	0	θ_2
リンク 3	モータ 3	3	0	$\pi/2$	l_s	θ_3
リンク 4	モータ 4	4	0	$-\pi/2$	0	θ_4
リンク 5	モータ 5	5	0	$\pi/2$	l_e	θ_5
リンク 6	モータ 6	6	0	$-\pi/2$	0	θ_6
リンク 7	モータ 7	7	0	$\pi/2$	l_w	θ_7

これらのリンクパラメータを式(3.8)に代入して、各フレーム間の同次変換行列を求めると、以下のようなになる。

$${}^b\mathbf{T}_1 = \begin{bmatrix} c_1 & -s_1 & 0 & 0 \\ s_1 & c_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & l_b \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.9)$$

$${}^1\mathbf{T}_2 = \begin{bmatrix} c_2 & -s_2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ -s_2 & -c_2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

$${}^2\mathbf{T}_3 = \begin{bmatrix} c_3 & -s_3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & -l_s \\ s_3 & c_3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

$${}^3_4\mathbf{T} = \begin{bmatrix} c_4 & -s_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ -s_4 & -c_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

$${}^4_5\mathbf{T} = \begin{bmatrix} c_5 & -s_5 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & -l_e \\ s_5 & c_5 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.13)$$

$${}^5_6\mathbf{T} = \begin{bmatrix} c_6 & -s_6 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ -s_6 & -c_6 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.14)$$

$${}^6_7\mathbf{T} = \begin{bmatrix} c_7 & -s_7 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & -l_w \\ s_7 & c_7 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.15)$$

なお，簡略のために正弦・余弦を以下のように略記している．

$$c_i = \cos\theta_i, \quad s_i = \sin\theta_i \quad (i=1,2,\dots,7) \quad (3.16)$$

よって，ベース座標系からメカニカルインタフェース座標系への変換行列は以下のよう
に求まる．

$${}^b_m\mathbf{T} = {}^b_7\mathbf{T} = {}^b_1\mathbf{T} \cdot {}^1_2\mathbf{T} \cdot {}^2_3\mathbf{T} \cdot {}^3_4\mathbf{T} \cdot {}^4_5\mathbf{T} \cdot {}^5_6\mathbf{T} \cdot {}^6_7\mathbf{T} = \begin{bmatrix} t_{11} & t_{12} & t_{13} & t_{14} \\ t_{21} & t_{22} & t_{23} & t_{24} \\ t_{31} & t_{32} & t_{33} & t_{34} \\ t_{41} & t_{42} & t_{43} & t_{44} \end{bmatrix} \quad (3.17)$$

$$t_{11} = ([\{(c_1c_2c_3 - s_1s_3)c_4 - c_1s_2s_4\}c_5 - (c_1c_2s_3 + s_1c_3)s_5]c_6 - \{(c_1c_2c_3 - s_1s_3)s_4 + c_1s_2c_4\}s_6)c_7 \\ + [-\{(c_1c_2c_3 - s_1s_3)c_4 - c_1s_2s_4\}s_5 - (c_1c_2s_3 + s_1c_3)c_5]s_7 \quad (3.18)$$

$$t_{12} = -([\{(c_1c_2c_3 - s_1s_3)c_4 - c_1s_2s_4\}c_5 - (c_1c_2s_3 + s_1c_3)s_5]c_6 - \{(c_1c_2c_3 - s_1s_3)s_4 + c_1s_2c_4\}s_6)s_7 \\ + [-\{(c_1c_2c_3 - s_1s_3)c_4 - c_1s_2s_4\}s_5 - (c_1c_2s_3 + s_1c_3)c_5]c_7 \quad (3.19)$$

$$t_{13} = [\{(c_1c_2c_3 - s_1s_3)c_4 - c_1s_2s_4\}c_5 - (c_1c_2s_3 + s_1c_3)s_5]s_6 + \{(c_1c_2c_3 - s_1s_3)s_4 + c_1s_2c_4\}c_6 \quad (3.20)$$

$$t_{14} = l_w([\{(c_1c_2c_3 - s_1s_3)c_4 - c_1s_2s_4\}c_5 - (c_1c_2s_3 + s_1c_3)s_5]s_6 + \{(c_1c_2c_3 - s_1s_3)s_4 + c_1s_2c_4\}c_6) + l_e\{(c_1c_2c_3 - s_1s_3)s_4 + c_1s_2c_4\} + l_s c_1s_2 \quad (3.21)$$

$$t_{21} = ([\{(s_1c_2c_3 + c_1s_3)c_4 - s_1s_2s_4\}c_5 - (s_1c_2s_3 - c_1c_3)s_5]c_6 - \{(s_1c_2c_3 + c_1s_3)s_4 + s_1s_2c_4\}s_6)c_7 + [-\{(s_1c_2c_3 + c_1s_3)c_4 - s_1s_2s_4\}s_5 - (s_1c_2s_3 - c_1c_3)c_5]s_7 \quad (3.22)$$

$$t_{22} = -([\{(s_1c_2c_3 + c_1s_3)c_4 - s_1s_2s_4\}c_5 - (s_1c_2s_3 - c_1c_3)s_5]c_6 - \{(s_1c_2c_3 + c_1s_3)s_4 + s_1s_2c_4\}s_6)s_7 + [-\{(s_1c_2c_3 + c_1s_3)c_4 - s_1s_2s_4\}s_5 - (s_1c_2s_3 - c_1c_3)c_5]c_7 \quad (3.23)$$

$$t_{23} = [\{(s_1c_2c_3 + c_1s_3)c_4 - s_1s_2s_4\}c_5 - (s_1c_2s_3 - c_1c_3)s_5]s_6 + \{(s_1c_2c_3 + c_1s_3)s_4 + s_1s_2c_4\}c_6 \quad (3.24)$$

$$t_{24} = l_w([\{(s_1c_2c_3 + c_1s_3)c_4 - s_1s_2s_4\}c_5 - (s_1c_2s_3 - c_1c_3)s_5]s_6 + \{(s_1c_2c_3 + c_1s_3)s_4 + s_1s_2c_4\}c_6) + l_e\{(s_1c_2c_3 + c_1s_3)s_4 + s_1s_2c_4\} + l_s s_1s_2 \quad (3.25)$$

$$t_{31} = [\{(-s_2c_3c_4 - c_2s_4)c_5 + s_2s_3s_5\}c_6 - (-s_2c_3s_4 + c_2c_4)s_6]c_7 + \{(s_2c_3c_4 + c_2s_4)s_5 + s_2s_3c_5\}s_7 \quad (3.26)$$

$$t_{32} = -[\{(-s_2c_3c_4 - c_2s_4)c_5 + s_2s_3s_5\}c_6 - (-s_2c_3s_4 + c_2c_4)s_6]s_7 + \{(s_2c_3c_4 + c_2s_4)s_5 + s_2s_3c_5\}c_7 \quad (3.27)$$

$$t_{33} = \{(-s_2c_3c_4 - c_2s_4)c_5 + s_2s_3s_5\}s_6 + (-s_2c_3s_4 + c_2c_4)c_6 \quad (3.28)$$

$$t_{34} = l_w[\{(-s_2c_3c_4 - c_2s_4)c_5 + s_2s_3s_5\}s_6 + (-s_2c_3s_4 + c_2c_4)c_6] - l_e(s_2c_3s_4 - c_2c_4) + l_s c_2 + l_b \quad (3.29)$$

$$t_{41} = 0 \quad (3.30)$$

$$t_{42} = 0 \quad (3.31)$$

$$t_{43} = 0 \quad (3.32)$$

$$t_{44} = 1 \quad (3.33)$$

3.2.2.3 7自由度マニピュレータの速度解析

7自由度マニピュレータの速度解析として、メカニカルインタフェース座標系において、マニピュレータ手先速度と関節角速度の関係性を求め、手先速度と関節角速度の関係からヤコビ行列を導出する。

メカニカルインタフェース座標系 Σ_m の速度を表示するベクトル ${}^b\dot{\boldsymbol{p}}_m$, 関節角速度ベクトル $\dot{\boldsymbol{\theta}}_M$ をそれぞれ,

$${}^b\dot{\boldsymbol{p}}_m = [\dot{x}_m \quad \dot{y}_m \quad \dot{z}_m \quad \dot{\alpha}_m \quad \dot{\beta}_m \quad \dot{\gamma}_m]^T \quad (3.34)$$

$$\dot{\boldsymbol{\theta}}_M = [\dot{\theta}_1 \quad \dot{\theta}_2 \quad \dot{\theta}_3 \quad \dot{\theta}_4 \quad \dot{\theta}_5 \quad \dot{\theta}_6 \quad \dot{\theta}_7]^T \quad (3.35)$$

と定義する.

マニピュレータ先端部のヤコビ行列 ${}^b\boldsymbol{J}_m(\boldsymbol{\theta}_M)$ は,

$${}^b\dot{\boldsymbol{p}}_m = {}^b\boldsymbol{J}_m(\boldsymbol{\theta}_M) \cdot \dot{\boldsymbol{\theta}}_M = \begin{bmatrix} {}^b\boldsymbol{J}_{m1}(\boldsymbol{\theta}_M) \\ {}^b\boldsymbol{J}_{m2}(\boldsymbol{\theta}_M) \end{bmatrix} \cdot \dot{\boldsymbol{\theta}}_M \quad (3.36)$$

と表される. ここで, ${}^b\boldsymbol{J}_m(\boldsymbol{\theta}_M)$ は 6×7 行列, ${}^b\boldsymbol{J}_{m1}(\boldsymbol{\theta}_M)$ と ${}^b\boldsymbol{J}_{m2}(\boldsymbol{\theta}_M)$ は 3×7 行列である.

まず, ${}^b\boldsymbol{J}_{m1}(\boldsymbol{\theta}_M)$ は ${}^b\boldsymbol{x}_m$ の位置成分を θ_1 から θ_7 で偏微分することによって求めることができる. 式(3.21), (3.25), (3.29)より,

$$x_m = l_w \{ [(c_1c_2c_3 - s_1s_3)c_4 - c_1s_2s_4]c_5 - (c_1c_2s_3 + s_1c_3)s_5 \} s_6 + \{ (c_1c_2c_3 - s_1s_3)s_4 + c_1s_2c_4 \} c_6 \\ + l_e \{ (c_1c_2c_3 - s_1s_3)s_4 + c_1s_2c_4 \} + l_s c_1 s_2 \quad (3.37)$$

$$y_m = l_w \{ [(s_1c_2c_3 + c_1s_3)c_4 - s_1s_2s_4]c_5 - (s_1c_2s_3 - c_1c_3)s_5 \} s_6 + \{ (s_1c_2c_3 + c_1s_3)s_4 + s_1s_2c_4 \} c_6 \\ + l_e \{ (s_1c_2c_3 + c_1s_3)s_4 + s_1s_2c_4 \} + l_s s_1 s_2 \quad (3.38)$$

$$z_m = l_w \{ [-s_2c_3c_4 - c_2s_4]c_5 + s_2s_3s_5 \} s_6 + (-s_2c_3s_4 + c_2c_4)c_6 - l_e (s_2c_3s_4 - c_2c_4) + l_s c_2 + l_b \quad (3.39)$$

となるので, このときの ${}^b\boldsymbol{J}_{m1}(\boldsymbol{\theta}_M)$ は,

$${}^b\boldsymbol{J}_{m1}(\boldsymbol{\theta}_M) = \begin{bmatrix} \partial x_m / \partial \theta_1 & \partial x_m / \partial \theta_2 & \partial x_m / \partial \theta_3 & \partial x_m / \partial \theta_4 & \partial x_m / \partial \theta_5 & \partial x_m / \partial \theta_6 & \partial x_m / \partial \theta_7 \\ \partial y_m / \partial \theta_1 & \partial y_m / \partial \theta_2 & \partial y_m / \partial \theta_3 & \partial y_m / \partial \theta_4 & \partial y_m / \partial \theta_5 & \partial y_m / \partial \theta_6 & \partial y_m / \partial \theta_7 \\ \partial z_m / \partial \theta_1 & \partial z_m / \partial \theta_2 & \partial z_m / \partial \theta_3 & \partial z_m / \partial \theta_4 & \partial z_m / \partial \theta_5 & \partial z_m / \partial \theta_6 & \partial z_m / \partial \theta_7 \end{bmatrix} \quad (3.40)$$

となる.

次いで, ${}^b\boldsymbol{J}_{m2}(\boldsymbol{\theta}_M)$ は各モータの角速度を用いて求めることができる. ベース座標系におけるメカニカルインタフェース座標系の姿勢における角速度を,

$${}^b\boldsymbol{\omega}_m = \begin{bmatrix} {}^b\omega_{mx} \\ {}^b\omega_{my} \\ {}^b\omega_{mz} \end{bmatrix} \quad (3.41)$$

とする. ここで, ${}^b\omega_{mx}$, ${}^b\omega_{my}$, ${}^b\omega_{mz}$ は bX , bY , bZ に対する角速度である.

ここで, 角速度ベクトルは各モータの角速度を用いて,

$$\begin{aligned} {}^b\boldsymbol{\omega}_m &= {}^b\boldsymbol{\omega}_1 + {}^b\boldsymbol{\omega}_2 + {}^b\boldsymbol{\omega}_3 + {}^b\boldsymbol{\omega}_4 + {}^b\boldsymbol{\omega}_5 + {}^b\boldsymbol{\omega}_6 + {}^b\boldsymbol{\omega}_7 \\ &= {}^b\dot{\boldsymbol{\theta}}_1 + {}^b\dot{\boldsymbol{\theta}}_2 + {}^b\dot{\boldsymbol{\theta}}_3 + {}^b\dot{\boldsymbol{\theta}}_4 + {}^b\dot{\boldsymbol{\theta}}_5 + {}^b\dot{\boldsymbol{\theta}}_6 + {}^b\dot{\boldsymbol{\theta}}_7 \end{aligned} \quad (3.42)$$

と表すことができ, ${}^b\dot{\boldsymbol{\theta}}_i$ はベース座標系におけるモータ i の角速度ベクトルなので

$${}^b\dot{\boldsymbol{\theta}}_1 = {}^b\mathbf{R} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\theta}_1 \end{bmatrix} \quad (3.43)$$

$${}^b\dot{\boldsymbol{\theta}}_2 = {}^b\mathbf{R} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\theta}_2 \end{bmatrix} = {}^b\mathbf{R} \cdot {}^1\mathbf{R} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\theta}_2 \end{bmatrix} \quad (3.44)$$

$${}^b\dot{\boldsymbol{\theta}}_3 = {}^b\mathbf{R} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\theta}_3 \end{bmatrix} = {}^b\mathbf{R} \cdot {}^1\mathbf{R} \cdot {}^2\mathbf{R} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\theta}_3 \end{bmatrix} \quad (3.45)$$

$${}^b\dot{\boldsymbol{\theta}}_4 = {}^b\mathbf{R} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\theta}_4 \end{bmatrix} = {}^b\mathbf{R} \cdot {}^1\mathbf{R} \cdot {}^2\mathbf{R} \cdot {}^3\mathbf{R} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\theta}_4 \end{bmatrix} \quad (3.46)$$

$${}^b\dot{\boldsymbol{\theta}}_5 = {}^b\mathbf{R} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\theta}_5 \end{bmatrix} = {}^b\mathbf{R} \cdot {}^1\mathbf{R} \cdot {}^2\mathbf{R} \cdot {}^3\mathbf{R} \cdot {}^4\mathbf{R} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\theta}_5 \end{bmatrix} \quad (3.47)$$

$${}^b\dot{\boldsymbol{\theta}}_6 = {}^b\mathbf{R} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\theta}_6 \end{bmatrix} = {}^b\mathbf{R} \cdot {}^1\mathbf{R} \cdot {}^2\mathbf{R} \cdot {}^3\mathbf{R} \cdot {}^4\mathbf{R} \cdot {}^5\mathbf{R} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\theta}_6 \end{bmatrix} \quad (3.48)$$

$${}^b\dot{\boldsymbol{\theta}}_7 = {}^b\mathbf{R} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\theta}_7 \end{bmatrix} = {}^b\mathbf{R} \cdot {}^1\mathbf{R} \cdot {}^2\mathbf{R} \cdot {}^3\mathbf{R} \cdot {}^4\mathbf{R} \cdot {}^5\mathbf{R} \cdot {}^6\mathbf{R} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\theta}_7 \end{bmatrix} \quad (3.49)$$

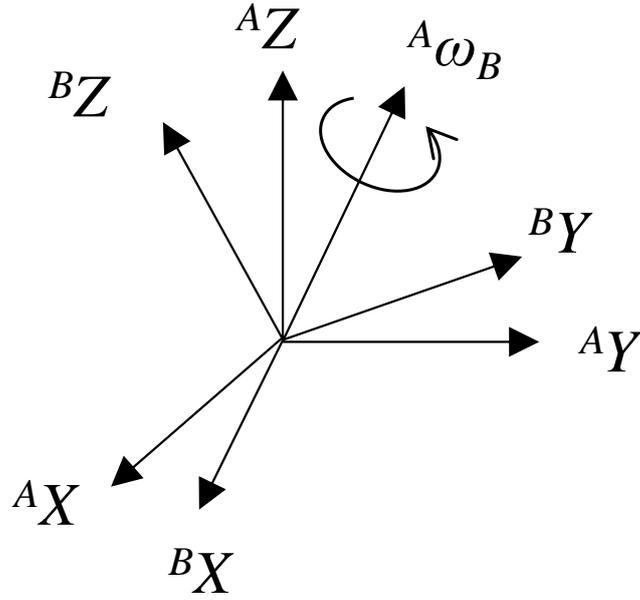


Fig. 3.5 Angular velocity of coordination system

となる．角速度ベクトルは Fig. 3.5 に示すように，ある座標系に対する瞬間の回転軸であり，角速度ベクトルと各モータの角速度の関係は次式で表される．

$${}^b\boldsymbol{\omega}_m = {}^b\mathbf{J}_{m2}(\boldsymbol{\theta}_M) \cdot \dot{\boldsymbol{\theta}}_M \quad (3.50)$$

本研究では姿勢を表すために X-Y-Z 固定角法を用いるので，求めた角速度ベクトルを X-Y-Z 固定角法に合わせる必要がある．固定角法における速度表記 $\dot{\alpha}$, $\dot{\beta}$, $\dot{\gamma}$ と ${}^b\boldsymbol{\omega}_m$ の間には以下の式が成り立つ．

$$\begin{bmatrix} \dot{\alpha} \\ \dot{\beta} \\ \dot{\gamma} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} c_\gamma/c_\beta & s_\gamma/c_\beta & 0 \\ -s_\gamma & c_\gamma & 0 \\ s_\beta c_\gamma/c_\beta & s_\beta s_\gamma/c_\beta & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} {}^b\omega_{mx} \\ {}^b\omega_{my} \\ {}^b\omega_{mz} \end{bmatrix} = \boldsymbol{\Omega} \begin{bmatrix} {}^b\omega_{mx} \\ {}^b\omega_{my} \\ {}^b\omega_{mz} \end{bmatrix} = \boldsymbol{\Omega} \cdot {}^b\mathbf{J}_{m2}(\boldsymbol{\theta}_M) \cdot \dot{\boldsymbol{\theta}}_M \quad (3.51)$$

以上より，手先速度と関節角速度の関係からヤコビ行列を導出することができる．

$${}^b\mathbf{J}_{m1}(\boldsymbol{\theta}_M) = \begin{bmatrix} j_{11} & j_{12} & j_{13} & j_{14} & j_{15} & j_{16} & j_{17} \\ j_{21} & j_{22} & j_{23} & j_{24} & j_{25} & j_{26} & j_{27} \\ j_{31} & j_{32} & j_{33} & j_{34} & j_{35} & j_{36} & j_{37} \end{bmatrix} \quad (3.52)$$

$${}^b \mathbf{J}_{m_2}(\boldsymbol{\theta}_M) = \begin{bmatrix} j_{41} & j_{42} & j_{43} & j_{44} & j_{45} & j_{46} & j_{47} \\ j_{51} & j_{52} & j_{53} & j_{54} & j_{55} & j_{56} & j_{57} \\ j_{61} & j_{62} & j_{63} & j_{64} & j_{65} & j_{66} & j_{67} \end{bmatrix} \quad (3.53)$$

$$j_{11} = l_w [\{(-s_1 c_2 c_3 - c_1 s_3) c_4 + s_1 s_2 s_4\} c_5 - (-s_1 c_2 s_3 + c_1 c_3) s_5] s_6 \\ + \{(-s_1 c_2 c_3 - c_1 s_3) s_4 - s_1 s_2 c_4\} c_6 + \{(-s_1 c_2 c_3 - c_1 s_3) s_4 - s_1 s_2 c_4\} l_e - l_s s_1 s_2 \quad (3.54)$$

$$j_{12} = l_w [\{(-c_1 s_2 c_3 c_4 - c_1 c_2 s_4) c_5 + c_1 s_2 s_3 s_5\} s_6 + (-c_1 s_2 c_3 s_4 + c_1 c_2 c_4) c_6] \\ + l_e (-c_1 s_2 c_3 s_4 + c_1 c_2 c_4) + l_s c_1 c_2 \quad (3.55)$$

$$j_{13} = l_w [\{(-c_1 c_2 s_3 - s_1 c_3) c_4 c_5 - (c_1 c_2 c_3 - s_1 s_3) s_5\} s_6 + (-c_1 c_2 s_3 - s_1 c_3) s_4 c_6] \\ + l_e (-c_1 c_2 s_3 - s_1 c_3) s_4 \quad (3.56)$$

$$j_{14} = l_w [\{(-c_1 c_2 c_3 - s_1 s_3) s_4 - c_1 s_2 c_4\} c_5 s_6 + \{(c_1 c_2 c_3 - s_1 s_3) c_4 - c_1 s_2 s_4\} c_6] \\ + l_e \{(c_1 c_2 c_3 - s_1 s_3) c_4 - c_1 s_2 s_4\} \quad (3.57)$$

$$j_{15} = l_w [-\{(c_1 c_2 c_3 - s_1 s_3) c_4 - c_1 s_2 s_4\} s_5 - (c_1 c_2 s_3 + s_1 c_3) c_5] s_6 \quad (3.58)$$

$$j_{16} = l_w [\{(c_1 c_2 c_3 - s_1 s_3) c_4 - c_1 s_2 s_4\} c_5 - (c_1 c_2 s_3 + s_1 c_3) s_5] c_6 - \{(c_1 c_2 c_3 - s_1 s_3) s_4 + c_1 s_2 c_4\} s_6 \quad (3.59)$$

$$j_{17} = 0 \quad (3.60)$$

$$j_{21} = l_w [\{(c_1 c_2 c_3 - s_1 s_3) c_4 - c_1 s_2 s_4\} c_5 - (c_1 c_2 s_3 + s_1 c_3) s_5] s_6 + \{(c_1 c_2 c_3 - s_1 s_3) s_4 + c_1 s_2 c_4\} c_6 \\ + l_e \{(c_1 c_2 c_3 - s_1 s_3) s_4 + c_1 s_2 c_4\} + l_s c_1 s_2 \quad (3.61)$$

$$j_{22} = l_w [\{(-s_1 s_2 c_3 c_4 - s_1 c_2 s_4) c_5 + s_1 s_2 s_3 s_5\} s_6 + (-s_1 s_2 c_3 s_4 + s_1 c_2 c_4) c_6] \\ + l_e (-s_1 s_2 c_3 s_4 + s_1 c_2 c_4) + l_s s_1 c_2 \quad (3.62)$$

$$j_{23} = l_w [\{(-s_1 c_2 s_3 - c_1 c_3) c_4 c_5 - (s_1 c_2 c_3 + c_1 s_3) s_5\} s_6 + (-s_1 c_2 s_3 + c_1 c_3) s_4 c_6] \\ + l_e (-s_1 c_2 s_3 + c_1 c_3) s_4 \quad (3.63)$$

$$j_{24} = l_w [\{(-s_1 c_2 c_3 + c_1 s_3) s_4 - s_1 s_2 c_4\} c_5 s_6 + \{(s_1 c_2 c_3 + c_1 s_3) c_4 - s_1 s_2 s_4\} c_6] \\ + l_e \{(s_1 c_2 c_3 + c_1 s_3) c_4 - s_1 s_2 s_4\} \quad (3.64)$$

$$j_{25} = l_w [-\{(s_1 c_2 c_3 + c_1 s_3) c_4 - s_1 s_2 s_4\} s_5 - (s_1 c_2 s_3 - c_1 c_3) c_5] s_6 \quad (3.65)$$

$$j_{26} = l_w [\{(s_1 c_2 c_3 + c_1 s_3) c_4 - s_1 s_2 s_4\} c_5 - (s_1 c_2 s_3 - c_1 c_3) s_5] c_6 - \{(s_1 c_2 c_3 + c_1 s_3) s_4 + s_1 s_2 c_4\} s_6 \quad (3.66)$$

$$j_{27} = 0 \quad (3.67)$$

$$j_{31} = 0 \quad (3.68)$$

$$j_{32} = l_w [\{ (-c_2 c_3 c_4 + s_2 s_4) c_5 + c_2 s_3 s_5 \} s_6 + (-c_2 c_3 s_4 - s_2 c_4) c_6] - l_e (c_2 c_3 s_4 + s_2 c_4) l_e - l_s s_2 \quad (3.69)$$

$$j_{33} = l_w \{ (s_2 s_3 c_4 c_5 + s_2 c_3 s_5) s_6 + s_2 s_3 s_4 c_6 \} + l_e s_2 s_3 s_4 \quad (3.70)$$

$$j_{34} = l_w \{ (s_2 c_3 s_4 - c_2 c_4) c_5 s_6 + (-s_2 c_3 c_4 - c_2 s_4) c_6 \} - l_e (s_2 c_3 c_4 + c_2 s_4) \quad (3.71)$$

$$j_{35} = l_w \{ -(-s_2 c_3 c_4 - c_2 s_4) s_5 + s_2 s_3 c_5 \} s_6 \quad (3.72)$$

$$j_{36} = l_w [\{ (-s_2 c_3 c_4 - c_2 s_4) c_5 + s_2 s_3 s_5 \} c_6 - (-s_2 c_3 s_4 + c_2 c_4) s_6] \quad (3.73)$$

$$j_{37} = 0 \quad (3.74)$$

$$j_{41} = 0 \quad (3.75)$$

$$j_{42} = -s_1 \quad (3.76)$$

$$j_{43} = c_1 s_2 \quad (3.77)$$

$$j_{44} = -c_1 c_2 s_3 - s_1 c_3 \quad (3.78)$$

$$j_{45} = (c_1 c_2 c_3 - s_1 s_3) s_4 + c_1 s_2 c_4 \quad (3.79)$$

$$j_{46} = -\{ (c_1 c_2 c_3 - s_1 s_3) c_4 - c_1 s_2 s_4 \} s_5 - (c_1 c_2 s_3 + s_1 c_3) c_5 \quad (3.80)$$

$$j_{47} = [\{ (c_1 c_2 c_3 - s_1 s_3) c_4 - c_1 s_2 s_4 \} c_5 - (c_1 c_2 s_3 + s_1 c_3) s_5] s_6 + \{ (c_1 c_2 c_3 - s_1 s_3) s_4 + c_1 s_2 c_4 \} c_6 \quad (3.81)$$

$$j_{51} = 0 \quad (3.82)$$

$$j_{52} = c_1 \quad (3.83)$$

$$j_{53} = s_1 s_2 \quad (3.84)$$

$$j_{54} = -s_1 c_2 s_3 + c_1 c_3 \quad (3.85)$$

$$j_{55} = (s_1 c_2 c_3 + c_1 s_3) s_4 + s_1 s_2 c_4 \quad (3.86)$$

$$j_{56} = -\{(s_1c_2c_3 + c_1s_3)c_4 - s_1s_2s_4\}s_5 - (s_1c_2s_3 - c_1c_3)c_5 \quad (3.87)$$

$$j_{57} = [\{(s_1c_2c_3 + c_1s_3)c_4 - s_1s_2s_4\}c_5 - (s_1c_2s_3 - c_1c_3)s_5]s_6 + \{(s_1c_2c_3 + c_1s_3)s_4 + s_1s_2c_4\}c_6 \quad (3.88)$$

$$j_{61} = 1 \quad (3.89)$$

$$j_{62} = 0 \quad (3.90)$$

$$j_{63} = c_2 \quad (3.91)$$

$$j_{64} = s_2s_3 \quad (3.92)$$

$$j_{65} = -s_2c_3s_4 + c_2c_4 \quad (3.93)$$

$$j_{66} = (s_2c_3c_4 + c_2s_4)s_5 + s_2s_3c_5 \quad (3.94)$$

$$j_{67} = \{(-s_2c_3c_4 - c_2s_4)c_5 + s_2s_3s_5\}s_6 + (-s_2c_3s_4 + c_2c_4)c_6 \quad (3.95)$$

3.2.3 力覚情報と F/T センサ座標系

7 自由度マニピュレータに取り付けられた F/T センサによって、手先部に作用する力とトルクを測定できる。本研究で用いる F/T センサは、Fig. 3.6 のように ${}^F X, {}^F Y, {}^F Z$ 軸方向の力と各軸まわりのトルクを測定できる 6 軸力センサである。

F/T センサ座標系 Σ_F において取得できる力覚情報を

$${}^F f = [f_x \quad f_y \quad f_z \quad \tau_x \quad \tau_y \quad \tau_z]^T \quad (3.96)$$

と定義する。

F/T センサで取得できる力覚情報は F/T センサ座標系 Σ_F からベース座標系 Σ_b に変換する。メカニカルインタフェース座標系から F/T センサ座標系への同次変換行列は Fig. 3.6 に示すように ${}^m z$ 方向への並進方向のみなので、

$${}^m T_F = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & l_F \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.97)$$

となる。この式と式(3.17)を用いて、ベース座標系から F/T センサ座標系は

$${}^bT_F = {}^bT_m \cdot {}^mT_F T \quad (3.98)$$

となる。よって、ベース座標系における力覚情報は

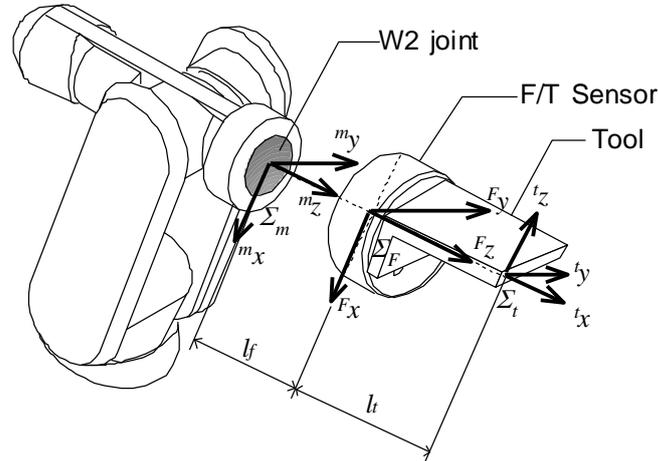


Fig. 3.6 The wrist part of the manipulator

$${}^b f = {}^bT_F \cdot F f \quad (3.99)$$

によって求めることができる。

3.2.4 ツール座標系

ツール座標系の位置・姿勢を表す順運動学関数 A_t を求める。ベース座標系における手先座標系の位置ベクトルは以下の形になる。

$${}^b p_t = [x_t \quad y_t \quad z_t \quad \alpha_t \quad \beta_t \quad \gamma_t]^T \quad (3.100)$$

ツールは F/T センサに取り付けられているので、次いで F/T センサ座標系からの同次変換行列を求める。

3.2.4.1 ツールの座標変換行列

Fig. 3.6 より、ツール座標系 Σ_t は F/T センサ座標系 Σ_F に対して ${}^F Z$ 方向に移動し、 ${}^F Y$ 軸まわりに $-\pi/2$ [rad] だけ回転した座標系である。よって、変換行列 ${}^F T_t$ は、

$${}^F_t\mathbf{T} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & l_F \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.101)$$

となる。よって、ベース座標系におけるツールの位置・姿勢は、

$${}^b\mathbf{T} = {}^b_f\mathbf{T} \cdot {}^F_t\mathbf{T} \quad (3.102)$$

となる。

3.2.4.2 ツール座標系での速度解析

ツール座標系の速度ベクトル ${}^b\dot{\mathbf{p}}_t$ を

$${}^b\dot{\mathbf{p}}_t = [\dot{x}_t \quad \dot{y}_t \quad \dot{z}_t \quad \dot{\alpha}_t \quad \dot{\beta}_t \quad \dot{\gamma}_t]^T \quad (3.103)$$

と定義すると、ツール座標系のヤコビ行列 ${}^b\mathbf{J}_t(\boldsymbol{\theta}_M)$ は、

$${}^b\dot{\mathbf{p}}_t = {}^b\mathbf{J}_t(\boldsymbol{\theta}_M) \cdot \dot{\boldsymbol{\theta}}_M = \begin{bmatrix} {}^b\mathbf{J}_{t1}(\boldsymbol{\theta}_M) \\ {}^b\mathbf{J}_{t2}(\boldsymbol{\theta}_M) \end{bmatrix} \cdot \dot{\boldsymbol{\theta}}_M \quad (3.104)$$

と表せる。 ${}^b\mathbf{J}_{t1}(\boldsymbol{\theta}_M)$ は ${}^b\mathbf{J}_{m1}(\boldsymbol{\theta}_M)$ と同様に ${}^b\mathbf{x}_t$ の位置成分を θ_1 から θ_7 で偏微分することにより求められる。 ${}^b\mathbf{J}_{t2}(\boldsymbol{\theta}_M)$ は ${}^b\mathbf{J}_{m2}(\boldsymbol{\theta}_M)$ と同じであり、その後の固定角法への表記変換の際に、 mY 軸まわりに $-\pi/2$ [rad] だけ回転されることになる。

3.3 フィンガロボットの運動学

3.3.1 3自由度マニピュレータの座標系の定義

フィンガロボットの運動を解析するために設定した座標系を Fig. 3.7 に示す.

3.3.2 3自由度マニピュレータの運動学

本研究でフィンガロボットとして用いた 3 自由度マニピュレータのベース座標系 Σ_{fb} からフィンガ先端座標系 Σ_{f4} までの各同次変換行列は以下のようにになる.

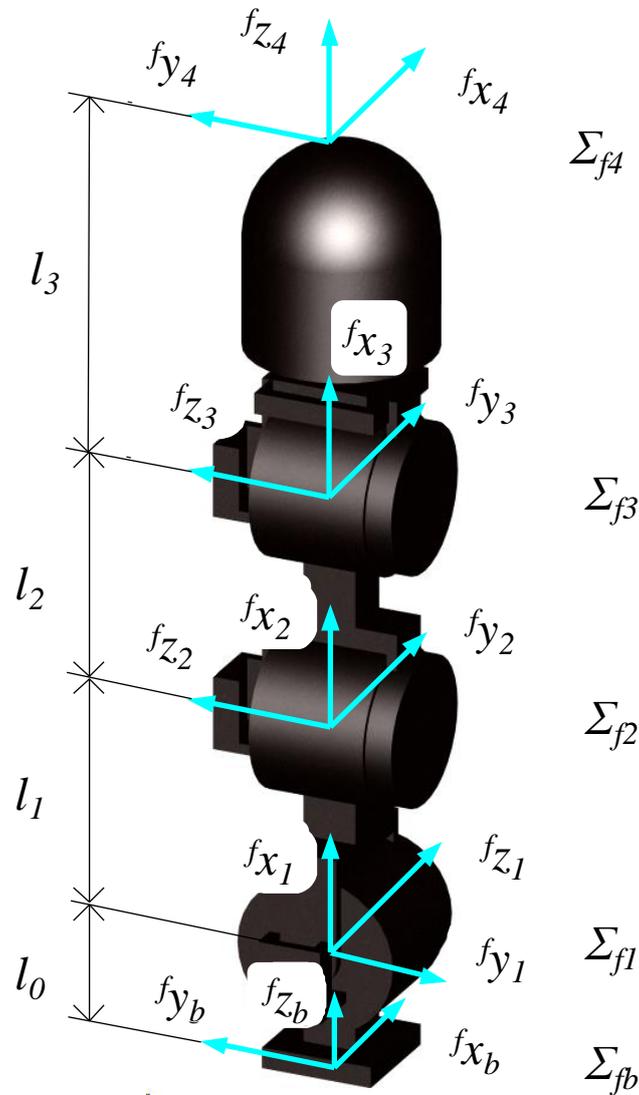


Fig. 3.7 The coordinate system of the finger robot

$${}_{f^1}^{fb}\mathbf{T} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ -{}^f s_1 & -{}^f c_1 & 0 & 0 \\ {}^f c_1 & -{}^f s_1 & 0 & \ell_0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.105)$$

$${}_{f^2}^{f^1}\mathbf{T} = \begin{bmatrix} {}^f c_2 & -{}^f s_2 & 0 & \ell_1 \\ 0 & 0 & -1 & 0 \\ {}^f s_2 & {}^f c_2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.106)$$

$${}_{f^3}^{f^2}\mathbf{T} = \begin{bmatrix} {}^f c_3 & -{}^f s_3 & 0 & \ell_2 \\ {}^f s_3 & {}^f c_3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.107)$$

$${}_{f^4}^{f^3}\mathbf{T} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & \ell_3 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.108)$$

これら式(3.105) ～ (3.108)を用いて、次のようにベース座標系からフィンガ先端座標系への変換行列を求めることができる。

$${}_{f^4}^{fb}\mathbf{T} = {}_{f^1}^{fb}\mathbf{T} {}_{f^2}^{f^1}\mathbf{T} {}_{f^3}^{f^2}\mathbf{T} {}_{f^4}^{f^3}\mathbf{T} = \begin{bmatrix} {}^f c_{23} & 0 & {}^f s_{23} & \ell_2 {}^f s_2 + \ell_3 {}^f s_{23} \\ {}^f s_1 {}^f s_{23} & {}^f c_1 & -{}^f s_1 {}^f c_{23} & -\ell_1 {}^f s_1 - \ell_2 {}^f s_1 {}^f c_2 - \ell_3 {}^f s_1 {}^f c_{23} \\ -{}^f c_1 {}^f s_{23} & {}^f s_1 & {}^f c_1 {}^f c_{23} & \ell_0 + \ell_1 {}^f c_1 + \ell_2 {}^f c_1 {}^f c_2 + \ell_3 {}^f c_1 {}^f c_{23} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.109)$$

以上より、フィンガのベース座標系におけるフィンガ先端位置は次のようになる。

$$\begin{bmatrix} {}^{fb}x_{f4} \\ {}^{fb}y_{f4} \\ {}^{fb}z_{f4} \end{bmatrix} = {}^{fb}\mathbf{P}_{f4} = \begin{bmatrix} \ell_2 {}^f s_2 + \ell_3 {}^f s_{23} \\ -\ell_1 {}^f s_1 - \ell_2 {}^f s_1 {}^f c_2 - \ell_3 {}^f s_1 {}^f c_{23} \\ \ell_0 + \ell_1 {}^f c_1 + \ell_2 {}^f c_1 {}^f c_2 + \ell_3 {}^f c_1 {}^f c_{23} \end{bmatrix} \quad (3.110)$$

ただし、簡略のために正弦・余弦を以下のように略記している。

$${}^f s_i = \sin^f \theta_i, \quad {}^f c_i = \cos^f \theta_i, \quad {}^f s_{23} = \sin({}^f \theta_2 + {}^f \theta_3), \quad {}^f c_{23} = \cos({}^f \theta_2 + {}^f \theta_3)$$

3.3.3 3自由度マニピュレータのヤコビ行列

本節では3自由度マニピュレータのベース座標系 Σ_{fb} を基準としたヤコビ行列の導出を行う。関節角速度とフィンガ先端のベース座標系における速度との関係は、次のようになる。

$${}^{fb}\mathbf{v}_{f4} = {}^{fb}\mathbf{J} \cdot {}^f\dot{\boldsymbol{\theta}} \quad (3.111)$$

ただし、

${}^{fb}\mathbf{v}_{f4}$: Σ_{fb} でのフィンガ先端速度

${}^f\dot{\boldsymbol{\theta}}$: 各関節の回転角速度

${}^{fb}\mathbf{J}$: ヤコビ行列の速度成分

である。ヤコビ行列の速度成分 ${}^{fb}\mathbf{J}$ は次のようになる。

$${}^{fb}\mathbf{J} = {}^{fb}\mathbf{p}_{f4} \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial {}^f\theta_1} & \frac{\partial}{\partial {}^f\theta_2} & \frac{\partial}{\partial {}^f\theta_3} \end{bmatrix} \quad (3.112)$$

ただし、

${}^{fb}\mathbf{p}_{f4}$: Σ_{fb} から見たフィンガ先端の位置

$\frac{\partial}{\partial {}^f\theta_i}$: 関節角 ${}^f\theta_i$ による偏微分演算子

である。これにより、ベース座標系 Σ_{fb} から見たフィンガ先端位置 ${}^{fb}\mathbf{p}_{f4}$ を各関節の回転角 ${}^f\theta_i$ で偏微分するとヤコビ行列の速度成分 ${}^{fb}\mathbf{J}$ が得られることが分かり、式(3.110)と式(3.112)より ${}^{fb}\mathbf{J}$ は、

$${}^{fb}\mathbf{J} = \begin{bmatrix} 0 & l_2^f c_2 + l_3^f c_{23} & l_3^f c_{23} \\ -l_1^f c_1 - l_2^f c_1^f c_2 - l_3^f c_1^f c_{23} & l_2^f s_1^f s_2 + l_3^f s_1^f s_{23} & l_3^f s_1^f s_{23} \\ -l_1^f s_1 - l_2^f s_1^f c_2 - l_3^f s_1^f c_{23} & -l_2^f c_1^f s_2 - l_3^f c_1^f s_{23} & -l_3^f c_1^f s_{23} \end{bmatrix} \quad (3.113)$$

となる。

3.3.4 F/T センサの座標変換行列

3自由度マニピュレータの先端に取り付けられたF/Tセンサの座標系 Σ_{fF} を Fig. 3.8 に示す.

F/T センサ座標系 Σ_{fF} からフィンガ先端座標系 Σ_{f4} への変換行列 ${}_{fF}^{f4}\mathbf{R}$ は

$${}_{fF}^{f4}\mathbf{R} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.114)$$

で表される. これにより, 同次変換行列を用いて, 3自由度マニピュレータのベース座標系への変換行列 ${}_{fF}^{f0}\mathbf{R}$ が

$${}_{fF}^{f0}\mathbf{R} = {}_{f1}^{f0}\mathbf{R} {}_{f2}^{f1}\mathbf{R} {}_{f3}^{f2}\mathbf{R} {}_{f4}^{f3}\mathbf{R} {}_{fF}^{f4}\mathbf{R} = \begin{bmatrix} 0 & s_{23} & c_{23} \\ c_1 & -s_1 c_{23} & s_1 s_{23} \\ s_1 & c_1 c_{23} & -c_1 s_{23} \end{bmatrix} \quad (3.115)$$

で与えられる.

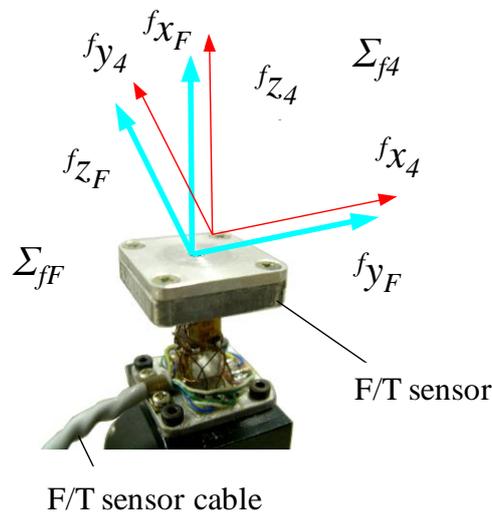


Fig. 3.8 The coordinate system of F/T sensor

3.4 フィンガロボットとアームロボットの座標系関係

フィンガロボットのベース座標系 Σ_{fb} とアームロボットのツール先端の座標系 Σ_t の関係を Fig. 3.9 に示す.

Fig. 3.9 より, Σ_{fb} から Σ_t への変換行列 ${}^i_{fb}\mathbf{T}$ は次のようになる.

$${}^i_{fb}\mathbf{T} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & l_{fy} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (3.116)$$

ただし, $l_{fy} = 0.025$ [m]として設計した.

よって, この変換行列を用いることにより, フィンガロボットとアームロボットの座標系をあわせ, 一つのマルチフィンガ・アームロボットシステムとして制御を行うことができる.

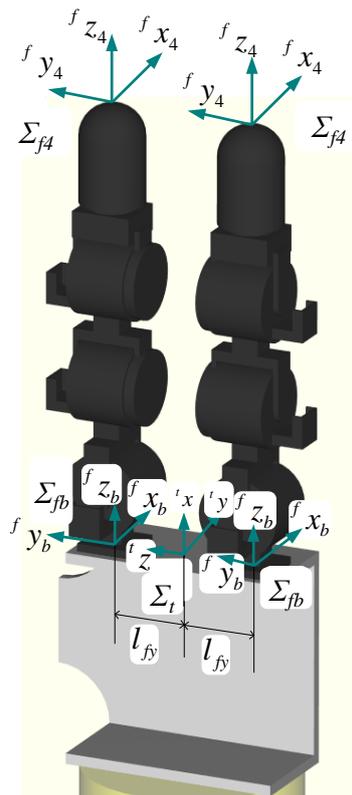


Fig. 3.9 The coordinate relations between the multi finger and the arm robot

3.5 要約

本章では、本研究で使用するアームロボットとフィンガロボットそれぞれの運動学について述べた。

まず、アームロボットの運動学について、座標系の定義を行い運動学のモデルを求めた。運動学のモデルにおいては、 X - Y - Z 固定法と同時変換、7 自由度マニピュレータの順運動学と速度解析について述べた。また、力覚情報と F/T センサ座標系、ツール座標系について述べた。ツール座標系については、その座標変換行列と速度解析について述べた。

次に、フィンガロボットの運動学について、座標系の定義を行って運動学、ヤコビ行列、F/T センサの座標変換行列について述べた。

そして、フィンガロボットとアームロボットの座標系関係について述べた。

第4章

フィンガ・アームロボットの操作性

4.1	はじめに.....	51
4.2	ロボットの操作性の指標	52
4.3	可操作度の計算例.....	55
4.4	フィンガロボットの可操作度	59
4.5	要約.....	62

4.1 はじめに

本章では，ロボットの操作性についての説明を行う．具体的には，ロボットの動かしやすさを定量的に示す指標となる可操作度の説明を行った後，本研究で用いるフィンガロボットへの可操作度の適用についての説明を行う．

4.2 ロボットの操作性の指標

可操作度は回転型関節のみを有するロボットの操作性，すなわち動かしやすさを表す指標であり，関節角度から計算されるパラメータである．本節ではその導出過程についてまとめる．

n 自由度を有するロボットに対し，その i 関節の関節角度を θ_i ，関節ベクトルを

$$\boldsymbol{\theta} = [\theta_1, \theta_2, \dots, \theta_n]^T \quad (4.1)$$

とする．また，ロボット手先の基準座標系における位置およびオイラー角などによる姿勢を示す m 次ベクトルを

$$\boldsymbol{x} = [x_1, x_2, \dots, x_m]^T \quad (4.2)$$

とする．ここで，ロボットが冗長性を持つとき $m < n$ のなる．

関節ベクトル $\boldsymbol{\theta}$ が決まると \boldsymbol{x} は一意に決まるので，その関係を次のように表すことにする．

$$\boldsymbol{x} = f(\boldsymbol{\theta}) \quad (4.3)$$

これより，各関節の速度と手先の速度の関係は次のように表される．

$$\dot{\boldsymbol{x}} = J(\boldsymbol{\theta})\dot{\boldsymbol{\theta}} \quad (4.4)$$

ここで， $\dot{\boldsymbol{x}} = d\boldsymbol{x}/dt$ は手先速度， $\dot{\boldsymbol{\theta}} = d\boldsymbol{\theta}/dt$ は各関節の角速度， $J(\boldsymbol{\theta}) = \partial f(\boldsymbol{\theta})/\partial \boldsymbol{\theta} \in R^{m \times n}$ はヤコビ行列である．

角速度ベクトル $\dot{\boldsymbol{\theta}}$ が手先にどのような影響を与えるかを評価するため，吉川らは以下のような方法を提案し，ロボットの機構評価および制御への応用について議論をしている．ここでは，本研究を進める上で必要な要点をその議論にしたがってまとめる．まず，

$$\|\dot{\boldsymbol{\theta}}\| = \sqrt{\dot{\theta}_1^2 + \dot{\theta}_2^2 + \dots + \dot{\theta}_n^2} \leq 1 \quad (4.5)$$

を満たす関節角速度 $\dot{\boldsymbol{\theta}}$ を用いて実現することのできる手先の速度 $\dot{\boldsymbol{x}}$ のすべてからなる集合

$$S = \{\dot{\mathbf{x}} \mid \dot{\mathbf{x}} = J\dot{\boldsymbol{\theta}}, \|\dot{\boldsymbol{\theta}}\| \leq 1\} \quad (4.6)$$

を考える。この集合 S の形から、手先がどのように動くことができるかが分かる。

この式(4.6)から分かるように、集合 S は多次元楕円対である。楕円体の形を示すには、その主軸を用いて表すことが効果的であるので、主軸を求めるために J を次のように特異値分解する。ただし、 $\text{rank}(J) = m$ とする。

$$J = U\Sigma V^T \quad (4.7)$$

ここで、

$$\Sigma = \left[\begin{array}{ccc|c} \sigma_1 & & & 0 \\ & \sigma_2 & & \\ & & \dots & \\ & & & \dots \\ & & & \sigma_m \end{array} \right] \in R^{m \times n} \quad (4.8)$$

$$\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \dots \geq \sigma_m \geq 0 \quad (4.9)$$

$$U = [\mathbf{u}_1, \mathbf{u}_2, \dots, \mathbf{u}_m] \quad (4.10)$$

であり、 $U \in R^{m \times m}$ 、 $V \in R^{n \times n}$ はそれぞれ直交行列である。

この式(4.7)において、 V^T は直交行列であるから座標の回転を意味し、 Σ は各座標軸方向に適当な倍率だけ伸縮させることを意味し、 U は直交行列であるので適当な角度だけ回転させることを意味する。つまり、式(4.6)の集合 S は、 $\|\dot{\boldsymbol{\theta}}\| \leq 1$ で与えられる単位球を回転し、各座標軸方向に伸縮し、さらに U だけ回転することによって得られ、その主軸を $\sigma_1 \mathbf{u}_1, \sigma_2 \mathbf{u}_2, \dots, \sigma_m \mathbf{u}_m$ とする楕円体であり、可操作性楕円体とよばれる。

可操作性楕円体を図示することで直感的にロボットの可操作性を表現できるが、図示できるのは m が 3 以下の場合に限られるため、可操作性楕円体の情報を一つのスカラー量として表す方法も提案されている。

一つ目は、多次元楕円体となる可操作性楕円体の体積

$$V = \{\pi^{m/2} / \Gamma[(m/2)+1]\} \sigma_1 \sigma_2 \dots \sigma_m \quad (4.11)$$

を評価する方法であり、二つ目は、パラメータ

$$c(J^T) = \sigma_1 / \sigma_m \quad (4.12)$$

を評価する方法であるが、吉川は、計算しやすさと使いやすさにより一つ目の方法を用いてロボットの可操作度を次のように定義した。

$$w = \sqrt{\det(J(\theta) \cdot J^T(\theta))} \quad (4.13)$$

ここで、 w は J の特異値の積として

$$w = \sigma_1 \sigma_2 \cdots \sigma_m \quad (4.14)$$

となる。 $m=n$ の冗長自由度を持たないロボットの場合には、可操作度 w は

$$w = |\det J(\theta)| \quad (4.15)$$

と表される。

4.3 可操作度の計算例

フィンガロボットの可操作度の導出のため、本節ではまず式(4.13), (4.15)を用いて簡単な機構のロボットの可操作度を導出していく. 具体的には, 一例として2自由度の2リンクロボットの可操作度を考えた後に, 本研究で用いるフィンガロボットと同様に3自由度を有する3リンクロボットの可操作度を考える.

Fig. 4.1 のような2関節リンク機構のフィンガロボットを考える. \mathbf{x} として手先位置 $[x, y]^T$ を取った場合, ヤコビ行列 $J(\boldsymbol{\theta})$ は,

$$J(\boldsymbol{\theta}) = \begin{bmatrix} l_1 c_1 + l_2 c_{12} & l_2 c_{12} \\ -l_1 s_1 - l_2 s_{12} & -l_2 s_{12} \end{bmatrix} \quad (4.16)$$

となる. ただし, 簡略のため $c_1 = \cos(\theta_1)$, $c_{12} = \cos(\theta_1 + \theta_2)$, $s_1 = \sin(\theta_1)$, $s_{12} = \sin(\theta_1 + \theta_2)$ と表す. これより, 可操作度は,

$$w = |\det J(\boldsymbol{\theta})| = l_1 l_2 |\sin \theta_2| \quad (4.17)$$

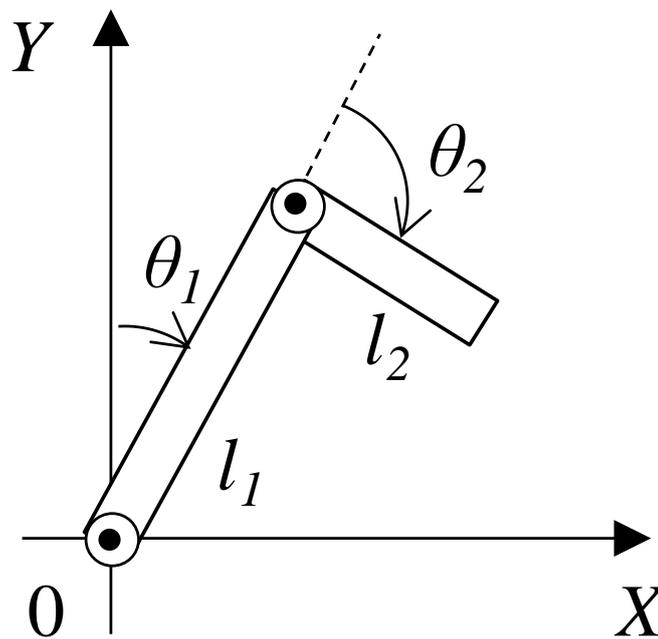


Fig. 4.1 Two link finger robot

となり, l_1, l_2, θ_1 の値によらず, $\theta_2=90^\circ$ のときに最大可操作度を有する最適姿勢となる.

次に, Fig. 4.2 に示すような 3 自由度フィンガロボットの機構 (タイプ 1 とする) について考える. 手先位置 \mathbf{x} と関節角 θ をそれぞれ $[x, y, z]^T$ と $[\theta_1, \theta_2, \theta_3]^T$ とすると, ヤコビ行列より計算される可操作度は,

$$w = |\det J(\theta)| = l_2 l_3 |(l_2 s_2 + l_3 s_{23}) s_3| \quad (4.18)$$

となり, 可操作度 w は θ_2 と θ_3 による. 可操作度の関数を最大になる姿勢を求めると, θ_2 と θ_3 による可操作度の偏微分が 0 となる計算により, 以下のように, θ_2 と θ_3 が得られる.

$$\tan \theta_2 = \frac{l_2 + l_3 c_3}{l_3 s_3} \quad (4.19)$$

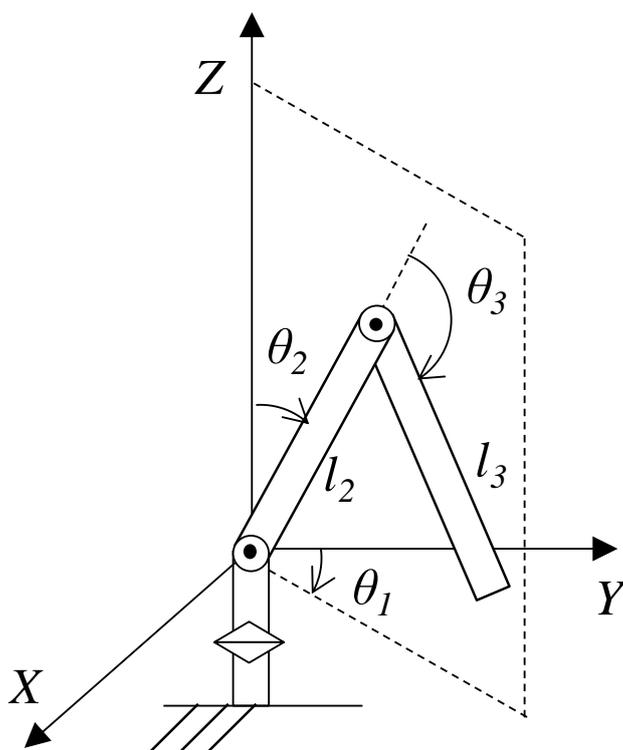


Fig. 4.2 Three link finger robot (type 1)

$$\cos \theta_3 = \frac{\sqrt{(l_2^2 + l_3^2)^2 + 12l_2^2 l_3^2} - (l_2^2 + l_3^2)}{6l_2 l_3} \quad (4.20)$$

この場合では、可操作度が最大となるとき、平面2リンク機構の場合のように $\theta_3 = 90^\circ$ でなく、 θ_3 が 90° よりやや大きい角度を取り、第1関節の回転軸より離れた方が第1関節の回転速度による可操作度への効果が高まる。

Fig. 4.3 では、もう一つのタイプの3自由度フィンガロボットの機構（タイプ2とする）を示す。この場合では、可操作度が、

$$w = l_2 l_3 |(l_1 + l_2 c_2 + l_3 c_{23}) s_3| \quad (4.21)$$

と表される。

この Fig. 4.3 に示したタイプ2の3自由度フィンガロボットの可操作度は、式(4.21)から分かるように、Fig. 4.2 に示したタイプ1と異なり第1リンクの長さにも依存する。

ここまでに示したフィンガロボットの機構をふまえて、人間の指について考えると、人間の指は3リンクを有し、4自由度の機構であると考えられる。つまり、Fig. 4.4 に示すように、人間の指は根元が2自由度関節であり、Fig. 4.3 の機構を拡張したような構成を持つと考えることができる。この場合、ヤコビ行列の次元は 3×4 となり、

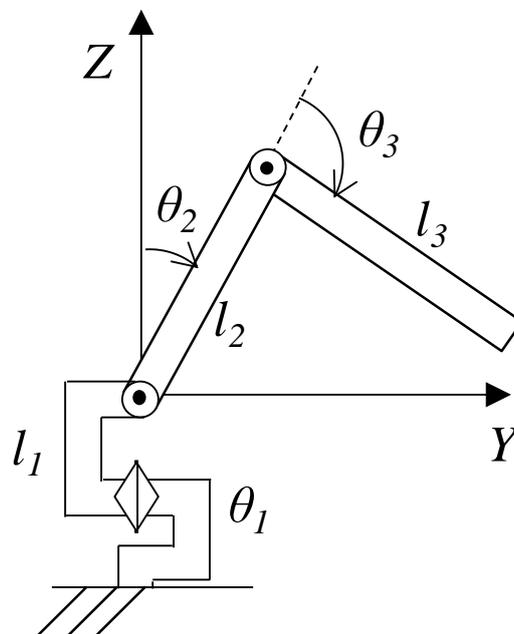


Fig. 4.3 Three link finger robot (type 2)

冗長性を有する。人間の指は、このような冗長性を持つことにより、さまざまな形状の物体に対しての上手な把持や器用な運動をすることができると考えられる。

本研究では制御および計算の利便性により2種類の3自由度のフィンガのみ考えることにする。次節では、Fig. 4.2 および Fig. 4.3 に示す二つのタイプの3自由度フィンガロボットに対して、それぞれの構造と可操作度、可動範囲との関係について議論する。

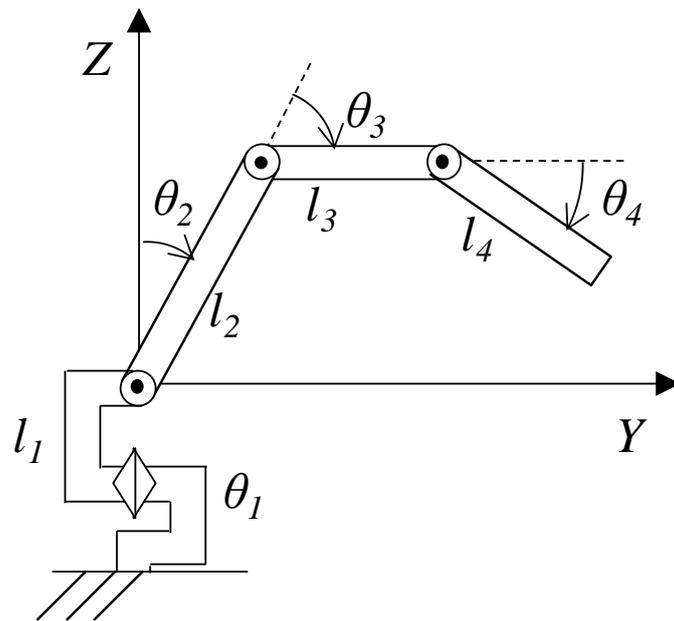


Fig. 4.4 Finger structure with 4DOF of a human being

4.4 フィンガロボットの可操作度

本節ではフィンガロボットの可操作度をもとに、その構成について議論する。Fig. 4.2 および Fig. 4.3 に示したタイプ 1, 2 のそれぞれのフィンガロボットのヤコビ行列の次元は両タイプとも 3×3 であり冗長性を有しない。また、両タイプのフィンガの可操作度は式(4.18)および式(4.21)より求まるが、これらの計算式から分かるように、フィンガが伸び切った状態 ($\theta_3 = 0$) で可操作度は 0 に低下し、このとき、両フィンガともに可動範囲の境界面まで届いている。また、他の条件として、可操作度が 0 となる場合はそれぞれ、

$$l_2 s_2 + l_3 s_{23} = 0 \quad (4.22)$$

$$l_1 + l_2 c_2 + l_3 c_{23} = 0 \quad (4.23)$$

を満たすときであり、式(4.22)および式(4.23)は、フィンガ先端が第 1 軸の軸上に重なる状態を意味する。ここで、比較対象となる 2 タイプのフィンガロボットの可動範囲の様子を Fig. 4.5 および Fig. 4.6 に示す。

まず、Fig. 4.5 から分かるように、タイプ 1 フィンガでは、フィンガが曲がり込んで先端位置が低いほど動作可能な範囲が広がる。逆に、先端位置が高いほど、または Z 軸に近づくほどフィンガの可操作度が低下する。ここではフィンガの第 2, 第 3 関節の限界を考慮していないが、これらの関節が曲がり込んだ姿勢では、関節の回転限

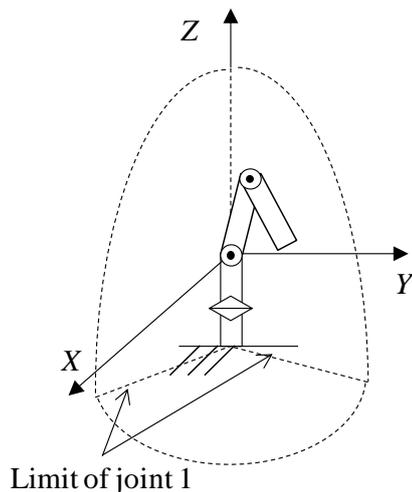


Fig. 4.5 Working volume of finger type1

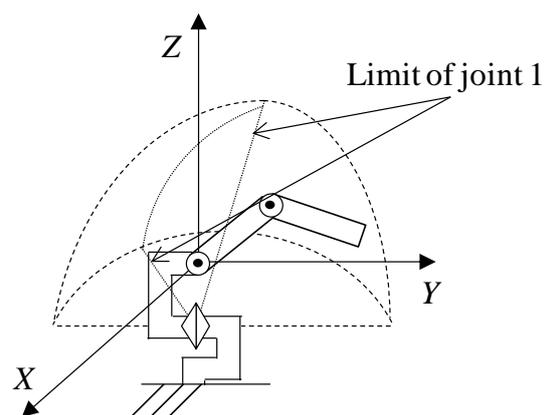


Fig. 4.6 Working volume of finger type2

界に近づいているので、フィンガの機械的な太さを考慮すると実際の可動範囲がもっと狭くなる場合がある。

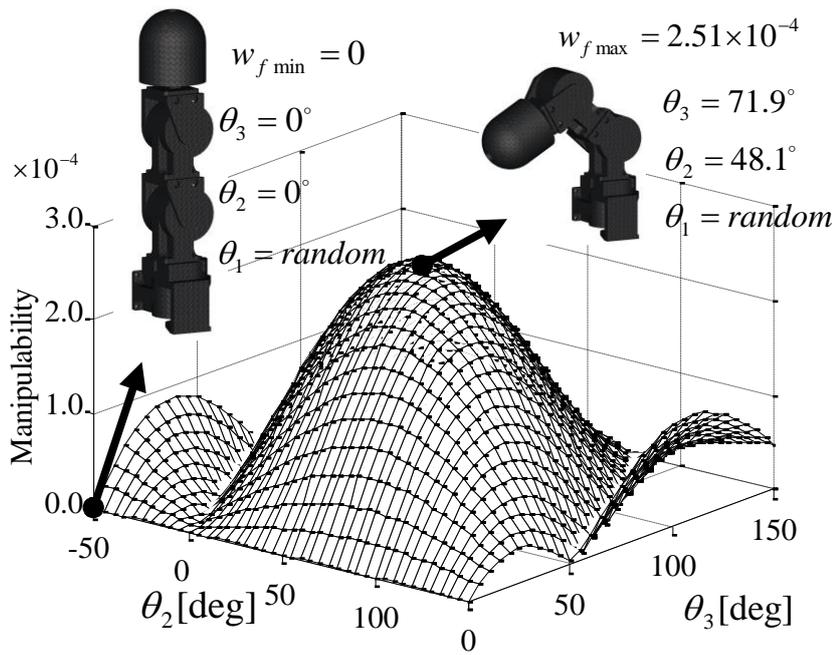
一方、Fig. 4.6 のタイプ 2 のフィンガでは、フィンガの先端位置が低いときに可動範囲が狭くなるが、一般的に、低い位置で運動する機会は高い位置で運動する機会よりも少ないと考えられる。逆に、フィンガの先端位置が高いときを考えると、高いほどフィンガの操作範囲が広がり、さらに、Z 軸を含めて Y 軸の後方にまでフィンガが伸びることができる。

以上の考察より、操作性の観点から考えると、タイプ 1 よりもタイプ 2 のフィンガの方が適用できる場面が多いと考えられる。なお、フィンガの可操作度を評価関数とし、可操作度をもとにアームの動作を決定する手法は、アクチュエータの構造が異なる人間とは完全に一致するものではないが、コンピュータで制御されるロボットに対して可操作度は動かしやすさを示すのに効果的な指標であるので、本研究では可操作度を制御の評価指標として用いることとした。

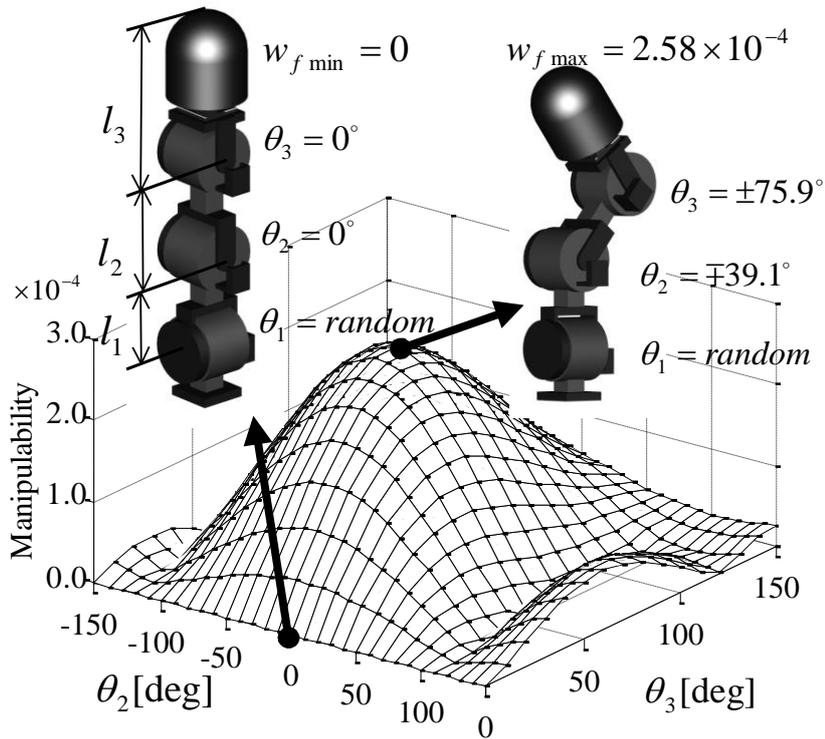
ここまでの議論を踏まえ、本研究で用いるフィンガロボットの構成について議論する。Fig. 4.7 に、式(4.18)および(4.21)より求まるそれぞれの 3 自由度フィンガロボットの可操作度と各関節角度の関係を示す。計算に用いられたリンク長は本研究で使用する 3 自由度マニピュレータの実寸法を採用した。具体的には、 $l_1 = 41.5$ [mm], $l_2 = 46.5$ [mm], $l_3 = 47.0$ [mm]とした。

Fig. 4.7 を見ると分かるように、両フィンガの可操作度の共通点は、根元の関節角 θ_1 に依存しない点、可操作度が最大となる関節角度は可動関節角範囲に一つのみである点、第 3 リンクが伸び切った場合やフィンガ先端が根元の関節の軸上に重なるときに特異姿勢となり可操作度が 0 となる点である。しかし、タイプ 1 のフィンガでは、特異点が並ぶ根元の関節軸 1 は関節 1 から関節 2 へ向かう直線であり、人間の指の構造と違うだけでなく、この軸上において可操作度が 0 となり、フィンガの作業可能な空間を制限してしまうというデメリットがある。一方、タイプ 2 のフィンガはこの現象が排除できることに加え、 θ_2 が負の値まで可動範囲が存在するというメリットがある。さらに、両タイプのフィンガの θ_2 の可動範囲の観点から考えると、タイプ 2 のフィンガロボットの可動範囲がタイプ 1 より 2 倍ほど広いことが分かる。以上の考察から、操作性の観点からの考察に加え、実際への応用という観点においてもタイプ 2 の設計の方がよいと考えられる。

以上より、本研究で提案する各制御法の実験には、タイプ 2 のフィンガを使用する。なお、式(4.21)より求められたタイプ 2 フィンガの最大可操作度の姿勢は θ_2 と θ_3 の符号が逆となることがある。



(a) 3DOF finger type 1



(b) 3DOF finger type 2

Fig. 4.7 Relation of finger's manipulability with joint angles

4.5 要約

本章ではロボットの操作性，可操作度について述べた．まず，ロボットの操作性の指標とする可操作度について述べ，可操作度の計算例を示し，本研究で用いるフィンガロボットの可操作度について議論した．本研究ではフィンガロボットの可操作度補償効果を実現する協調制御アルゴリズムを提案するが，その際に用いる可操作度について考察を行い，その計算過程について示した．

第5章

フィンガ・アームロボットの制御系

5.1	はじめに	64
5.2	PID 制御	65
5.3	仮想ダイナミクスの制御	67
5.3.1	仮想環境モデル	67
5.3.2	アドミッタンス制御	67
5.3.3	インピーダンス制御	71
5.4	可操作度の制御	73
5.4.1	可操作度の制御のコンセプト	73
5.4.2	頂点探索法 (Top Search Method : TSM)	73
5.4.3	局所最適化法 (Local Optimization Method : LOM)	76
5.5	協調制御アルゴリズム	78
5.5.1	アドミッタンス制御を適用した頂点探索法	78
5.5.2	インピーダンス制御を適用した頂点探索法	79
5.5.3	アドミッタンス制御を適用した局所最適化法	80
5.5.4	インピーダンス制御を適用した局所最適化法	81
5.6	要約	82

5.1 はじめに

本章では、本研究で使用する基本的な制御手法の説明と、提案するアルゴリズムについて述べる。具体的には、まず PID 制御について説明したうえで、柔らかさを制御するための仮想ダイナミクスを制御を実現するアドミッタンス制御とインピーダンス制御を説明し、可操作度の制御を実現する頂点探索法 (Top Search Method : TSM) と局所最適化法 (Local Optimization Method : LOM) をそれぞれ提案する。これまでに位置サーボタイプ (運動指令型) のパッシブインピーダンス制御と力サーボタイプ (力指令型) のアクティブインピーダンス制御が提案されているが、これらは本研究で用いる仮想ダイナミクスを制御するためのアドミッタンス制御とインピーダンス制御の原型となっている。本研究で新規に提案するのは、これら仮想ダイナミクスの制御手法を適用しながらフィンガとアームの協調運動を実現しフィンガ可操作度補償効果を実現することのできる協調制御アルゴリズムである。提案する協調制御アルゴリズムは、仮想ダイナミクスの制御手法 2 種類と可操作度の制御手法 2 種類を組み合わせることで 4 種類考えられる。本章ではこれらの協調制御アルゴリズムについても説明する。

5.2 PID 制御

PID 制御装置の動作は，比例動作（proportional control action），積分動作（integral control action），微分動作（derivative control action）から構成されており，伝達関数 $G(z)$ を

$$G(z) = K_P + K_I \frac{z}{z-1} + K_D (1-z^{-1}) \quad (5.1)$$

とすると，操作量は

$$u(k) = K_P e(k) + K_I \sum_{j=-\infty}^k e(j) T + K_D \frac{e(k) - e(k-1)}{T} \quad (5.2)$$

と表すことができる． K_P ， K_I ， K_D はそれぞれ比例，積分，微分ゲインを表し， T はサンプリング周期である．

PID 制御を用いたアームロボット部分のブロック線図を Fig. 5.1 に示す．Fig. 5.1 における伝達関数は次のように表される．

$$G_a(z) = K_P^a + K_I^a \frac{z}{z-1} + K_D^a (1-z^{-1}) \quad (5.3)$$

ただし，

$$K_P^a \in \mathbf{R}^{6 \times 6}, \quad K_I^a \in \mathbf{R}^{6 \times 6}, \quad K_D^a \in \mathbf{R}^{6 \times 6}$$

となる．

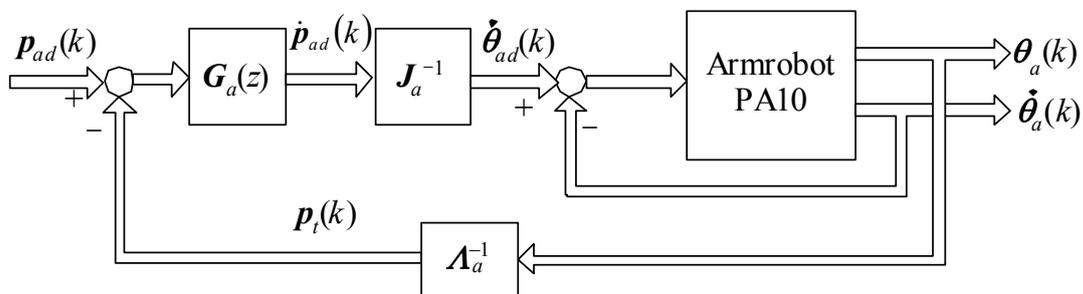


Fig. 5.1 PID control of the arm robot

次に、PID 制御を用いたフィンガロボット部分のブロック線図を Fig. 5.2 に示す。
Fig. 5.2 における伝達関数は $G_f(z)$ 次のように表される。

$$G_f(z) = K_P^f + K_I^f \frac{z}{z-1} + K_D^f (1-z^{-1}) \quad (5.4)$$

ただし、

$$K_P^f \in \mathbf{R}^{3 \times 3}, \quad K_I^f \in \mathbf{R}^{3 \times 3}, \quad K_D^f \in \mathbf{R}^{3 \times 3}$$

となる。

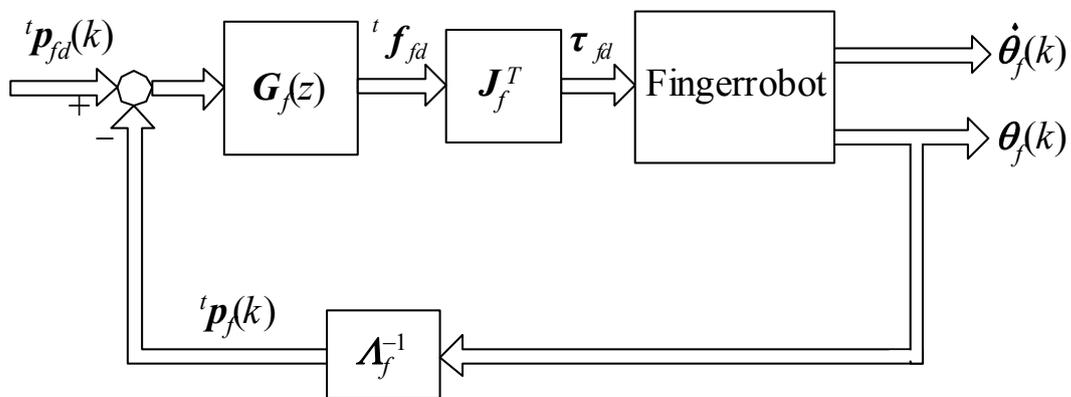


Fig. 5.2 PID control of the finger robot

5.3 仮想ダイナミクス制御

5.3.1 仮想環境モデル

ロボットに柔らかさを持たせるため、Fig. 5.3 に示すばね・ダンパ・質点系のモデルをベースにして仮想環境を構築した。

x を変位量， M, D, K をそれぞれ慣性係数，粘性係数，弾性係数とし， F をユーザーがロボットに加える力とすると以下の式が成り立つ。

$$F = M\ddot{x} + D\dot{x} + Kx \quad (5.5)$$

これら M, D, K の値を変更することによって様々な特性をもった仮想環境を構築することが可能となり，ロボットで任意の柔らかさを実現できる。

5.3.2 アドミッタンス制御

制御系には位置を制御する位置サーボタイプと力（トルク）を制御する力サーボタイプの主要な二つのサーボタイプがある。前者を用いた場合の制御をアドミッタンス制御，後者を用いた場合の制御をインピーダンス制御とよぶ。また，この他にも速度を制御する速度サーボタイプや加速度を制御する加速度サーボタイプなどがあるが，

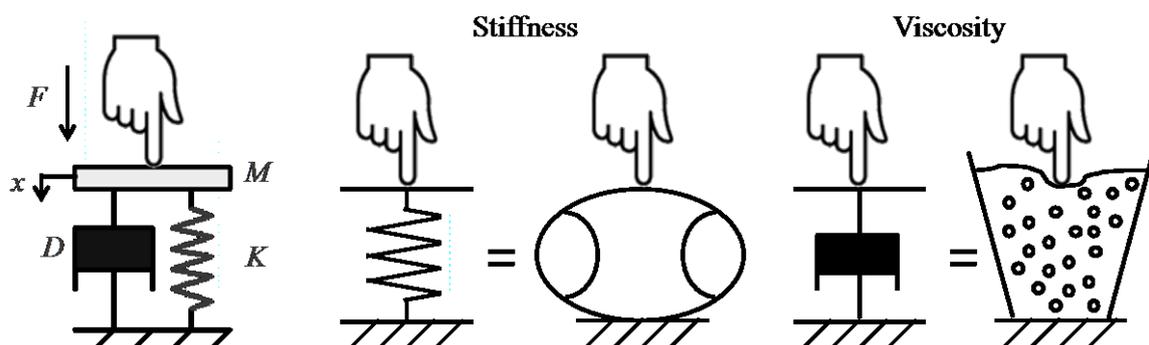


Fig. 5.3 Schematic figure of virtual dynamics model

これらは位置サーボタイプに属するものと考え、前述の二つのサーボタイプに限定して制御系を考える。

本節では、ユーザーによって仮想環境に与えられた力情報から、その力に対応した位置の変位仮想ダイナミクスを求め、それを位置制御の目標値に組み込む位置サーボタイプであるアドミッタンス制御について、離散系に則した形で説明し、制御を位置サーボタイプで構成する場合の解法について以下に示す。

$$\mathbf{F}(k) = \mathbf{M}\Delta\ddot{\mathbf{X}}(k) + \mathbf{D}\Delta\dot{\mathbf{X}}(k) + \mathbf{K}\Delta\mathbf{X}(k) \quad (5.6)$$

$$\Delta\ddot{\mathbf{X}}(k) = \frac{\Delta\dot{\mathbf{X}}(k) - \Delta\dot{\mathbf{X}}(k-1)}{T} \quad (5.7)$$

$$\Delta\dot{\mathbf{X}}(k) = \frac{\Delta\mathbf{X}(k) - \Delta\mathbf{X}(k-1)}{T} \quad (5.8)$$

ここで、 $\mathbf{F}(k)$ は実際のフィンガロボットの先端に加わる力であり、 $\Delta\mathbf{X}(k)$ は目標変位量である。また、 $\mathbf{M}, \mathbf{D}, \mathbf{K}$ はそれぞれ慣性係数、粘性係数、弾性係数であり、 T はサンプリングタイムである。式(5.6)に式(5.7), (5.8)を代入すると

$$\begin{aligned} \mathbf{F}(k) &= \frac{\mathbf{M}}{T} \left(\frac{\Delta\mathbf{X}(k) - \Delta\mathbf{X}(k-1)}{T} - \Delta\dot{\mathbf{X}}(k-1) \right) + \mathbf{D} \left(\frac{\Delta\mathbf{X}(k) - \Delta\mathbf{X}(k-1)}{T} \right) + \mathbf{K}\Delta\mathbf{X}(k) \\ &= \left(\frac{\mathbf{M}}{T^2} + \frac{\mathbf{D}}{T} + \mathbf{K} \right) \Delta\mathbf{X}(k) - \left(\frac{\mathbf{M}}{T^2} + \frac{\mathbf{D}}{T} \right) \Delta\mathbf{X}(k-1) - \frac{\mathbf{M}}{T} \Delta\dot{\mathbf{X}}(k-1) \end{aligned} \quad (5.9)$$

となる。さらに、式(5.9)を整理すると、

$$\left(\frac{\mathbf{M}}{T^2} + \frac{\mathbf{D}}{T} + \mathbf{K} \right) \Delta\mathbf{X}(k) = \mathbf{F}(k) + \left(\frac{\mathbf{M}}{T^2} + \frac{\mathbf{D}}{T} \right) \Delta\mathbf{X}(k-1) + \frac{\mathbf{M}}{T} \Delta\dot{\mathbf{X}}(k-1) \quad (5.10)$$

となり、ここで、

$$\mathbf{G}_n = \frac{\mathbf{M}}{T} + \mathbf{D} + \mathbf{KT} \quad (5.11)$$

$$\mathbf{G}_1 = \frac{T}{\mathbf{G}_n} \quad (5.12)$$

$$\mathbf{G}_2 = \frac{\mathbf{M}/T + \mathbf{D}}{\mathbf{G}_n} \quad (5.13)$$

$$\mathbf{G}_3 = \frac{\mathbf{M}}{\mathbf{G}_n} \quad (5.14)$$

とおくと、目標変位量 $\Delta\mathbf{X}(k)$ は、

$$\Delta\mathbf{X}(k) = \mathbf{G}_1\mathbf{F}(k) + \mathbf{G}_2\Delta\mathbf{X}(k-1) + \mathbf{G}_3\Delta\dot{\mathbf{X}}(k-1) \quad (5.15)$$

となる。したがって基準位置を \mathbf{X}_0 とすると位置目標値 $\mathbf{X}_d(k)$ は、

$$\mathbf{X}_d(k) = \mathbf{X}_0 + \Delta\mathbf{X}(k) \quad (5.16)$$

で求まる。以下に Fig. 5.4 として位置サーボタイプの概念図を示す。

次に式(5.15)が数学的に安定になるための条件を求める。ここでは簡単のため 1 自由度で考える。式(5.8), (5.15)より、

$$\Delta X(k) = G_1 F(k) + G_2 \Delta X(k-1) + G_3 \frac{\Delta X(k-1) - \Delta X(k-2)}{T} \quad (5.17)$$

これを Z 変換すると

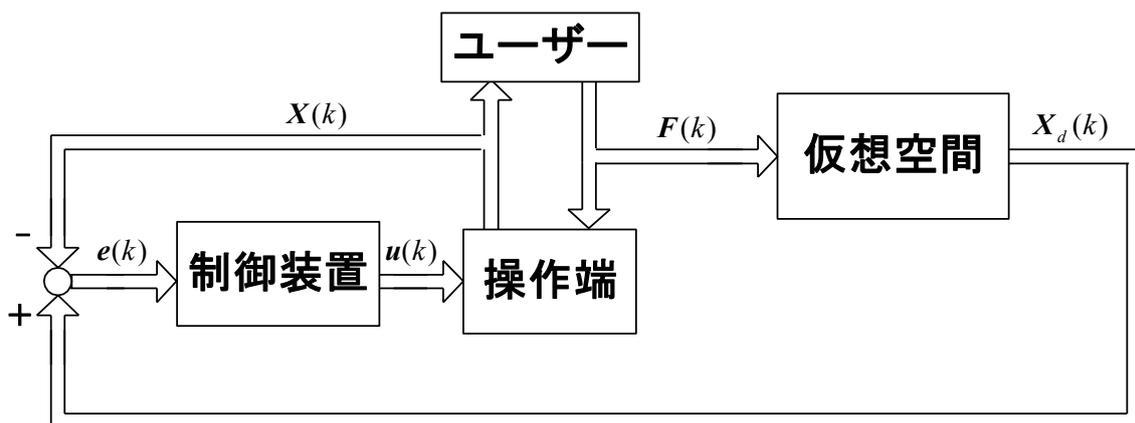
$$\left\{1 - G_2 z^{-1} - \frac{G_3}{T}(z^{-1} - z^{-2})\right\} \Delta X(z) = G_1 \cdot F(z) \quad (5.18)$$

となり, これを整理すると,

$$\frac{\Delta X(z)}{F(z)} = \frac{\frac{G_1}{G_3} T \cdot z^2}{\frac{T}{G_3} z^2 - \left\{ \frac{G_2}{G_3} T + 1 \right\} z + 1} \quad (5.19)$$

となる. ここで, 式(5.15)が安定になるには, 式(5.19)における右辺の分母が安定になればよい. ここで, Jury の安定判別法によれば, $P(k) = a_0 z^2 + a_1 z + a_2$ の安定条件は,

$$\left\{ \begin{array}{l} 1. |a_2| < |a_0| \\ 2. P(z)|_{z=1} > 0 \\ 3. P(z)|_{z=-1} > 0 \\ 4. b_k = \begin{vmatrix} a_2 & a_{n-1-k} \\ a_0 & a_{k+1} \end{vmatrix} \quad \text{として} \quad |b_1| > |b_0| \end{array} \right. \quad (5.20)$$



$X(k)$: 操作端の位置 $F(k)$: 操作端に加えられる力 $u(k)$: 操作量
 $X_d(k)$: 位置目標値 $e(k) = X_d(k) - X(k)$

Fig. 5.4 Schematic diagram of position-servo mechanism

であるので，これに，式(5.19)右辺の分母の各係数を当てはめると，

$$\left\{ \begin{array}{l} 1. \quad 1 < \left| \frac{T}{G_3} \right| \\ 2. \quad \frac{T}{G_3} - \left\{ \frac{G_2}{G_3} T + 1 \right\} + 1 > 0 \\ 3. \quad \frac{T}{G_3} + \left\{ \frac{G_2}{G_3} T + 1 \right\} + 1 > 0 \\ 4. \quad \left| 1 - \left(\frac{T}{G_3} \right)^2 \right| > \left| \left\{ \frac{T}{G_3} - 1 \right\} \left\{ \frac{G_2}{G_3} T + 1 \right\} \right| \end{array} \right. \quad (5.21)$$

となる．これらを G_1 ， G_2 ， G_3 ， T が正であることを元に整理すると，

$$\left\{ \begin{array}{l} G_3 < T \\ G_2 < 1 \end{array} \right. \quad (5.22)$$

を得る． G_2 ， G_3 の条件を M ， D ， K に対してあたえると次のようになる．

$$\left\{ \begin{array}{l} K > 0 \\ \left(\frac{1-T^2}{T^2} \right) M < DT + KT^2 \end{array} \right. \quad (5.23)$$

したがって， $M, D, K \rightarrow 0$ とすると $G_2 \rightarrow 1, G_3 \rightarrow T$ となり不安定現象が生じるため，アドミッタンス制御では完全なる自由空間 $M, D, K = 0$ を実現することはできない．

5.3.3 インピーダンス制御

力サーボタイプ(位置入力 - 力出力型)はユーザーがロボットフィンガを動かした時の変位量からそれに対応した力の目標値を仮想ダイナミクスから求め，力をフィードバックすることによってフィンガロボットを制御する方法であり，力サーボタイプを用いた場合の制御をインピーダンス制御とよぶ．力の目標値は以下のアルゴリズムを用いて求める．

X_0 を基準位置(目標値), $X(k)$ を実際のロボットフィンガ先端の位置としたとき, 力の目標値 $F_d(k)$ は,

$$F_d(k) = M\Delta\ddot{X}(k) + D\Delta\dot{X}(k) + K\Delta X(k) \quad (5.24)$$

で求まる. ただし, $\Delta X(k)$, $\Delta\dot{X}(k)$, $\Delta\ddot{X}(k)$ はそれぞれ以下のようになる.

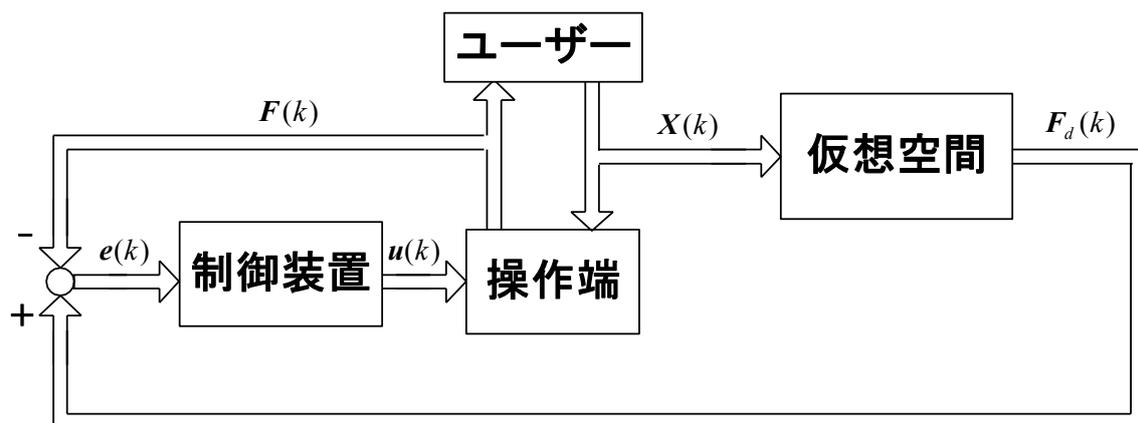
$$\Delta X(k) = X(k) - X_0 \quad (5.25)$$

$$\Delta\dot{X}(k) = \frac{\Delta X(k) - \Delta X(k-1)}{T} \quad (5.26)$$

$$\Delta\ddot{X}(k) = \frac{\Delta\dot{X}(k) - \Delta\dot{X}(k-1)}{T} \quad (5.27)$$

また, M, D, K はそれぞれ慣性係数, 粘性係数, 弾性係数, T はサンプリングタイムである. 以下に Fig. 5.5 として力サーボタイプの概念図を示す.

式(5.24)から, インピーダンス制御ではアドミッタンス制御と異なり順方向の解法となるために $M, D, K = 0$ を実現することができ, 理論的には完全なる自由空間を実現することができる.



$X(k)$: 操作端の位置 $F(k)$: 操作端に加えられる力 $u(k)$: 操作量
 $F_d(k)$: 力目標値 $e(k) = F_d(k) - F(k)$

Fig. 5.5 Schematic diagram of force-servo mechanism

5.4 可操作度の制御

5.4.1 可操作度の制御のコンセプト

ピアノを弾くときやボールをキャッチするときなど、人間が行う運動の基本的な特徴は、腕が手と指の操作性を補償しながら、指がより安定に広範囲に動作できる姿勢へ導いているということが挙げられる。これをマルチフィンガ・アームロボットに適用して考えると、フィンガロボットの可操作度が低下した場合、アームロボットがフィンガ可操作度を補償するようにフィンガロボットと協調的に運動するという手法が考えられる。本節ではその考え方に基づき、前章で説明した可操作度を指標とした協調制御アルゴリズムを提案する。

具体的には、フィンガロボットとアームロボットを協調的に制御しフィンガ可操作度を補償するための手法として、制御計算順序が「アームからフィンガ」となる頂点探索法 (Top Search Method : TSM) と、「フィンガからアーム」となる局所最適化法 (Local Optimization Method : LOM) という二つの協調制御アルゴリズムをそれぞれ提案する。両制御アルゴリズムともに、フィンガの可操作度 $w_{f(i)}$ を維持するために閾値 w_{th} を設け、2本のフィンガそれぞれの可操作度 $w_{f(0)}$ と $w_{f(1)}$ を比較したときのより小さい方の可操作度 $w_{f(low)}$ を制御切り替えの指標として用いた。本論文では、従来の手法をマルチフィンガシステムに拡張し、 $w_{f(low)} \geq w_{th}$ の場合にはフィンガのみが運動し、 $w_{f(low)} < w_{th}$ となった場合には各アルゴリズムにもとづいて協調運動させるというミニマックス法を用いた協調制御アルゴリズムを提案する。

5.4.2 頂点探索法 (Top Search Method : TSM)

本節で示す頂点探索法は、フィンガ可操作度が低下した場合、可操作度最大値のフィンガ目標位置をもとに、低下している可操作度の割合に対応した分だけアームを動かし、可操作度を補償しようというものである。このようなヒューリスティックな発想に基づいて、フィンガ・アームロボットの協調制御アルゴリズムを構築した。

頂点探索法のアルゴリズムは以下に示す考え方から成り立つ。なお、Fig. 5.6 は頂点探索法のメカニズムの概念図であるが、時刻 $t = kT$ における Fig. 5.6 に示すフィンガ先端の目標位置を $p_d(k)$ と表す。ここで、 T は制御サンプリング周期を表す。

初期化：

まず、フィンガ・アームロボットの手先位置 $p_f(0)$ と目標軌道の初期位置 $p_d(0)$ が重なるように、アーム手先位置 $p_a(0)$ とフィンガ先端の位置 $p_f(0)$ を移動させる。

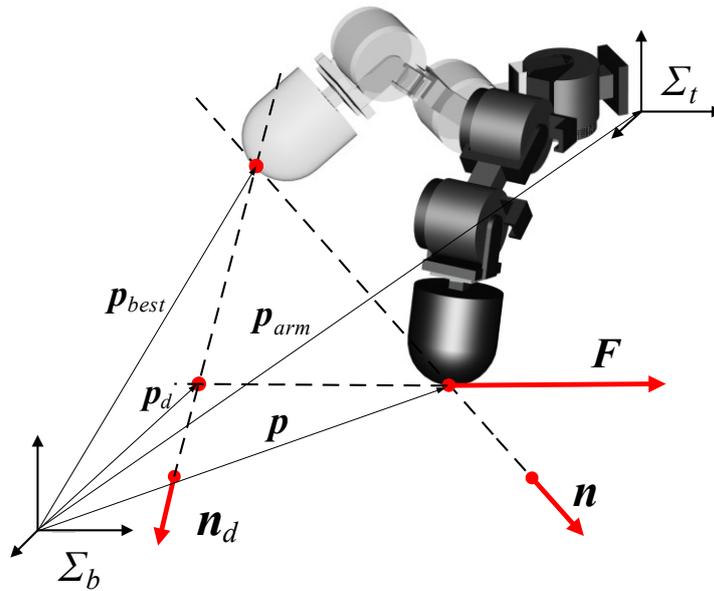


Fig. 5.6 Concept of mechanism in TSM

可操作度の計算：

時刻 $t = kT$ のとき，フィンガロボットの各関節角度 $\theta_f(k)$ を式(4.21)に代入してフィンガの可操作度 w_f を計算する．このとき，2本のフィンガそれぞれの可操作度を比較し，低い方の可操作度を $w_{f(low)}$ と定義し，この $w_{f(low)}$ を制御切り替えの指標として用いる．

$w_{f(low)} \geq w_{th}$ のとき：

次に，フィンガロボットの可操作度 $w_{f(low)}$ がある閾値 w_{th} を上回っているときを考える．このときはフィンガの可操作度が高く，その操作性も良いので，アームロボットの手先位置を動かす必要はないとする．このときの目標アーム手先位置 $p_{td}(k)$ は次のように表せる．

$$p_{td}(k) = p_t(k-1) \quad (5.28)$$

$w_{f(low)} < w_{th}$ のとき：

逆に，フィンガロボットの可操作度 $w_{f(low)}$ がある閾値 w_{th} を下回っているとき，フィンガの操作性が悪くなる．そこで，フィンガロボットの可操作度を一定の値以上に補償するために，アームロボット先端位置 $p_t(k)$ を動かす必要がある．その動かし方の概念について Fig. 5.6 を用いて説明する．

現在のアーム位置で可操作度が低い方のフィンガの可操作度が最大となるフィン

が先端位置を \mathbf{p}_{best} とする. また, \mathbf{p}_d は 1 サンプル先の目標位置であり, \mathbf{p} は現在位置である. 現在のフィンガの関節角度ベクトルを $\boldsymbol{\theta}_f = (\theta_1, \theta_2, \theta_3)$ とすると, \mathbf{p}_{best} は Fig. 4.7 (b) に示すように関節角度 $\boldsymbol{\theta}_{f_max} = (\theta_f, -39.1^\circ, 75.9^\circ)$ のときに対応するフィンガ先端の位置ベクトルである.

これら \mathbf{p}_{best} および \mathbf{p} の情報を用いて, フィンガの可操作度を回復させるアームの補償運動を求める. 直感的には, フィンガの運動に, フィンガの可操作度を回復する方向成分 \mathbf{n}_d をアームが補償運動として付加する制御アルゴリズムで, 以下の式で記述される. なお, このように本アルゴリズムにおける可操作度の改善方法は直感的なもので, 常に可操作度の頂点方向を目指して制御を行うことから頂点探索法 (TSM) とよぶ. アームの移動方向 $(\mathbf{p} - \mathbf{p}_{best})$ の単位ベクトル \mathbf{n} を

$$\mathbf{n}(k) = \frac{\mathbf{p}(k) - \mathbf{p}_{best}(k)}{\|\mathbf{p}(k) - \mathbf{p}_{best}(k)\|} \quad (5.29)$$

で設定し, アーム先端の目標位置は

$$\mathbf{p}_{arm_d}(k) = \mathbf{p}_{arm}(k-1) + ArmVec(k) \mathbf{s}^T \mathbf{n}(k) \quad (5.30)$$

により計算され, アーム速度の係数 $ArmVec$ および式内のベクトルの次元を調整する行列 \mathbf{s} は次のように決定される.

$$ArmVec(k) = \begin{cases} 0 & w_{f(low)}(k) \geq w_{th} \\ K_a (w_{th} - w_f(k)) & w_{f(low)}(k) < w_{th} \end{cases} \quad (5.31)$$

$$\mathbf{s} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (5.32)$$

ここで, $ArmVec$ は定数 K_a で調整し, 閾値 w_{th} でスイッチングされ, 可操作度 w_f が低下するほど大きくなるパラメータである. また, フィンガロボット先端の目標位置は次の式(5.33)で計算し, フィンガ部およびアーム部のそれぞれの目標位置を計算することができる.

$$\mathbf{p}_{fin_d}(k) = \mathbf{p}_d(k) - \mathbf{p}_{arm_d}(k) \quad (5.33)$$

式(5.31)から分かるように, アームの移動速度は, 可操作度およびその閾値との差により設定される. 可操作度が十分に大きいときにはアームは動かず, フィンガの可

操作度が低下するにつれてアームの移動速度は連続的に上がっていく．ここで注目したいのは，頂点探索法では式(5.33)に示すように，目標位置 \mathbf{p}_d を追従するために，アームおよびフィンガの目標位置が常に分担していることにより，追従性を重視している点である．その一方で，可操作度の回復はアームの移動で実現しているが，最優先していない．

5.4.3 局所最適化法 (Local Optimization Method : LOM)

本節では，最適化手法を用いた協調制御アルゴリズムを示す．頂点探索法ではアームがフィンガの可操作度を補償するために動作するが，一方，フィンガが自ら操作性を回復させることに専念し，その間アームが全体の目標軌道を追従する役割をおうアルゴリズムである．この考え方は頂点探索法と違って，フィンガ可操作度の補償を第一に考えている．

直感的な頂点探索法とは異なり，最適化理論の最急上昇法(Steepest Ascent Method)を用い，可操作度を厳密に求める協調制御アルゴリズムを説明する．この局所最適化法は，式(5.34)に示すアルゴリズムを用いて，可操作度を大きくするフィンガの関節角度を求める．

$$\theta_{fd}^j(k) = \theta_{fd}^j(k-1) + \lambda \frac{\partial w_f}{\partial \theta_{fd}^j} \quad (5.34)$$

(λ :定数, $j=1,2,3$)

式(5.34)において， $\theta_{fd}(k+1)$ は目標関節角度， $\theta_{fd}(k)$ は現在の関節角度， λ は最急上昇法ゲインである．この λ の値によって，可操作度の上昇度合いが異なる．式(5.34)の右辺第2項はフィンガ可操作度 w_f を各関節角度で偏微分したものであり，

$$\frac{\partial w_f}{\partial \theta_f} = \begin{bmatrix} 0 \\ -s_3^l f_2^l f_3^l (s_2^l f_2 + s_23^l f_3) \\ \ell f_2^l f_3^l (c_3^l f_1 + c_2 c_3 c_233^l f_2^l f_3) \end{bmatrix} \quad (5.35)$$

のように各関節固有の式となる

フィンガの可操作度が閾値より下回ったときに，フィンガの関節角度が式(5.34)で求められれば，順運動学の解としてアーム先端座標系 Σ_i におけるフィンガ部の目標位置 ${}^i\mathbf{p}_{fin_d}$ が決定でき，次に式(5.36)を用いてアーム先端の目標位置が決定される．ここで， \mathbf{R}_i は Σ_b から Σ_i への回転行列である．

$$\mathbf{p}_{am_d}(k) = \mathbf{p}_d(k) - \mathbf{R}_i {}^i\mathbf{p}_{fin_d}(k) \quad (5.36)$$

具体的なアルゴリズムは、 $w_{f (low)} < w_{th}$ となった時点から、最急上昇法による姿勢補償運動を実行し、フィンガの j 番目の目標関節角度は式(5.34)を用いて計算される。

5.5 協調制御アルゴリズム

5.5.1 アドミッタンス制御を適用した頂点探索法

アドミッタンス制御と頂点探索法を組み合わせた協調制御アルゴリズムについて述べる。ブロック線図を Fig. 5.7 として示す。Fig. 5.7 を見ると分かるように、①と②の制御の切り換え部があり、フィンガの可操作度が閾値以上を補償しているときは、スイッチは②の状態、アーム部は動かさず、フィンガのみが運動している。一方、フィンガの可操作度が閾値を下回ると、スイッチは①に接続され、フィンガの可操作度を補償するようにアーム部を動かすことによって、目標値の追従と、アドミッタンス制御をフィンガで実現する。

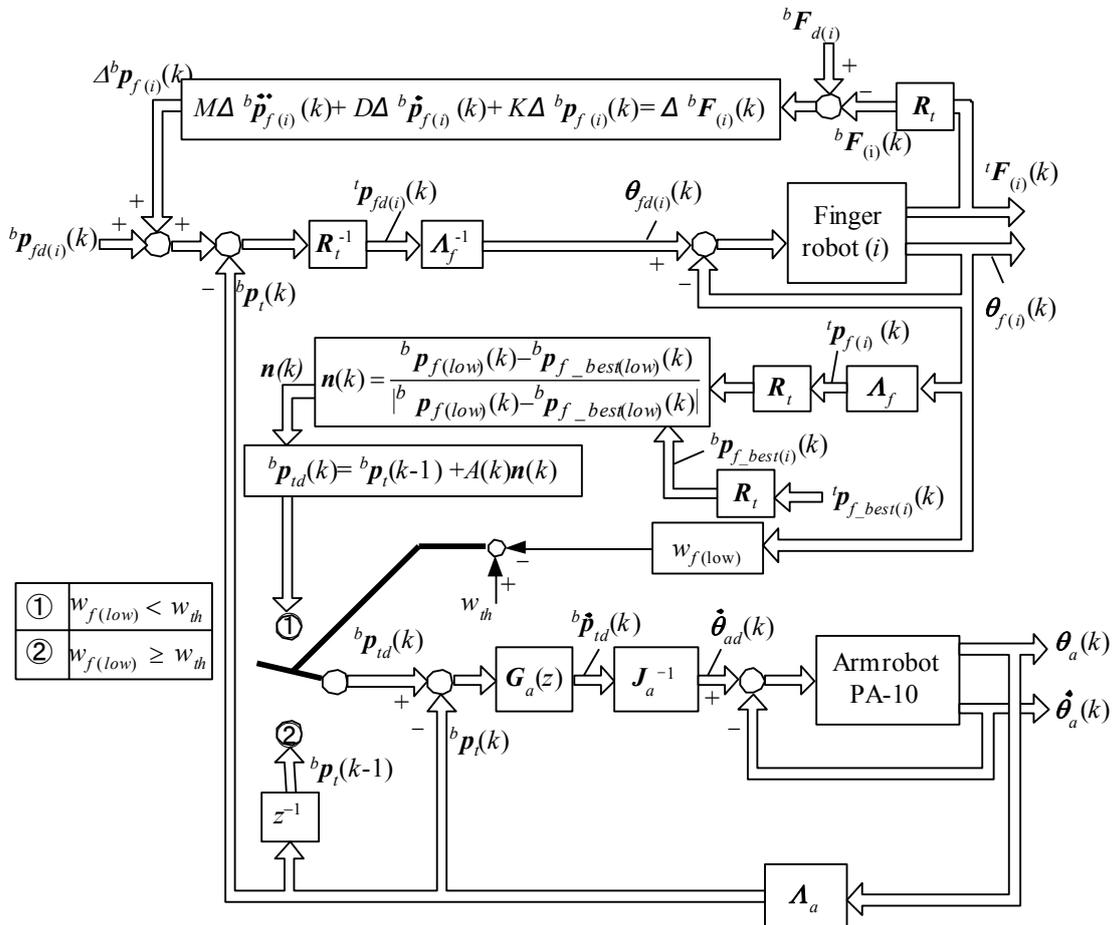


Fig. 5.7 Control diagram of the TSM algorithm (Admittance control)

5.5.2 インピーダンス制御を適用した頂点探索法

インピーダンス制御と頂点探索法を組み合わせた協調制御アルゴリズムについて述べる. ブロック線図を Fig. 5.8 として示す. Fig. 5.8 をみると分かるように, アーム部の制御はアドミッタンス制御と頂点探索法の組み合わせと同様で, ①と②の制御の切り換え部があり, フィンガの可操作度が閾値以上を補償しているときは, スイッチは②の状態です, アーム部は動かさず, フィンガのみが運動している. 一方, フィンガの可操作度が閾値を下回ると, スイッチは①に接続され, フィンガの可操作度を補償するようにアーム部を動かすことによって, 目標値の追従と, インピーダンス制御をフィンガで実現する.

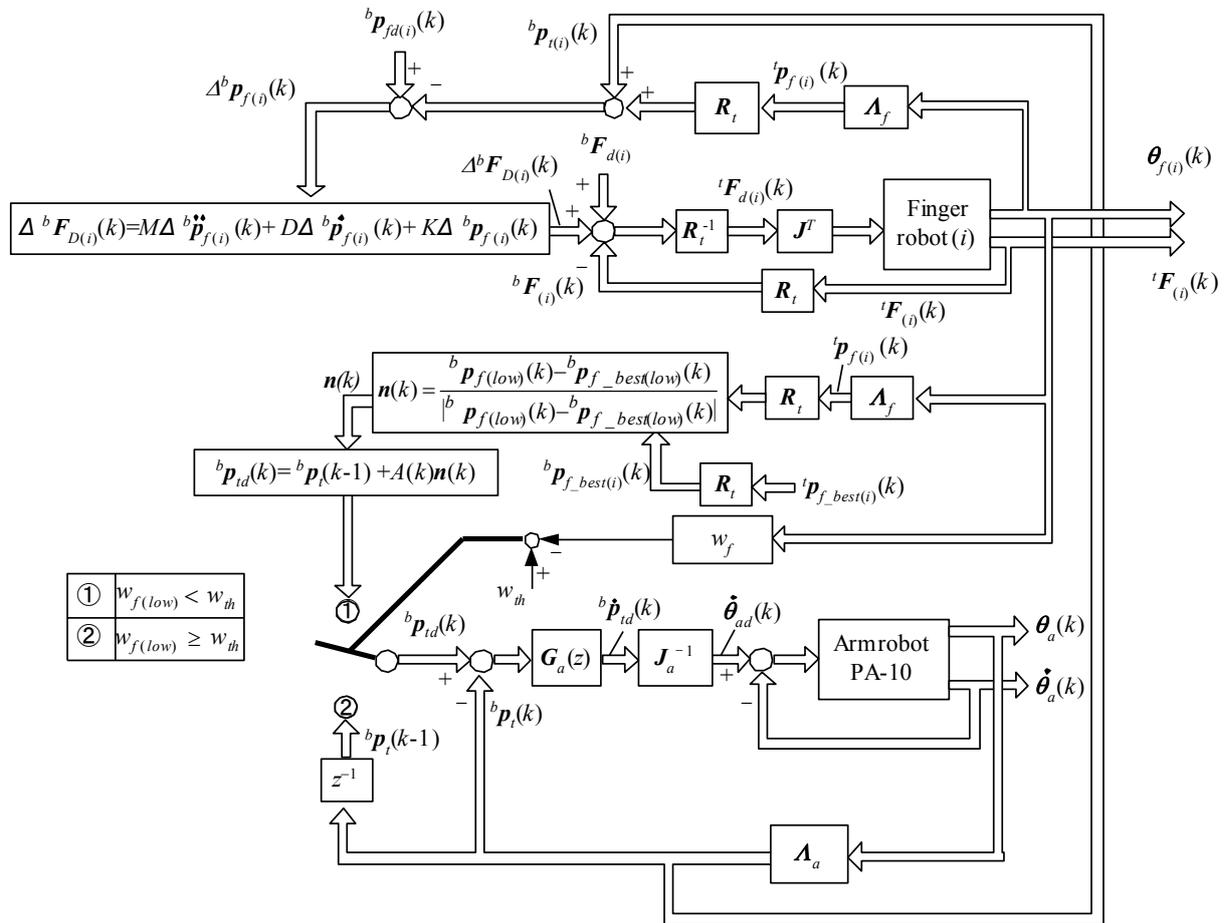


Fig. 5.8 Control diagram of the TSM algorithm (Impedance control)

5.5.3 アドミッタンス制御を適用した局所最適化法

アドミッタンス制御と局所最適化法を組み合わせた協調制御アルゴリズムについて述べる。ブロック線図を Fig. 5.9 として示す。Fig. 5.9 をみると分かるように、局所最適化法の場合は二箇所のスイッチ部があり、フィンガの可操作度が閾値以上のときはスイッチは②の状態、アーム部は動かず、フィンガ部のみが運動している。一方、フィンガの可操作度が閾値を下回ると、スイッチは①の状態となる。このときフィンガ部は、アドミッタンス制御のループから局所最適化法によるフィンガの可操作度向上ループに切り替える。一方、アーム部はフィンガの可操作度向上による目標値との誤差を補償する動きを行う。

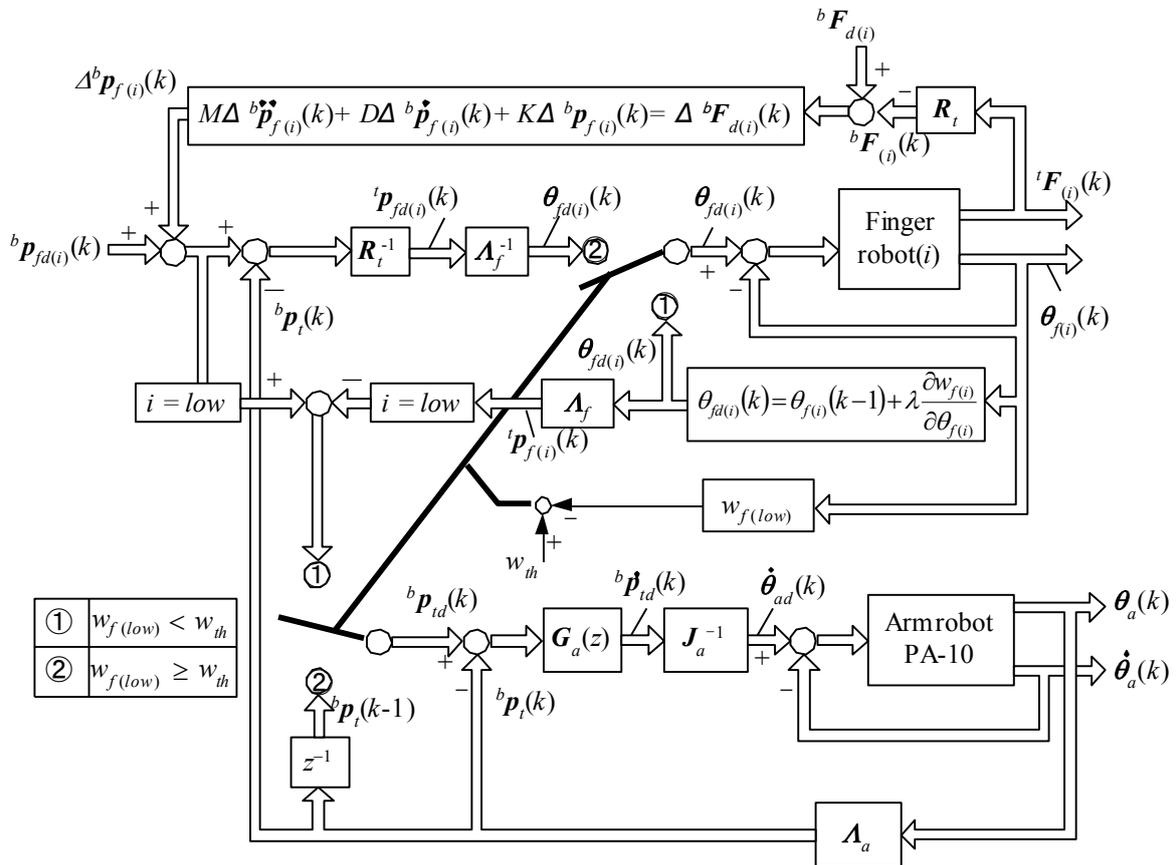


Fig. 5.9 Control diagram of the LOM algorithm (Admittance control)

5.5.4 インピーダンス制御を適用した局所最適化法

インピーダンス制御と局所最適化法を組み合わせた協調制御アルゴリズムについて述べる．局所最適化法を用いたインピーダンス制御のブロック線図がないのは，この制御方法が実現困難なためである．局所最適化法で最適化される対象は位置の概念を用いた可操作度であり，このためフィンガ部の制御は関節座標系の姿勢を保持する位置制御となる．一方，インピーダンス制御はアームのベース座標系 Σ_b の力制御が必要となり，次元の異なる制御方法となるので，その融合が難しい．

5.6 要約

本章では，制御系について説明した．制御系の構成に用いた PID 制御について説明し，柔らかさを実現する仮想ダイナミクスの制御の二つの手法について記述した．そして可操作度を制御する二つの手法を提案し，仮想ダイナミクスの制御と可操作度の制御を組み合わせる協調制御アルゴリズムを提案した．

第6章

フィンガ・アームロボットの 運動エネルギー

6.1	はじめに	84
6.2	運動エネルギーの導出	85
6.3	各リンクにおける重心速度ベクトルの導出	86
6.4	リンク間の速度伝搬を考慮した角速度ベクトルの導出	91
6.5	運動エネルギーの計算に用いる各種定数	94
6.6	要約	96

6.1 はじめに

本章では、フィンガ・アームロボットが動作したときに生じる運動エネルギーの導出について解説する。導出する運動エネルギーは、力学などで一般的に用いられる運動エネルギーと同じものであるが、本研究で用いるフィンガ・アームロボットは冗長自由度を有しており、リンク同士が並進速度や回転角速度に影響を及ぼし合い、計算は複雑なものとなる。

本研究では運動エネルギーの最適化は直接的な目的ではないが、運動を定量的に評価することのできる一つの指標として運動エネルギーを用いることとする。

6.2 運動エネルギーの導出

本節では n 自由度のリンクを持つマニピュレータの運動エネルギーの導出方法について示す. n 自由度マニピュレータの根元から i 番目のリンクの運動エネルギー K_i は,

$$K_i = \frac{1}{2} m_i \mathbf{v}_{ig}^T \cdot \mathbf{v}_{ig} + \frac{1}{2} {}^i \boldsymbol{\omega}_i^T \cdot \mathbf{I}_{ig} \cdot {}^i \boldsymbol{\omega}_i \quad (6.1)$$

によって算出される. 式(6.1)において, m_i はリンク i の質量, \mathbf{v}_{ig} はベース座標系におけるリンク i の重心速度ベクトル, \mathbf{I}_{ig} はリンク i の重心まわりの慣性テンソル, ${}^i \boldsymbol{\omega}_i$ はリンク間の速度伝播を考慮したリンク i の角速度ベクトルである. ここで, ${}^i \boldsymbol{\omega}_i$ は次のように表される.

$${}^{i+1} \boldsymbol{\omega}_{i+1} = {}^{i+1} \mathbf{R}_i \cdot {}^i \boldsymbol{\omega}_i + \dot{\boldsymbol{\theta}}_{i+1} \quad (6.2)$$

この式(6.2)において, ${}^{i+1} \mathbf{R}_i$ はリンク $i+1$ からリンク i への回転行列, $\dot{\boldsymbol{\theta}}_{i+1}$ はリンク $i+1$ 座標系におけるそのリンク自体の角速度ベクトルである. 式(6.1)の左辺第1項は並進運動に関する運動エネルギー, 第2項は回転運動に関する運動エネルギーであり, これらをリンクの数だけ合計することで n 自由度マニピュレータの運動エネルギー K が算出できるので, n 自由度マニピュレータの運動エネルギーは

$$K = \sum_{i=1}^n K_i \quad (6.3)$$

となる.

次節以降, 本研究で用いるフィンガ・アームロボットの運動エネルギーの導出を行うが, 運動エネルギーを求めるために必要な要素に分け, それぞれの計算手法についての解説を行うことで運動エネルギーの導出方法を示す.

6.3 各リンクにおける重心速度ベクトルの導出

本節では各リンクにおける重心速度ベクトル \mathbf{v}_{ig} を導出する. まず, 各リンク座標系 Σ_i における重心位置ベクトル \mathbf{p}_{ig} は以下のようになる.

$$\mathbf{p}_{1g} = [0 \quad 0 \quad \ell_{1g}]^T \quad (6.4)$$

$$\mathbf{p}_{2g} = [0 \quad -\ell_{2g} \quad 0]^T \quad (6.5)$$

$$\mathbf{p}_{3g} = [0 \quad 0 \quad \ell_{3g}]^T \quad (6.6)$$

$$\mathbf{p}_{4g} = [0 \quad -\ell_{4g} \quad 0]^T \quad (6.7)$$

$$\mathbf{p}_{5g} = [0 \quad 0 \quad \ell_{5g}]^T \quad (6.8)$$

$$\mathbf{p}_{6g} = [0 \quad -\ell_{6g} \quad 0]^T \quad (6.9)$$

$$\mathbf{p}_{7g} = [0 \quad 0 \quad \ell_{7g}]^T \quad (6.10)$$

$$\mathbf{p}_{f1g} = [\ell_{f1g} \quad 0 \quad 0]^T \quad (6.11)$$

$$\mathbf{p}_{f2g} = [\ell_{f2g} \quad 0 \quad 0]^T \quad (6.12)$$

$$\mathbf{p}_{f3g} = [\ell_{f3g} \quad 0 \quad 0]^T \quad (6.13)$$

これら式(6.4) ~ (6.13)の重心位置の値を Table 6.1 に示す. $\ell_{1g} \sim \ell_{7g}$ はアームロボットの各リンク座標系から重心位置までの長さ, $\ell_{f1g} \sim \ell_{f3g}$ はフィンガロボットの各リンク座標系から重心位置までの長さである.

これら式(6.4) ~ (6.13)にベース座標系からの同次変換行列をかけることによって, ベース座標系における各リンクの重心位置ベクトルが求まる. そこで, 運動エネルギー

Table 6.1 Parameters of barycentric position

ℓ_{ig}	ℓ_{1g}	ℓ_{2g}	ℓ_{3g}	ℓ_{4g}	ℓ_{5g}	ℓ_{6g}	ℓ_{7g}	ℓ_{f1g}	ℓ_{f2g}	ℓ_{f3g}
[m]	0.131	0.063	0.104	0.046	0.112	-0.090	0.047	0.038	0.046	0.030

一を求めるための同次変換行列を求めていく.

まず, 各リンクの関係を表す同次変換行列 ${}^i T_{i+1}$ を以下に示す.

$${}^b T_1 = \begin{bmatrix} c_1 & -s_1 & 0 & 0 \\ s_1 & c_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (6.14)$$

$${}^1 T_2 = \begin{bmatrix} c_2 & -s_2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ -s_2 & -c_2 & 0 & \ell_1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (6.15)$$

$${}^2 T_3 = \begin{bmatrix} c_3 & -s_3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & -\ell_2 \\ s_3 & c_3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (6.16)$$

$${}^3 T_4 = \begin{bmatrix} c_4 & -s_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ -s_4 & -c_4 & 0 & \ell_3 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (6.17)$$

$${}^4 T_5 = \begin{bmatrix} c_5 & -s_5 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & -\ell_4 \\ s_5 & c_5 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (6.18)$$

$${}^5 T_6 = \begin{bmatrix} c_6 & -s_6 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ -s_6 & -c_6 & 0 & \ell_5 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (6.19)$$

$${}^6 T_7 = \begin{bmatrix} c_7 & -s_7 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & -\ell_6 \\ s_7 & c_7 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (6.20)$$

$${}^7 T_{f1} = \begin{bmatrix} s_{f1} & c_{f1} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ c_{f1} & -s_{f1} & 0 & \ell_7 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (6.21)$$

$${}^{f1}\mathbf{T}_{f2} = \begin{bmatrix} c_{f2} & -s_{f2} & 0 & \ell_{f1} \\ 0 & 0 & -1 & 0 \\ s_{f2} & c_{f2} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (6.22)$$

$${}^{f2}\mathbf{T}_{f3} = \begin{bmatrix} c_{f3} & -s_{f3} & 0 & \ell_{f2} \\ s_{f3} & c_{f3} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (6.23)$$

これら式(6.14) ~ (6.23)内のリンクの長さ ℓ_i については Table 6.2 に示す.

これら式(6.14) ~ (6.23)を用いてベース座標系からの同次変換行列 ${}^b\mathbf{T}_i$ を求める. 以下にその計算式を示す.

$${}^b\mathbf{T}_2 = {}^b\mathbf{T}_1 \cdot \mathbf{T}_2 \quad (6.24)$$

$${}^b\mathbf{T}_3 = {}^b\mathbf{T}_1 \cdot \mathbf{T}_2 \cdot \mathbf{T}_3 \quad (6.25)$$

$${}^b\mathbf{T}_4 = {}^b\mathbf{T}_1 \cdot \mathbf{T}_2 \cdot \mathbf{T}_3 \cdot \mathbf{T}_4 \quad (6.26)$$

$${}^b\mathbf{T}_5 = {}^b\mathbf{T}_1 \cdot \mathbf{T}_2 \cdot \mathbf{T}_3 \cdot \mathbf{T}_4 \cdot \mathbf{T}_5 \quad (6.27)$$

$${}^b\mathbf{T}_6 = {}^b\mathbf{T}_1 \cdot \mathbf{T}_2 \cdot \mathbf{T}_3 \cdot \mathbf{T}_4 \cdot \mathbf{T}_5 \cdot \mathbf{T}_6 \quad (6.28)$$

$${}^b\mathbf{T}_7 = {}^b\mathbf{T}_1 \cdot \mathbf{T}_2 \cdot \mathbf{T}_3 \cdot \mathbf{T}_4 \cdot \mathbf{T}_5 \cdot \mathbf{T}_6 \cdot \mathbf{T}_7 \quad (6.29)$$

$${}^b\mathbf{T}_{f1} = {}^b\mathbf{T}_1 \cdot \mathbf{T}_2 \cdot \mathbf{T}_3 \cdot \mathbf{T}_4 \cdot \mathbf{T}_5 \cdot \mathbf{T}_6 \cdot \mathbf{T}_7 \cdot \mathbf{T}_{f1} \quad (6.30)$$

$${}^b\mathbf{T}_{f2} = {}^b\mathbf{T}_1 \cdot \mathbf{T}_2 \cdot \mathbf{T}_3 \cdot \mathbf{T}_4 \cdot \mathbf{T}_5 \cdot \mathbf{T}_6 \cdot \mathbf{T}_7 \cdot \mathbf{T}_{f1} \cdot {}^{f1}\mathbf{T}_{f2} \quad (6.31)$$

$${}^b\mathbf{T}_{f3} = {}^b\mathbf{T}_1 \cdot \mathbf{T}_2 \cdot \mathbf{T}_3 \cdot \mathbf{T}_4 \cdot \mathbf{T}_5 \cdot \mathbf{T}_6 \cdot \mathbf{T}_7 \cdot \mathbf{T}_{f1} \cdot {}^{f1}\mathbf{T}_{f2} \cdot {}^{f2}\mathbf{T}_{f3} \quad (6.32)$$

Table 6.2 Parameters of each link's length

ℓ_i	ℓ_1	ℓ_2	ℓ_3	ℓ_4	ℓ_5	ℓ_6	ℓ_7	ℓ_{f1}	ℓ_{f2}
[m]	0.314	0.257	0.193	0.222	0.278	0.050	0.103	0.038	0.046

式(6.4) ～ (6.13)の各リンク座標系における重心位置ベクトル \mathbf{p}_{ig} に, 式(6.14)および式(6.24) ～ (6.32)のベース座標系からの同次変換行列 bT_i をかけることによって, ベース座標系における重心位置ベクトル \mathbf{s}_{ig} が導出される. ただし, 同次変換行列 bT_i の次元に合わせる必要があるため, 以下のように計算する.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{s}_{1g} \\ 1 \end{bmatrix} = {}^bT_1 \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{p}_{1g} \\ 1 \end{bmatrix} \quad (6.33)$$

$$\begin{bmatrix} \mathbf{s}_{2g} \\ 1 \end{bmatrix} = {}^bT_2 \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{p}_{2g} \\ 1 \end{bmatrix} \quad (6.34)$$

$$\begin{bmatrix} \mathbf{s}_{3g} \\ 1 \end{bmatrix} = {}^bT_3 \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{p}_{3g} \\ 1 \end{bmatrix} \quad (6.35)$$

$$\begin{bmatrix} \mathbf{s}_{4g} \\ 1 \end{bmatrix} = {}^bT_4 \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{p}_{4g} \\ 1 \end{bmatrix} \quad (6.36)$$

$$\begin{bmatrix} \mathbf{s}_{5g} \\ 1 \end{bmatrix} = {}^bT_5 \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{p}_{5g} \\ 1 \end{bmatrix} \quad (6.37)$$

$$\begin{bmatrix} \mathbf{s}_{6g} \\ 1 \end{bmatrix} = {}^bT_6 \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{p}_{6g} \\ 1 \end{bmatrix} \quad (6.38)$$

$$\begin{bmatrix} \mathbf{s}_{7g} \\ 1 \end{bmatrix} = {}^bT_7 \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{p}_{7g} \\ 1 \end{bmatrix} \quad (6.39)$$

$$\begin{bmatrix} \mathbf{s}_{f1g} \\ 1 \end{bmatrix} = {}^bT_{f1} \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{p}_{f1g} \\ 1 \end{bmatrix} \quad (6.40)$$

$$\begin{bmatrix} \mathbf{s}_{f2g} \\ 1 \end{bmatrix} = {}^bT_{f2} \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{p}_{f2g} \\ 1 \end{bmatrix} \quad (6.41)$$

$$\begin{bmatrix} \mathbf{s}_{f3g} \\ 1 \end{bmatrix} = {}^bT_{f3} \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{p}_{f3g} \\ 1 \end{bmatrix} \quad (6.42)$$

こうして求めたベース座標系における重心位置ベクトル \mathbf{s}_{ig} を時間微分することで, ベース座標系における各リンクの重心速度ベクトル \mathbf{v}_{ig} が導出される.

$$\mathbf{v}_{1g} = \dot{\mathbf{s}}_{1g} \quad (6.43)$$

$$\mathbf{v}_{2g} = \dot{\mathbf{s}}_{2g} \quad (6.44)$$

$$\mathbf{v}_{3g} = \dot{\mathbf{s}}_{3g} \quad (6.45)$$

$$\mathbf{v}_{4g} = \dot{\mathbf{s}}_{4g} \quad (6.46)$$

$$\mathbf{v}_{5g} = \dot{\mathbf{s}}_{5g} \quad (6.47)$$

$$\mathbf{v}_{6g} = \dot{\mathbf{s}}_{6g} \quad (6.48)$$

$$\mathbf{v}_{7g} = \dot{\mathbf{s}}_{7g} \quad (6.49)$$

$$\mathbf{v}_{f1g} = \dot{\mathbf{s}}_{f1g} \quad (6.50)$$

$$\mathbf{v}_{f2g} = \dot{\mathbf{s}}_{f2g} \quad (6.51)$$

$$\mathbf{v}_{f3g} = \dot{\mathbf{s}}_{f3g} \quad (6.52)$$

以上のように、ベース座標系における各リンクの重心速度ベクトル \mathbf{v}_{ig} が導出された。

6.4 リンク間の速度伝搬を考慮した角速度ベクトルの導出

本節では，リンク間の速度伝搬を考慮した角速度ベクトル ${}^{i+1}\boldsymbol{\omega}_{i+1}$ を導出するために，まず，リンク $i+1$ からリンク i への回転行列 ${}^{i+1}\mathbf{R}_i$ を導出する．リンク i からリンク $i+1$ への回転行列 ${}^i\mathbf{R}_{i+1}$ は，式(6.14)～(6.23)で求めた各リンクにおける同次変換行列 ${}^i\mathbf{T}_{i+1}$ の構成部分であり，

$${}^i\mathbf{T}_{i+1} = \begin{bmatrix} & & a \\ & {}^i\mathbf{R}_{i+1} & b \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (6.53)$$

と表すことができる．そのため，回転行列 ${}^i\mathbf{R}_{i+1}$ の逆行列を求めることによって，リンク $i+1$ からリンク i への回転行列 ${}^{i+1}\mathbf{R}_i$ を導出できるので，

$${}^{i+1}\mathbf{R}_i = ({}^i\mathbf{R}_{i+1})^{-1} \quad (6.54)$$

となる．このように求めたリンク $i+1$ からリンク i への回転行列 ${}^{i+1}\mathbf{R}_i$ は，それぞれ以下のようになる．

$${}^2\mathbf{R}_1 = \begin{bmatrix} c_2 & 0 & -s_2 \\ -s_2 & 0 & -c_2 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (6.55)$$

$${}^3\mathbf{R}_2 = \begin{bmatrix} c_3 & 0 & s_3 \\ -s_3 & 0 & c_3 \\ 0 & -1 & 0 \end{bmatrix} \quad (6.56)$$

$${}^4\mathbf{R}_3 = \begin{bmatrix} c_4 & 0 & -s_4 \\ -s_4 & 0 & -c_4 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (6.57)$$

$${}^5\mathbf{R}_4 = \begin{bmatrix} c_5 & 0 & s_5 \\ -s_5 & 0 & c_5 \\ 0 & -1 & 0 \end{bmatrix} \quad (6.58)$$

$${}^6\mathbf{R}_5 = \begin{bmatrix} c_6 & 0 & -s_6 \\ -s_6 & 0 & -c_6 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (6.59)$$

$${}^7\mathbf{R}_6 = \begin{bmatrix} c_7 & 0 & s_7 \\ -s_7 & 0 & -c_7 \\ 0 & -1 & 0 \end{bmatrix} \quad (6.60)$$

$${}^{f1}\mathbf{R}_7 = \begin{bmatrix} s_{f1} & 0 & c_{f1} \\ c_{f1} & 0 & -s_{f1} \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (6.61)$$

$${}^{f2}\mathbf{R}_{f1} = \begin{bmatrix} c_{f2} & 0 & s_{f2} \\ -s_{f2} & 0 & c_{f2} \\ 0 & -1 & 0 \end{bmatrix} \quad (6.62)$$

$${}^{f3}\mathbf{R}_{f2} = \begin{bmatrix} c_{f3} & s_{f3} & 0 \\ -s_{f3} & c_{f3} & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (6.63)$$

ここで、各リンク座標系の各速度ベクトル $\dot{\theta}_{i+1}$ は、本研究で用いるフィンガ・アームロボットではすべて z 軸回転となり、

$$\dot{\theta}_1 = [0 \quad 0 \quad \dot{\theta}_1] \quad (6.64)$$

$$\dot{\theta}_2 = [0 \quad 0 \quad \dot{\theta}_2] \quad (6.65)$$

$$\dot{\theta}_3 = [0 \quad 0 \quad \dot{\theta}_3] \quad (6.66)$$

$$\dot{\theta}_4 = [0 \quad 0 \quad \dot{\theta}_4] \quad (6.67)$$

$$\dot{\theta}_5 = [0 \quad 0 \quad \dot{\theta}_5] \quad (6.68)$$

$$\dot{\theta}_6 = [0 \quad 0 \quad \dot{\theta}_6] \quad (6.69)$$

$$\dot{\theta}_7 = [0 \quad 0 \quad \dot{\theta}_7] \quad (6.70)$$

$$\dot{\theta}_{f1} = [0 \quad 0 \quad \dot{\theta}_{f1}] \quad (6.71)$$

$$\dot{\theta}_{f2} = [0 \quad 0 \quad \dot{\theta}_{f2}] \quad (6.72)$$

$$\dot{\theta}_{f3} = [0 \quad 0 \quad \dot{\theta}_{f3}] \quad (6.73)$$

と表される. フィンガ・アームロボットの根元の ${}^1\omega_1$ は, それより前のリンクがないため ${}^1\omega_1 = \dot{\theta}_1$ であるので, 順次 ${}^i\omega_i$ を導出することができる.

6.5 運動エネルギーの計算に用いる各種定数

前節までで、運動エネルギーの計算に用いるパラメータの導出方法を示した。本節では運動エネルギーの計算に必要な定数を示す。

各リンクの質量を Table 6.3 に示す。

各リンクの慣性テンソルについては、各リンクを最も簡単な形状である円柱形に近似して算出した。運動エネルギーの計算に用いた慣性テンソルはそれぞれ以下のようなになる。

$$\mathbf{I}_{1g} = \begin{bmatrix} 0.0356 & 0 & 0 \\ 0 & 0.0191 & 0 \\ 0 & 0 & 0.0356 \end{bmatrix} \quad (6.74)$$

$$\mathbf{I}_{2g} = \begin{bmatrix} 0.0244 & 0 & 0 \\ 0 & 0.0057 & 0 \\ 0 & 0 & 0.0244 \end{bmatrix} \quad (6.75)$$

$$\mathbf{I}_{3g} = \begin{bmatrix} 0.0174 & 0 & 0 \\ 0 & 0.0151 & 0 \\ 0 & 0 & 0.0174 \end{bmatrix} \quad (6.76)$$

$$\mathbf{I}_{4g} = \begin{bmatrix} 0.0082 & 0 & 0 \\ 0 & 0.00134 & 0 \\ 0 & 0 & 0.00815 \end{bmatrix} \quad (6.77)$$

$$\mathbf{I}_{5g} = \begin{bmatrix} 0.00946 & 0 & 0 \\ 0 & 0.00946 & 0 \\ 0 & 0 & 0.000815 \end{bmatrix} \quad (6.78)$$

$$\mathbf{I}_{6g} = \begin{bmatrix} 0.0146 & 0 & 0 \\ 0 & 0.000791 & 0 \\ 0 & 0 & 0.0146 \end{bmatrix} \quad (6.79)$$

Table 6.3 Parameters of each link's mass

m_i	m_1	m_2	m_3	m_4	m_5	m_6	m_7	m_{f1}	m_{f2}	m_{f3}
[kg]	12.82	8.41	3.51	4.31	2.86	2.17	0.406	0.096	0.096	0.020

$$\mathbf{I}_{7g} = \begin{bmatrix} 0.000399 & 0 & 0 \\ 0 & 0.000399 & 0 \\ 0 & 0 & 0.000072 \end{bmatrix} \quad (6.80)$$

$$\mathbf{I}_{f1g} = \begin{bmatrix} 0.0000158 & 0 & 0 \\ 0 & 0.0000158 & 0 \\ 0 & 0 & 0.0000135 \end{bmatrix} \quad (6.81)$$

$$\mathbf{I}_{f2g} = \begin{bmatrix} 0.0000158 & 0 & 0 \\ 0 & 0.0000158 & 0 \\ 0 & 0 & 0.0000135 \end{bmatrix} \quad (6.82)$$

$$\mathbf{I}_{f3g} = \begin{bmatrix} 0.00000432 & 0 & 0 \\ 0 & 0.0000303 & 0 \\ 0 & 0 & 0.0000303 \end{bmatrix} \quad (6.83)$$

以上の定数を用い、運動エネルギーを計算することができる。

6.6 要約

本章では，実験結果の解析に用いるロボットの運動エネルギーについて記述した．各リンクにおける重心速度ベクトル，リンク間の速度伝搬を考慮した角速度ベクトルの導出方法および定数について示すことで，運動エネルギーの導出方法を記述した．

第7章

仮想ダイナミクス of 制御系構成法の比較

7.1	はじめに	98
7.2	実験条件	99
7.3	弾性特性についての比較実験	101
7.3.1	弾性係数 $K = 100$ [N/m] における実験	101
7.3.2	弾性係数 $K = 300$ [N/m] における実験	104
7.3.3	弾性係数 $K = 500$ [N/m] における実験	107
7.4	粘性特性についての比較実験	110
7.4.1	粘性係数 $D = 100$ [N·s/m] における実験	110
7.4.2	粘性係数 $D = 300$ [N·s/m] における実験	112
7.4.3	粘性係数 $D = 500$ [N·s/m] における実験	114
7.5	考察	116
7.6	要約	118

7.1 はじめに

本章では，第5章で示した異なる二つの仮想ダイナミクスの制御系構成法であるアドミッタンス制御とインピーダンス制御の比較を行う．両制御手法を用いた実験の方法と結果について述べ，それらに対して考察を行う．

実験ではまず，頂点探索法を用いて任意の柔らかさを実現する手法であるアドミッタンス制御とインピーダンス制御を用いて人間の手により外力を直接印加する．その際，慣性係数と粘性係数を考慮せずに弾性係数を変化させる実験，弾性係数を考慮せずに粘性係数を変化させる実験を通して，両制御手法を比較する．具体的には，弾性係数，粘性係数の実現性や可操作度の補償効果を比較することで，両制御手法の有効性について確認した．

7.2 実験条件

アドミッタンス制御とインピーダンス制御の有効性を比較するための実験を行う。実験は、フィンガ・アームロボットに Σ_b でアドミッタンス制御およびインピーダンス制御を適用し、Fig. 7.1 (a)のように、Fig. 7.1 (b)に示すフィンガロボット1の先端に人間が Σ_b の y 方向に直接外力を印加する仮想拘束空間での実験として行う。

実験では、頂点探索法 (TSM) を用いたアドミッタンス制御、また同様に頂点探索法を用いたインピーダンス制御の二つの制御手法について比較を行い、それぞれの制御手法の有効性について確認した。

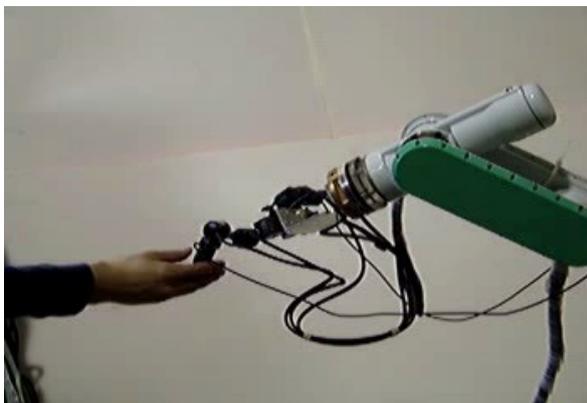
この実験におけるフィンガ・アームロボットの初期姿勢は、人間が外力を与えやすく、かつ可操作度の高い状態が好ましいので、各リンクの関節角度を以下のように指定した。

$$\theta_{ad} = [\theta_{1d} \ \theta_{2d} \ \theta_{3d} \ \theta_{4d} \ \theta_{5d} \ \theta_{6d} \ \theta_{7d}]^T = [60.0^\circ \ 20.0^\circ \ 0.0^\circ \ 60.0^\circ \ 0.0^\circ \ 30.0^\circ \ -60.0^\circ]^T$$

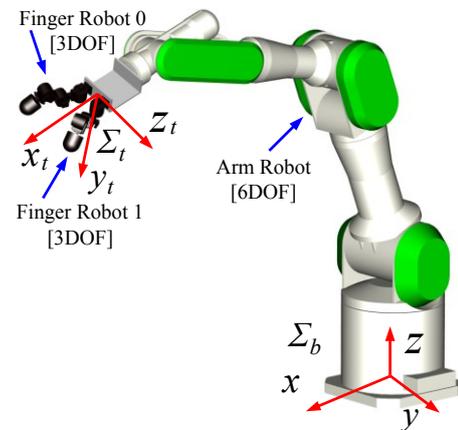
$$\theta_{fd} = [\theta_{f1d} \ \theta_{f2d} \ \theta_{f3d}]^T = [0.0^\circ \ -39.1^\circ \ 75.9^\circ]^T$$

フィンガ・アームロボットの制御において、アームロボットの PID ゲインは、

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_p^a &= [5.0 \ 5.0 \ 5.0 \ 5.0 \ 2.0 \ 2.0 \ 2.0]^T & [1/s] : \text{アームロボットの比例ゲイン} \\ \mathbf{K}_i^a &= [0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5]^T & [1/s^2] : \text{アームロボットの積分ゲイン} \\ \mathbf{K}_d^a &= [0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1]^T & [-] : \text{アームロボットの微分ゲイン} \end{aligned}$$



(a) Experimental scene



(b) Coordinate system

Fig. 7.1 A finger-arm robot

とした。また、可操作度閾値は $w_{th} = 2.0 \times 10^{-4}$ とした。

アドミッタンス制御とインピーダンス制御の有効性をそれぞれ比較するため、仮想ダイナミクスのパラメータ M, D, K を変化させ、剛性の効果について調べるための弾性係数を変化させる実験と、粘性の効果について調べるための粘性係数を変化させる実験をそれぞれ行った。ただし、 M, D, K はそれぞれ慣性係数、粘性係数、弾性係数である。

Fig. 5.7 および Fig. 5.8 を見ても分かるように、アームロボット部分に関しては制御ループがアドミッタンス制御とインピーダンス制御で共通であるが、フィンガロボット部分の制御ループは大きく異なるので、PID ゲインもそれぞれ異なってくる。また、仮想ダイナミクスのパラメータの設定によって、良い PID ゲインも異なってくることから、次節の実験においては各仮想ダイナミクスのパラメータに対して PID ゲインを調節し、できる限り設定した仮想ダイナミクスの特性が出るようにした。

7.3.2 節では、剛性の効果を調べるため、仮想ダイナミクスのパラメータの弾性係数 K を変化させた実験について述べる。実験は、単純に剛性の効果を調べるため、慣性係数および粘性係数を考慮せずに、すなわち $M = 0$ [kg], $D = 0$ [N·s/m] としたうえで、弾性係数を $K = 100, 300, 500$ [N/m] と変化させ、3回にわたって行った。この範囲で実験を行った理由は、本システムにおいて、剛性が大きすぎると変位が小さくなってしまい、フィンガロボットだけで十分に対応できるので、アームロボットとの協調運動を行わないためであり、逆に剛性が小さすぎるとロボットがあまりにも簡単に運動してしまい、接触作業に適さないためである。

次に 7.3.3 節では、仮想ダイナミクスのパラメータの D 、すなわち粘性係数を変化させた実験について述べる。実験では弾性係数を考慮せずに、すなわち $K = 0$ [N/m] とし、 $M = 0.005$ [kg] としたうえで、 $D = 100, 300, 500$ [N·s/m] と変化させ、3回にわたって外力を印加する実験を行った。

7.3 弾性特性についての比較実験

7.3.1 弾性係数 $K = 100$ [N/m]における実験

まず, $K = 100$ [N/m]のときのアドミッタンス制御, インピーダンス制御それぞれの位置と力の関係の実験結果を Fig. 7.2, Fig. 7.3 として示す. なお, フィンガロボットの PID ゲインは, アドミッタンス制御の場合,

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_p^f &= [1.5 \quad 1.5 \quad 1.5]^T && [\text{N}\cdot\text{m}/\text{rad}] : \text{フィンガロボットの比例ゲイン} \\ \mathbf{K}_I^f &= [0.0 \quad 0.0 \quad 0.0]^T && [\text{N}\cdot\text{m}/(\text{rad}\cdot\text{s})] : \text{フィンガロボットの積分ゲイン} \\ \mathbf{K}_D^f &= [0.0 \quad 0.0 \quad 0.0]^T && [\text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}/\text{rad}] : \text{フィンガロボットの微分ゲイン} \end{aligned}$$

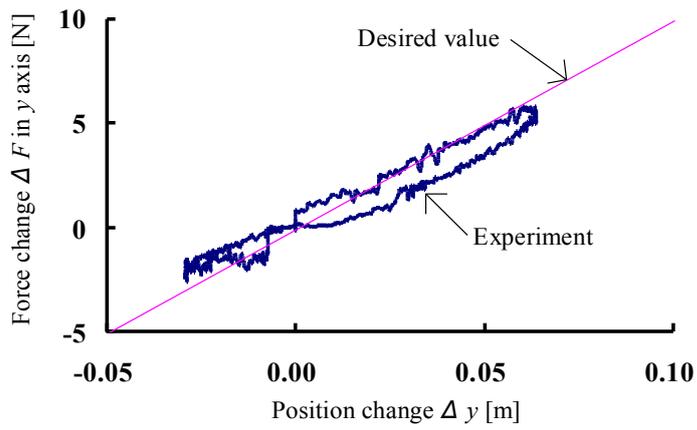
とし, インピーダンス制御の場合, 次の値を用いた.

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_p^f &= [10.0 \quad 10.0 \quad 10.0]^T && [-] : \text{フィンガロボットの比例ゲイン} \\ \mathbf{K}_I^f &= [0.0 \quad 0.0 \quad 0.0]^T && [1/\text{s}] : \text{フィンガロボットの積分ゲイン} \\ \mathbf{K}_D^f &= [0.0 \quad 0.0 \quad 0.0]^T && [\text{s}] : \text{フィンガロボットの微分ゲイン} \end{aligned}$$

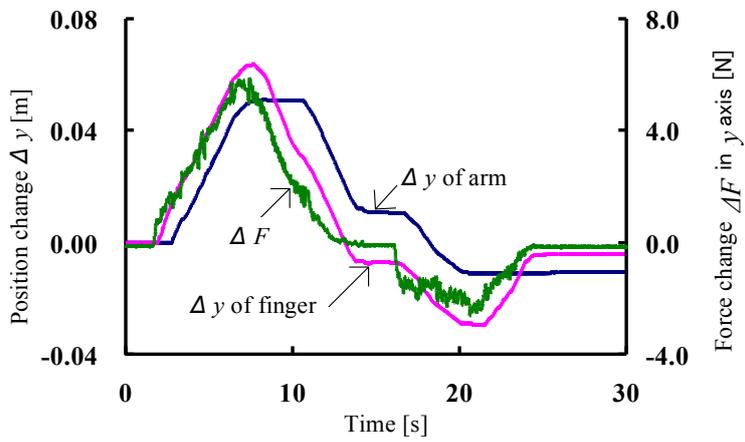
Fig. 7.2 (a)および Fig. 7.3 (a)を見ると, アドミッタンス制御の方が設定した剛性に近い実験結果を示していることが分かる. これは, Fig. 7.2 (b)および Fig. 7.3 (b)を見ても分かるように, アドミッタンス制御の方が印加した外力に対してフィンガが運動を行うことを示す $F = Ky$ の線形関係を保って運動しているためであると考えられる. 実際にロボットに外力を印加したときも, アドミッタンス制御の方が安定して外力を印加できた.

次に, アドミッタンス制御, インピーダンス制御それぞれの位置と可操作度の関係についての実験結果である Fig. 7.2 (c)および Fig. 7.3 (c)を見る. Fig. 7.3 (a)に示したようにインピーダンス制御では設定した剛性をあまり実現できていなかったが, 可操作度の補償効果について見ると, アドミッタンス制御とほぼ変わらない結果を示していることが分かる.

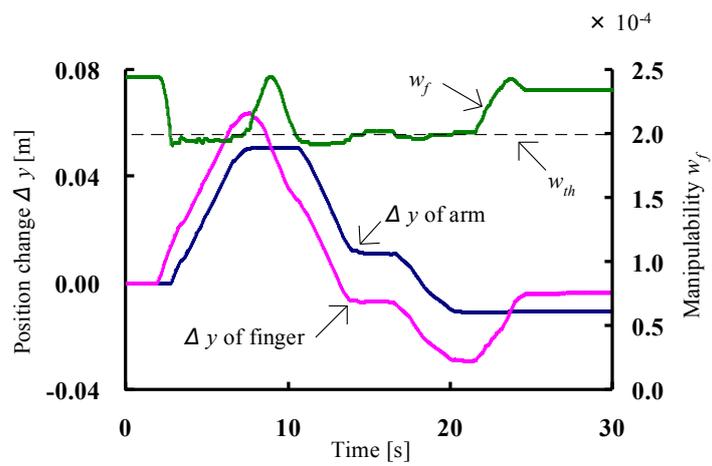
よって, アドミッタンス制御とインピーダンス制御において, 設定した剛性の実現については差が見られたが, 可操作度の補償という点についてはほとんど差が見られないことが分かった. これは可操作度の補償はフィンガロボット部分の制御よりもアームロボット部分の影響が大きく, アドミッタンス制御, インピーダンス制御ともにアームロボット部分の制御は頂点探索法により計算を行っているためであると考えられる.



(a) Stiffness of virtual dynamics

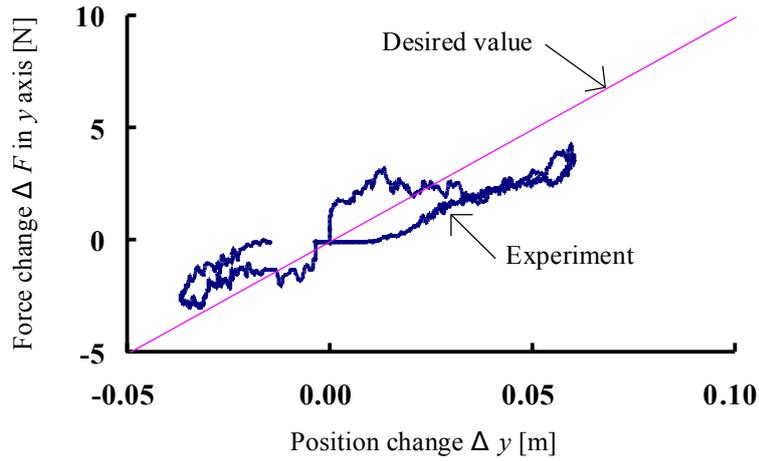


(b) Relation of force and finger, arm position

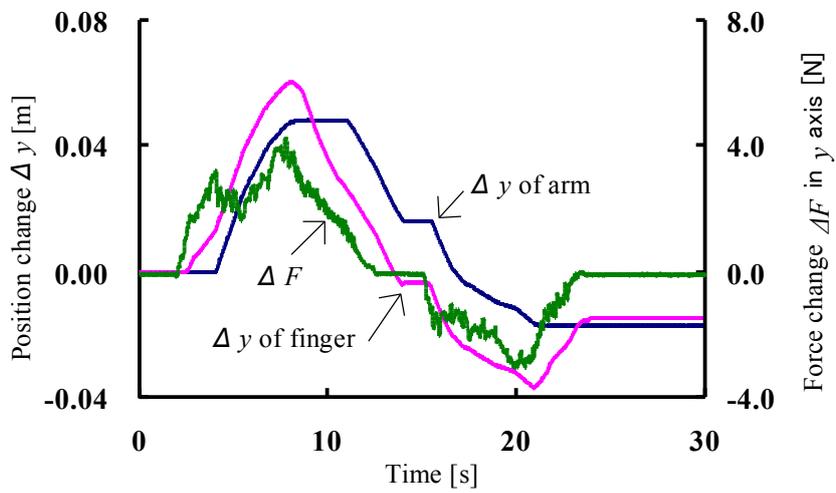


(c) Relation of manipulability and finger, arm position

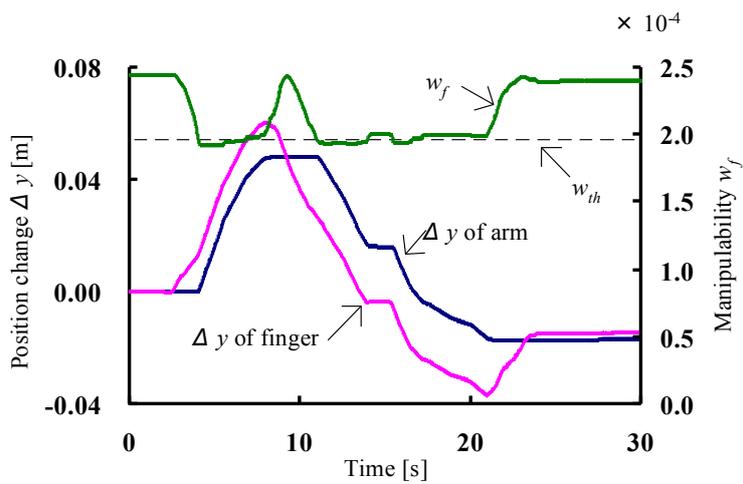
Fig. 7.2 Results of admittance control ($K = 100$ [N/m])



(a) Stiffness of virtual dynamics



(b) Relation of force and finger, arm position



(c) Relation of manipulability and finger, arm position

Fig. 7.3 Results of impedance control ($K = 100$ [N/m])

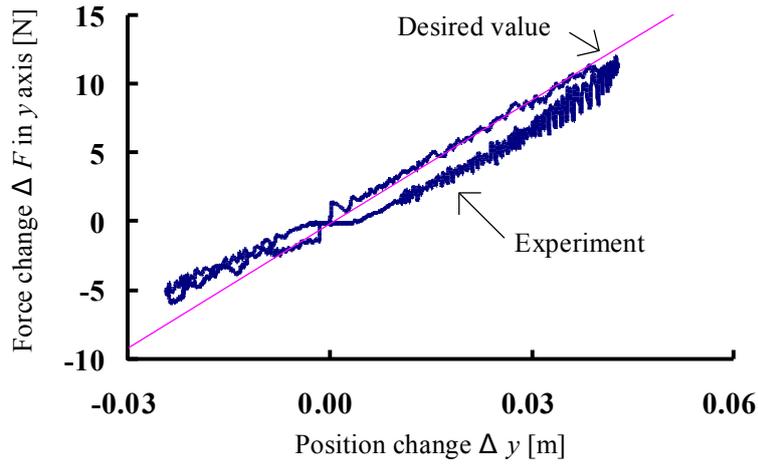
7.3.2 弾性係数 $K = 300$ [N/m]における実験

次に、 $K = 300$ [N/m]のときのアドミッタンス制御、インピーダンス制御の実験結果をそれぞれ Fig. 7.4, Fig. 7.5 として示す。なお、フィンガロボットの PID ゲインは、アドミッタンス制御の P ゲインのみ次のように変更した。

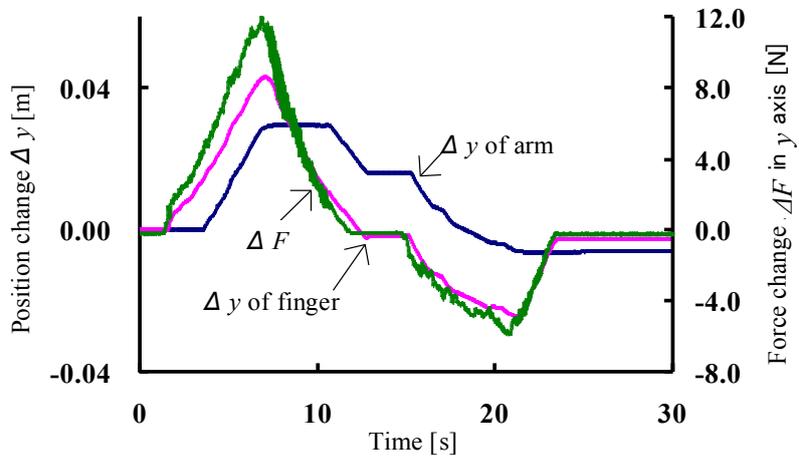
$$\mathbf{K}_p^f = [5.0 \ 5.0 \ 5.0]^T \quad [\text{N}\cdot\text{m}/\text{rad}] : \text{フィンガロボットの比例ゲイン}$$

Fig. 7.4 (a)と Fig. 7.5 (a)を見ると、Fig. 7.2 (a)と Fig. 7.3 (a)を比較したときほどではないが、やはりアドミッタンス制御の方が設定した剛性に近い実験結果を示していることが分かる。また、Fig. 7.4 (b)および Fig. 7.5 (b)を見ても、アドミッタンス制御の方が滑らかに外力が変化している。

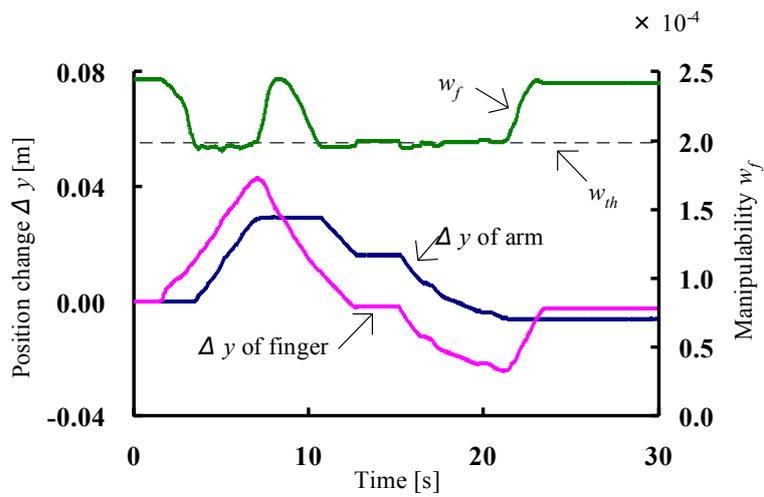
次に、アドミッタンス制御、インピーダンス制御それぞれの位置と可操作度の関係についての実験結果である Fig. 7.4 (c)および Fig. 7.5 (c)を見ると、インピーダンス制御の方が若干閾値を下回っているものの、やはり $K = 100$ [N/m]のときと同様に、両制御手法ともほぼ同様の結果を示していることが分かる。



(a) Stiffness of virtual dynamics

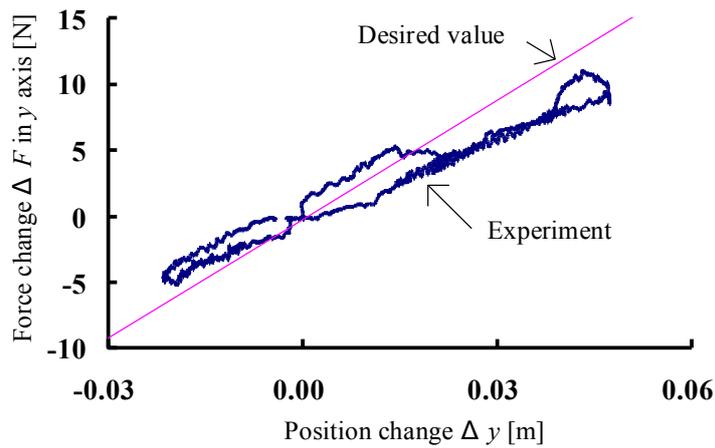


(b) Relation of force and finger, arm position

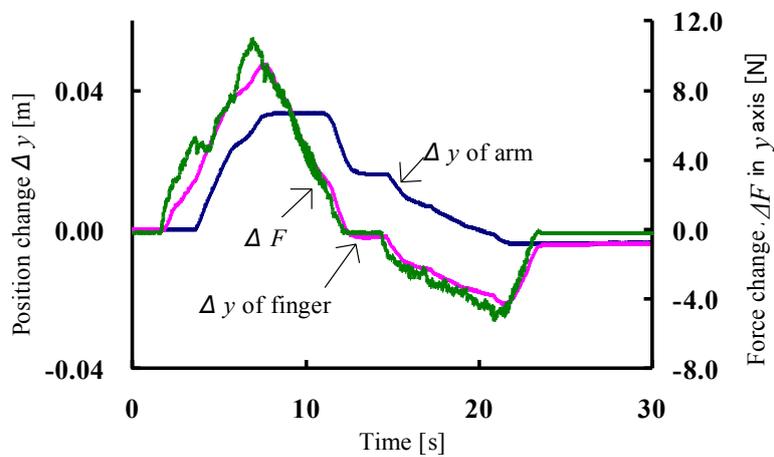


(c) Relation of manipulability and finger, arm position

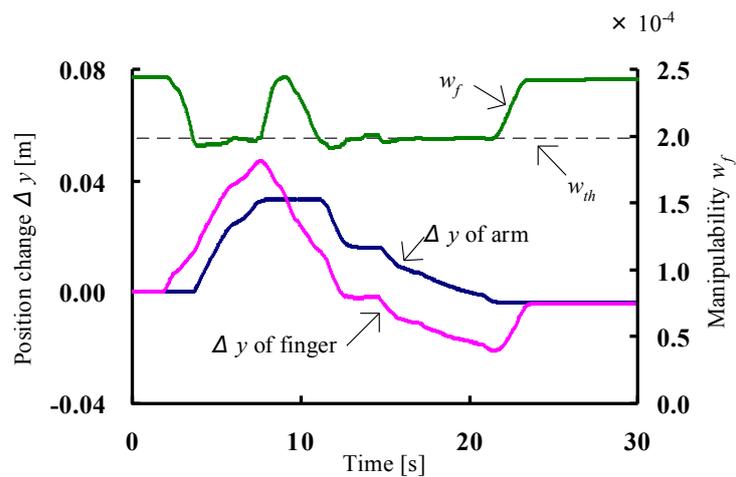
Fig. 7.4 Results of admittance control ($K = 300$ [N/m])



(a) Stiffness of virtual dynamics



(b) Relation of force and finger, arm position



(c) Relation of manipulability and finger, arm position

Fig. 7.5 Results of impedance control ($K = 300$ [N/m])

7.3.3 弾性係数 $K = 500$ [N/m]における実験

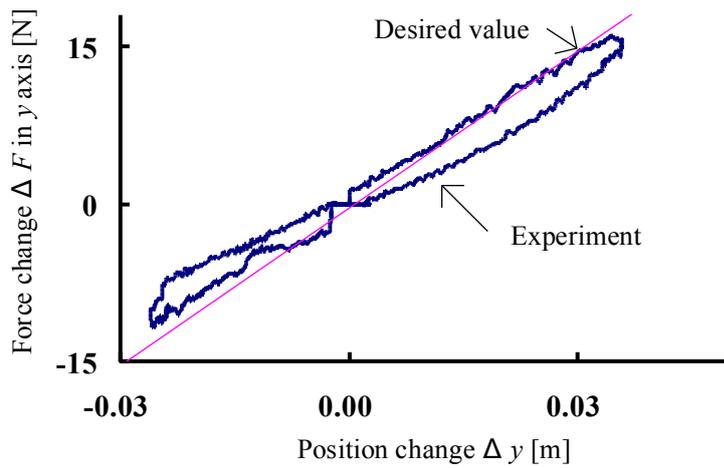
最後に、 $K = 500$ [N/m]のときのアドミッタンス制御、インピーダンス制御の実験結果をそれぞれ Fig. 7.6, Fig. 7.7 として示す。なお、フィンガロボットの PID ゲインは、インピーダンス制御の P ゲインのみ次のように変更した。

$$\mathbf{K}_p^f = [8.0 \quad 8.0 \quad 8.0]^T \quad [-] : \text{フィンガロボットの比例ゲイン}$$

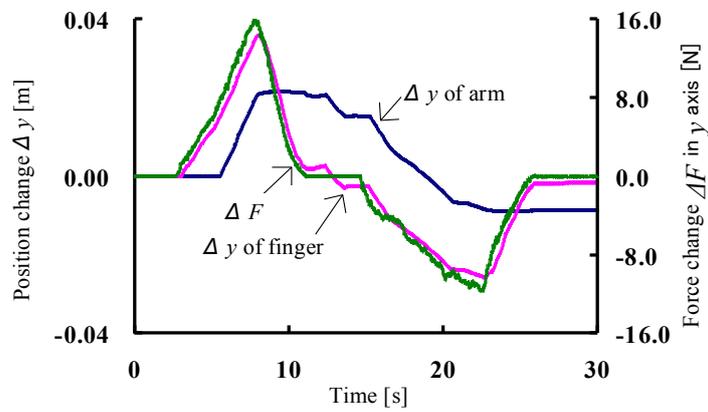
Fig. 7.6 (a)および Fig. 7.7 (a)を見ると、 $K = 100, 300$ [N/m]のときと同様に、アドミッタンス制御の方が設定した剛性に近い実験結果を示していることが分かる。Fig. 7.6 (b)および Fig. 7.7 (b)を見ても、アドミッタンス制御の方が ΔF と Δy of finger の軌跡がほぼ一致しており、加えた外力に対応してフィンガが運動していることがよく分かる。

次に、アドミッタンス制御、インピーダンス制御それぞれの位置と可操作度の関係についての実験結果である Fig. 7.6 (c)および Fig. 7.7 (c)を見ると、インピーダンス制御の方が若干閾値を下回っているものの、やはり両制御手法ともほぼ同様の結果を示していることが分かる。

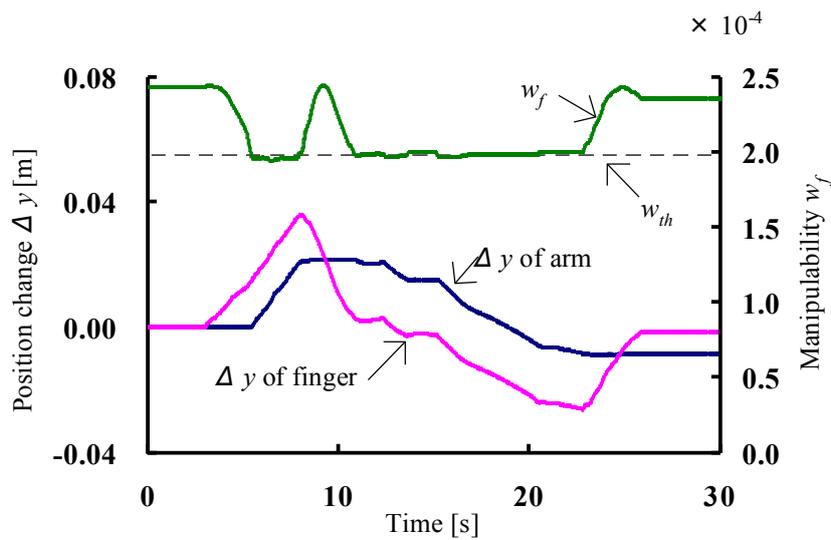
以上の結果から、この $K = 100 \sim 500$ [N/m]の範囲においては、インピーダンス制御よりもアドミッタンス制御の方が設定した剛性が実現しやすく、制御性能が良好であることが分かった。



(a) Stiffness of virtual dynamics

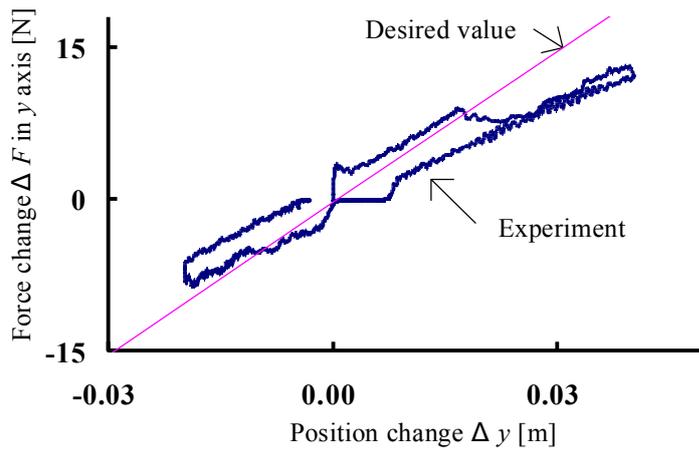


(b) Relation of force and finger, arm position

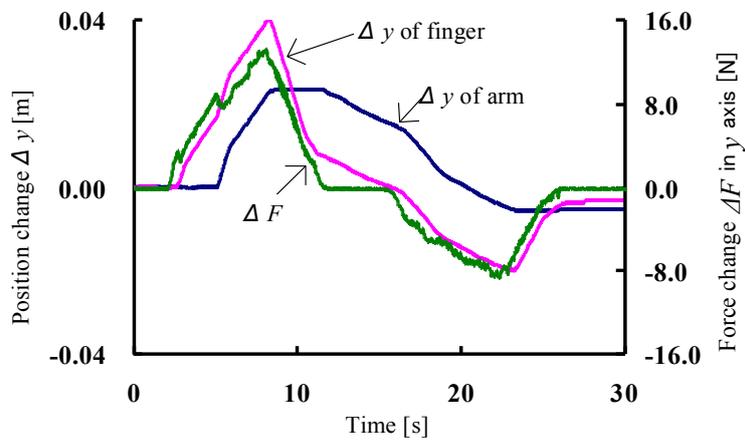


(c) Relation of manipulability and finger, arm position

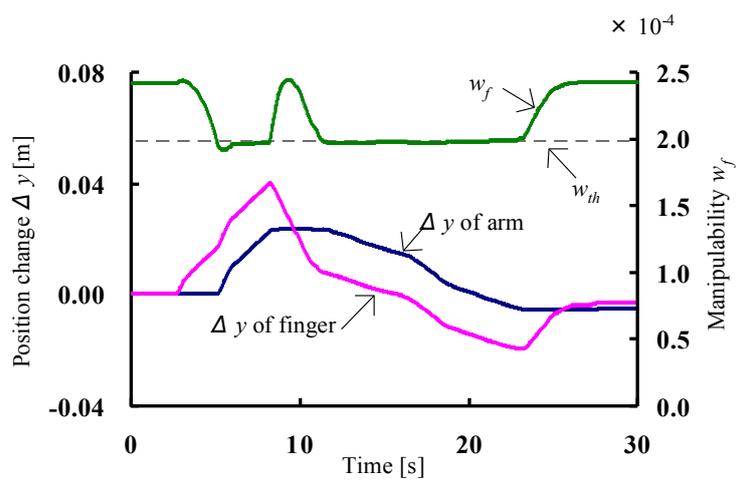
Fig. 7.6 Results of admittance control ($K = 500$ [N/m])



(a) Stiffness of virtual dynamics



(b) Relation of force and finger, arm position



(c) Relation of manipulability and finger, arm position

Fig. 7.7 Results of impedance control ($K = 500$ [N/m])

7.4 粘性特性についての比較実験

7.4.1 粘性係数 $D = 100$ [N·s/m]における実験

まず、 $D = 100$ [N·s/m]のときの、アームロボットと協調制御させずにフィンガロボットの単独運動としたときのアドミッタンス制御、インピーダンス制御それぞれの速度と力の関係の実験結果を Fig. 7.8, Fig. 7.9 として示す。

なお、フィンガロボットのPIDゲインは、アドミッタンス制御の場合、

$$\mathbf{K}_p^f = [5.0 \ 5.0 \ 5.0]^T$$

[N·m/rad] : フィンガロボットの比例ゲイン

$$\mathbf{K}_i^f = [0.0 \ 0.0 \ 0.0]^T$$

[N·m/(rad·s)] : フィンガロボットの積分ゲイン

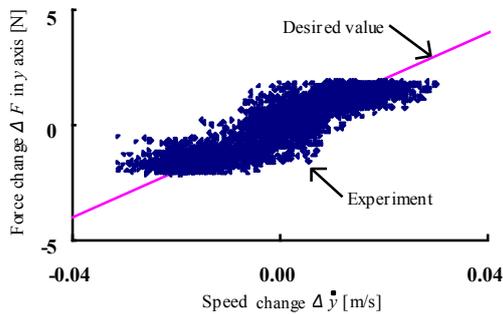
$$\mathbf{K}_d^f = [0.0 \ 0.0 \ 0.0]^T$$

[N·m·s/rad] : フィンガロボットの微分ゲイン

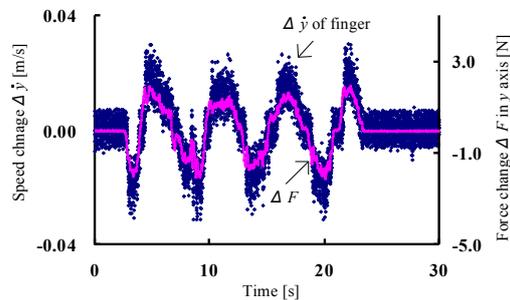
とし、インピーダンス制御の場合、

$$\mathbf{K}_p^f = [3.0 \ 3.0 \ 3.0]^T$$

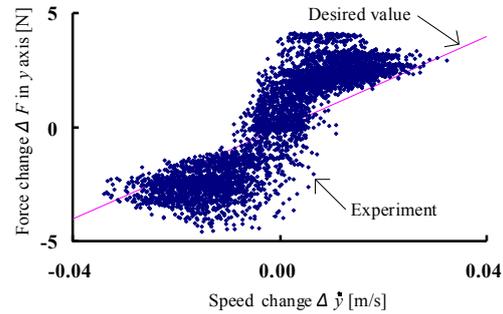
[-] : フィンガロボットの比例ゲイン



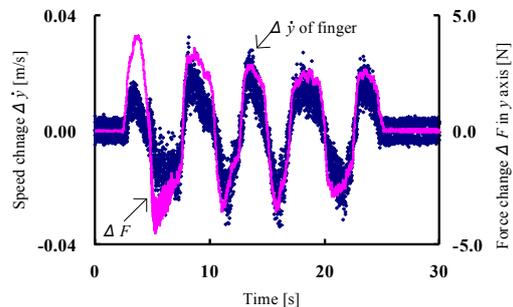
(a) Damping of virtual dynamics



(b) Relation of force and finger speed
Fig. 7.8 Results of admittance control
(only finger robot, $D = 100$ [N·s/m])



(a) Damping of virtual dynamics



(b) Relation of force and finger speed
Fig. 7.9 Results of impedance control
(only finger robot, $D = 100$ [N·s/m])

$$\mathbf{K}_I^f = [0.0 \ 0.0 \ 0.0]^T$$

[1/s] : フィンガロボットの積分ゲイン

$$\mathbf{K}_D^f = [0.0 \ 0.0 \ 0.0]^T$$

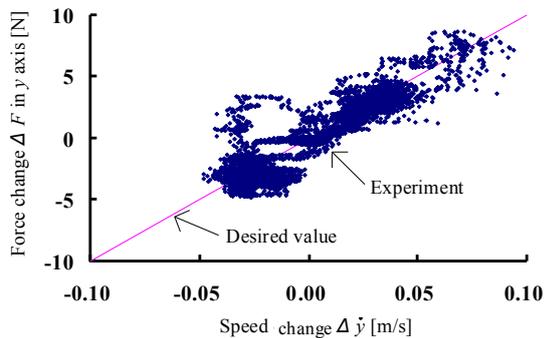
[s] : フィンガロボットの微分ゲイン

とした。

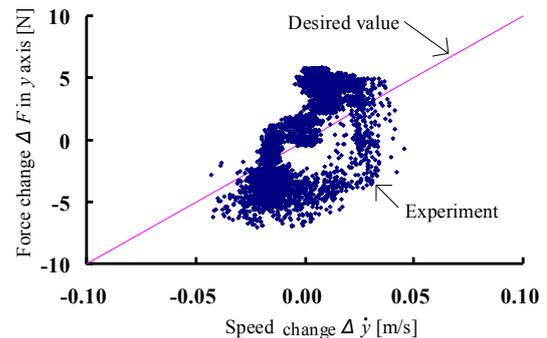
Fig. 7.8 (a)と Fig. 7.9 (a)を比較すると、多少の差はあるが、両方ともほぼ設定した粘性係数に近い値を示していることが分かる。

これに対して、アームロボットとの協調制御を行った場合の実験結果を Fig. 7.10, Fig. 7.11 としてそれぞれ示す。

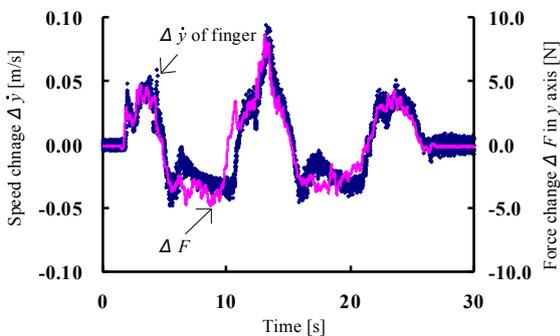
Fig. 7.10 (a), Fig. 7.11 (a)を比較すると、アームロボットと協調運動をした場合、インピーダンス制御では設定した粘性係数を実現できていないことが分かる。これは、Fig. 7.8 (b), Fig. 7.9 (b)を見ると、フィンガロボット単独運動のときはアドミッタンス制御、インピーダンス制御ともに与えた外力に対応したフィンガロボットの速度が出ており、 $F = Dv_y$ の関係が成り立っているが、Fig. 7.10 (b), Fig. 7.11 (b)を比較すると、アームロボットとの協調運動のときはインピーダンス制御では与えた外力に対応した速度が出ていないためであると考えられる。



(a) Damping of virtual dynamics

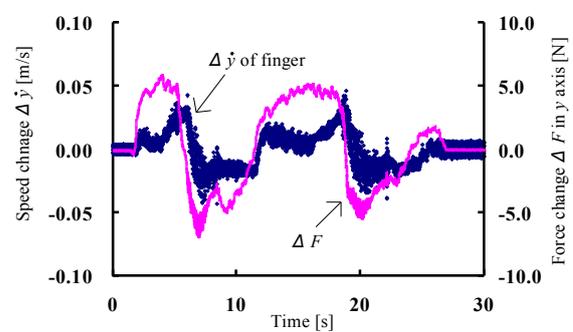


(a) Damping of virtual dynamics



(b) Relation of force and finger speed

Fig. 7.10 Results of admittance control
($D = 100 \text{ [N} \cdot \text{s/m)}$)



(b) Relation of force and finger speed

Fig. 7.11 Results of impedance control
($D = 100 \text{ [N} \cdot \text{s/m)}$)

7.4.2 粘性係数 $D = 300$ [N·s/m]における実験

次に、 $D = 100$ [N·s/m]のときと同様の実験を $D = 300$ [N·s/m]と変更して行った結果を、Fig. 7.12 ~ Fig. 7.15 として以下に示す。

なお、フィンガロボットのPIDゲインは、アドミッタンス制御は、

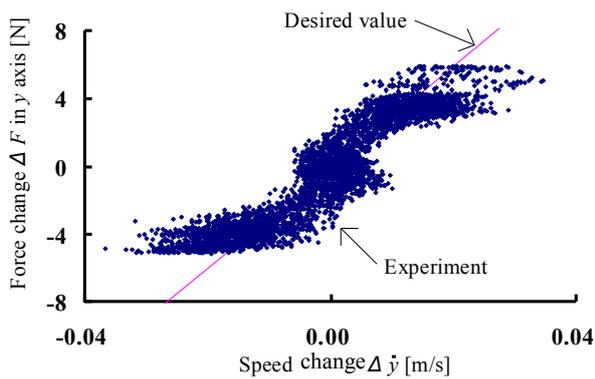
$$\mathbf{K}_p^f = [3.0 \ 3.0 \ 3.0]^T \quad [\text{N} \cdot \text{m} / \text{rad}] : \text{フィンガロボットの比例ゲイン}$$

と変更し、インピーダンス制御は、

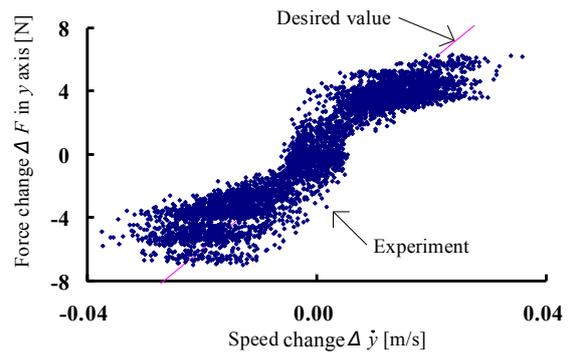
$$\mathbf{K}_p^f = [1.0 \ 1.0 \ 1.0]^T \quad [-] : \text{フィンガロボットの比例ゲイン}$$

と変更した。

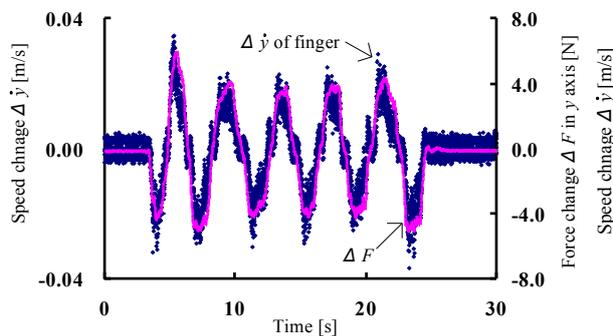
まず、Fig. 7.12 (a)と Fig. 7.13 (a)を比較すると、先ほどの $D = 100$ [N·s/m]のときと



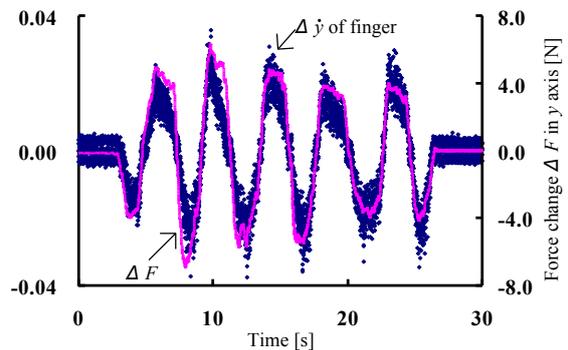
(a) Damping of virtual dynamics



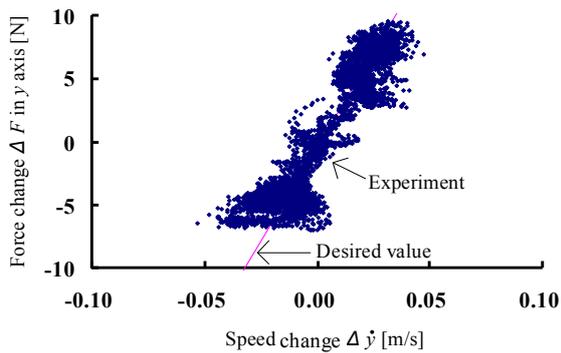
(a) Damping of virtual dynamics



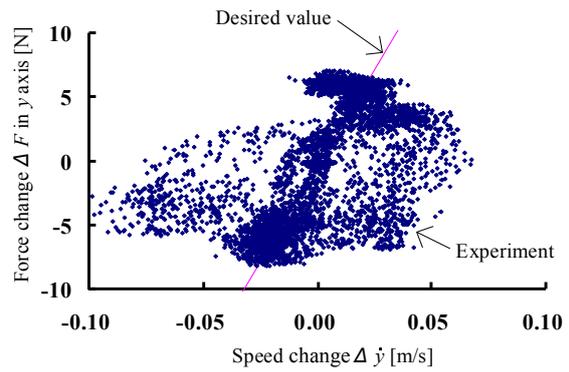
(b) Relation of force and finger speed
Fig. 7.12 Results of admittance control
(only finger robot, $D = 300$ [N·s/m])



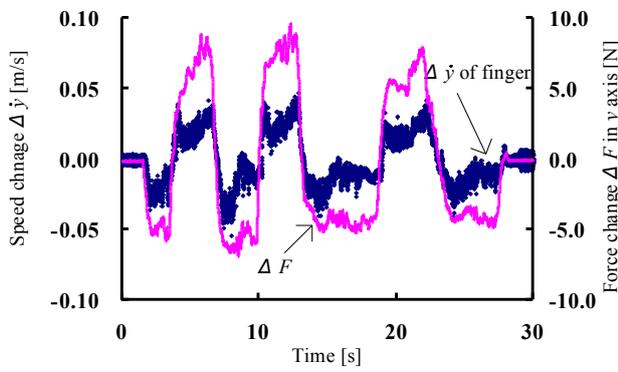
(b) Relation of force and finger speed
Fig. 7.13 Results of impedance control
(only finger robot, $D = 300$ [N·s/m])



(a) Damping of virtual dynamics

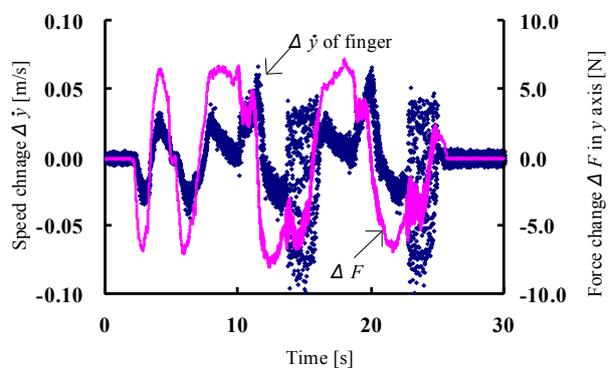


(a) Damping of virtual dynamics



(b) Relation of force and finger speed

Fig. 7.14 Results of admittance control
($D = 300 \text{ [N} \cdot \text{s/m)}$)



(b) Relation of force and finger speed

Fig. 7.15 Results of impedance control
($D = 300 \text{ [N} \cdot \text{s/m)}$)

同様に、フィンガロボット単独運動では、アドミッタンス制御、インピーダンス制御ともに設定した粘性係数が得られていることが分かる。Fig. 7.12 (b)と Fig. 7.13 (b)を比較しても、両方とも外力に対応した速度が出ており、明確な差は見られない。

しかし、Fig. 7.14 (a)と Fig. 7.15 (a)を比較すると、アームロボットとの協調運動の場合は、やはり $D = 100 \text{ [N} \cdot \text{s/m)}$ のときと同様にインピーダンス制御では設定した粘性係数が得られていない。Fig. 7.15 (b)を見ても、Fig. 7.14 (b)とほぼ同様に外力を与えているにもかかわらず、速度が大きく振動していることが分かる。

7.4.3 粘性係数 $D = 500[\text{N}\cdot\text{s}/\text{m}]$ における実験

最後に、 $D = 100, 300 [\text{N}\cdot\text{s}/\text{m}]$ のときと同様の実験を、粘性係数 $D = 500 [\text{N}\cdot\text{s}/\text{m}]$ と変更して行った結果を、Fig. 7.16～ Fig. 7.19 として以下に示す。

なお、フィンガロボットのPIDゲインは、アドミッタンス制御は、

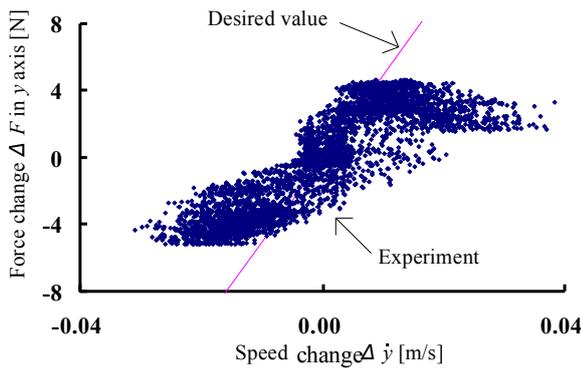
$$\mathbf{K}_p^f = [2.0 \ 2.0 \ 2.0]^T \quad [\text{N}\cdot\text{m}/\text{rad}] : \text{フィンガロボットの比例ゲイン}$$

とし変更し、インピーダンス制御は、

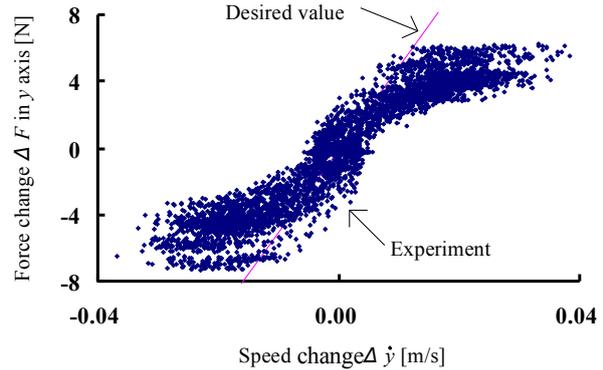
$$\mathbf{K}_p^f = [0.5 \ 0.5 \ 0.5]^T \quad [-] : \text{フィンガロボットの比例ゲイン}$$

と変更した。

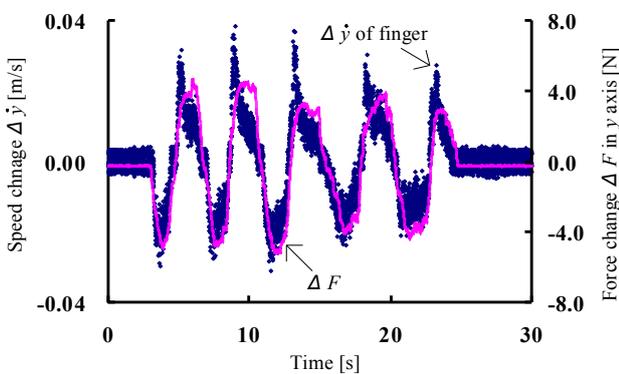
まず、Fig. 7.16 (a)と Fig. 7.17 (a)を比較すると、粘性係数を大きくしても、先ほどの $D = 100 [\text{N}\cdot\text{s}/\text{m}]$ および $D = 300 [\text{N}\cdot\text{s}/\text{m}]$ の場合と同様に、フィンガロボット単独



(a) Damping of virtual dynamics

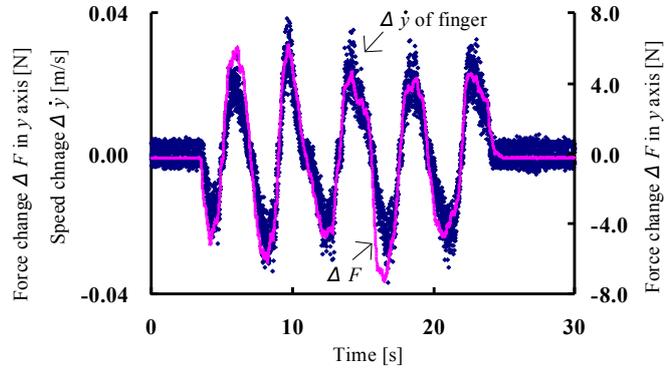


(a) Damping of virtual dynamics



(b) Relation of force and finger speed

Fig. 7.16 Results of admittance control
(only finger robot, $D = 500 [\text{N}\cdot\text{s}/\text{m}]$)

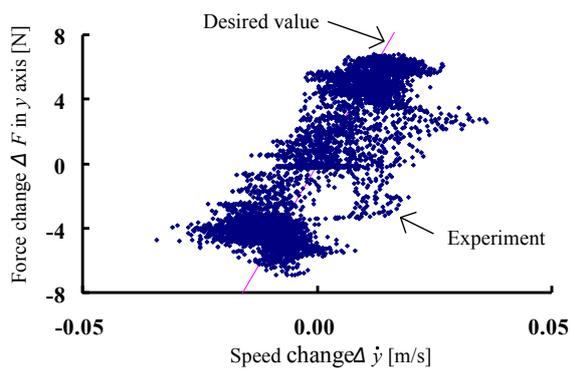


(b) Relation of force and finger speed

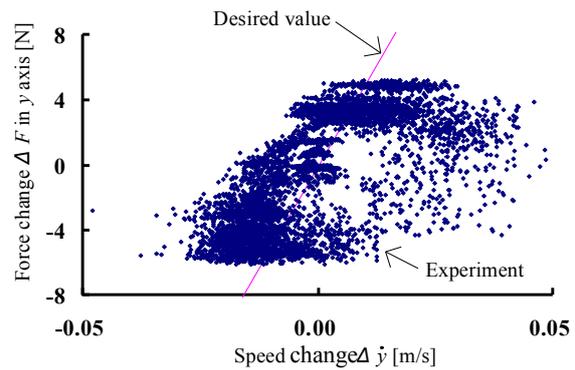
Fig. 7.17 Results of impedance control
(only finger robot, $D = 500 [\text{N}\cdot\text{s}/\text{m}]$)

運動では、アドミッタンス制御、インピーダンス制御ともに設定した粘性係数が得られていることが分かる。Fig. 7.16 (b)と Fig. 7.17 (b)を比較しても、両方とも外力に対応した速度が出ており、明確な差は見られない。

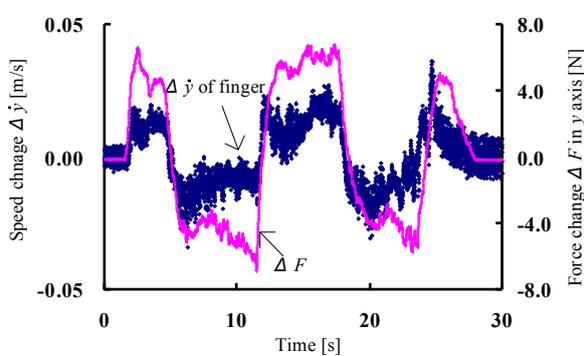
しかし、Fig. 7.18 (a)と Fig. 7.19 (a)を比較すると、先ほどと同様にインピーダンス制御では設定した粘性係数が得られていない。Fig. 7.18 (b)と Fig. 7.19 (b)を比較しても、インピーダンス制御の方が、速度のグラフの振幅が大きく、外力に対応した速度が出ていないことが分かる。



(a) Damping of virtual dynamics

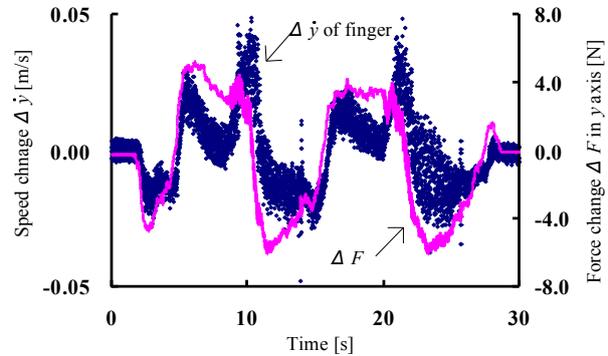


(a) Damping of virtual dynamics



(b) Relation of force and finger speed

Fig. 7.18 Results of admittance control
($D = 500 \text{ [N} \cdot \text{s/m]}$)



(b) Relation of force and finger speed

Fig. 7.19 Results of impedance control
($D = 500 \text{ [N} \cdot \text{s/m]}$)

7.5 考察

アドミッタンス制御とインピーダンス制御の比較実験について考察を行う。まず、設定した仮想ダイナミクスの実現性という観点から、各弾性係数における設定した剛性の実現性について考えていくと、Fig. 7.2～Fig. 7.7を見ると分かるように、アドミッタンス制御の方がインピーダンス制御よりも設定した弾性係数に若干近い結果を示しているものの、両者の差はあまり見受けられない。

次に、よりダイナミクス効果の大きい粘性係数の実験結果について考察を行う。一般的に、弾性より粘性の方がダイナミクスの影響が大きくなるため、設定した弾性係数の実現性よりも設定した粘性係数の実現性の方が難しくなる。Fig. 7.10, Fig. 7.11, Fig. 7.14, Fig. 7.15, Fig. 7.18, Fig. 7.19 に示した実験結果を見ると分かるように、粘性係数の値にかかわらず、アドミッタンス制御の方がインピーダンス制御よりも設定した粘性に近い値を示していることが分かる。また、Fig. 7.8, Fig. 7.9, Fig. 7.12, Fig. 7.13, Fig. 7.16, Fig. 7.17 のアームを動かさずフィンガのみを動かし、同様のパラメータで実験を行った結果が、アドミッタンス制御とインピーダンス制御でほぼ同様の結果を示していることから、アドミッタンス制御とインピーダンス制御の設定した粘性係数の実現性に差が生じる原因がアームとの協調運動にあることを確認できた。このような実験結果の差の原因は、フィンガとアームの協調運動を実現する際、アドミッタンス制御系の構成はフィンガ部およびアーム部の両者が位置指令ベースで相性が良いのに対し、インピーダンス制御系の構成はフィンガ部がトルク指令でアーム部が速度指令という指令方式の違いに起因していると考えられる。

以上で述べたように、本章ではアドミッタンス制御とインピーダンス制御の比較実験を行ったが、フィンガ単独運動では両制御手法に差はないものの、協調制御アルゴリズムを用いた場合はアドミッタンス制御の方が優れていることが分かった。そこで、フィンガとアームの協調運動により両制御手法に差が生じた原因について、Fig. 5.7 と Fig. 5.8 のブロック線図を用いて考える。アドミッタンス制御の場合はダイナミクスの出力が位置 $\Delta^b \mathbf{p}_{f(i)}(k)$ であるため、ダイナミクスの計算後にアームの現在位置・姿勢 ${}^b \mathbf{p}_i(k)$ を考慮する。それに対してインピーダンス制御の場合はダイナミクスの出力が力 $\Delta^b \mathbf{F}_{D(i)}(k)$ であるため、ダイナミクスの計算前にアームの現在位置・姿勢 ${}^b \mathbf{p}_i(k)$ を考慮する。そのため、アームの現在位置・姿勢 ${}^b \mathbf{p}_i(k)$ と 1 サンプル前のアームの位置・姿勢 ${}^b \mathbf{p}_i(k-1)$ の差が大きいとき、インピーダンス制御を用いるとその差を含んだままダイナミクスを計算するので、その分だけ差が大きくなる。これは、インピーダンス制御を適用すると、フィンガロボットへの入力が入力になるためトルク指令で制御を行うことに対し、アームロボットは速度指令方式しか持たず、異なるシステム構成となってしまうことも原因である。つまり、アームとフィンガとも

に位置ベースとなる位置制御方式，速度制御方式を用いるアドミタンス制御の方が，同じシステム構成となるため協調制御に適していると考えられる．

よって，次章以降で，本システムでの協調制御において，より優れた手法であると考えられるアドミタンス制御を適用し，可操作度を制御する2種類の手法である頂点探索法（TSM）と局所最適化法（LOM）の比較実験を行い，議論していくこととする．

7.6 要約

本章では, 仮想ダイナミクスの制御系構成法の比較を行った. 異なる二つの構成法であるアドミッタンス制御とインピーダンス制御のそれぞれを用いて実現される弾性特性, 粘性特性について実験により確認した.

第8章

可操作度補償方式の比較

8.1	はじめに	120
8.2	実験条件	121
8.3	剛性の実現性と可操作度補償効果についての実験	123
8.3.1	単一フィンガにおける静的外力印加実験	123
8.3.2	単一フィンガにおける動的外力印加実験	124
8.3.3	複数フィンガにおける静的外力印加実験	125
8.4	粘性の実現性と可操作度補償効果についての実験	128
8.4.1	単一フィンガにおける静的外力印加実験	128
8.4.2	単一フィンガにおける動的外力印加実験	130
8.4.3	複数フィンガにおける静的外力印加実験	132
8.5	考察	136
8.6	要約	138

8.1 はじめに

本章では, フィンガ・アームロボットの協調制御において, 前章にてより優れた手法であると確認されたアドミッタンス制御を適用し, 異なる二つの可操作度補償方式である頂点探索法(TSM)と局所最適化法(LOM)の比較実験を行い, 議論する.

具体的には, アドミッタンス制御を適用した頂点探索法と局所最適化法を用いて人間の手により外力を直接印加する実験を行い, 両手法を比較し, それぞれの制御手法の有効性について確認する.

8.2 実験条件

頂点探索法 (TSM) と局所最適化法 (LOM) の有効性を比較するための実験を行う。実験は、マルチフィンガ・アームロボットに Σ_b でアドミッタンス制御を適用した頂点探索法、局所最適化法それぞれの協調制御アルゴリズムを用い、Fig. 7.1 (a)のようにロボット先端に人間が Σ_b の y 方向に直接外力を印加する仮想拘束空間での実験として行う。頂点探索法、局所最適化法それぞれの協調制御アルゴリズムのブロック線図はそれぞれ Fig. 5.7, Fig. 5.9 に示した通りである。

この実験におけるフィンガ・アームロボットの制御について、アームロボットの PID ゲインは、

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_p^a &= [5.0 \ 5.0 \ 5.0 \ 5.0 \ 2.0 \ 2.0 \ 2.0]^T & [1/s] : \text{アームロボットの比例ゲイン} \\ \mathbf{K}_I^a &= [0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5]^T & [1/s^2] : \text{アームロボットの積分ゲイン} \\ \mathbf{K}_D^a &= [0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1]^T & [-] : \text{アームロボットの微分ゲイン} \end{aligned}$$

とした。

フィンガロボットの PID ゲインは、頂点探索法のと看、

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_p^f &= [15.0 \ 15.0 \ 15.0]^T & [N \cdot m/rad] : \text{フィンガロボットの比例ゲイン} \\ \mathbf{K}_I^f &= [0.0 \ 0.0 \ 0.0]^T & [N \cdot m/(rad \cdot s)] : \text{フィンガロボットの積分ゲイン} \\ \mathbf{K}_D^f &= [0.5 \ 0.5 \ 0.5]^T & [N \cdot m \cdot s / rad] : \text{フィンガロボットの微分ゲイン} \end{aligned}$$

とし、局所最適化法のと看、

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_p^f &= [30.0 \ 30.0 \ 30.0]^T & [N \cdot m/rad] : \text{フィンガロボットの比例ゲイン} \\ \mathbf{K}_I^f &= [0.0 \ 0.0 \ 0.0]^T & [N \cdot m/(rad \cdot s)] : \text{フィンガロボットの積分ゲイン} \\ \mathbf{K}_D^f &= [1.0 \ 1.0 \ 1.0]^T & [N \cdot m \cdot s / rad] : \text{フィンガロボットの微分ゲイン} \end{aligned}$$

とした。さらに、頂点探索法ゲインは、

$$K_a = 80000 \quad [-] : \text{頂点探索法ゲイン}$$

とし、最急上昇法ゲインは、

$$\lambda = [10.0 \ 10.0 \ 10.0]^T \quad [(rad)^2/m^3] : \text{最急上昇法ゲイン}$$

とした。

実験はまず、剛性の実現性と可操作度補償効果について調べる実験として、仮想ダイナミクスのパラメータをそれぞれ、慣性係数 $M = 1$ [kg]、粘性係数 $D = 30$ [N·s/m]、弾性係数 $K = 150$ [N/m]と設定し、アームのベース座標系 Σ_b における y 方向に対して外力を印加する。ただし、可操作度閾値 $w_{th} = 2.0 \times 10^{-4}$ とする。この実験について、フィンガ 1 本に静的な外力を印加する実験を 8.3.1 節に、フィンガ 1 本に動的な外力を印加する実験を 8.3.2 節に、また、フィンガ 2 本に静的な外力を印加する実験を 8.3.3 節にて述べる。

次に、粘性の実現性と可操作度補償効果について調べる実験として、仮想ダイナミクスのパラメータをそれぞれ、慣性係数 $M = 1$ [kg]、粘性係数 $D = 100$ [N·s/m]、弾性係数 $K = 0$ [N/m]と設定し、アームのベース座標系 Σ_b における y 方向に対して外力を印加する。ただし、可操作度閾値 $w_{th} = 2.0 \times 10^{-4}$ とする。この実験について、フィンガ 1 本に静的な外力を印加する実験を 8.4.1 節に、フィンガ 1 本に動的な外力を印加する実験を 8.4.2 節に、また、フィンガ 2 本に静的な外力を印加する実験を 8.4.3 節にて述べる。

8.3 剛性の実現性と可操作度補償効果についての実験

8.3.1 単一フィンガにおける静的外力印加実験

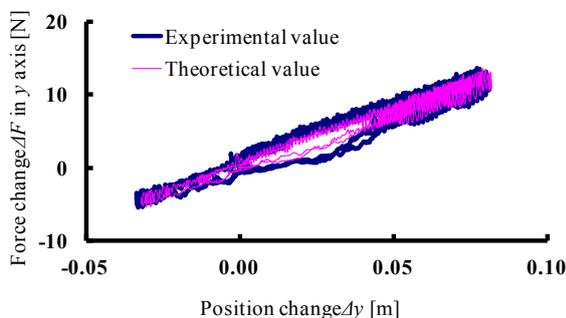
2本あるフィンガのうちの1本のみを考慮し、設定した仮想ダイナミクスをどの程度実現できるか、また可操作度をどれだけ補償できるかという観点から実験を行う。実験において、仮想ダイナミクスのパラメータは、頂点探索法、局所最適化法ともに、慣性係数 $M = 1$ [kg]、粘性係数 $D = 30$ [N·s/m]としたうえで、弾性係数 $K = 150$ [N/m]と設定し、アームのベース座標系 Σ_b における y 方向に対して外力を印加する。ただし、可操作度閾値 $w_{th} = 2.0 \times 10^{-4}$ とする。

まず、静的な外力として約 2.0×10^{-2} [m/s]の速度で外力を印加した実験について述べる。頂点探索法、局所最適化法のそれぞれの位置と力の関係を Fig. 8.1 として、フィンガ変位、アーム変位、フィンガ理論計算値、可操作度の変化を Fig. 8.2 として示す。

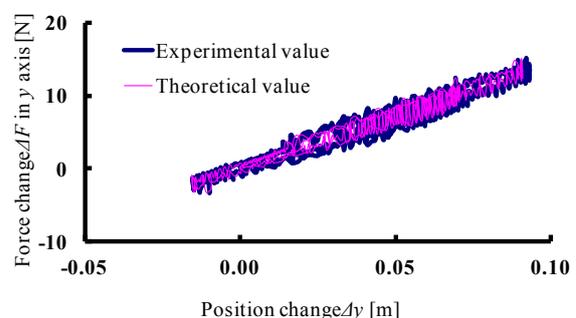
Fig. 8.1 で頂点探索法と局所最適化法の実験結果を見ると、頂点探索法は理論計算値との差が若干あるものの、剛性に関しては両手法とも理論計算値にほぼ近い実験結果を示していることが分かる。

次に、Fig. 8.2 で頂点探索法と局所最適化法を比較すると、頂点探索法を用いた場合、可操作度が閾値よりも下がっており、また 10 [s]付近では理論計算値と実験値に差が見られるのに対して、最急上昇法を用いた場合は可操作度がほぼ閾値以上を保っており、理論計算値と実験値の差もほとんど見られないことが分かる。ただし、頂点探索法も可操作度が閾値を下回ってから緩やかに回復しており、両手法とも可操作度補償効果が働いているといえる。

このように、静的な外力を印加した場合、頂点探索法と局所最適化法の両手法において、剛性の実現性にはほとんど差は見られず、可操作度補償効果も働いている



(a) Using TSM



(b) Using LOM

Fig. 8.1 Results of stiffness control (single finger, static force input)

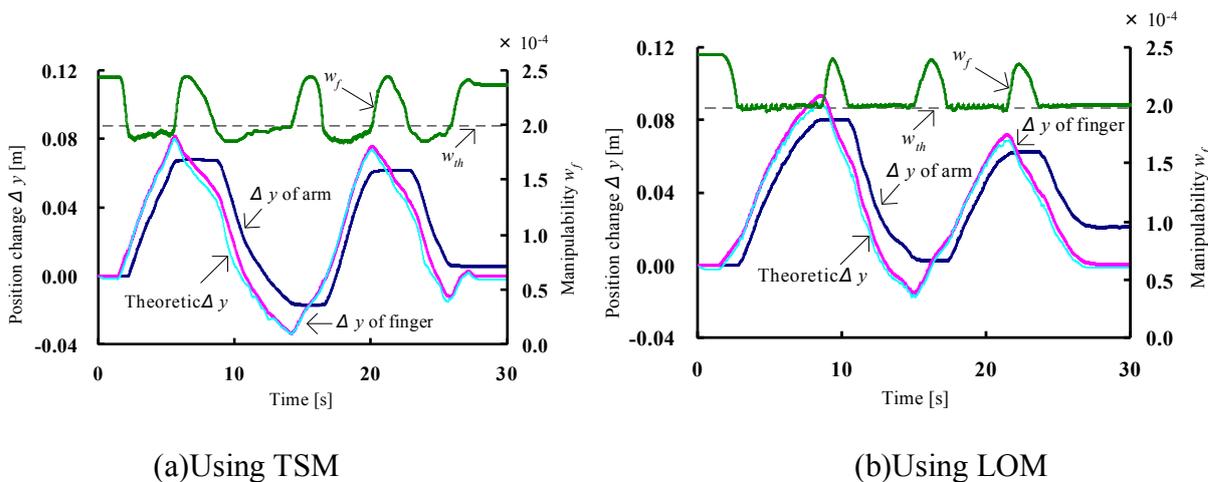


Fig. 8.2 Results of manipulability and finger, arm position
(single finger, static force input)

といえる。

8.3.2 単一フィンガにおける動的外力印加実験

8.3.1 節と同様に、2本あるフィンガのうちの1本のみを考慮し、設定した仮想ダイナミクスをどの程度実現できるか、また可操作度をどれだけ補償できるかという観点から実験を行う。実験において、仮想ダイナミクスのパラメータは 8.3.1 節から変えず、頂点探索法、局所最適化法ともに、慣性係数 $M = 1$ [kg]、粘性係数 $D = 30$ [N·s/m]としたうえで、弾性係数 $K = 150$ [N/m]と設定し、アームのベース座標系 Σ_b における y 方向に対して動的な外力として約 3.0×10^{-2} [m/s]の速度で外力を印加する。ただし、可操作度閾値 $w_{th} = 2.0 \times 10^{-4}$ とする。

Fig. 8.3 は、実験により実現された頂点探索法と局所最適化法それぞれの剛性が理論計算値にどれだけ近いを示すグラフである。Fig. 8.3 を見ると、頂点探索法では半分程度しか目標値に近い結果を示していないことに対して、局所最適化法ではほぼ目標値に近い結果を示している。また、Fig. 8.4 を見ると、頂点探索法では可操作度が閾値を下回ってしまうことがあり、なかなか回復せず、さらにそのときに実験値と目標値の差が大きくなっていることに対して、局所最適化法では可操作度はほぼ閾値以上を保ち、また閾値を下回ってもすぐに回復していることが分かる。なお、グラフの背面が灰色の部分フィンガとアームが協調的に運動している状態である。

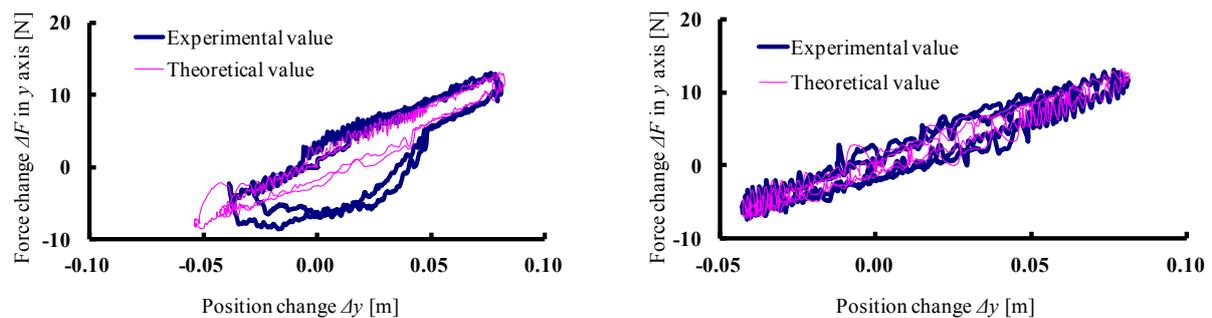
以上の結果より、静的な外力を印加したときと動的な外力を印加したときでは、両手法の差が顕著に見られることが分かった。フィンガ1本に対して動的な外力を印加したときでは、頂点探索法よりも局所最適化法の方が、設定した仮想ダイナミク

スを実現しやすく、また可操作度の補償効果についても優れていることが分かった。

8.3.3 複数フィンガにおける静的外力印加実験

8.3.1 節、8.3.2 節の実験により、頂点探索法と局所最適化法で、印加した外力が静的か動的かで差が生じることが分かった。さらに、より運動速度が大きいと、両手法の差は顕著になることを確認した。そこで本節では、静的な外力を印加することにより、フィンガ1本とフィンガ複数本において、提案手法で差が生じるかを確認することとする。

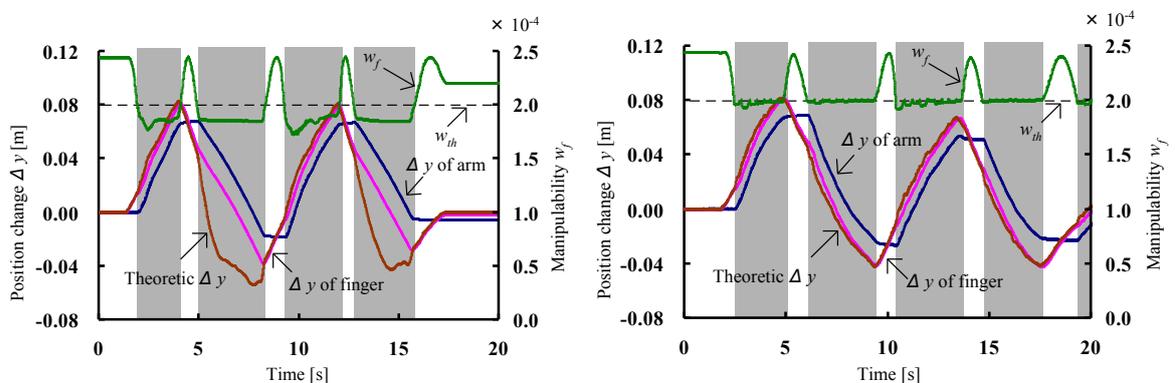
本節では、2本のフィンガそれぞれの先端に静的な外力を印加し、設定した仮想ダイナミクスをどの程度実現できるか、また可操作度をどの程度補償できるかという観点から実験を行う。実験において、アドミッタンスパラメータは、頂点探索法、



(a)Using TSM

(b)Using LOM

Fig. 8.3 Results of stiffness control (single finger, dynamic force input)



(a)Using TSM

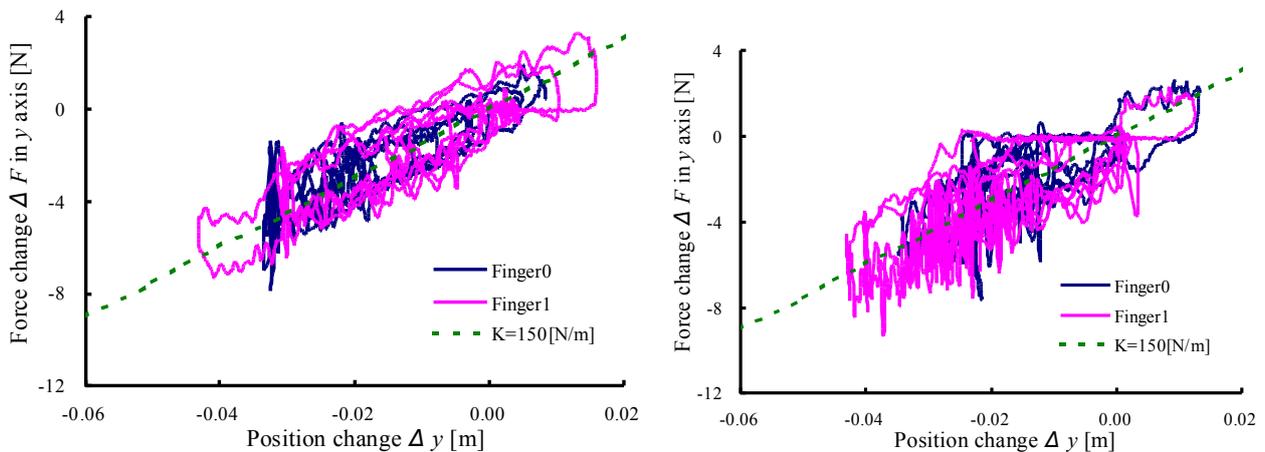
(b)Using LOM

Fig. 8.4 Results of manipulability and finger, arm position (single finger, dynamic force input)

局所最適化法とともに、1本での実験と同様に慣性係数 $M = 1$ [kg]、粘性係数 $D = 30$ [N·s/m]、弾性係数 $K = 150$ [N/m]と設定し、アームのベース座標系 Σ_b における y 方向に対して約 2.0×10^{-2} [m/s]の速度で外力を印加する。ただし、可操作度閾値 $w_{th} = 2.0 \times 10^4$ とする。

Fig. 8.5 は、実験により実現された頂点探索法と局所最適化法それぞれの剛性が、設定した弾性係数 $K = 150$ [N/m]にどれだけ近いかを示すグラフである。Fig. 8.5 を見ると、頂点探索法よりも局所最適化法の方が設定値との差が大きいことが分かる。また、Fig. 8.6 を見ると、頂点探索法では可操作度が閾値を何度も下回っているものの、大きく低下する前に回復していることに対して、局所最適化法では可操作度はほぼ閾値以上を保ち、フィンガの変位が大きいとき部分的に閾値以下になっている程度であることが分かる。

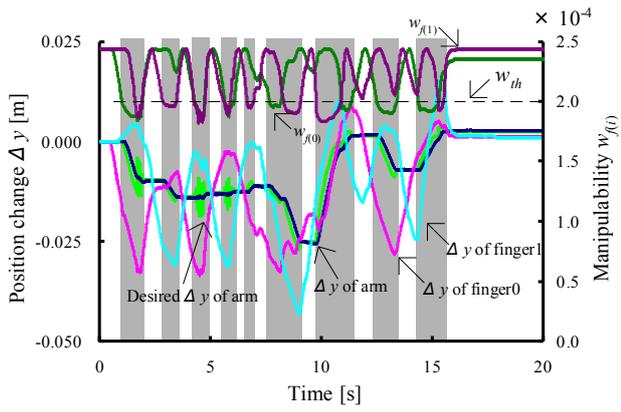
以上の結果より、フィンガ2本に対して静的な外力を印加したときでは、局所最適化法よりも頂点探索法の方が設定した仮想ダイナミクスを実現しやすいものの、可操作度の補償効果については局所最適化法の方が優れていることが分かった。この原因については、8.5節の考察で議論する。



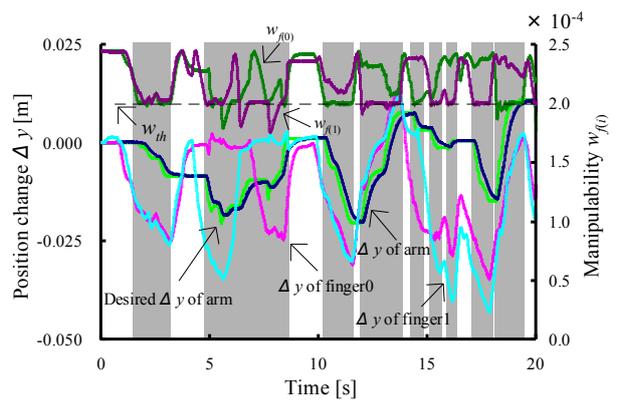
(a) Using TSM

(b) Using LOM

Fig. 8.5 Results of stiffness control (multi finger)



(a) Using TSM



(b) Using LOM

Fig. 8.6 Results of manipulability and multi finger, arm position (multi finger)

8.4 粘性の実現性と可操作度補償についての実験

8.4.1 単一フィンガにおける静的外力印加実験

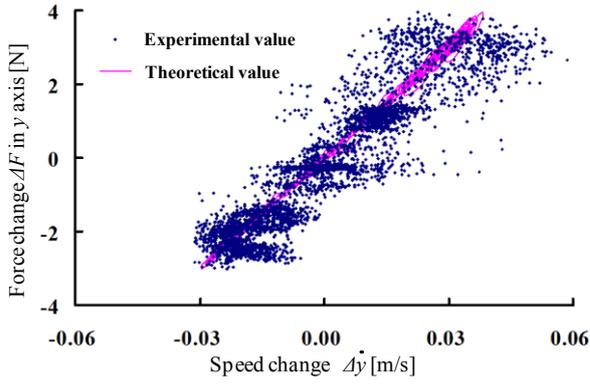
2本あるフィンガのうちの1本のみを考慮し，設定した仮想ダイナミクスをどの程度実現できるか，また可操作度をどの程度補償できるかという観点から実験を行う．実験において，仮想ダイナミクスのパラメータは，頂点探索法，局所最適化法ともに，慣性係数 $M = 1$ [kg]，粘性係数 $D = 100$ [N·s/m]，弾性係数 $K = 0$ [N/m]と設定し，アームのベース座標系 Σ_b における y 方向に対して外力を印加する．ただし，可操作度閾値 $w_{th} = 2.0 \times 10^{-4}$ とする．

まず，静的な外力として約 2.0×10^{-2} [m/s]の速度で外力を印加した実験について述べる．Fig. 8.7 は，実験により実現された頂点探索法と局所最適化法それぞれの粘性が理論計算値にどれだけ近いかを示すグラフである．Fig. 8.7 を比較すると，両手法とも多少バラツキはあるものの，ほぼ理論計算値に近い実験結果を得られていることが分かる．

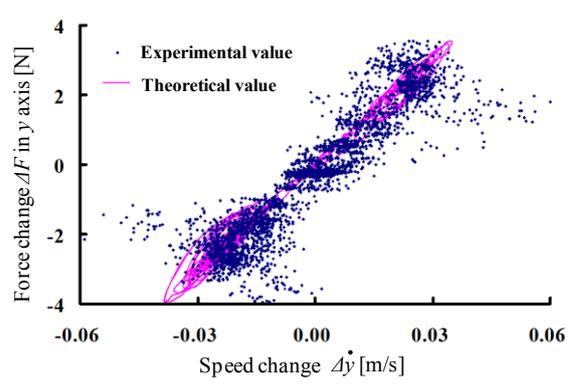
印加した外力の変化とフィンガ先端速度の変化の関係を示す Fig. 8.8 を見ても，やはり両手法とも外力に対応して速度が出ており，良好な制御性能が得られていることが分かる．

次に，フィンガロボットの運動速度と可操作度の関係の比較結果を Fig. 8.9 として示す．Fig. 8.9 を見ると，運動速度が大きくなっているとき，頂点探索法では可操作度が閾値以下に下がってしまっていることが分かるのに対して，局所最適化法では速度が大きくなっても可操作度は閾値以上を保っていることが分かる．これは，剛性について調べる実験で見られた結果と同様の特徴であり，弾性係数を考慮しないアドミッタンス制御においても，頂点探索法でも可操作度の補償効果は働くが，局所最適化法を用いた方がより可操作度の補償には有効であることを示していると考えられる．

次に，動的に外力を印加して同様の実験を行った．

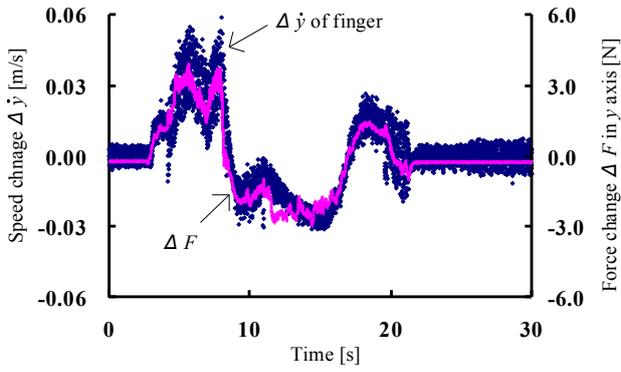


(a) Using TSM

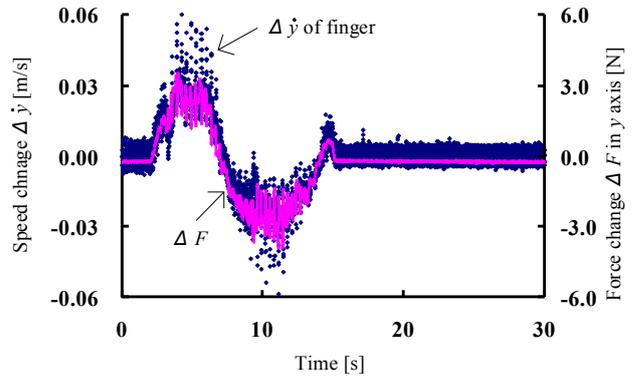


(b) Using LOM

Fig. 8.7 Results of damping control (single finger, static force input)

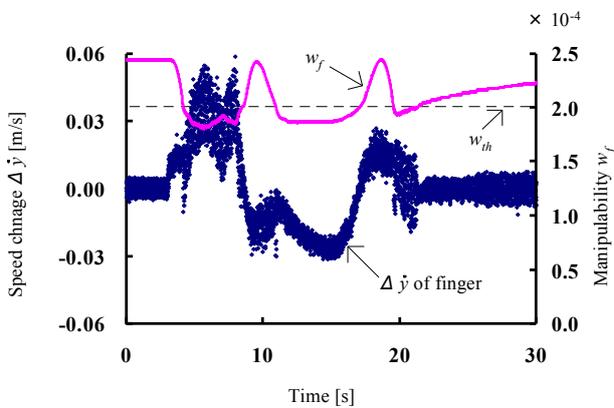


(a) Using TSM

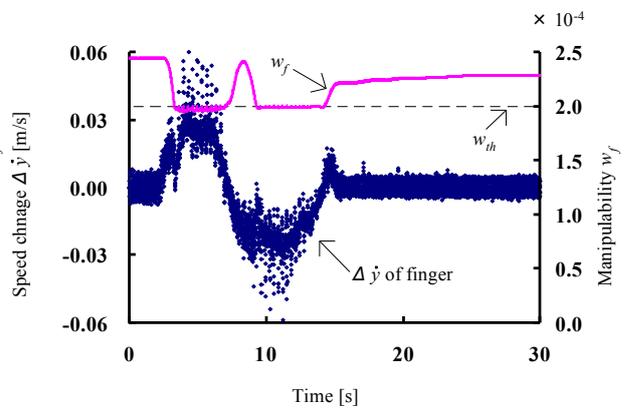


(b) Using LOM

Fig. 8.8 Results of force and finger speed (single finger, static force input)



(a) Using TSM



(b) Using LOM

Fig. 8.9 Results of manipulability and finger speed (single finger, static force input)

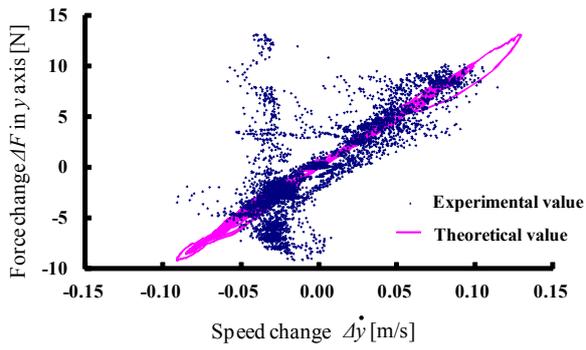
8.4.2 単一フィンガにおける静的外力印加実験

8.4.1 節と同様に、2本あるフィンガのうちの1本のみを考慮し、設定した仮想ダイナミクスをどの程度実現できるか、また可操作度をどの程度補償できるかという観点から実験を行う。実験において、仮想ダイナミクスのパラメータは、頂点探索法、局所最適化法ともに、慣性係数 $M = 1$ [kg]、粘性係数 $D = 100$ N·s/m]、弾性係数 $K = 0$ [N/m]と設定し、アームのベース座標系 Σ_b における y 方向に対して外力を印加する。ただし、可操作度閾値 $w_{th} = 2.0 \times 10^{-4}$ とする。

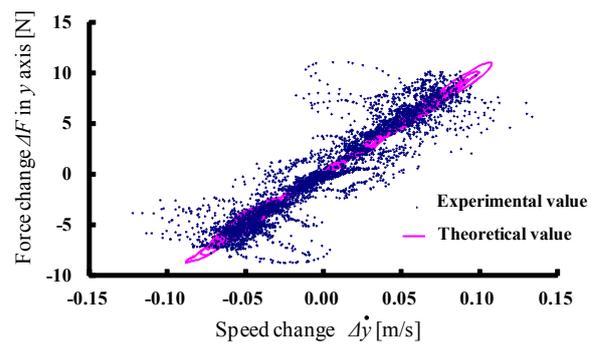
8.4.1 節に対して印加する外力の速度を変え、動的な外力として約 5.0×10^{-2} [m/s]の速度で外力を印加した実験について述べる。Fig. 8.10 は、実験により実現された頂点探索法と局所最適化法それぞれの粘性が理論計算値にどれだけ近いかを示すグラフである。Fig. 8.10 を比較すると、両手法ともバラツキはあるものの、全体的に見れば局所最適化法を用いた場合の方が理論計算値に近い結果を示している。

印加した外力の変化とフィンガ先端速度の変化の関係を示す Fig. 8.11 をみると、両手法の差はより顕著に表れており、頂点探索法では $4 \sim 8$ [s]および $12 \sim 15$ [s]付近では、外力に対応した速度が出ていないことに対して、局所最適化法では振動はしているものの、ほぼ外力に対応した速度が出ていることが分かる。

次に、フィンガロボットの運動速度と可操作度の関係の比較結果を Fig. 8.12 として示す。Fig. 8.12 より、可操作度の変化に注目すれば両手法の差は明らかであり、頂点探索法では速度が変化すると何度も可操作度閾値を下回っていることに対して、局所最適化法では速度が変化してもほぼ閾値以上を保っている。このように、局所最適化法の方が可操作度補償効果が高く、可操作度を閾値以上に保てることが分かった。

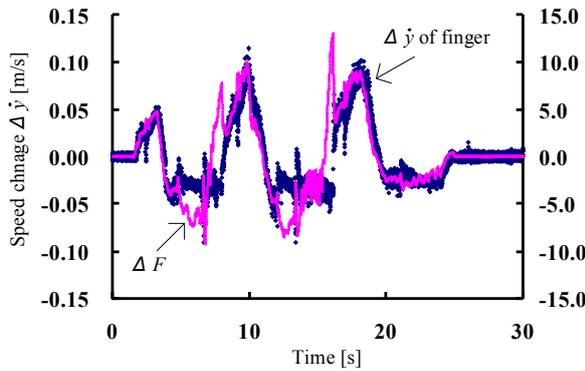


(a) Using TSM

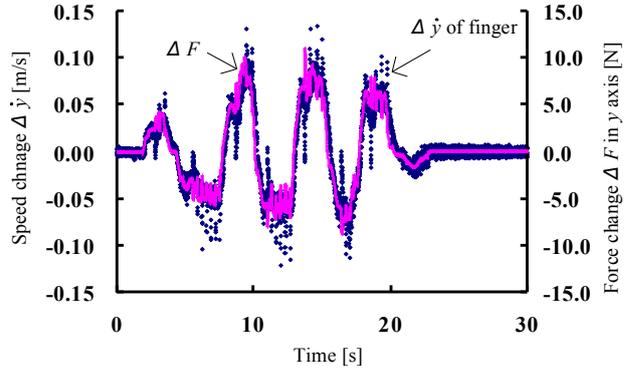


(b) Using LOM

Fig. 8.10 Results of damping control (single finger, dynamic force input)

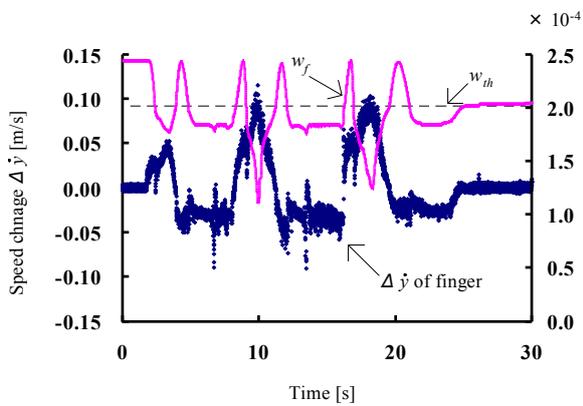


(a) Using TSM

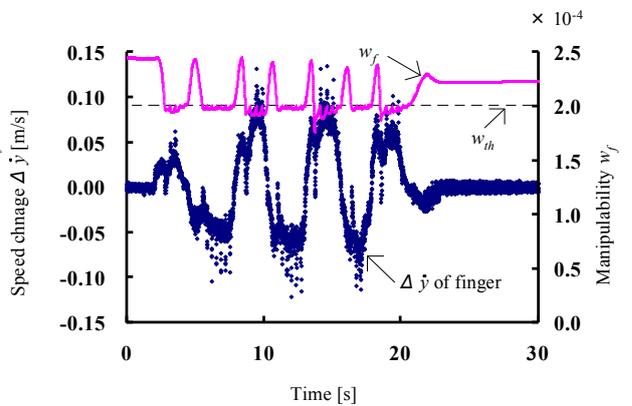


(b) Using LOM

Fig. 8.11 Results of force and finger speed (single finger, dynamic force input)



(a) Using TSM



(b) Using LOM

Fig. 8.12 Results of manipulability and finger speed (single finger, dynamic force input)

8.4.3 複数フィンガにおける静的外力印加実験

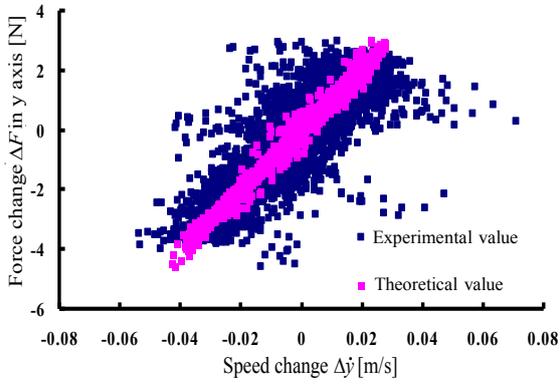
8.4.1 節, 8.4.2 節の実験により, 剛性について調べた実験と同様に, 粘性について調べる実験においても, 頂点探索法と局所最適化法で, 与えた外力が静的か動的かで差が生じることが分かった. すなわち, 運動速度が大きいほど, 両手法の差は顕著になることを確認した. そこで本節では, 静的な外力を複数フィンガに印加することにより, フィンガ1本とフィンガ複数本において, 提案手法でどのような差が生じるかを確認することとする.

本節では, 両フィンガに外力を印加し, 設定した仮想ダイナミクスをどの程度実現できるか, また可操作度をどの程度補償できるかという観点から実験を行う. 実験において, 仮想ダイナミクスのパラメータは, 頂点探索法, 局所最適化法ともに, 1本での実験と同様に慣性係数 $M = 1$ [kg], 粘性係数 $D = 100$ [N·s/m], 弾性係数 $K = 0$ [N/m]と設定し, アームのベース座標系 Σ_b における y 方向に対して約 2.0×10^{-2} [m/s] の速度で外力を印加する. ただし, 可操作度閾値 $w_{th} = 2.0 \times 10^{-4}$ とする.

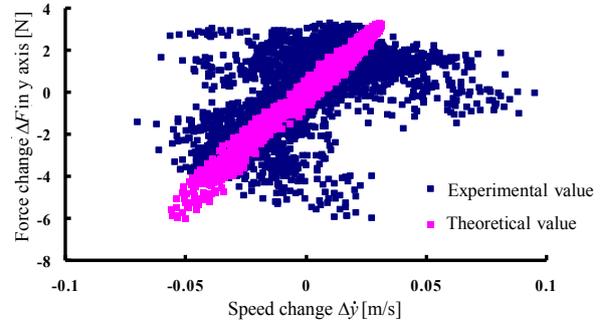
Fig. 8.13 および Fig. 8.14 は, 実験により実現された頂点探索法と局所最適化法それぞれの粘性が, 設定した粘性係数 $D = 100$ [N·s/m] にどれだけ近いかを示すグラフである. Fig. 8.13 および Fig. 8.14 を見ると, 頂点探索法よりも局所最適化法の方が設定値とのずれが大きいことが分かる. また, 与えた外力と速度について Fig. 8.15 および Fig. 8.16 を見てみても, 局所最適化法の方が, 振動が大きいことが分かる.

次に, 可操作度と速度の関係について, Fig. 8.17 および Fig. 8.18 を見ると, 両手法とも設定した閾値以上をほぼ保っているが, 傾向に違いが見られる. すなわち, 頂点探索法の場合, 可操作度が閾値を下回るときに可操作度の変化は比較的滑らかであるが, 局所最適化法の場合には, 可操作度が閾値を下回ると制御ループが切り替わり強制的に可操作度を保とうとするアルゴリズムであるため可操作度の変化が滑らかではないことが分かる.

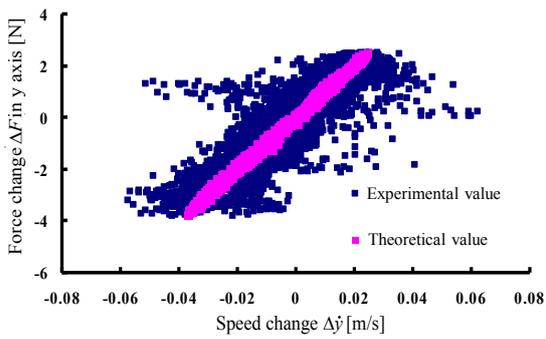
以上の結果より, フィンガ2本で静的な外力を印加したときでは, 局所最適化法よりも頂点探索法の方が, 設定した仮想ダイナミクスの粘性を実現しやすいこと, また可操作度の補償効果については両手法で差があるものの, 両手法ともほぼ設定した閾値以上の可操作度を保てることが分かった. この原因については, 8.5 節の考察で議論する.



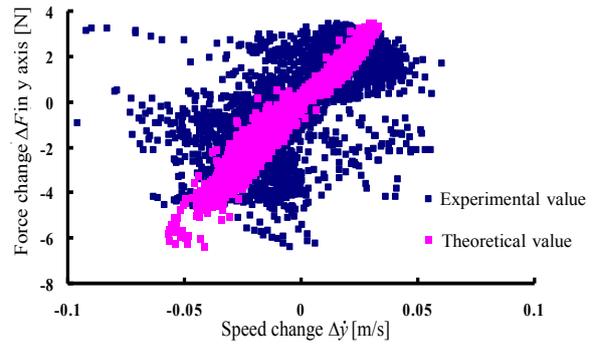
(a)Finger 0



(a)Finger 0



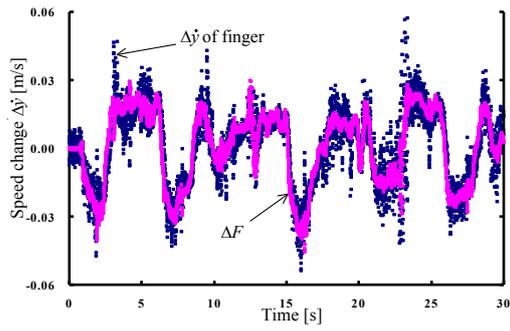
(b)Finger 1



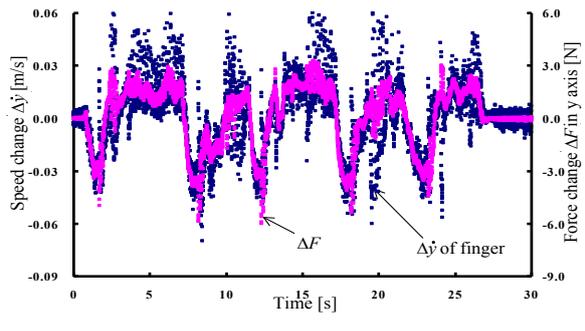
(b)Finger 1

Fig. 8.13 Results of damping control
(Using TSM, multi finger)

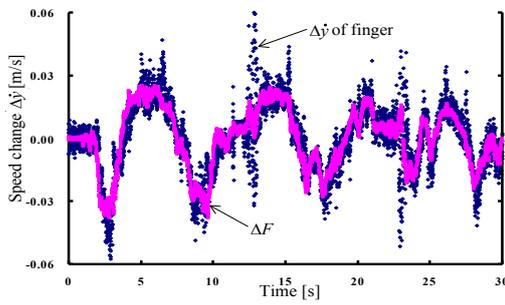
Fig. 8.14 Results of damping control
(Using LOM, multi finger)



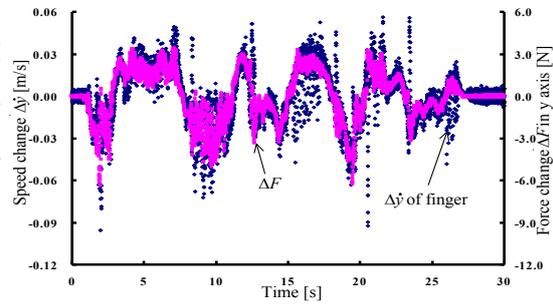
(a)Finger 0



(a)Finger 0



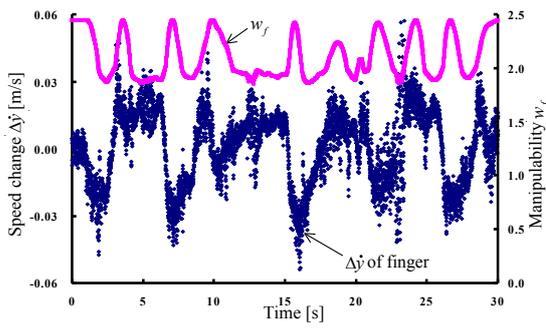
(b)Finger 1



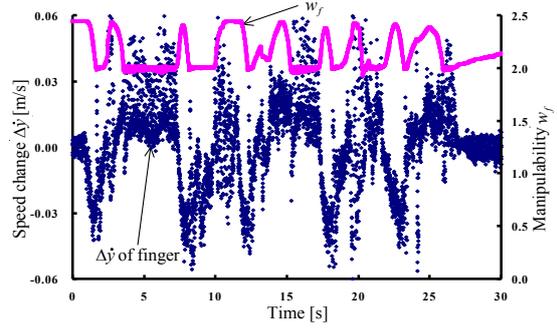
(b)Finger 1

Fig. 8.15 Results of force and finger speed (Using TSM, multi finger)

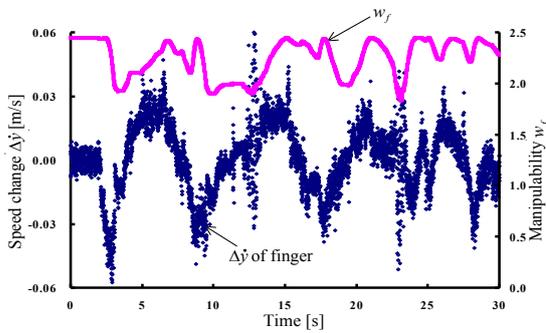
Fig. 8.16 Results of force and finger speed (Using LOM, multi finger)



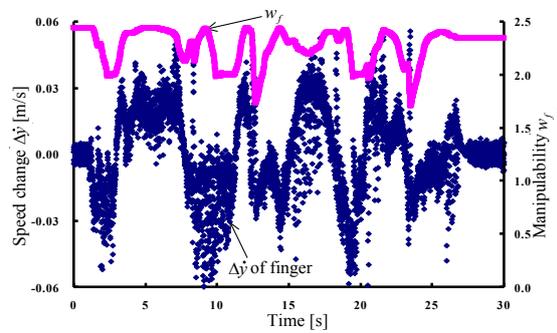
(a)Finger 0



(a)Finger 0



(b)Finger 1



(b)Finger 1

Fig. 8.17 Results of manipulability and finger speed (Using TSM, multi finger)

Fig. 8.18 Results of manipulability and finger speed (Using LOM, multi finger)

8.5 考察

頂点探索法と局所最適化法の比較実験についての考察を行う。実験はまず剛性についての特性を調べるため、フィンガ1本に対して静的な外力を与える実験、動的な外力を与える実験を行った。静的な外力を与える実験においては、頂点探索法、局所最適化法ともに、設定した仮想ダイナミクスをほぼ実現でき、また、可操作度の補償効果も働いていた。しかし、動的な外力を与える実験においては、可操作度の補償効果および設定した仮想ダイナミクスの実現性の両観点から考えて、頂点探索法よりも局所最適化法の方が良い結果を示した。このことから、局所最適化法の方がより動的な運動に対応できることが分かった。

次いで、フィンガ2本に対して静的な外力を印加する実験では、可操作度の補償効果については頂点探索法ではフィンガ1本に対して静的な外力を印加する実験との差は見られなかったものの、局所最適化法ではフィンガの変位が大きいときには部分的に可操作度が閾値を大きく下回るという特徴が見られた。また、仮想ダイナミクスの実現性については、頂点探索法の方が設定した仮想ダイナミクスに近い結果を示した。

さらに、よりダイナミクス効果の影響の大きい粘性についての特性を調べる実験として、フィンガ1本に対して静的な外力を与える実験、フィンガ1本に対して動的な外力を与える実験、フィンガ2本に対して静的な外力を与える実験を行ったが、頂点探索法、局所最適化法ともに剛性について調べる実験と同様の特徴を示した。以上の実験結果の原因について、Fig. 5.7とFig. 5.9のブロック線図を用いて考える。

頂点探索法は、アームでフィンガの可操作度を補償するよう制御の計算を行った後に、フィンガでアドミッタンス制御を実現するための計算を行う。それに対して局所最適化法は、フィンガで可操作度の補償制御とアドミッタンス制御を同時に実現するよう計算した後に、アームで補助的に制御するよう計算を行う。よって、可操作度補償の対象のフィンガが1本である場合、最適化手法を用いる局所最適化法の方が、より確実に可操作度を補償でき、アドミッタンス制御も実現できる。しかし、フィンガが2本になると、まったく異なる動きになることがあり得る。この原因は、頂点探索法では、それぞれのフィンガの可操作度を補償するアームの協調運動のベクトル方向はほぼ一致することに対して、局所最適化法では、それぞれのフィンガの可操作度補償のベクトル方向が非常に異なる部分があり、可操作度補償対象のフィンガを切り替えるときのアームとの協調運動の不連続性が非常に大きくなるという特性の変化が考えられる。また、頂点探索法を用いていれば、制御の計算順序はアームが先でフィンガが後であるため、アーム先端の位置誤差は後のフィンガの運動によって補正されるが、局所最適化法を用いている場合、制御の計算順序はフィンガが先でアームが後であるため、アーム先端の位置誤差が補正されることなく直

接的に運動に反映されてしまう。そのため、局所最適化法は、可操作度補償対象のフィンガが切り替わり、アームの移動方向が大きく変わるとき、フィンガ制御計算の後に行われるアーム制御計算において位置誤差が直接実験結果として反映され、アドミッタンス制御を実現しにくい場合がある。

よって、可操作度補償の対象のフィンガが複数となった場合には、制御の計算順序がアームが先でフィンガが後となる頂点探索法の方が有効であるといえる。

8.6 要約

本章では，可操作度補償方式の比較を行った．常に可操作度頂点方向を目指す頂点探索法と，最適化手法を用いることにより可操作度の最急勾配を上昇する局所最適化法を比較した．それぞれの手法について，剛性の実現性と可操作度補償効果，および粘性の実現性と可操作度補償効果を調べる実験を行い，両手法の特性について明らかにした．

第9章

協調制御手法の動的特性

9.1	はじめに.....	140
9.2	仮想ダイナミクスの実現性と運動速度の関係.....	141
9.2.1	実験条件.....	141
9.2.2	正弦波仮想外力を用いた運動速度変化実験.....	143
9.2.2.1	正弦波仮想外力の周期 20[s]における実験.....	143
9.2.2.2	正弦波仮想外力の周期 10[s]における実験.....	145
9.2.2.3	正弦波仮想外力の周期 5[s]における実験.....	147
9.2.3	考察.....	149
9.3	協調制御手法の動的な運動への拡張.....	151
9.3.1	実験条件.....	151
9.3.2	頂点探索法ゲイン変化実験.....	151
9.3.3	考察.....	155
9.4	仮想ダイナミクスの実現範囲.....	158
9.4.1	実験条件.....	158
9.4.2	単一フィンガでの仮想ダイナミクスの実現範囲検証実験.....	159
9.4.3	複数フィンガでの仮想ダイナミクスの実現範囲検証実験.....	164
9.4.4	考察.....	166
9.5	要約.....	168

9.1 はじめに

第7章では、仮想ダイナミクスを制御する二つの手法，すなわちアドミッタンス制御とインピーダンス制御について比較・議論し，アドミッタンス制御の方がより有効であることが分かった。

第8章では，アドミッタンス制御を用いた協調制御アルゴリズムである頂点探索法と局所最適化法を用いて，仮想ダイナミクスの実現性や可操作度の補償効果について議論し，その中で，両手法は運動速度によって特性が変わってくることが確認された。

そこで本章では，頂点探索法と局所最適化法について，その動的特性を調べる実験を行なっていく．具体的には，両手法に対して，プログラム内で仮想的に異なる複数の周期で正弦波外力を発生させ，仮想ダイナミクスの実現性と運動速度の関係について調べる．次いで，運動速度に影響を与える頂点探索法のゲイン定数 K_a を変化させた実験を行う．そして，検証した動的特性を踏まえ，仮想ダイナミクスの実現範囲を調べる外力印加実験を行う．

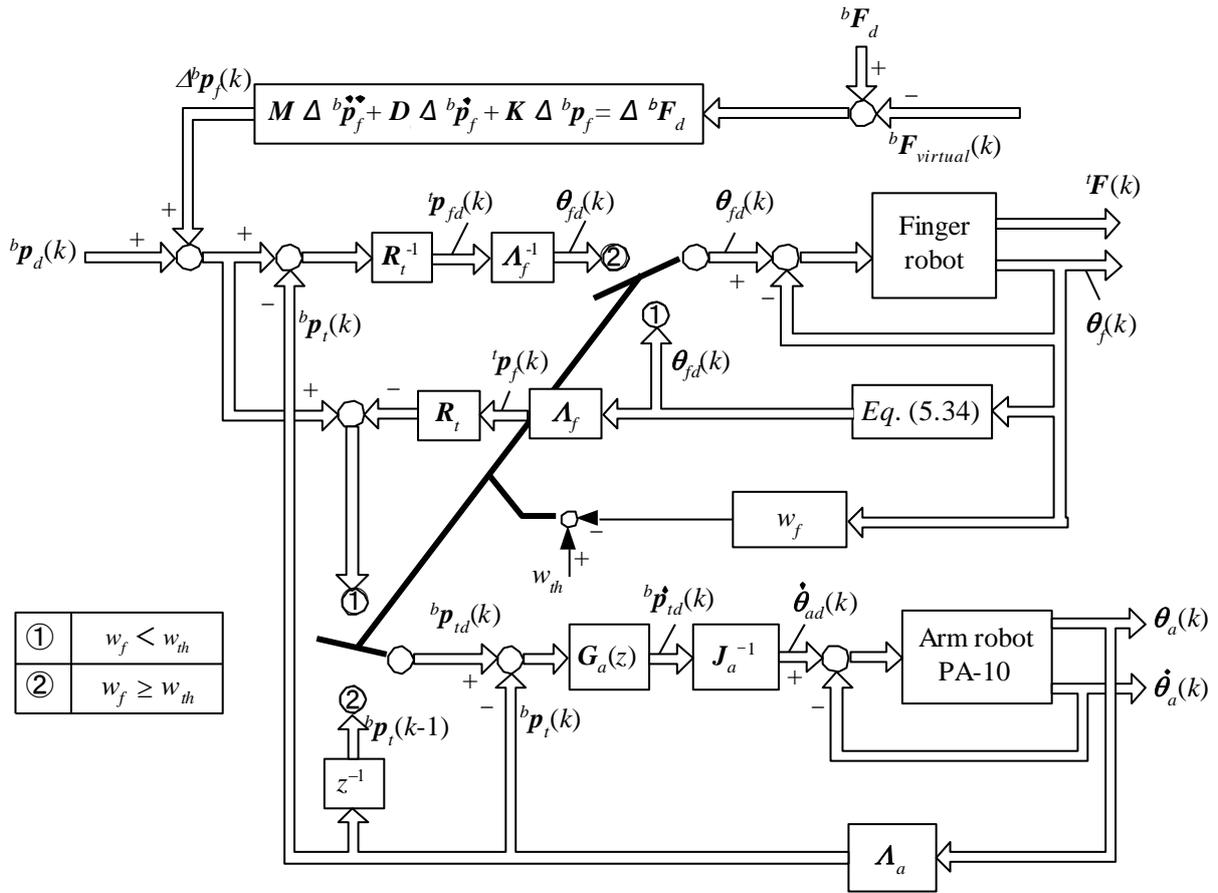


Fig. 9.2 Control diagram of the LOM algorithm (virtual force input)

本実験におけるフィンガ・アームロボットの初期姿勢は、前章と同様に、各リンクの関節角度を以下のように指定した。

$$\begin{aligned} \theta_{ad} &= [\theta_{1d} \ \theta_{2d} \ \theta_{3d} \ \theta_{4d} \ \theta_{5d} \ \theta_{6d} \ \theta_{7d}]^T = [60.0^\circ \ 20.0^\circ \ 0.0^\circ \ 60.0^\circ \ 0.0^\circ \ 30.0^\circ \ -60.0^\circ]^T \\ \theta_{fd} &= [\theta_{f1d} \ \theta_{f2d} \ \theta_{f3d}]^T = [0.0^\circ \ -39.1^\circ \ 75.9^\circ]^T \end{aligned}$$

フィンガ・アームロボットの制御において、アームロボットのPIDゲインは、

$$\begin{aligned} K_p^a &= [5.0 \ 5.0 \ 5.0 \ 5.0 \ 2.0 \ 2.0 \ 2.0]^T & [1/s] : \text{アームロボットの比例ゲイン} \\ K_i^a &= [0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5]^T & [1/s^2] : \text{アームロボットの積分ゲイン} \\ K_d^a &= [0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1]^T & [-] : \text{アームロボットの微分ゲイン} \end{aligned}$$

とした。

フィンガロボットのPIDゲインは，頂点探索法するとき，

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_p^f &= [15.0 \ 15.0 \ 15.0]^T && [\text{N}\cdot\text{m}/\text{rad}] : \text{フィンガロボットの比例ゲイン} \\ \mathbf{K}_i^f &= [0.0 \ 0.0 \ 0.0]^T && [\text{N}\cdot\text{m}/(\text{rad}\cdot\text{s})] : \text{フィンガロボットの積分ゲイン} \\ \mathbf{K}_d^f &= [0.5 \ 0.5 \ 0.5]^T && [\text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}/\text{rad}] : \text{フィンガロボットの微分ゲイン} \end{aligned}$$

とし，局所最適化法するとき，

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_p^f &= [30.0 \ 30.0 \ 30.0]^T && [\text{N}\cdot\text{m}/\text{rad}] : \text{フィンガロボットの比例ゲイン} \\ \mathbf{K}_i^f &= [0.0 \ 0.0 \ 0.0]^T && [\text{N}\cdot\text{m}/(\text{rad}\cdot\text{s})] : \text{フィンガロボットの積分ゲイン} \\ \mathbf{K}_d^f &= [1.0 \ 1.0 \ 1.0]^T && [\text{N}\cdot\text{m}\cdot\text{s}/\text{rad}] : \text{フィンガロボットの微分ゲイン} \end{aligned}$$

とした．頂点探索法ゲインは，

$$K_a = 80000 \quad [-] : \text{頂点探索法ゲイン}$$

とし，局所最適化法ゲインは，

$$\lambda = [10.0 \ 10.0 \ 10.0]^T \quad [(\text{rad})^2/\text{m}^3] : \text{最急上昇法ゲイン}$$

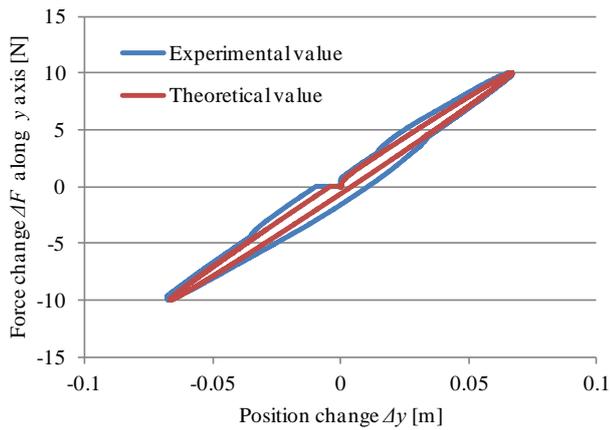
とした．また，可操作度閾値は $w_{th} = 2.0 \times 10^{-4}$ とした．

9.2.2 正弦波仮想外力を用いた運動速度変化実験

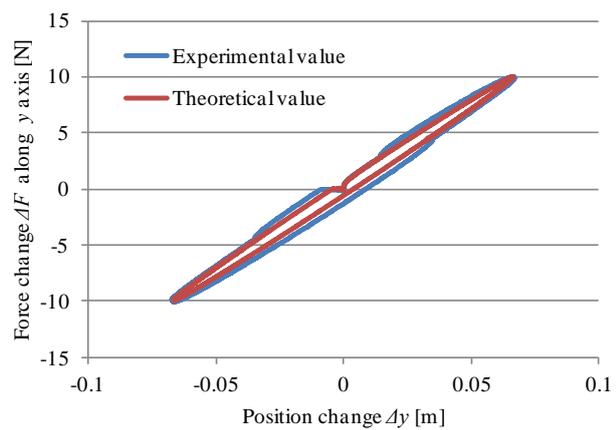
9.2.2.1 正弦波仮想外力の周期 20 [s]における実験

本実験において，仮想ダイナミクスのパラメータは，頂点探索法，局所最適化法ともに，慣性係数 $M = 1$ [kg]，粘性係数 $D = 30$ [N·s/m]，弾性係数 $K = 150$ [N/m]と設定した．

はじめに，周期 $T = 20$ [s]，振幅 $A = 10$ [N]として，正弦波外力を 20 [s]間与えた実験結果について示す．頂点探索法，局所最適化法それぞれの仮想ダイナミクスの実現性の結果を Fig. 9.3 として，フィンガ変位，アーム変位，フィンガ理論計算値，可操作度の変化を Fig. 9.4 として以下に示す．

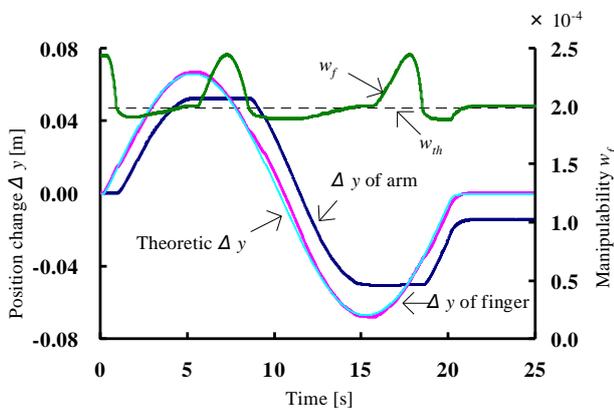


(a) Using TSM

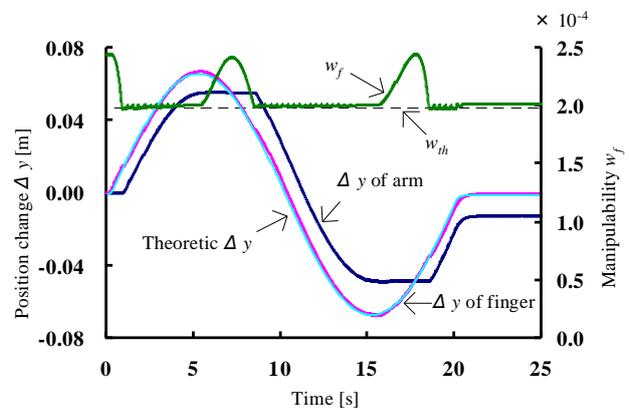


(b) Using LOM

Fig. 9.3 Stiffness of virtual dynamics ($T = 20$ [s])



(a) Using TSM



(b) Using LOM

Fig. 9.4 Relation of w_f and finger, arm position ($T = 20$ [s])

まず、Fig. 9.3 を見て頂点探索法と局所最適化法を比較すると、剛性に関しては、どちらの手法を用いた場合も理論計算値にほぼ近い実験結果を示していることが分かる。

次に、Fig. 9.4 を見て両手法を比較すると、頂点探索法を用いた場合、可操作度が閾値よりも若干下がっているが、フィンガロボット、アームロボットそれぞれの軌道について見れば、局所最適化法とほとんど差がなく、どちらもほぼ理論計算値通りの結果を示している。

次に、運動エネルギーの比較結果を Fig. 9.5 として示す。

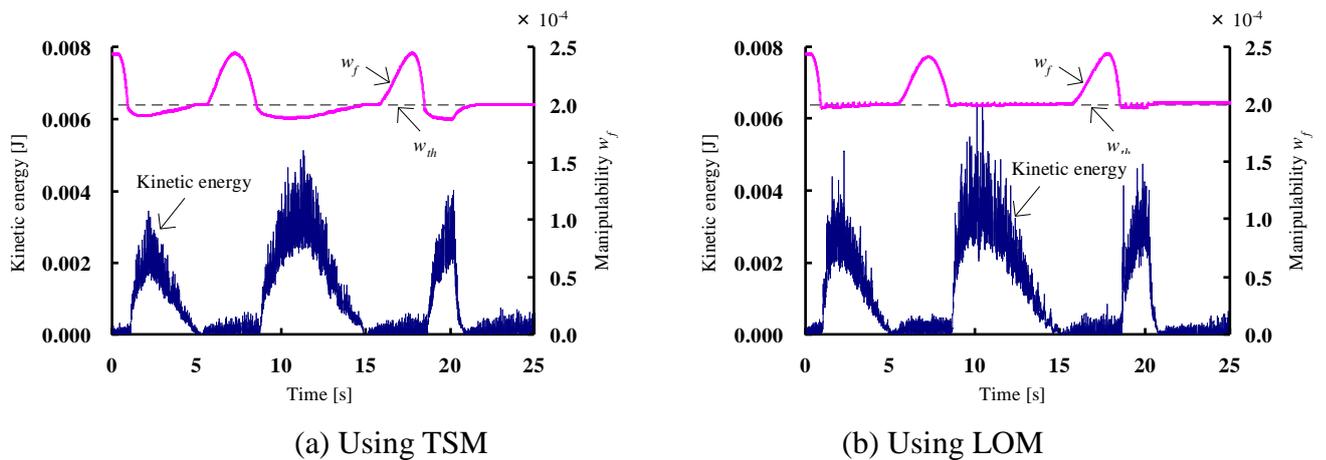


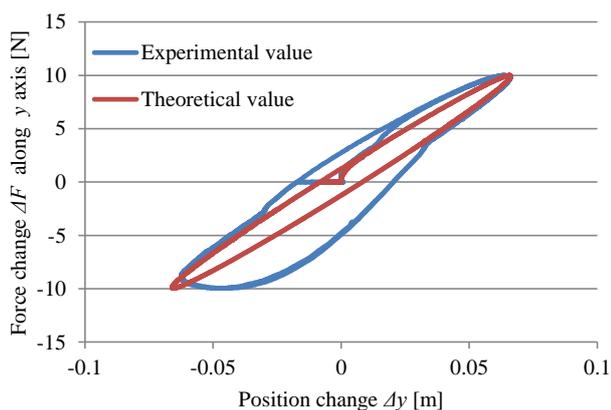
Fig. 9.5 Relation of w_f and kinetic energy ($T = 20$ [s])

Fig. 9.5 を見ると、運動エネルギーの変化も両手法ともほぼ同様であることが分かる。しかし、8 [s]から10 [s]の間に注目すると、頂点探索法では緩やかに運動エネルギーが上昇していることに対して、局所最適化法では急激に上昇していることが分かる。運動エネルギーの変化は、質量の関係から考えて、基本的にフィンガロボットの動きよりもアームロボットの動きに影響されることから、これは、局所最適化法を用いた場合の方が、アームロボットが素早く運動し、可操作度の回復を行ったためであると考えられる。この現象はロボットの運動速度によってより顕著になると考えられるので、次に、周期を本実験の半分の10 [s]にして実験を行った結果について述べる。

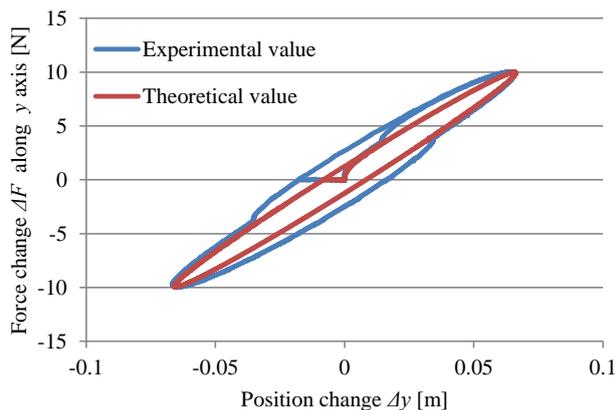
9.2.2.2 正弦波仮想外力の周期10 [s]における実験

周期を9.2.2.1節の実験の半分にして、同様の実験を行った。本節では、周期 $T = 10$ [s]、振幅 $A = 10$ [N]の正弦波仮想外力を20 [s]間与えた実験結果について示す。頂点探索法、局所最適化法それぞれの仮想ダイナミクスの実現性の結果をFig. 9.6として、フィンガ変位、アーム変位、フィンガ理論計算値、可操作度の変化をFig. 9.7として以下に示す。

なお、仮想ダイナミクスのパラメータ、フィンガ・アームロボットのPIDゲイン、および可操作度閾値については9.2.2.1節と同じ値を用いた。

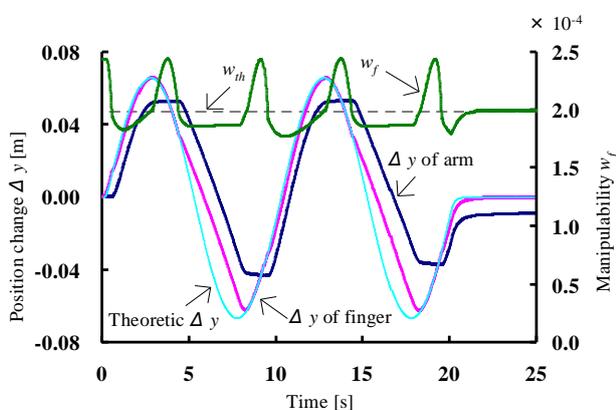


(a) Using TSM

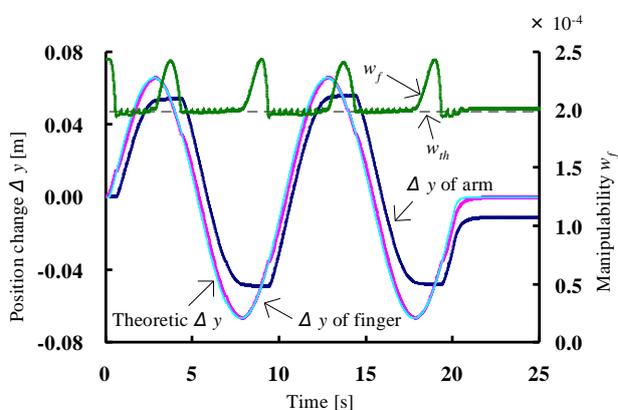


(b) Using LOM

Fig. 9.6 Stiffness of virtual dynamics ($T = 10$ [s])



(a) Using TSM



(b) Using LOM

Fig. 9.7 Relation of w_f and finger, arm position ($T = 10$ [s])

まず、Fig. 9.6 を見て頂点探索法と局所最適化法を比較すると、周期 $T = 20$ [s] のときと異なり、両手法ともに理論計算値との差が見られる。特に頂点探索法の場合は差がより顕著であり、実験値は大きなふくらみをみせている。

次に、Fig. 9.7 を見て両手法を比較すると、局所最適化法では可操作度はほぼ閾値以上を維持し、かつ理論計算値と実験値の差がほとんど見られないことに対して、頂点探索法では可操作度が閾値よりも明らかに下がっており、理論計算値と実験値の差も顕著であることが分かる。これは、頂点探索法ではアームの運動速度が遅いため、フィンガが理論計算値を追従できるようアームが運動していないためである。アームロボットの動きを比較しても、局所最適化法の方が位置が大きく変化していることが分かる。

次に、運動エネルギーの比較結果を Fig. 9.8 として示す。

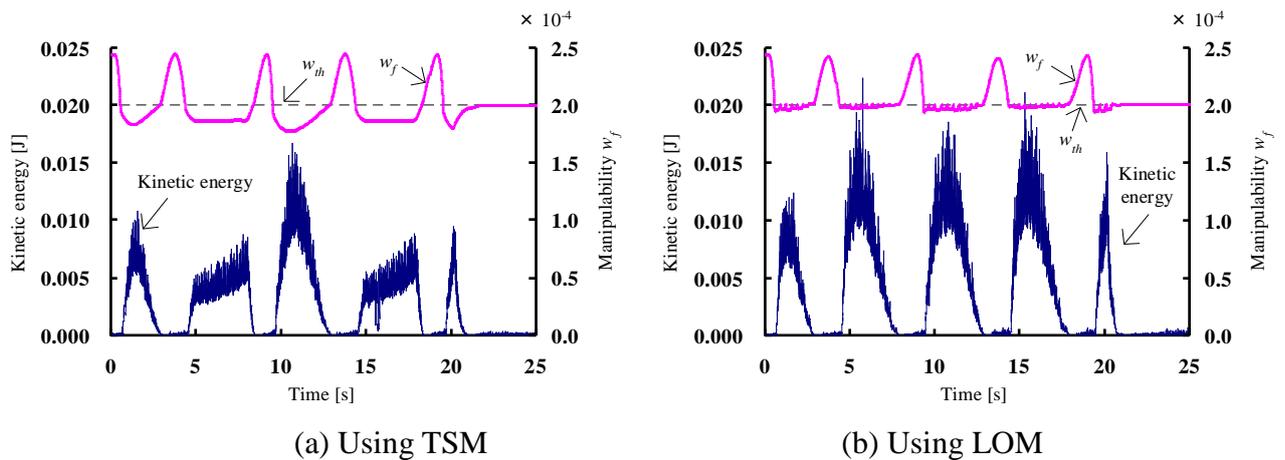


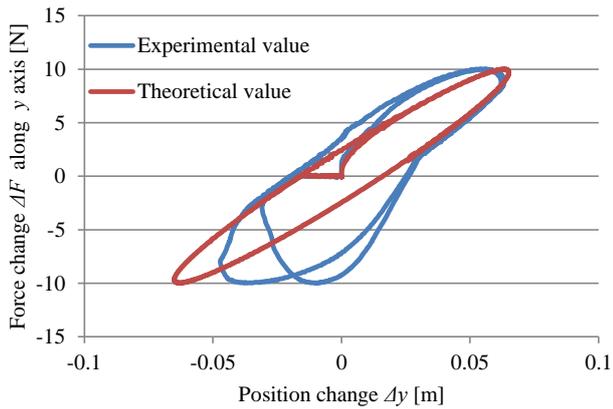
Fig. 9.8 Relation of w_f and kinetic energy ($T = 10$ [s])

Fig. 9.8 を見ると、周期 $T = 20$ [s] のときと異なり、運動エネルギーの変化は頂点探索法と局所最適化法で結果は大きく異なっていることが分かる。可操作度が閾値まで下がったときの運動エネルギーを比較してみると、局所最適化法の方が明らかに大きい。これは、局所最適化法では可操作度が閾値まで下がるとアームロボットを積極的に動かし可操作度の補償を行うことに対し、頂点探索法では、可操作度が閾値を下回っているときのアームロボットの動きが遅れるためであると考えられる。つまり、この運動速度では、十分に可操作度の補償効果が発揮されない可能性があるということである。

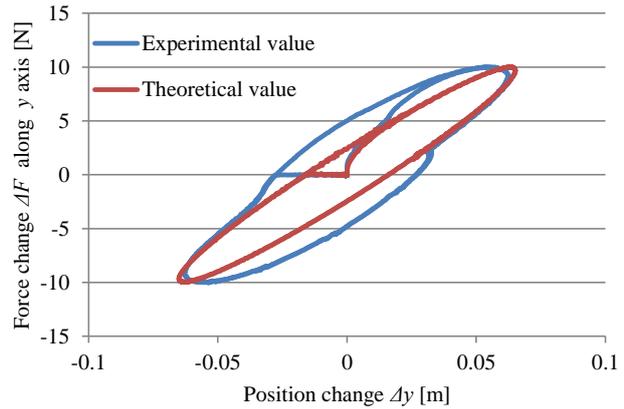
ただし、頂点探索法では式(5.31)に示したように、現在の可操作度と可操作度閾値との差を取ってアームロボットの移動量を決定していることから、滑らかな運動を実現でき、実際に Fig. 9.8 (a) を見ても、可操作度は滑らかに変化していることが分かる。それに対して、局所最適化法では、可操作度が閾値を下回るとすぐに最適化手法が適用されるため、Fig. 9.8 (b) を見ると分かるように、可操作度が閾値周辺で振動してしまっていることが分かる。この現象についてさらに詳しく調べるため、周期をさらに短くして実験を行った。

9.2.2.3 正弦波仮想外力の周期 5[s]における実験

最後に、周期をさらに短くして、同様の実験を行った。本節では、周期 $T = 5$ [s]、振幅 $A = 10$ [N] の正弦波仮想外力を 10 [s] 間与えた実験結果について示す。頂点探索法、局所最適化法それぞれの仮想ダイナミクスの実現性の結果を Fig. 9.9 として、フィンガ変位、アーム変位、フィンガ理論計算値、可操作度の変化を Fig. 9.10 として以下に

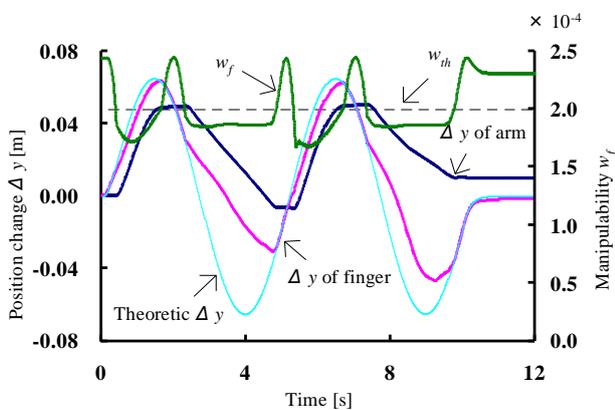


(a) Using TSM

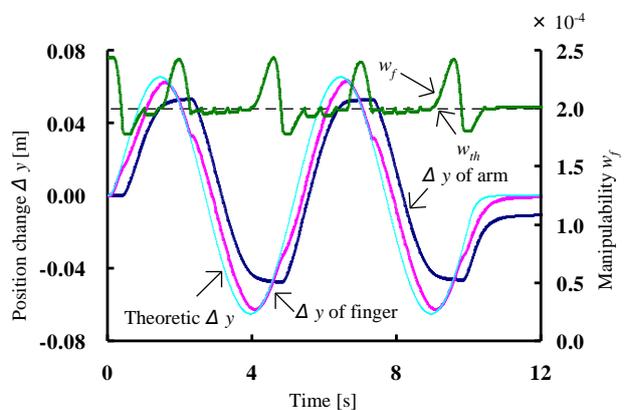


(b) Using LOM

Fig. 9.9 Stiffness of virtual dynamics ($T = 5$ [s])



(a) Using TSM



(b) Using LOM

Fig. 9.10 Relation of w_f and finger, arm position ($T = 5$ [s])

示す。

なお、仮想ダイナミクスのパラメータ、フィンガ・アームロボットのPIDゲイン、および可操作度閾値についての変更はない。

まず、Fig. 9.9を見て頂点探索法と局所最適化法を比較すると、周期 $T = 10$ [s]のときに見られた両手法の理論計算値との差がより顕著に見られる。局所最適化法ではまだある程度理論計算値に近い結果を示しているが、頂点探索法では半分程度しか理論計算値通りの結果を示すことができなかった。

次に、Fig. 9.10を見て頂点探索法と局所最適化法を比較すると、周期 $T = 10$ [s]のときは局所最適化法ではフィンガ変位はほぼ閾値以上を維持していたが、今回は閾値を下回ってしまっている。ただし、それでもほぼ理論計算値を追従することができている。しかし、頂点探索法では周期 $T = 10$ [s]のときよりもさらに可操作度が低くなって

しまっている。それに伴いフィンガ変位の理論計算値との差も大きくなっており、2～5 [s]の間および7～10 [s]の間は理論計算値をほとんど追従できていない。アームロボットの移動量を見ても、頂点探索法は局所最適化法ほど運動していないことが分かる。

次に、運動エネルギーの比較結果を Fig. 9.11 として示す。Fig. 9.11 を見ても、頂点探索法と局所最適化法の差は明らかである。可操作度が閾値を下回ったとき、局所最適化法では運動エネルギーが大きく、すなわちアームロボットが積極的に動いていることに対して、頂点探索法では運動エネルギーが明らかに小さく、局所最適化法と比較してもアームロボットが積極的に運動していないことが分かる。また、局所最適化法ではフィンガロボットが+y 方向に動く場合も-y 方向に動く場合もほぼ同じ運動エネルギーを示しているが、頂点探索法では+y 方向に動く場合の方が-y 方向に動くよりも運動エネルギーが大きく、運動方向によってアームロボットの運動が大きく異なっていることが分かる。

9.2.3 考察

9.2 節では、正弦波仮想外力を用いた実験を行い、頂点探索法と局所最適化法の比較を行った。まず、周期 $T=20$ [s] という比較的静的な外力を仮想的に与え、外力、移動距離、可操作度、運動エネルギーなどを用いて定量的に評価したところ、両者の差はあまりなかった。しかし、周期を $T=10$ [s], $T=5$ [s] とだんだん短くしていき、より動的に正弦波仮想外力を与えると両者の差はより顕著に表れ、最急上昇法の有効性が明らかになっていった。9.2 節での実験から、静的に仮想外力を与えた場合、頂点探索法、局所最適化法の差はほとんど見られず、両者とも可操作度補償効果を発揮し、

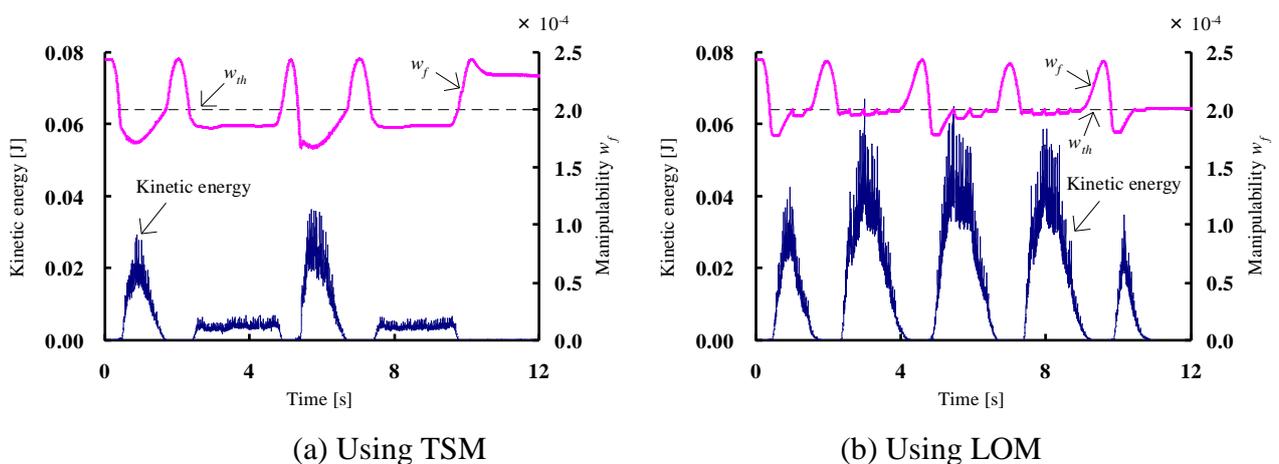


Fig. 9.11 Relation of w_f and kinetic energy ($T = 5$ [s])

設定した仮想ダイナミクスを実現できることが分かった。また、動的に仮想外力を与えた場合、頂点探索法ではアームロボットの動きが遅く、可操作度補償効果を発揮できず、設定した仮想ダイナミクスを実現できないことに対して、局所最適化法ではアームロボットがより速く動き、可操作度補償効果を発揮でき、設定した仮想ダイナミクスもほぼ実現できることが分かった。なお、与えた正弦波仮想外力から両手法の仮想ダイナミクスを実現できる運動速度を求めると、周期 $T = 20$ [s], $T = 10$ [s], $T = 5$ [s] での平均速度はそれぞれ約 1.3×10^{-2} [m/s], 約 2.6×10^{-2} [m/s], 約 5.2×10^{-2} [m/s] であるので、頂点探索法では約 1.3×10^{-2} [m/s] まで、局所最適化法では約 2.6×10^{-2} [m/s] まで対応できるといえる。

9.3 協調制御手法の動的な運動への拡張

9.3.1 実験条件

9.2 節で、頂点探索法は運動速度によって、設定した仮想ダイナミクスの実現性や可操作度の補償効果が大きく変化することが分かった。ここで、頂点探索法のアルゴリズムを再考すると、式 (5.31) に示したように、ゲイン定数 K_a がアームの移動距離に影響を与えることが分かる。そこで、このゲイン定数 K_a を変化させることによって、頂点探索法における対応できる運動速度の関係を調べ、より動的な運動への拡張を試みる。

本実験におけるフィンガ・アームロボットの初期姿勢は、前節と同様に、各リンクの関節角度を以下のように指定した。

$$\begin{aligned}\boldsymbol{\theta}_{ad} &= [\theta_{1d} \ \theta_{2d} \ \theta_{3d} \ \theta_{4d} \ \theta_{5d} \ \theta_{6d} \ \theta_{7d}]^T = [60.0^\circ \ 20.0^\circ \ 0.0^\circ \ 60.0^\circ \ 0.0^\circ \ 30.0^\circ \ -60.0^\circ]^T \\ \boldsymbol{\theta}_{fd} &= [\theta_{f1d} \ \theta_{f2d} \ \theta_{f3d}]^T = [0.0^\circ \ -39.1^\circ \ 75.9^\circ]^T\end{aligned}$$

フィンガ・アームロボットの制御において、アームロボットの PID ゲインは、

$$\begin{aligned}\mathbf{K}_p^a &= [5.0 \ 5.0 \ 5.0 \ 5.0 \ 2.0 \ 2.0 \ 2.0]^T & [1/s] : \text{アームロボットの比例ゲイン} \\ \mathbf{K}_i^a &= [0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5]^T & [1/s^2] : \text{アームロボットの積分ゲイン} \\ \mathbf{K}_d^a &= [0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1]^T & [-] : \text{アームロボットの微分ゲイン}\end{aligned}$$

とし、フィンガロボットの PID ゲインは、

$$\begin{aligned}\mathbf{K}_p^f &= [15.0 \ 15.0 \ 15.0]^T & [N \cdot m/rad] : \text{フィンガロボットの比例ゲイン} \\ \mathbf{K}_i^f &= [0.0 \ 0.0 \ 0.0]^T & [N \cdot m/(rad \cdot s)] : \text{フィンガロボットの積分ゲイン} \\ \mathbf{K}_d^f &= [0.5 \ 0.5 \ 0.5]^T & [N \cdot m \cdot s/rad] : \text{フィンガロボットの微分ゲイン}\end{aligned}$$

とした。また、可操作度閾値は $w_{th} = 2.0 \times 10^{-4}$ とした。

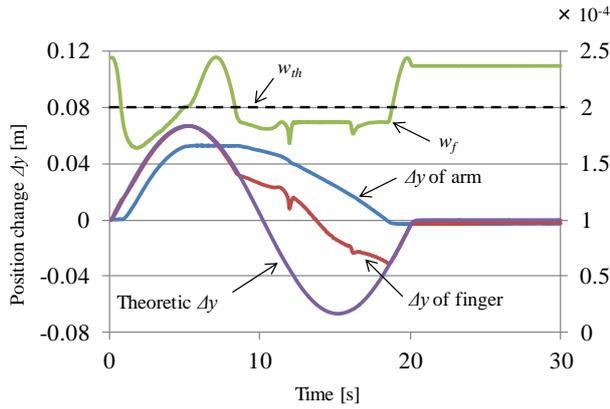
9.3.2 頂点探索法ゲイン変化実験

本実験において、仮想ダイナミクスのパラメータは、頂点探索法、局所最適化法ともに、慣性係数 $M = 1$ [kg]、粘性係数 $D = 30$ [N·s/m]、弾性係数 $K = 150$ [N/m] と設定した。

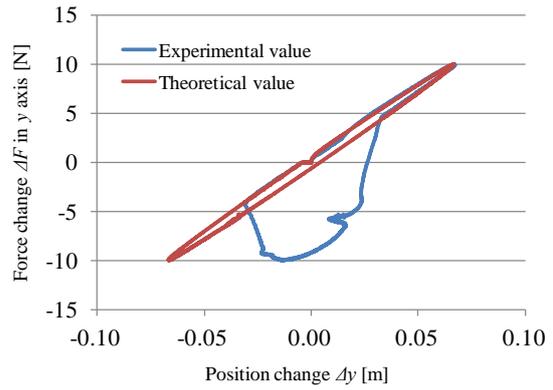
はじめに、周期 $T = 20$ [s]、振幅 $A = 10$ [N] として、正弦波外力を 20 [s] 間与えた実験

結果について示す. 頂点探索法にアドミッタンス制御を適用し, ゲイン定数 K_a を $K_a = 20000, 40000, 60000, 80000$ と変化させたときのフィンガ・アームロボットで実現される仮想ダイナミクスと, 変位, 可操作度の変化について, ゲイン定数ごとに, Fig. 9.12, Fig. 9.13, Fig. 9.14, Fig. 9.15 として示す.

まず, $K_a = 20000$ のときの実験結果である Fig. 9.12 (a)を見ると, フィンガの変位は理論計算値と実験値で大きくずれており, Fig. 9.12 (b)を見ても, 設定した仮想ダイナミクスをほとんど実現できていないことが分かる. 次に, $K_a = 40000$ のときの実験結果である Fig. 9.13 (a)を見ると, $K_a = 20000$ のときよりは理論計算値と実験値で差がないことが分かる. また, アームの変位に着目しても, Fig. 9.13 (a)を見ると, $K_a = 20000$ のときはマイナス方向に運動していなかったが, $K_a = 40000$ のときはマイナス方向に運動しており, アームがより大きく運動していることが分かる. 同様に, Fig. 9.13 (b)を見ても, 設定した仮想ダイナミクスはあまり実現できていないが, $K_a = 20000$ のときよりも滑らかに変化していることが分かる. さらに, $K_a = 60000$ のときの実験結果である Fig. 9.14 (a)を見ると, $K_a = 20000, 40000$ のときよりも理論計算値と実験値で差がないこと, また, 可操作度が閾値以下になってる時間が少なくなっていることが分かる. Fig. 9.14 (b)を見ても, $K_a = 20000, 40000$ のときよりも明らかに設定した仮想ダイナミクスに近い実験結果を示していることが分かる. 最後に, $K_a = 80000$ のときの実験結果である Fig. 9.15 (a)を見ると, $K_a = 20000, 40000, 60000$ のときと異なり理論計算値と実験値でほぼ差がないことが分かる. Fig. 9.15 (b)を見ても, $K_a = 20000, 40000, 60000$ のときと異なり設定した仮想ダイナミクスはほぼ実現できていることが分かる.

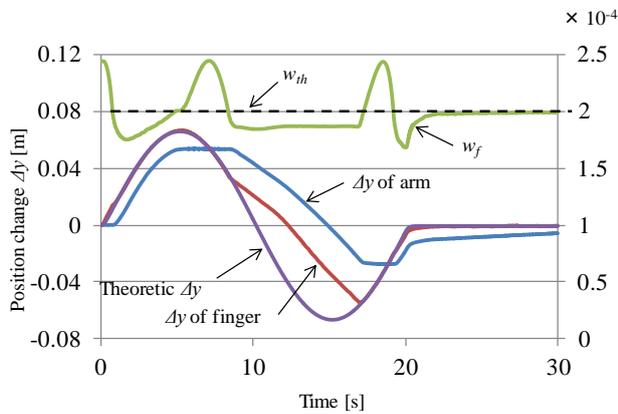


(a) Results of manipulability and finger and arm position

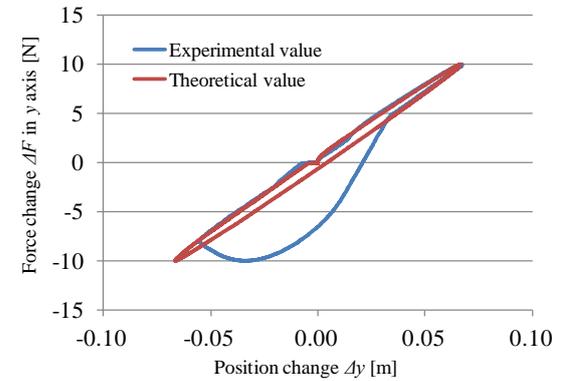


(b) Stiffness of virtual dynamics

Fig. 9.12 Results of stiffness control of virtual force ($K_a = 20000$, $T = 20$ [s])

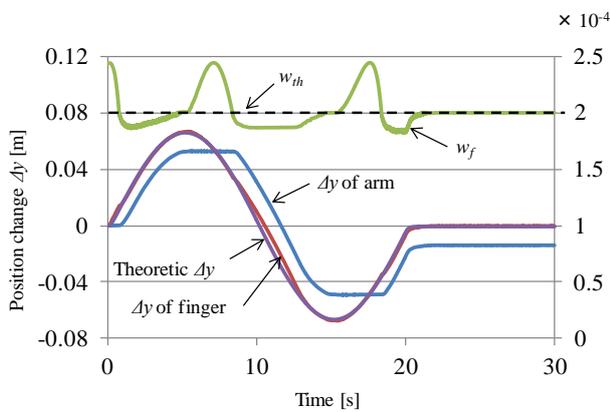


(a) Results of manipulability and finger and arm position

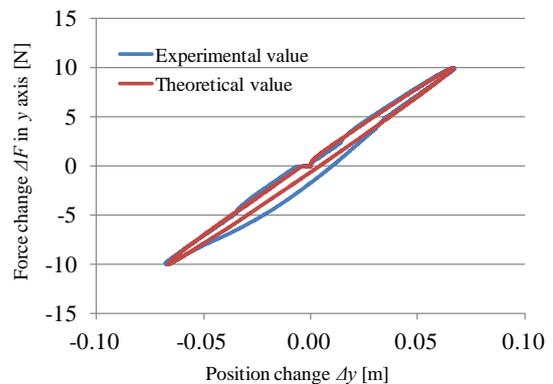


(b) Stiffness of virtual dynamics

Fig. 9.13 Results of stiffness control of virtual force ($K_a = 40000$, $T = 20$ [s])

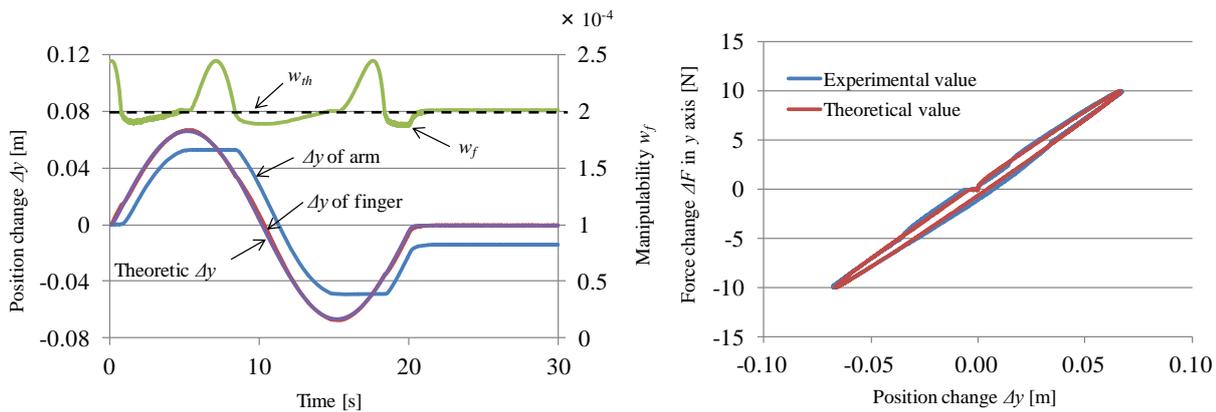


(a) Results of manipulability and finger and arm position



(b) Stiffness of virtual dynamics

Fig. 9.14 Results of stiffness control of virtual force ($K_a = 60000$, $T = 20$ [s])



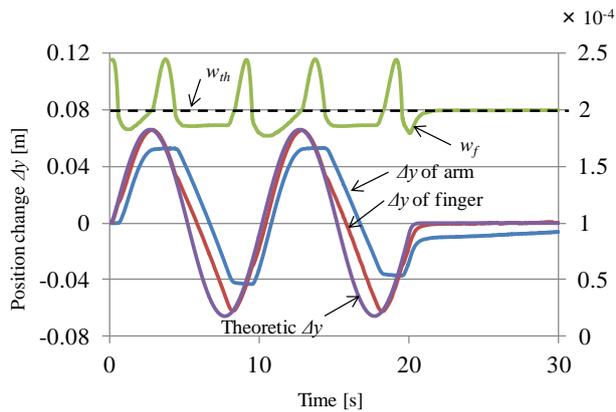
(a) Results of manipulability and finger and arm position

(b) Stiffness of virtual dynamics

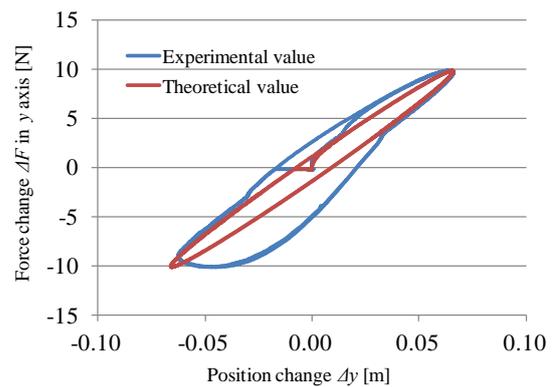
Fig. 9.15 Results of stiffness control of virtual force ($K_a = 80000$, $T = 20$ [s])

以上のように、周期 $T = 20$ [s]、振幅 $A = 10$ [N]として、正弦波外力を 20 [s]間与えた実験では、頂点探索法のゲイン定数を $K_a = 80000$ まで大きくすれば、フィンガは理論計算値に近い運動を行い、かつ設定した仮想ダイナミクスを実現できることが分かった。そこで次に、周期を短くし、より動的な運動にしてゲイン定数 K_a の効果を調べる実験を行う。周期 $T = 10$ [s]、振幅 $A = 10$ [N]として、正弦波外力を 20 [s]間与えた実験結果について示す。周期 $T = 20$ [s]のときと同様に、頂点探索法にアドミッタンス制御を適用し、ゲイン定数 K_a を $K_a = 80000$, 100000 と変化させたときのフィンガ・アームロボットで実現される仮想ダイナミクスと、変位、可操作度の変化について、ゲイン定数ごとに、Fig. 9.16, Fig. 9.17 として示す。

まず、 $K_a = 80000$ のときの実験結果である Fig. 9.16 (a)を見ると、周期 $T = 20$ [s]のときと異なり、フィンガの変位は理論計算値と実験値で明らかに異なっていることが分かる。Fig. 9.16 (b)を見ても、周期 $T = 20$ [s]のときと異なり、設定した仮想ダイナミクスを実現できていないことが分かる、しかし、 $K_a = 100000$ のときの実験結果である Fig. 9.17 (a)を見ると、 $K_a = 80000$ のときとは異なり、フィンガの変位は理論計算値と実験値でほぼ一致していることが分かる。Fig. 9.17 (b)を見ても、 $K_a = 80000$ のときとは異なり、設定した仮想ダイナミクスをほぼ実現できていることが分かる。以上の実験結果から、同じゲイン定数 K_a を用いても、運動速度によって仮想ダイナミクスの実現性が異なることが分かる。この結果について、9.3.3 節の考察にて議論する。

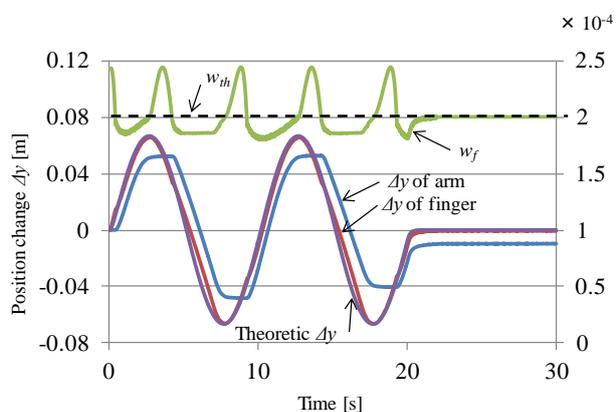


(a) Results of manipulability and finger and arm position

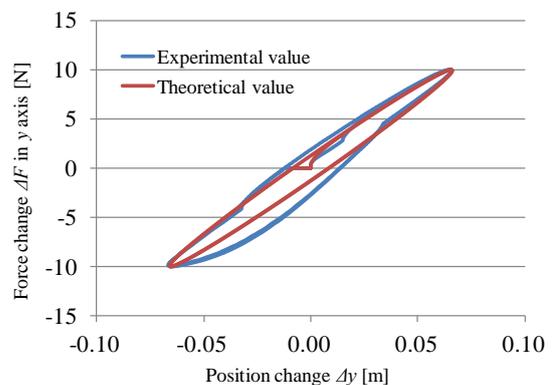


(b) Stiffness of virtual dynamics

Fig. 9.16 Results of stiffness control of virtual force ($K_a = 80000$, $T = 10$ [s])



(a) Results of manipulability and finger and arm position



(b) Stiffness of virtual dynamics

Fig. 9.17 Results of stiffness control of virtual force ($K_a = 100000$, $T = 10$ [s])

9.3.3 考察

9.3節の実験結果について考察する。まず、周期 $T = 20$ [s]のときの実験結果について考えると、ゲイン定数 K_a を $K_a = 20000, 40000, 60000, 80000$ と大きくすればするほど、フィンガの変位の理論計算値と実験値のズレが小さくなり、かつ設定した仮想ダイナミクスを実現しやすくなっていることが分かる。ここで注目したいのが、アームの変位である。アームの変位は、 $K_a = 20000$ のときは、マイナス方向まで変化していないが、 $K_a = 40000, 60000, 80000$ と大きくするにつれ、フィンガの変位に連動するようにマイナス方向にも大きく変化していることが分かる。

次いで、周期 $T = 10$ [s]のときの実験結果について考える。 $K_a = 80000$ のとき、周期

$T = 20$ [s]のときはフィンガの変位は理論計算値と実験値でほぼ一致しており，設定した仮想ダイナミクスを実現できていたにもかかわらず，周期 $T = 10$ [s]ではフィンガの変位は理論計算値と実験値は明らかにずれており，設定した仮想ダイナミクスも実現できていない．しかし， $K_a = 100000$ では，フィンガの変位は理論計算値と実験値でほぼ一致しており，設定した仮想ダイナミクスを実現できている．

以上のことから，頂点探索法では，ゲイン定数 K_a を大きくすればするほど動的な運動に対応できることが分かる．頂点探索法のゲイン定数 K_a の効果は，式 (5.31) に示したように，1 サンプルでのアームの移動量に影響を与える定数である． K_a が大きくなればなるほど1 サンプルのアームの移動量が大きくなり，より動的な運動へ対応できることになる．すなわち，頂点探索法では，ゲイン定数 K_a を調節することによって，対応できる運動速度の範囲を拡張させることができる．ただし， K_a を大きくすればするほど，より速い運動に対応できるが，大きくし過ぎるとオーバーシュートする可能性もある．そのため，頂点探索法では運動速度によって適切なゲイン定数 K_a を設定する必要がある．

一方，局所最適化法のゲイン定数 λ は可操作度の回復速度に影響する値であり，設定した仮想ダイナミクスの実現性には影響しない．そのため，運動速度によって λ を変化させる必要はないが，アームに余分な運動が生じる可能性がある．そのことを検証するため，9.2.2.1 節での実験における，頂点探索法と局所最適化法の運動エネルギーの合計値を比較した結果を Fig. 9.18 として示す．この実験では，頂点探索法，局所最適化法ともに設定した仮想ダイナミクスの剛性を実現できたが，運動エネルギーは Fig. 9.18 を見ると分かるように，局所最適化法よりも頂点探索法の方が小さかった．この原因は，第 5 章に示した制御アルゴリズムにあると考えられる．頂点探索法は，フィンガ可操作度を補償するためにアーム部分の制御計算を行ってから，アームの移動する分を考慮したうえでフィンガ部分のアドミッタンス制御計算を行う．それに対して局所最適化法は，フィンガ可操作度を補償する制御計算とアドミッタンス制御計算をフィンガ部分で行ってから，目標位置へフィンガ先端が到達するようにアーム部分での制御計算を行う．そのため，可操作度の補償とアドミッタンス制御をフィンガ部分とアーム部分で分割している頂点探索法の方が，局所最適化法よりもアームの余分な運動がないので運動エネルギーが小さくなる．このように，設定した仮想ダイナミクスの実現のために局所最適化法では頂点探索法と異なり運動速度によってゲイン定数 λ を調節する必要はないというメリットがあるが，運動エネルギーは頂点探索法よりも大きくなるというデメリットがある．

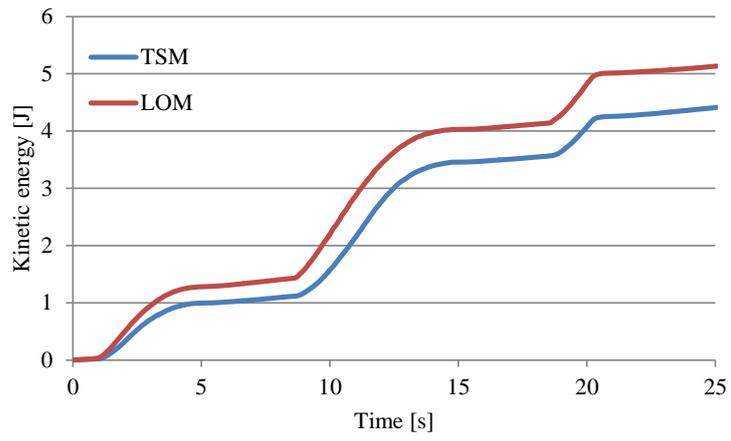


Fig. 9.18 Results of kinetic energy by virtual force ($T = 20$ [s])

9.4 仮想ダイナミクスの実現範囲

9.4.1 実験条件

本節では、マルチフィンガ・アームロボットにおいて、実現できる仮想ダイナミクスの範囲を調べる実験を行う。実験は、マルチフィンガ・アームロボットに Σ_b でアドミッタンス制御を適用した頂点探索法、局所最適化法それぞれの協調制御アルゴリズムを用い、Fig. 6.1 (a)のようにロボット先端に人間が Σ_b の y 方向に直接外力を印加する仮想拘束空間での実験として行う。頂点探索法、局所最適化法それぞれの協調制御アルゴリズムのブロック線図はそれぞれ Fig. 5.7, Fig. 5.9 に示した通りである。

この実験におけるフィンガ・アームロボットの制御について、アームロボットの PID ゲインは、

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_p^a &= [5.0 \ 5.0 \ 5.0 \ 5.0 \ 2.0 \ 2.0 \ 2.0]^T & [1/s] : \text{アームロボットの比例ゲイン} \\ \mathbf{K}_i^a &= [0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5 \ 0.5]^T & [1/s^2] : \text{アームロボットの積分ゲイン} \\ \mathbf{K}_d^a &= [0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1 \ 0.1]^T & [-] : \text{アームロボットの微分ゲイン} \end{aligned}$$

とした。

フィンガロボットの PID ゲインは、頂点探索法するとき、

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_p^f &= [15.0 \ 15.0 \ 15.0]^T & [N \cdot m / rad] : \text{フィンガロボットの比例ゲイン} \\ \mathbf{K}_i^f &= [0.0 \ 0.0 \ 0.0]^T & [N \cdot m / (rad \cdot s)] : \text{フィンガロボットの積分ゲイン} \\ \mathbf{K}_d^f &= [0.5 \ 0.5 \ 0.5]^T & [N \cdot m \cdot s / rad] : \text{フィンガロボットの微分ゲイン} \end{aligned}$$

とし、局所最適化法するとき、

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_p^f &= [30.0 \ 30.0 \ 30.0]^T & [N \cdot m / rad] : \text{フィンガロボットの比例ゲイン} \\ \mathbf{K}_i^f &= [0.0 \ 0.0 \ 0.0]^T & [N \cdot m / (rad \cdot s)] : \text{フィンガロボットの積分ゲイン} \\ \mathbf{K}_d^f &= [1.0 \ 1.0 \ 1.0]^T & [N \cdot m \cdot s / rad] : \text{フィンガロボットの微分ゲイン} \end{aligned}$$

とした。さらに、頂点探索法ゲインは、

$$K_a = 80000 \quad [-] : \text{頂点探索法ゲイン}$$

とし、最急上昇法ゲインは、

$$\lambda = [10.0 \ 10.0 \ 10.0]^T$$

[(rad)²/m³] : 最急上昇法ゲイン

とした。

実験は、剛性について調べる実験として、仮想ダイナミクスのパラメータをそれぞれ、慣性係数 $M = 1$ [kg], 粘性係数 $D = 30$ [N·s/m]とし、複数の弾性係数 K を設定し、アームのベース座標系 Σ_b における y 方向に対して外力を印加する。ただし、可操作度閾値 $w_{th} = 2.0 \times 10^{-4}$ とする。この実験について、フィンガ 1 本に外力を印加する実験を 9.4.2 節に、フィンガ 2 本に外力を印加する実験を 9.4.3 節にて述べる。フィンガ 1 本に外力を印加する実験では、弾性係数を $K = 100, 300, 500$ [N/m]と変化させ、フィンガ 2 本に外力を印加する実験では、弾性係数を $K = 100, 300$ [N/m]と変化させた。

9.4.2 単一フィンガでの仮想ダイナミクスの実現範囲検証実験

2 本あるフィンガのうちの 1 本のみを考慮し、設定した仮想ダイナミクスの実現範囲を調べる実験を行う。実験において、仮想ダイナミクスのパラメータは、頂点探索法、局所最適化法ともに、慣性係数 $M = 1$ [kg], 粘性係数 $D = 30$ [N·s/m]としたうえで、弾性係数を $K = 100, 300, 500$ [N/m]と変化させ設定し、アームのベース座標系 Σ_b における y 方向に対して外力を印加する。なお、この範囲に弾性係数を設定した理由は、 $K = 100$ [N/m]以下では柔らかすぎてフィンガが振動してしまい、 $K = 500$ [N/m]以上では硬くてフィンガに力がかかりすぎてフィンガが壊れてしまう可能性があるためである。

まず、 $K = 100$ [N/m]のときの頂点探索法、局所最適化法それぞれの実験結果について、位置と力の関係を Fig. 9.19 として、フィンガ変位、アーム変位、フィンガ理論計算値、可操作度の変化を Fig. 9.20 として示す。

Fig. 9.19 で頂点探索法と局所最適化法を比較すると、両手法とも設定した弾性係数である $K = 100$ [N/m] からのズレが見られるが、局所最適化法の方が頂点探索法よりも設定した弾性係数に近い結果を示している。

Fig. 9.20 で頂点探索法と局所最適化法を比較すると、頂点探索法を用いた場合、可操作度が閾値よりも下がった後、緩やかに回復している。それに対して、最急上昇法を用いた場合は可操作度がほぼ閾値以上を保っていることが分かる。ただし、可操作度の変化に着目すると、頂点探索法では可操作度は滑らかに変化していることに対して、局所最適化法では振動している。これらのことから、それぞれ特徴はあるものの、両手法とも可操作度補償効果が働いていることが分かる。また、フィンガの変位を見ると、頂点探索法では 10 [s]付近では実験値と理論計算値の間で明らかなズレが見られるのに対して、局所最適化法は両者がほぼ一致している。

この $K = 100$ [N/m] での実験は、与えた外力の速度が約 2.6×10^{-2} [m/s]であった。頂

点探索法ではゲイン定数 $K_a = 80000$ と設定しているのですが、9.2節の正弦波仮想外力を与えた実験より、この速度では設定した仮想ダイナミクスを実現しにくいことが分かっており、同様の結果がフィンガに外部から直接外力を与える実験により確認された。9.2節の正弦波仮想外力を与えた実験では約 1.3×10^{-2} [m/s]の速度ならば設定した仮想ダイナミクスをほぼ実現できることが分かったが、このことについては9.4.3節にて確認する。

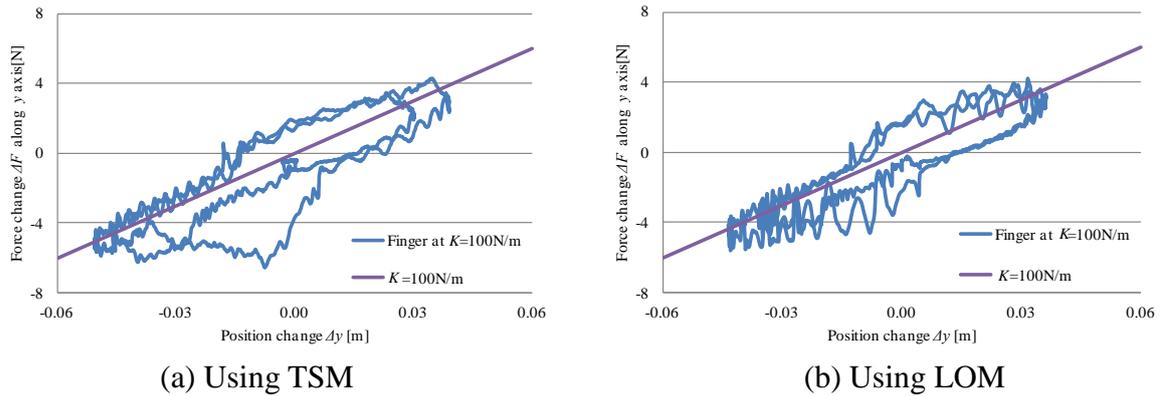


Fig. 9.19 Results of stiffness control in which K was changed ($K = 100$, single finer)

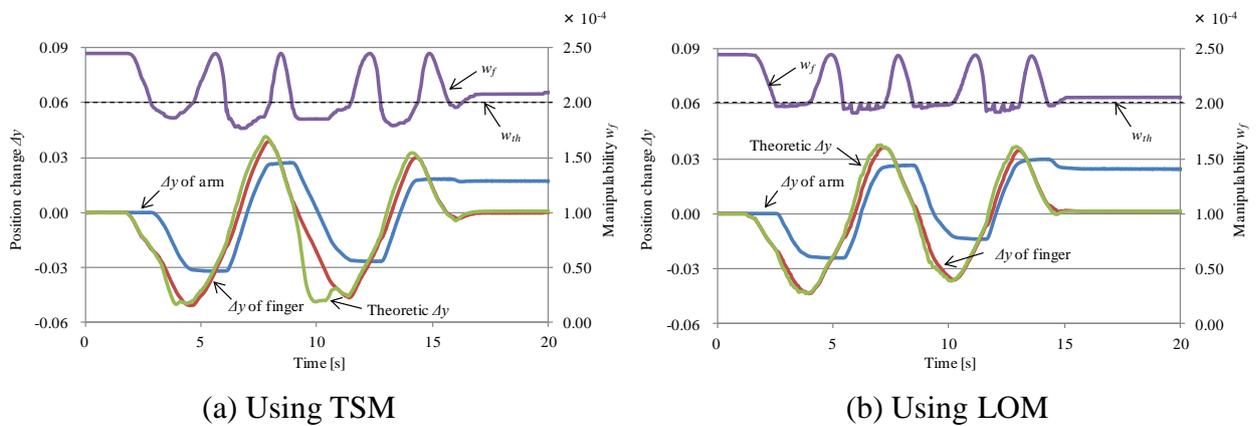


Fig. 9.20 Results of manipulability and finger and arm positions ($K = 100$, single finer)

次に、 $K = 300[\text{N/m}]$ のときの頂点探索法、局所最適化法それぞれの実験結果について、位置と力の関係を Fig. 9.21 として、フィンガ変位、アーム変位、フィンガ理論計算値、可操作度の変化を Fig. 9.22 として示す。

Fig. 9.21 で頂点探索法と局所最適化法を比較すると、局所最適化法の方が頂点探索法よりも設定した弾性係数に近い結果を示しているが、 $K = 100 [\text{N/m}]$ のときのような差は見られず、両手法とも設定した弾性係数である $K = 300 [\text{N/m}]$ をほぼ実現できている。

Fig. 9.22 で頂点探索法と局所最適化法を比較すると、 $K = 100 [\text{N/m}]$ のときと同様に、頂点探索法を用いた場合、可操作度が閾値よりも下がった後、緩やかに回復している。それに対して、局所最適化法を用いた場合は可操作度がほぼ閾値以上を保っていることが分かる。可操作度の変化に着目すると、やはり $K = 100 [\text{N/m}]$ のときと同様に、頂点探索法では可操作度は滑らかに変化していることに対して、局所最適化法では振動している。なお、フィンガの変位を見ると、 $K = 100 [\text{N/m}]$ のときとは異なり、頂

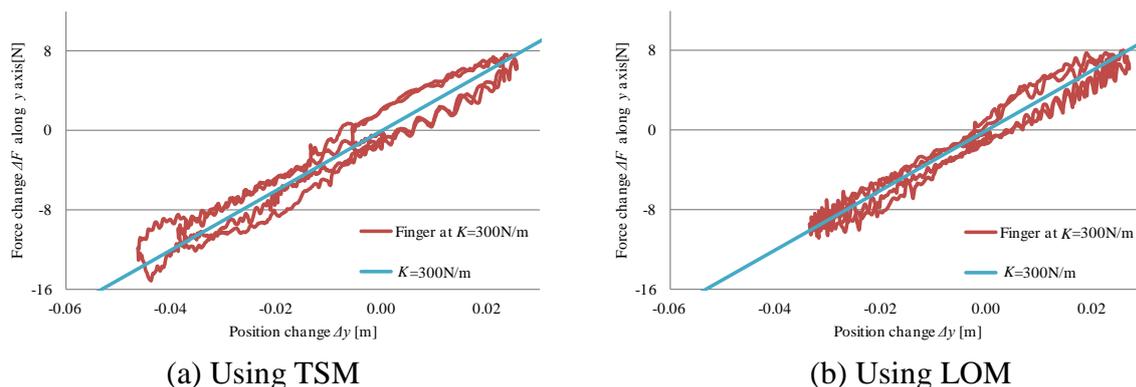


Fig. 9.21 Results of stiffness control in which K was changed ($K = 300$, single finer)

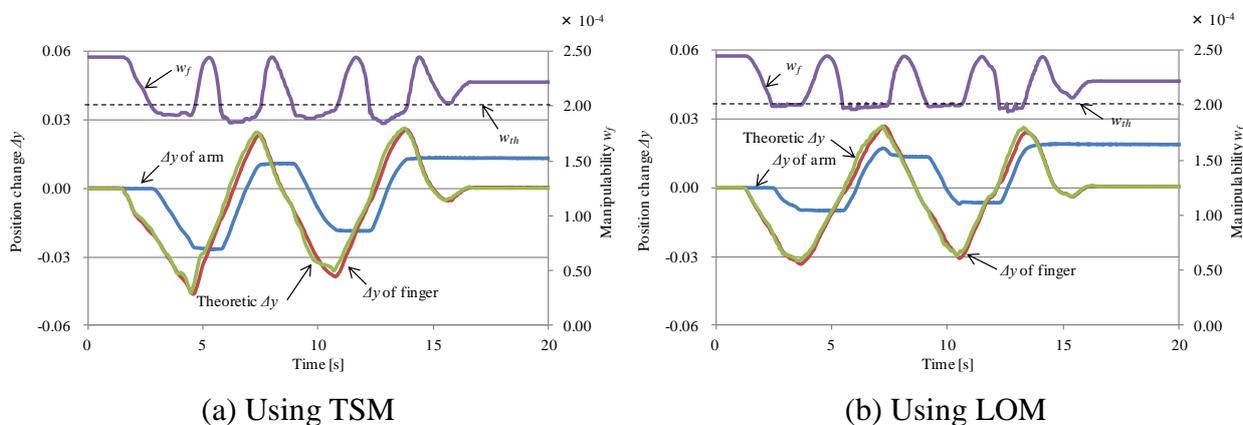


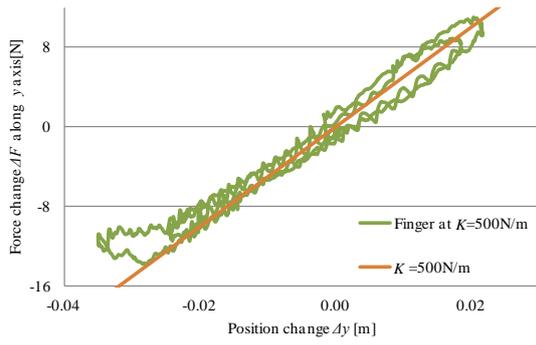
Fig. 9.22 Results of manipulability and finger and arm positions ($K = 300$, single finer)

点探索法，局所最適化法ともに実験値と理論計算値はほぼ一致している．これは，与えた外力の速度が約 1.3×10^{-2} [m/s] であり，9.2 節の正弦波仮想外力を与えた実験でも確認したように，この速度では設定した仮想ダイナミクスが実現できることをフィンガに外部から直接外力を与えた実験でも確認できた．

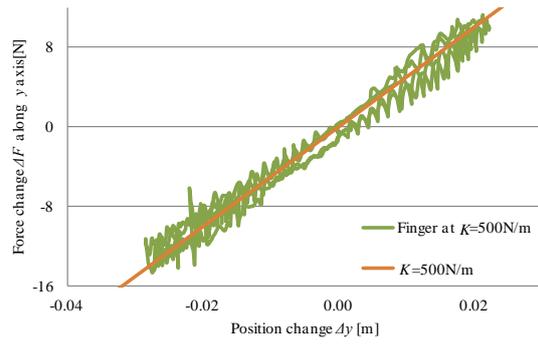
最後に， $K = 500$ [N/m] のときの頂点探索法，局所最適化法それぞれの実験結果について，位置と力の関係を Fig. 9.23 として，フィンガ変位，アーム変位，フィンガ理論計算値，可操作度の変化を Fig. 9.24 として示す．

Fig. 9.23 で頂点探索法と局所最適化法を比較すると，変位が大きいときでは局所最適化法の方が頂点探索法よりも設定した弾性係数に近い結果を示しているが，やはり $K = 100$ [N/m] のときのような差は見られず，両手法とも設定した弾性係数である $K = 500$ [N/m] をほぼ実現できている．

Fig. 9.24 で頂点探索法と局所最適化法を比較すると， $K = 100, 300$ [N/m] のときと同様に，頂点探索法を用いた場合，可操作度が閾値を下回った後，緩やかに回復している．それに対して，局所最適化法を用いた場合は可操作度がほぼ閾値以上を保っていることが分かる．可操作度の変化の仕方に着目すると，やはり $K = 100, 300$ [N/m] のときと同様に，頂点探索法では可操作度は滑らかに変化していることに対して，局所最適化法では振動している．なお，フィンガの変位を見ると，頂点探索法では 10 [s] 付近では実験値と理論計算値に明らかなズレが生じている．しかしこの原因は， $K = 100$ [N/m] のときのような運動速度によるものではなく，変位の量が大きかったことであると考えられる．Fig. 9.23 を見ても，マイナス方向の変位が大きいときには設定した弾性係数とのズレが生じていることが分かる．なお，本実験で与えた外力の速度は約 1.3×10^{-2} [m/s] であり，9.2 節の正弦波仮想外力を与えた実験でも確認したように，この速度では設定した仮想ダイナミクスが実現できることをフィンガに外部から直接外力を与えた実験でも確認できた．

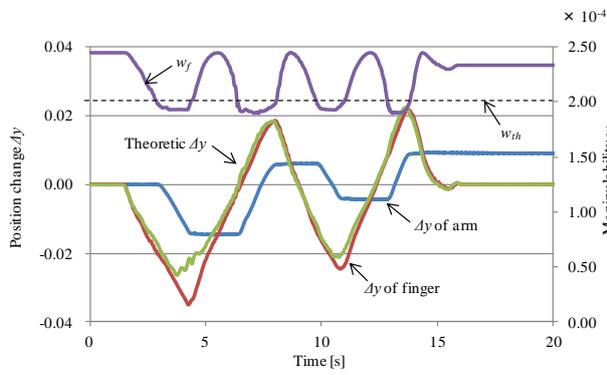


(a) Using TSM

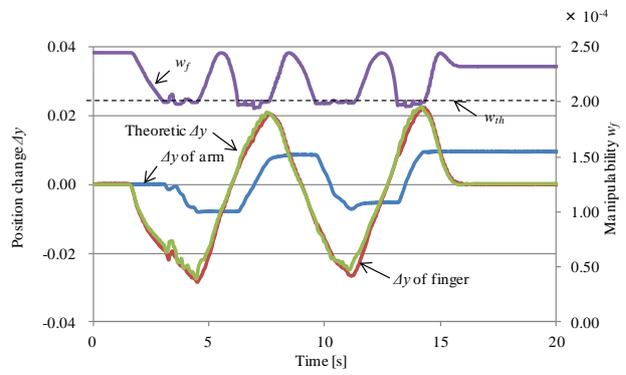


(b) Using LOM

Fig. 9.23 Results of stiffness control in which K was changed ($K = 500$, single finer)



(a) Using TSM



(b) Using LOM

Fig. 9.24 Results of manipulability and finger and arm positions ($K = 500$, single finer)

9.4.3 複数フィンガでの仮想ダイナミクスの実現範囲検証実験

本節では、2本のフィンガ両方を考慮し、設定した仮想ダイナミクスの実現範囲を調べる実験を行う。実験において、仮想ダイナミクスのパラメータは、頂点探索法、局所最適化法ともに、慣性係数 $M = 1.0$ [kg], 粘性係数 $D = 30.0$ [N·s/m]としたうえで、弾性係数を $K = 100.0, 300.0$ [N/m]と変化させ設定し、アームのベース座標系 Σ_b における y 方向に対して外力を印加する。なお、この範囲に弾性係数を設定した理由は、 $K = 100.0$ [N/m]以下ではフィンガ1本のとくと同様に柔らかすぎてフィンガが振動してしまうためである。また、フィンガ1本のとくと異なり $K = 300.0$ [N/m]までとしたのは、フィンガが2本になると、それぞれのフィンガが異なる動きをする可能性があり、より大きな力がかかりやすくフィンガが壊れる可能性が高くなるためである。

まず、 $K = 100.0$ [N/m]のときの頂点探索法、局所最適化法それぞれの実験結果について、位置と力の関係を Fig. 9.25 として、フィンガ変位、アーム変位、フィンガ理論計算値、可操作度の変化を Fig. 9.26 として示す。

Fig. 9.25 で頂点探索法と局所最適化法を比較すると、両手法とも設定した弾性係数

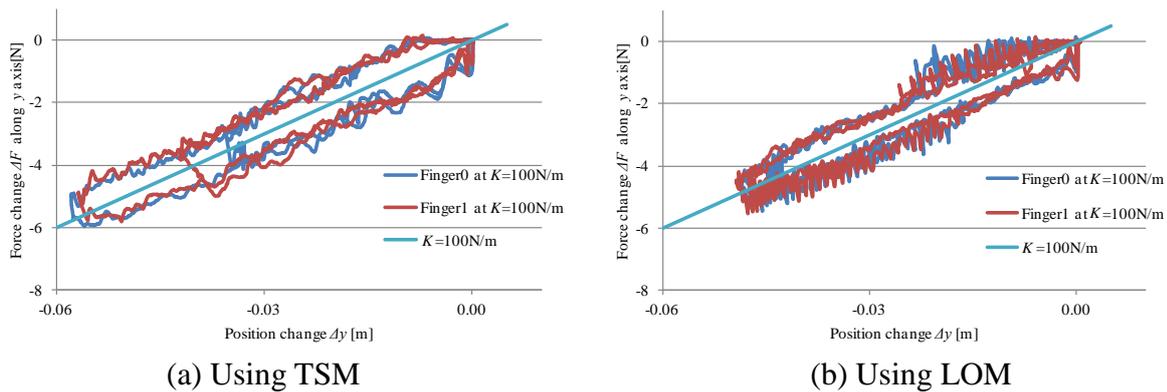


Fig. 9.25 Results of stiffness control in which K was changed ($K = 100$, multi finer)

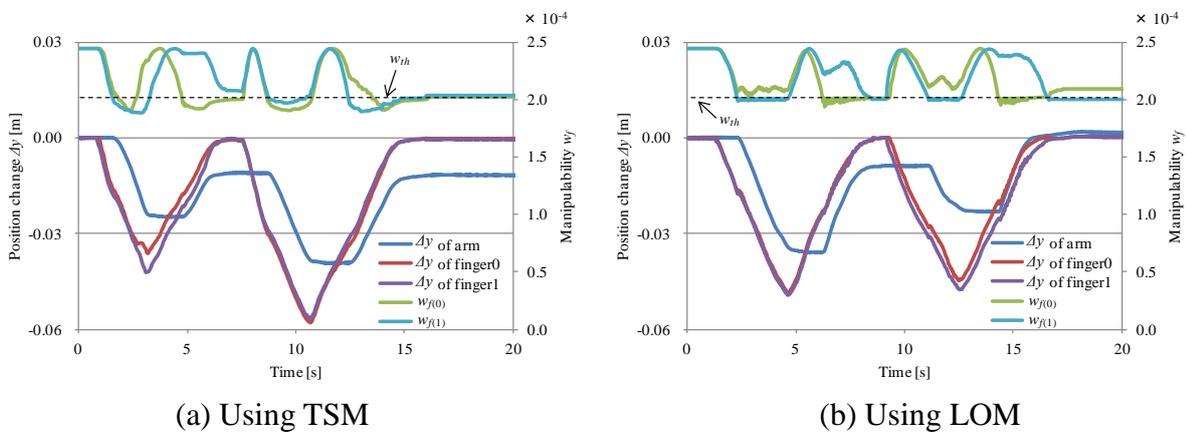


Fig. 9.26 Results of manipulability and finger and arm positions ($K = 100$, multi finer)

である $K = 100.0$ [N/m] をほぼ実現できている。ただし、振動と設定した弾性係数からのズレという観点から見ると、頂点探索法では振動は小さく、局所最適化法ではより設定した弾性係数に近いという特徴が見られる。

このフィンガ 2 本における $K = 100.0$ [N/m] での実験は、与えた外力の速度が約 1.3×10^2 [m/s] であった。頂点探索法ではゲイン定数 $K_a = 80000$ と設定しているため、9.2 節の正弦波仮想外力を与えた実験より、この速度では設定した仮想ダイナミクスをほぼ実現できることが分かっており、同様の結果がフィンガに外部から直接外力を与える実験により確認された。

Fig. 9.26 で頂点探索法と局所最適化法を可操作度の補償効果の観点から比較する。頂点探索法は可操作度閾値よりも可操作度が下がっている部分はあるものの、緩やかに回復しており、局所最適化法はほぼ閾値以上を保っているものの、振動が見られる。これらの特徴はここまでの実験同様の結果であり、弾性係数を変化させても変わらないことが分かる。

次に、 $K = 300.0$ [N/m] のときの頂点探索法、局所最適化法それぞれの実験結果について、位置と力の関係を Fig. 9.27 として、フィンガ変位、アーム変位、フィンガ理論計算値、可操作度の変化を Fig. 9.28 として示す。

Fig. 9.27 で頂点探索法と局所最適化法を比較すると、頂点探索法は全体的に $K = 100.0$ [N/m] のときとほぼ同様に制御した弾性係数に近い結果を示しているが、局所最適化法は $K = 100.0$ [N/m] のときと異なり、変位が小さい (-0.02 [m] ~ 0.00 [m] 程度の) 範囲では頂点探索法よりも設定した弾性係数に近い結果を示しているものの、変位が大きい (-0.05 [m] ~ -0.02 [m] 程度の) 範囲では振動しており、設定した仮想ダイナミクスからは頂点探索法よりも実現性が低くなっている。与えた外力の速度が約 1.3×10^2 [m/s] であったので、フィンガ 1 本るときでは局所最適化法は頂点探索法よりも設定した弾性係数に近い結果を示していたが、2 本になると違う特性が生じていることが分かる。これは、8.3 節にて示した複数フィンガになったときに局所最適化法を用いたとき特有の現象で、可操作度補償効果の対象となるフィンガの切り替えによるものであると考えられるが、本実験のように弾性係数が大きくなればなるほど、小さい変位でフィンガに大きな力がかかる。そのため、本実験においても -0.05 [m] ~ -0.02 [m] の範囲で可操作度補償効果の対象のフィンガが切り替わったとき、振動が生じ、結果的に設定した仮想ダイナミクスが実現しにくくなったと考えられる。実際に、Fig. 9.28 を見ると、頂点探索法では急激なフィンガ変位の変化はないが、局所最適化法では $10 \sim 12$ [s] 付近では変位が急激に変化していることが分かる。このとき、変位が -0.03 [m] よりも下がっており、フィンガに 9 [N] 以上の大きな力がかかっている。これが振動が生じ、設定した弾性係数を実現しにくくしてしまっている原因である。

なお、可操作度の変化を Fig. 9.28 で確認すると、やはりこれまでの実験と同様に、

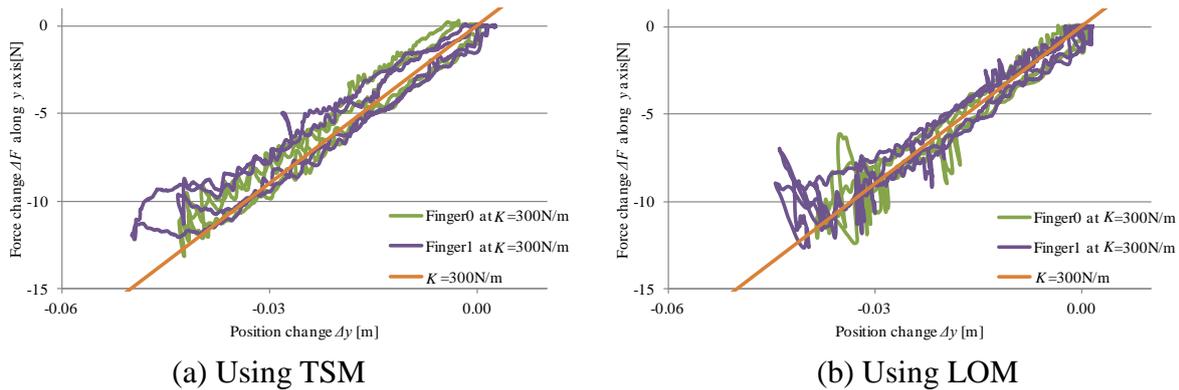


Fig. 9.27 Results of stiffness control in which K was changed ($K = 300$, multi finer)

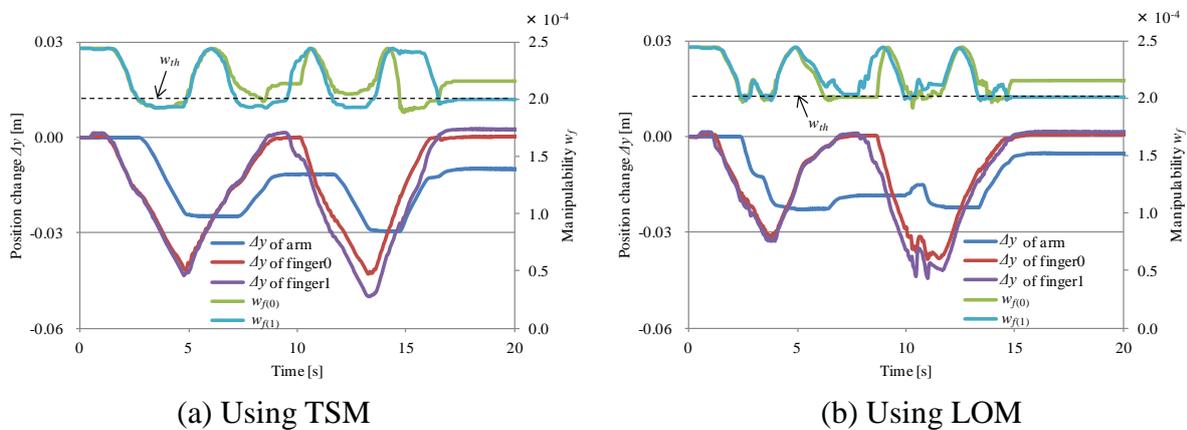


Fig. 9.28 Results of manipulability and finger and arm positions ($K = 300$, multi finer)

頂点探索法では一部、閾値を下回ってしまっている部分があるが、緩やかに回復していることに対して、局所最適化法では、ほぼ閾値以上を保っているものの、フィンガ変位に振動が見られた 10 ~ 12 [s] 付近では可操作度も急激に変化しており、その部分では閾値以下になってしまっている。本節での実験により、フィンガ 2 本での仮想ダイナミクスの実現範囲について確認した。

9.4.4 考察

本節では、9.4.1~9.4.3 節で述べた実験について考察する。

実験により、 $K = 100.0 \sim 500$ [N/m] の範囲で設定した弾性係数が実現できることを確認した。ここで、9.4.2 節、9.4.3 節ともに、設定した弾性係数の値が大きい方がフィンガ変位の実験値と理論計算値のズレが少ないことに着目する。本実験では、9.4.1 節で述べたように、弾性係数以外の仮想ダイナミクスのパラメータをそれぞれ、慣性係数 $M = 1.0$ [kg]、粘性係数 $D = 30.0$ [N·s/m] とした。慣性係数と粘性係数の値は一定とし、弾性係数を大きくしていくと、その分、弾性係数の占める影響が大きくな

る。すなわち、弾性係数が小さい状態では、粘性係数と慣性係数の影響が仮想ダイナミクスの実現性に影響するため、フィンガ先端が理論計算値通りの運動をしても設定した弾性係数からズレが生じると考えられる。顕著な例としては、フィンガ2本において $K = 100.0$ [N/m] と設定した実験結果である Fig. 9.28 を見ると、頂点探索法、局所最適化法ともにフィンガの変位は実験値と理論計算値でほぼ一致しているにもかかわらず、仮想ダイナミクスの実現性を示す Fig. 9.27 では、両手法とも設定した仮想ダイナミクスからのズレが生じていることが分かる。一方で、フィンガ1本において $K = 500.0$ [N/m] と設定した実験結果である Fig. 9.24 を見ると、頂点探索法、局所最適化法ともにフィンガの変位は実験値と理論計算値でほぼ一致しており、さらに仮想ダイナミクスの実現性について Fig. 9.23 を見ると、設定した弾性係数に近い結果を示している。このように、仮想ダイナミクスの実現性について、設定した弾性係数の実現性の観点から考えると、弾性係数の値が小さいと粘性係数、慣性係数の影響を受けやすいが、仮想ダイナミクスの実現性という観点から見ると、弾性係数の値の大小にはよらず、運動速度に対して影響を受けているということが分かる。

次いで、フィンガ1本と2本のときの違いに着目する。フィンガ1本では、弾性係数が大きいほど、粘性係数、慣性係数の影響を受けにくく、そのまま弾性係数の実現しやすさにつながった。しかし、フィンガ2本において、局所最適化法では、弾性係数が大きくなった場合、変位が大きいと設定した弾性係数が実現しにくいという現象が生じた。これは、局所最適化法では、可操作度補償効果の対象となるフィンガが切り替わることが原因であるが、弾性係数を大きくすると、小さい変位でもフィンガにより大きな力がかかることで可操作度補償効果の対象となるフィンガ切り替えに伴い目標値が急激に変化し、フィンガの挙動が不安定になるためである。

9.5 要約

本章では，提案した協調制御手法の動的特性を明らかにした．まず，正弦波仮想外力を用いて設定した仮想ダイナミクスの実現性と運動速度の関係を明らかにした．次いで，提案手法を動的な運動へ拡張するという観点から，運動速度へ影響を与えるゲイン定数を変化させることにより，その動的特性を明らかにした．そして，設定した仮想ダイナミクスの実現性と運動速度の関係を踏まえ，仮想ダイナミクスの実現できる範囲について実験を行い，フィンガ1本と複数本それぞれでの特性を明らかにした．

第10章

結論

10.1 結論	170
10.2 今後の展望	173

10.1 結論

本節では、本論文を通して得られた結論について述べる。まず、これまでの議論を踏まえ、それぞれの制御手法についてアルゴリズムの観点から議論し、Table 10.1 を用いて協調制御手法の特徴を明らかにする。柔らかさを実現する仮想ダイナミクスの構成法であるアドミッタンス制御とインピーダンス制御、可操作度補償効果を実現する頂点探索法 (TSM) と局所最適化法 (LOM) の組み合わせによって生じる協調制御アルゴリズムそれぞれについて、その特徴を述べる。

{1} アドミッタンス制御を適用した頂点探索法

フィンガ1本、フィンガ複数本のいずれの場合でも効果的な制御手法となる。フィンガ複数本になり、アームの目標値が急激に変化した場合でも、複数のフィンガの可操作度向上を図る制御方向ベクトルの変化が少ない。これは、制御の計算の順番が「アームからフィンガ」のため、後から行われるフィンガの制御計算においてアーム先端の位置誤差が補正されることにより、局所最適化法よりも良い結果を示すためである。また、頂点探索法ゲインを調節することにより、静的な運動、動的な運動に幅広く対応することができる。ただし、運動速度によりこのゲイン定数を調節する必要があるため、動的な運動に対しては、局所最適化法を用いたほうがより簡単に制御アルゴリズムを構築できる。

{2} インピーダンス制御を適用した頂点探索法

アドミッタンス制御と異なり、アームは速度制御、フィンガはトルク制御で、

Table 10.1 A comparison of cooperative control method

	Admittance Control	Impedance Control
TSM	{1}	{2}
LOM	{3}	{4}

両者が異なるシステム構成となるので、協調制御には向かない。この異なるシステム構成のため、仮想ダイナミクス計算前に誤差が含まれる場合、その誤差を含んだまま仮想ダイナミクスを計算してしまい、設定した仮想ダイナミクスを実現しにくいという特徴がある。

{3} アドミッタンス制御を適用した局所最適化法

フィンガ1本の場合は、可操作度最適化の対象が一つのため、最急上昇法が効果的に機能し、可操作度の補償効果および仮想ダイナミクスの実現ともに良い特性を持つ。しかし、フィンガ複数本の場合は、可操作度最適化の対象が複数になることから、複数フィンガの可操作度向上を図る制御ベクトルが大きく変化することがある。その際、アームの目標値が急激に変化してしまい、仮想ダイナミクスの実現にゆらぎが生じる。これは、局所最適化法の制御の順番が「フィンガからアーム」であり、アームの制御計算は後から行われるためアーム先端の目標値との誤差が補正されないことが原因である。頂点探索法のように運動速度によってゲイン定数を調節する必要はないため動的な運動へは対応しやすいが、頂点探索法よりもアームの動きが大きくなりがちで、より大きな運動エネルギーが必要となる。

{4} インピーダンス制御を適用した局所最適化法

局所最適化法はフィンガの操作度を向上させるために関節座標での位置制御、またインピーダンス制御はアームのベース座標系 Σ_b の力制御となり、まったく異質の制御系となり、その融合は難しい。

以上が、本論文で提案した協調制御アルゴリズムそれぞれの特徴である。

本論文では、人間の四肢運動からヒントを得て、フィンガの可操作度を補償しながら、フィンガとアームを協調的に運動させることで、作業空間を拡大するアドミッタンスおよびインピーダンス制御を実現する手法を提案した。これらの手法は、可操作度を補償する二つの手法と、柔らかさを実現するための仮想ダイナミクスを制御する二つの手法、すなわち位置制御ベースのアドミッタンス制御とトルク制御ベースのインピーダンス制御を組み合わせた協調制御手法である。さらに、それらの協調制御手法を比較することで、それぞれの制御方法の特徴を明らかにし、その特徴の原因につ

いても解明し，フィンガ・アームロボットの可操作度補償型アドミッタンスおよびインピーダンス制御の基礎理論を構築した．提案する協調制御アルゴリズムを用いることにより，人間のような滑らかで柔らかな動きをロボットにより実現することができる．今後の発展性もおおいに期待できる．

10.2 今後の展望

本節では、本論文を通して得られた結論を踏まえ、期待できる発展研究について述べる。

まず、評価関数を変えることが挙げられる。本研究では、実験において、フィンガ・アームロボットの運動エネルギーを制御性能の指標の一部として用いたが、例えば「躍度最小モデル」「トルク変化最小モデル」といったモデルを適用することにより、また違った制御性能を示す可能性が考えられる。

また、アドミッタンスおよびインピーダンス制御の適用の仕方にも、発展が考えられる。具体的には、本研究では、アドミッタンスおよびインピーダンス制御は (x, y, z) の並進方向のみで考えたが、 (α, β, γ) の回転方向に対して適用することも考えられる。特にアーム部分にアドミッタンスおよびインピーダンス制御を適用する場合には、回転方向の制御の方がより人間の筋系に近いモデルを実現できることも考えられる。

そして、ロボットの操作性についても、本研究ではスカラーである可操作度を指標に用いたが、可操作性楕円体を用いて操作性の方向性まで考慮するということが考えられる。また、これらにさらにアドミッタンスおよびインピーダンス制御を組み合わせることにより、例えば、ロボットを動かしにくい方向へは固く、動かしやすい方向へは柔らかくといった可操作性楕円体の直感的な表現も可能となる。

以上はロボットの運動制御における特性に関する研究に該当する。一方で、近年、マニピュレータに関する研究ではタスクベースの研究が様々行われている。例えば、双腕マニピュレータの持ち替え動作の手法の提案[55]や、双腕マニピュレータによる対象物のピックアンドプレース手法の提案[56][57]がある。これらは対象物をどのようにマニピュレーションするかという運動計画に関するタスクベースの研究である。また、より動的なタスクでは、組立作業を対象としたコンプライアンス運動制御に関する研究[58]や、動いている物体を双腕マニピュレータでピックアンドプレースする研究[59]も行われている。このようなタスクを実現するにあたり、将来的には本研究で行った運動制御の特性も考え、タスクベースの研究と特性に関する研究が融合していく可能性がある。具体的には、対象の物体を把持する際の把持力の制御と把持する際のマニピュレータの動かしやすさの制御、さらにはその運動の滑らかさといった特性も考慮することによって、よりよい制御性能でタスクを実現できると考えられる。今後、本研究のような制御の特性に関する研究とタスクベースの研究を融合させ、マニピュレーションの研究をさらに発展させていきたい。

参考文献

- [1] Y. Nakamura and H. Hanafusa: “Inverse kinematics solutions with singularity robustness for robot manipulator control”, *Transaction of the ASME, Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, Vol.108, No.4, pp.163-171, 1986.
- [2] 古荘純次, 臼井広幸: “冗長性を有するマニピュレータの一制御方式: 障害物環境下における制御”, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.55, No.514, pp.1391-1398, 1989.
- [3] 見浪護, 内藤康弘, 朝倉俊行: “冗長マニピュレータの回避可操作性”, 日本ロボット学会誌, Vol.17, No.6, pp.887-895, 1999.
- [4] O. Khatib: “Real-time obstacle avoidance for manipulators and mobile robots”, *International Journal of Robotics Research*, Vol.5, No.1, pp.90-98, 1986.
- [5] A. A. Maciejewski and C. A. Klein: “Obstacle avoidance for kinematically redundant manipulators in dynamically varying environments”, *International Journal of Robotics Research*, Vol.4, No.3, pp.109-117, 1985.
- [6] L. A. Loeff and A. H. Soni: “An algorithm for computer guidance of a manipulator in between obstacles”, *Transaction of the ASME, Journal of Engineering for Industry*, Vol.97, No.3, pp.836-842, 1975.
- [7] H. Tani, K. Inoue, T. Arai and Y. Mae: “Shape adaptation of planner hyper-redundant manipulators to narrow and unknown environment using proximity sensors”, in *Proceedings 11th International Conference on Advanced Robotics*, IEEE/RAS, pp.482-487, 2003.
- [8] 永井清, 吉川恒夫: “冗長マクロ・マイクロ・マニピュレータのインピーダンス制御”, 日本ロボット学会誌, Vol. 12, No. 5, pp. 766-772, 1994.

- [9] 馬書根, D. ネンチェフ: “冗長マニピュレータのための実時間動的冗長制御法”, 日本ロボット学会誌, Vol. 13, No. 5, pp. 704-710, 1995.
- [10] J. O. Kim and P. K. Kholsa: “Real time obstacle avoidance using harmonic potential functions”, *IEEE Transaction on Robotics and Automation*, Vol. 8, No. 3, pp. 338-349, 1992.
- [11] Z. Y. Guo and T. C. Hsia: “Joint trajectory generation for redundant robots in an environment with obstacles”, *Journal of Robotics System*, Vol. 10, No. 2, pp. 199-215, 1993.
- [12] K. Glass, R. Colbaugh, D. Lim, and H. Seraji: “Real-time collision avoidance for redundant manipulators”, *IEEE Transaction on Robotics and Automation*, Vol. 11, No. 3, pp. 448-457, 1995.
- [13] A. MacLean and S. Cameron: “The Virtual Springs Method: Path Planning and Collision Avoidance for Redundant Manipulators”, *International Journal of Robotics Research*, Vol. 15, No. 4, pp. 300-319, 1996.
- [14] Z. Luo, M. Yamakita, K. Iwakoshi and K. Ito: “Compliance Control Considering a Robot’s Manipulability”, 計測自動制御学会論文集, Vol. 31, No. 9, pp. 1534-1536, 1995.
- [15] 大岡昌博, 竹内修一, 三矢保永: “ロボットハンドを用いた物体把持動作の繰返しによる触覚認識”, 日本機械学会論文集 (C編), Vol. 61, No. 587, pp. 3023-3031, 1995.
- [16] 八島真人, 山口秀谷, 久保浩: “多指ハンドのリンク内接触による操り”, 日本機械学会論文集 (C編), Vol. 64, No. 622, pp. 2067-2073, 1998.
- [17] 山田貴孝, 桜山岳史, S. K. Saha, 三村宣治, 舟橋康行: “転がり接触を考慮した三次元把握の安定性解析”, 日本機械学会論文集 (C編), Vol. 65, No. 631, pp. 1062-1070, 1999.
- [18] 八島真人, 山口秀谷: “接触モードのスイッチングに基づく多指ハンドによる包み込み把握の運動計画”, 計測自動制御学会論文集, Vol. 39, No. 2, pp. 150-158, 2003.
- [19] Y. Li and I. Kao: “Stiffness Control on Redundant Manipulators: A Unique and Kinematically Consistent Solution”, in *Proceedings of the 2004 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 3956-3961, 2004.
- [20] J. H. Bae, M. Sekimoto and S. Arimoto: “Effect of virtual spring damper in grasping and

- object manipulation of a robotic hand-arm system”, in *Proceedings of the SICE-ICASE International Joint Conference 2006 (SICE-ICCAS2006)*, pp. 2222-2226, 2006.
- [21] M. Sekimoto and S. Arimoto: “Experimental study on reaching movements of robot arms with redundant DOF upon Virtual spring-damper hypothesis”, in *Proceedings of the 2006 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems (IROS 2006)*, pp. 562-567, 2006.
- [22] J. Vannoy and J. Xiao, “Real-time adaptive trajectory-optimized manipulator motion planning,” in *Proceedings 2004 IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 497-502, 2004.
- [23] S. Harmeyer and A. Bowling, “Dynamic performance as a criterion for redundant manipulator control,” in *Proceedings 2004 IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems*, 2004, pp. 3601-3606.
- [24] 馬書根, 広瀬茂男, 吉灘裕: “冗長マニピュレータの効率的な冗長制御法”, 日本ロボット学会誌, Vol. 14, No. 5, pp. 703-709, 1996.
- [25] 内山勝, 清水邦敏, 箱守京次郎: “ヤコビ行列式によるロボットアームの機構評価”, 計測自動制御学会論文集, Vol. 21, No. 21, pp. 190-196, 1985.
- [26] O. Khatib: “Inertial Properties in Robotic Manipulation: An Object-Level Framework”, *International Journal of Robotics Research*, Vol. 14, No. 1, pp. 19-36, 1995.
- [27] C. Melchiorri and J. Salisbury: “Exploiting the Redundancy of A Handarm Robotic System”, *MIT A.I. Memo*, No. 1261, 1990.
- [28] 永井清, 吉川恒夫: “アーム・多指ハンド機構による把握と操り”, 日本ロボット学会誌, Vol. 13, No. 7, pp. 994-1005, 1995.
- [29] 吉川恒夫, 細田耕, 土井利次: “マクロ-マイクロシステムによるフレキシブルアームの準静的軌道制御”, 日本ロボット学会誌, Vol. 11, No. 1, pp. 140-147, 1993.
- [30] T. Wimboeck, Ch. Ott, and G. Hirzinger: “Impedance Behaviors for Two-handed Manipulation: Design and Experiments”, in *Proceedings 2007 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 4182-4189, 2007.
- [31] T. Yoshikawa: “Manipulability of Robotic Mechanisms”, *International Journal of RSJ*, Vol. 4, No. 2, pp. 3-9, 1985.
- [32] 内山勝, 清水邦敏, 箱守京次郎: “ヤコビ行列式によるロボットアームの機構評価”, 計測自動制御学会論文集, Vol. 21, No. 21, pp. 190-196, 1985.

- [33] 吉川恒夫:“ロボットアームの可操作度”, 日本ロボット学会誌, Vol. 2, No. 1, pp. 63-67, 1984.
- [34] T. Yoshikawa: “Analysis and Control of Manipulability with Redundancy”, in *Proceedings of the 1st International Robotics Research*, pp. 735-747, 1983.
- [35] J. K. Salisbury and J. J. Craig: “Articulated hands: Force Control and Kinematic Issues”, *International Journal of Robotics Research*, Vol. 1, No. 1, pp. 4-17, 1982.
- [36] S. Chiaverni, B. Siciliano and O. Egeland: “Redundancy resolution for the human-arm-like manipulator”, *Robotics and Autonomous Systems*, Vol. 8, pp. 239-255, 1991.
- [37] S. Chiaverni, O. Egeland, J. R. Sagli and B. Siciliano: “User-defined accuracy in the augmented task space approach for redundant manipulators”, *Laboratory Robotics and Automation*, Vol. 4, pp. 59-67, 1992.
- [38] A. Bicchi, C. Melchiorri and D. Balluchi: “On the mobility and manipulability of general multiple limb robot”, *IEEE Transaction on Robotics and Automation*, Vol. 11, No. 2, pp. 215-228, 1995.
- [39] D. Prattichizzo and A. Bicchi: “Dynamic analysis of mobility and general manipulation systems”, *IEEE Transaction on Robotics and Automation*, Vol. 14, No. 2, pp. 241-258, 1998.
- [40] 彭志新, 足立 紀彦: “冗長マニピュレータのインピーダンス制御,” 日本機械学会論文集 (C 編), Vol.57, No.542, pp.3216-3221, 1991.
- [41] M. Ueberle, N. Mock, and M. Buss: “VISHARD10, a novel hyper-redundant haptic interface”, *12th International Symposium on Haptic Interfaces for Virtual Environment and Teleoperator Systems*, pp. 58-65, 2004.
- [42] T. Takubo, H. Arai, and K. Tanie: “Control of mobile manipulator using a virtual impedance wall”, in *Proceedings 2002 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 3571-3576, 2002.
- [43] H. Kawasaki and T. Mouri, “Design and Control of Five-Fingered Haptic Interface Opposite to Human Hand,” *IEEE Transaction on Robotics*, Vol. 23, No. 5, pp. 909-918, 2007.

- [44] Bui. T. Q, J. Huang, M. Harada, and T. Yabuta: “Control of a Macro-Micro Robot System Using Manipulability of the Micro Robot”, *JSME International Journal Series C*, Vol. 49, No. 3, pp. 897-904, 2006.
- [45] J. Huang, Bui. T.Q, M. Harada, and T. Yabuta,: “Emulating the Motion of a Human Upper Limb: Controlling a Finger-arm Robot by using the Manipulability of its Finger”, in *Proceedings of 2006 IEEE International Conference on Robotics and Biomimetics (ROBIO 2006)*, pp. 607-612, 2006.
- [46] クワン B. T., 原田実, 黄健, 藪田哲郎: “可操作度を用いた上肢ロボットの協調制御による自然な運動機能の生成”, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol. 73, No. 733, pp. 2551-2560, 2007.
- [47] 山田大輔, 中村裕介, 原正之, 黄健, 藪田哲郎: “可操作度を考慮したフィンガ・アームロボットの協調的インピーダンス制御”, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol. 74, No. 748, pp. 2994-3003, 2008.
- [48] J. Huang, D. Yamada, T. Hori, M. Hara, and T. Yabuta: “Integration of Impedance Control and Manipulability Regulation for a Finger-Arm Robot”, in *Proceedings 2009 IEEE International Conference on Robotics and Automatio*, pp. 4006-4012, 2009.
- [49] 藪田哲郎, 豊島倫太郎, 本間淳平, Tachibana Luis Shiro, 藤堂勇雄: “サーボ系の構成がハプティックインタフェースに及ぼす影響”, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol. 68, No. 671, pp. 2045-2051, 2002.
- [50] 堀貴之, 山田大輔, 黄健, 杉内肇, 藪田哲郎: “複数可操作度総合評価によるマルチフィンガ・アームロボットのアドミッタンス制御”, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol. 76, No. 763, pp. 655-664, 2010.
- [51] J. Huang, T. Hori, N. Toyoda, and T. Yabuta: “Admittance Control of a Multi-Finger Arm Based on Manipulability of Fingers”, *International Journal of Advanced Robotic System*, Vol. 8, No. 4, pp. 18-27, 2011.
- [52] 堀貴之, 佐野嘉則, 黄健, 豊田希, 藪田哲郎: “フィンガとマニピュレータの個別アドミッタンス制御におけるタスク実行時のフィンガ可操作度補償効果”, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol. 77, No. 776, pp.196-207, 2011.
- [53] 佐野嘉則, 堀貴之, 早川拓人, 藪田哲郎: “人間技能の抽出・模擬によるフィンガ・アームロボットのヨーヨー操作 (目隠しヨーヨーの実現)”, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol. 78, No. 790, pp.2074-2089, 2012.

- [54] 佐藤邦彦, 堀貴之, 豊田希, 藪田哲郎: “高精度速度および加速度近似手法を用いたロボットのアドミッタンス制御における周波数特性の改善”, 日本機械学会論文集 (C編), Vol. 76, No. 771, pp.3178-3180, 2010.
- [55] A. Tsuda, Y. Kakiuchi, S. Nozawa, R. Ueda, K. Okada, and M. Inaba: “On-line Next Best Grasp Selection for In-Hand Object 3D Modeling with Dual-Arm Coordination”, in *Proceedings 2012 IEEE International Conference on Robotics and Automatio*, pp. 1799-1804, 2012.
- [56] K. Harada, T. Foissotte, T. Tsuji, K. Nagata, N. Yamanobe, A. Nakamura, and Y. Kawai: “Pick and Place Planning for Dual-Arm Manipulators”, in *Proceedings 2012 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 2281-2286, 2012.
- [57] K. Harada, T. Tsuji, K. Nagata, N. Yamanobe, H. Onda, T. Yoshimi, and Y. Kawai: “Object Placement Planner for Robotic Pick and Place Tasks”, in *Proceedings 2012 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 980-985, 2012.
- [58] Y. Kobari, T. Nammoto, J. Kinugawa, and K. Kosuge: “Vision Based Compliant Motion Control for Part Assembly”, in *Proceedings 2013 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 293-298, 2013.
- [59] A. Cowley, B. Cohen, M. Likhachev, C. J. Taylor, and W. Marshall: “Perception and Motion Planning for Pick-And-Place of Dynamic Objects”, in *Proceedings 2013 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, pp. 816-823, 2013.

研究業績

査読あり学術論文

- (i) 山田大輔, 中村祐介, 原正之, 黄健, 藪田哲郎 : “可操作度を考慮したフィンガ・アームロボットの協調的インピーダンス制御”, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol. 74, No. 748, pp. 2994-3003, 2008.
- (ii) 黄健, 中村裕介, 山田大輔, 原正之, 藪田哲郎 : “冗長ロボットの構造階層化を用いた運動制御”, 計測自動制御学会論文集, Vol. 44, No. 12, pp. 1012-1014, 2008.
- (iii) Jian HUANG, Daisuke YAMADA, Yusuke NAKAMURA, Masayuki HARA, and Tetsuro YABUTA : “Cooperative Impedance Control of a Finger-Arm Robot by Regulating Finger's Manipulability”, *Journal of System Design and Dynamics*, Vol. 3, No. 5, pp.756-767, 2009.
- (iv) 堀貴之, 山田大輔, 黄健, 杉内肇, 藪田哲郎 : “複数可操作度総合評価によるマルチフィンガ・アームロボットのアドミッタンス制御”, 日本機械学会論文集 (C 編), Vol. 76, No. 763, pp. 655-664, 2010.
- (v) Daisuke YAMADA, Jian HUANG, and Tetsuro YABUTA : “Comparison Between Admittance and Impedance Control of a Multi-Finger-Arm Robot Using the Guaranteed Manipulability Method”, *Precision Instrument and Mechanology*, Vol. 2, No. 1, pp. 85-93, 2013.
- (vi) 山田大輔, 佐野嘉則, 堀良太, 黄健, 藪田哲郎 : “可操作度保持型マルチフィンガ・アームロボットの協調的アドミッタンス制御における動的特性”, 日本機械学会論文集 (C 編) Vol. 79, No. 808, pp.5010-5014, 2013.

査読あり講演論文

- (i) Jian HUANG, Minoru HARADA, **Daisuke YAMADA**, Masayuki HARA, and Tetsuro YABUTA : “Control of a Finger-arm Robot by Employing the Steepest Ascent Method to Modulate the Finger's Manipulability”, in *Proceedings 2008 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*, Poster Session, 2008
- (ii) Jian HUANG, **Daisuke YAMADA**, Takayuki HORI, Masayuki HARA, and Tetsuro YABUTA : “Integration of Impedance Control and Manipulability Regulation for a Finger-Arm Robot”, in *Proceedings 2009 IEEE International Conference on Robotics and Automation*, pp. 4006-4012, 2009.
- (iii) **Daisuke YAMADA**, Yoshinori SANO, Ryota HORI, HUANG, and Tetsuro YABUTA : “Dynamic Movement by Admittance Control of a Multi-Finger-Arm Robot with Manipulability Control of Fingers”, in *Proceedings 2013 IEEE/SICE International Symposium on System Integration*, pp. 521-526, 2013.

査読なし口頭発表

- (i) 中村裕介, **山田大輔**, 黄健, 藪田哲郎 : “可操作度を用いた冗長ロボットの運動制御”, 第 8 回計測自動制御学会システムインテグレーション部門講演会 (SI2007) 講演論文集, pp. 985-986, 2007.
- (ii) **山田大輔**, 中村裕介, 黄健, 藪田哲郎 : “フィンガ・アームロボットの協調運動によるインピーダンス制御”, 日本機械学会関東学生会第 47 回学生員卒業研究発表講演会, 2008.
- (iii) **山田大輔**, 中村裕介, 原正之, 黄健, 藪田哲郎 : “可操作度の制御を用いたフィンガ・アームロボットのインピーダンス制御”, 日本機械学会ロボティクス・メカトロニクス講演会 2008 (ROBOMECH'08), 2A1-H22, 2008.
- (iv) **山田大輔**, 堀貴之, 原正之, 黄健, 藪田哲郎 : “可操作度を考慮したフィンガ・アームロボットのインピーダンス制御”, 第 26 回日本ロボット学会学術講演会講演概要集, 3C3-01, 2008.
- (v) 堀貴之, **山田大輔**, 藪田哲郎 : “マルチフィンガ・アームロボットのアドミッタンス制御”, 日本機械学会関東学生会第 48 回学生員卒業研究発表講演会, 2009.
- (vi) **山田大輔**, 堀貴之, 黄健, 藪田哲郎 : “可操作度を考慮したマルチフィンガ・アーム

- ムロボットのアドミッタンス制御の枠組”, 日本機械学会ロボティクス・メカトロニクス講演会 2009 (ROBOMECH'09), 2P1-H03, 2009.
- (vii) 堀貴之, 山田大輔, 黄健, 藪田哲郎: “複数可操作度を総合的に評価したフィンガ・アームロボットのアドミッタンス制御”, 日本機械学会ロボティクス・メカトロニクス講演会 2009 (ROBOMECH'09), 2P1-G17, 2009.
- (viii) 山田大輔, 堀貴之, 黄健, 豊田希, 藪田哲郎: “可操作度保持型マルチフィンガ・アームロボットのアドミッタンス制御の枠組”, 第 27 回日本ロボット学会学術講演会講演概要集, 3A1-01 2009.
- (ix) 堀貴之, 山田大輔, 黄健, 豊田希, 藪田哲郎: “複数可操作度を総合的に評価したマルチフィンガ・アームロボットのアドミッタンス制御”, 第 27 回日本ロボット学会学術講演会講演概要集, 3A1-02, 2009.
- (x) 佐藤邦彦, 堀貴之, 山田大輔, 豊田希, 藪田哲郎: “フィンガアーム協調アドミッタンス制御における速度推定法の改善について”, 日本機械学会ロボティクス・メカトロニクス講演会 2010 (ROBOMECH'10), 2A1-A14, 2010.
- (xi) 堀貴之, 山田大輔, 豊田希, 藪田哲郎: “マルチフィンガ・アームロボットの可操作度保持型アドミッタンス制御”, 日本機械学会ロボティクス・メカトロニクス講演会 2010 (ROBOMECH'10), 2A1-E21, 2010.
- (xii) 山田大輔, 黄健, 藪田哲郎: “可操作度を考慮したマルチフィンガ・アームロボットのアドミッタンス及びインピーダンス制御”, 第 30 回日本ロボット学会学術講演会講演概要集, 4O3-3, 2012.

謝辞

本論文の主査を務めて頂いた横浜国立大学大学院 藪田哲郎 教授に心より御礼を申し上げます。藪田研究室に在籍した期間、藪田先生には、研究だけでなく、人生をいかに歩むかといった人間として成長していくための多くのご指導、ご鞭撻を頂戴致しました。これだけの長い期間、藪田先生のご指導の元で研究を行えたことは非常に恵まれたことだと思います。改めて感謝を申し上げます。

近畿大学 黄健 教授には懇切なご指導を頂きました。研究テーマや論文について、多くのご相談をさせて頂きましたが、いつも暖かく親身になって頂き大変感謝しております。

横浜国立大学大学院 豊田希 研究教員には、貴重な助言を頂くだけでなく、研究を進めるにあたり必要な事務手続きなどのサポートも頂きました。ありがとうございます。

東京大学 原正之 助教には、横浜国立大学在学中より大変お世話になっております。厳しいながらも温かいご指導、ご意見を頂戴致しました。誠にありがとうございます。

研究室在籍時の博士課程後期の先輩である 山科亮太 氏には、博士課程後期進学後、度々ご相談させて頂きました。研究者として、また社会人としての生き方について、大変勉強させて頂きました。

佐世保工業高等専門学校 榎田諭 講師には、博士課程後期進学を考えていた際にご相談させて頂き、貴重なご意見を頂きました。榎田先生にご相談させて頂いたことが、博士課程後期進学の後押しになりました。そして進学後も数多くの助言を頂きました。ここに感謝の意を表するとともに、一層のご活躍をお祈りいたします。

横浜国立大学 大学院工学府 藪田研究室に在籍された皆さまには、様々な場面でお

世話になりました。特に、堀貴之 氏、佐野嘉則 氏、堀良太 氏と共同で行った研究成果が本論文に反映されています。厚く感謝の意を表します。

また、貴重なお時間を頂き副査を務めて頂いた横浜国立大学大学院 眞田一志 教授、高田一 教授、佐藤恭一 教授、前田雄介 准教授に深く感謝の意を表し、厚く御礼を申し上げます。

特に前田先生には、博士課程後期進学を考えていた際にご相談に伺い、貴重なご意見を頂きました。誠にありがとうございます。

末筆となりましたが、私が研究を進めるにあたってご協力頂いたすべての方々に、厚く御礼を申し上げます。