



可変インピーダンスモデルを用いた操作者支援型マ スタスレーブシステムに関する研究

メタデータ	言語: Japanese 出版者: 公開日: 2013-05-16 キーワード (Ja): キーワード (En): 作成者: 千田, 和範 メールアドレス: 所属:
URL	http://hdl.handle.net/10258/2084

可変インピーダンスモデルを用いた操作者支援型
マスタスレーブシステムに関する研究

室蘭工業大学 大学院工学研究科
生産情報システム工学専攻

千 田 和 範

平成12年度 博士学位論文

可変インピーダンスモデルを用いた操作者支援型
マスタスレーブシステムに関する研究

大学院工学研究科博士後期課程
生産情報システム工学専攻
学籍番号 0992007
千田 和範

目次

第1章	緒言	1
第2章	MSS研究の動向と問題点の整理	4
2.1	MSS研究の現在までの動向	4
2.1.1	テレオペレーションを考慮した制御系設計	5
2.1.2	安定性	6
2.1.3	テレロボティクス(協調作業, 共同作業)	7
2.2	MSS制御系の概略	10
2.2.1	対称型MSS	10
2.2.2	力逆送型	11
2.2.3	力帰還型MSS	12
2.2.4	並列型MSS	12
2.2.5	インピーダンス制御型MSS	14
第3章	モデル追従型インピーダンス制御法	17
3.1	インピーダンス制御	17
3.1.1	トルクベース型インピーダンス制御法	18
3.1.2	モデル追従型インピーダンス制御法	20
第4章	インピーダンスモデル追従型MSS	23
4.1	インピーダンスモデルの役割	23
4.2	インピーダンスモデル追従型MSSの構成	24
4.3	インピーダンスモデル追従型MSSの基本特性	26
4.3.1	力追従特性	27
4.3.2	位置追従特性	28
第5章	可変粘性楕円体を用いた 操作者支援型MSS	29
5.1	作業支援方策	29
5.1.1	操作者の作業意図	29
5.1.2	作業意図の抽出	32
5.2	可変粘性楕円体とその性質	33

5.2.1	可変粘性楕円体の性質	34
5.2.2	可変粘性楕円体の数式表現	39
5.2.3	理想モデルの粘性値算出	42
5.2.4	可変理想インピーダンスモデル	45
5.2.5	作業座標系から関節座標系への変換	46
5.2.6	理想モデル追従制御系	49
第6章	実験	51
6.1	実験装置概要	51
6.2	実験システムの概観	54
6.3	実験	56
6.3.1	実験1：単一作業環境でのトレス実験	56
6.3.2	実験2：複合環境でのトレス実験	74
6.3.3	実験3：可変剛性環境へのトレス作業	89
第7章	結言	106
付録A	実験装置に関する資料	117
A.1	機構設計	117
A.1.1	基本仕様	117
A.1.2	強度設計	118
A.1.3	モータ・減速器選定	123
A.1.4	基本性能の確認	125
A.1.5	センサ関係	127
A.2	実験装置の同定法	128
A.2.1	同定法	128
A.2.2	デジタルフィルタ	131
A.3	制御用コンピュータ関係	133
A.3.1	コンピュータシステムの構成	134
A.3.2	実験システム構成	134
A.3.3	実験装置の信号経路	138
A.3.4	実験装置のハードウェア構成のまとめ	139
付録B	等価回転行列	141
B.1	等価回転行列の導出	141
B.2	直交行列の確認	143
付録C	SCHM 設計図面	145

目 次

2.1	Master slave system (1 d.o.f. model)	10
2.2	Master-slave system (basic type)	13
2.3	Master-slave system (improved type)	16
3.1	Interaction of robot with environment	17
3.2	Method of assigning impedance parameters	19
3.3	Block diagram of impedance control method (model following type)	21
4.1	Concept of impedance model following type	23
4.2	Master-Slave system (model following type)	26
5.1	Norman's approximate mental model	30
5.2	Explanation of expectation	31
5.3	Image of viscosity ellipsoid	34
5.4	Images of horizontal and longitudinal section of viscosity ellipsoid	35
5.5	Images of relationship between direction of force vector and viscosity vector	36
5.6	Motion of arm with ellipsoid (contact process)	37
5.7	Motion of arm with ellipsoid (approach process)	38
5.8	Coordinate system	40
5.9	Equivalent Axis/Angle	43
5.10	Signal flow in the proposed MSS	50
6.1	2 d.o.f. robot arms	52
6.2	Photograph of Experimental Environment	54
6.3	Photograph of Master Arm	55
6.4	Photograph of Slave Arm	55
6.5	Exp.1: Trajectories of Master Arm and Slave Arm	56
6.6	Exp.1: Object(High Stiffness)	57
6.7	Exp.1: Experiment - Trace work on steel plate -	58
6.8	Exp.1: Trajectories in the case of variable impedance model	59
6.9	Exp.1: Forces in the case of variable impedance model	59

6.10	Exp.1: Trajectories in the case of fixed impedance, $B_0 = 400$	60
6.11	Exp.1: Forces in the case of fixed impedance, $B_0 = 400$	60
6.12	Exp.1: Trajectories in the case of fixed impedance, $B_0 = 900$	61
6.13	Exp.1: Forces in the case of fixed impedance, $B_0 = 900$	61
6.14	Exp.1: Trajectories in the case of variable impedance model (triming)	64
6.15	Exp.1: Forces in the case of variable impedance model (triming) . .	64
6.16	Exp.1: Direction of force and ellipsoidal axis	65
6.17	Exp.1: Length of ellipsoidal axes	65
6.18	Exp.1: Trajectories in the case of variable impedance model (mag- nification)	66
6.19	Images of experimental process - Exp.1 -	66
6.20	Exp.1: Trajectories in the case of fixed impedance, $B_0 = 400$ (triming)	67
6.21	Exp.1: Forces in the case of low viscosity object (triming)	67
6.22	Exp.1: Trajectories in the case of fixed impedance, $B_0 = 400$ (mag- nification)	68
6.23	Exp.1: Trajectories in the case of fixed impedance, $B_0 = 900$ (triming)	69
6.24	Exp.1: Forces in the case of fixed impedance, $B_0 = 900$ (triming) . .	69
6.25	Exp.1: Trajectories in the case of fixed impedance, $B_0 = 900$ (mag- nification)	70
6.26	Exp.2: Trajectories of Master Arm and Slave Arm	75
6.27	Exp.2: Sketch of object	76
6.28	Exp.2: Object(high and low stiffness)	76
6.29	Exp.2: Experiment - Trace work on acryl and steel plate -	77
6.30	Exp.2: Trajectories in the case of variable impedance model	78
6.31	Exp.2: Forces in the case of variable impedance model	78
6.32	Exp.2: Trajectories in the case of fixed impedance	79
6.33	Exp.2: Forces in the case of fixed impedance	79
6.34	Exp.2: Trajectories in the case of variable impedance model (triming)	81
6.35	Exp.2: Trajectories in the case of Variable Mode (triming)	81
6.36	Exp.2: Direction of Force and Ellipsoidal Axis	82
6.37	Exp.2: Length of Ellipsoidal Axes	82
6.38	Exp.2: Trajectories in the case of variable impedance model (path A-B)	83
6.39	Exp.2: Trajectories in the case of variable impedance model (path B-C)	83
6.40	Exp.2: Trajectories in the case of fixed impedance (triming)	84
6.41	Exp.2: Forces in the case of fixed impedance (triming)	84
6.42	Exp.2: Trajectories in the case of fixed impedance (path A-B)	85

6.43	Exp.2: Trajectories in the case of fixed impedance (path B-C)	85
6.44	Case of contact with low stiffness object	86
6.45	Case of contact with high stiffness object	86
6.46	Exp.3: Trajectories of Master Arm and Slave Arm	90
6.47	Exp.3: Object(stainless cantilever)	90
6.48	Sketch of cantilever	91
6.49	Exp.3: Experiment - Trace work on cantilever -	92
6.50	Exp.3: Stiffness values of stainless cantilever	92
6.51	Exp.3: Trajectories in the case of variable impedance model	93
6.52	Exp.3: Forces in the case of variable impedance model	93
6.53	Exp.3: Trajectories in the case of fixed impedance	94
6.54	Exp.3: Forces in the case of fixed impedance	94
6.55	Exp.3: Trajectories in the case of variable impedance model (triming)	95
6.56	Exp.3: Forces in the case of variable impedance model (triming)	95
6.57	Exp.3: Trajectories in the case of fixed impedance (triming)	96
6.58	Exp.3: Forces in the case of fixed impedance (triming)	96
6.59	Exp.3: Trace work on cantilever	97
6.60	Exp.3: Trajectories in the case of variable impedance model(3mm)	99
6.61	Exp.3: Forces in the case of variable impedance model(3mm)	99
6.62	Exp.3: Trajectories in the case of variable impedance model(6mm)	100
6.63	Exp.3: Forces in the case of variable impedance model(6mm)	100
6.64	Exp.3: Trajectories in the case of variable impedance model(9mm)	101
6.65	Exp.3: Forces in the case of variable impedance model(9mm)	101
6.66	Exp.3: Trajectories in the case of fixed impedance(3mm)	102
6.67	Exp.3: Forces in the case of fixed impedance(3mm)	102
6.68	Exp.3: Trajectories in the case of fixed impedance(6mm)	103
6.69	Exp.3: Forces in the case of fixed impedance(6mm)	103
6.70	Exp.3: Trajectories in the case of fixed impedance(9mm)	104
6.71	Exp.3: Forces in the case of fixed impedance(9mm)	104
A.1	Crosssection of link	119
A.2	Concept of design	120
A.3	Equivalent mass model	120
A.4	Image of shafts in elbow block	122
A.5	Image of shafts in shoulder block	122
A.6	Effect of momentum	122
A.7	Images of link model	123
A.8	Image of working area	125

A.9	Image of manipulability ellipsoids	127
A.10	Images of sensing point of force	128
A.11	Shearing force diagram of grip	129
A.12	Method of identification	130
A.13	Method of compensated identification	131
A.14	Bode diagram of butterworth filter	133
A.15	Decision of base coordinate system	135
A.16	Chart of transaction of controller	136
A.17	Histogram of computing time	138
A.18	Signal flow of experimental system	139
B.1	Introduce of equivalent matrix of rotation	141
C.1	Drawing, No.SCHM-000(SP)	146
C.2	Drawing, No.SCHM-000	147
C.3	Drawing, No.SCHM-001	148
C.4	Drawing, No.SCHM-002	149
C.5	Drawing, No.SCHM-003	150
C.6	Drawing, No.SCHM-044	151
C.7	Drawing, No.SCHM-011.5	152
C.8	Drawing, No.SCHM-025.5	153

表 目 次

6.1	Parameters of mechanical system	51
6.2	Gains of PID-controllers	53
6.3	Parameters of impedance models	54
6.4	Figure number - corresponding items (Exp.1)	62
6.5	Figure number - corresponding items (Exp.1')	63
6.6	Figure number - corresponding items (Exp.2)	75
6.7	Figure number - corresponding items (Exp.2')	80
6.8	Figure number - corresponding items (Exp.3)	98
A.1	Characteristics of experiment system	125
A.2	Specification	140

第1章 緒言

マスタスレーブシステム (MSS) は宇宙空間や海底, あるいは原子力施設のように人間が直接入り込むには危険である環境内での作業に用いられてきた [1]~[10][12][13][15]. また, これはマイクロメータ, ナノメータオーダの微細加工など, 人間の動作スケールとは異なる特殊環境内での作業をその環境外から遠隔で行なう上できわめて有効なツールにもなりうる. 最近, このような特殊環境だけではなく外科手術や介護などの医療現場, 遠距離間でのコミュニケーション用など, その適用分野も拡大しつつある [46][47][55]~[57]. しかし, 従来の MSS は作業によっては微妙な操作が必要で, 操作者の技量に依存するところが多く, 長時間の作業は難しかった. また, その操作の難しさから操作者も限られてしまう. 現在, このような問題に対する解決が望まれおり, 新しい概念がいくつか提案されている [38][39][49].

従来の MSS は, テレオペレーション技術の一つに分類され, 基本的にマスタとスレーブと呼ばれる一対のロボットアームの一方を操作者側, 他方を特殊環境内に配置して作業する構造となっている. この MSS を扱った研究としては, 遠隔地で直接作業しているような感覚を得るための理想応答の定式化 [10] や, マスタスレーブ間の通信遅れの補償とその系の安定性 [27]~[35], 理想応答を実現するための設計法 [18]~[24] などが多く研究されてきた. 特に, 理想応答を実現する上で, インピーダンス制御型 [12] や仮想内部モデル型 [5], 介在インピーダンス型 [10], 並列型 [7] といった重要な手法がこれまでに提案されている. しかし, これら従来型の MSS はあくまで MSS 自体の性能改善に重点が置かれており, 作業内容によって生じる操作者の負担などには言及されていなかった. そのため対象物の動特性やその動作によっては作業負担が増大する問題が生じていた.

この問題に対し、自律型ロボットを特殊環境内に配置し、問題が生じればその都度人間が介入する方式 [38] やその発展的なもの [49][50][51] が提案されている。しかし、MSS で主に扱う作業は非定型作業であり、人間の介入を必要とするときは常に困難な局面なので人間の負担を実際に低減できるか難しい面がある。最近では、MSS の動特性を変更し、あたかも普段手にする道具のように扱う仮想ツール [45] といった概念や、半自律型の MSS を構築し、MSS と人間が協同して作業を行なう Shared Autonomy [39] という概念に属する手法 [39][44] など、いくつか提案されている。特に後者の概念は外界の状態により作業の補正を行なっているが、環境に特化しすぎていたり、人間の作業意図とは無関係に補正してしまうため、意図にそぐわない場面も出てくる問題を抱えている。しかし、このような協同で作業を行なう作業形態は現在かなり注目されている。

実用面からこれらの研究を眺めた場合、これらの多くは理想的、または単純な状況のみを扱うだけであったり、また実験やシミュレーション時間も数秒に限定されるなど、現実の環境に適用した際にどの程度有効なのか疑問が残る。

本論文はこのような操作者に対する負担を低減し、円滑な作業を実現することを目的とした新たな MSS を提案し、さらに実際の作業環境を想定した実験を行ないその有効性について検討する。まず提案するシステムのベースとなるモデル追従型インピーダンス制御法について提案し、その概略を説明するとともに、その有効性を明らかにしている。さらにモデル追従型インピーダンス制御法をベースに構成した MSS について説明している。その上で、操作者に対する作業支援の目的で可変粘性楕円体と呼ばれる新たな概念を導入し、人間の操作意図に沿った作業支援が可能となる MSS を提案している。また、提案した MSS を、現在主流である関節角度、角速度で制御されているロボットに適用するため、それへの変換方法を導出している。最後に、マスタおよびスレーブアームとして 2 体の 2 自由度水平多関節型ロボットアームを製作し、提案した手法をこれに実装した上で実験を行ない、その有効性について示している。

本論文は以下の章から構成されている。

第1章は緒言であり、本研究の意義と目的を述べている。

第2章はMSS研究の動向について述べ、基本的なMSSの構成とその問題点について説明している。

第3章は、インピーダンス制御法とその問題点について述べている。その上で別の視点から同等の機能を実現するインピーダンスモデル追従制御について提案し、その説明を行なっている。なお、ここで提案した手法は後の章でMSSを構成する際のベースとなっている。

第4章は、モデル追従型インピーダンス制御法をベースに構成したMSSについて説明している。本システムはインピーダンスモデルにマスタおよびスレーブを追従させる並列型のシステムとし、その基本特性について述べている。

第5章は、操作者に対する作業支援の目的で可変粘性楕円体と呼ばれる新たな概念を導入している。そのために、人間の行動原理について触れ、作業意図を読み取るための方策を与えている。その上で、可変粘性楕円体と呼んでいる新しい概念を導入し、これを作業意図に合わせて変化させることで作業に適したMSSの動特性を導出している。したがって、この可変粘性楕円体を用いて常にMSSの動特性を変更していくことで、人間の作業意図に沿った支援が可能となる。さらに、作業座標系で議論されていた本手法を、現在のロボット制御系にも適用するための変換法を導出している。

第6章は提案手法を実機に実装し、従来のMSSでは作業が困難だった高剛性対象物への接触作業実験を試みている。また、より実際の環境に近づけるために、動特性が混在している環境、動特性が連続的に変化する環境に対して同様の実験を行ない、その有効性を確認している。

第7章は結言であり、本研究で得られた結果を総括している。

第2章 MSS研究の動向と問題点の整理

2.1 MSS研究の現在までの動向

MSSの歴史は古く、第2次大戦後、アルゴンヌ国立研究所においてR.Goertzを中心に原子炉内作業を目的として研究が進められ、1948年にマスタスレーブ間をリンクによって結合したANL Model-1と呼ばれる機械式MSSが開発された[1]。この機械式の特徴はスレーブアームが作業対象に接触したり、物を持ち上げたりすると、その時の反力がマスタ側に適切に戻ってくるバイラテラルと呼ばれる性質を備えていた。この性質により、実際に作業を行っているような臨場感が得られる。そのため、以後のMSSの研究開発では、このバイラテラル性のより高度な実現が一つの目標となった。なお、この性質に対するものとしてユニラテラル性というものも存在する。これは現在でも工場などでの作業用ロボットに用いられることが多いが、操作者の指令値がスレーブに伝わるだけで、作業情報は操作者側に戻ってこない。そのためMSSで行なう非定型作業には向いていない。

1950年代には機械式MSSではアームの配置が制限されるという構造上の問題を解決するために、マスタとスレーブ間を機械式リンクからバイラテラルサーボに置き換えた電気式MSSが提案されることになる。この電気式MSSの代表例が、対称型、力逆送型、力帰還型MSS [2][3][4]である。なお、この基本的なMSSについては次節でその構成を説明する。

これ以降の研究は、重要な手法や概念が数多く提案されると同時に、その適用範囲も広がり現在に至っている。またこの背景には制御に用いられるコンピュータの性能向上も寄与している。ここでその方向を大別すれば次のようになるだろう。

1. テレオペレーションを考慮した制御系設計

2. 安定性

3. テレロボティクス (協調作業, 共同作業)

1980~1990年代はテレオペレーションや安定性の研究が主流を占めていたが、最近では協調、共同作業も考慮したテレロボティクスの研究も盛んである。特にこの分野は心理学、認知科学や知識工学といった人間を扱う学問分野からも注目されている。

以下に、各項目の研究の動向について簡単に説明する。

2.1.1 テレオペレーションを考慮した制御系設計

基本的にバイラテラル性を実現することを重視し、マスタおよびスレーブをどのように制御するかを扱っている。古田ら [5] は MSS の制御問題を、マスタとスレーブの相互関係を制御する問題として定式化し、マスタスレーブ間の関係を記述する仮想内部モデルを導入することで、バイラテラル性とインピーダンス制御を実現している。松日楽ら [6] は仮想内部モデルを導入して相似構造や異構造 MSS に応用している。宮崎ら [7] は対称型をはじめとする従来の3つの制御方式で問題となっていた安定性、特に位相遅れの問題点に着目し、これまでのように MSS の制御系を直列に配置するのではなく、並列に配置することで対応している。また、井上ら [8] はこれにインピーダンス制御を組み合わせた手法を提案している。横小路ら [9] は1自由度の MSS においてモデル化を行い、次に各アームの位置と力の応答に着目して3つの理想応答を定義し、その理想応答を実現する制御式を導出している。同時にマスタとスレーブの関係を介在インピーダンス [10] と呼ばれる一種のインピーダンスモデルにとらえ、理想応答を実現するための制御方式を導出している。また、Kazerooni ら [11] によって人間や作業環境の動特性も考慮した設計法も提案されている。

舘ら [12] [13] は従来の方法では各アームの動特性が操作者に直接影響し臨場感を阻害する要因になっていることに着目し、各アームの手先に希望する動特性を設

定するインピーダンス制御 [14] 型の MSS を提案した。さらに、榊、館ら [13] はより臨場感を高めるために物理的相似則を導入している。疋田ら [15] はインピーダンス制御は必須との考えからインピーダンスモデルを並列型システムに組み込み、これに追従させる方式を提案している。一般に、MSS での作業は対象物との相互作用が重要になるため、インピーダンス制御のような力制御が必要になる。しかし、対象物の剛性が大きいと安定に接触できない [16][17] という問題を抱えている。

H_∞ 制御理論は近年注目を集めているが、Kazerooni ら [18] は、実際の応答と理想応答からのずれをノルムで評価し H_∞ 制御理論を応用することで理想応答を実現することを試みている。また、オペレータや把持対象物の変動に対するロバスト安定性 [19][20] を考慮したもの、ロバスト操作性 [21] を考慮したもの、操作者および環境の不確かさを考慮したロバスト制御を実現したもの [22]、時間遅れを有する系で μ -設計法を用いてバイラテラル制御器を構成する方法 [23] なども提案されている。また、藤本 [24] らはマスタアームに限定してはいるが H_∞ 制御理論を用いたインピーダンス制御を提案している。

なお、直接制御系を設計しているわけではないが、松日楽ら [6][25]、横小路ら [9][26] は基本的な MSS に関する操作性の評価を行なっている。

2.1.2 安定性

基本的に制御系設計と同時に語られることが多いが、ここでは特に重要な要素について触れておく。Sheridan [27] は MSS における安定性を損なう主要因である通信の時間遅れに関する考察を行なっている。Hannaford [28]、横小路ら [10]、Lawrence [29] や吉川 [30] は、MSS の解析を行なうためにシステムを電気系の 2 端子対網に置き換え、その上で回路網の受動性について論じている。しかし、1 自由度系を対象としているところに改善の余地も残っている。Anderson ら [31] は散乱行列のスキュタリング変換を用いることで、通信部が受動性を満たすような制御系を構成している。小菅ら [32] は力のスケーリングを施した MSS の設計にスキュタリング変換を用いて安定なシステムを構築している。また、それらを発展させた

ウェーブ変数を用いた手法 [33] なども提案されている。また、並列 PD 制御系を構成し時間遅れの問題に対応したものもある [34]。

その他にも、Niemeyer ら [33] は、ロバスト位置制御系に基づくシステムを構成した上で、誤差システムの安定な帯域の条件を求め、疋田ら [15] はパラメータ変動のあるシステムの解析も行なっている。藤本ら [35] は H_∞ 制御理論を用いて通信遅れを考慮した安定化補償の設計を行なっている。舘ら [12] は、環境の動特性が事前にわかっているという条件のもとで、環境からの反力を推定して操作者側にフィードバックすることで安定に動作させる手法を提案している。また、パワーの流れに着目した安定化手法 [36] も提案されている。

2.1.3 テレロボティクス (協調作業, 共同作業)

テレロボティクスとは従来のテレオペレーション技術にロボット技術を融合した概念 [37] で、近年特に研究が活発な分野である。まずは、テレオペレーションとテレロボティクスの違いについて取り上げる。

- テレオペレーション

基本的に、スレーブはマスタの動きを模倣する構成をとり、そして作業対象物からの情報を操作者側に伝える機能を有している。このため、操作者がマスタアームを操作することで、空間的に離れている場所での作業も実現できた。しかし、作業の達成度は操作者の操作如何にかかってくるため、操作に熟練しなければならない。つまり、人間が機械に合わせることを強要されてしまうため作業者の負担が増大してしまう点が問題になっている。

- テレロボティクス

自律的機能を持ったシステムが作業に介入し人間と協調して作業を行なうことを目的としている。これは、人間とロボットのお互いが得意とする分野を結び付けることで、相補完的なシステムを構成している点が特徴となっている。これにより、これまでは困難だった高度な作業をも行なうことが可能となる。

その反面, どのような自律的機能を付加するか, そして協調作業を行なうために人間と機械のインタラクションをどのように行なうかが最大の課題となる. この問題を扱ったものに, 人間をも系に含めた Human-in-the-loop design の原則 [38] や, ロボットと人間が協調する Shared autonomy といった自律技能の共有のための概念 [39] がある. さらに, 最近では人間中心型ロボティクス (ヒューマンセンタードロボティクス) という概念も提唱されている. また, Human-in-the-loop design の原則にそった設計 [11] も実際に行なわれている.

最近, テレロボティクスが注目を集めている背景には, 対称型, 力帰還型といった最も単純なテレオペレーション技術が実用化されていくなかで, 操作者の作業負担の問題が看過できなくなってきたこと, 最近のコンピューティング能力の向上によって限界はあるものの自律的機能を付加することが可能となり, 作業支援が実現可能になってきたことが挙げられる. また, 技能, 相互作用といった認知科学, 学習などの知識工学のように, 従来の機械・制御工学以外の学問分野でも応用例として裾野が広がっていることも影響しているし, 逆にこれからこのような知識も加味していかなければならないだろう.

その他にも多種多様な応用が考えられる点も重要である. 例えば, 文献 [40] によれば, 宇宙空間, 原子炉, 危機管理, 建設用途といった従来から必要とされる分野にくわえ, 遠隔医療・手術, そして技能伝承の教育用などが挙げられている. これ以外でも, 介護現場, コミュニケーション用途などその適用範囲は拡大していくと考えられる [41].

ここで最近の動向に目を向けてみると, 佐野ら [42] はマスタ側ではあるが, 操作性を考慮したインピーダンス制御系を扱っている. 千田ら [43] は可変インピーダンス構造を持つ作業支援型 MSS を提案し, 従来作業が困難だった環境下での作業を可能としている. 谷 [44] は対象物と MSS との相対位置が常に変動する環境を考慮したシステムの提案を行なっている. 小菅ら [45] は仮想内部モデルを拡張し, MSS 全体に一つの特性を持たせた仮想ツールという概念を提唱している. EMG (筋

電位) [42][46] や, FES(機能的電気刺激) [47] を用いた操作者支援型 MSS の開発も行なわれている。

また, インピーダンス制御を施した上で, インピーダンスパラメータを変更し操作感を変更する手法 [13] [48] も提案されている。しかし, 作業を行う前に環境の同定が完了していなければならないため, 環境の動的変化に弱い面を持っている。また同定精度の問題も抱えている。

なお, テレロボティクスと起源を同じにしながら, その目的が異なるものにテレイグジスタンス, テレプレゼンス [37] といった概念があり, 最近ではこれらを拡張したアールキューブ構想 [49] が提唱されている。これらの概念は, T.B.Sheridan によって提案された管理制御 (スーパーバイザリ) [38] と呼ばれるテレオペレーション技術にコンピュータを介入させる手法を基にしており, それに感覚提示装置を組込むことで高度な臨場感を得ることを目的としたものである。このため, 制御技術というよりはハードウェア構造の方に重点がおかれており, 力覚提示装置 (ハプティックデバイス), 可視化技術 (CG), 人工現実感 (VR) といった展開を見せている [50]。

この他にも, スレーブの自律機能によって, 通信帯域の制限を回避する手法 [51] [52] の提案が行なわれている。また, 榊ら [53] や, 大須賀ら [54] は, テレオペレーション, パワーアシスト, ティーチングなどを統合した概念を扱っている。

さらに, 特殊なものとして, 医療, 特に精密外科手術の支援用に, マスタスレーブが一体化した MSS の研究も最近すすめられている [55]。ネットワークロボティクス [56][57] などのように, 主にインターネットを介したテレロボティクス技術の提案もされており, 一対多, 多対多といった構成も議論されている。

以上, MSS の研究初期から現在までの動向を概説した。次に, 本節で述べた基本的な MSS, および, その改良型 MSS の構成について説明する。また, 各構成の問題点についても言及する。

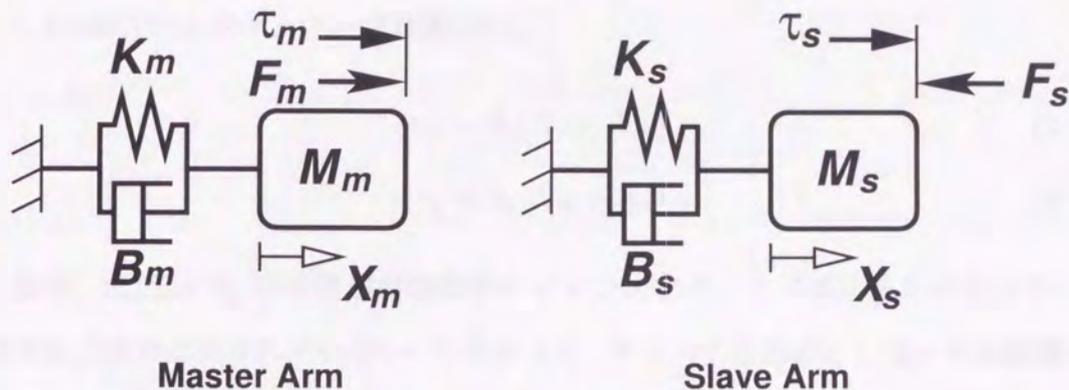


Fig 2.1: Master slave system (1 d.o.f. model)

2.2 MSS 制御系の概略

ここでは、基本型 MSS の対称型、力逆送型、力帰還型、そして改良発展型である、並列型とインピーダンス制御型の 5 つの MSS について扱うことにする。なお、簡単のために各アームは図 2.1 のような 1 自由度の線形モデルとして扱うものとする。

まず、マスタ、およびスレーブアームの動特性を、

$$\tau_m + F_m = M_m \ddot{X}_m + B_m \dot{X}_m + K_m X_m \quad (2.1)$$

$$\tau_s - F_s = M_s \ddot{X}_s + B_s \dot{X}_s + K_s X_s \quad (2.2)$$

とする。ここで、 $X_i, i = m, s$ はマスタ、スレーブの変位、 $M_i, i = m, s$ はマスタ、スレーブの質量、 $B_i, i = m, s$ は粘性係数、 $K_i, i = m, s$ は剛性係数、 F_m はオペレータがマスタへ加える力、 F_s はスレーブが対象物へ加える力、 $\tau_i, i = m, s$ は各アームのアクチュエータ駆動力である。なお、これ以降、サフィックスの m はマスタを、 s はスレーブを表わすものとする。

2.2.1 対称型 MSS

最も単純なバイラテラル性の実現法である対称型 MSS は、マスタとスレーブの位置偏差によりマスタとスレーブの両方のアームを制御している。なお、図 2.2 上段はこの MSS の基本構成である。

このMSSのアクチュエータ駆動力は,

$$\tau_m = k_p(X_s - X_m) \quad (2.3)$$

$$\tau_s = k_p(X_m - X_s) \quad (2.4)$$

である。ただし、 k_p は位置追従制御系のゲインである。この式からわかるように、式中に力成分は含まれていない。したがって、力センサを必要としないため装置の構造は簡単になる。次に、操作者がマスタに力を加えたときの影響について見ていこう。式(2.3)、(2.4)を、式(2.1)、(2.2)に代入し、 F_m についてまとめれば、

$$F_m = (M_m \ddot{X}_m + B_m \dot{X}_m + K_m X_m) + (M_s \ddot{X}_s + B_s \dot{X}_s + K_s X_s) + F_s \quad (2.5)$$

が得られる。式からわかる通り、操作力にはシステム全体の動特性も含まれている。つまり、操作者がこの対称型MSSで作業を行なうには、システム全体を動かすための操作力も必要となる。このため、質量の大きいMSSへの実装には向いていない。なお、定常状態では $F_m = F_s$ となる。

2.2.2 力逆送型

力逆送型MSSはスレーブに加わる力を検出して、その検出力をマスタ側にフィードバックする方法が採られる。そのためスレーブ側に力センサが必要となる。なお、図2.2中段は力逆送型MSSの構成である。

このMSSのアクチュエータ駆動力は、

$$\tau_m = -k_f F_s \quad (2.6)$$

$$\tau_s = k_p(X_m - X_s) \quad (2.7)$$

である。ただし、 k_f は力制御系のゲイン、 k_p は位置追従制御系のゲインである。この2本の式を、式(2.1)、(2.2)に代入し、 F_m についてまとめれば、

$$F_m = (M_m \ddot{X}_m + B_m \dot{X}_m + K_m X_m) + k_f F_s \quad (2.8)$$

となる。この式を式(2.5)と比較すれば、スレーブアームの動特性が含まれていない分、操作性は対称型よりも改善される。しかし、それでもマスタの動特性がそのまま操作者に伝わるのがわかる。したがって操作性にまだ問題が残る。また、右辺第2項からわかる通り、スレーブ側の力は増幅されて直接マスタ側に伝わるため、安全性に問題が生じる。

2.2.3 力帰還型 MSS

力帰還型 MSS は、スレーブ側はマスタアームとの位置偏差による位置制御系、マスタ側はスレーブとの力偏差による力制御を行う。なお、図 2.2 下段は力帰還型 MSS の構成である。

この MSS のアクチュエータ駆動力は、

$$\tau_m = k_f(F_m - F_s) \quad (2.9)$$

$$\tau_s = k_p(X_m - X_s) \quad (2.10)$$

である。ただし、 k_f は力制御系のゲイン、 k_p は位置追従制御系のゲインである。これらの式を、式(2.1)、(2.2)に代入し、 F_m についてまとめれば、

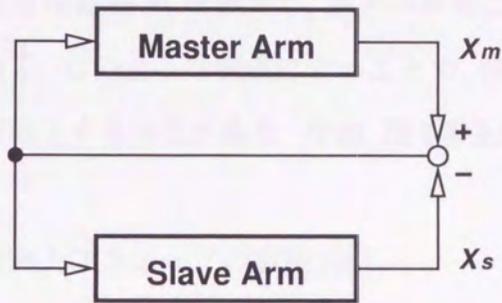
$$F_m = \frac{M_m \ddot{X}_m + B_m \dot{X}_m + K_m X_m}{1 + k_f} + \frac{k_f F_s}{1 + k_f} \quad (2.11)$$

となる。式(2.11)において、 $k_f \rightarrow \infty$ とすれば、 $F_m = F_s$ となるため理想的であるが、実際にはゲインを無限大にすることは不可能である。

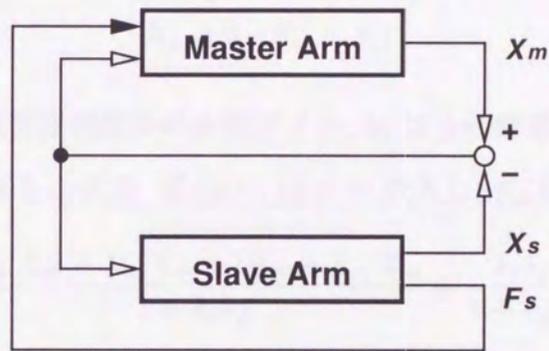
次に、改良発展型である並列型 MSS とインピーダンス制御型 MSS の構造について説明する。

2.2.4 並列型 MSS

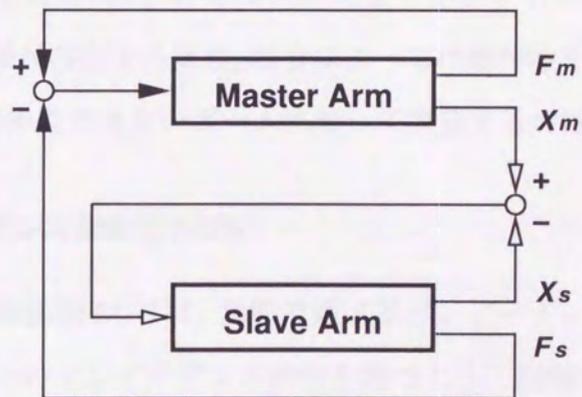
並列型 MSS は、これまでの制御系の直列的な接続方法を改良したもので、マスタとスレーブの制御系を並列に構成する点がこれまでの MSS と異なっている。これ



Symmetric Position Servo Type



Force Reflection Type



Force Reflecting Servo Type

Fig 2.2: Master-slave system (basic type)

は、先の3種のMSSでは追従制御系を構成する際に各アーム間の偏差を用いていたが、並列型MSSではある目標値 X_d を設定し、両アームをこの値に追従させることで並列化を実現している。このような構成にすることで、位相遅れがアーム一台分ですむために安定性が向上する利点がある。なお、図2.3上段はこのMSSの基本構成である。

このシステムのマスタおよびスレーブの駆動力は、

$$\tau_m = k_p(X_d - X_m) \quad (2.12)$$

$$\tau_s = k_p(X_d - X_s) \quad (2.13)$$

$$X_d = k_f(F_m - F_s) \quad (2.14)$$

である。ただし、 k_p は位置制御系の比例ゲイン、 k_f は力制御系の比例ゲイン、 X_d は目標位置である。これらの式を、式(2.1)、(2.2)に代入し、 F_m についてまとめれば、

$$F_m = \frac{M_m \ddot{X}_m + B_m \dot{X}_m + (K_m + k_p) X_m}{1 + k_p k_f} + \frac{k_p k_f}{1 + k_p k_f} F_s \quad (2.15)$$

となる。したがって、 k_p, k_f をハイゲインにすることで、 $F_m = F_s$ が達成できる。ただし、式(2.15)の右辺1項目からわかる通り、アームの動特性が大きい場合は、その動特性を打ち消すために k_p, k_f を非常に大きくしなくてはならない。しかし、これら k_p, k_f にも上限が存在するため、場合によっては動特性を打ち消すのが困難になる。そのため、動特性の大きいアームに対して実装するのは難しい。

2.2.5 インピーダンス制御型MSS

インピーダンス制御型MSSは、次節で述べるインピーダンス制御により、マスタとスレーブが同一のインピーダンス特性を持つように制御する。これにより、両アーム間の位置応答と力応答を一致させる理想応答を実現する。ただし、アーム間の偏差により両アームを制御する構成のため、従来の3種のMSSと同様、位相遅れの問題が残っている。図2.3下段はこのMSSの基本構成である。

このシステムのマスタおよびスレーブの駆動力は,

$$\tau_m = (M_m - M_d)\ddot{X}_m + (B_m - B_d)\dot{X}_m + (K_m - K_d)X_m - F_s \quad (2.16)$$

$$\tau_s = (M_s - M_d)\ddot{X}_s + (B_s - B_d)\dot{X}_s + (K_s - K_d)X_s + F_m \quad (2.17)$$

である. ただし, M_d, B_d, K_d は目標とするインピーダンスパラメータである. これらの式を, 式 (2.1), (2.2) に代入すれば,

$$F_m - F_s = M_d\ddot{X}_m + B_d\dot{X}_m + K_dX_m \quad (2.18)$$

$$F_m - F_s = M_d\ddot{X}_s + B_d\dot{X}_s + K_dX_s \quad (2.19)$$

が得られる. 次に, 式 (2.16), (2.17) から F_m, F_s を消去すれば,

$$M_d\ddot{e} + B_d\dot{e} + K_de = 0 \quad (2.20)$$

となる. ただし, $e_m = X_m - X_s$ である. したがって式 (2.20) より, 目標インピーダンスパラメータを十分小さく選ぶと $e \rightarrow 0$ となるから, 式 (2.16), (2.17) より,

$$X_m = X_s \quad (2.21)$$

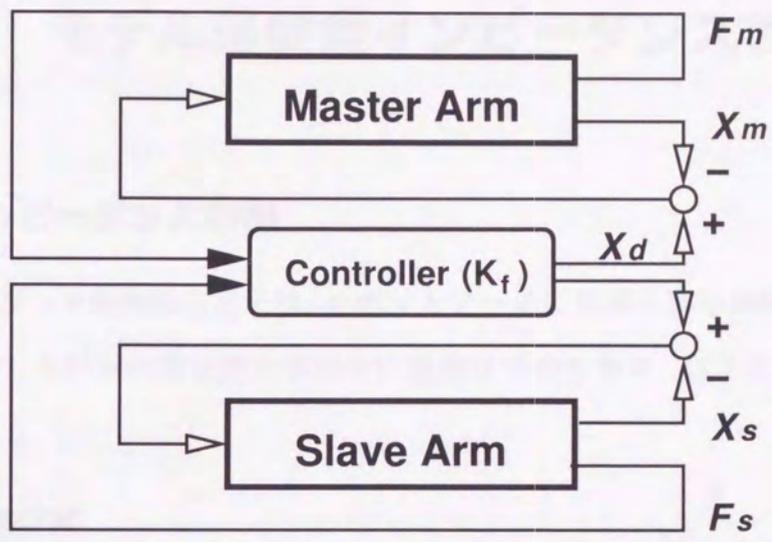
$$F_m = F_s \quad (2.22)$$

となる.

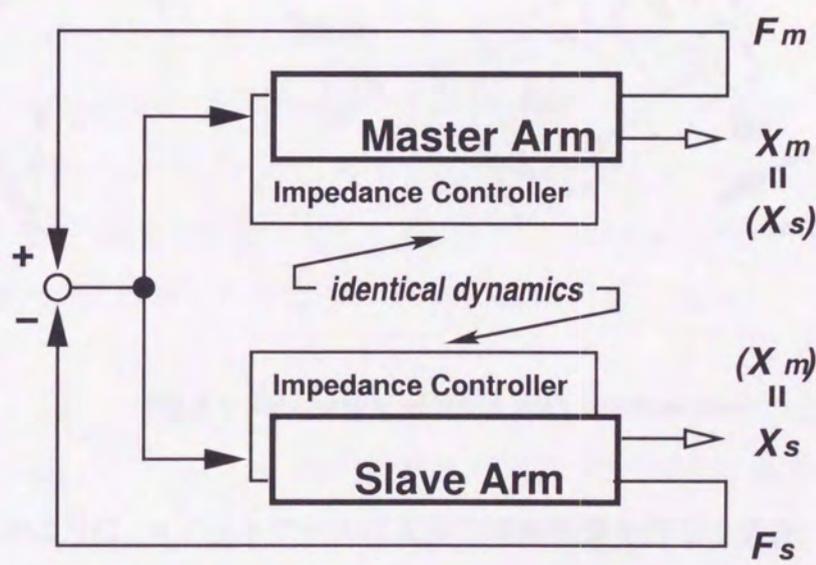
以上, MSS の研究の流れを概観してみたが, これまでの問題点を整理すると次のようになるであろう.

1. 機械主体として設計されているために, 操作者に過重な負担が強いられる.
2. 現在, 適用が望まれている環境が存在するにもかかわらず, 最近の研究成果が実用化と結び付いているものが少ない.
3. 理論の検証実験において, 単純なものや理想的な状況のみを扱っている場合が多い.

そこで, 上記の問題点を改善する新たな MSS の提案を行ない, その構成などを次節以降で扱っていくことにする.



Parallel Control Type



Impedance Control Type

Fig 2.3: Master-slave system (improved type)

第3章 モデル追従型インピーダンス制御法

3.1 インピーダンス制御

インピーダンス制御法 [14] とは, ロボットアームに代表される機械系が, 外界の環境と接触しながら作業を進める場合に重要な手法である. 以下にこの制御法の説明を行なう.

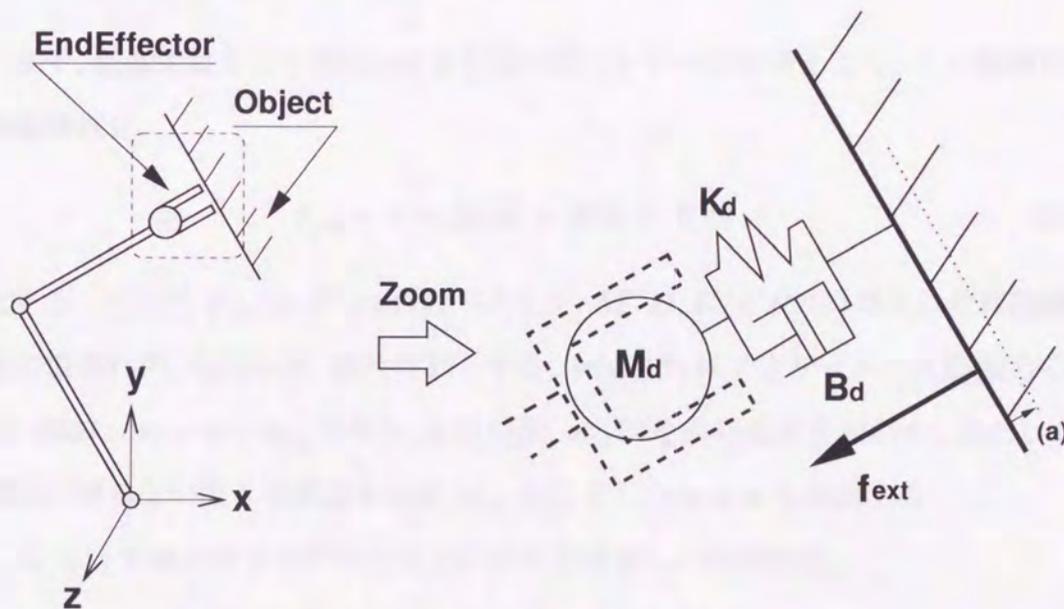


Fig 3.1: Interaction of robot with environment

図 3.1 のように, ロボットアームによって接触作業を行なう場合, アーム手先の位置制御だけでは作業の実現は困難である. たとえば, 位置制御系で対象物に接触させようとする, 図中 (a) で示した点線のように対象物表面位置よりも内部に位置目標を設定する必要がある. この時, 対象物が脆ければ壊してしまうことになりかねない. したがって, 対象物の運動, 一般には外力に応じて, 手先と対象物との間

に作用する力を適切に変化させることが必要になる。そこで、手先が望ましい動特性(図中 M_d, B_d, K_d)を持つように、各関節の質量、粘性値、剛性値を人為的に変更できれば都合が良い。これを実現するのがインピーダンス制御である。

この制御方式は、制御対象(この場合はロボットアーム)がもともと持っている動特性を打ち消し、外界から加えられた力に対してインピーダンス特性と呼ばれる質量、粘性、剛性をあらかじめ設定した値になるように制御するものである。

ここでは、2種類のインピーダンス制御法について述べる。まず、インピーダンス制御法として一般的に用いられている方法について説明する。

3.1.1 トルクベース型インピーダンス制御法

まず、制御対象として図 3.1 のようなロボットアームを考えよう。この制御対象の動特性を、

$$\mathbf{f}_{ext} + \boldsymbol{\tau} = \mathbf{M}d\ddot{\mathbf{x}} + \mathbf{B}d\dot{\mathbf{x}} + \mathbf{K}d\mathbf{x} \quad (3.1)$$

とする。ここで、 $\mathbf{f}_{ext} (\in R^n)$ は外力ベクトル、 $\mathbf{M}, \mathbf{B}, \mathbf{K} (\in R^{n \times n})$ はそれぞれ制御対象の慣性行列、粘性行列、剛性行列とする。 $\boldsymbol{\tau} (\in R^n)$ はアクチュエータ駆動力である。なお、 $d\mathbf{x} = \mathbf{x} - \mathbf{x}_{eq}$ であり、 \mathbf{x} は位置、 \mathbf{x}_{eq} はその平衡点を表わす。ただし、今後特に断らない限り平衡点を原点 ($\mathbf{x}_{eq} = 0$) とし、 $d\mathbf{x} = \mathbf{x}$ と表記する。

式 (3.1) で表されるモデルの外力に対する望ましい動特性が、

$$\mathbf{f}_{ext} = \mathbf{M}_d\ddot{\mathbf{x}} + \mathbf{B}_d\dot{\mathbf{x}} + \mathbf{K}_d\mathbf{x} \quad (3.2)$$

で表されるものとする。したがって、式 (3.2) を満たすための駆動力 $\boldsymbol{\tau}$ は、

$$\boldsymbol{\tau} = (\mathbf{M} - \mathbf{M}_d)\ddot{\mathbf{x}} + (\mathbf{B} - \mathbf{B}_d)\dot{\mathbf{x}} + (\mathbf{K} - \mathbf{K}_d)\mathbf{x} \quad (3.3)$$

となる。しかし、式 (3.3) からわかる通り、制御対象のインピーダンスパラメータ $\mathbf{M}, \mathbf{B}, \mathbf{K}$ が陽に含まれているため、これらの値が正確にわからなければ、制御対象本来の動特性を打ち消すことはできない。実際、MSS は把持や姿勢変化などにより負荷変動が生じやすい。また、この問題に加え、式 (3.3) で得られた駆動力も正

確にアクチュエータに加えられなければ式(3.2)を実現できない。したがって、一部の研究用に利用されている低減速比型ロボットを除き、従来から多用されているDC, ACモータを用いた高減速比型ロボットへの適用は非常に難しい。

なお、図3.2に表わした任意方向の外力に対してインピーダンス制御系を構成する場合、一般に外力を各軸方向に分解し、それぞれの軸方向について設定する。その結果、インピーダンスパラメータは対角行列で表わすことができる。

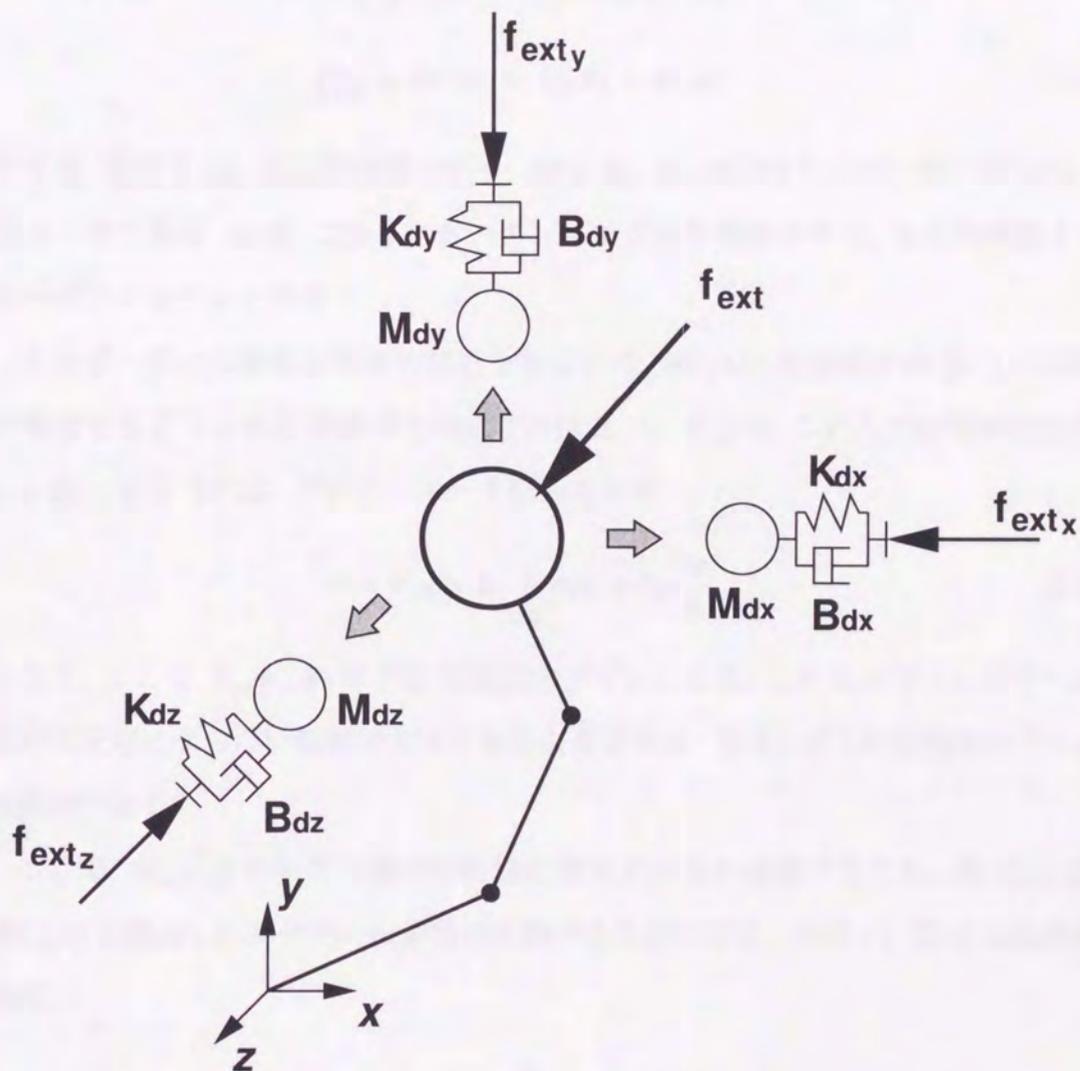


Fig 3.2: Method of assigning impedance parameters

3.1.2 モデル追従型インピーダンス制御法

3.1.1 節では、インピーダンス制御系が持つ問題点が明らかになった。インピーダンス制御の本質は、設計者が制御対象の動特性を見かけ上自由に変更できることである。そこで別の視点から制御対象の動特性を変更する制御法を実現する。ここで実現する手法はモデル追従制御を基本とし、制御対象のパラメータ変動や同定の不確かさに対してロバストである。

まず、式 (3.1) の制御対象に設定したい動特性を、3.1.1 節と同様に、

$$f_{ext} = M_d \ddot{x}_d + B_d \dot{x}_d + K_d x_d \quad (3.4)$$

とする。ただし、 x_d は理想位置とする。 M_d, B_d, K_d は望ましいインピーダンスパラメータである。以後、このインピーダンスモデルを理想モデル、または理想インピーダンスモデルと呼ぶ。

インピーダンス制御と同等の効果を得るには、式 (3.1) の応答が式 (3.4) の応答に漸近するように PID 制御系を構成すれば良い。そこで、これらの応答の誤差を $e = \dot{x}_d - \dot{x}$ とすれば、アクチュエータ駆動力 τ は、

$$\tau = k_p e + k_i \int_0^t e d\tau + k_d \frac{de}{dt} \quad (3.5)$$

となる。ここで、 k_p, k_i, k_d は PID 制御器のゲインである。これらのゲインはサーボ系が不安定にならない範囲で大きく取る必要がある。図 3.3 はこの制御法のブロック線図である。

ここで、式 (3.5) が制御対象の動特性を変更できるか確認するため、式 (3.1) に、式 (3.5) を適用した系全体の伝達特性を調べることにする。式 (3.1), (3.4) の伝達特性は、

$$\begin{aligned} X &= \frac{1}{Ms^2 + Bs + K} (F_{ext} + T) \\ &= \frac{1}{G_{plant}(s)} (F_{ext} + T) \end{aligned} \quad (3.6)$$

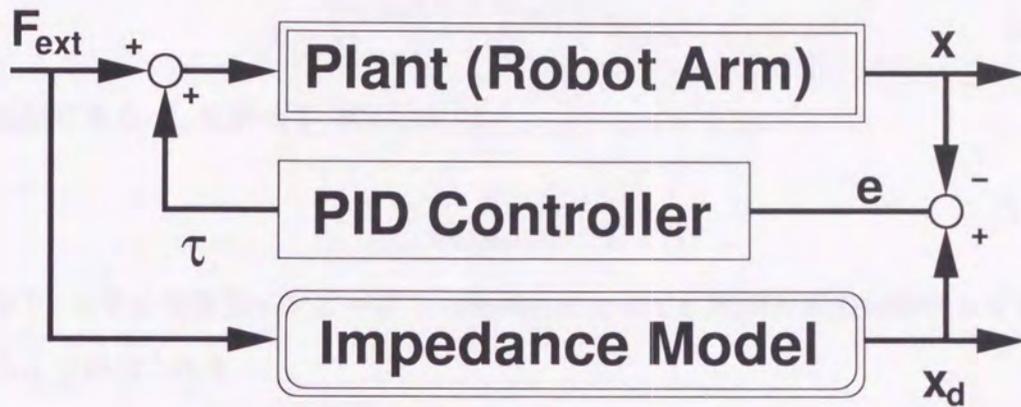


Fig 3.3: Block diagram of impedance control method (model following type)

$$\begin{aligned}
 X_d &= \frac{1}{M_d s^2 + B_d s + K_d} F_{ext} \\
 &= \frac{1}{G_{model}(s)} F_{ext}
 \end{aligned} \tag{3.7}$$

である. 式 (3.5) にラプラス変換を施して,

$$\begin{aligned}
 T &= (k_p + k_i/s + k_d s)(X_d - X) \\
 &= G_{pid}(s)(X_d - X)
 \end{aligned} \tag{3.8}$$

を得る. ただし時間関数である変数のラプラス変換をその大文字で表した.

次に, 式 (3.6)~式 (3.8) を用いて, F_{ext} から X までの伝達特性を求めよう. 式 (3.8) に式 (3.7) を代入して,

$$T = \left(\frac{1}{G_{model}(s)} F_{ext} - X \right) \tag{3.9}$$

上式を式 (3.6) に代入して, 整理すれば,

$$\begin{aligned}
 X &= \frac{1}{G_{plant}(s)} \left[F_{ext} + G_{pid}(s) \left(\frac{1}{G_{model}(s)} F_{ext} - X \right) \right] \\
 &= \left(\frac{G_{model}(s) + G_{pid}(s)}{G_{plant}(s) + G_{pid}(s)} \right) \frac{1}{G_{model}(s)} F_{ext}
 \end{aligned} \tag{3.10}$$

式(3.10)において, k_p, k_i, k_d をハイゲインにすれば, $G_{pid}(s)$ が支配的となるから,

$$\frac{G_{model}(s) + G_{pid}(s)}{G_{plant}(s) + G_{pid}(s)} \cong 1 \quad (3.11)$$

と近似できる. したがって, 式(3.10)は,

$$X \cong \frac{1}{G_{model}(s)} F_{ext} \quad (3.12)$$

となり, モデル追従型インピーダンス制御法によっても制御対象の動特性を変更できることが示された.

また, 式(3.5)からわかる通り, 駆動用トルク自体には制御対象の動特性項が陽に含まれていない. つまり, 制御対象のパラメータ変動などにロバストな制御系であり, 第3.1.1節のトルクベース型の問題点は解決できることになる.



第4章 インピーダンスモデル追従型MSS

4.1 インピーダンスモデルの役割

本節では3.1.2節で導入した制御法を利用したMSSを構成する前に、インピーダンスモデルの役割について説明する。これはインピーダンスモデル追従型MSSにおいて最も重要な部分である。図4.1はこのMSSの概念図である。

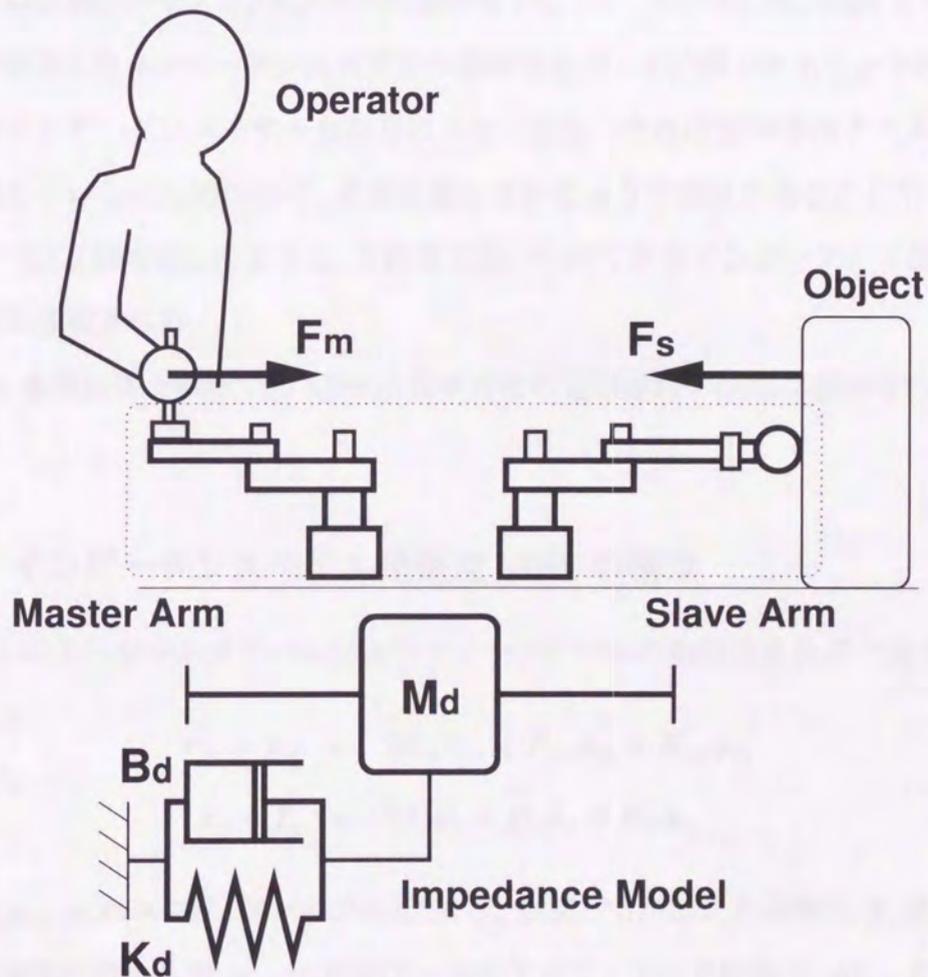


Fig 4.1: Concept of impedance model following type

従来の一般的な MSS は、操作者がマスタアームを操作することで生じるマスタ側の姿勢変化や、操作者によって加えられた力などの信号に従ってスレーブアームが作業を行ない、その結果スレーブ側に生じる姿勢変化や外力情報などがマスタ側に伝えられ、それにより操作者がスレーブ側の状態を知覚できる構造となっていた。しかし、このような操作者、マスタアーム、スレーブアーム、対象物が直列に接続された MSS ではアームの位相余裕の問題から不安定になりやすい。さらに操作者は対象物だけでなく、マスタアームとスレーブアームの動特性の影響も受けながら作業しなければならなかった。これは操作者の負担を増やす原因の一つでもある。

これから述べるインピーダンスモデル追従型 MSS の利点は、操作者は点線で囲まれている部分のマスタ、スレーブの動特性ではなく、その下に描かれたような、設計者が設定したインピーダンスモデルの動特性を介して作業できることである。特にこのインピーダンスモデルを非常に小さく設定できれば操作者はアームを介して作業しているにも関わらず、直接作業しているような感覚を得ることができる。加えて、3.1.2 節で示したように、これまで用いられてきたインピーダンス制御法の問題点も改善される。

なお、本章以降で説明する MSS は簡単のため通信遅れの問題は扱わないものとする。

4.2 インピーダンスモデル追従型 MSS の構成

図 4.1 のようなマスタアームおよびスレーブアームの動特性を次式で表す。

$$\tau_m + f_m = M_m \ddot{x}_m + B_m \dot{x}_m + K_m x_m \quad (4.1)$$

$$\tau_s - f_s = M_s \ddot{x}_s + B_s \dot{x}_s + K_s x_s \quad (4.2)$$

ここで、 x_m, x_s はマスタ、スレーブの変位。 f_m は操作者が加える操作力、 f_s はスレーブが対象物に加える力、 τ_m, τ_s は両アームのアクチュエータ駆動力、 M_m, B_m, K_m および M_s, B_s, K_s は両アームのインピーダンスパラメータを表す。なお、ここで扱うマスタおよびスレーブアームは同一構造とし、両アームのインピーダンスパラ

メータはお互いに近い値を持っているものとする。異構造型の場合はスケール変換や座標変換によって同一構造に変換できるものとする。

両アームに設定する理想インピーダンスモデルは共通として、

$$\mathbf{f}_d = \mathbf{M}_d \ddot{\mathbf{x}}_d + \mathbf{B}_d \dot{\mathbf{x}}_d + \mathbf{K}_d \mathbf{x}_d \quad (4.3)$$

とおく。なお、 \mathbf{f}_d は次に述べるモデルへの力入力である。

ここで、 \mathbf{f}_d を次のように設定する。

$$\mathbf{f}_d = \mathbf{k}_{pf} \mathbf{f} + \mathbf{k}_{if} \int_0^t \mathbf{f} d\tau \quad (4.4)$$

ただし、 $\mathbf{f} = \mathbf{f}_m - \mathbf{f}_s$ である。また、 $\mathbf{k}_{pf}, \mathbf{k}_{if}$ は PI 制御系のゲインである。なお、式 (4.4) は従来の MSS では触れられていなかった過渡的、定常的な応答に対し、その特性の向上を考慮したものである。そのためにシステムが不安定にならない範囲で両ゲインを大きくする必要がある。

両アームに対し 3.1.2 節で導入したモデル追従型インピーダンス制御を施せば、両アームへのアクチュエータ駆動力は式 (3.5) より、

$$\tau_m = \mathbf{k}_p \mathbf{e}_m + \mathbf{k}_i \int_0^t \mathbf{e}_m d\tau + \mathbf{k}_d \frac{d\mathbf{e}_m}{dt} \quad (4.5)$$

$$\tau_s = \mathbf{k}_p \mathbf{e}_s + \mathbf{k}_i \int_0^t \mathbf{e}_s d\tau + \mathbf{k}_d \frac{d\mathbf{e}_s}{dt} \quad (4.6)$$

となる。ここで、 $\mathbf{k}_p, \mathbf{k}_i, \mathbf{k}_d$ は各 PID 制御器のゲインとする。また、 $\mathbf{e}_m, \mathbf{e}_s$ は、それぞれ $\mathbf{e}_m = \mathbf{x}_d - \mathbf{x}_m, \mathbf{e}_s = \mathbf{x}_d - \mathbf{x}_s$ を表している。式 (4.5), (4.6) により式 (4.3) で表されたモデルに両アームを追従させることができる。

ところで、並列型 MSS では、共通の目標値に追従させる並列構造とすることで、位相的な安定性を向上させていることは 2.2.4 節ですでに述べた。ここで、式 (2.12), (2.13) と、式 (4.5), (4.6) を対比させると、同様の誤差追従系を構成していることがわかる。したがって、ここで構成した MSS は従来のインピーダンス制御型 MSS と並列型 MSS の 2 つの特徴を併せ持った構造となっていることがわかる。

図 4.2 はこのシステムのブロック線図である。点線部で囲まれている部分が、それぞれモデル追従型インピーダンス制御部となっており、図 3.3 と同じ構造をして

いる。また図 2.3 上段の並列型と比較すると、“Controller(K_f)”の部分に式 (4.3) が対応し、また、両アームの応答をモデルに追従させるために、式 (4.5)、(4.6) が追加されていることがわかる。

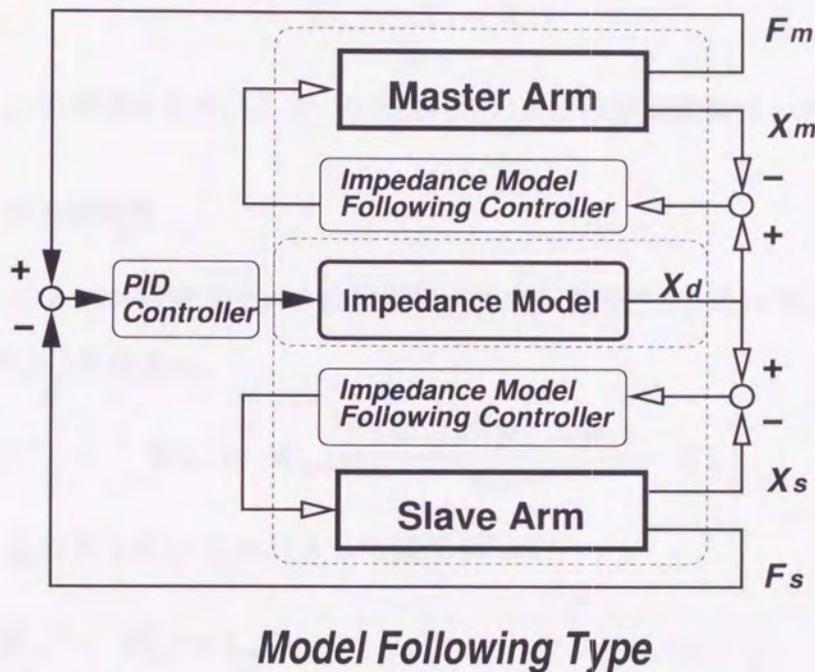


Fig 4.2: Master-Slave system (model following type)

4.3 インピーダンスモデル追従型 MSS の基本特性

この節では 4.2 節で設計した MSS の基本特性について述べる。まず、準備のために、式 (4.1)~(4.6) をラプラス変換すれば、

$$T_m + F_m = (M_m s^2 + B_m s + K_m) X_m = G_m(s) X_m \quad (4.7)$$

$$T_s - F_s = (M_s s^2 + B_s s + K_s) X_s = G_s(s) X_s \quad (4.8)$$

$$F_d = (M_d s^2 + B_d s + K_d) X_d = G_d(s) X_d \quad (4.9)$$

$$F_d = (k_{pf} + k_{if}/s)(F_m - F_s) = G_{fc}(s)(F_m - F_s) \quad (4.10)$$

$$\begin{aligned} T_m &= (k_p + k_i/s + k_d s)(X_d - X_m) \\ &= G_{pc}(s)(X_d - X_m) \end{aligned} \quad (4.11)$$

$$\begin{aligned} T_s &= (k_p + k_i/s + k_d s)(X_d - X_s) \\ &= G_{pc}(s)(X_d - X_s) \end{aligned} \quad (4.12)$$

を得る. この結果をもとにして, 力追従特性および位置追従特性を求めていく.

4.3.1 力追従特性

モデルの入力から両アームの位置応答までの伝達特性は, 式 (4.9), (4.10) を変形して式 (4.11) に代入し,

$$T_m = G_{pc}(s) \left[\frac{G_{fc}(s)(F_m - F_s)}{G_d(s)} - X_m \right] \quad (4.13)$$

となる. この式を式 (4.7) に代入して整理すれば,

$$\begin{aligned} F_m &= G_m(s)X_m \\ &= G_m(s)X_m - G_{pc}(s) \left[\frac{G_{fc}(s)(F_m - F_s)}{G_d(s)} - X_m \right] \\ &= \{G_m(s) + G_{pc}(s)\}X_m - \left[\frac{G_{pc}(s)G_{fc}(s)}{G_d(s)}(F_m - F_s) \right] \end{aligned} \quad (4.14)$$

$$= \frac{G_d(s)\{G_m(s) + G_{pc}(s)\}}{G_{pc}(s)G_{fc}(s) + G_d(s)}X_m + \frac{G_{pc}(s)G_{fc}(s)}{G_{pc}(s)G_{fc}(s) + G_d(s)}F_s \quad (4.15)$$

が得られる. ここで, G_{pc} , G_{fc} の各ゲインがハイゲインに設定されており, また G_d のインピーダンスパラメータは微小とする. よって, 右辺第 1 項, 第 2 項の係数部は, それぞれ,

$$\frac{G_d(s)\{G_m(s) + G_{pc}(s)\}}{G_{pc}(s)G_{fc}(s) + G_d(s)} \cong 0 \quad (4.16)$$

$$\frac{G_{pc}(s)G_{fc}(s)}{G_{pc}(s)G_{fc}(s) + G_d(s)} \cong 1 \quad (4.17)$$

となるため,

$$F_m \cong F_s \quad (4.18)$$

が得られる。つまり、操作者は対象物からの力のみを感じながら作業できることが示された。

4.3.2 位置追従特性

次に、マスタとスレーブの位置追従特性を求める。モデルの入力から両アームの位置応答までの伝達特性は、式(3.10)より、

$$\mathbf{X}_m = \left(\frac{\mathbf{G}_d(s) + \mathbf{G}_{pc}(s)}{\mathbf{G}_m(s) + \mathbf{G}_{pc}(s)} \right) \frac{1}{\mathbf{G}_d(s)} \mathbf{F}_d \quad (4.19)$$

$$\mathbf{X}_s = \left(\frac{\mathbf{G}_d(s) + \mathbf{G}_{pc}(s)}{\mathbf{G}_s(s) + \mathbf{G}_{pc}(s)} \right) \frac{1}{\mathbf{G}_d(s)} \mathbf{F}_d \quad (4.20)$$

となる。ここで両アーム間の位置偏差を $\mathbf{E}_{pos} = \mathbf{X}_m - \mathbf{X}_s$ として、式(4.19), (4.20)を代入して整理すれば、

$$\begin{aligned} \mathbf{E}_{pos} &= \mathbf{X}_m - \mathbf{X}_s & (4.21) \\ &= \left(\frac{\mathbf{G}_d(s) + \mathbf{G}_{pc}(s)}{\mathbf{G}_m(s) + \mathbf{G}_{pc}(s)} \right) \frac{1}{\mathbf{G}_d(s)} \mathbf{F}_d - \left(\frac{\mathbf{G}_d(s) + \mathbf{G}_{pc}(s)}{\mathbf{G}_s(s) + \mathbf{G}_{pc}(s)} \right) \frac{1}{\mathbf{G}_d(s)} \mathbf{F}_d \\ &= \left(\frac{\mathbf{G}_m(s) - \mathbf{G}_s(s)}{(\mathbf{G}_m(s) + \mathbf{G}_{pc}(s))(\mathbf{G}_s(s) + \mathbf{G}_{pc}(s))} \right) \frac{\mathbf{G}_d(s) + \mathbf{G}_{pc}(s)}{\mathbf{G}_d(s)} \mathbf{F}_d \\ &= \left(\frac{\mathbf{G}_m(s) - \mathbf{G}_s(s)}{\mathbf{G}_s(s) + \mathbf{G}_{pc}(s)} \right) \frac{\mathbf{G}_d(s) + \mathbf{G}_{pc}(s)}{\mathbf{G}_m(s) + \mathbf{G}_{pc}(s)} \frac{1}{\mathbf{G}_d(s)} \mathbf{F}_d \\ &= \frac{\mathbf{G}_m(s) - \mathbf{G}_s(s)}{\mathbf{G}_s(s) + \mathbf{G}_{pc}(s)} \mathbf{X}_m \\ &= \frac{(\mathbf{M}_m - \mathbf{M}_s)s^2 + (\mathbf{B}_m - \mathbf{B}_s)s + (\mathbf{K}_m - \mathbf{K}_s)}{\mathbf{M}_s s^2 + \mathbf{B}_s s + \mathbf{K}_s + \mathbf{G}_{pc} + \mathbf{k}_p + \mathbf{k}_i/s + \mathbf{k}_d s} \mathbf{X}_m \\ &= \left[\frac{(\mathbf{M}_m - \mathbf{M}_s)s^2 + (\mathbf{B}_m - \mathbf{B}_s)s + (\mathbf{K}_m - \mathbf{K}_s)}{\mathbf{M}_s s^3 + (\mathbf{B}_s + \mathbf{k}_d)s^2 + (\mathbf{K}_s + \mathbf{k}_p)s + \mathbf{k}_i} \right] \cdot s \mathbf{X}_m & (4.22) \end{aligned}$$

が得られる。ここで扱っている MSS は同一構造とし、さらに \mathbf{k}_p , \mathbf{k}_i , \mathbf{k}_d はハイゲインとしているので、右辺 [~] 部分の大きさは極めて小さな値となり、良好な追従特性が実現される。特に、 $s\mathbf{X}_m$ の項が現れているので定常状態であれば、

$$\mathbf{E}_{pos} = 0 \quad (4.23)$$

となり、マスタとスレーブ両アームの位置応答は完全に一致する。

第5章 可変粘性楕円体を用いた 操作者支援型MSS

従来のMSSについては、第2章で簡単に触れたが、作業をこなす上で必要となる環境変化への適応、臨機応変さ、高い認知力などの能力をすべて操作者に依存していた。また、作業対象の動特性やMSSに適用する制御方法によっては作業が非常に難しくなるといった問題も抱えていた。そこで、本章では、第4章で取り上げたMSSをベースにして、操作者への負担を低減し支援するための新しい概念にもとづくMSSを提案する。

5.1 作業支援方策

5.1.1 操作者の作業意図

MSSが操作者を支援するには、操作者が作業するにあたり何を望んでいるか認識できなければ実現できない。そこで、まず人間の行動意図について考察し、その上で必要となる機能について説明する。

図5.1はD.A.Norman[58]によって提案された認知学的見地からの人間の行動モデルである(ただし、文献[59]において修正されたものに若干加筆した)。

ここで、この図中の用語の意味について説明する。ゴールとは起ってほしい状態であり、行動系列とは外界に対して行なったこと、評価系列とは実際に起ったことと望んだことの比較を表わす。各系列はさらに細分化され、評価系列は外界の状態を知覚し、その知覚情報の持つ意味を解釈し、そして何らかの規準をもって評価するという経路をたどる。また、実行系列は、ゴールを達成するために何かしようと思図し、そのための行為系列を計画し、その行為系列を実際に実行するという過程を経て、初めて外界に働きかけることになる。

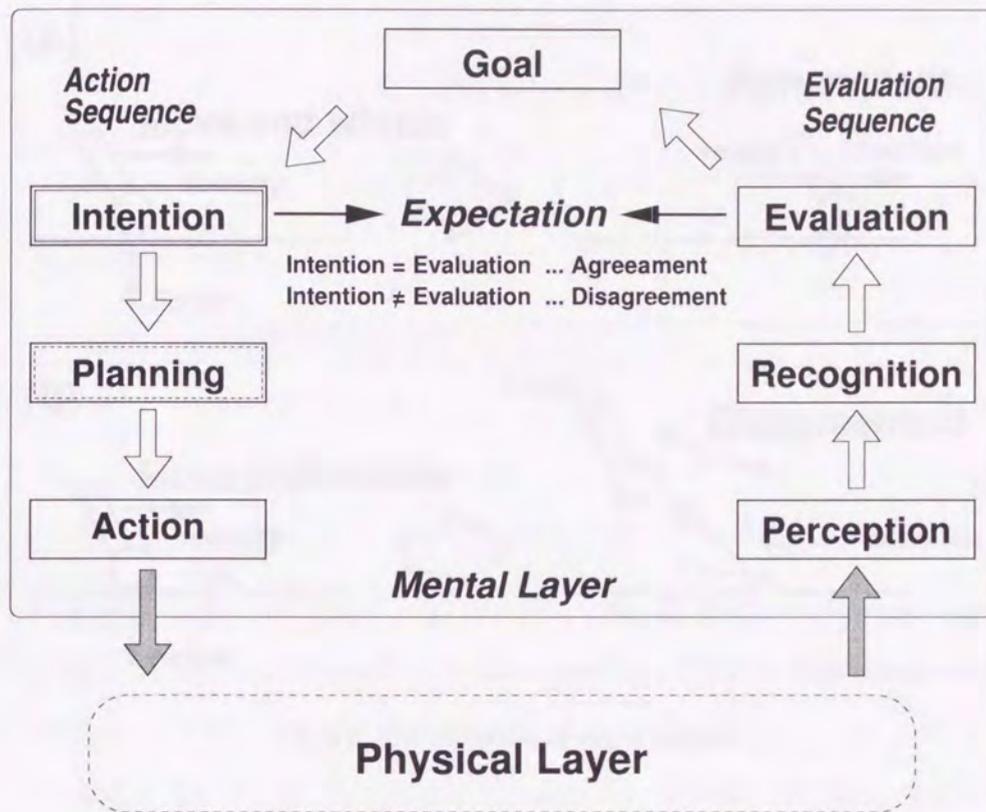


Fig 5.1: Norman's approximate mental model

このモデルの説明のために、例としてバリ取り作業を行なうことを考える。まず、対象物表面のバリを取ることがゴールに相当する。そのため、一般に、適当な力で工具をその表面に押しつけつつ、ある速度でバリの方向に移動させることなどを意図するだろう。これらの意図を達成するために、さらに細かな動作を、特に筋肉を制御できるように計画し、実際に実行する。このようにして外界に働きかけた結果、物理層である外界の状況に何らかの変化が生じる。その外界の状況変化を感覚器により知覚する。たとえば、視覚からは得られる表面のキメ、物体の移動や変形といった光学的変化、触覚からは力情報変化などの情報が得られる。次に、得られた知覚情報の意味を解釈する。そして、解釈内容と意図との差を評価し。その結果、差が大きければゴールを書換えるか、さらに別な意図が生成され、それに沿った動作計画がなされ、また循環する。

このモデルで重要な部分を MSS での作業負担の点から見れば、意図とその評価

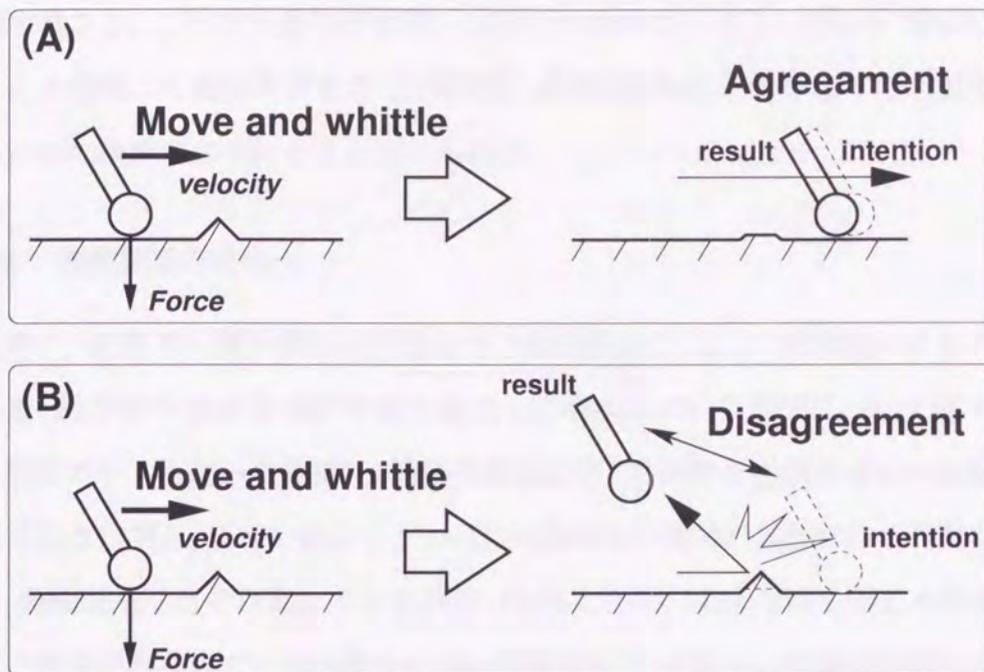


Fig 5.2: Explanation of expectation

を一致させることで、作業の負担を低減できると考えられる。例えば、図 5.2 のような、柔らかい作業対象物にできたバリを削り取る作業を考えてみよう。図 5.2(A) のように、ある力で押し付けつつ移動し、その結果バリが除去できれば意図通りになったと言える。特に、柔らかい材質であれば、たやすく実現できているはずである。しかし、図 5.2(B) のように工具が跳ね返されたとなれば、意図したことと評価結果の差が大きくなり違和感を感じるようになる。しかも、違和感が生じた場合は意図が達成されないために再度同じ作業を行わなければならない、負担が増えることになる。従来の MSS では意図とその評価結果に大きな差異が生じ、違和感を感じるような状態が簡単に起ってしまう。さらに、MSS 自体の挙動も推測しながら作業しなければならない。これは人間が直接作業する場合にはありえない状況である。したがって、作業内容が煩雑になり、直接作業より多くの意図やそれを達成するための計画が必要になる。このようなことが MSS での作業の負担を増大させている理由と考えられる。

したがって、MSS が操作者の支援を行なうためには、まず、操作者の作業意図を

把握すること。これは支援の行き違いを避けるためでもある。そして、意図した動作をより効率よく実現させること。同時に、操作意図に沿わないような状況を遮断するための機能が必要になると考えられる。

5.1.2 作業意図の抽出

前節で、MSSでの操作負担の原因について考察した。ここでは支援のための準備として、操作者がMSSを操作するにあたって構築している意図について考える。

一般にアームを使った作業は、溶接や塗装など、対象物と接触せずに手先軌道が重視される作業と、研磨や組立てといった対象物との接触が重視される作業に分類され、制御法もそれぞれ異なるものが用いられてきた。MSSではこのような形態の異なる作業が混在している状況も十分あり得るので、これらの作業で共通に現れる意図を抽出して汎用性を持たせることを考える。ただし、図5.1で示したように、意図は心理層に含まれているため直接は読み取れず、間接的に読み取る必要がある。そこで操作者とMSSが互いに接触している手先での速度に意図が間接的に現れていると考え、手先速度と意図の関係を見ると、

- (1) **高速、増速動作** 精度は必要としないが、大きな作業量を得ようとしている。または所要時間の短縮を意図している。
- (2) **低速動作** 作業精度が必要で慎重な作業を意図している。
- (3) **減速動作** 作業の停止や動作の切替え。

と考えられる。

(1)の速い動作は、たとえば、広範囲な塗装や、粗削りといった作業で見られるように、作業領域が広範囲におよぶ場合や、作業精度は重視しない大まかな作業で見られる。また、次に示す精度を要する動作のつなぎとしても現れる。これに関しては移動時間の短縮も意図していると考えられる。なお、この動作時は次節でも触れるが、低インピーダンスのため外界からの影響を受けやすいことに注意する。(2)の遅い動作は、例えば色の塗り分けの境界線付近の塗装や、微細削りなど、特に精

度が必要な状況で見られる。この動作は手先移動量が小さいため、作業領域は限られる。しかし、低速動作によって作業量は小さく微妙な修正が可能となるので、精度が必要な作業時に現れることになる。(3)の減速動作は、意図的な場合、無意識な場合、外界の影響を受けた場合の3つに分られるだろう。最初の意図的な場合は、作業目的が達成され、作業中のアームの操作を終わる場合、移動目標点に到達した場合などに現れる。次の無意識な場合は急激な動作変化の場合に現れる。特に外界の影響を受けた場合は、これまでの作業を中断する形になり、いずれの場合も惰性或衝撃でアームが移動すれば、意図した状態との差が開き違和感が生じることになる。

以上で意図に沿った支援を行うために必要な意図と手先速度の関係が得られた。これらのことを踏まえて、作業支援に必要な機能の実現のため可変粘性楕円体と呼ぶものを導入し、これについて次節以降で説明していく。

5.2 可変粘性楕円体とその性質

可変粘性楕円体(以下、粘性楕円体)とは粘性ベクトルで表される集合で、5.1.2節で示した操作意図に沿うことを前提に、作業に適した粘性ベクトルの決定に用いる。この粘性ベクトルを4章で導入した理想インピーダンスモデル(以下、理想モデル)の粘性ベクトルとすることで作業に相応しい手先挙動を実現することができる。

この粘性楕円体は人間が常に自らのインピーダンスの調節によって多種多様な状況に対応しながら作業している点[60]~[64]に着想を得ている。例えば、物がぶつかりそうになれば体を固く、つまりインピーダンスを高くして衝撃に備えようとする。また、素早い動作をするときには緊張をといて無駄な力を抜く、つまりインピーダンスを小さくして動作するといったことをよく経験する。可変粘性楕円体はこのような人間のインピーダンス調節と同様の機能をMSSに付加するために導入される。

なお、MSSは3次元空間で動くので、これに対する粘性は各座標成分を持つベクトルとなる。これをここでは粘性ベクトルと呼んでいる。また、理想モデルとは、イ

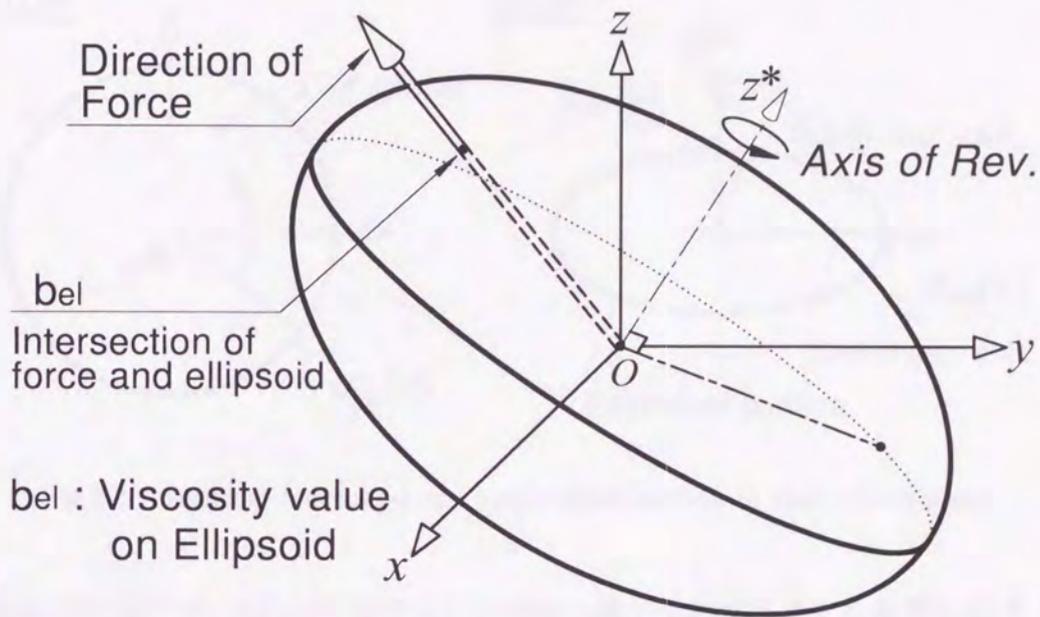


Fig 5.3: Image of viscosity ellipsoid

ンピーダンス制御を適用する際、制御対象が外力に対して望ましい動特性となるように設定する力学モデルである。

5.2.1 可変粘性楕円体の性質

ここでは提案する粘性楕円体と、これに付与する性質について説明する。

まず、図5.3のような短軸を回転軸とした回転楕円体を考える。この原点Oから楕円体表面上の点へのベクトルが、その方向への理想モデルの粘性ベクトルを表す。また、このベクトルの大きさが、この方向への粘性値の大きさである。図5.4は図5.3の楕円体を長軸、短軸を含む断面図でそれぞれ表わしたものである。短軸回りの回転楕円体としているため、長軸を含む面は円形、短軸を含む面は楕円となることに注意する。なお、図中 $b_{mi}(v)$, $b_{mj}(v)$ の意味は次節で説明する。本論文では、この楕円体を(可変)粘性楕円体と呼ぶ。なお“可変”を使っているのは、後で述べる粘性楕円体の変形を考慮したものである。

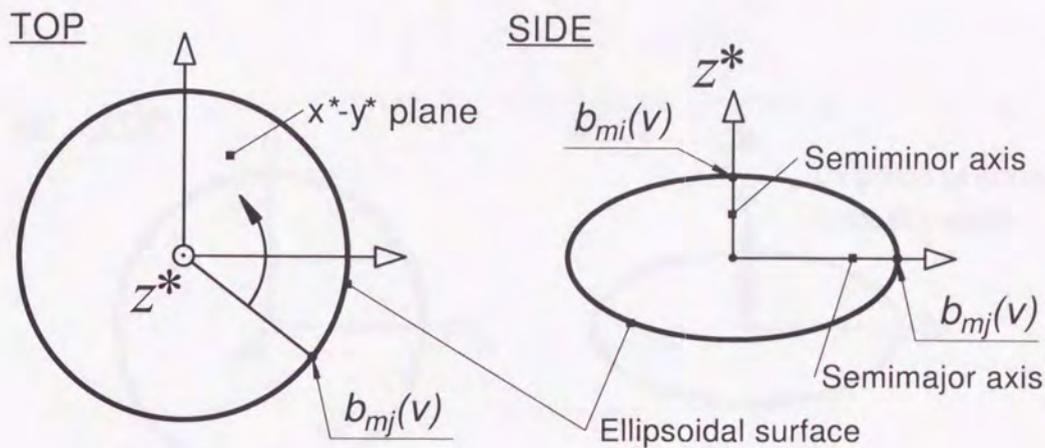


Fig 5.4: Images of horizontal and longitudinal section of viscosity ellipsoid

MSSの作業中は、それに作用する力方向に一致する粘性ベクトルを常に選び、その時の理想モデルの粘性ベクトルとする。これを図5.5で説明しよう。図5.5(a)は力方向が短軸方向を向いている場合を表わしている。この時は、粘性ベクトルは短軸と一致し、粘性ベクトルは最も短くなる。図5.5(b)では力方向が連続的に変化している場合である。粘性ベクトル方向を力方向に一致するように選ぶことにしているので、力方向の変化に合わせて粘性ベクトルの大きさも連続的に変化することになる。図5.5(c)では長軸方向と力方向が一致している場合で、この時もっとも粘性ベクトルは長くなる。この一連の図からわかるように、粘性楕円体と作用する力の方向によって粘性値を変化させることができる。

この粘性楕円体から粘性値がどのように決定されるか、その理解を助ける例として、図5.6のような例を考える。ここでは、アーム手先を x 方向に直進させるが、その間に高剛性の対象物に非接触の状態から接触状態に移る。ここで、粘性楕円体の短軸方向は図のようになっていると仮定する。非接触の状態では、MSSに作用する力は操作者の操作力のみとなっており、その力方向と粘性楕円体の短軸方向がほぼ一致する。したがって、この場合、最小値に近い粘性値が決定される。次いで、そのまま手先を直進させ、ある程度大きな力を高剛性な対象物に加えながらゆっくり移

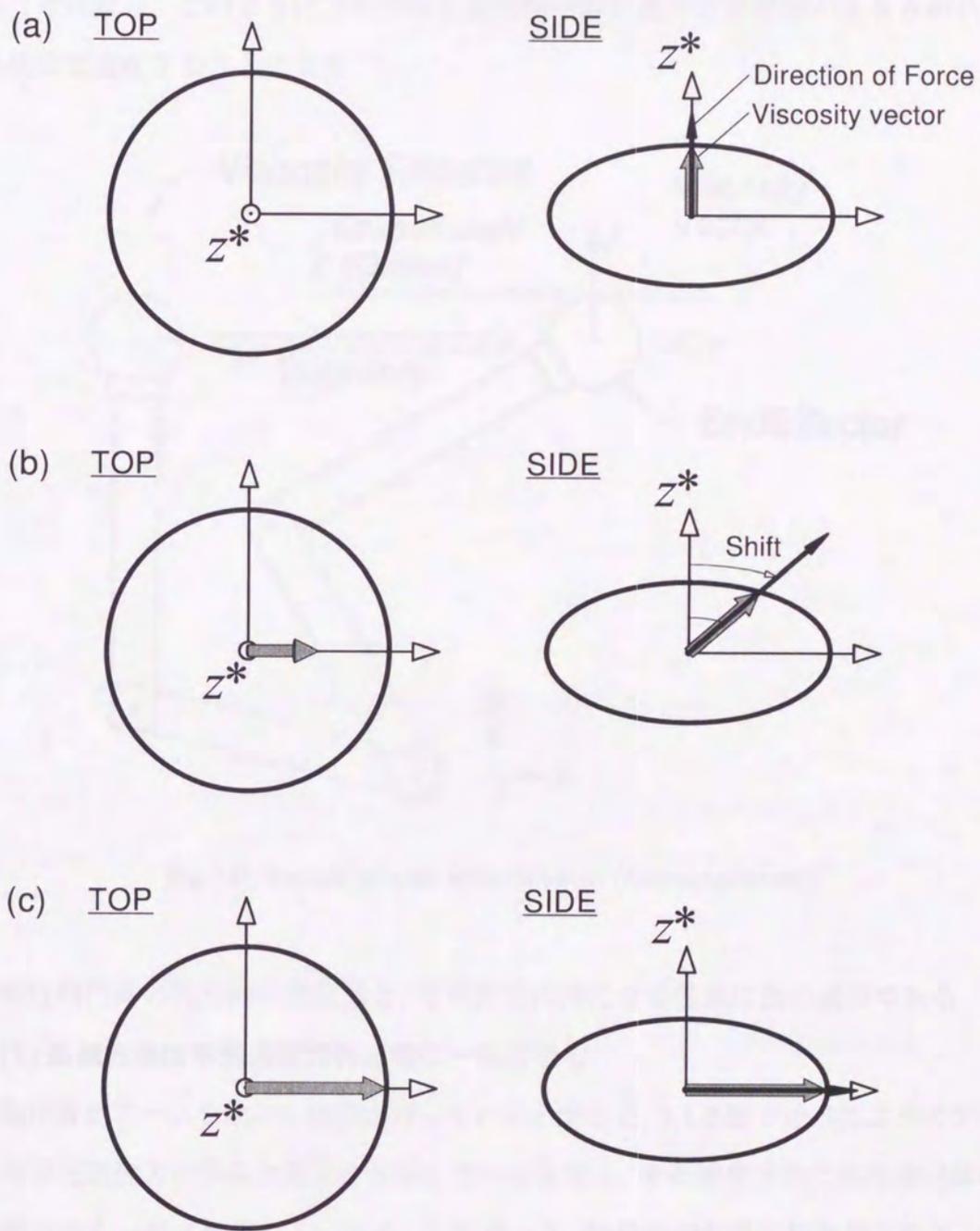


Fig 5.5: Images of relationship between direction of force vector and viscosity vector

動させたとすれば、MSSは対象物から大きな反力を受け、操作力と反力の合力方向は、長軸方向に近い方向となる。したがって、この場合は大きな粘性値が決定されることになる。このように力の方向と粘性楕円体に基づき粘性値の大きさが状況に応じて変化することになる。

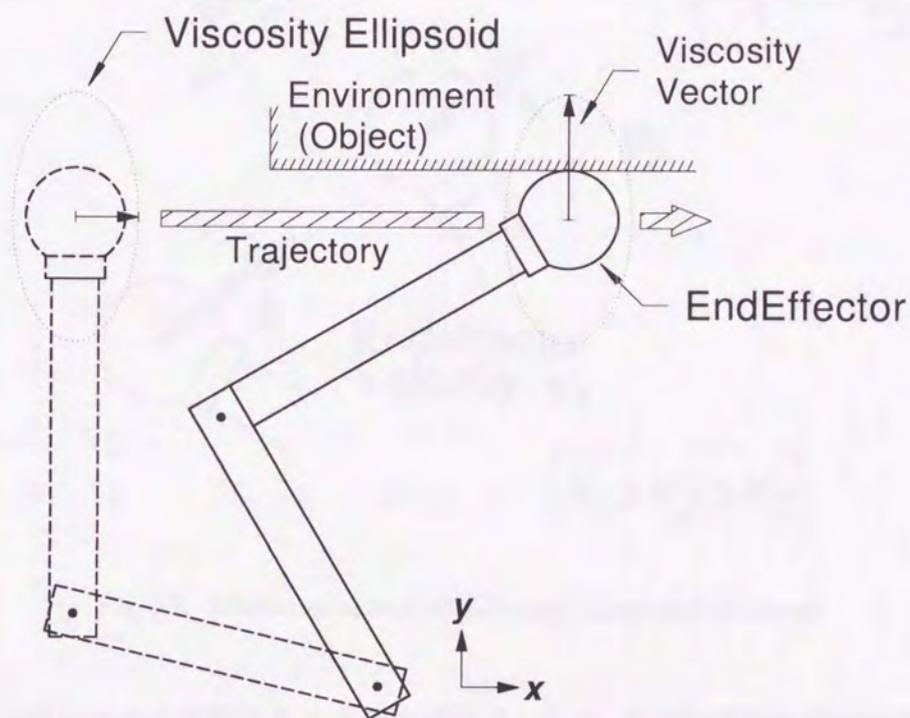


Fig 5.6: Motion of arm with ellipsoid (contact process)

粘性楕円体の軸方向の決定法と、その形状に持たせる性質は次の通りである。

(1) 短軸方向は手先速度方向と常に一致させる。

操作者がアームを動かし作業を行っているとする、5.1.2節で述べたようにアームの手先速度方向が操作意図を反映していると考え、その速度方向に粘性楕円体の短軸方向を一致させることにする。したがって、操作方向が常に低粘性となり、操作性を低下させずに操作可能となる。実は、図5.6における粘性楕円体の短軸方向はそのように選ばれていたことになる。その結果、アームの直進方向へは操作抵抗が常に小さく、接触移動状態では反力によるエネルギーが消散されるため、安定に接

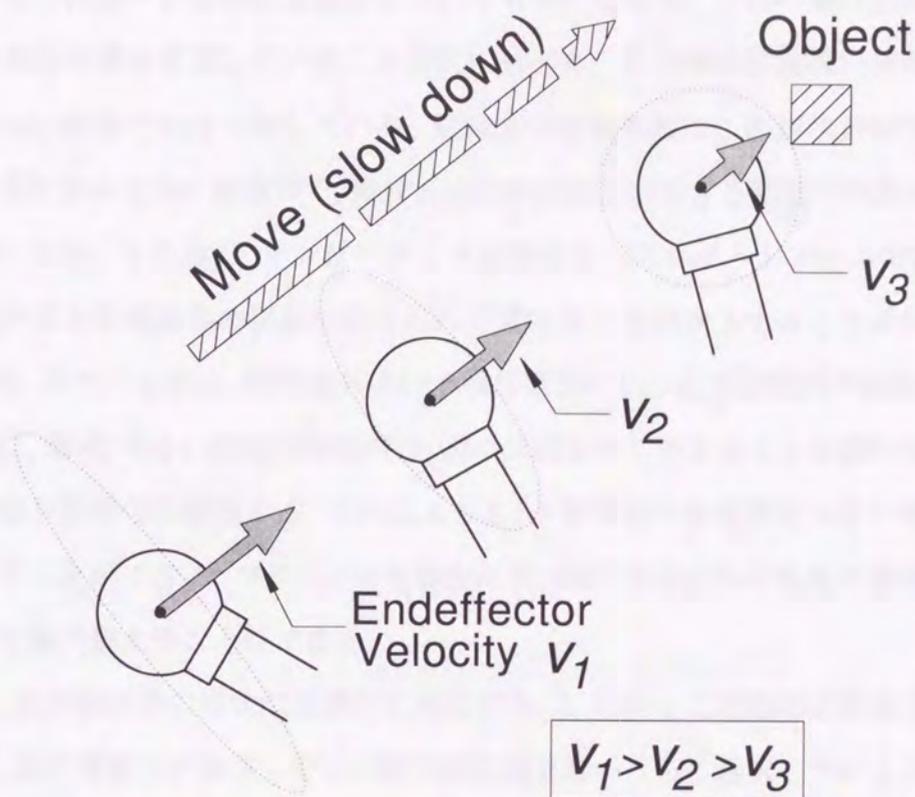


Fig 5.7: Motion of arm with ellipsoid (approach process)

触させながら手先を移動させることができる。また、非接触移動状態では操作の障害となるような何らかの外力が加わった場合、接触移動時と同じ理由によりその影響を低減させることができる。

(2) 手先速度に応じて粘性楕円体の形状を変化させる。

ここで、図5.7に示すようなアームを対象物に接近させていく状況を考える。一般に、操作者はアームが対象物に接近すると減速し慎重に作業しようとする。この時、粘性楕円体の形状が固定されていると低粘性状態で衝突し、その後の応答が振動的になる。この状態は、ちょうど図5.2(B)のように、意図との差が大きくなり操作者の負担が増加するため好ましくない。そこで、手先速度が低下すれば短軸を伸長、長軸を収縮させ、粘性楕円体は球体に近づくようにする。これにより減速時は操作方向の粘性値が回復し、接触時の衝撃などに対応可能となる。さらに、低速を

維持しつつ作業が行なわれる場合についても考えてみる。この作業は基本的に精度が必要な作業を意図していることは既に述べた。この時の粘性楕円体の形状は球体に近い状態ではほぼ一定している。短軸方向の粘性値はこの形状が球体に近づいたときに最も大きくなるので、操作方向の粘性値は取りうる範囲での最大値に近い状態になる。ところで、インピーダンス制御を施したロボットアームでは、粘性値を高めると位置応答の振動が抑えられ位置追従性能が向上することが知られている [63]。このことから、精密動作という操作意図に沿った支援動作が期待できる。

反対に、増速、あるいは高速移動時は、逆の状況を生じさせることで操作方向が低粘性となり操作性を確保する。これにより 5.1.2 節で述べた速度が大きい時の意図を満たすことができる。また (1) でも触れたが、操作方向以外の外乱の影響を高粘性により極力抑えることができる。

なお、この楕円体の形状は連続的に変化する。したがって段階的に変化する場合に比べ、操作者自身が操作しやすい粘性値を無意識のうちに選択していると考えられる。

5.2.2 可変粘性楕円体の数式表現

5.2.1 節で説明した可変粘性楕円体の数式表現を求めよう。そのための準備として可変粘性楕円体を扱う上で必要になる座標系を設定する。なお、MSS はマスタおよびスレーブの 2 つのアームで構成されるが、ここでは共通の座標系に力や位置を座標変換することで統一して扱えるものとする。これを作業空間 \mathbf{X} と呼ぶことにし、図 5.8 のように表わす。

粘性楕円体の中心は、基底を $\{\mathbf{e}_x, \mathbf{e}_y, \mathbf{e}_z\}$ とする作業空間 \mathbf{X} の原点 O にあるものとする。この粘性楕円体面上の点 $[b_{ex}, b_{ey}, b_{ez}]$ が後述する理想モデルの x, y, z 軸方向の粘性値を表わす。

まず、準備として手先位置ベクトル \mathbf{x} 、速度ノルム v 、速度方向ベクトル \mathbf{v}_n をそ

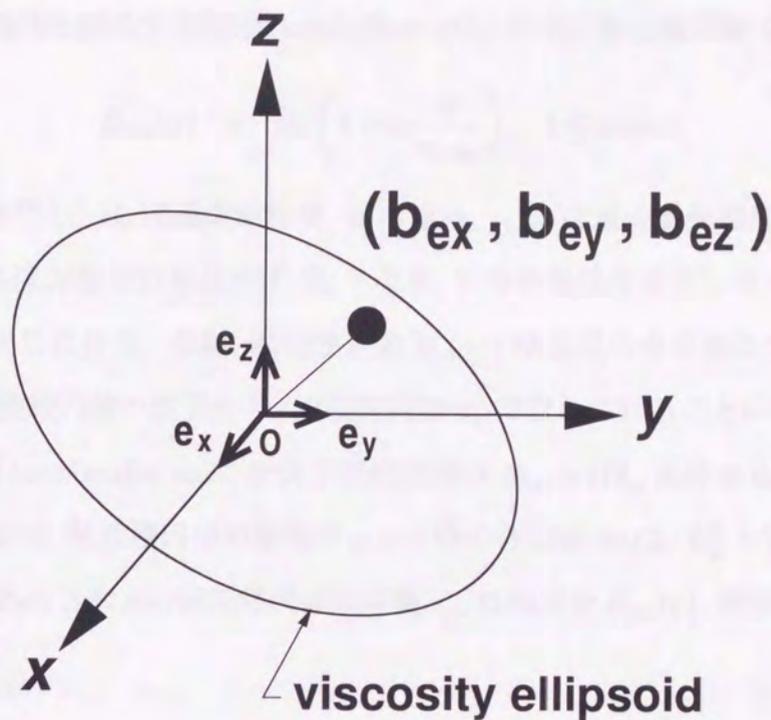


Fig 5.8: Coordinate system

れぞれ,

$$\mathbf{x} = [x, y, z]^T \quad (5.1)$$

$$v = |\dot{\mathbf{x}}| \quad (5.2)$$

$$\mathbf{v}_n = \frac{\dot{\mathbf{x}}}{|\dot{\mathbf{x}}|} \quad (5.3)$$

とおく.

次に, 5.2.1 節で述べたことに基づき, この粘性楕円体が満たすべき条件を次のように設定する.

1. $v = 0$ では, 粘性楕円体はその中心から全方向に対して粘性値が等しく球体となる.
2. $v > 0$ であれば, 短軸方向の粘性値は低下し, 長軸方向の粘性値は増大する. そのため粘性楕円体に変形しても, その体積は一定で, $v = 0$ の時の球体体積を保持するものとする.

これらの条件を満足する短軸 (semiminor axis) を表す粘性値関数 $B_{mi}(v)$ は

$$B_{mi}(v) = B_0 \left(1 - w \frac{v}{v_{max}} \right), \quad 0 \leq w < 1 \quad (5.4)$$

と選べる. ただし, B_0 は基準粘性値, w は重み, v_{max} は最大手先速度を表す. なお $w = 0$ とすれば粘性値は変化せず B_0 となり, 従来 of 粘性を固定したインピーダンスモデルと同じになる. なお, 粘性値関数 $B_{mi}(v)$ は正值のみを取ることに注意する. また, 粘性楕円体の性質から, 短軸方向は \mathbf{v}_n で表わされることに留意する.

次に, 長軸 (semimajor axis) を表す粘性値関数 $B_{mj}(v)$ は, 条件から式 (5.4) に依存すると同時に, 粘性楕円体の体積が $v = 0$ 時の体積値 $4\pi/3 \cdot B_0^3$ と常に等しくなければならない. 3次元の回転楕円体の体積 V_{ell} は短軸を $B_{mi}(v)$, 長軸を $B_{mj}(v)$ とすれば,

$$V_{ell} = \frac{4\pi}{3} B_{mi}(v) B_{mj}^2(v) \quad (5.5)$$

と表わされる. この時, 条件から,

$$V_{ell} = \frac{4\pi}{3} B_0^3 \quad (5.6)$$

が成り立たなければならないから, 式 (5.5) を代入して,

$$B_{mj}(v) = \sqrt{\frac{B_0^3}{B_{mi}(v)}} \quad (5.7)$$

を得る.

ここで粘性楕円体を表わす方程式が複雑になるのを避けるため, 基底を $\{\mathbf{e}_x^*, \mathbf{e}_y^*, \mathbf{e}_z^*\}$ とする新たな座標空間 \mathbf{X}^* を導入しよう. この時, $\mathbf{e}_z^* = \mathbf{v}_n$ とすれば座標軸が短軸方向と一致するため, この方程式をもっとも簡単な形に表せる. よって, \mathbf{X}^* 上の点を $\mathbf{u}^* = [x^*, y^*, z^*]^T$ で表すと, 粘性楕円体面は短軸回りの回転楕円体であるので二次形式で表せば,

$$\mathbf{u}^{*T} \mathbf{B}^* \mathbf{u}^* = 1 \quad (5.8)$$

を満足する点 \mathbf{u}^* の集合となる。ただし \mathbf{B}^* は次式である。

$$\mathbf{B}^* = \begin{bmatrix} B_{mj}^{-2}(v) & 0 & 0 \\ 0 & B_{mj}^{-2}(v) & 0 \\ 0 & 0 & B_{mi}^{-2}(v) \end{bmatrix} \quad (5.9)$$

5.2.3 理想モデルの粘性値算出

本節では、前節で求めた式 (5.8) の粘性楕円体と力方向から粘性値を決定する手順を説明する。まず、準備として座標空間 \mathbf{X} と \mathbf{X}^* の関係を求めておく。

図 5.9 は、 \mathbf{X} と \mathbf{X}^* の基底ベクトル方向に座標軸をとった時の 2 つの空間の関係を表している。この関係を一般軸回りの等価回転行列 [65] を導入することで求めよう。

等価回転行列とは、ある空間を単位ベクトル \mathbf{k} を軸に角度 α で回転させた場合、回転後の空間と元の空間との関係を表す行列である。 \mathbf{k} , α は等価回転軸、等価回転角と呼ばれる。なお、導出過程は付録 B を参照されたい。

等価回転行列を得るため、まず等価回転軸 \mathbf{k} を求める。図 5.9 より、 $\mathbf{k} = [k_x, k_y, 0]^T$ は \mathbf{e}_z , \mathbf{e}_z^* に必ず直交する必要がある。よって \mathbf{k} は単位ベクトルだから、

$$\mathbf{k} = \frac{\mathbf{e}_z \times \mathbf{e}_z^*}{|\mathbf{e}_z \times \mathbf{e}_z^*|} \quad (5.10)$$

である。この時、 $\mathbf{e}_z = [0, 0, 1]^T$ である。等価回転角 α は、 \mathbf{e}_z と \mathbf{e}_z^* との角度より得られるから、 $|\mathbf{e}_z| = |\mathbf{e}_z^*| = 1$ を考慮して、

$$\begin{aligned} \alpha &= \cos^{-1} \left(\frac{\mathbf{e}_z \cdot \mathbf{e}_z^*}{|\mathbf{e}_z| |\mathbf{e}_z^*|} \right) \\ \alpha &= \cos^{-1}(\mathbf{e}_z \cdot \mathbf{e}_z^*) \end{aligned} \quad (5.11)$$

と求められる。

ここで、等価回転行列 $\mathbf{R}_k(\alpha)$ の一般形は、

$$\mathbf{R}_k(\alpha) = \begin{bmatrix} k_x^2 V_\alpha + C_\alpha & k_x k_y V_\alpha - k_z S_\alpha & k_x k_z V_\alpha + k_y S_\alpha \\ k_x k_y V_\alpha + k_z S_\alpha & k_y^2 V_\alpha + C_\alpha & k_y k_z V_\alpha - k_x S_\alpha \\ k_x k_z V_\alpha - k_y S_\alpha & k_y k_z V_\alpha + k_x S_\alpha & k_z^2 V_\alpha + C_\alpha \end{bmatrix} \quad (5.12)$$

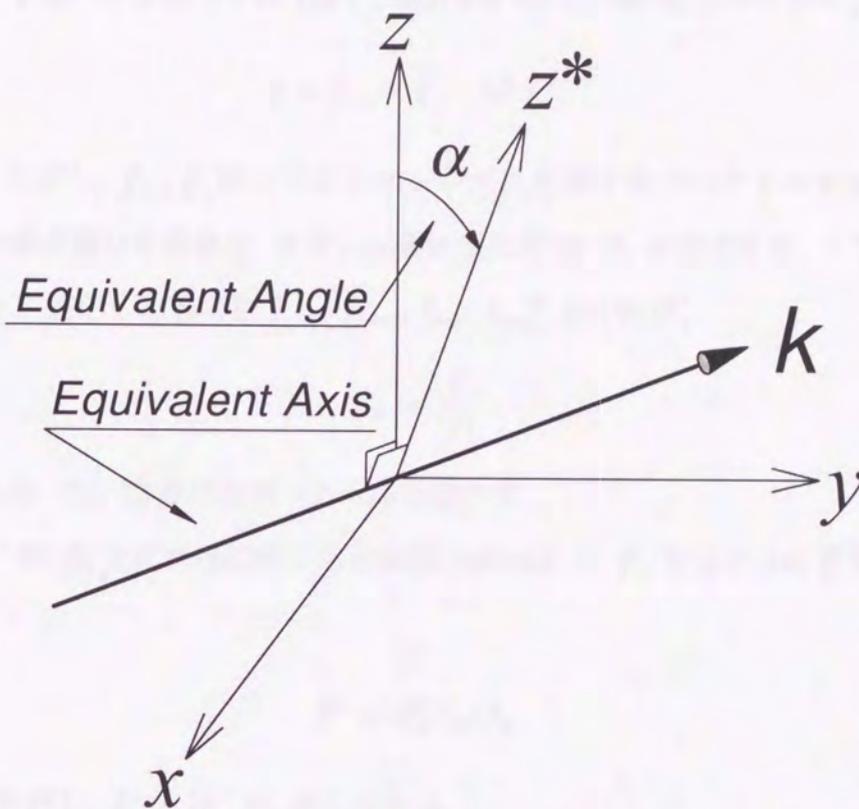


Fig 5.9: Equivalent Axis/Angle

と与えられる. X と X^* の関係を表わす等価回転行列 $R_k(\alpha)$ は, $k_z = 0$ より,

$$R_k(\alpha) = \begin{bmatrix} k_x^2 V_\alpha + C_\alpha & k_x k_y V_\alpha & k_y S_\alpha \\ k_x k_y V_\alpha & k_y^2 V_\alpha + C_\alpha & -k_x S_\alpha \\ -k_y S_\alpha & k_x S_\alpha & C_\alpha \end{bmatrix} \quad (5.13)$$

で与えられる. ただし $V_\alpha = 1 - \cos \alpha$, $S_\alpha = \sin \alpha$, $C_\alpha = \cos \alpha$ である. 式 (5.13) より X^* 上の点 b^* を X 上で表せば,

$$b = R_k(\alpha) b^* \quad (5.14)$$

となる. 以上で, 座標空間 X と粘性楕円体を記述した座標空間 X^* の関係が得られた. なお, 変換行列 $R_k(\alpha)$ は直交行列であることに留意する.

次に粘性ベクトルの決定のために必要な力の方向を求めよう. まず, 作業空間上

の理想インピーダンスモデル (以下, 理想モデル) に加わる力ベクトル \mathbf{f} を,

$$\mathbf{f} = \mathbf{f}_m - \mathbf{f}_s, \quad (\in R^3) \quad (5.15)$$

とする. ただし, $\mathbf{f}_m, \mathbf{f}_s$ はマスタとスレーブに作用する力ベクトルである. なお, 両者の比率が異なる場合は, スケール変換後に式 (5.15) を適用する. こうして得られた \mathbf{f} を正規化したものを $\mathbf{f}_n = [f_{nx}, f_{ny}, f_{nz}]^T$ とすれば,

$$\mathbf{f}_n = \frac{\mathbf{f}}{|\mathbf{f}|} \quad (5.16)$$

が得られる. これは力の方向ベクトルを表わす.

次に, この \mathbf{f}_n と粘性楕円体から粘性値を求めよう. \mathbf{f}_n を式 (5.14) を用いて変換すれば,

$$\mathbf{f}^* = \mathbf{R}_k^T(\alpha) \mathbf{f}_n \quad (5.17)$$

を得る. ただし, $\mathbf{f}^* = [f_x^*, f_y^*, f_z^*]^T$ とする.

この時, \mathbf{f}^* をスカラー倍したものは, その幾何学的関係から粘性楕円体面上に交点 $\mathbf{b}_{el} = [x^*, y^*, z^*]$ をもつ. そこで \mathbf{b}_{el} を \mathbf{f}^* を用いて表わすことを考えよう. ここで, スケーリングファクタを n とすれば,

$$\mathbf{b}_{el} = n \mathbf{f}^* \quad (5.18)$$

と表わすことができる. これを, 式 (5.8) に代入し, n について解けば,

$$\mathbf{b}_{el}^T \mathbf{B}^* \mathbf{b}_{el} = 1 \quad (5.19)$$

$$n^2 \mathbf{f}^{*T} \mathbf{B}^* \mathbf{f}^* = 1 \quad (5.20)$$

$$n^2 [f_x^*, f_y^*, f_z^*] \begin{bmatrix} B_{mj}^{-2}(v) & 0 & 0 \\ 0 & B_{mj}^{-2}(v) & 0 \\ 0 & 0 & B_{mi}^{-2}(v) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} f_x^* \\ f_y^* \\ f_z^* \end{bmatrix} = 1 \quad (5.21)$$

$$n^2 \left(\frac{f_x^*}{B_{mj}^2(v)} + \frac{f_y^*}{B_{mj}^2(v)} + \frac{f_z^*}{B_{mi}^2(v)} \right) = 1 \quad (5.22)$$

$$n = \pm \frac{B_{mj}(v)B_{mi}(v)}{\sqrt{B_{mi}^2(v)(f_x^{*2} + f_y^{*2}) + B_{mj}^2(v)f_z^{*2}}} \quad (5.23)$$

が得られる. これを式 (5.18) に代入すれば,

$$\mathbf{b}_{el} = \pm \frac{B_{mj}(v)B_{mi}(v)}{\sqrt{B_{mi}^2(v)(f_x^{*2} + f_y^{*2}) + B_{mj}^2(v)f_z^{*2}}} \mathbf{f}^* \quad (5.24)$$

となる. さらに, 式 (5.14), (5.17) から座標空間 X 上の値 $\mathbf{b}_e = [b_{ex}, b_{ey}, b_{ez}]^T$ を求めよう. この時, \mathbf{b}_{el} は X^* 上の点であり, $\mathbf{R}_k(\alpha)\mathbf{R}_k^T(\alpha) = 1$ に注意すれば,

$$\begin{aligned} \mathbf{b}_e &= \mathbf{R}_k(\alpha)\mathbf{b}_{el} \\ &= \pm \frac{B_{mj}(v)B_{mi}(v)}{\sqrt{B_{mi}^2(v)(f_x^{*2} + f_y^{*2}) + B_{mj}^2(v)f_z^{*2}}} \mathbf{R}_k(\alpha)\mathbf{f}^* \\ &= \pm \frac{B_{mj}(v)B_{mi}(v)}{\sqrt{B_{mi}^2(v)(f_x^{*2} + f_y^{*2}) + B_{mj}^2(v)f_z^{*2}}} \mathbf{R}_k(\alpha)\mathbf{R}_k^T(\alpha)\mathbf{f}_n \\ &= \pm \frac{B_{mj}(v)B_{mi}(v)}{\sqrt{B_{mi}^2(v)(f_x^{*2} + f_y^{*2}) + B_{mj}^2(v)f_z^{*2}}} \mathbf{f}_n \end{aligned} \quad (5.25)$$

が得られる. したがって, モデルに作用する力 \mathbf{f} と手先速度 v が与えられた時, 粘性ベクトルが式 (5.25) により求められる. ただし \mathbf{b}_e の成分は正值のみをとることに注意する.

5.2.4 可変理想インピーダンスモデル

本節では, 式 (5.25) の粘性ベクトルを用いて可変理想モデルを決定する.

まず, 作業空間での理想モデルを,

$$\mathbf{M}_e d\ddot{\mathbf{x}}_d + \mathbf{B}_e d\dot{\mathbf{x}}_d + \mathbf{K}_e d\mathbf{x}_d = \mathbf{f}_d \quad (5.26)$$

とする. なお, $\mathbf{M}_e, \mathbf{B}_e, \mathbf{K}_e (\in \mathbf{R}^{6 \times 6})$ は質量行列, 粘性行列, 剛性行列を表す. また, $d\mathbf{x}_d = \mathbf{x}_d - \mathbf{x}_{eq} (\in \mathbf{R}^6)$ であり, \mathbf{x}_d は理想モデルの位置と姿勢を, \mathbf{x}_{eq} はそれらの平衡点を表す. ただし, これ以降, 特に断りがない限り平衡点を原点とし $d\mathbf{x}_d = \mathbf{x}$ と表記する.

$f_d \in \mathbf{R}^6$ は理想モデルへの力入力で、式(4.4)で与えられているように次式で決まるものとする。

$$f_d = K_{Pf} f + K_{If} \int_0^t f d\tau \quad (5.27)$$

ただし、 K_{Pf} , K_{If} はPI制御器のゲインである。

次に式(5.26)の各係数行列を決定する。まず、粘性行列 B_e は、式(5.25)を用いて、

$$B_e = \text{diag}[b_{ex}, b_{ey}, b_{ez}, b_{e\phi}, b_{e\theta}, b_{e\psi}] \quad (5.28)$$

とする。 x, y, z 軸方向の成分 (b_{ex}, b_{ey}, b_{ez}) は式(5.25)で決まるため、式(5.26)は手先速度と力によって変化する可変理想モデルとなっている。手先姿勢に関する成分 ($b_{e\phi}, b_{e\theta}, b_{e\psi}$) については最後に触れる。式(5.26)の係数行列のその他の要素を、

$$M_e = \text{diag}[m_{ex}, m_{ey}, m_{ez}, m_{e\phi}, m_{e\theta}, m_{e\psi}] \quad (5.29)$$

$$K_e = \text{diag}[k_{ex}, k_{ey}, k_{ez}, k_{e\phi}, k_{e\theta}, k_{e\psi}] \quad (5.30)$$

とする。これらの要素に対しても何らかの設定指針が必要となるが、良好な操作感を得るためには小さくするのが望ましいことが知られている [12] [13] [15]。したがって、ここでは粘性行列 B_e の姿勢に関する成分 ($b_{e\phi}, b_{e\theta}, b_{e\psi}$) を含め、アームの動特性の許容範囲内で小さな値を用いるものとする。以上で、作業空間における理想モデルが式(5.26)より得られた。

5.2.5 作業座標系から関節座標系への変換

5.2.4節にて、作業空間内の理想モデルが得られた。しかし、アームを制御する上で関節空間で理想モデルが得られれば、目標値が角度、角速度となり都合が良い。また、人間と同様な作業に対する柔軟性 [60][61] も期待できる。そこで、式(5.26)を関節空間における理想モデルに変換することを考える。

関節空間における理想モデルを、

$$M_j d\ddot{q}_d + B_j d\dot{q}_d + K_j dq_d = \tau_d \quad (5.31)$$

とする。ただし、 $d\mathbf{q}_d = \mathbf{q}_d - \mathbf{q}_{eq} (\in \mathbf{R}^6)$ であり、 \mathbf{q}_d は関節角度を、 \mathbf{q}_{eq} はその平衡点を表す。ただし、今後は特に断らない限り、平衡点を原点とし $d\mathbf{q}_d = \mathbf{q}_d$ と表わすことにする。 $\mathbf{M}_j, \mathbf{B}_j, \mathbf{K}_j (\in \mathbf{R}^{6 \times 6})$ は、それぞれ慣性行列、粘性行列、剛性行列、 $\boldsymbol{\tau}_d (\in \mathbf{R}^6)$ はトルク入力である。

この時、手先位置ベクトル $\mathbf{x} (= [x, y, z, \phi, \theta, \psi]^T)$ と関節角度ベクトル $\mathbf{q} (= [q_1, q_2, q_3, q_4, q_5, q_6]^T)$ との間に、

$$\mathbf{x}_d = f(\mathbf{q}_d) \quad (5.32)$$

の関係が成立しているものとして、微小変化を考えれば、

$$\begin{aligned} d\mathbf{x}_d &= \frac{\partial f(\mathbf{q}_d)}{\partial \mathbf{q}} d\mathbf{q}_d \\ &= \mathbf{J} d\mathbf{q}_d \end{aligned} \quad (5.33)$$

が得られる。ここで、

$$\mathbf{J} = \frac{\partial f(\mathbf{q}_d)}{\partial \mathbf{q}} = \begin{bmatrix} \partial f_1 / \partial x & \cdots & \partial f_1 / \partial \psi \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ \partial f_6 / \partial x & \cdots & \partial f_6 / \partial \psi \end{bmatrix} \quad (5.34)$$

である。なお、式(5.34)はヤコビ行列として知られている。

さらに、リンク間の速度は非常に小さいと仮定したうえで、位置・角度間の速度、加速度の関係を求めれば、

$$\dot{\mathbf{x}}_d = \mathbf{J} \dot{\mathbf{q}}_d \quad (5.35)$$

$$\begin{aligned} \ddot{\mathbf{x}}_d &= \mathbf{J} \ddot{\mathbf{q}}_d + \dot{\mathbf{J}} \dot{\mathbf{q}}_d \\ &\cong \mathbf{J} \ddot{\mathbf{q}}_d \end{aligned} \quad (5.36)$$

が得られる。

ここで、後で必要になる手先に作用する力と各関節に働くトルクの一般的な関係を導出しておく。作業座標系で表わされた手先に作用する力を \mathbf{F} 、関節座標系で表わされた各関節に働くトルクを $\boldsymbol{\tau}$ とする。仮想仕事の原理を用いれば、作業座標系

でなされた仕事と、関節座標系でなされた仕事を等しいとおくことができ、次式が成り立つ。

$$\boldsymbol{\tau}^T \delta \boldsymbol{\theta} = \mathbf{F}^T \delta \mathbf{x} \quad (5.37)$$

ここで、 $\delta \mathbf{x}$, $\delta \boldsymbol{\theta}$ は位置と角度の微小変位とする。式 (5.34) から $\delta \mathbf{X} = \mathbf{J} \delta \boldsymbol{\theta}$ となるから、

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\tau}^T \delta \boldsymbol{\theta} &= \mathbf{F}^T \delta \mathbf{x} \\ \boldsymbol{\tau}^T &= \mathbf{F}^T \frac{\delta \mathbf{x}}{\delta \boldsymbol{\theta}} \\ \boldsymbol{\tau} &= \mathbf{J}^T \mathbf{F} \end{aligned} \quad (5.38)$$

となり、力とトルクの一般的な関係が求められた。次に、これらの結果をもとに変換式を導出していくことにする。

式 (5.26) に式 (5.33), (5.35), (5.36) を代入すれば、

$$\mathbf{M}_e \mathbf{J} \ddot{\mathbf{q}}_d + \mathbf{B}_e \mathbf{J} \dot{\mathbf{q}}_d + \mathbf{K}_e \mathbf{J} \mathbf{q}_d = \mathbf{f}_d \quad (5.39)$$

が得られる。次に左から \mathbf{J}^T をかけると、

$$\mathbf{J}^T \mathbf{M}_e \mathbf{J} \ddot{\mathbf{q}}_d + \mathbf{J}^T \mathbf{B}_e \mathbf{J} \dot{\mathbf{q}}_d + \mathbf{J}^T \mathbf{K}_e \mathbf{J} \mathbf{q}_d = \mathbf{J}^T \mathbf{f}_d \quad (5.40)$$

となる。ここで、式 (5.38) から、式 (5.31), (5.40) は等価となるから、次式の対応関係が得られる。

$$\mathbf{M}_j = \mathbf{J}^T \mathbf{M}_e \mathbf{J} \quad (5.41)$$

$$\mathbf{B}_j = \mathbf{J}^T \mathbf{B}_e \mathbf{J} \quad (5.42)$$

$$\mathbf{K}_j = \mathbf{J}^T \mathbf{K}_e \mathbf{J} \quad (5.43)$$

したがって、式 (5.41)~(5.43) を用いることで、作業空間での理想モデルを関節空間での理想モデルに変換できる。

5.2.6 理想モデル追従制御系

本節では、式(5.31)の関節空間上の理想モデルをもとに、MSSにモデル追従制御系を構成し、各アームへの制御入力を導出する。

アームの動特性は一般に次式で表される。

$$\tau = M(q)\ddot{q} + H(q, \dot{q}) + B\dot{q} + D(\dot{q}) \quad (5.44)$$

ここで τ は関節駆動力、 $M(q)$ は慣性行列、 $H(q, \dot{q})$ は遠心力・コリオリ力、 B は粘性摩擦行列、 $D(\dot{q})$ は動摩擦行列、 q は関節角度を表す。

式(5.31)に入力 τ_d が与えられた時の応答 q_d, \dot{q}_d は、順動力学問題として式(5.31)の数値積分によって得られる。そうして得られた q_d, \dot{q}_d に、式(5.44)の q, \dot{q} を追従させることを考える[15]。そのためPID制御系を導入すると、両アームへの関節駆動力 τ_i , $i = m, s$ は次式で与えられる。

$$\tau_j = k_p e + k_i \int_0^t e d\tau + k_d \frac{de}{dt}, \quad j = m, s \quad (5.45)$$

ただし、 $e = q_d - q_j$ とし、添字の m はマスタ、 s はスレーブを表している。また k_p, k_i, k_d はPID制御器のゲインである。さらに、両アームは十分に大きな減速比で駆動され、上の各ゲインは高ゲインとする。

以上のモデル追従構成により、両アームが共通の理想モデルに追従し、アームがあたかも理想モデルの動特性を持つように振舞う。つまり、作業空間で設定した動特性通りの動作をすることが可能となり、操作者がマスタアームを操作していながらも、直接スレーブアームを操作しているような感覚が得られる。さらに、可変粘性楕円体により操作者の意図に沿った作業支援が受けられるので、従来のMSSよりも作業負担が低減されることになる。

なお、図5.10は提案手法に基づくMSSの構成である。

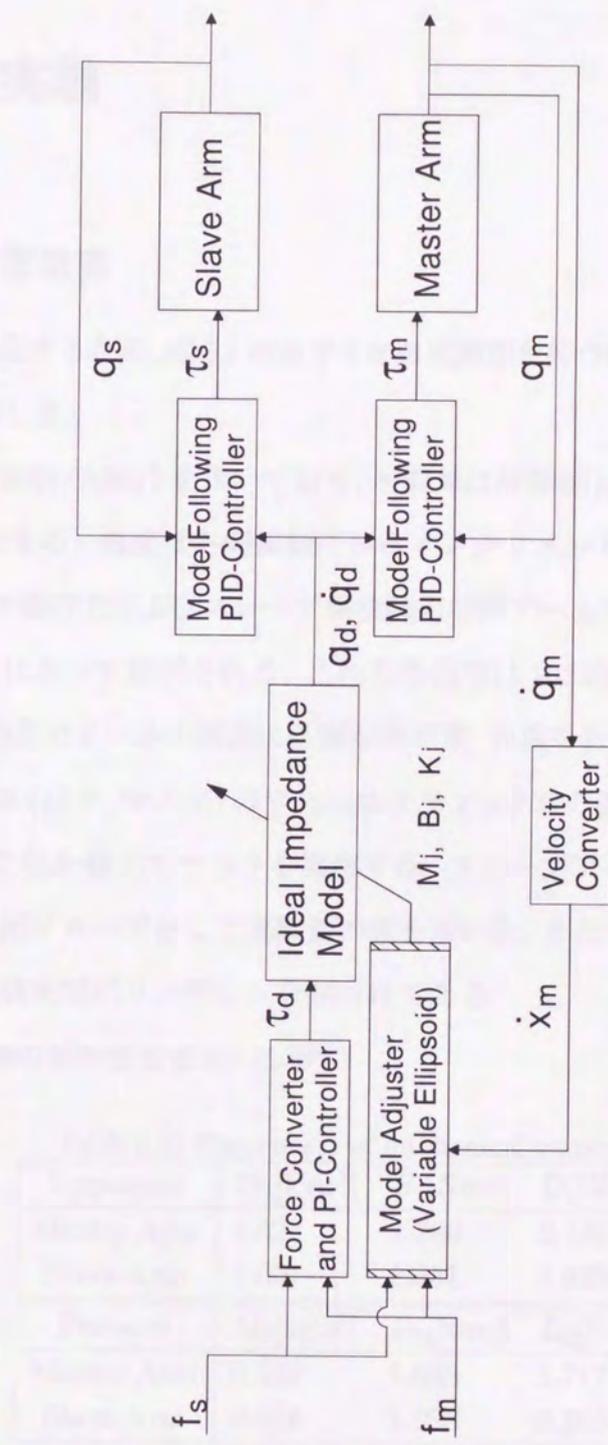


Fig 5.10: Signal flow in the proposed MSS

第6章 実験

6.1 実験装置概要

提案手法を検証するため, 図6.1の水平2自由度関節を持つ同構造型マスタスレーブアームを製作した.

構造部材は A2024/A2017 を用いており, 可動域は肩関節 $|q_1| \leq 150[\text{deg}]$, 肘関節 $|q_2| \leq 95[\text{deg}]$ である. 角度は各関節軸にあるインクリメント型エンコーダにより検出され, マスタ操作力およびスレーブ側接触力は両アームの手首部に取りつけた6軸力覚センサによって検出される. これら各信号は $1024[\text{Hz}]$ でサンプリングされ, 制御用 PC 内部でアームの制御に必要な角速度, 角度を計算, 制御を行なっている. マスタアーム (以下, マスタ) の手先にはスティック状の握りが取り付けられており, 操作者はこれを握ってマスタを操作する. スレーブアーム (以下, スレーブ) の手先には接触用プローブとして真鍮製の球を用いた. ただし, 表面保護のため厚さ $0.6[\text{mm}]$ の超高密度ポリエチレンを貼付けてある.

なお, 本実験機の諸特性を表6.1に示す.

Table 6.1: Parameters of mechanical system

Upperarm	$M_1[\text{kgm}^2]$	$B_1[\text{Nms}]$	$D_1[\text{Nm}]$
Master Arm	1.022	1.360	2.136
Slave Arm	1.001	2.351	1.838
Forearm	$M_2[\text{kgm}^2]$	$B_2[\text{Nms}]$	$D_2[\text{Nm}]$
Master Arm	0.326	1.645	1.717
Slave Arm	0.554	1.399	2.165

ここで, $M_i, B_i, D_i, i = 1, 2$ は, それぞれ関節空間における慣性, 粘性, 動摩擦係数を表し, 添字の1は上腕部を, 2は前腕部を意味する.

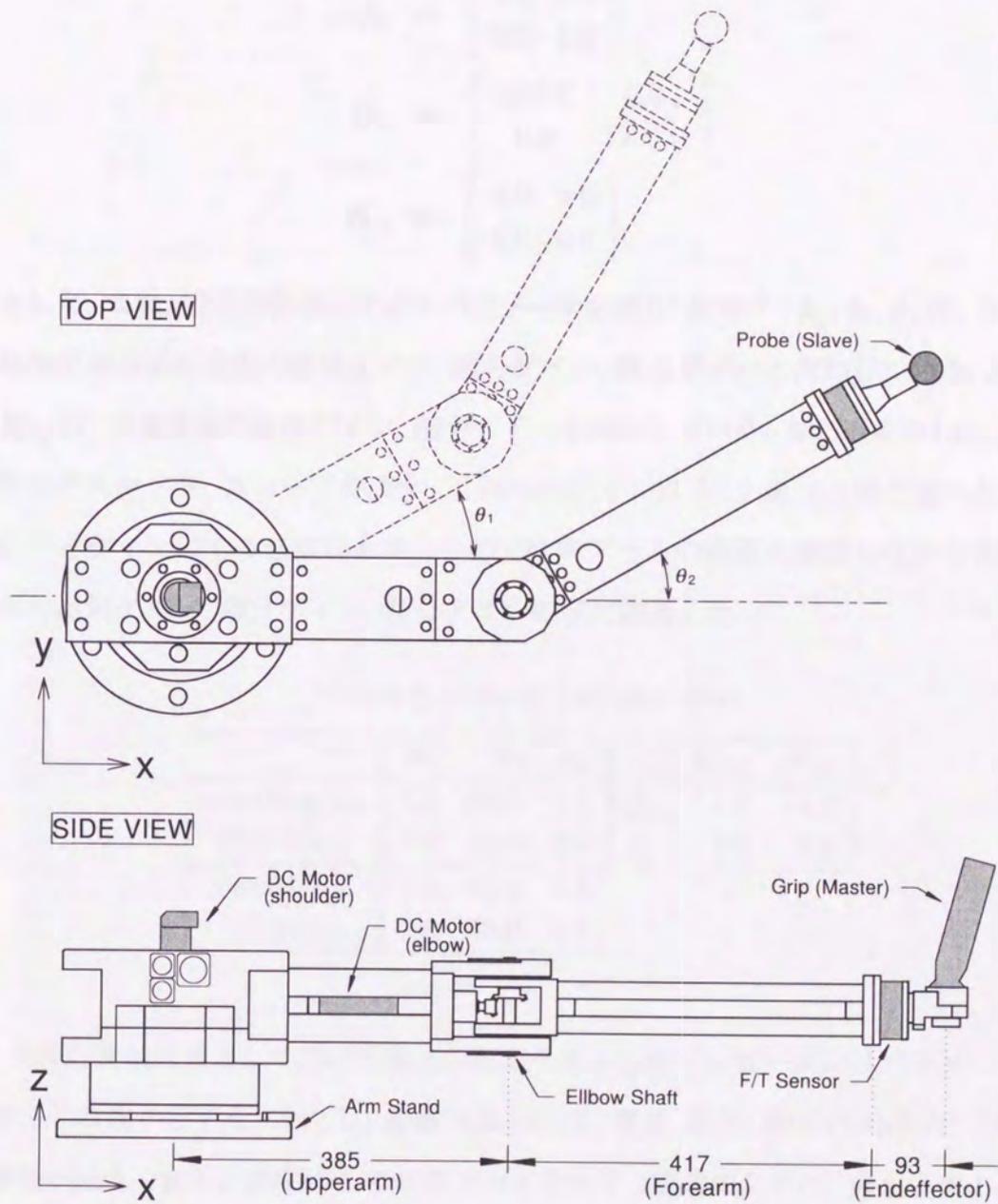


Fig 6.1: 2 d.o.f. robot arms

実験に用いた提案手法の理想モデルのインピーダンスパラメータ, すなわち質量, 粘性, 剛性行列 $M_e, B_e, K_e (\in R^{2 \times 2})$ は,

$$M_e = \begin{bmatrix} 1.5 & 0.0 \\ 0.0 & 1.5 \end{bmatrix} \quad (6.1)$$

$$B_e = \begin{bmatrix} 1300.0 & 0.0 \\ 0.0 & 1300.0 \end{bmatrix} \quad (6.2)$$

$$K_e = \begin{bmatrix} 0.0 & 0.0 \\ 0.0 & 0.0 \end{bmatrix} \quad (6.3)$$

とした. また, 追従制御系のゲインパラメータを表6.2に示す. k_p, k_i, k_d は, それぞれモデル追従制御部の比例ゲイン, 積分ゲイン, 微分ゲインを表わしている. K_{Pf}, K_{If} は, 力補償器の比例ゲイン, 積分ゲインを表わしている. なお表中の (m), (s) はそれぞれマスタ, スレーブを表す. これらのゲインは3.1.2節, 4.2節で述べたようにハイゲインにする必要がある. ここでは両アームの応答を確認しながら各制御系の比例ゲイン, 積分ゲイン, 微分ゲインの順に調整した.

Table 6.2: Gains of PID-controllers

	k_p	k_i	k_d		K_{Pf}	K_{If}
Shoulder(m)	7.5	63.0	1.2	f_x	4.0	4.2
Elbow(m)	7.5	40.0	2.0	f_y	2.0	2.8
Shoulder(s)	7.5	62.0	1.2			
Elbow(s)	7.5	38.0	1.2			

なお, 比較対象として用いる従来の固定モデル型のインピーダンスパラメータは表6.3の通りとする. ただし, 提案手法と同様, 質量, 粘性, 剛性行列は $R^{2 \times 2}$ の対角行列とし, 表中の数字はその対角成分を表わす. 参考のために, 提案手法のインピーダンスパラメータも合わせて載せておく. また, 追従制御系のPIDゲインは表6.2と同じものを用いている.

Table 6.3: Parameters of impedance models

mode	M_e [kg]	B_e [Ns/m]	K_e [N/m]
fixed impedance (low viscosity type)	1.5	400	0.0
fixed impedance (high viscosity type)	1.5	900	0.0
variable impedance model	1.5	1300	0.0

6.2 実験システムの概観

図6.2は実験時の操作者とマスタおよびスレーブの関係を表わした写真である。マスタ、スレーブともに十分強度のある作業用机にボルトによって締結されている。さらに両アームが動作中に接触しないように十分な距離をとって配置してある。また、両アーム近くに設置されているケースにはモータドライバおよび電源が収納されている。図6.3、図6.4はそれぞれマスタ、スレーブアームの写真である。

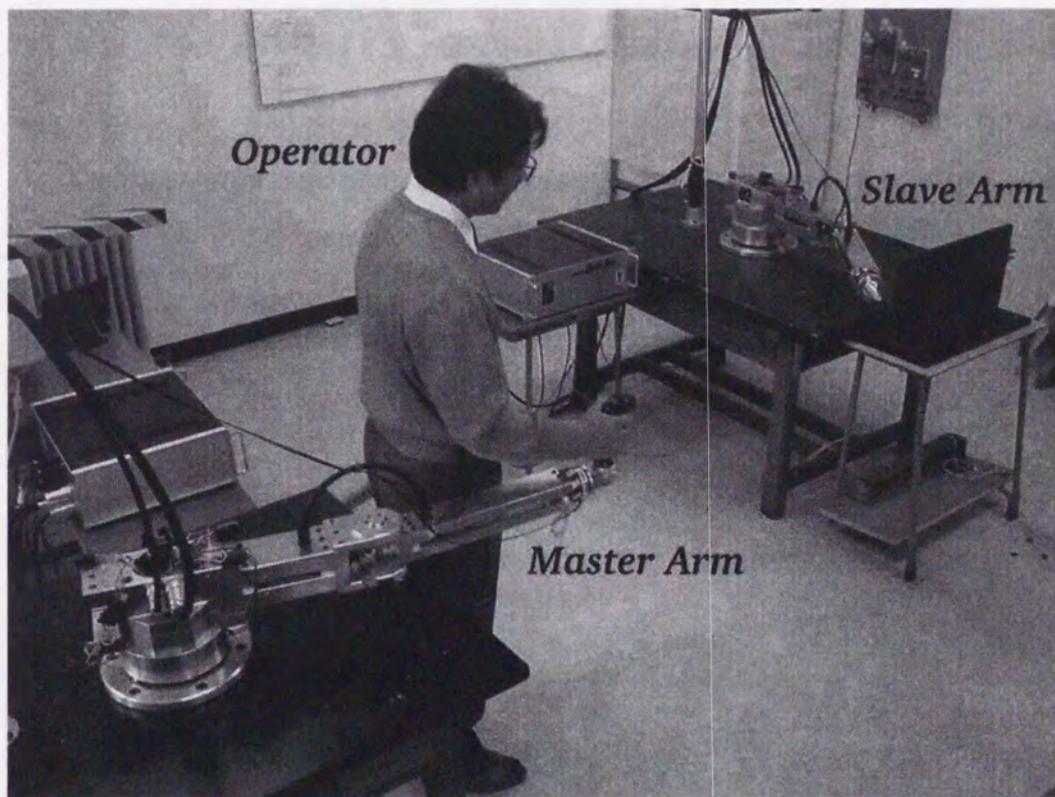


Fig 6.2: Photograph of Experimental Environment

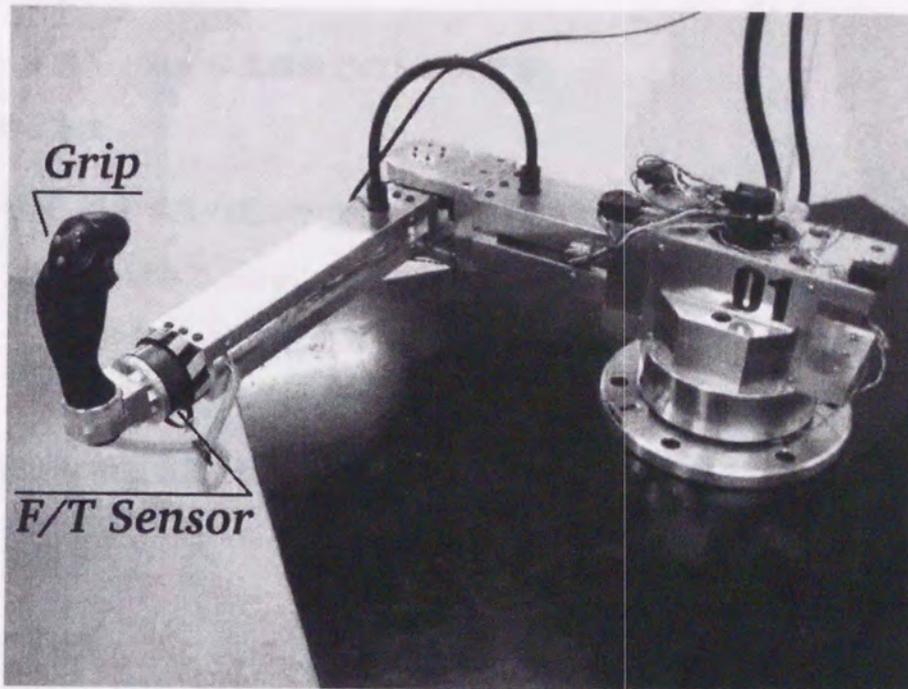


Fig 6.3: Photograph of Master Arm

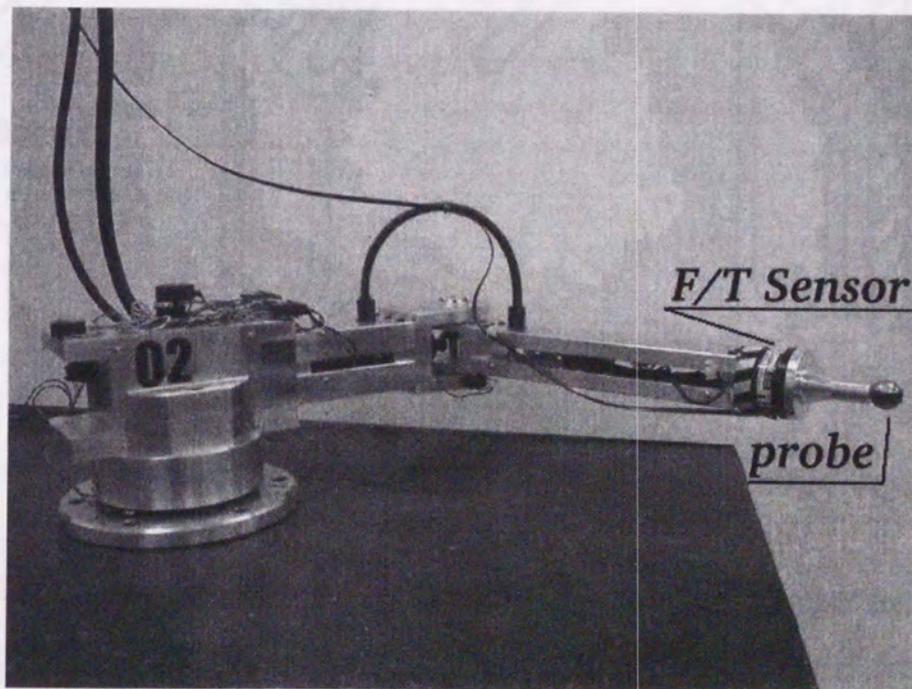


Fig 6.4: Photograph of Slave Arm

6.3 実験

6.3.1 実験1：単一作業環境でのトレス実験

実験目的と方法

ここでは、提案手法の基本的な性能を検証するために、単一の作業対象物に対してトレス作業を試みる。なお、ここで扱う対象物は、あとで述べるように実際の作業で扱うことが多いと考えられるものを用いた。

トレス作業は図6.5に示されるように、スレーブが対象物に対して、非接触状態から持続的な接触状態、そして再度非接触状態へと連続的に変化する状況で行なっている。

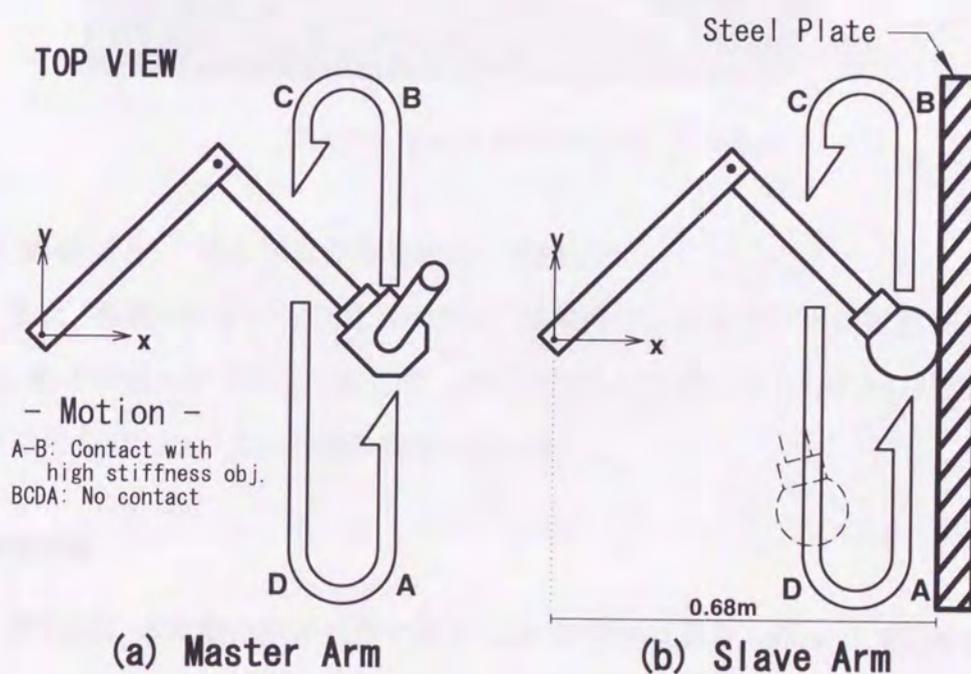


Fig 6.5: Exp.1: Trajectories of Master Arm and Slave Arm

スレーブ側には、対象物として図6.5(b)に示すように、鋼板を基準点から $x = 0.68$ [m] の位置に水平面に対し垂直、 y 軸に平行に設置する。実験ではスレーブが一定経路 (A-B-C-D-A) で動作するように常に確認しながらマスタを操作する (図6.5(a))。特に経路 (A-B) では対象物に一定の接触力を加えるものとする。実験時間

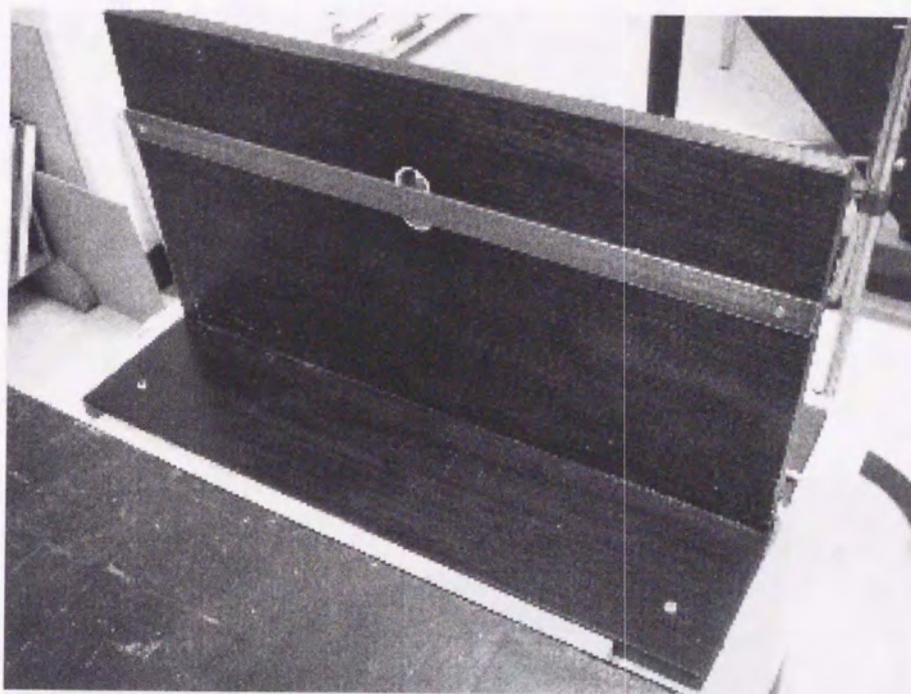


Fig 6.6: Exp.1: Object(High Stiffness)

は 30 秒間とし、その間は作業を繰り返して続けた。

また、提案手法との性能比較のため、従来のインピーダンス制御型 MSS において、低インピーダンス化したもの、インピーダンスパラメータのうち粘性値を増加させたものについても同様の実験を行った。

作業環境

図 6.6 は、本実験の作業対象である。この対象物は長さ 530[mm]、幅 24[mm]、厚さ 3[mm] の鉄鋼材であり、スレーブ側プローブが対象物の中心線を通るように設置してある。図 6.7 は実験中のスレーブ側プローブの状況を撮影したものである。

実験結果

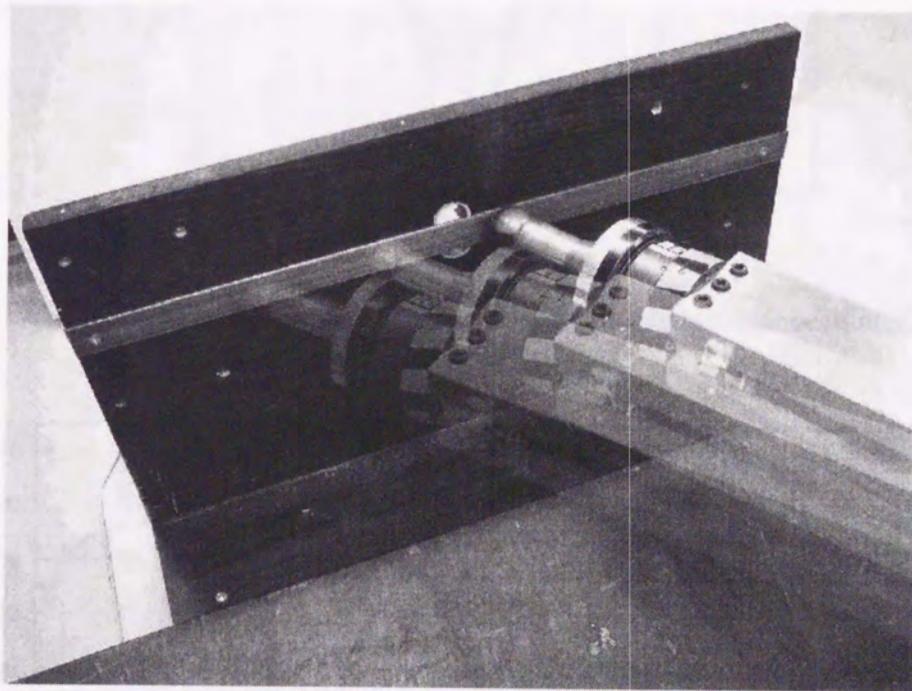


Fig 6.7: Exp.1: Experiment - Trace work on steel plate -

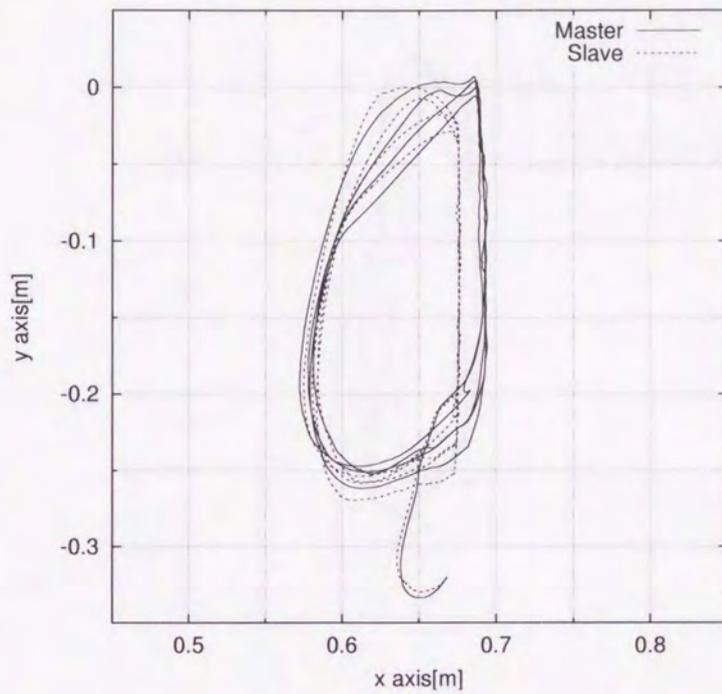


Fig 6.8: Exp.1: Trajectories in the case of variable impedance model

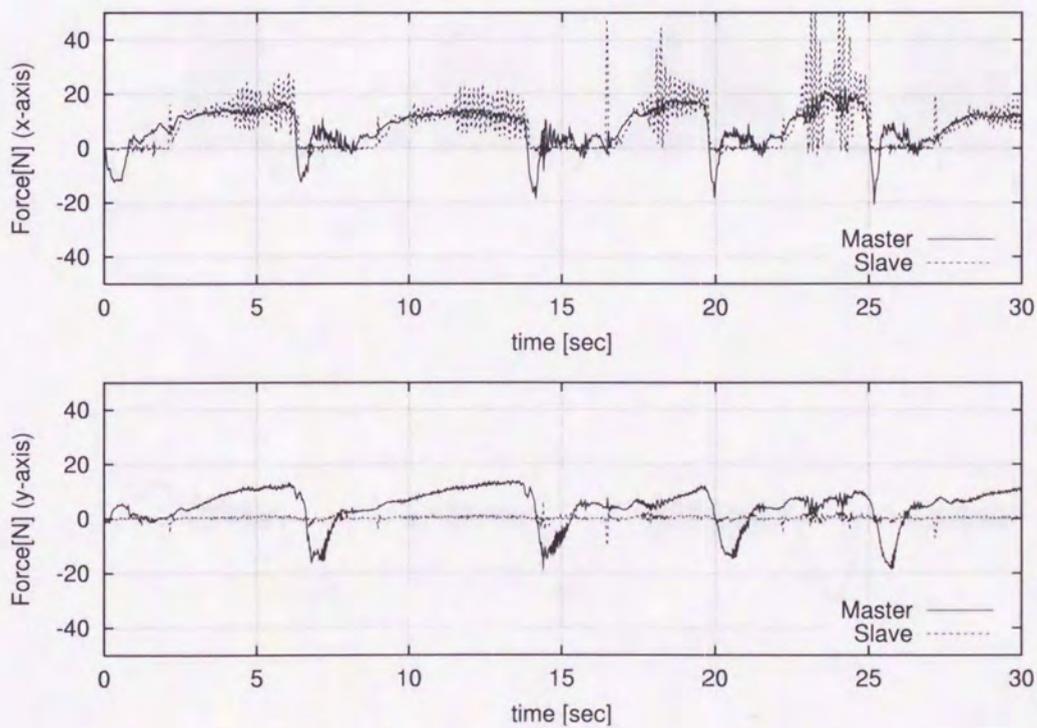


Fig 6.9: Exp.1: Forces in the case of variable impedance model

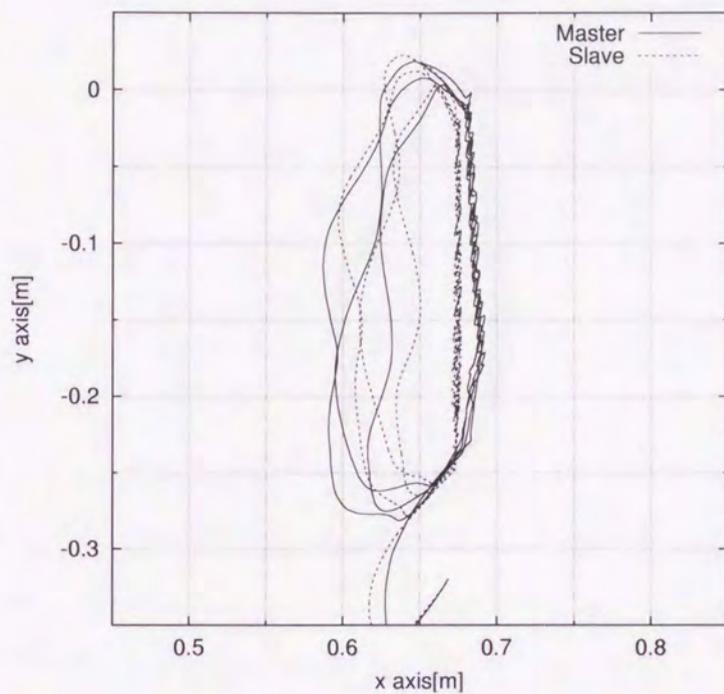


Fig 6.10: Exp.1: Trajectories in the case of fixed impedance, $B_0 = 400$

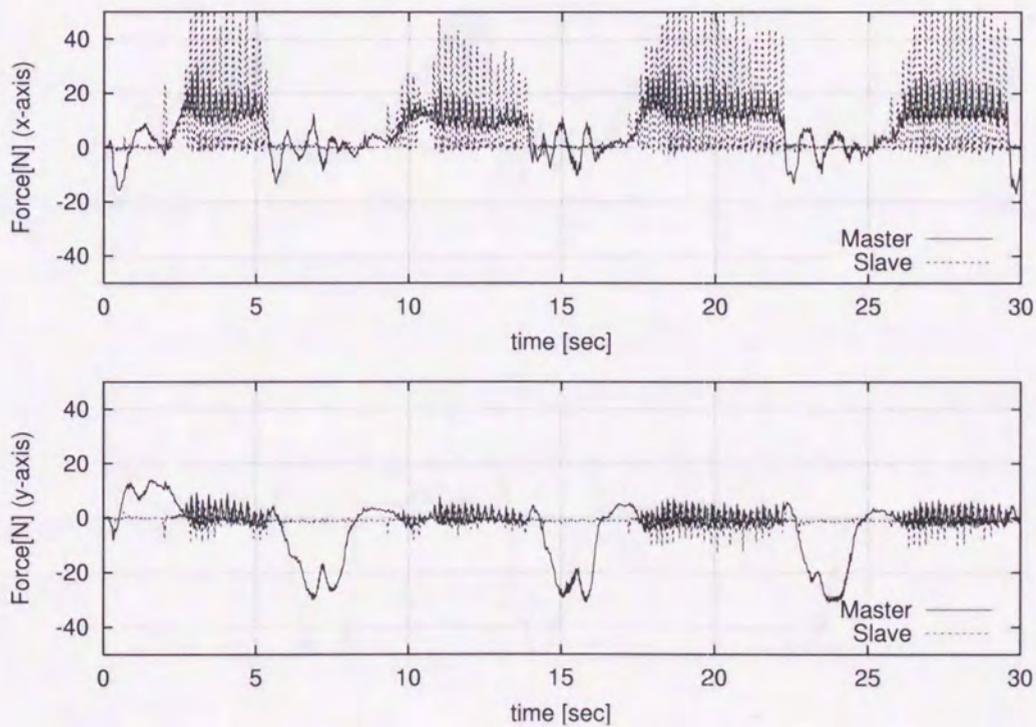


Fig 6.11: Exp.1: Forces in the case of fixed impedance, $B_0 = 400$

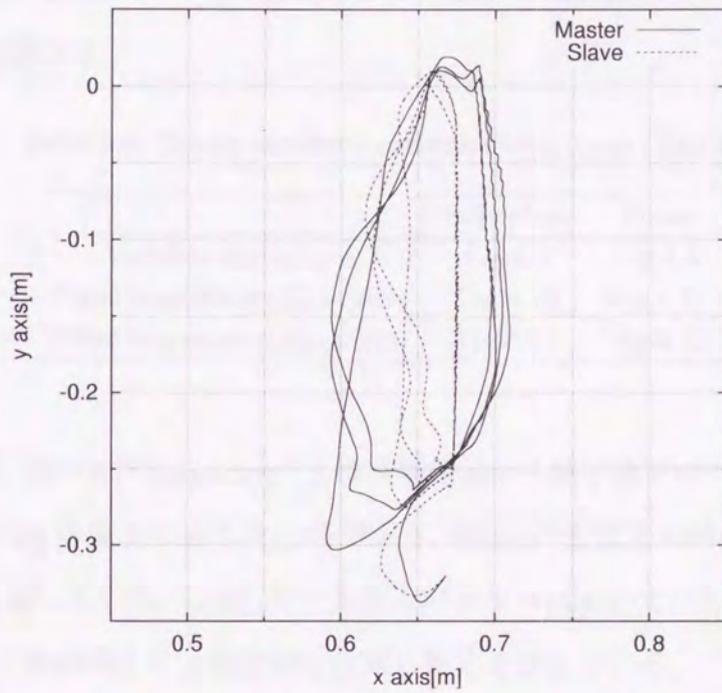


Fig 6.12: Exp.1: Trajectories in the case of fixed impedance, $B_0 = 900$

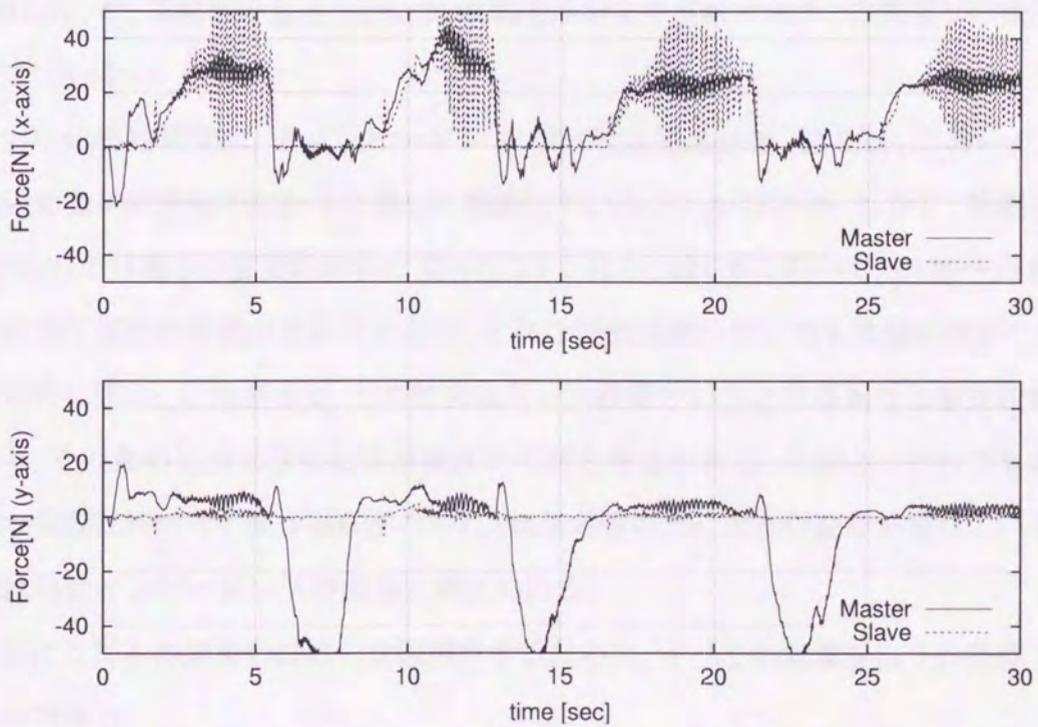


Fig 6.13: Exp.1: Forces in the case of fixed impedance, $B_0 = 900$

以上, 図 6.8~6.13 が高剛性対象物を扱った場合の実験結果である. 実験条件とグラフの対応関係は,

Table 6.4: Figure number - corresponding items (Exp.1)

	Trajectory	Force
Variable impedance	Fig.6.8	Fig.6.9
Fixed impedance($B_0 = 400$)	Fig.6.10	Fig.6.11
Fixed impedance($B_0 = 900$)	Fig.6.12	Fig.6.13

となっている. 表中の“Trajectory”とは実験開始から終了までのマスタ, スレーブの手先軌道を xy 平面上に表したものであり, “Force” とはその時の両アームに作用した外力を表している. なお, アーム外力のグラフにおいて, 上段が作業座標系の x 軸方向, 下段が同じく y 軸方向に作用した力を表している.

アーム先端部の軌道の結果において, 図 6.8 の提案手法では, 常に一定で目標に沿った軌道で操作できていることが確認できる. しかし, 低インピーダンスの場合 (図 6.12) や, 高粘性の場合 (図 6.10) は軌道がかなり乱れており, 目標通りの操作ができていない.

力の応答結果では, 低インピーダンス (図 6.13) や高粘性 (図 6.11) において, 高剛性対象物に接触中はかなり激しく振動していることがわかる. しかし, 提案手法 (図 6.9) では著しい振動的応答は見られない. なお, 図 6.9 において, 22 秒~25 秒前後に若干振動的挙動が現れているが, これは接触距離は同じでも接触時間が 2,3 秒と非常に短い. したがって, この部分はトレス作業というよりは単なる擦過状態にあり, そのためこのような応答が現れたのだと考えられる. しかし, それでも振動的な挙動は持続せず減少傾向がみられ, 軌道応答の方に大きな変動が現れていないのは可変インピーダンスの効果と考えられる.

次にこれらの結果の詳細を比較解析するために, すべての実験を以下の条件で揃えて行なう.

- 鋼板に対し接触動作中はほぼ 10[N] の力を加える.

- 接触距離はほぼ等しく, 接触移動を5秒間, 原点復帰動作は3秒とする.

実験条件と詳細図の対応関係は表6.5の通りである. 表中の“Trajectory(1 cycle)”

Table 6.5: Figure number - corresponding items (Exp.1')

	Trajectory(1 cycle)	Force(1 cycle)	Zoom
Variable impedance	Fig.6.14	Fig.6.15	Fig.6.18
Fixed impedance ($B_0 = 400$)	Fig.6.20	Fig.6.21	Fig.6.22
Fixed impedance ($B_0 = 900$)	Fig.6.23	Fig.6.24	Fig.6.25

とは, xy 平面上のマスタ, スレーブの手先軌道を表しているが, 対象物に接触する直前を起点 (図中■▲) とし, そこから接触動作, 非接触動作である起点復帰動作を経て, また起点に戻ってくるまでの1サイクル分を表わしている. これらの図において, 経路 A-B は持続接触動作中 (以下, 接触動作) で, スレーブが対象物と接触している状態である. 経路 B-C-D-A は起点復帰動作中で, スレーブは対象物を含む外界と接触せず, さらに短時間で B 点から起点 A にアームを移動させている状態である. なお, 図中において実線と点線はそれぞれマスタとスレーブの軌跡であり, 破線はスレーブ側にのみ設置してある対象物の位置を表している. “Force(1 cycle)” はその時のマスタおよびスレーブに作用する力応答を表している. 上段がマスタ (実線) とスレーブ (点線) の x 軸方向の力応答, 下段が y 軸方向の力応答である. なお, 軌道応答図において起点到達後から計測を始めている点に注意する. “Zoom” はアームの軌道応答において, 接触動作中の1グリッド分を拡大したものである.

図6.16は, この8秒間における, 理想モデルに作用した力方向 (実線) と粘性楕円体短軸角度 (点線) を, 図6.17は, 粘性楕円体長軸 (実線), 短軸長さ (点線) の変化を表した.

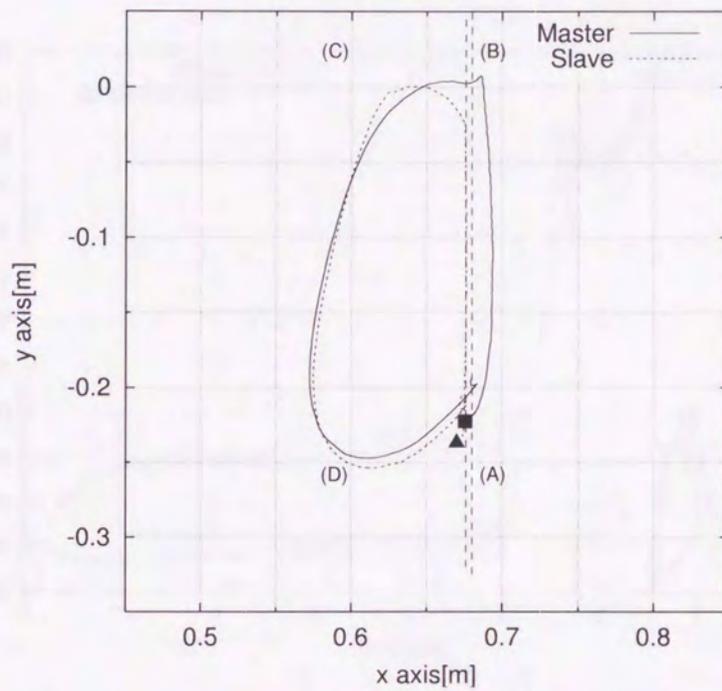


Fig 6.14: Exp.1: Trajectories in the case of variable impedance model (triming)

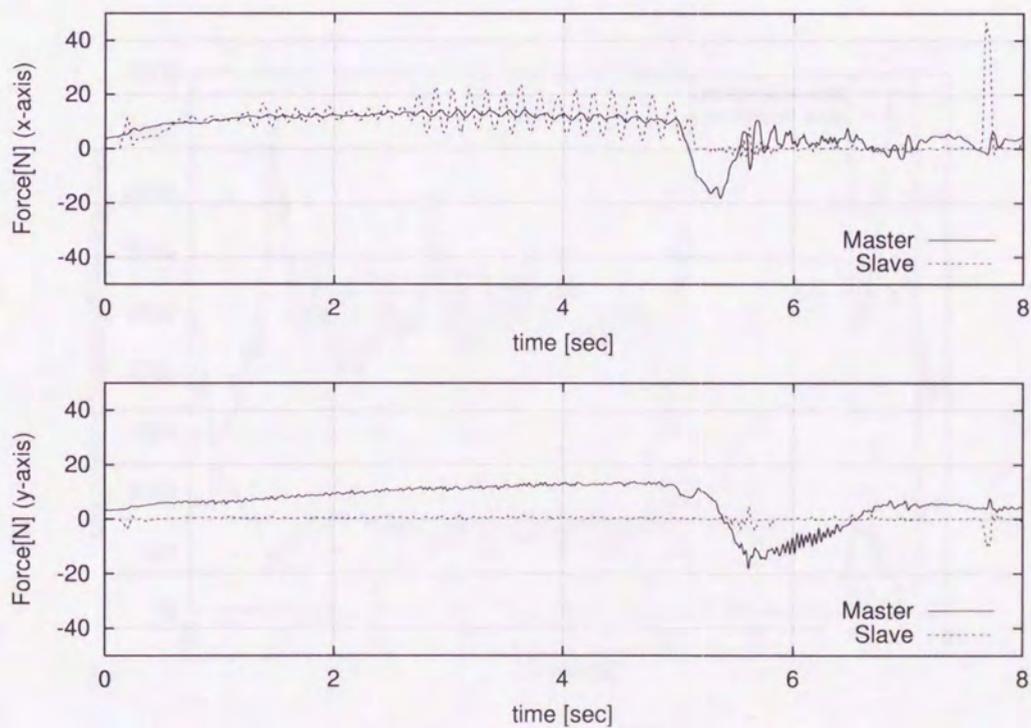


Fig 6.15: Exp.1: Forces in the case of variable impedance model (triming)

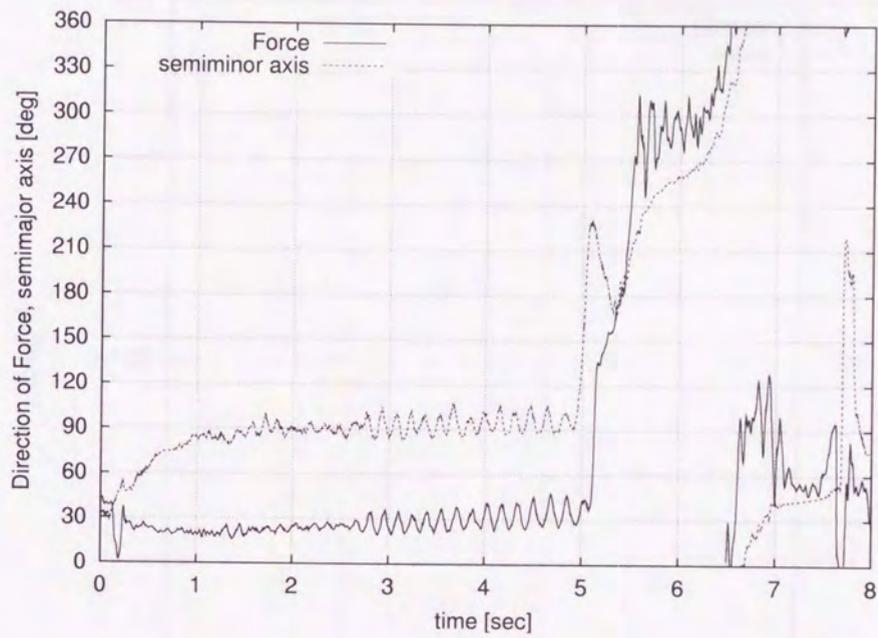


Fig 6.16: Exp.1: Direction of force and ellipsoidal axis

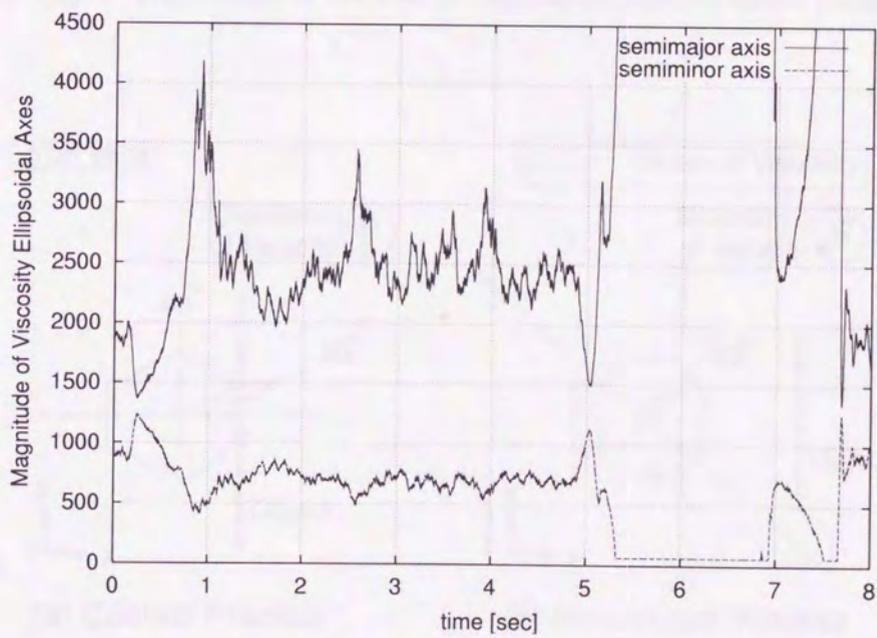


Fig 6.17: Exp.1: Length of ellipsoidal axes

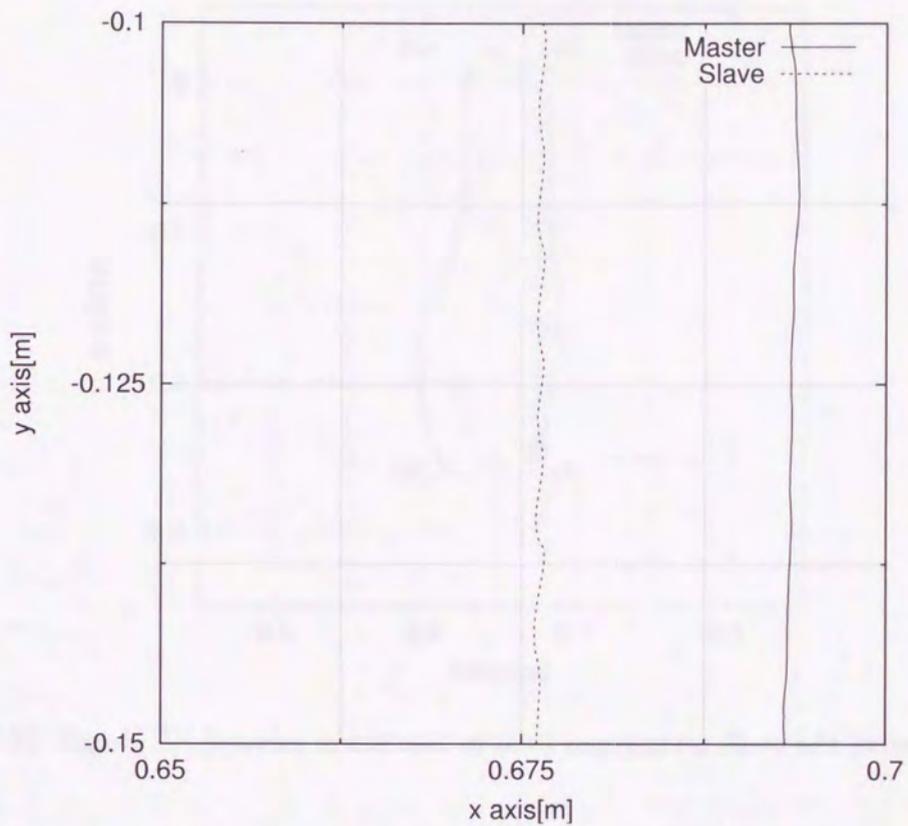


Fig 6.18: Exp.1: Trajectories in the case of variable impedance model (magnification)

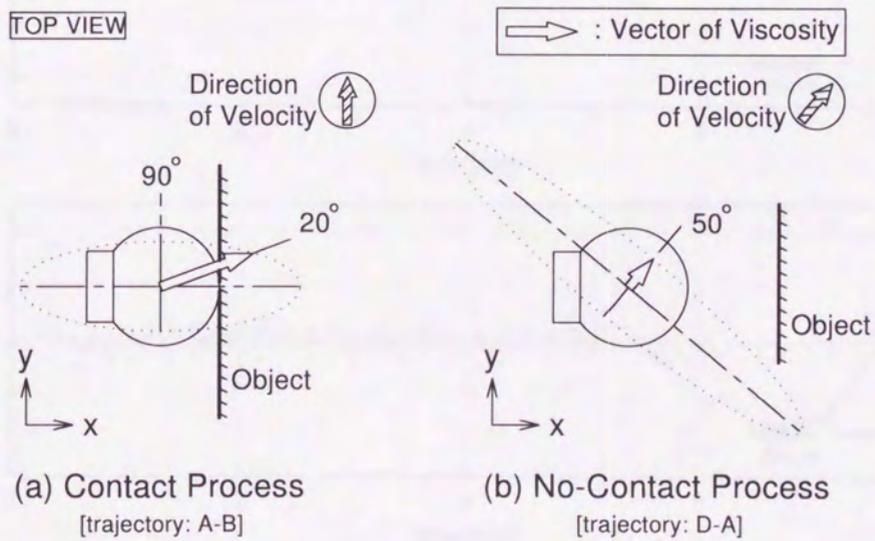


Fig 6.19: Images of experimental process - Exp.1 -

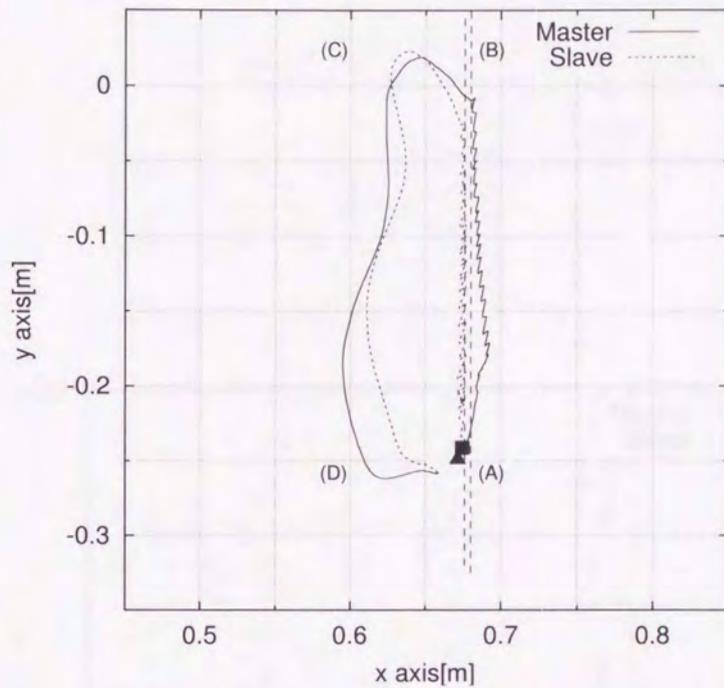


Fig 6.20: Exp.1: Trajectories in the case of fixed impedance, $B_0 = 400$ (triming)

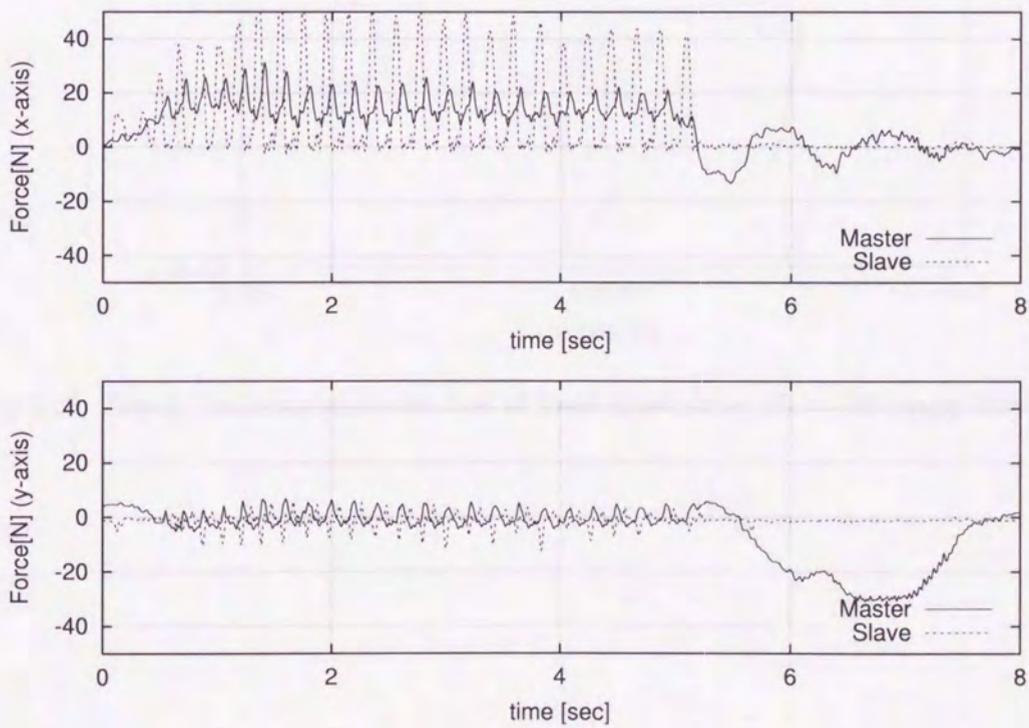


Fig 6.21: Exp.1: Forces in the case of low viscosity object (triming)

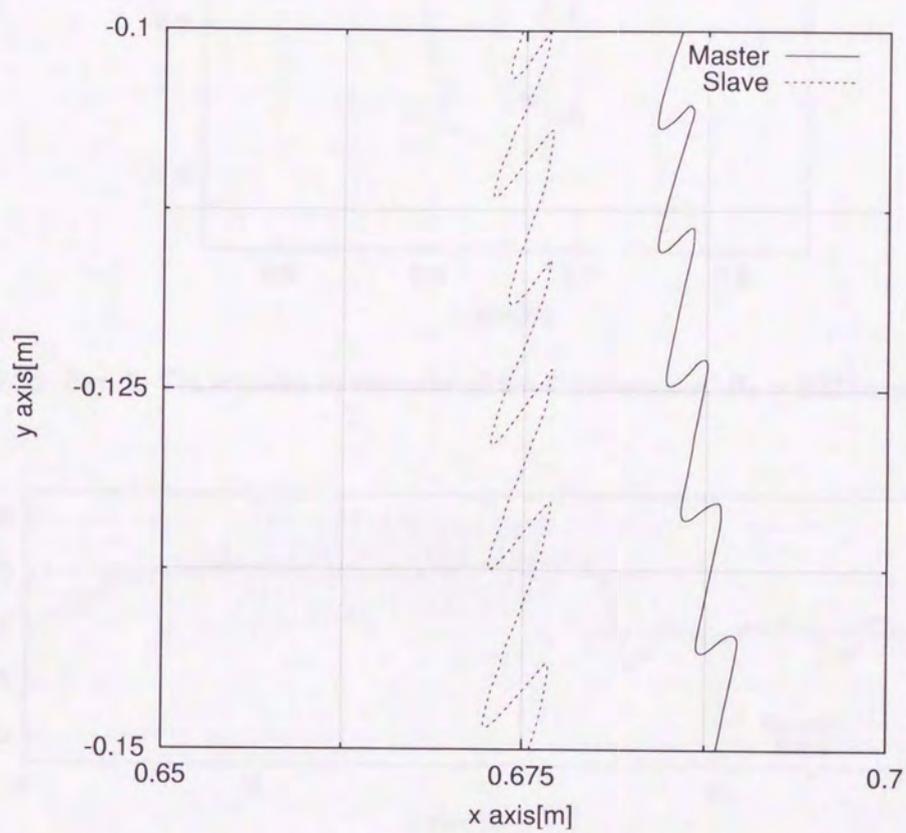


Fig 6.22: Exp.1: Trajectories in the case of fixed impedance, $B_0 = 400$ (magnification)

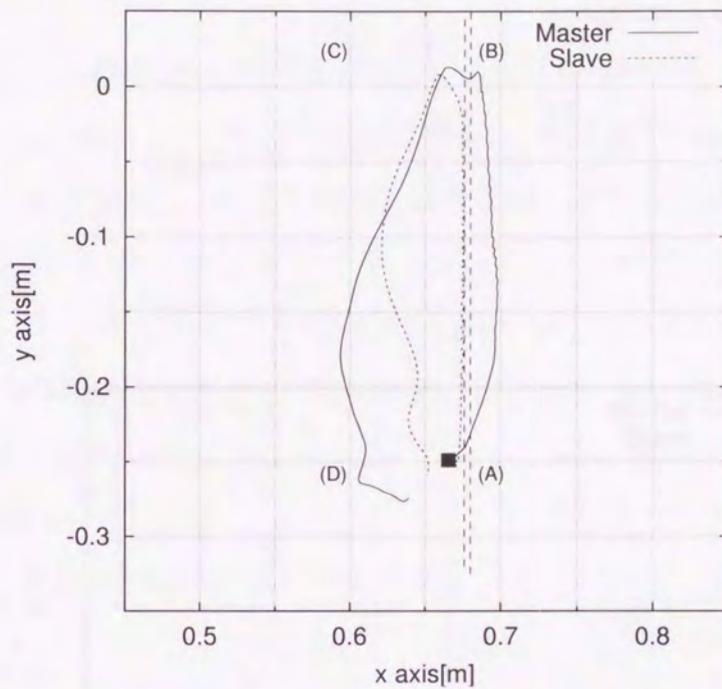


Fig 6.23: Exp.1: Trajectories in the case of fixed impedance, $B_0 = 900$ (triming)

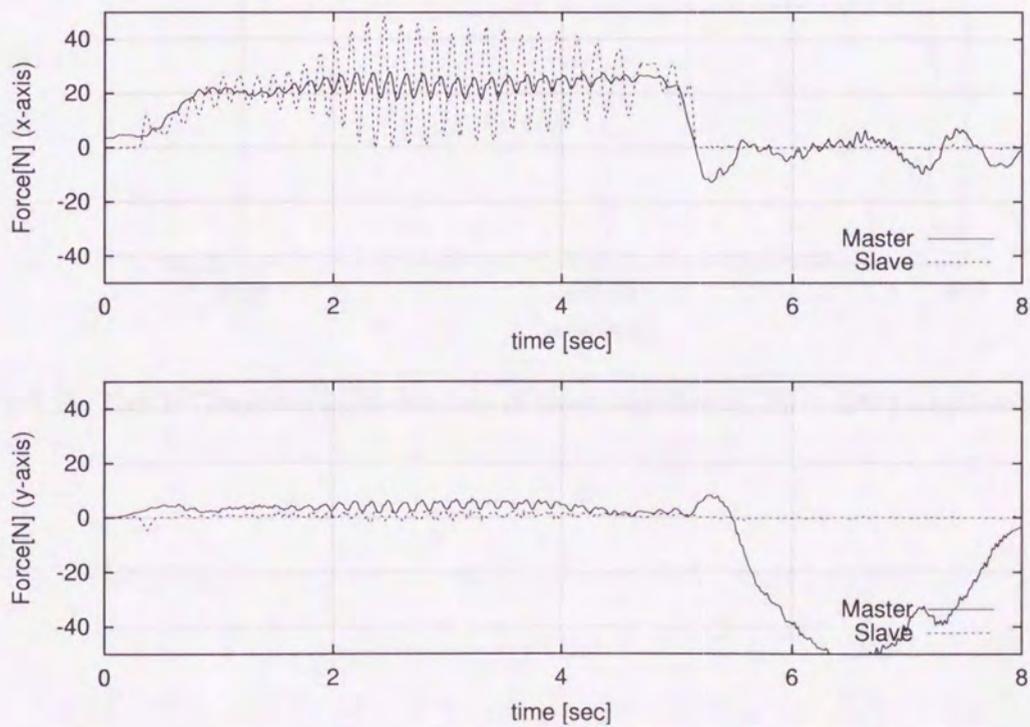


Fig 6.24: Exp.1: Forces in the case of fixed impedance, $B_0 = 900$ (triming)

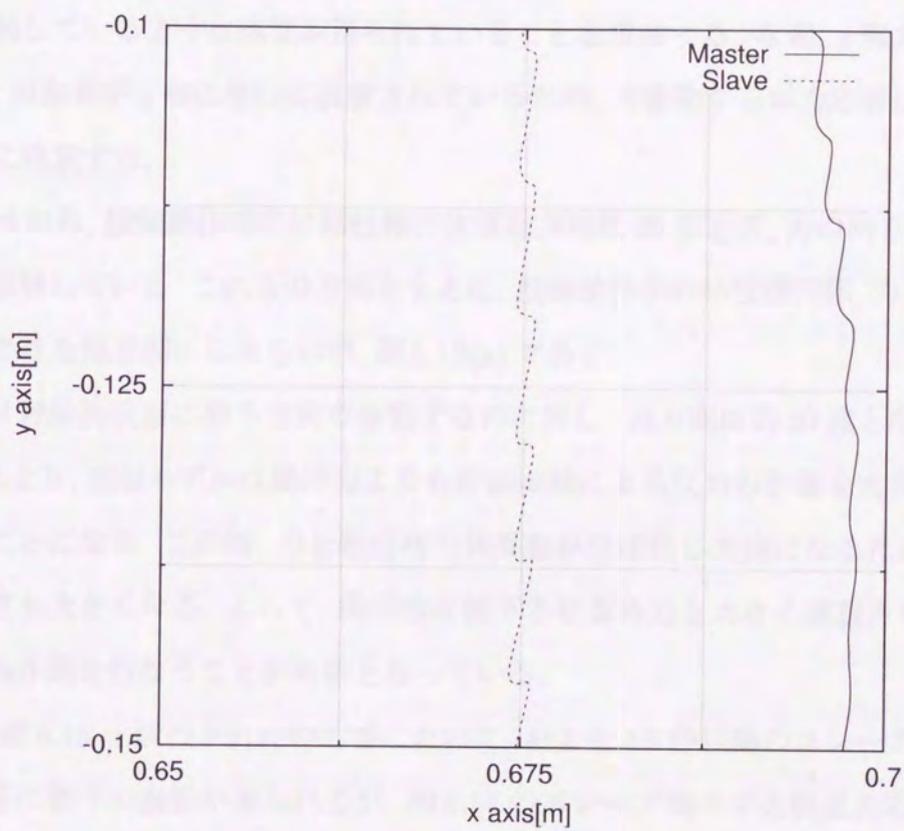


Fig 6.25: Exp.1: Trajectories in the case of fixed impedance, $B_0 = 900$ (magnification)

接触動作時の挙動

図 6.14 から、接触動作ではマスタ側の軌道に合わせて、スレーブが対象物に沿って移動するが、振動的にならずに安定に接触移動している様子が読み取れる。

図 6.15 より、接触動作が起点出発後から 5 秒間継続していることがわかる。その過程において x 軸方向の力応答は、マスタ、スレーブ共にほぼ $10[\text{N}]$ の力を示し、非常によく一致していると言える。つまりこれは操作者が対象物に理想モデルを介して接触しているような感覚が得られていることを意味する。なお、 y 軸方向の応答では、対象物が y 軸に平行に設置されているため、対象物からの力応答はゼロとなる点に注意する。

図 6.19 から、接触動作時には粘性楕円体短軸方向は 90 度近辺、力の向きは 20 度付近を推移している。これらの方向をもとに、接触動作中の粘性楕円体、力方向、粘性の大きさを概念図にしたものが、図 6.19(a) である。

手先は対象物表面に沿う方向で移動するのに対し、力方向は約 20 度となっている。これより、理想モデルは操作力よりも持続接触による反力の影響を大きく受けていることになる。この時、力と粘性楕円体長軸がほぼ同じ方向になるため、力方向の粘性も大きくなる。よって、操作性を低下させる外力を大きく減衰させ、安定した接触作業を行なうことが可能となっている。

なお、図 6.15 上段の $F_x(s)$ の応答において、およそ 2.8 秒以降のスレーブアーム側の応答に若干の振動が見られるが、図 6.14 のスレーブ側の手先軌道の応答からもわかる通り、粘性楕円体の効果により接触作業は阻害されていないと言える。

最後に、この時の軌道拡大図 (図 6.18) より、トレス作業が実現できていることを確認した。

次に従来手法との比較を行なう。図 6.20、図 6.21 は粘性値を $400[\text{Ns/m}]$ とした低インピーダンスモデルの結果である。図 6.20 より、接触動作では接触時の衝撃を吸収しきれず対象物に接触/非接触を繰り返す振動的な応答を示している。さらに図 6.22 より、スレーブ、マスタアームがともに接触・非接触を細かく繰り返しながら

移動している様子をはっきりと読み取れる。それに伴い図 6.21 にも同様の振動的な軌跡が現れており、これらの結果から操作者に対して負担がかかっていることは明らかである。

図 6.23, 図 6.24 は粘性値を $900[\text{Ns/m}]$ と大きくした場合の MSS の結果である。先ほどの低インピーダンスモデルと比べ、図 6.23 からは読み取りにくい、図 6.25 より、スレーブ手先軌道が振動的になっており、それがマスタ側にも伝播している様子がわかる。さらに図 6.24 にもスレーブ側の力応答が振動し、マスタもそれに合わせて振動的になっていることがわかる。

起点復帰時の挙動

図 6.14 の (B) 点から始まる起点復帰動作は、図 6.15 では約 5 秒目以降から約 7.5 秒程度までの応答がそれに相当する。図 6.15 から、起点復帰動作開始時に、瞬間的に停止させてから動作方向を切り替えるため操作力が若干大きくなるが、それ以降の起点復帰動作では接触動作時よりも手先速度が速いにも関わらず最大値で $\pm 10[\text{N}]$ 程度と操作に大きな力を必要としていないことがわかる。また、スレーブは外界に接触していないため、その力応答は、 x, y 両軸方向共にゼロとなっている。図 6.14 より、両アームの軌道がほぼ一致していることがわかる。このことは、通常操作者はスレーブの動きを見ながら操作するわけだから、不要な操作を強いられないことを意味している。さらに、図 6.16 より、力方向と短軸方向がほぼ一致しながら推移し、図 6.17 の短軸長さの変化より、アーム移動方向の粘性値は常に低く抑えられていることが確認できる。

これらアームの移動方向、操作力方向、および短軸長の関係から、操作者は意図した通りに、しかも抵抗感をほとんど感じることなく操作可能であることがわかる。この起点復帰時の状態を図 6.19(b) に示す。ただし、各ベクトル角度は 7 秒付近の値を用いた。

この起点復帰動作も従来手法との比較しよう。図 6.20 では、マスタとスレーブの軌跡の後半部 ((D) 付近) において、その偏差が大きくなっている。また、図 6.21 か

ら y 軸方向の力の大きさが 30[N] を越えていることから、軌道の調整をするために操作者の負担が増大していると考えられる。

図 6.23 では、マスタとスレーブの軌跡の後半部 ((D) 付近) において、さらに偏差が大きく現れている。図 6.24 から y 軸方向の操作力も 50[N] 程度とかなり大きい。これはインピーダンスパラメータを高粘性に設定したため、素早い動作に追従できずさらに操作者が無理に軌道修正しようとした結果、このような応答になったと考えられる。

衝突時の挙動

ここでは対象物との衝突によるアームの挙動について取り上げる。

まず、スレーブと対象物の衝突が、図 6.15 の 7.5 秒前後のインパルス状のスレーブ側 x 方向の力応答より確認できる。また、その後の力応答は振動していないことにも注意する。この時、図 6.16 から読み取れるように、7 秒目から衝突するまでの短軸方向と力方向がほぼ一致しているので図 6.19(b) で示した起点復帰状態のまま対象物に衝突したことがわかる。

この時の粘性楕円体の挙動を図 6.17 にて確認する。衝突直前には大きな開きがあった短軸、長軸は、衝突直後には両者とも基準粘性値 1300[Nm/s] に近づいている。このことから、粘性楕円体は急速に球体に復帰していることがわかる。したがって、低粘性な状態で大きな力外乱を受けると瞬間的には大きな力が加わるが、球体に復帰することで素早く減衰させ、操作に支障が出るような応答にはならないことが確認できる。

単一作業環境でのトレス実験のまとめ

これらの結果から、従来のインピーダンス制御型 MSS が不得意とした高剛性対象物への接触作業において、提案手法を用いれば、常に安定した作業が可能であることを確認した。また、スレーブが非接触状態では操作者への負担を低減し、衝突時でも操作を妨げる応答とならないことも確認できた。

6.3.2 実験2：複合環境でのトレス実験

実験目的と方法

ここでは、より現実的な作業環境を想定し、動特性の異なる対象物が存在する環境下での作業について検証する。なお、従来型のMSSでこのような作業環境を扱ったものは、環境を同定することで対応していた[13][48]。しかし、環境の動特性が変化するたびに作業を中断し、同定などによる調整を行っては操作者への負担が増大する。また同定精度の問題も残る。よって、この実験では環境同定は一切行わないものとする。また、比較のため従来のMSSでも同様の作業実験を行う。

実験方法は、図6.26に示されるように、低剛性対象物に接触する直前(点(A))を起点とし、それに対してトレス作業(経路(A-B))を行った後、そのまま継続して高剛性対象物に対してトレス作業(経路(B-C))を行う。さらに、トレス作業が終わったならば(点(C))、先の実験と同様、アームを操作して起点まで戻す実験を行った。なお、総実験時間は前回と同様、30秒間としている。また、インピーダンスパラメータ、各追従制御系のゲインは、表6.2、表6.3と同じものを用いた。

作業環境

図6.28は、実験2で扱う作業対象である。高剛性対象物として、前回の実験と同じものを用いた。低剛性対象物は、長さ150[mm]、幅100[mm]、厚さ9[mm]の亚克力版を用い、これを4本のバネ(バネ定数1[N/mm])によって支持している。亚克力版の剛性値を無視すれば、この対象物の剛性値は4[N/mm]となる。また、低剛性対象物の最大押し込み量は5[mm]とした。

実験結果

図6.30～6.33が高剛性対象物を扱った場合の実験結果である。実験条件とグラフの対応関係は表6.6の通り。

Table 6.6: Figure number - corresponding items (Exp.2)

	Trajectory	Force
Variable impedance model	Fig.6.30	Fig.6.31
Fixed impedance ($B_0 = 400$)	Fig.6.32	Fig.6.33

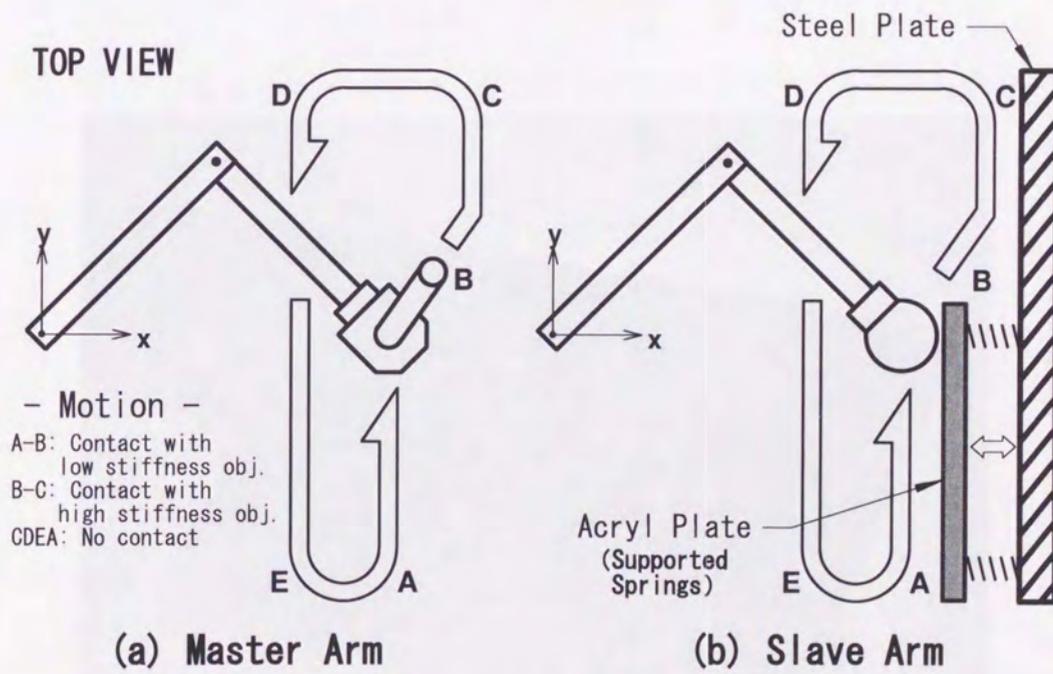


Fig 6.26: Exp.2: Trajectories of Master Arm and Slave Arm

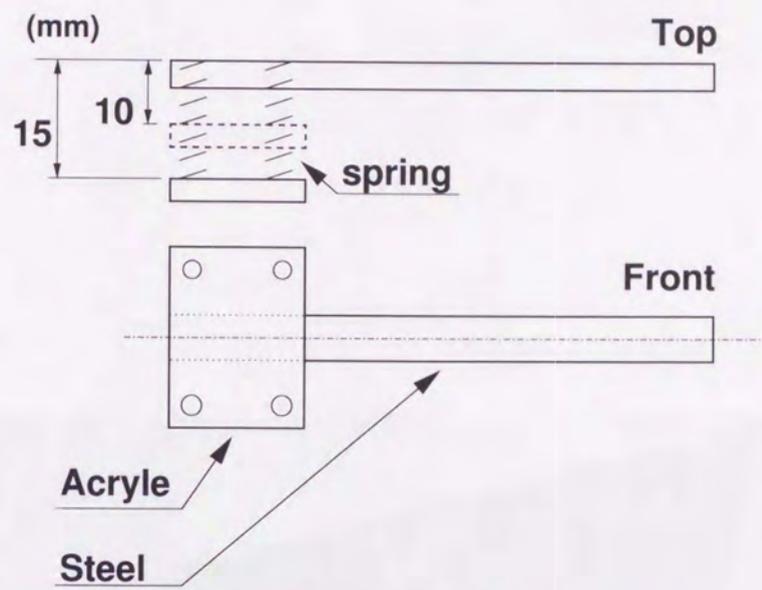


Fig 6.27: Exp.2: Sketch of object

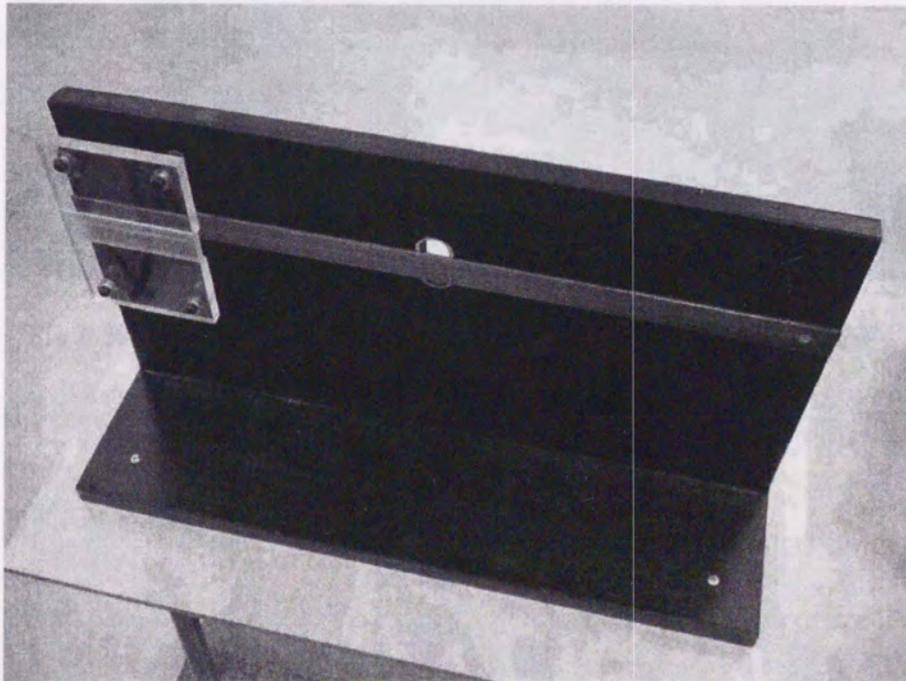


Fig 6.28: Exp.2: Object(high and low stiffness)

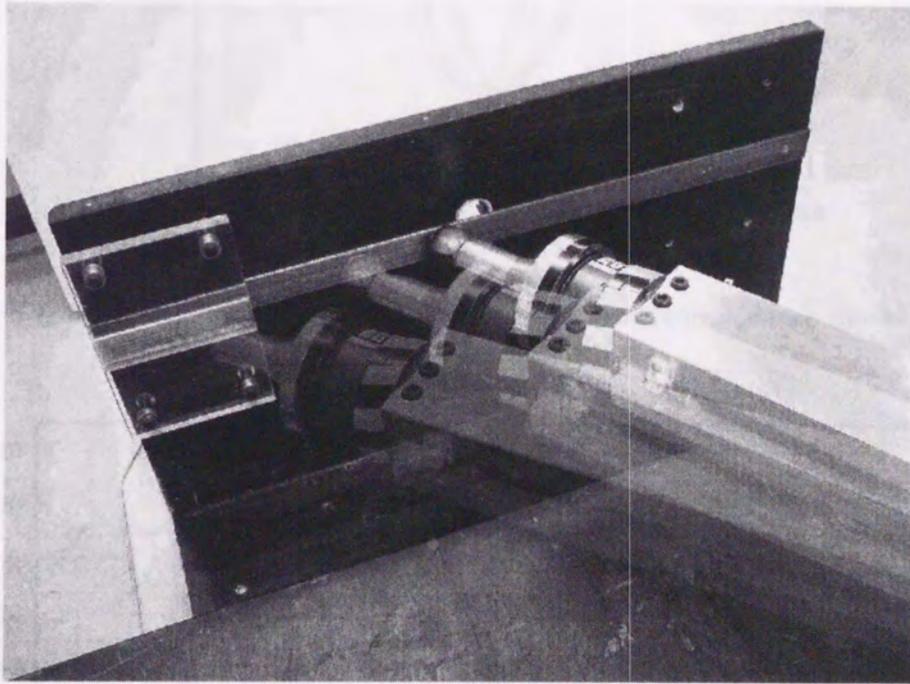


Fig 6.29: Exp.2: Experiment - Trace work on acryl and steel plate -

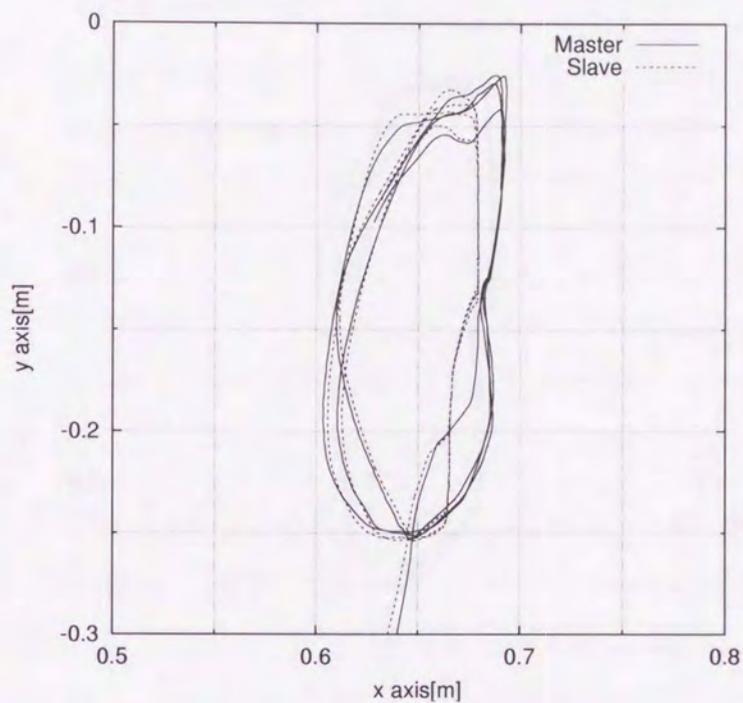


Fig 6.30: Exp.2: Trajectories in the case of variable impedance model

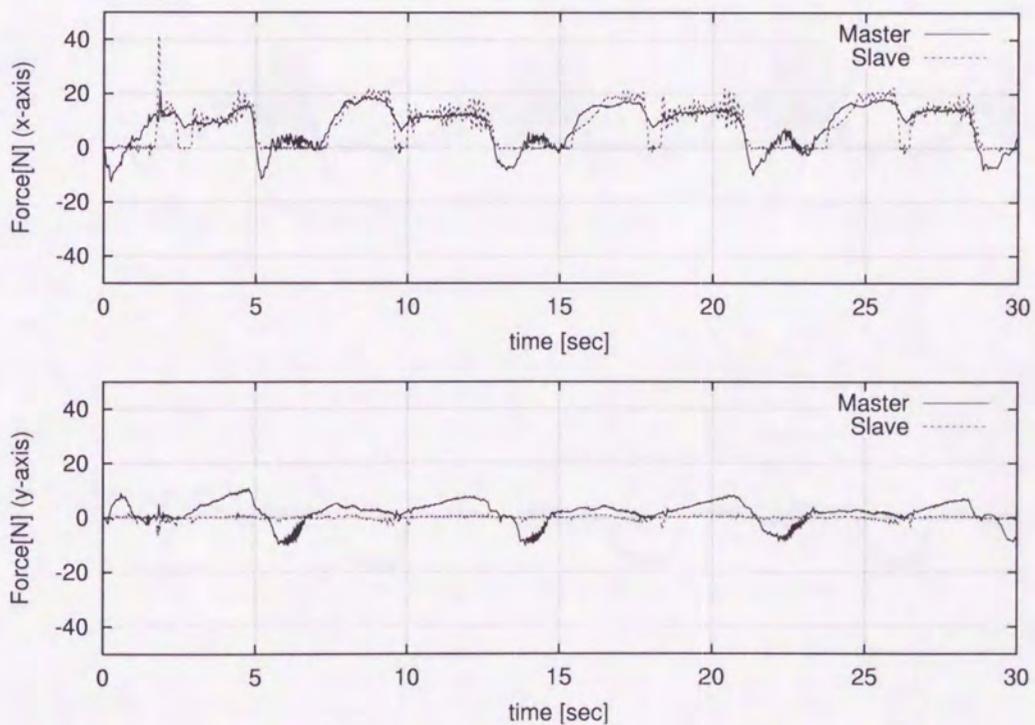


Fig 6.31: Exp.2: Forces in the case of variable impedance model

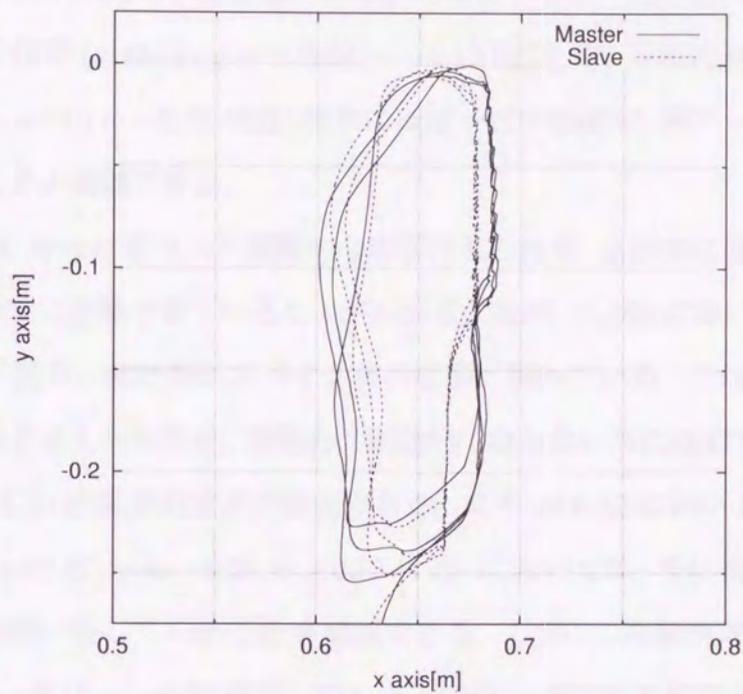


Fig 6.32: Exp.2: Trajectories in the case of fixed impedance

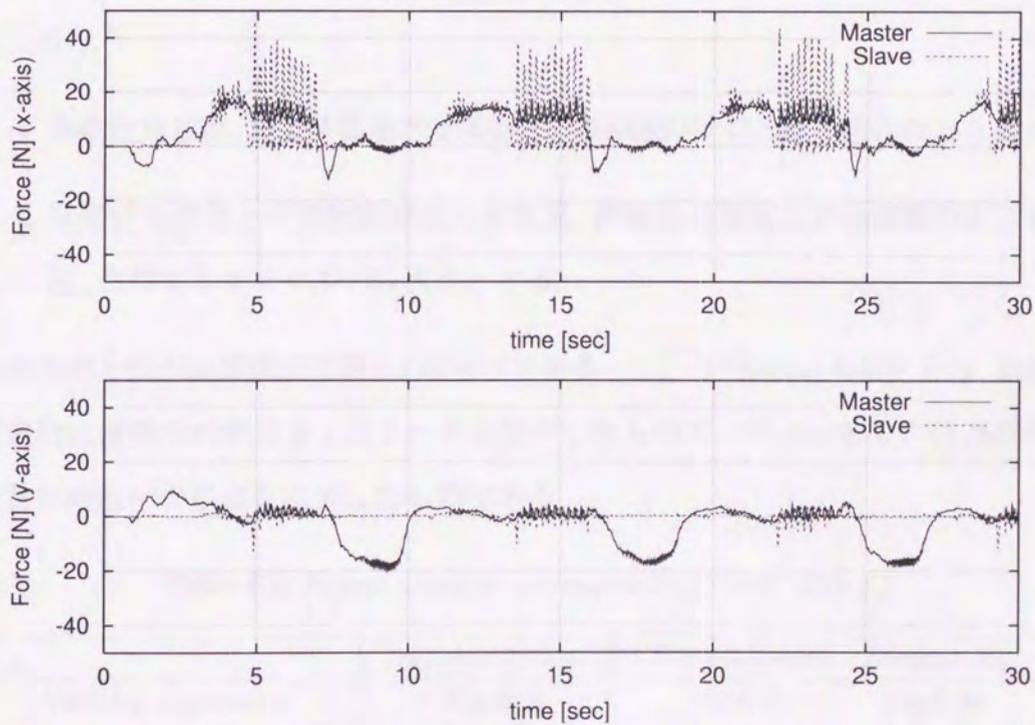


Fig 6.33: Exp.2: Forces in the case of fixed impedance

図 6.30, 図 6.31 は提案手法を用いた場合の応答である。図 6.30 において, 低剛性対象物との接触 ($x=0.67, y = -0.25 \sim -0.15$ 付近) や, 高剛性対象物との接触 ($x=0.68, y = -0.15 \sim -0.05$ 付近) は共にほぼ一定の軌道で, 両アームの追従性も良好であることが確認できる。

また, 図 6.31 からは目立った振動的な応答は見られず, 全体的に対象物の特性が変化しても安定に接触できていることがわかる。なお, この図において実験開始直後のスレーブ側の x 軸方向にスパイク状の応答が現れている。これは減速せずに接触した結果と考えられるが, 接触後に振動的にならない点に注意する。

図 6.32, 図 6.33 は従来方式の結果である。まず, 図 6.32 において, 低剛性対象物との接触 ($x=0.67, y = -0.25 \sim -0.15$ 付近) においては, 常に安定した接触ができ応答も毎回一致していることが確認できる。しかし, 高剛性対象物との接触 ($x=0.68, y = -0.15 \sim -0.05$ 付近) では, 毎回細かい振動的な応答が見られる。図 6.33 においても振動的な応答が現れている。

次にこれらの結果の詳細を比較解析するために, すべての実験を以下の条件で揃えて行なう。

- 高剛性対象物, および低剛性対象物との接触動作中はほぼ 10[N] の力を加える。
- 低剛性対象物との接触動作を 1 秒程度, 高剛性対象物との接触動作を 3 秒程度, 全体で 1 サイクル 8 秒程度とする。

実験条件と図の対応関係は表 6.7 の通りである。ここで “Zoom(A-B)” とは, 低剛性対象物に接触中の軌道を 1 グリッド分拡大したもので, “Zoom(B-C)” は高剛性対象物に接触中の軌道を拡大したものである。

Table 6.7: Figure number - corresponding items (Exp.2')

	Trajectory(1 cycle)	Force(1 cycle)	Zoom(A-B)	Zoom(B-C)
Variable impedance	Fig.6.34	Fig.6.35	Fig.6.38	Fig.6.39
Fixed impedance($B_0 = 400$)	Fig.6.40	Fig.6.41	Fig.6.42	Fig.6.43

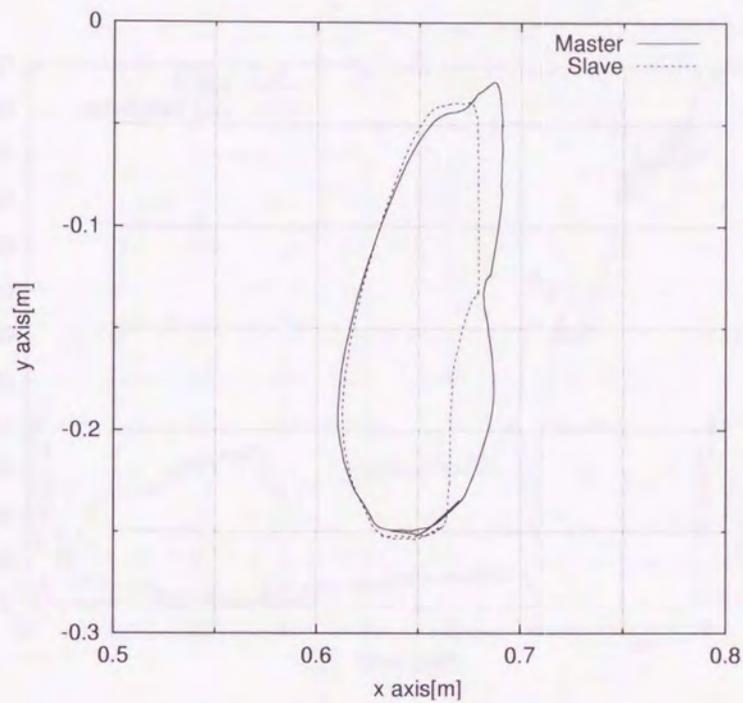


Fig 6.34: Exp.2: Trajectories in the case of variable impedance model (triming)

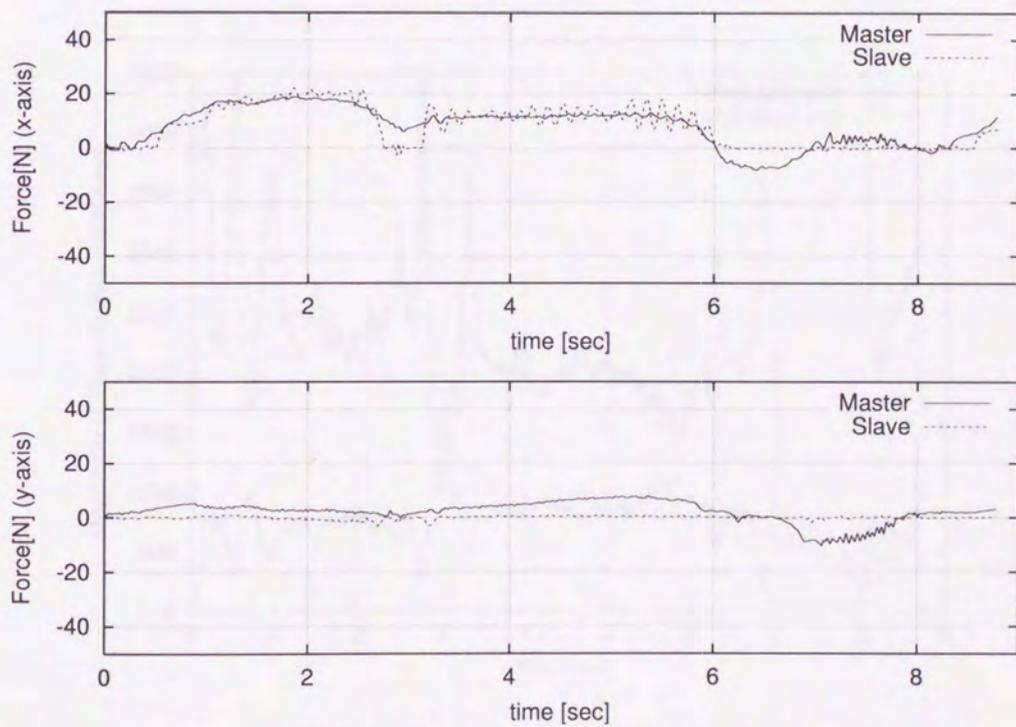


Fig 6.35: Exp.2: Trajectories in the case of Variable Mode (triming)

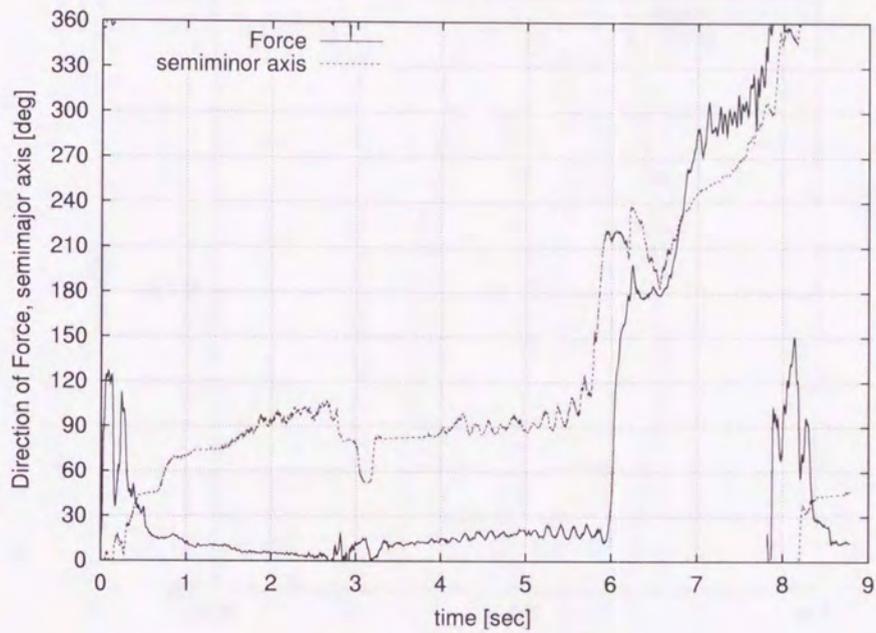


Fig 6.36: Exp.2: Direction of Force and Ellipsoidal Axis

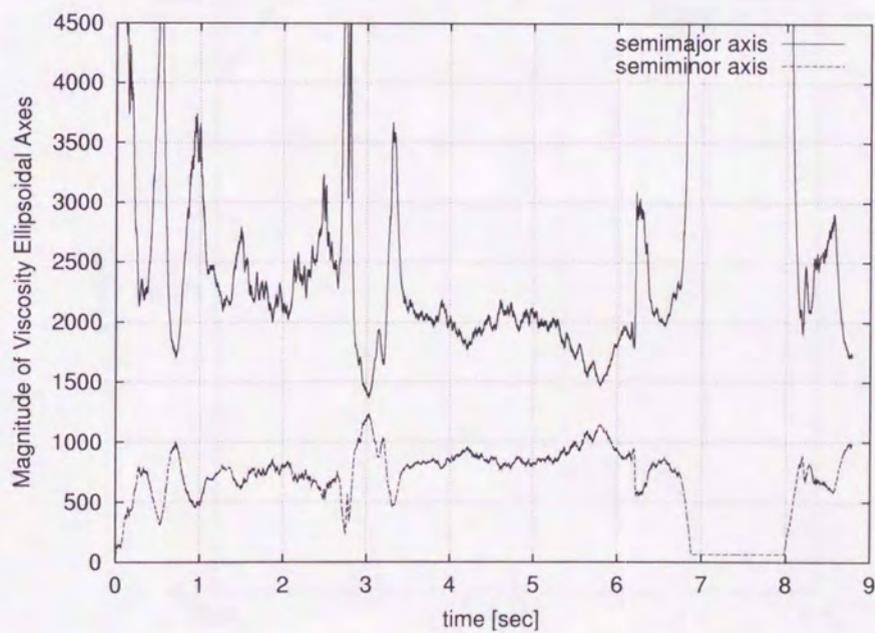


Fig 6.37: Exp.2: Length of Ellipsoidal Axes

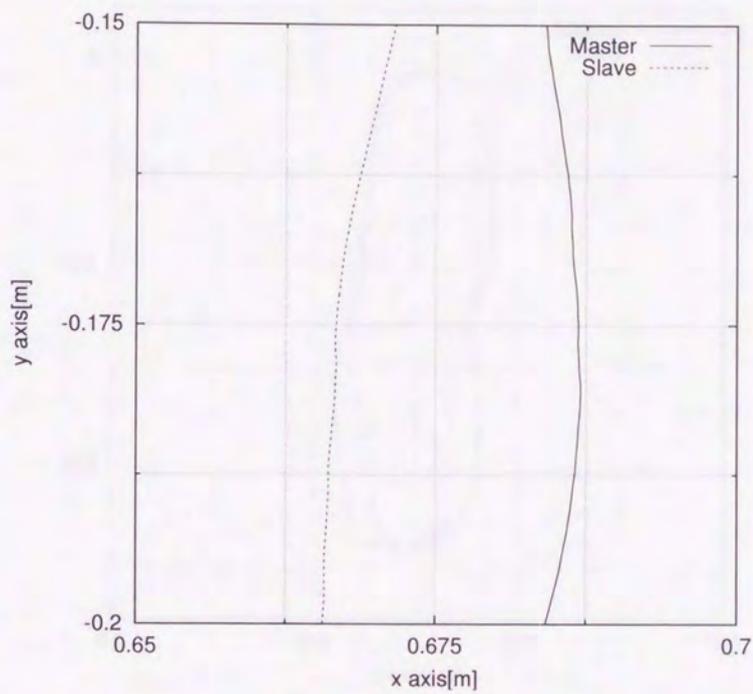


Fig 6.38: Exp.2: Trajectories in the case of variable impedance model (path A-B)

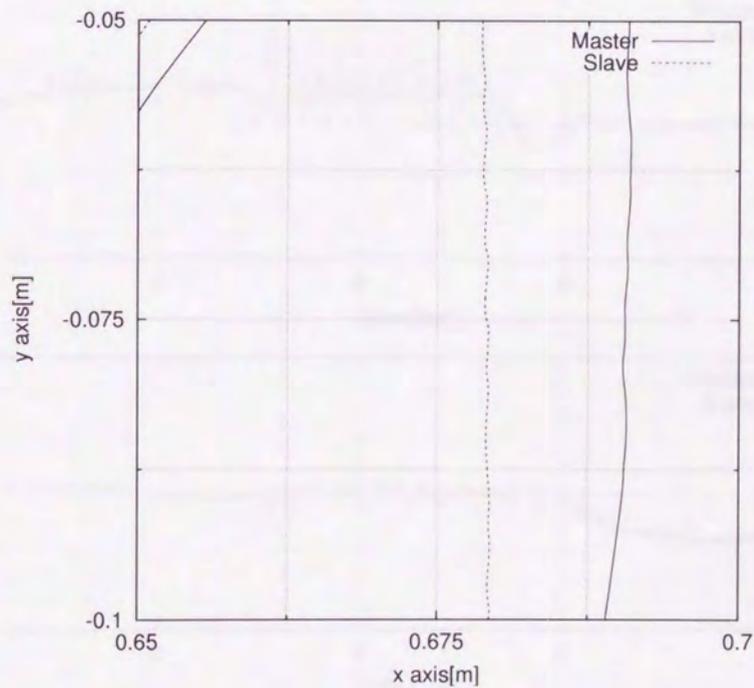


Fig 6.39: Exp.2: Trajectories in the case of variable impedance model (path B-C)

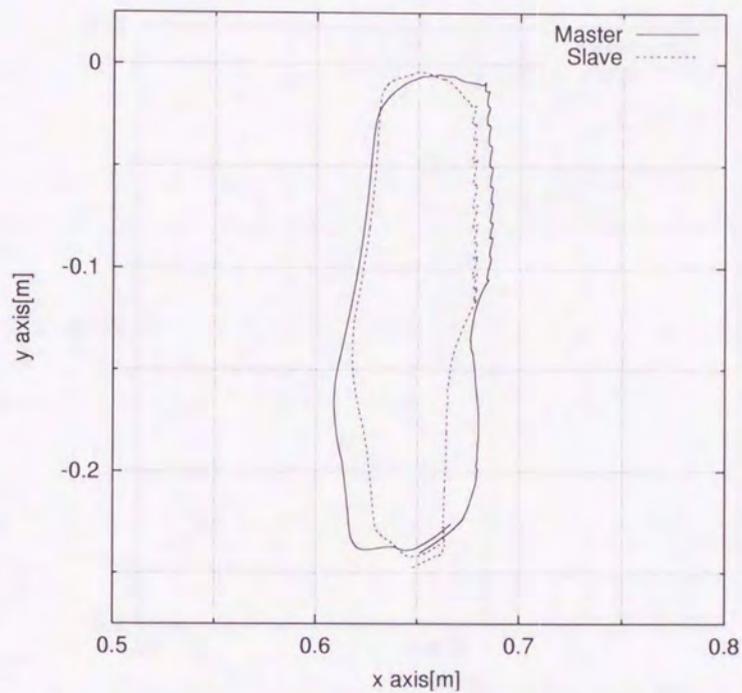


Fig 6.40: Exp.2: Trajectories in the case of fixed impedance (triming)

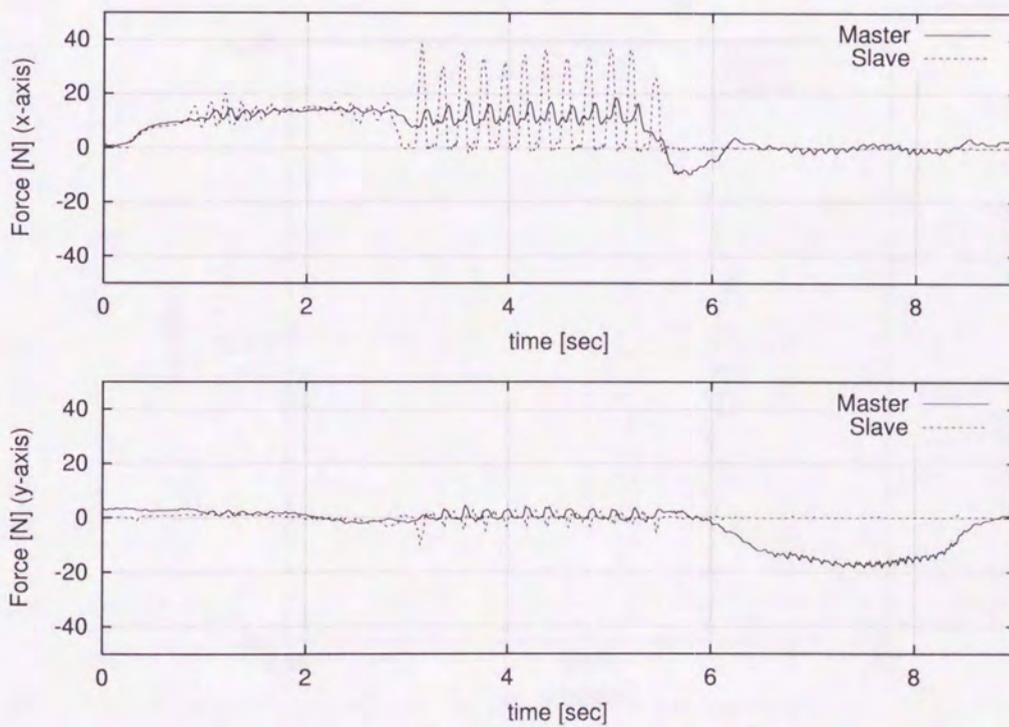


Fig 6.41: Exp.2: Forces in the case of fixed impedance (triming)

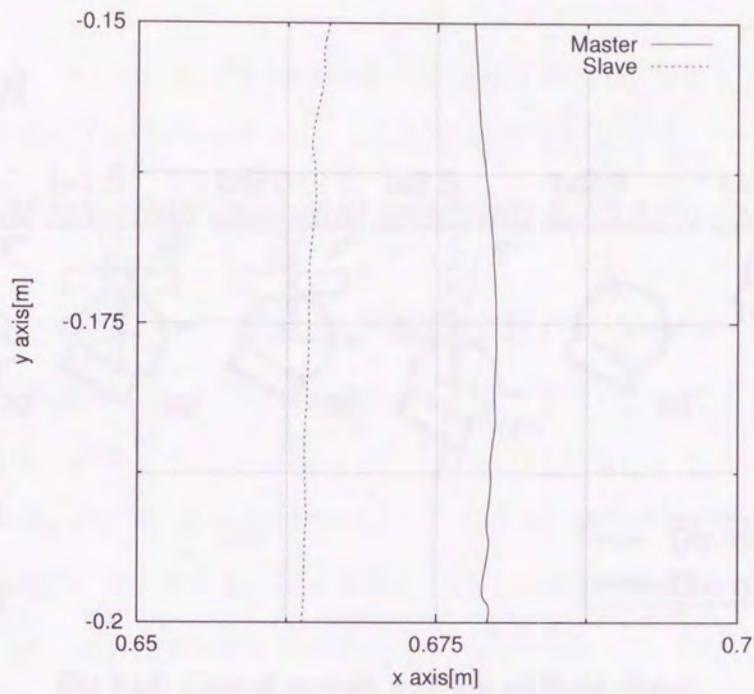


Fig 6.42: Exp.2: Trajectories in the case of fixed impedance (path A-B)

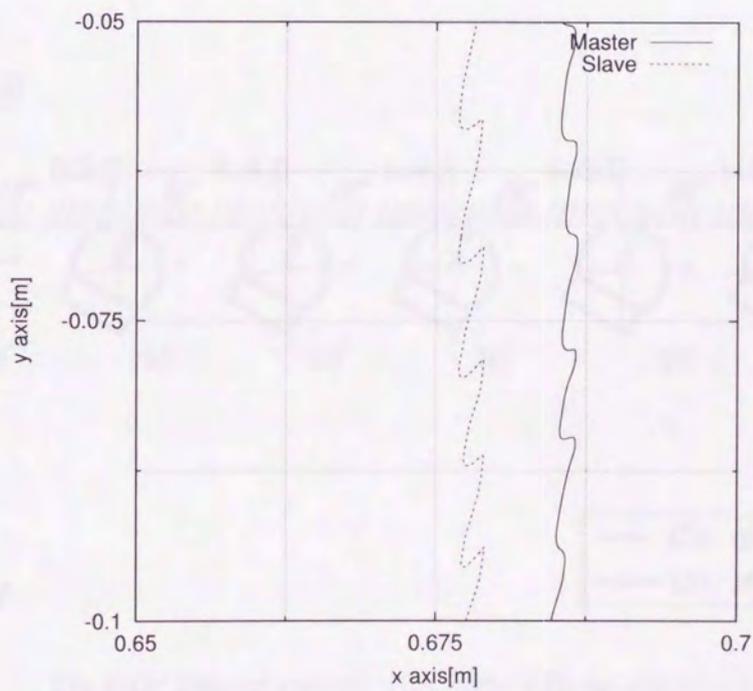


Fig 6.43: Exp.2: Trajectories in the case of fixed impedance (path B-C)

TOP VIEW

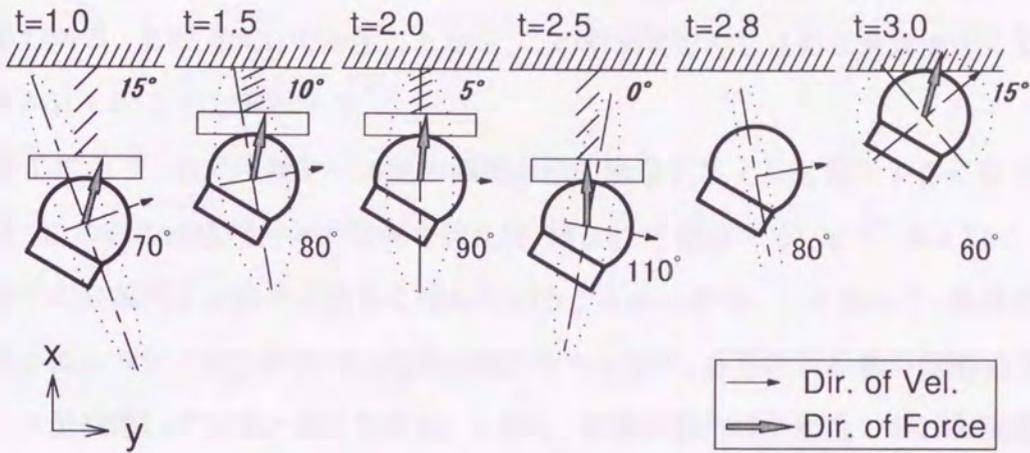


Fig 6.44: Case of contact with low stiffness object

TOP VIEW

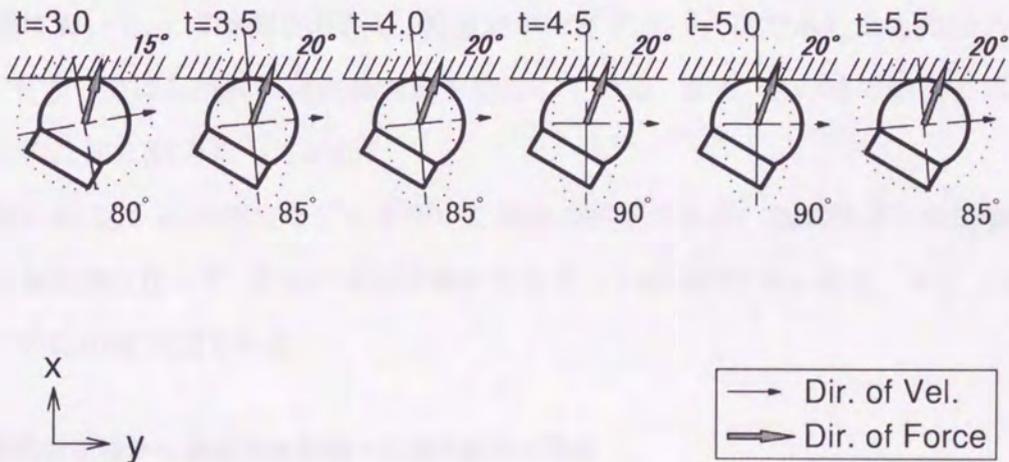


Fig 6.45: Case of contact with high stiffness object

低剛性対象物との接触動作時の挙動

まず、図 6.35 において、低剛性対象物との接触に相当する、1 秒から 2.5 秒前後において、 x 軸方向の力応答は両アームとも 20[N] 程度と非常によく一致していることがわかる。また、20[N] であることから、この対象物を押し込める最大値近くまで力をかけていることがわかる。

図 6.35 より、軌道の両アーム間の誤差が他の軌道応答よりも若干大きくなっている。この時の粘性楕円体の状況を図 6.36、図 6.37 で確認する。まず、図 6.37 より、接触中の長軸長さが徐々に大きくなっていることがわかる。したがって、軌道応答の誤差はシステムがこの方向には高粘性になっており、さらに対象物が低剛性であることが関係していると考えられる。しかし、実際は操作者が軌道のずれを認識できるほどではないため、操作に負担がかかるものではない。この時、図 6.36 において力方向が 0 度付近になっているのは、アクリル板の摩擦抵抗が小さくなっているためであり、図 6.36 において、角度が一定値にならず弓なりにになっているのは、この接触作業終盤に増速傾向にあることから、操作者の操作意図が接触重視から移動重視に移ったためと考えられる。

なお、図 6.36、図 6.37 をもとにして状況を図示すれば、図 6.44 のようになる。この図において、 t は時間を表わし、角度表示でイタリック体で示したものは力の方向、もう一方は粘性楕円体短軸方向を表わしている。また、この時の軌道を拡大したものは図 6.38 となっている。

図 6.40、図 6.41 は固定モデルを用いた場合の結果である。低剛性値との接触の場合には振動的にならず、安定に接触作業ができることが両図からわかる。また、図 6.42 はこの時の拡大図である。

低剛性対象物から高剛性対象物への接触動作の移行

低剛性対象物から高剛性対象物への移行は、対象物の設置上の関係から、その接触位置に違いがある。したがって、低剛性対象物を押し込みながら移動させ、そのま

ま高剛性対象物に移ると、移行する瞬間は衝突状態になる。その状況において、可変モデルと固定モデルを用いた MSS の比較を行う。まず、可変モデルの方は図 6.34 より、衝突瞬間の軌道に乱れは生じていない。図 6.35 でも、同様に安定していると言える。さらに、図 6.37 より、2.75 秒頃以降、瞬間的に楕円体軸長が大きく変化しているが、衝突により急激に球体に戻っていることがわかる。これにより、その後の応答が振動的となるのを防いでいると考えられる。

対して、固定モデルの方は、図 6.41 より、衝突後、対象物から反発してしまい、安定かつ持続的に接触できてないことが確認できる。

高剛性対象物との接触動作時の挙動

ここでは、低剛性対象物に接触後、そのまま動作を継続して高剛性対象物との接触動作に移った場合の挙動について見ることにする。可変モデルの場合は、図 6.34、図 6.35 より、低剛性対象物との接触作業と同様に、応答に乱れは生じていないことがわかる。また、図 6.36、図 6.37 より、この時の可変粘性楕円体の状態をみれば、短軸角度は 90 度で一定している。よって常に接触方向と長軸方向が一致していることがわかる。このため接触方向は高粘性となるため安定に接触できることになる。なお、この時の粘性楕円体の状況を図 6.45 に表わす。この図において、 t は時間を表わし、角度表示でイタリック体で示したものは力の方向、もう一方は粘性楕円体短軸方向を表わしている。また、軌道を拡大したものを図 6.39 に示す。

高剛性対象物に対するトレス作業において、固定モデルの方は、図 6.40、図 6.41 より、接触できずに振動的な挙動を示していることが確認できる。軌道を拡大したものを 6.43 に示す。

起点復帰動作時の挙動

可変モデルの起点復帰動作の応答は、図 6.34 より、実験 1 と同様、両アームの軌道は非常によく一致していることがわかる。この時、図 6.36 より、力と粘性楕円体短軸方向はほぼ一致しており、さらに図 6.37 から短軸は最低値となっている。した

がって、操作方向は常に粘性値が小さくなるわけだから、操作者への負担はほとんどない状態であり、操作しやすくなっているのは明らかである。この操作のしやすさは、図 6.35 において、マスタの力が微小であることから確認できる。

複合環境でのトレス実験のまとめ

高剛性対象物や、低剛性対象物、衝突、非接触状態などさまざまな状況が混在する環境において従来の固定モデルでは、安定な応答が得られない状況が生じた。しかし、提案した可変モデルを用いれば、環境の動特性によらず常に安定した接触が可能であり、また、スレーブ側が非接触状態、つまり作業を行っていないときには操作者への負担を与えないことも確認できた。

6.3.3 実験 3 : 可変剛性環境へのトレス作業

実験 3-1. 実験目的と方法

これまでの実験は、一定剛性値、および剛性値が固定されているものを複数配置したものを扱った。そこで、今回は連続的に剛性値が変化するような環境下でも提案手法が有効であるか確認する。ここでは、片持ち梁が固定端からの距離によってその剛性値が変化することに着目し、実験用対象物を作成した。使用した部材は縦弾性係数やその他の物性値からステンレス鋼を選択した。

実験方法は、図 6.46 に示されるように、自由端に接触する直前(点(A))を起点とし、固定端(B)に向かってトレス作業を行なう。ただし、作業中は x 軸方向にある程度力をかけて移動させるものとする。(B)まで到達したならば、先の実験と同様、アームを操作して起点まで戻す実験を行った。なお、総実験時間はこれまでと同様、30 秒間としている。また、インピーダンスパラメータ、各追従制御系のゲインは、表 6.2、表 6.3 と同じものを用いた。

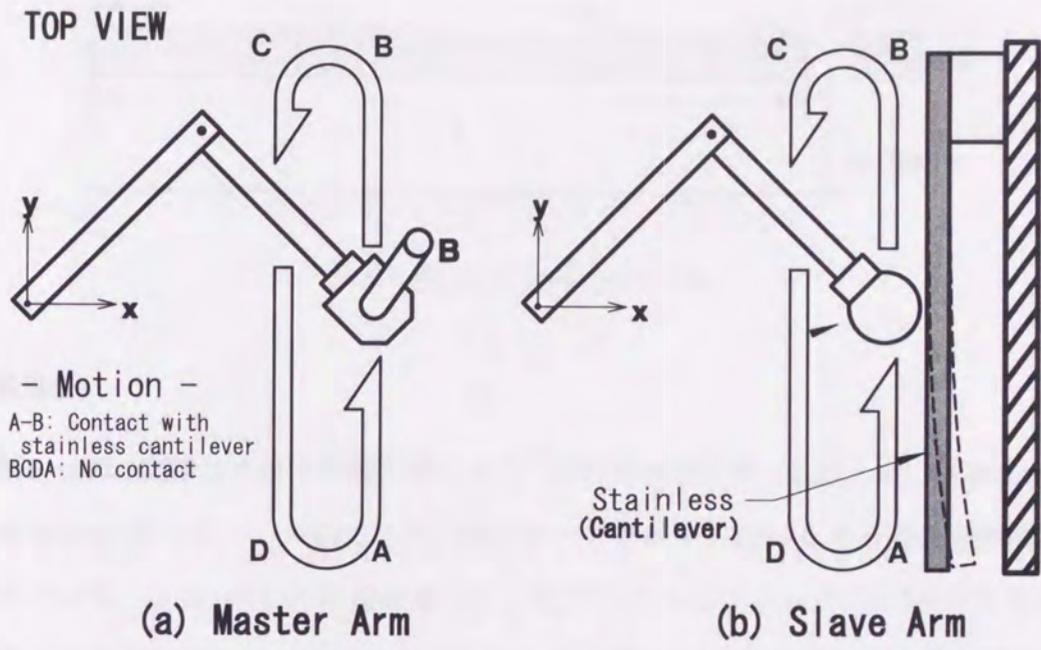


Fig 6.46: Exp.3: Trajectories of Master Arm and Slave Arm

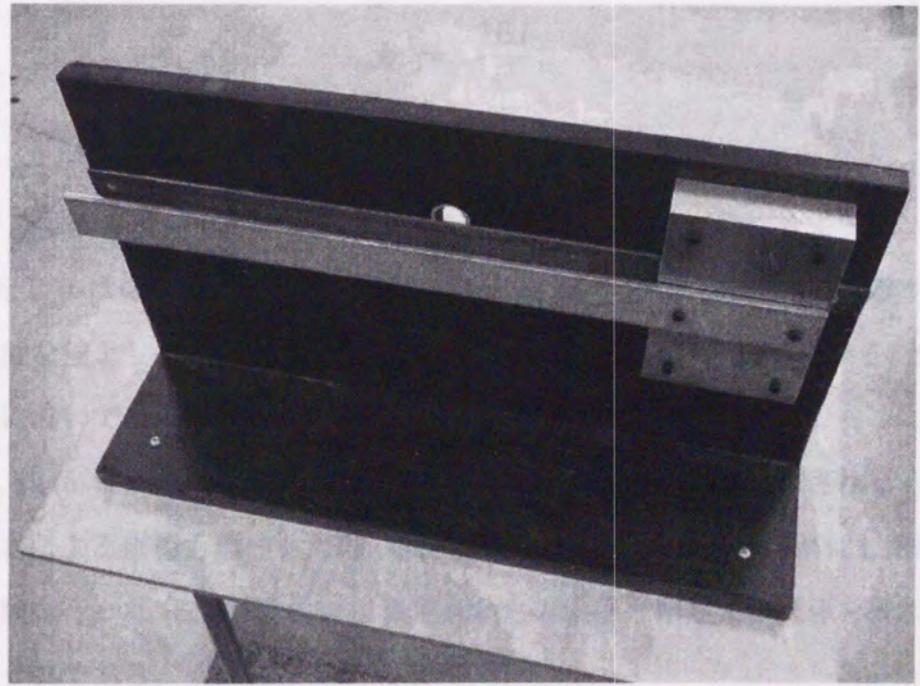


Fig 6.47: Exp.3: Object(stainless cantilever)

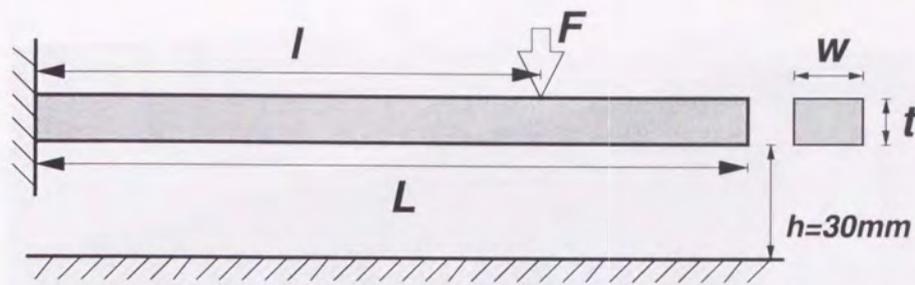


Fig 6.48: Sketch of cantilever

作業環境

図6.47は、実験3で扱う作業対象である。この対象物は長さ500[mm]、幅36[mm]、厚さ4[mm]のステンレス鋼であり、鋼材の一方をボルト締結した片持ち梁構造となっている。なお、押し込み量を確保するためにアルミブロック(図6.47)を用い、ステンレス鋼と取り付け部材の間に入れることで、30[mm]の押し込み量を確保している。また、固定端の位置は $x = 0.65$ [m]前後とする。

この片持ち梁の剛性値は次式[66]で与えられる。

$$k = \frac{3EI}{l^3}, \quad (6.4)$$

$$I = \frac{wt^3}{12}$$

ここで E は縦弾性係数で $E = 186.3$ [N/mm²]であり、 I は断面二次モーメントである。ただし w は幅、 t は厚さ、 l は固定端からの距離である。なお、この実験では剛性値の正確な値よりも距離に応じて連続的に変化することに注目している。また、この実験においても環境同定は一切行っていない。

また、式(6.4)より、片持ち梁の剛性値は距離と厚さに大きく影響される。そこで、鋼材厚さによる影響も調べるため、厚さ3, 6, 9[mm]のステンレス鋼材も用意し、同様の実験を行った。なお、図6.50は固定端からの距離と剛性値の関係を表わした片対数グラフである。

実験結果

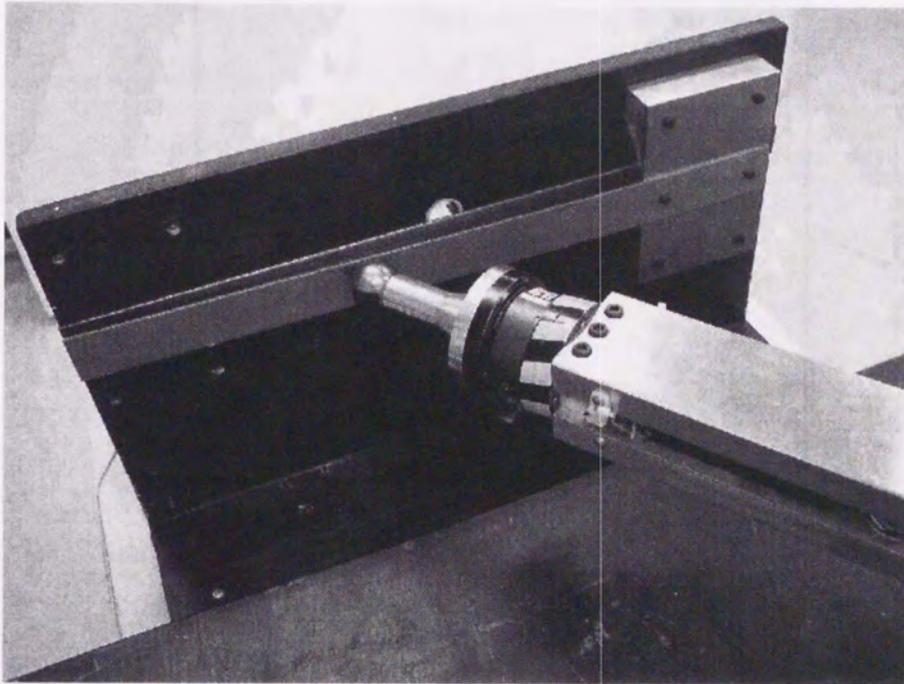


Fig 6.49: Exp.3: Experiment - Trace work on cantilever -

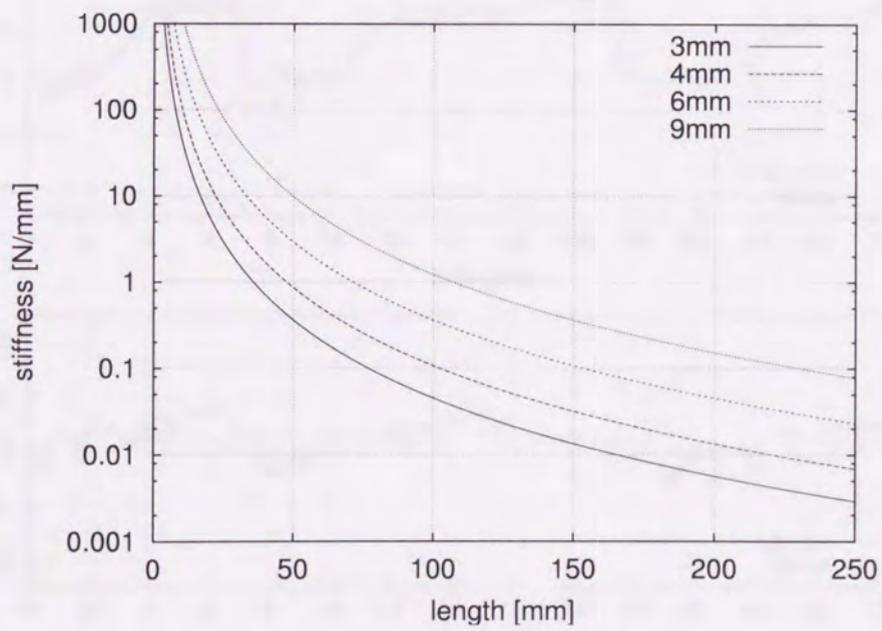


Fig 6.50: Exp.3: Stiffness values of stainless cantilever

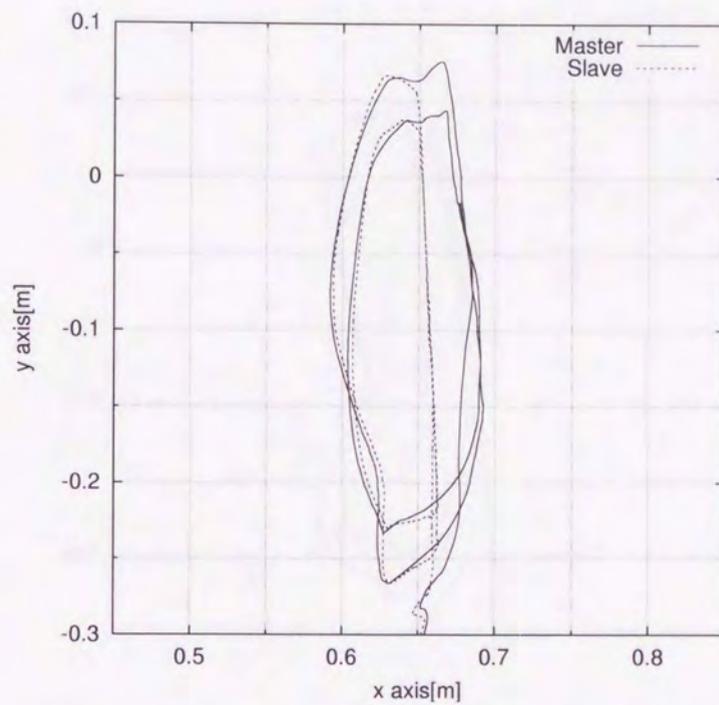


Fig 6.51: Exp.3: Trajectories in the case of variable impedance model

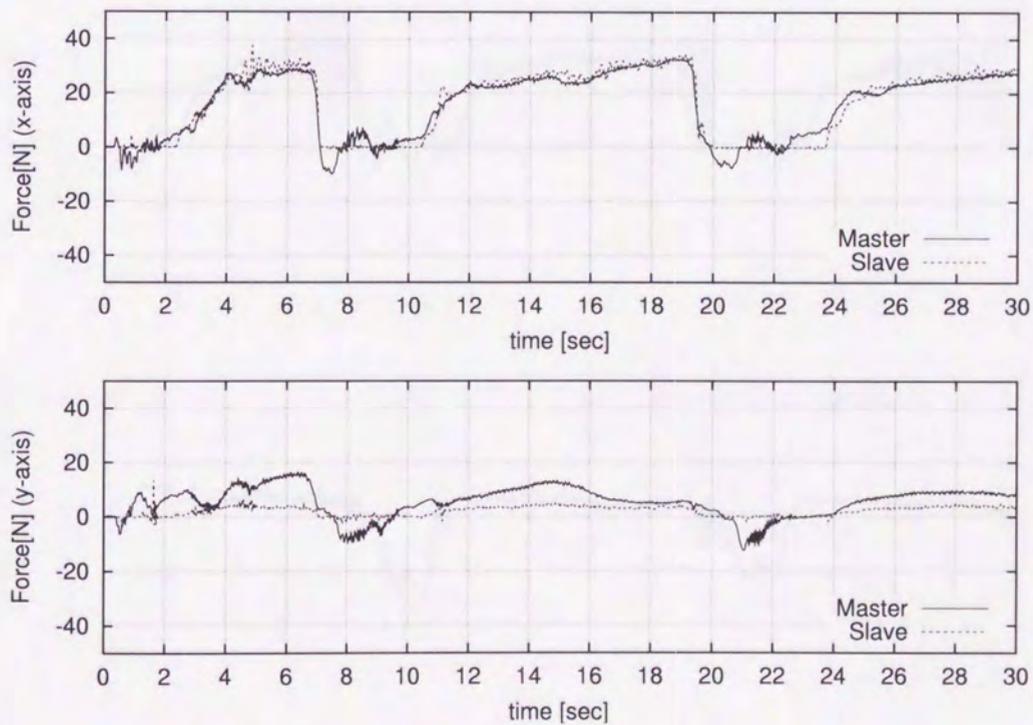


Fig 6.52: Exp.3: Forces in the case of variable impedance model

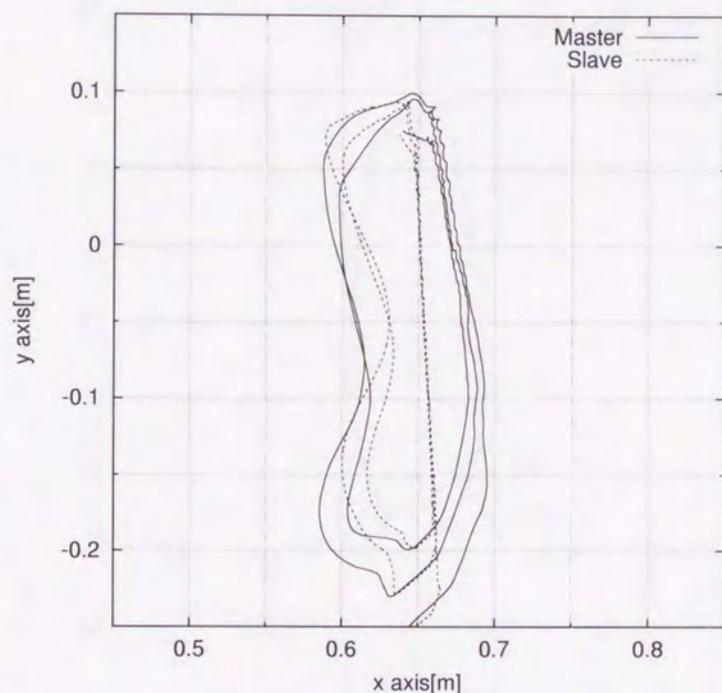


Fig 6.53: Exp.3: Trajectories in the case of fixed impedance

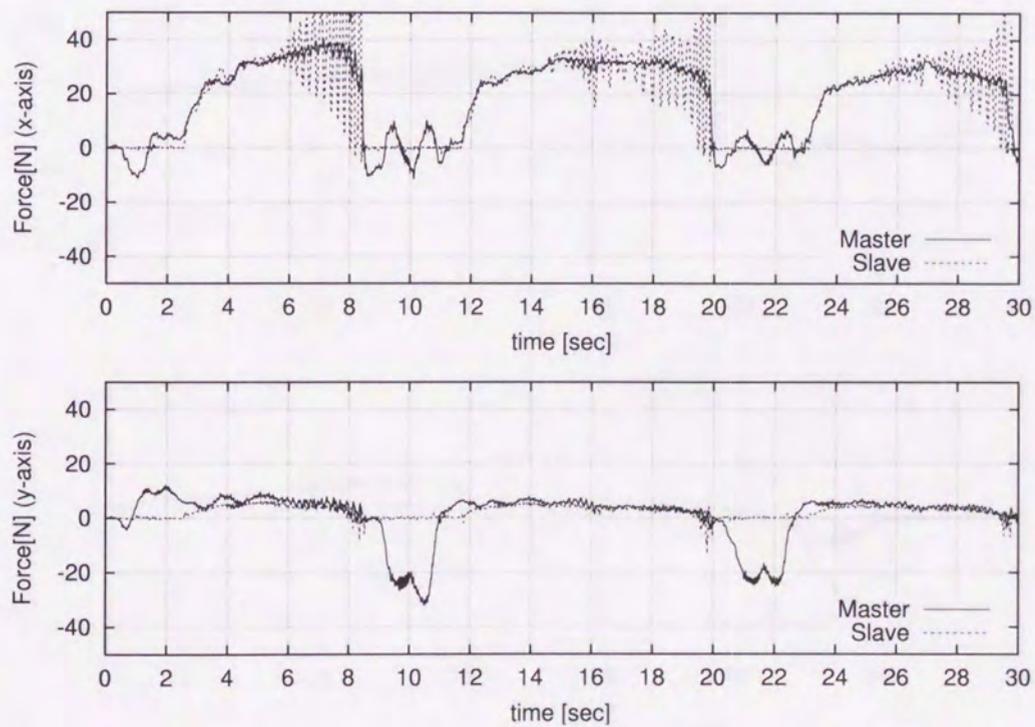


Fig 6.54: Exp.3: Forces in the case of fixed impedance

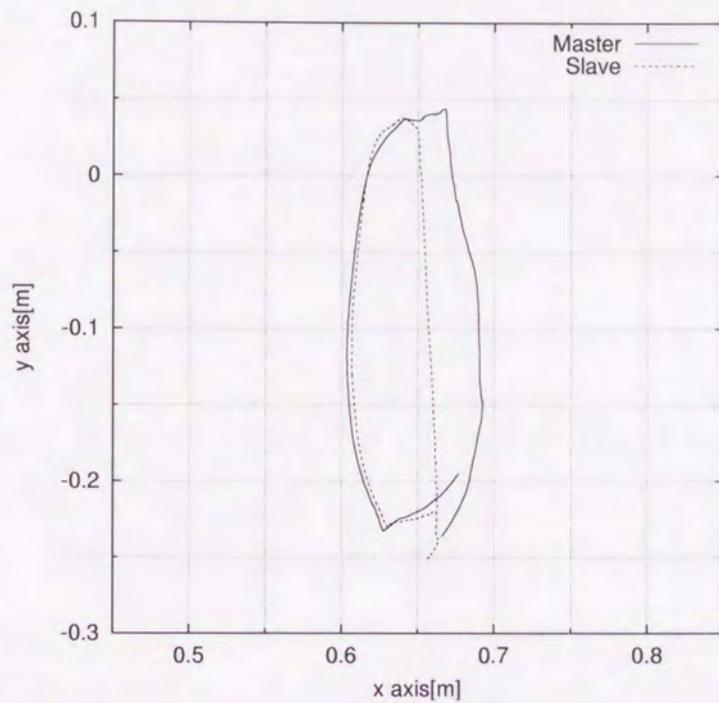


Fig 6.55: Exp.3: Trajectories in the case of variable impedance model (triming)

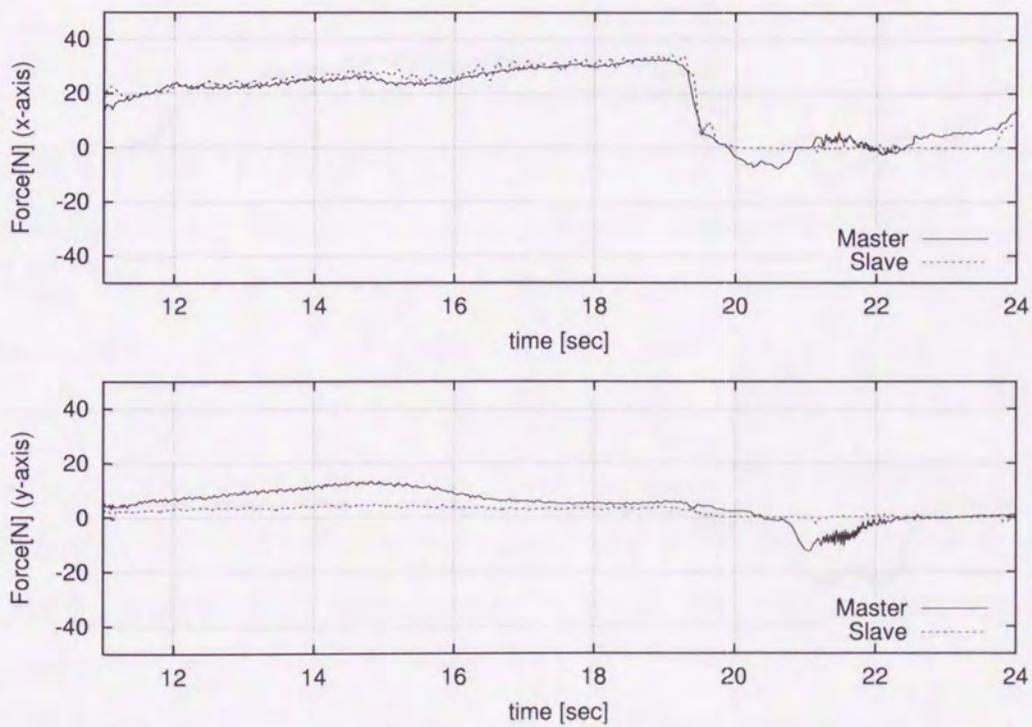


Fig 6.56: Exp.3: Forces in the case of variable impedance model (triming)

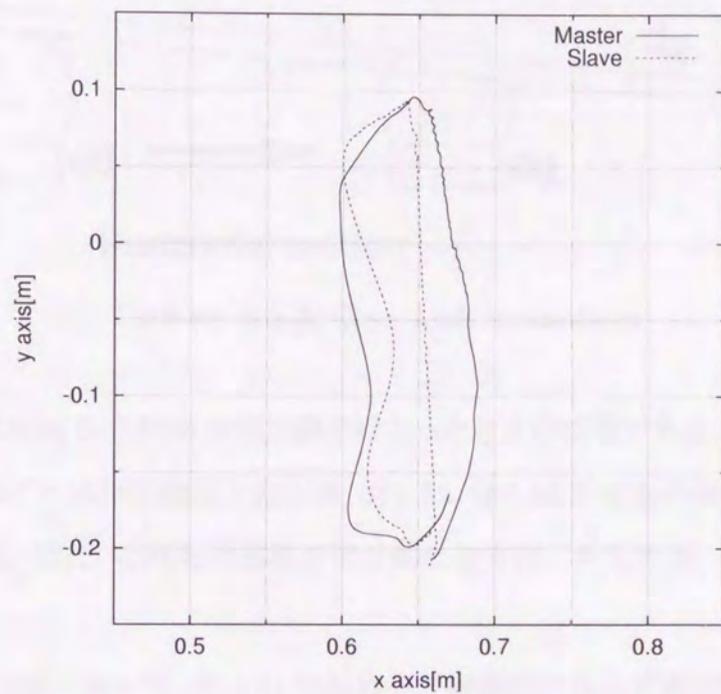


Fig 6.57: Exp.3: Trajectories in the case of fixed impedance (triming)

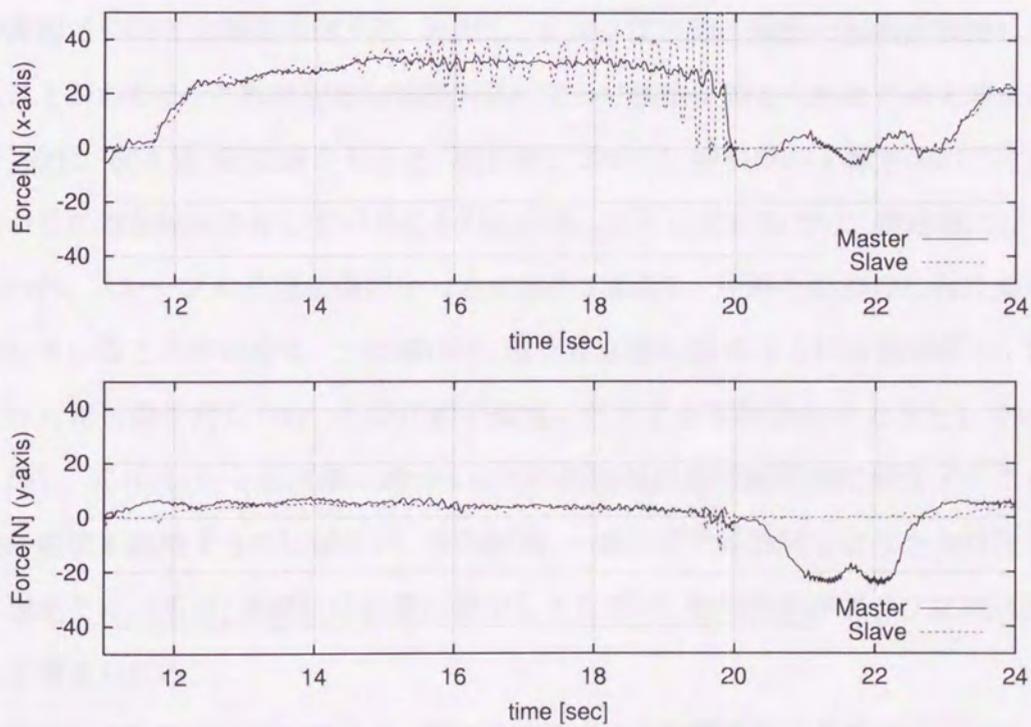


Fig 6.58: Exp.3: Forces in the case of fixed impedance (triming)

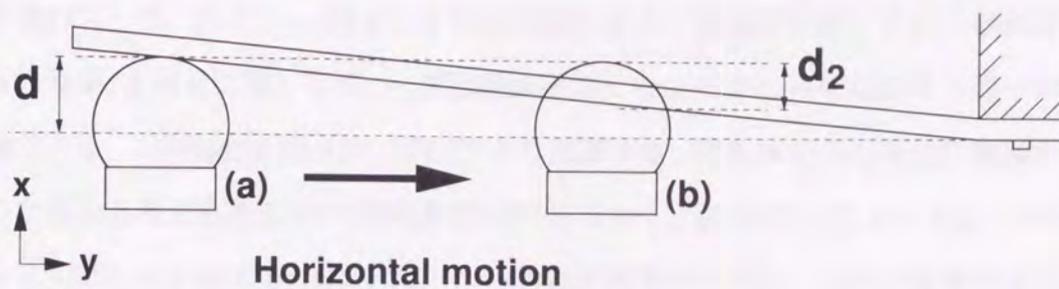


Fig 6.59: Exp.3: Trace work on cantilever

図6.51～図6.54までが30秒間実験を行なったときの応答である。図6.51, 図6.52が提案手法のアーム手先軌道と力応答, 図6.53, 図6.54が従来の固定モデルの場合の結果である。また, これらの応答を部分的に抜き出したものを, 図6.55～図6.58に示した。

まず, 提案手法において, 図6.51から応答が振動的にならず安定していることが確認できる。また, 図6.52においても非常によく一致していることがわかる。なお, スレーブ側の x 軸方向の応答には極めて小さい高周波成分も重畳されているが, この原因については後程考察する。ただし, マスタ側は微小振動の振幅が低減していることがわかる。これは可変粘性楕円体によって振動が抑えられたためと考えられる。次に, 図6.55, 図6.56を見ると, 図6.56において, 接触中の x 軸方向の力は右肩上がりの増加傾向を示していることがわかる。しかし図6.55では, 固定端に近づくとつれ, スレーブの位置応答が $x = 0.65[\text{m}]$ に漸近し, 片持ち梁の押し付け量が減少していることがわかる。この理由は, 操作者は図6.59のように自由端側(a)で d_1 だけ片持ち梁を押し付け, その状態を維持したまま水平移動させようとしている。しかし, 式(6.4)から固定端に近づくとつれ剛性値は指数関数的に増大するため一定の変位を維持するのは難しい。その結果, 一定の変位を維持しようと力は比例的に増えてはいるが, 実際には位置は減少してしまい, その結果がグラフに現れていると考えられる。

従来型の応答では図6.53より, 固定端に近づくと振動的な応答が現れていることがわかる。図6.54からは, 3周分のデータが示されているが, どれも振動的な応答

が現れている。ただし、1周目と3周目は接触途中で振動が発散していく傾向が見られるが、2周目に関しては、一度振動が小さくなってから再度増幅する様子が確認できる。この部分を図6.58、図6.57より確認する。図6.58からは振動に増減が生じた理由と考えられるものは確認できない。しかし、図6.57には、 $x = 0.65 \sim 0.70$, $y = -0.05 \sim 0.05$ の部分にそれらしい兆候が見受けられる。これは提案手法ではこのような現象は生じていないこと、そして、この現象が生じている位置が毎回異なっていることから、操作者の微妙な操作加減が原因と考えられる。いずれにせよ、安定した接触作業は従来の固定モデルでは困難さが伴うことがわかる。

実験 3-2. 厚さを変更した場合の影響

ここでは、実験 3-1 と同じ手法で、ステンレス鋼の厚さを変更した場合の影響について見る。各グラフとステンレス厚さの対応関係は次表の通りである。

Table 6.8: Figure number - corresponding items (Exp.3)

	Variable impedance		Fixed impedance($B_0 = 400$)	
	Trajectory	Force	Trajectory	Force
3mm	Fig.6.60	Fig.6.61	Fig.6.66	Fig.6.67
6mm	Fig.6.62	Fig.6.63	Fig.6.68	Fig.6.69
9mm	Fig.6.64	Fig.6.65	Fig.6.70	Fig.6.71

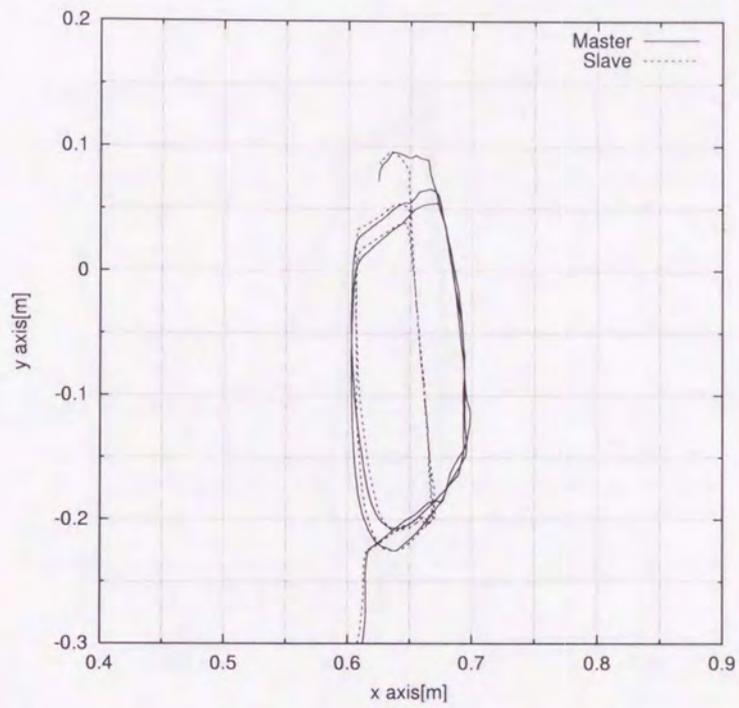


Fig 6.60: Exp.3: Trajectories in the case of variable impedance model(3mm)

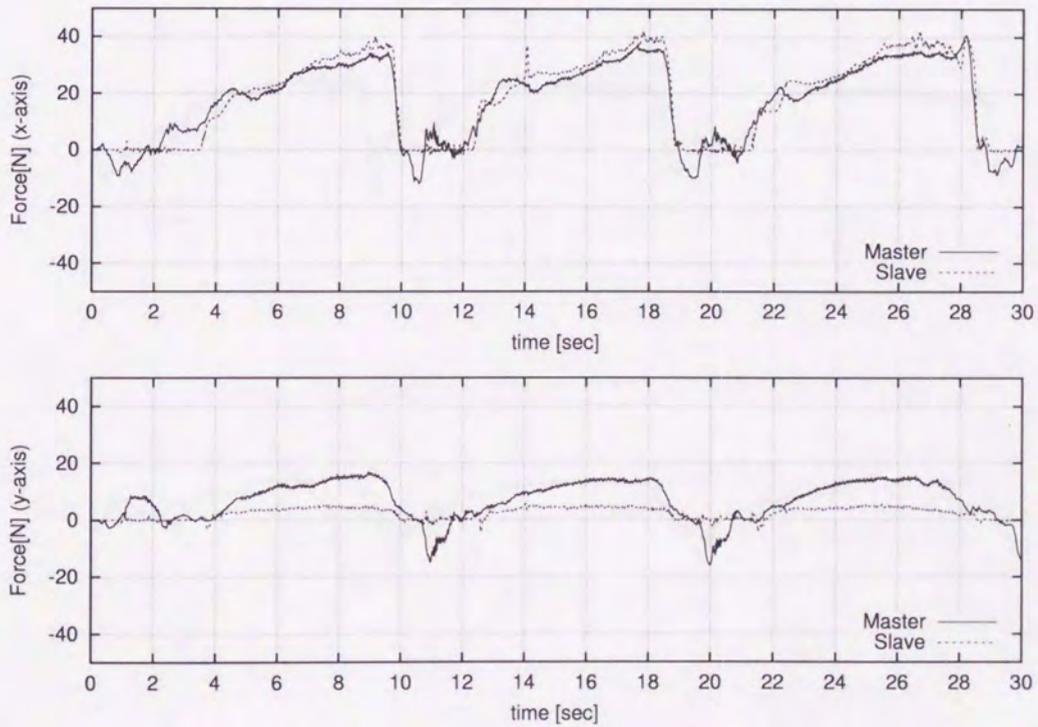


Fig 6.61: Exp.3: Forces in the case of variable impedance model(3mm)

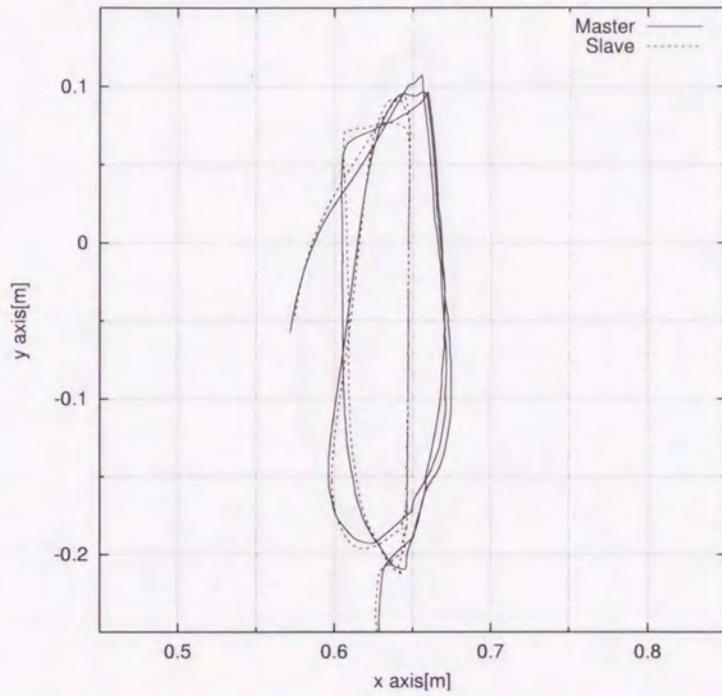


Fig 6.62: Exp.3: Trajectories in the case of variable impedance model(6mm)

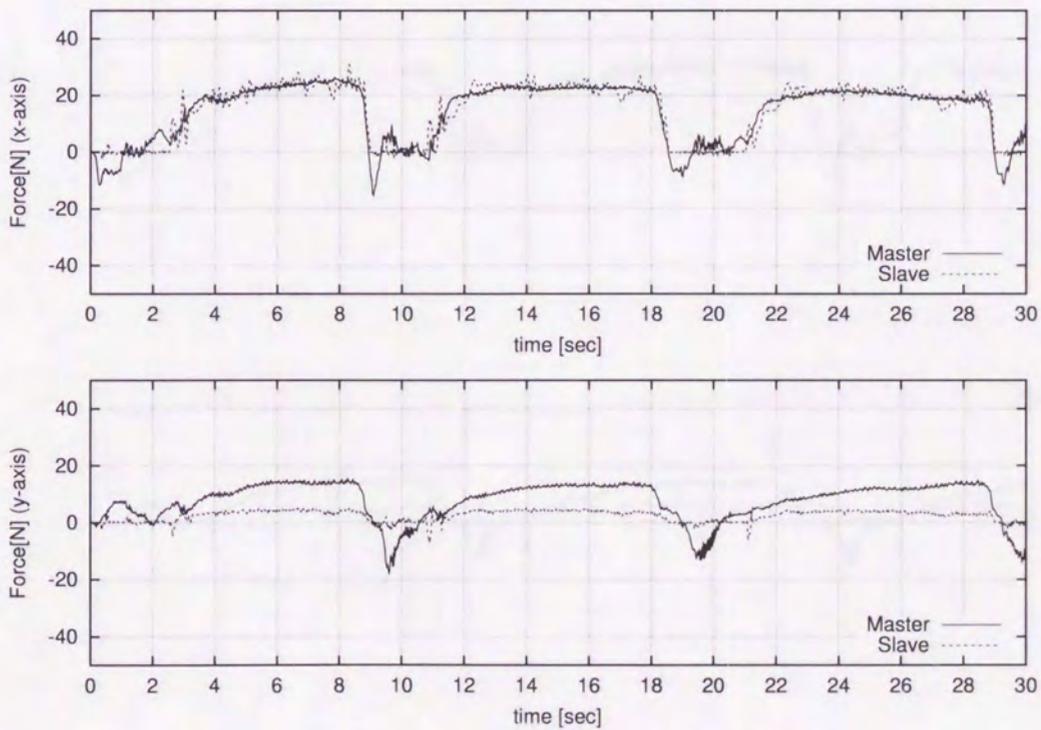


Fig 6.63: Exp.3: Forces in the case of variable impedance model(6mm)

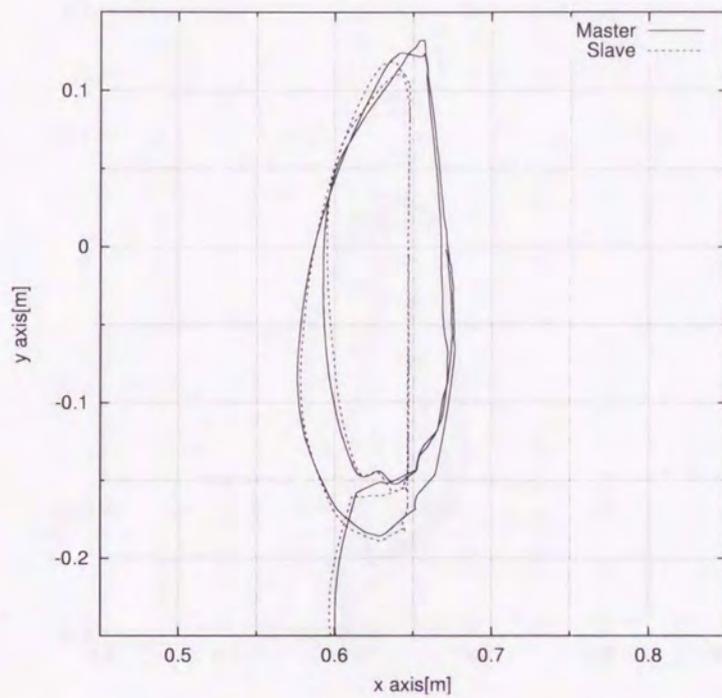


Fig 6.64: Exp.3: Trajectories in the case of variable impedance model(9mm)

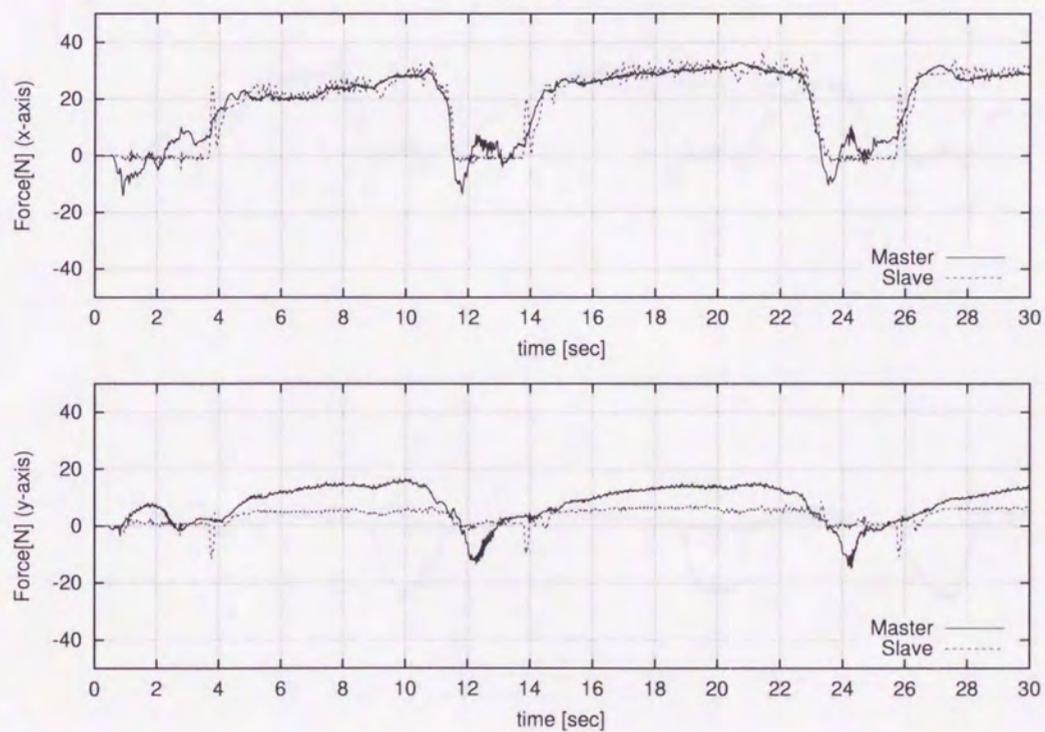


Fig 6.65: Exp.3: Forces in the case of variable impedance model(9mm)

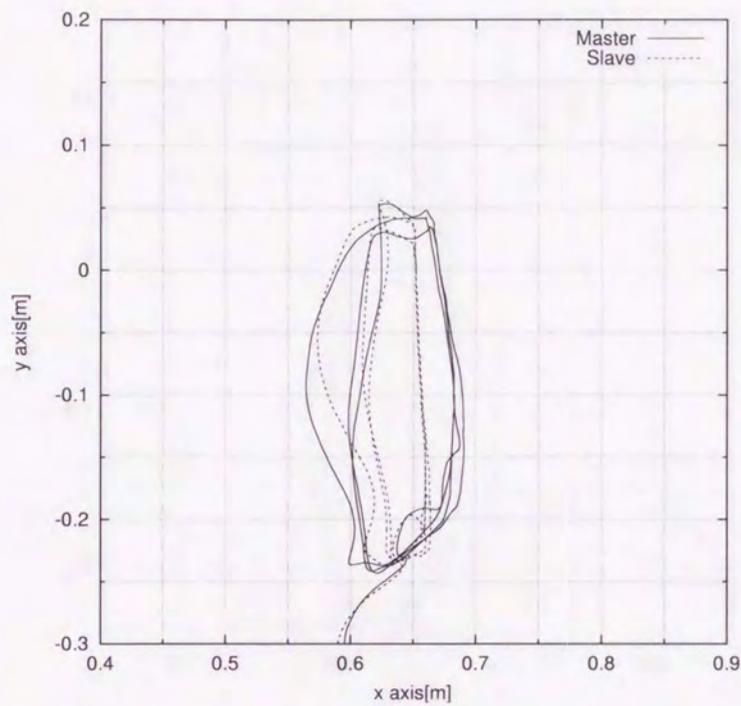


Fig 6.66: Exp.3: Trajectories in the case of fixed impedance(3mm)

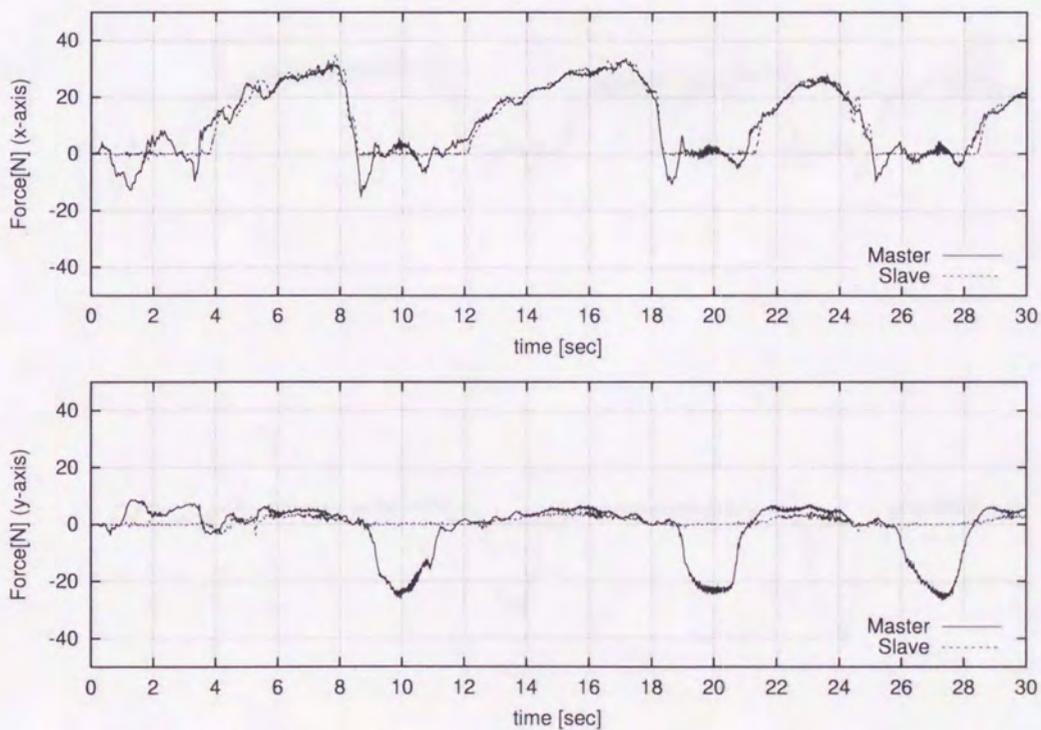


Fig 6.67: Exp.3: Forces in the case of fixed impedance(3mm)

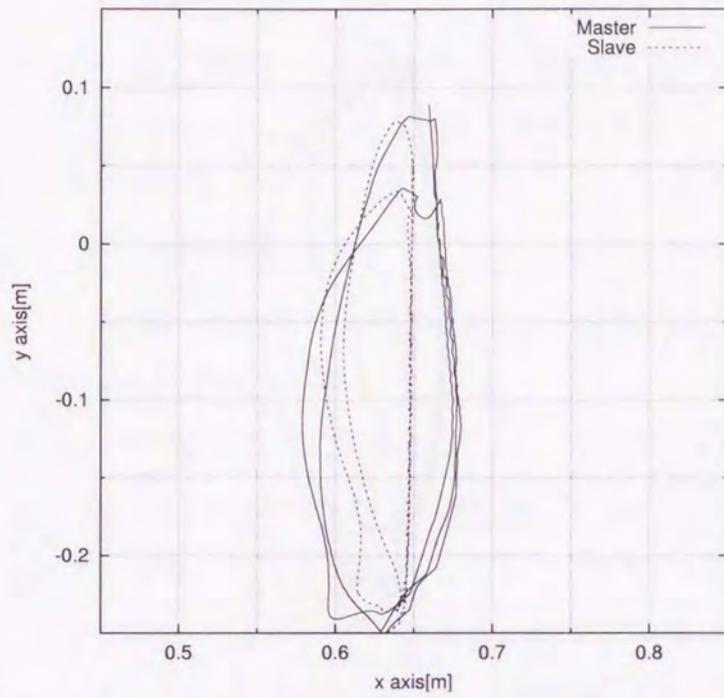


Fig 6.68: Exp.3: Trajectories in the case of fixed impedance(6mm)

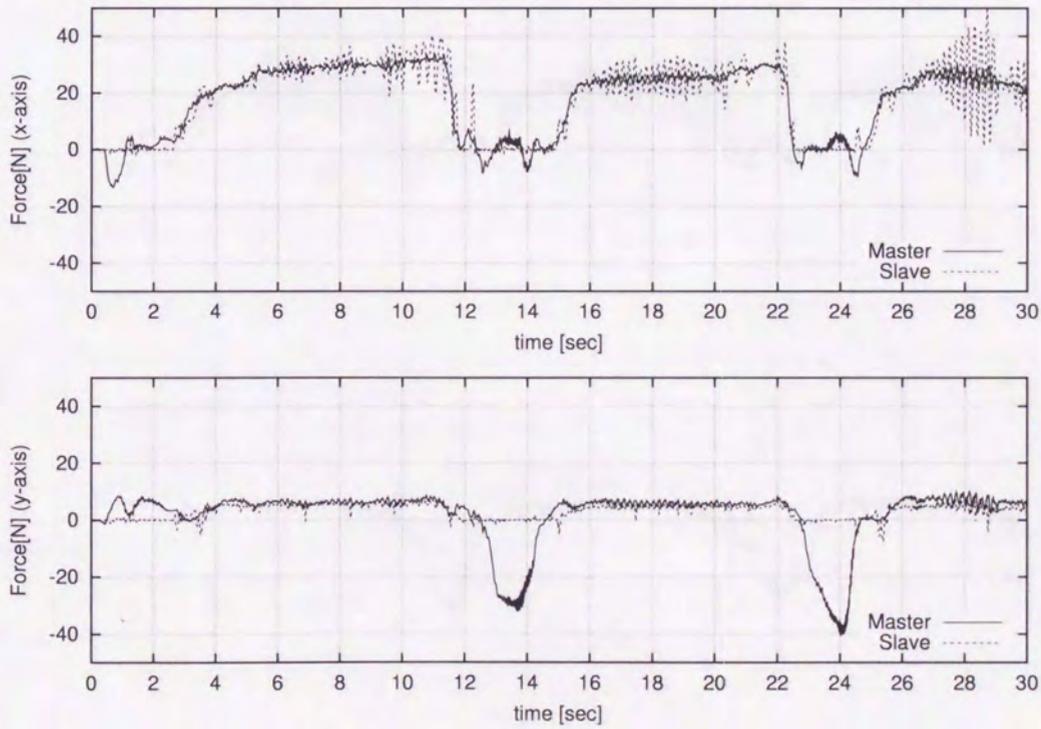


Fig 6.69: Exp.3: Forces in the case of fixed impedance(6mm)

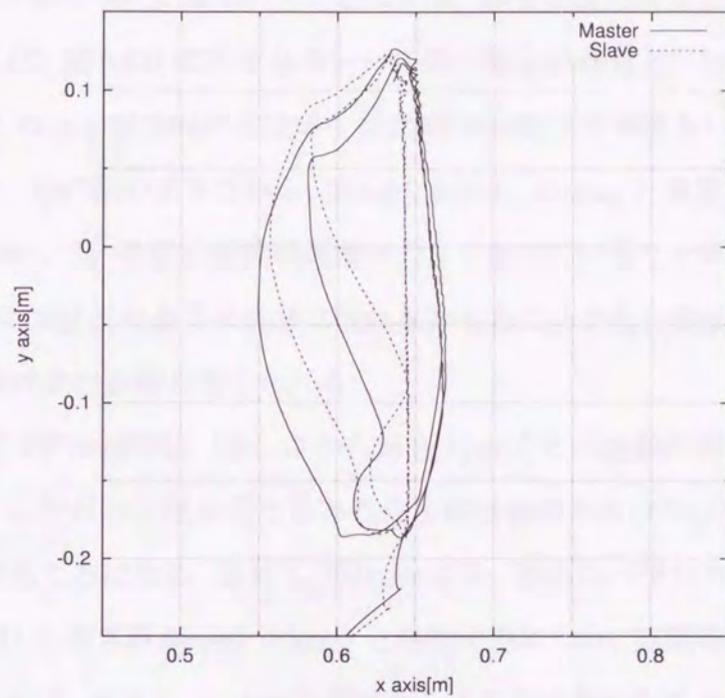


Fig 6.70: Exp.3: Trajectories in the case of fixed impedance(9mm)

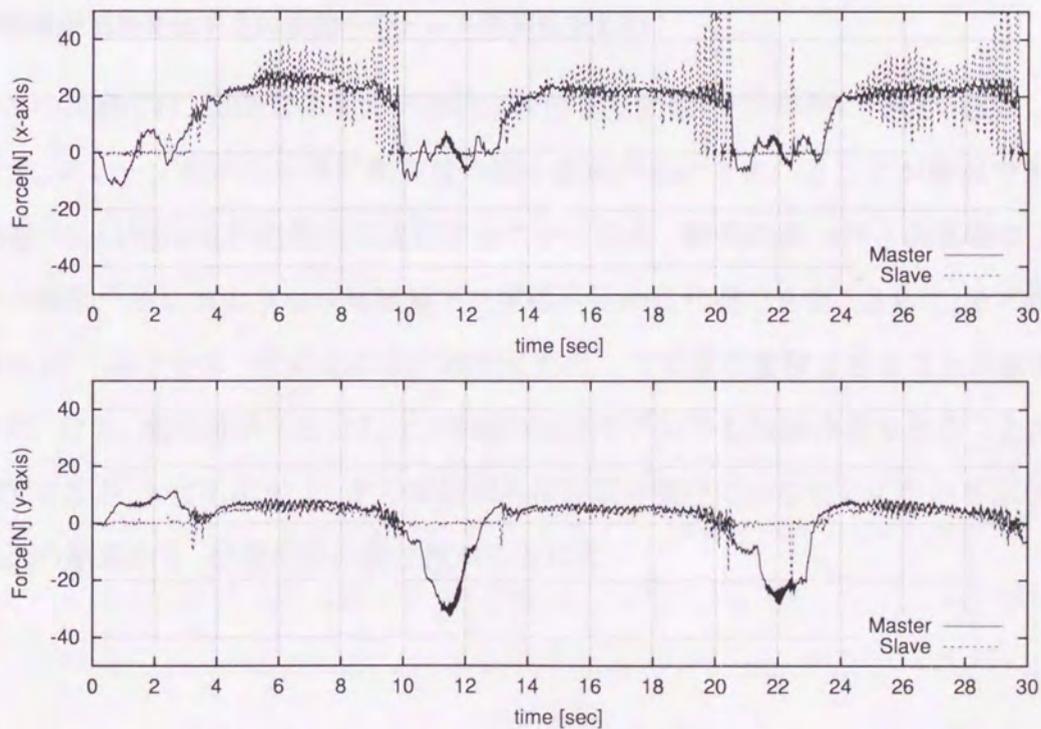


Fig 6.71: Exp.3: Forces in the case of fixed impedance(9mm)

まず、提案手法について見ていくことにする。厚さを変化させた場合の軌道応答(図 6.60, 図 6.62, 図 6.64)におけるスレーブ側の押し込み量と、力応答(図 6.61, 図 6.63, 図 6.65)の x, y 軸方向の右上がりな力応答の関係は実験 3-1 で述べた通りである。さらに、力応答のグラフから、3[mm], 6[mm], 9[mm] と板厚が変化するにつれ、応答に重畳している微小振動の周期が大きくなっていることがわかる。さらに、実験 1, 実験 2 ではこのような現象は現れなかったことから、今回用いたステンレス鋼の高剛性バネの影響と考えられる。

従来の固定モデル型では、図 6.67 から厚さ 3[mm] では接触作業ができることが確認できた。したがって従来型でもある程度剛性値が小さければ接触対象が金属でも作業できることになる。ただし、図 6.66 より、軌道のバラツキが目立つ。また図 6.69, 図 6.71 と厚さが 6[mm], 9[mm] と増加するにつれ、振動発生時には振幅が大きくなっている。ただし、この時振動が生じても対象物からアーム手先が離れるわけでないことに注意する。

剛性値が連続変化する対象物へのトレス実験のまとめ

この実験では、接触対象物にバネ的な特性をもたせ、その挙動について確認した。まず、スレーブ側の力応答に高周波の微小振動が常に含まれることが確認できた。提案手法は剛性値が連続的に変化することに加え、剛性の高いバネの影響による微小振動が生じるような作業環境下で常に安定的に作業できた。さらに、その剛性値も 10^{-3} 以下から 10^6 以上の広い範囲にわたって安定に接触できることが確認できた。なお、剛性値が小さければ、従来の固定モデルでも接触作業できることが確認できたが、いずれにせよ、その安定限界に制限を受けていることにはかわりはない。以上の結果から、提案手法の優位性が示された。

第7章 結言

本研究は、新しい概念に基づく操作者支援型のMSSを提案し、その有効性を実験的に確かめた。以下に本論文の結論を述べる。

1. 従来提案されている各種のMSSをサーベイするとともに、それらの特徴と問題点を整理した。
2. モデル追従型インピーダンス制御法を提案した。本手法は、その制御則に制御対象の動特性を陽に含まないため、同定の不確かさなどの影響を受けにくい特性を実現できた。
3. 並列型に分類されるMSSに、モデル追従型インピーダンス制御法を適用する構成について説明した。本システムはインピーダンスモデルにマスタおよびスレーブを追従させる並列型のシステムとし、その基本特性を明確にした。これにより、従来の並列型、インピーダンス制御型の応答に関する欠点を改善できることを明らかにした。
4. 操作者に対する作業支援の目的で可変粘性楕円体と呼ばれる新たな概念を導入し、これを基にした新しいMSSを提案した。そのため、人間の行動原理について触れ、作業意図を読み取るための方策を与えた。次に、その方策に基づく可変粘性楕円体と呼ぶ新しい概念を導入し、作業に適したMSSの動特性を導出する手順を示した。さらに、可変粘性楕円体から得られた動特性を用いて、モデル追従型MSSのモデル部分を変更するための制御則を与えた。

5. 一般に使用されている関節座標系で制御されているロボットに対し本手法を適用するための変換式を導出した。
6. 提案手法を実機に実装し、従来のMSSでは作業が難しかった高剛性対象物への接触作業を試みた。また、より実際の環境に近づけるために、動特性が混在している環境や動特性が連続的に変化する環境に対して同様の実験を行ない、その有効性を確認した。

本論文では、人間への作業支援を考慮した新しいMSSについて述べた。この提案した手法は従来のMSSでの問題点を改善し、さらに実際の作業を想定した実験を行なっている。そのため実用化に結び付けやすいものとなっている。

さらに今後は、Shared Autonomyの理論やヒューマンセンタードロボティクスといった概念のもとで、MSSを始めとする機械系が多種多様な作業環境において、人間を支援し、人への負担を低減させることがますます重要になるだろう。その場合でも、ここで提案した手法は、可変粘性楕円体による適応力の高いシステムとなっているため、広く応用することが可能であろう。

謝辞

本研究の御指導をいただいた室蘭工業大学機械システム工学科 疋田弘光教授には本研究を通して、研究の進め方、研究内容の具体的な展開、研究に対する姿勢、論文のまとめ方など、一つ一つ懇切丁寧に御指導いただき大変お世話になりました。ここに深く感謝の意を表します。また同 花島直彦講師には研究に関して適切な御助言をいただくと共に、情報処理技術について御指導いただき大変お世話になりました。深く感謝申し上げます。さらに同 山下光久助手には実験の際に多くの御助言をいただくと共に、実験装置の製作においても御指導および御支援いただき大変お世話になりました。深く感謝申し上げます。

本論文をまとめるにあたり、審査委員として数々の示唆に富む御助言と御指導をいただきました。機械システム工学科 西田公至教授、三品博達教授、情報システム工学科 久保洋教授、電気電子工学科 橋本幸男助教授に深く感謝申し上げます。

機械システム工学科システム制御工学研究室の院生ならびに学部生諸氏にも、研究遂行に対して多くの御協力をいただきました。深く感謝申し上げます。

参考文献

- [1] 山本欣市・柿倉正義, “極限作業ロボット”, 工業調査会, (1992), pp.115-123
- [2] 藤井澄二, “バイラテラルサーボ機構の理論”, 日本機械学会誌, **62**-480, (1959), pp.64-69
- [3] 江尻正員・嶋井章, “サーボマニピュレータ”, 計測と制御, **2**-7, (1963), pp. 483-490
- [4] 横小路泰義, “マスタ・スレーブ制御の理論”, 日本ロボット学会論文集, **11**-6, (1993), pp.794-802
- [5] 古田勝久・小菅一弘・塩手良和・秦野弘, “仮想内部モデルに基づくマスタスレーブマニピュレータの制御”, 計測自動制御学会論文集, **24**-2, (1988), pp.176-182
- [6] 松日楽信人・朝倉誠・番場弘行, “異構造マスタスレーブマニピュレータにおけるマルチ操作性とその作業性”, 日本ロボット学会誌, **13**-6, (1995), pp.860-865
- [7] 宮崎友宏・萩原史郎, “バイラテラル・マスタ・スレーブ・マニピュレータの並列型制御方式”, 日本ロボット学会誌, **7**-5, (1989), pp.446-452
- [8] 井上康之・舘暲・荒井裕彦, “マスタスレーブ・マニピュレータのインピーダンス制御の一方法”, 日本ロボット学会誌, **10**-4, (1992), pp.490-500
- [9] 横小路泰義・吉川恒夫, “マスタ・スレーブ型遠隔操縦システムの操作性”, 計測自動制御学会論文集, **26**-5, (1990), pp.572-579

- [10] 横小路泰義・吉川恒夫, “理想的な筋運動感覚を与えるマスタ・スレーブマニピュレータのバイラテラル制御”, 計測自動制御学会論文集, **27-1**, (1991), pp.56-63
- [11] H.Kazerooni, C.L.Moore, “An Approach to Telerobotic Manipulation”, *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, **119**, (1997), pp.431-438
- [12] 舘暲・榊秦輔, “インピーダンス制御型マスタ・スレーブ・システム (I)”, 日本ロボット学会論文集, **8-2**, (1990), pp.241-252
- [13] 榊秦輔・舘暲, “インピーダンス制御型マスタ・スレーブ・システム (II)”, 日本ロボット学会論文集, **8-2**, (1990), pp.253-263
- [14] N.Hogan, “Impedance Control part I-III”, *ASME Journal Dynamic Systems, Measurement and Control*, **107-1**, (1985), pp.1-24
- [15] 疋田弘光・千田和範・山下光久・花島直彦, “インピーダンスモデル追従構造を持つマスタスレーブシステム”, 日本機械学会論文集 C編 **63-614**, (1997), pp.3577-3585
- [16] 榊秦輔・舘暲, “インピーダンス制御の接触安定性についての一考察”, 日本ロボット学会論文集, **12-3**, (1994), pp.489-496
- [17] C.H.An, C.G.Atkeson, J.M.Hollerbach; 松本治彌訳, “モデルに基づくロボットマニピュレータの制御”, モデルに基づくロボットマニピュレータの制御, 実教出版, (1991), pp.139-164
- [18] H.Kazerooni, T.-I.Tsay and K.Hollerbach, “A Controller Design Framework for Telerobotic Systems”, *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, **1-1**, (1993), pp.51-61

- [19] 滑川徹・佐竹靖・藤田政之, “環境の不確かさを考慮したマスタ・スレーブシステムの H_∞ 制御に対する一考察”, ロボティクス・メカトロニクス講演会'94, (1994), pp.867-868
- [20] 泉田啓・伊藤清忠・室津義定, “ H_∞ 制御理論を用いた柔軟マニピュレータの複合制御”, ロボティクス・メカトロニクス講演会'95, (1995), pp.137-140
- [21] 中島佳樹・申鉄龍・武藤康彦・田村捷利, “外乱抑制手法によるマスタ・スレーブマニピュレータのロバスト制御”, 計測自動制御学会, 第8回 *Dynamical System Theory* シンポジウム, (1995), pp.273-276
- [22] 横小路泰義・吉川恒夫・細谷徳男・井村順一, “環境とオペレータ特性の不確かさを考慮したマスタ・スレーブシステムのロバスト制御”, 日本ロボット学会誌, 14-6, (1996), pp.836-845
- [23] G.H.Leung and B.A.Francis, “Birateral Controller for Teleoperators with Time Delay via μ -Synthesis”, *IEEE Trans. on Robotics and Automation*, 11-1, (1995), pp.105-116
- [24] 藤本英雄・佐野明人・花井貴史, “ゲインスケジューリングに基づくマスタアームの可変インピーダンス制御”, 日本機械学会論文集C編, 63-609, (1997), pp.1632-1639
- [25] 松日楽信人・朝倉誠・番場弘行, “異構造マスタスレーブマニピュレータの作業性とその評価実験”, 日本ロボット学会誌, 12-1, (1994), pp.149-154
- [26] 横小路泰義・吉川恒夫, “オペレータのダイナミクスを考慮した遠隔作業用マスタアームの可操作性”, 計測自動制御学会論文集, 26-7, (1990), pp.818-825
- [27] T.B.Sheridan, “Space Teleoperation Through Time Delay: Review and Prognosis”, *IEEE Trans. on Robotics and Automation*, 9-5, (1993), pp.592-605

- [28] B.Hannaford, "A Design Framework for Teleoperators with Kinesthetic Feedback", *IEEE Trans. on Robotics and Automation*, 5-4, (1989), pp.426-434
- [29] D.A.Lawrence, "Stability and Transparency in Bilateral Teleoperation", *IEEE Trans. on Robotics and Automation*, 9-5, (1993), pp.624-637
- [30] 吉川恒夫, 上田淳, "伝送遅れを有するマスタ・スレーブシステムの解析と制御", 日本機械学会論文集 C 編, 62-602, (1996), pp.3810-3817
- [31] R.J.Anderson and M.W.Spong, "Bilateral control of teleoperators with time delay", *IEEE Trans. on Automation and Control*, 34-5, (1989), pp.494-501
- [32] 小菅一弘・伊藤友孝・難波入三・福田敏男, "通信遅れを有するマニピュレーションシステムの受動性に基づく安定なパワースケーリング手法", 日本機械学会論文集 C 編, 64-621, (1998), pp.1780-1785
- [33] G.Niemeyer and J.J.E.Slotine, "Stable adaptive teleoperation", *IEEE Journal of Ocean. Eng.*, 16-1, (1991), pp.152-162
- [34] 今井田卓・横小路泰義・土井利次・小田光茂・吉川恒夫, "直接バイラテラル制御系による ETS-VII 搭載ロボットアームの地上遠隔操作実験", 日本ロボット学会学術講演会論文集, (2000), pp. 1371-1372
- [35] 藤本英雄・佐野明人・田中昌幸・花井貴史, "バイラテラル制御系の分割設計と通信遅れによる不安定性の補償", 日本機械学会論文集 C 編, 64-621, (1998), pp.1772-1779
- [36] 野嶋修二・橋本秀紀, "仮想モデル介在型マスタ・スレーブシステムにおける動的なダンピングの設定", 日本機械学会ロボメック講演会 '95 講演論文集 B, (1995), pp.1234-1235

- [37] 舘暲, “テレロボティクスの世界”, 日本ロボット学会誌, 11-6, (1993), pp.770-772
- [38] T.B.Sheridan, “Telerobotics, automation, and human supervisory control”, MIT Press, (1992), pp.13-97
- [39] 平井成興, “Shared Autonomy の理論”, 日本ロボット学会論文集, 11-6, (1993), pp.788-793
- [40] 光石衛, “遠隔操作による人手作業の実現に必要なとされる基本手法とは”, 日本ロボット学会論文集, 16-5, (1998), pp.601-606
- [41] 日本機械学会編, “挑戦: 知能化する機械”, 養賢堂, (1997), pp.103-154
- [42] 佐野明人・藤本英雄, “人間との共存を指向したロボットの機構, 情報処理および制御”, 日本機械学会ロボメカシンポジア講演論文集, (1996), pp.85-90
- [43] 千田和範・疋田弘光・山下光久・花島直彦, “可変粘性楕円体を用いたインピーダンスモデル追従型マスタスレーブシステム”, 日本機械学会論文集 掲載予定
- [44] 谷和男, “遠隔マニピュレーションにおける対象物移動補償”, 計測自動制御学会論文集, 18-3, (1982), pp.293-299
- [45] 小菅一弘・伊藤友孝・福田敏男・大塚まなぶ, “受動性に基づくマニピュレータの Task-Oriented 制御”, 日本機械学会論文集 C 編, 61-590, (1995), pp.4007-4012
- [46] 佐野明人・牧野直樹・藤本英雄, “適応フィルタを用いた EMG からの目標操作力推定”, ロボティクス・メカトロニクス講演会 '96 講演論文集 (B), (1996), pp.843-846

- [47] 三浦弘樹・長谷川清泰・中川淳・大日方五郎・柳原好孝, “遠隔操縦のための機能的電気刺激を用いたマン・マシンインターフェース”, 日本ロボット学会学術講演会論文集, (2000), pp.1081-1082
- [48] 遠藤和隆・千田和範・疋田弘光・山下光久・花島直彦, “環境同定構造をもつマスタ・スレーブシステム”, 計測自動制御学北海道支部学術講演会論文集, (2000), pp.61-62
- [49] 通産省アールキューブ研究会編, “アールキューブ: 立花隆 VS 吉川弘之ロボティクスの未来を語る”, 日刊工業新聞社, (1996)
- [50] 舘暲, “人工現実感”, 日刊工業新聞社, (1992), pp.74-183
- [51] R.P.Paul, C.P.Sayers and M.R.Stein, “The Theory of Teleprogramming”, 日本ロボット学会誌, 11-6, (1993), pp.782-793
- [52] 森武俊, “オブジェクト指向遠隔操作作業システム”, 日本ロボット学会誌, 17-4, (1999), pp.467-472
- [53] 榊泰輔・坂本武志・舘暲, “仮想インピーダンスを介する人間機械系”, 計測自動制御学学術講演会論文集'95, (1995), pp.97-98
- [54] 大須賀公一・小野敏郎, “ロボティックフォロワ”, 日本ロボット学会学術講演会論文集, (1997), pp.735-736
- [55] 佐野明人・藤本英雄, “微細作業を支援するためのマスタスレーブ一体型ツールに関する研究”, 日本機械学会論文集 C編 63-610, (1997), pp.1975-1982
- [56] 比留川博久, “テレロボティクスからネットワークロボティクスへ”, 日本ロボット学会論文集, 17-4, (1999), pp.458-461
- [57] 松丸隆文, “通信回線 ISDN を介したロボットの遠隔操作”, 日本ロボット学会論文集, 17-4, (1999), pp.481-485

- [58] D.A. ノーマン; 野島久雄訳, “誰のためのデザイン? 認知科学者のデザイン原論”, 新曜社, (1990), pp.74-86
- [59] 山田陽滋, “人の意を考慮した人間/知能機械系”, 計測と制御, **38-6**, (1999), pp.363-368
- [60] 辻敏夫・伊藤宏司・長町三生・池本貴志, “筋運動制御系のインピーダンス調節機構と手先操作性”, 計測自動制御学会論文集 **24-4**, (1988), pp.385-392
- [61] 伊藤正美・伊藤宏司, “生体とロボットにおける運動制御”, 計測自動制御学会, (1991), pp.121-146
- [62] 川人光男・佐々木正人・三嶋博之・丹治順・酒田英夫・村田哲・藤田昌彦, “認知科学 4 運動”, 岩波書店, (1994), pp.170-176
- [63] R.Ikeura and H.Inooka, “Variable Impedance control of Robot for Cooperation with a Human”, *IEEE International Conf. on Robotics and Automation*, (1995), pp 3097-3102
- [64] 五味裕章・川人光男, “運動中に変化する腕の機械インピーダンス”, 第9回生体・生理工学シンポジウム, (1994), pp.311-314
- [65] John J.Craig; 三浦宏文・下山勲訳, “ロボティクス: 機構・力学・制御”, 共立出版, (1991), pp.48-50
- [66] 日本機械学会編, “機械工学便覧 A3 力学・機械力学”, 日本機械学会, (1986), pp.39-43
- [67] 牧野洋, “ロボット工学セミナー・第18回講習会テキスト ~ SCARA ロボットの設計”, 日本ロボット学会, (1990), pp.55-67
- [68] 畑村洋太郎 編, “続・実際の設計 - 機械設計に必要な知識とデータ”, 日刊工業新聞社, (1992), pp.331-344

- [69] 山岡俊樹・岡田明, “ユーザインタフェースデザインの実践”, 海文堂, (1999), pp.83-100
- [70] 石川七男, “機械設計”, パワー社, (1959), pp.66-62
- [71] 舟橋宏明・岩附信行・武田行生, “消費エネルギーを考慮した DC モータおよび減速機の選定”, 日本機械学会論文集 C 編, 56-528, (1990), pp.2179-2186
- [72] 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, 2-1, (1984), pp.63-67
- [73] S.P. ティモシェンコ, J.N. グーディア; 金多潔監訳; 荒川宗夫, 坂口昇, 森哲郎, “弾性論”, コロナ社, (1973), pp.394-448
- [74] 大須賀公一, “メカニカルシステムの同定 (センサの動特性を考慮した同定法とその検証実験)”, 計測と制御, 33-6, (1994), pp.487-493
- [75] 小林・増田・小森谷・神徳・大須賀・岩月・田所・宮崎・北垣・岩城・藤田・小野・熊谷・小菅・福田・荒川・松日楽, “ロボット制御の実際”, 計測自動制御学会, (1997), pp.62-85
- [76] 美多勉・大須賀公一, “ロボット制御工学入門”, コロナ社, (1989), pp.81-101
- [77] F.R. コナー著; 三谷政昭訳, “フィルタ回路入門”, 森北出版, (1990), pp.68-73
- [78] 加賀美聡, “ロボット研究のための PC/AT 互換機上のリアルタイム OS”, 日本ロボット学会, 16-8, (1998), pp.1036-1041

付録A 実験装置に関する資料

本論文では提案したMSSの有効性を検証するため各種の実験を行なった。ここではその検証実験のために製作した実験システムについて簡単に説明する。

A.1 機構設計

A.1.1 基本仕様

実験システムは主としてMSSの実験を目的として製作された。このため人間が作業しやすい構造となるように設計の際に十分注意を払っている。ただし、他の実験にも使用できるように単体での運用も考慮されている。通常は1つのコントローラ(PC)で、2つのアームを制御しているが、2つのPCで1台ずつ制御することも可能となっている。また、アクチュエータやセンサを追加できるように拡張性も考慮して設計している。

本実験システムの設計要求を次のように設定した。

- (1) 人間の身体的適合性に沿った設計。
- (2) 軽量化しつつ強度をできる限り確保する。
- (3) 追加改造が容易な構造。
- (4) フェイルセーフ

まず、MSSは常に人間に操作されるため、操作性の問題は重要である。そこで、ハードウェアの物理的形狀に起因する操作性の問題はできるだけ除去すべきだという考えと、人間の身体的適合性に合わせることにより直感的に操作できるという考えから、(1)のように設定した。(2)はロボット製作で重要な点で、ロボットの過度の軽量化は強度の低下と共振につながる。逆に強度を重視しすぎるとロボットが重く

なる問題が生じる。このようなトレードオフの中で、いかに最良点を見つけるかがポイントになる。(3)は改良について考えられていない実験装置は、なんらかの問題が起ると最初から作り直しになってしまう場合がある。このような無駄を避けるためにモジュール化を重視した構造とした。しかし、ここでは詳細は省略する。(4)は事故を防ぐ意味合いが大きい。例えば全部コネクタ類を統一した場合、接続ミスが火災などの思わぬ事故を引き起こすこともある。そのためフェイルセーフを考慮した設計が必要となる。しかし、本実験システムは基本的にコネクタ、配線部などの信号系と緊急停止部分にフェイルセーフを考慮しているだけなので、ここではこれ以上触れない。

以上の要求のもとに、人間の身体的適合性を考慮して基本仕様を次のように設定した。

基本仕様

- 手先速度 v_{arm} 最大 1.2[m/s] 以上
- 最大加速度 9.8×1.2 [m/s²] 以上
- 最大力 (遠心力)
 $F = mv^2 / (L_0 + L_1)$
- 先端部集中荷重許容力
60[N](鉛直方向)
- 上腕部 $L_0 = 300$ [mm] 程度
- 前腕部 $L_1 = 400$ [mm] 程度
- 前腕部可動域 ± 105 [deg]
- 上腕部可動域 ± 150 [deg]

手先速度、加速度、腕長さは人間のそれより 20%ほど大きくなっている。詳しくは、文献 [58][67][68][69] を参照されたい。

A.1.2 強度設計

前節の基本仕様をもとに強度設計を行なっている。ただし、強度設計、寸法・加工法の検討、動力計算はそれぞれ密接に関係しているため、各計算を頻繁に繰り返す必要がある。そのため寸法などの数値は簡単には決まらない。このため強度設計に関しては考え方・考慮した点のみ述べるにとどめる。また、設計図面の一部を付録 C に添付してある。

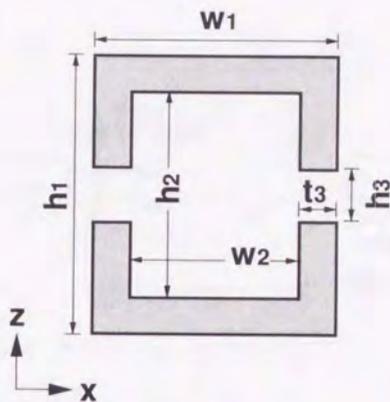


Fig A.1: Crosssection of link

まず, 構造部材については設計要求をもとに, 鉄鋼材程度の強度がありながら, 重さは1/3程度と非常に軽量の A2024, A2017 を選定した. 上腕, 前腕の断面形状は強度, そしてケーブル保護や後述するモータのハウジングも考慮して, 図 A.1 のようにした. なお, 前腕部, 上腕部では形状は同じだが, 寸法は異なっている点に注意する.

この図 A.1 より, 強度計算に必要な断面二次モーメント I_x は次式で与えられる.

$$I_x = (w_1 h_1^3 - w_2 h_2^3 - 2t_3 h_3^3)/12 \quad (\text{A.1})$$

断面形状および腕長さ L が確定すれば質量を計算できる. その時の質量は,

$$M = \rho L \{ (h_1 - h_3) w_1 - (h_2 - h_3) w_2 \} \quad (\text{A.2})$$

で計算できる. アルミ合金の密度は $\rho = 2.7[\text{g}/\text{cm}^3]$ である. 設計時に求めた質量概算値は前腕部 3.8[kg], 上腕部 4.5[kg] である. また, 肘肩関節軸回りの慣性モーメント I_{fa} , 肩関節軸回りの慣性モーメント I_{ua} は, それぞれ, 前腕部質量 M_{fa} , 上腕部質量 M_{ua} とし, 図 A.2(D) から,

$$I_{fa} = (L_1^2 + w_1^2)/12 + (L_1/2)^2 M_{fa} \quad (\text{A.3})$$

$$I_{ua} = \{ (L_0^2 + w_0^2) M_{ua} + (L_1^2 + w_1^2) M_{fa} \} / 12 \\ + (L_0/2)^2 M_{ua} + (L_1/2 + L_0)^2 M_{fa} \quad (\text{A.4})$$

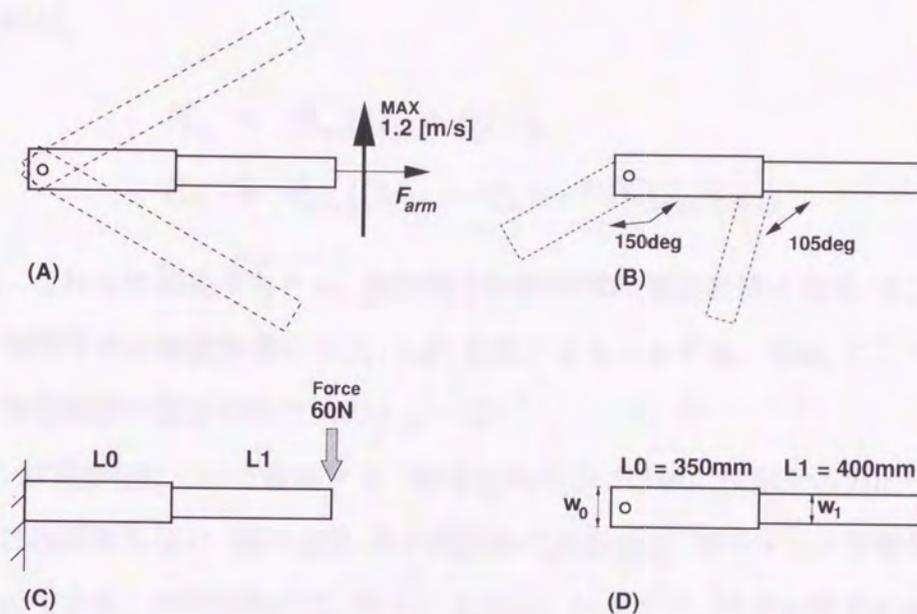


Fig A.2: Concept of design

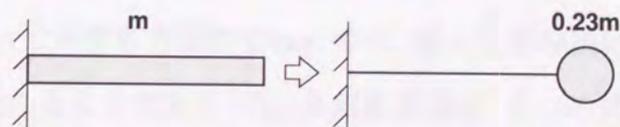


Fig A.3: Equivalent mass model

となる。

基本数値がそろったので、今度は軸回りの設計に必要な力の見積もりについて説明する。その見積もりのために等価集中質量を導入する。図 A.3 は文献 [65] に紹介されている一様分布質量を等価集中質量に換算するモデルである。これにしたがって集中質量を概算すれば、前腕部のみで $0.87(\cong 1.0)$ [kg]、腕全体で $1.9(\cong 2.0)$ [kg] 程度となる。

手先にかかる力は、この等価質量を用いて計算するわけだが、アームという形態上、手先に負荷をつけることも考慮しなければならない。また今後の追加改良も想定して、付加質量を 4 [kg] とした。よって、この仮定のもとで運動時の水平方向の力

を求めれば,

$$F_{fa} = v_{arm}^2(M_{fa} + 4.0)/L_1 \quad (A.5)$$

$$F_{ua} = v_{arm}^2\{(M_{fa} + M_{ua}) + 4.0\}/(L_0 + L_1) \quad (A.6)$$

となる。これらの結果をもとに、前腕部と肘関節部の強度計算には式 (A.5) を、上腕部と肩関節部の強度計算には式 (A.6) を用いるものとする。なお、ここでは肘関節部と肩関節部の設計の考え方のみ述べる。

まず、肘関節軸について説明する。軸径を決めるには軸に作用する力についてわからなければならない。図 A.4 は、その関節軸にかかる力、モーメントを簡単に表わしたものである。肘関節軸には、キーによるねじれトルク、ベゼルギアの中点に生じるモーメント、そして手先集中過重 F_{fa} によって生じる曲げを考慮する必要があると考えられる。通常、このような様々な力がかかっている軸には、最大主応力説の Rankine の式、最大せん断応力説の Guest の式、最大主歪み説による Saint-Venant の式がよく用いられるようである [70]。本実験装置は、3つの式の中で最も軸径の大きくなった値を用いた。ただし、実際には軸受などの制約から、計算結果よりも軸径は太くせざるを得ない点に注意する。なお、ベゼルギアに発生するモーメントなどはカタログ値を用いた。

肩関節部の構造は図 A.5 の通りである。この図からわかるように、ねじれトルクの他に曲げモーメントが加わっている。これは、図 A.6 のように、手先にかかる遠心力の水平高さと、軸の取り付け位置の偏差 h によるものである。この遠心力と、押し付け力によるモーメントはそれぞれ、

$$M_{rf} = F_{arm}h \quad (A.7)$$

$$M_v = F_v(L_0 + L_1) \quad (A.8)$$

となる。結局、軸中心に作用するモーメントは、

$$M = M_{rf} + M_v \quad (A.9)$$

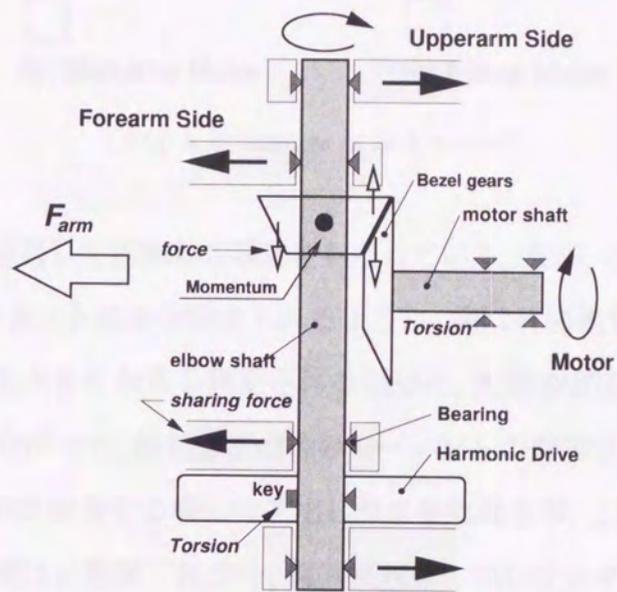


Fig A.4: Image of shafts in elbow block

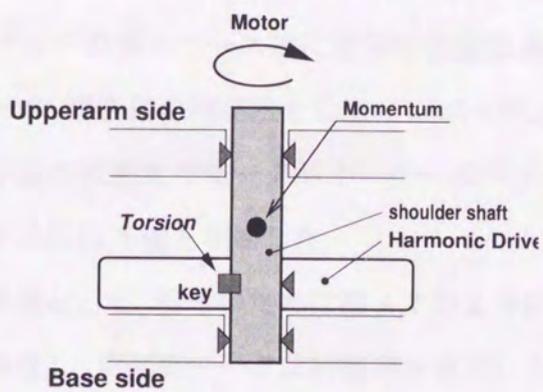


Fig A.5: Image of shafts in shoulder block

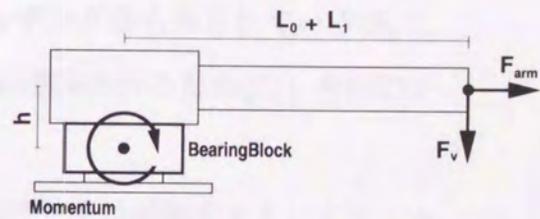


Fig A.6: Effect of momentum

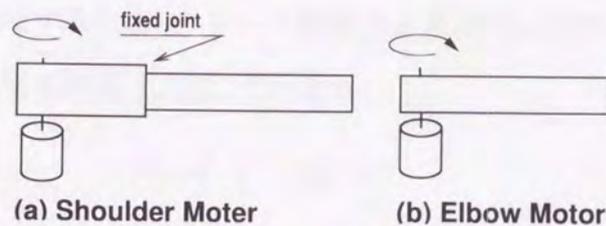


Fig A.7: Images of link model

となり、この点に注意して回転軸の設計を行なっている。なお、この手先集中荷重によって生じるモーメントに十分耐えられるように、実は肩関節部は2重構造になっており、影響が最も大きくなると想定される部分に、大型の背面組合せ型軸受を配置している。したがって、軸部分でのこのモーメントの影響は軽微と考えられる。

また、モータと軸を結合する際には芯出しが必要になるが、これは非常に難しい。そこで、本実験装置は自動調芯軸受や、偏差吸収率の高いオルダム型カップリングを用いてこの問題を解決している。その他、軸受のはめあい、許容耐力などの設計も行なっているがここでは省略する。

A.1.3 モータ・減速器選定

本実験装置のモータおよび減速器は最小容量法 [71] によって決定する。この手法の利点は必要最小容量のモータを用いて希望する性能を引き出せることにあり、ロボットの省スペース化に重要な役割を果たすため、設計要求に合致する。なお、モータ、減速器の選定法としてインピーダンスマッチング法も知られているが、この手法は減速比やモータがオーバースペック気味に選定されるため [71]、今回のシステムには不適と判断した。

準備として、簡単のために図 A.7 のように肘関節モータは前腕を1リンクアームとみなし、肩関節モータは肘関節を固定し上腕と前腕を1リンクアームとみなすものとする。この時のリンク長 L はそれぞれ、 $L_1, L_0 + L_1$ とする。減速器はサイズ的な問題からハーモニックドライブ減速器 (HD) を選択する。なお HD の動力の伝達効率 はカタログ値から $\eta = 0.65$ と得られる。

最小容量法を適用するために、アーム駆動力と角速度を求める。簡単のためロータイナーシャの影響を無視すれば、それぞれ、

$$\tau_L(t) = I_L \ddot{\theta}_L(t) \quad (\text{A.10})$$

$$\omega_L(t) = \dot{\theta}_L(t) = v_{arm}/L \quad (\text{A.11})$$

となる。ここで、 I_L は回転軸回りの慣性モーメント、 $\ddot{\theta}_L$ は角加速度である。慣性モーメントは式(A.4),(A.3)で与えられている。角加速度は設計要求から、 $\ddot{\theta}_L = a/L$ となる。なお、 a は最大加速度、 L はリンク長さである。

以上の結果をもとに、最小容量法を用いてモータ動力と減速比を求めよう。この時のモータが発生すべき動力 P_M は、次式のように与えられている。

$$\begin{aligned} P_M(t) &= \tau_L(t) \cdot \omega_L(t) / \eta \\ &= I_L \ddot{\theta}_L(t) \dot{\theta}_L(t) / \eta \\ &= I_L a v_{arm} / (\eta L^2) \end{aligned} \quad (\text{A.12})$$

よって、要求仕様により既に決定している値を式(A.12)に代入し、 P_M を得る。

次に、最大トルクは、式(A.12)で得られた P_M を用いて、次式で与えられている。

$$\tau_M = 0.00392 P_M^{1.207} \quad (\text{A.13})$$

最後に所望の特性を得るための減速比は、

$$n = \tau_L / (\eta \cdot \tau_M) \quad (\text{A.14})$$

で与えられている。

以上、モータ動力と減速比をそれぞれ、式(A.12)、(A.14)が満たされるように選択すれば良い。なお、表A.3.4は本実験装置の計算結果であるが、実際に用いられているものはこの表に近い性能をもつものとしたが、肘関節は適当なモータがなかったため、動力が大きいモータを用い、減速比をその分大きく取った。また、当然のことながら、リンク寸法が変更になれば慣性モーメントに影響が出るのでその都度再計算をする必要がある。

Table A.1: Characteristics of experiment system

	前腕部	上腕部
所要動力 (推定) [W]	75.0	83.9
減速比	69	115

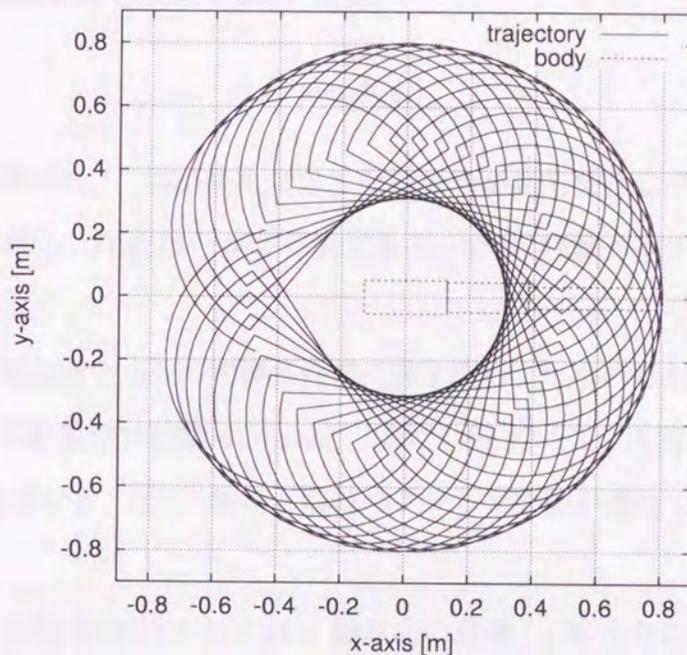


Fig A.8: Image of working area

A.1.4 基本性能の確認

ここでは、設計要求が満たされているか確認する。ただし、速度、加速度の仕様については実験装置保護のため未確認である。

可動域図

図 A.8 は本実験装置の可動域を表わしたものである。文献 [68] より、人の操作しやすい領域は x 軸方向で $0 \sim 0.4$ [m] となっている。操作者はおおよそ実験装置の肘関節部近くに立って操作することになるため、操作しやすい領域はカバーしていると言える。

可操作性楕円体

次に、可操作性楕円体 [72] により、人間と実験装置の比較を行なう。可操作性楕円体とは操作性を評価する一つの指標で、楕円長軸方向には大きな手先速度を出しやすく、短軸方向には小さな手先速度しか出せない。したがって、球に近ければあらゆる方向に速度を出しやすくなる。また、

$$w = |\det \mathbf{J}(\mathbf{q})| \quad (\text{A.15})$$

は、可操作性と呼ばれ、これが最も大きくなる場所が最も操作しやすい場所と定義されている。ただし、 $\mathbf{J}(\mathbf{q})$ はヤコビ行列である。なお、詳細や導出については文献 [72] を参照されたい。

図 A.9 は本実験装置と人間の可操作性楕円体を表わしたものである。この時、アーム長さとして、実験装置は前腕 417[mm]、上腕 385[mm] とし、人間は前腕 350[mm]、上腕 300[mm] を用いた。なお、縦軸と横軸のグリッド間隔が異なっていることに注意する。

図において、横軸、縦軸はそれぞれ x 軸方向の位置、 y 軸方向の位置を表わしている。また、図中の記号 M は MSS、A は人間、 x は x 軸方向を表わしていて、M/ x : や A/ x : の後に書かれた数値は座標原点からの距離を表わしている。したがって、 $x = 0.35, 0.5$ の部分に楕円体が 2 つずつ描かれているが、内側が人間、外側が実験装置の可操作性楕円体である。なお、本実験装置の最大可操作性は $w = 0.161$ となっている。

図からわかる通り、実験装置の可操作性楕円体が人間の可操作性楕円体を含む形になっているので、ほぼ人間に似た特徴を持っていることがわかる。また、 $x = 0.80$ は特異点近傍のため直線に近づいている。

以上、可動域図、可操作性楕円体から設計要求 (1) はほぼ満足していると考えられる。

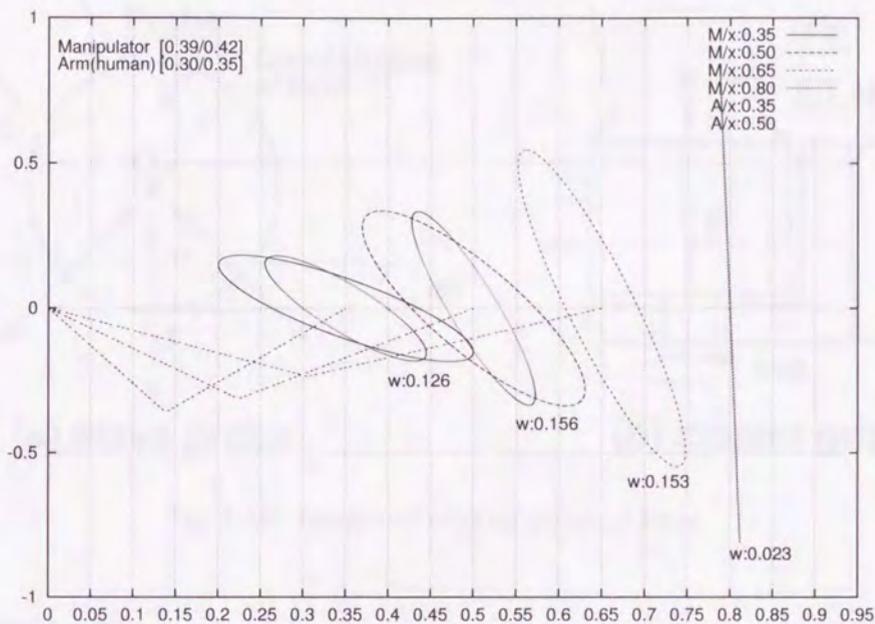


Fig A.9: Image of manipulability ellipsoids

A.1.5 センサ関係

MSSの実験を行なうためには、位置と速度情報、それに力情報が必要になる。そこで本実験装置では、各モータ軸にエンコーダを直結し、またアーム手首に6軸力覚センサを取りつけてある。

物理量を計測する際に、一般には被検出対象を直接計測するのが望ましい。エンコーダはモータ軸に直結しているため回転角度または角速度を直接計測することが可能だが、力覚センサの場合は、通常、センサ重心位置の力・モーメントを計測するため、直接検出は不可能である。しかし、検出位置が決まれば座標変換によって希望する位置の力・モーメントが求められる。そこで検出位置の確定が必要になるが、専門書をあつた限りでは検出位置について言及しているものはなかった。そこで本実験装置では以下の考えのもとで検出位置を決定した。

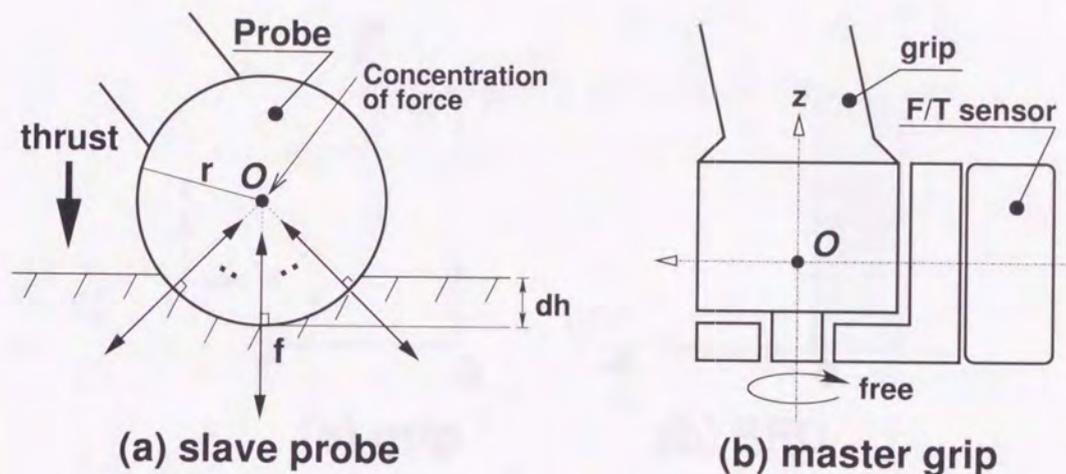


Fig A.10: Images of sensing point of force

スレーブ側プローブ

図 A.10 は実験装置のプローブとグリップを表わしたものである。まず、スレーブ側プローブから見ていこう。プローブは球体であるので、その形状に着目する。球体とある形状を持つ物体が接触する時、球体に働く力はその球体原点に向かって作用することが知られている [73]。したがって、点接触ではなく、原点 O における集中荷重ととらえ、原点 O での力を計測するものとする。

マスタ側グリップ

マスタ側グリップは x - y 方向の力成分のみ考慮すれば良い。ここで、せん断力図 (SFD) を描けば図 A.11 のようになり、点 P での力が $f_p = F$ とすれば、原点 O でも F となることがわかる。したがって、力覚センサの座標軸の一つと、グリップの回転軸との交点 O を力の作用点とし、この点の値を検出している。

A.2 実験装置の同定法

A.2.1 同定法

式 (5.44) で表されるロボットアームの運動方程式を決定するのに必要なパラメータは非常に多い。しかし、直接測定するだけでは同定に必要な全ての運動パラメー

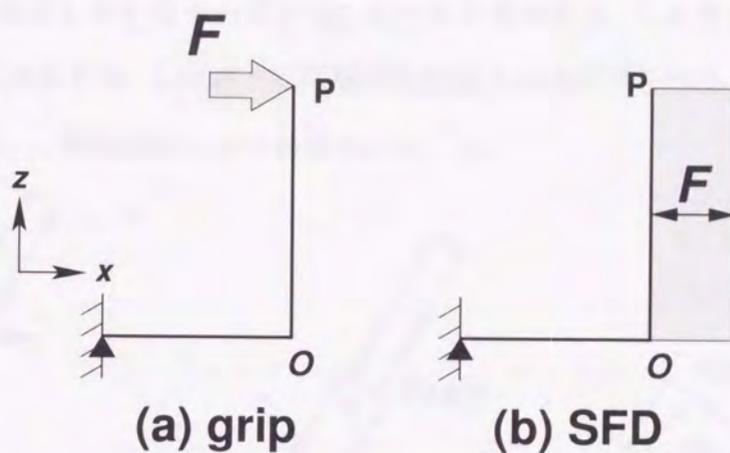


Fig A.11: Shearing force diagram of grip

タを得ることができない。そのため、近似値を用いて代用する 경우가多く、これが同定精度が低下する主な原因となる。また、センサ系はそれぞれの動特性が異なるため、そのセンサ出力をそのまま使ってしまうと、推定対象のモデルが成り立たなくなる場合がある [74]。

そこで、本実験装置では、このような問題を考慮した文献 [74] で述べられている同定法を用いた。以下にその概略を示す。

式 (5.44) の運動方程式、特に本実験装置のような 2 自由度アームの運動方程式を得るためには、各リンクの慣性、粘性摩擦、動摩擦、そしてコリオリ力や遠心力によるパラメータ ($M_0, M_1, B_0, B_1, D_0, D_1, R$) が必要となることが知られている [74]~[76]。これらのパラメータは、図 A.12 のように加振して得られる、角度、角速度、角加速度、駆動トルクから最小 2 乗法により得られる。手順は、図 A.12, Step.1 のように肩関節を固定し、駆動トルクを入力して前腕部を肘関節軸回りに左右に振る。本実験装置での入力は、

$$u = \sum_{n=1}^3 a_n \sin(2\pi f_n t) \quad (\text{A.16})$$

とした。ただし、振幅は $(a_1, a_2, a_3) = (1.0, 0.7, 0.5)$ にそれぞれ乱数で得られた微小値 ($0 < x < 0.1$) を加えたもの、周期は $(f_1, f_2, f_3) = (0.1, 0.2, 0.5)$ としてある。

なお、実際は使用しているモータが DC モータであるため、トルクではなく電圧値であることに注意する。したがって間接的に駆動トルクが得られるようにモータドライバを改造し、等価駆動トルクを検出している。

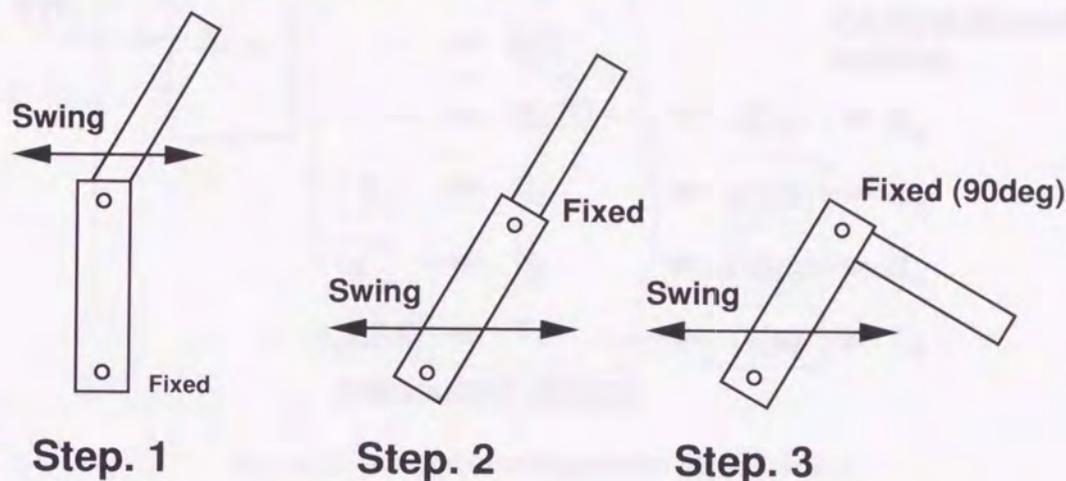


Fig A.12: Method of identification

この加振動作により、角度、角速度、角加速度、駆動トルクが得られるが、この角速度、角加速度、駆動トルクは直接得られたものではなく、疑似微分を施したり、アナログフィルタを通して得られた結果である。このような動特性が異なるセンサからのデータを使って同定した場合の問題点、そしてその対応法が文献[74]に詳しく述べられている。そこで本実験装置の同定においても同様の対策を施すことにした。図 A.13 はその対策を簡単に表したものである。

図のように、真値ではなく、何らかの操作を受けた後の計測値 $q_i, \dot{q}_i, \ddot{q}_i, \tau_i$ が得られるパラメータである。このパラメータで同定しても実際にはそのセンサの動特性が異なっているため運動方程式が成立しない [74]。そこで、得られた計測値を $G(s)$ で表される相対次数 2 次以上のフィルタを通して強制的に動特性を揃える。そのようにして得られたデータ $q_a, \dot{q}_a, \ddot{q}_a, \tau_a$ に、最小 2 乗法を適用することにより、運動方程式を満たすパラメータ (M_1, B_1, D_1) が得られる。なお、同定の際に用いたフィルタは 3,5 次のバターワース型デジタルフィルタを用いた。このデジタルフィルタの設計については次節で述べる。

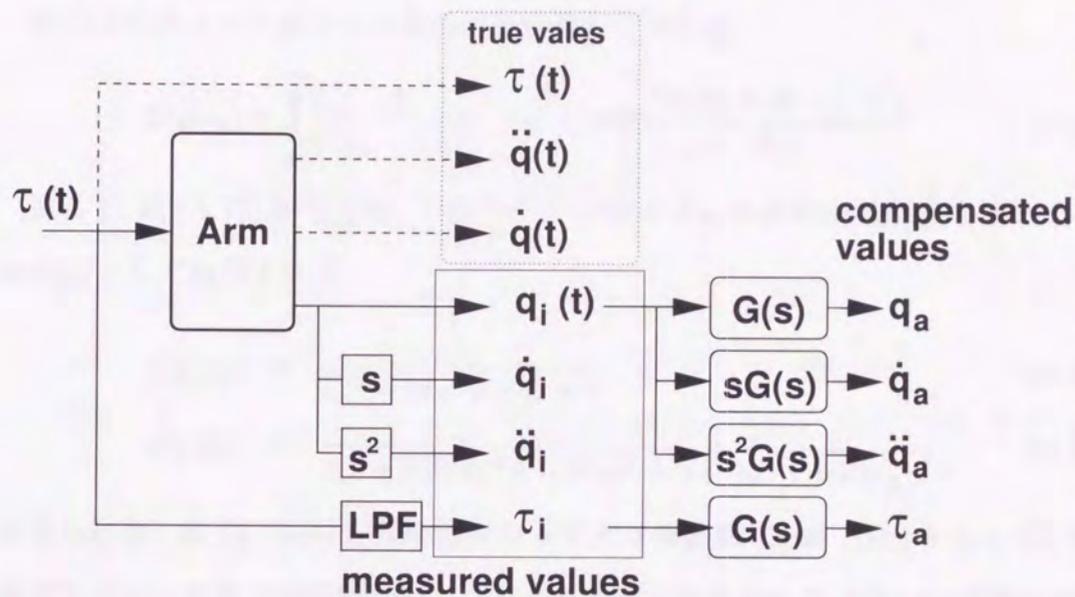


Fig A.13: Method of compensated identification

次に、同様にして Step.2 の前腕部を上腕部と平行にしたまま固定し、そして肩関節軸回りに左右に振って得られたデータに対し、Step.1 と同様の方法を用いてパラメータ ($M_0 + 2R, B_0, D_0$) を得る。そして最後に、前腕部を上腕部に対して 90 度方向を向けて固定し、Step.1, Step.2 と同様の方法を用いてパラメータ (M_0R, B_0, D_0) を得る。

表 6.1 のデータはそのようにして得られたものである。なお、本実験は複数回を行い、その平均値とした。

A.2.2 デジタルフィルタ

ここでは、先の同定時に用いたデジタルフィルタの設計について述べる。同定には、次数差が 2 以上のフィルタが必要になるので、本実験装置ではアナログ系ローパスフィルタで良く知られている 3 次と 5 次のバターワース型フィルタを双一次変換によって離散系に変換したものを用意した。

次式はバターワース型フィルタの伝達関数 [77] である.

$$G_n(s_n) = \prod_{i=1}^m \frac{1}{(s_n + s_{ni})}, \quad s_{nk} = \exp\left(\frac{j(2k + m - 1)\pi}{2m}\right) \quad (\text{A.17})$$

ここで, 式 (A.17) から 3 次, 5 次のバターワースフィルタの伝達関数を求めよう.
 $m=3,5$ として計算すれば,

$$G_3(s_n) = \frac{1}{s_n^3 + 2s_n^2 + 2s_n + 1} \quad (\text{A.18})$$

$$G_5(s_n) = \frac{1}{s_n^5 + 3.24s_n^4 + 5.24s_n^3 + 5.24s_n^2 + 3.24s_n + 1} \quad (\text{A.19})$$

が得られる. 式 (A.17) は正規化されカットオフ周波数 f_{cf} が 1[Hz] となっている.
 希望するカットオフ周波数を持つフィルタを求めるためにはスケール変換を行な
 う必要がある. そのための変換式は次式で与えられている.

$$s_n = s/\omega_A, \quad \omega_A = \tan\left(\frac{\pi f_{cf}}{f_{sf}}\right) \quad (\text{A.20})$$

ここで, f_{sf} がサンプリング周波数である.

変換後の伝達関数を, それぞれ $\hat{G}_3(s), \hat{G}_5(s)$ とすれば,

$$\begin{aligned} \hat{G}_3(s) &= \hat{G}_n\left(\frac{s}{\omega_A}\right) \\ &= \frac{\omega_A^3}{s^3 + 2\omega_A s^2 + 2\omega_A^2 s + \omega_A^3} \end{aligned} \quad (\text{A.21})$$

$$\hat{G}_5(s) = \frac{\omega_A^5}{s^5 + 3.24\omega_A s^4 + 5.24\omega_A^2 s^3 + 5.24\omega_A^3 s^2 + 3.24\omega_A^4 s + \omega_A^5} \quad (\text{A.22})$$

以上の結果に対し, 双一次変換を行なうことでデジタルフィルタが求められる.

ここでは式 (A.21) に対して, 双一次変換行えば,

$$\begin{aligned} H_3(z) &= \hat{G}_3(s) \Big|_{s=(z-1)/(z+1)} \\ &= H_{3n}(z)/H_{3d}(z) \end{aligned} \quad (\text{A.23})$$

$$H_{3n} = \omega_A^3 (z+1)^3 \quad (\text{A.24})$$

$$\begin{aligned} H_{3d} &= (z-1)^3 + 2\omega_A (z-1)^2 (z+1) \\ &\quad + 2\omega_A^2 (z-1)(z+1)^2 + \omega_A^3 (z+1)^3 \end{aligned} \quad (\text{A.25})$$

となる. 式 (A.24), (A.24) を整理すれば,

$$H_{3n} = \omega_A^3 + 3\omega_A^3 z^{-1} + 3\omega_A^3 z^{-2} + \omega_A^3 z^{-3} \quad (\text{A.26})$$

$$H_{3d} = (\omega_A^3 + 2\omega_A^2 + 2\omega_A + 1) + (3\omega_A^3 + 2\omega_A^2 - 2\omega_A - 3)z^{-1} \\ + (3\omega_A^3 - 2\omega_A^2 - 2\omega_A + 3)z^{-2} + (\omega_A^3 - 2\omega_A^2 + 2\omega_A - 1)z^{-3} \quad (\text{A.27})$$

となる. 以上でバターワース型デジタルフィルタが求められた. 図 A.14 はサンプリング周波数は 1024[Hz], カットオフ周波数 20[Hz] とした場合のボード線図である.

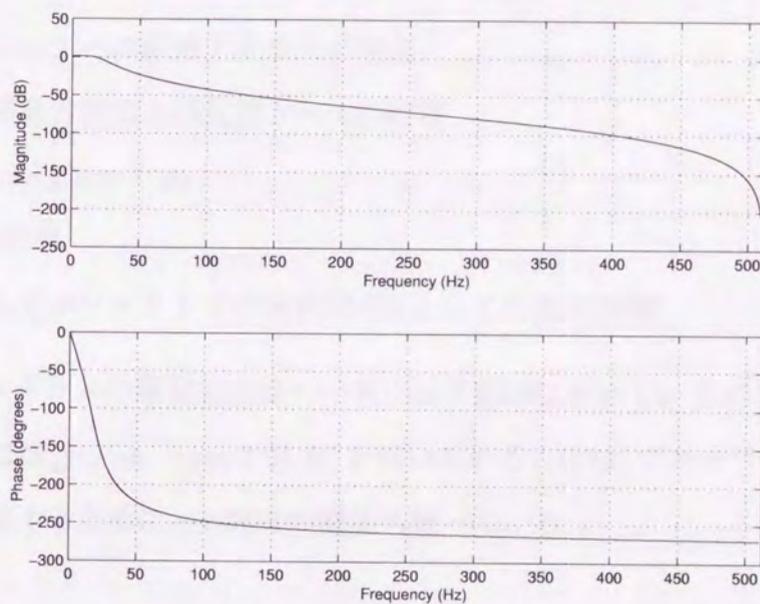


Fig A.14: Bode diagram of butterworth filter

A.3 制御用コンピュータ関係

実験環境を構築するためには, 正確にサンプリング処理を実行する能力, 多数のデバイスを制御する能力, 機能拡張の容易さ, 安定した汎用的オペレーティングシステム, 制御用ソフトウェアの開発環境など多くの条件が求められる. ここでは, 実験装置の構成についてコンピュータ関連を中心に概説する.

A.3.1 コンピュータシステムの構成

本システムは1台のコンピュータ(以下PC)で2体のアームを制御している。このPCの役割は、アーム制御用の信号生成と、アームからのセンシング情報の受信およびその処理である。

制御用PCには、計算処理能力を考慮して選定当時に最速だったPentiumII 400MHzを用いている。制御用OSについては次の理由からLinux 2.0.36(途中から2.2.14)を採用している。

- (1) ハードウェアへの直接アクセスが容易
- (2) 豊富な開発言語および支援ツールの存在
- (3) OS自体の改変が可能
- (4) OSの堅牢性
- (5) 通産省のプロジェクトでの制御用OSとしての採用実績

制御用プログラムの開発言語はハードウェア制御に向いているC言語を用いた。コンパイラにはgcc ver. egcs-2.91.60を用いている。なお、プログラム開発には演算速度を確保するためにgcc固有の機能も使っている。

A.3.2 実験システム構成

ここでは、実験前に行なわれる原点調整と、力覚センサ較正、そして実験時のPCの処理内容について説明する。

原点調整

実験開始前の調整としてマスタおよびスレーブにおいて各関節軸の原点調整を行なう必要がある。この調整の目的は次の通りである。

- (1) 各アームの基準座標系を一致させる。

この基準座標系をもとに粘性楕円体の変更や、順動力学問題を解き、それに追

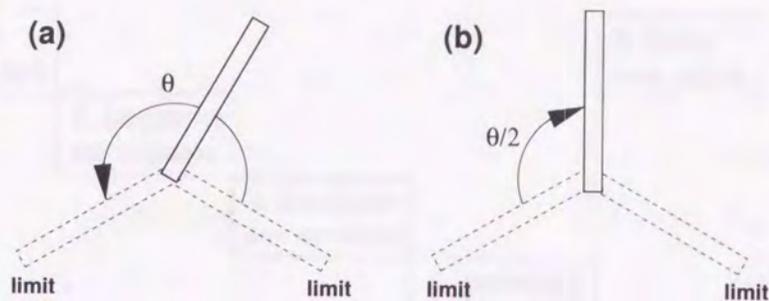


Fig A.15: Decision of base coordinate system

従するように各アームを制御しているため、基準座標系を一致させることは必要不可欠である。そのために、図 A.15 のような方法を取っている。

(a) 肩関節部の可動限界角度 θ を計測する。

(b) 左側の限界から $\theta/2$ だけ戻し、この位置を基準座標とする。

(2) 前腕部座標系 x 軸と基準座標系の x 軸を一致させる。

これも肩関節と同じ方法を用いているので、ここでは省略する。

力覚センサ較正

実験直前に力覚センサ較正を行なっている。較正内容は、フルスケール設定、座標変換用行列設定そしてオフセット調整の3種である。この調整の目的は次の通りである。

- フルスケール設定

本実験装置で使用している力覚センサはセンサ内に AD コンバータを持っているので、PCに取り込まれるデータはすでに離散化されている。その最大、最小値 (± 16384) が対応する力およびモーメント値を設定する。

- 座標変換用行列設定

センサの座標系の中心を A.1.5 節で示した力が集中する点に移動させるための変換行列を設定する。ただし、センサ内部に命令として持っているため、測定点までの距離と座標軸回転量を設定するだけで良い。なお、センサの座標

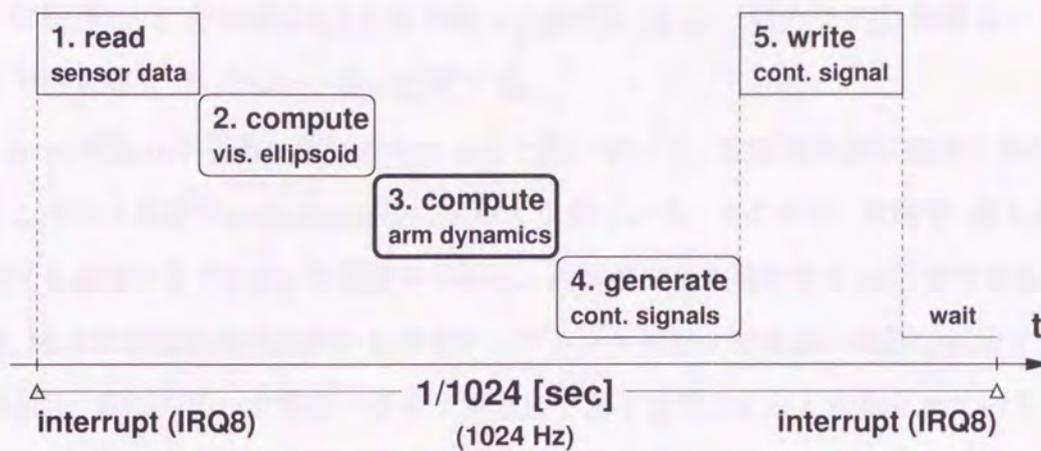


Fig A.16: Chart of transaction of controller

系中心は、通常、センサの重心に設定されている。

- オフセット設定

センサに取りつけられたプローブおよびグリップの干渉を計測値から除去するための基準値を設定する。これもセンサ内の命令を実行するだけである。

実験

ここでは、実験中のPCの処理の概要を述べる。図A.16はその処理内容である。

まず、割込み信号はPC内部のReal Time Clockによって生成するために、Linuxの*ioctl*命令を用いている。これによって、サンプリング周波数として、 $f_{sf} = 2^n$, ($n = 1, 2, \dots, 13$)の範囲の値が得られる。この中から適切なサンプリング周波数を選ぶ必要がある。本実験装置では1024[Hz]とした。これは、力覚センサなどの力情報を用いた制御系を構成するのに必要なサンプリング時間は1~10[msec]程度に収まる必要があるためである [78]。

PCによる処理順序は、図A.16に示したように、1. センサデータ読み取り、2. 粘性楕円体より粘性値を算出、3. それを理想モデルに適用し順動力学問題を解き、4. 得られた角度や角速度に追従させるための信号をPID制御器によって作りだし、5. その信号をモータドライバに送出するという流れとなっている。1., 5. はハードウェア

アに依存し, 2. の手順は 5.2.2 節で詳しく述べた. 4. は一般的な PID 制御なのでここでは省略し, 3. について若干説明する.

3. は順動力学問題を数値積分によって解いている. 数値積分法は数多くあるが, ここでは 4 次の Runge-kutta 法によって求めている. ところで, 実験中, 最も処理時間を必要とするのが, 行列演算や繰返し計算が何度も現れる 3. の部分である. 実際, 動力学問題は時間がかかるのでサンプリング周期よりも遅い周期で計算する方法 [65], 既知のデータをテーブルで用意しておく方法 [61] などが知られている. 本実験装置は, サンプリング時間が $1/1024[\text{sec}]$ とかなり短い部類に入るため, この部分がサンプリング周期内に処理されるか確認しておく必要がある. ここでその確認のため, 動力学計算の前後, つまり図中, 2.,3. と 3.,4. の間にそれぞれ `rdtsc` 命令を埋め込んだ. `rdtsc` 命令とは Pentium 系の CPU に特有の命令で, 電源投入からの CPU クロックカウント数を 64bit レジスタから読み出してくる命令である. なお, この命令を使用するには, ハードウェアに直接アクセスできる OS でないと難しい. この命令を用いて処理に要した時間を求める式は,

$$(C_{curr} - C_{prev})/clock \quad (\text{A.28})$$

となる. ここで, C_{curr} は動力学計算後のクロック数 C_{prev} は計算前のクロック数 $clock$ はその CPU のクロック数である. 本実験装置の場合は $clock = 412053000$ となる. このようにして本実験装置における動力学計算の所要時間のヒストグラムは図 A.17 のようになった. なお, x 軸の単位は μ 秒であり [micro-sec] と表わしている.

この結果から, 動力学計算部はサンプリング時間内で処理が終わることを確認できた. ただし, この本実験用プログラムはインライン関数, およびマクロ関数化により全体的に演算速度の向上を図っている. なお, 前者は ANSI 規格外の機能である.

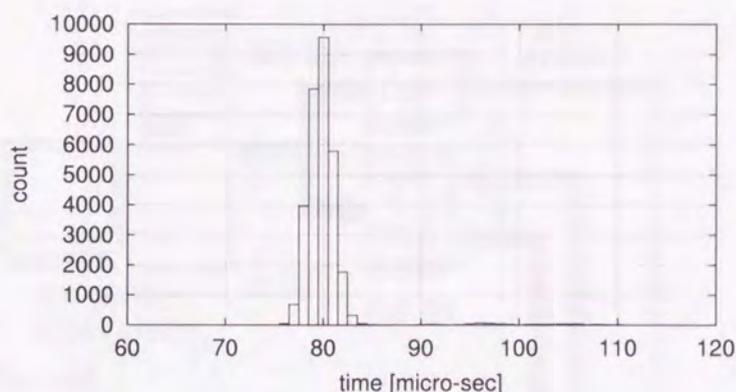


Fig A.17: Histogram of computing time

A.3.3 実験装置の信号経路

ここで、実験装置と PC 間の信号経路について示す。実験装置から PC に送られる信号には力覚センサからのものと、エンコーダ、そしてリミットスイッチからのものがある。使用している力覚センサには AD コンバータが内蔵されており、検出値がすぐさまデジタル化されてレシーバボードに RS422 ケーブルを介して送られる。力情報はノイズの影響を受けやすいが、このデジタル化により電送経路でのノイズの影響が極力抑えられる。レシーバボードでは DSP により干渉除去、座標変換、フィルタリングなどが自動で行なわれる。この過程を経たデータはボードの共有メモリに書込まれる。エンコーダは 500[pulse/rev] を発生するが UPP で 4 通倍され、肘、肩の減速器で 1/160 になるので、最終的な分解能は $\pi/160000$ [rad/pulse] となる。UPP が搭載されている RIF-01 は DA, AD, UPP の 3 種の機能が使用可能だが同時には使えない。そのため、PC にデータを取込む前に機能を指定する必要がある。リミットスイッチは UPP によりパルス検出によって取得する。リミットスイッチは基本的に緊急停止用だが、実験開始前の原点調整にも利用している。

一方、PC から実験装置に送られる信号はモータ制御用の DA からの信号だけである。この DA からの信号はモータドライバである TitecRobot Driver に伝えられ、そこで信号増幅され、モータに印加される。

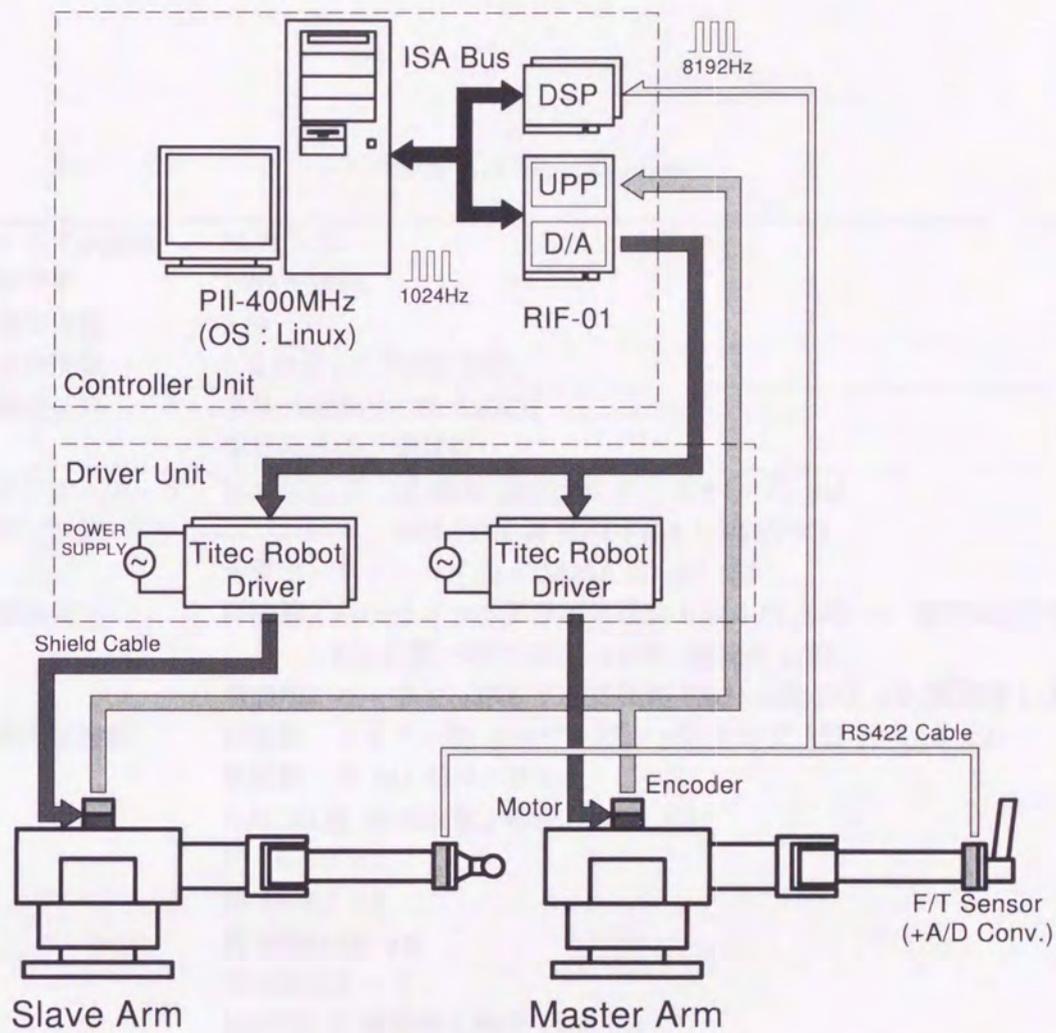


Fig A.18: Signal flow of experimental system

A.3.4 実験装置のハードウェア構成のまとめ

この章で示した設計手順などによって決定したセンサ, モータなどのハードウェアを表A.2にまとめた.

Table A.2: Specification

システム名称	SCHM-98
製作年	1998~1999
製作台数	2体
自由度数	2自由度(水平回転関節)
構造材料	本体:A2024(一部A2017) 関節軸:S45C(調質材)
アクチュエータ	MAXON製 RE 90W 30V(DCサーボモータ) ×4
センサ系	エンコーダ: MAXON製 HEDS554-110513 ×4 力覚センサ: ニッタ製 67M25A 50-I40 ×2
減速器	肘関節: ハーモニックドライブ社製 FB20-80-2-G ×2 (減速比1/80) : KHK製 ベゼルギア ×2組 (減速比1/2) 肩関節: ハーモニックドライブ社製 FB25-160-2-G ×2 (減速比1/160)
動力伝達器	肘関節: マイティ製 オルダム型カップリング MJ-19-6×8 ×2 肩関節: 同 MJ-25-6×10 ×2 NACHI製 単列深溝玉軸受 628ZZ ×2 同 689ZZ ×2 同 697ZZ ×2 同 6000ZZE ×6 同 6904ZZ ×1 NACHI製 自動調心軸受 1200 ×4 NACHI製 組合アングュラ玉軸受 7018DB ×2組
モータドライバ	岡崎産業製 TitecRobotDriver ×4
レシーバ	力覚センサ用: ニッタ製 ISA 2105 ×2 エンコーダ用: 富士通製 RIF-01 ×1
モータハンド	三菱電機製 H-137 ×1
マスタグリップ	エレコム製 JC-BA70 ×1
ケーブル	ミスミ製 耐屈曲信号用(30芯シールド) KVC43BXS-0.5-30-7 ×1 同 耐屈曲信号用(12芯シールド) KVC43BXS-0.5-12-7 ×1 同 対環境電源用(16芯0.5) VCTF23NXS-0.5-16-7 ×1
コントローラ	Intel製 Pentium II 400MHz
実験用OS	Linux-2.0.16, 2.2.13
開発言語	gcc ver egcs-2.91.60 19981201

付録B 等価回転行列

ここでは、参考文献 [65] で省略されている等価回転行列の導出過程を示す。また、得られた等価回転行列が直交行列であることも合わせて確認する。

B.1 等価回転行列の導出

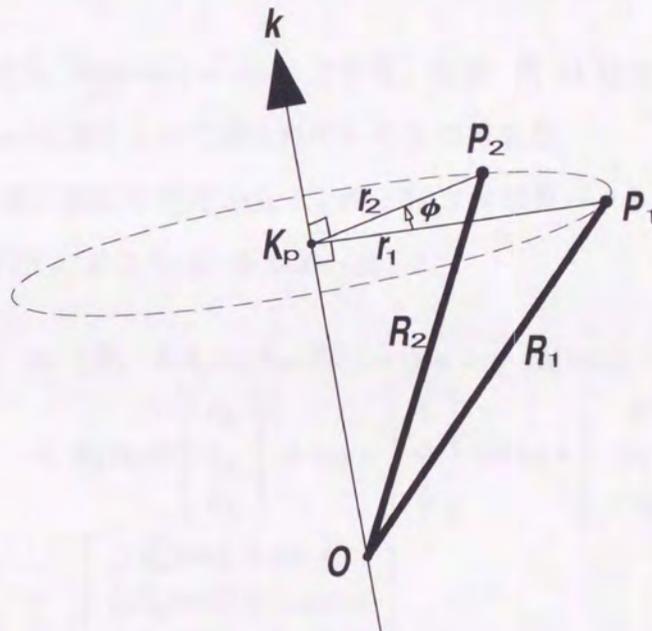


Fig B.1: Introduce of equivalent matrix of rotation

図 B.1 において、 R_1 (大きさ $|OP_1|$) を Σ_A の原点を始点とする任意のベクトル、 $\mathbf{k} = [k_x, k_y, k_z]^T$ は回転軸を表わす単位ベクトルとする。また、 \mathbf{r}_1 は、 \mathbf{k} から点 P に下ろした法線ベクトルを表わす。

このとき、 \mathbf{k} まわりに ϕ だけ回転させ、 R_1 が R_2 に移動したとすれば、幾何学的

性質から次の式が得られる.

$$\mathbf{r}_2 = \mathbf{r}_1 \cos \phi + \mathbf{k} \times \mathbf{r}_1 \sin \phi \quad (\text{B.1})$$

$$\mathbf{r}_1 = \mathbf{R}_1 - (\mathbf{R}_1 \cdot \mathbf{k})\mathbf{k} \quad (\text{B.2})$$

$$\mathbf{r}_2 = \mathbf{R}_2 - (\mathbf{R}_2 \cdot \mathbf{k})\mathbf{k} \quad (\text{B.3})$$

ここで, $\mathbf{r}_1 \cdot \mathbf{R}_1 = \mathbf{r}_2 \cdot \mathbf{R}_2$, $\mathbf{k} \times \mathbf{R}_1 = \mathbf{k} \times \mathbf{r}_1$ に注意して式 (B.2), (B.3) を式 (B.1) に代入して整理すれば,

$$\begin{aligned} \mathbf{R}_2 &= \mathbf{R}_1 \cos \phi + (1 - \cos \phi)(\mathbf{R}_1 \cdot \mathbf{k})\mathbf{k} + \mathbf{k} \times \mathbf{R}_1 \sin \phi \\ &= (\mathbf{R}_1 \cdot \mathbf{k})\mathbf{k} \operatorname{ver} \phi + \mathbf{R}_1 \cos \phi + \mathbf{k} \times \mathbf{R}_1 \sin \phi \end{aligned} \quad (\text{B.4})$$

が得られる. ただし, $\operatorname{ver} \phi = 1 - \cos \phi$ とする. なお, 式 (B.4) は Rodrigue の公式 (Rodrigue's formula) [65] として知られているものである.

次に, \mathbf{R}_1 は任意に設定可能だから Σ_A の x 軸方向単位ベクトル, つまり $\mathbf{R}_1 = [1, 0, 0]^T$ とし, 式 (B.4) により \mathbf{R}_2 を求めれば,

$$\begin{aligned} \mathbf{R}_2 &= (\mathbf{R}_1 \cdot \mathbf{k})\mathbf{k} \operatorname{ver} \phi + \mathbf{R}_1 \cos \phi + \mathbf{k} \times \mathbf{R}_1 \sin \phi \quad (\text{B.5}) \\ &= k_x \operatorname{ver} \phi \begin{bmatrix} k_x \\ k_y \\ k_z \end{bmatrix} + \cos \phi \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} + \sin \phi \begin{bmatrix} 0 \\ k_z \\ -k_y \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} k_x^2 \operatorname{ver} \phi + \cos \phi \\ k_x k_y \operatorname{ver} \phi + k_z \sin \phi \\ k_x k_z \operatorname{ver} \phi - k_y \sin \phi \end{bmatrix} \quad (\text{B.6}) \end{aligned}$$

が得られる. この時, 式 (B.6) は \mathbf{k} を軸に ϕ だけ回転した後の座標系の x 軸方向の単位ベクトル \mathbf{x}_B を意味する.

同様に, 方向ベクトル $[0, 1, 0]^T$, $[0, 0, 1]^T$ を式 (B.4) によって変換すれば, 最終的に次の一般軸回りの等価回転軸回りの回転行列 $\mathbf{R}_k(\phi)$ が得られる.

$$\mathbf{R}_k(\phi) = \begin{bmatrix} k_x^2 \operatorname{ver} \phi + \cos \phi & k_x k_y \operatorname{ver} \phi - k_z \sin \phi & k_x k_z \operatorname{ver} \phi + k_y \sin \phi \\ k_x k_y \operatorname{ver} \phi + k_z \sin \phi & k_y^2 \operatorname{ver} \phi + \cos \phi & k_y k_z \operatorname{ver} \phi - k_x \sin \phi \\ k_x k_z \operatorname{ver} \phi - k_y \sin \phi & k_y k_z \operatorname{ver} \phi + k_x \sin \phi & k_z^2 \operatorname{ver} \phi + \cos \phi \end{bmatrix} \quad (\text{B.7})$$

B.2 直交行列の確認

次に、式(B.7)が直交行列であることを確認しておく。そのためには、与えられた行列 $\mathbf{R}_k(\phi)$ が $\mathbf{R}_k^T(\phi)\mathbf{R}_k(\phi) = \mathbf{R}_k(\phi)\mathbf{R}_k^T(\phi) = \mathbf{I}$ を満たすことを示せば良い。

$$\mathbf{R}_k^T(\phi)\mathbf{R}_k(\phi) = \begin{bmatrix} k_x^2 \text{ver}\phi + \cos\phi & k_x k_y \text{ver}\phi + k_z \sin\phi & k_x k_z \text{ver}\phi - k_y \sin\phi \\ k_x k_y \text{ver}\phi - k_z \sin\phi & k_y^2 \text{ver}\phi + \cos\phi & k_y k_z \text{ver}\phi + k_x \sin\phi \\ k_x k_z \text{ver}\phi + k_y \sin\phi & k_y k_z \text{ver}\phi - k_x \sin\phi & k_z^2 \text{ver}\phi + \cos\phi \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} k_x^2 \text{ver}\phi + \cos\phi & k_x k_y \text{ver}\phi - k_z \sin\phi & k_x k_z \text{ver}\phi + k_y \sin\phi \\ k_x k_y \text{ver}\phi + k_z \sin\phi & k_y^2 \text{ver}\phi + \cos\phi & k_y k_z \text{ver}\phi - k_x \sin\phi \\ k_x k_z \text{ver}\phi - k_y \sin\phi & k_y k_z \text{ver}\phi + k_x \sin\phi & k_z^2 \text{ver}\phi + \cos\phi \end{bmatrix} \quad (\text{B.8})$$

式(B.8)の要素 $\mathbf{R}_k^T(\phi)\mathbf{R}_k(\phi)_{11}$ は、 $S_\phi^2 = 1 - C_\phi^2$, $k_x^2 + k_y^2 + k_z^2 = 1$ を考慮して、

$$\begin{aligned} \mathbf{R}_k^T(\phi)\mathbf{R}_k(\phi)_{11} &= \{k_x^2 V_\phi + C_\phi\}^2 + \{k_x k_y V_\phi + k_z S_\phi\}^2 + \{k_x k_z V_\phi - k_y S_\phi\}^2 \\ &= k_x^2 k_x^2 V_\phi^2 + 2C_\phi V_\phi k_x^2 + C_\phi^2 + k_x^2 k_y^2 V_\phi^2 + 2S_\phi V_\phi k_x k_y k_z + k_z^2 S_\phi^2 \\ &\quad + k_x^2 k_z^2 V_\phi^2 - 2S_\phi V_\phi k_x k_y k_z + k_y^2 S_\phi^2 \\ &= k_x^2 (k_x^2 V_\phi^2 + 2C_\phi V_\phi) + k_x^2 V_\phi^2 (k_y^2 + k_z^2) + S_\phi^2 (k_y^2 + k_z^2) + C_\phi^2 \\ &= k_x^2 \{1 - (k_y^2 + k_z^2)\} V_\phi^2 + 2C_\phi V_\phi + (k_y^2 + k_z^2) V_\phi^2 + S_\phi^2 (k_y^2 + k_z^2) + C_\phi^2 \\ &= k_x^2 (1 - C_\phi^2) + (1 - C_\phi^2) (k_y^2 + k_z^2) + C_\phi^2 \\ &= 1 \end{aligned} \quad (\text{B.9})$$

ただし、 $V_\phi = 1 - \cos\phi$, $S_\phi = \sin\phi$, $C_\phi = \cos\phi$ を表わす。

式(B.8)の要素 $\mathbf{R}_k^T(\phi)\mathbf{R}_k(\phi)_{12}$ は, $S_\phi^2 = 1 - C_\phi^2$, $k_x^2 + k_y^2 + k_z^2 = 1$ を考慮して,

$$\begin{aligned}
 \mathbf{R}_k^T(\phi)\mathbf{R}_k(\phi)_{12} &= (k_x^2 V_\phi + C_\phi)(k_x k_y V_\phi - k_z S_\phi) + (k_x k_y V_\phi + k_z S_\phi)(k_y^2 V_\phi + C_\phi) \\
 &\quad + (k_x k_z V_\phi - k_y S_\phi)(k_y k_z V_\phi + k_x S_\phi) \\
 &= k_x^2 V_\phi^2 (k_x k_y) - k_x^2 k_z S_\phi V_\phi + k_x k_y C_\phi V_\phi - k_z C_\phi S_\phi \\
 &\quad + k_y^2 V_\phi^2 (k_x k_y) + k_y^2 k_z S_\phi V_\phi + k_x k_y C_\phi V_\phi + k_z C_\phi S_\phi \\
 &\quad + k_z^2 V_\phi^2 (k_x k_y) + k_x^2 k_z S_\phi V_\phi - k_y^2 k_z S_\phi V_\phi - k_z C_\phi S_\phi \\
 &= V_\phi^2 k_x k_y (k_x^2 + k_y^2 + k_z^2) + 2k_x k_y C_\phi V_\phi - k_x k_y S_\phi^2 \\
 &= k_x k_y (V_\phi^2 + 2C_\phi V_\phi - (1 - C_\phi^2)) \\
 &= 0
 \end{aligned} \tag{B.10}$$

同様に, 式(B.8)の各要素を求めれば,

$$\mathbf{R}_k^T(\phi)\mathbf{R}_k(\phi) = \mathbf{R}_k(\phi)\mathbf{R}_k^T(\phi) = \mathbf{I} \tag{B.11}$$

が得られる. 従って, $\mathbf{R}_k(\phi)$ は直交行列であることが確認できた. すなわち,

$$\mathbf{R}_k^{-1}(\phi) = \mathbf{R}_k^T(\phi) \tag{B.12}$$

が成り立つ.

付録C SCHM 設計図面

本実験装置の設計図面のうち, 組立図を何点か添付する. 内容は次の通りである.

全体図 管理番号 SCHM-000(SP)

組立図 管理番号 SCHM-000

肘関節ブロック図 管理番号 SCHM-001

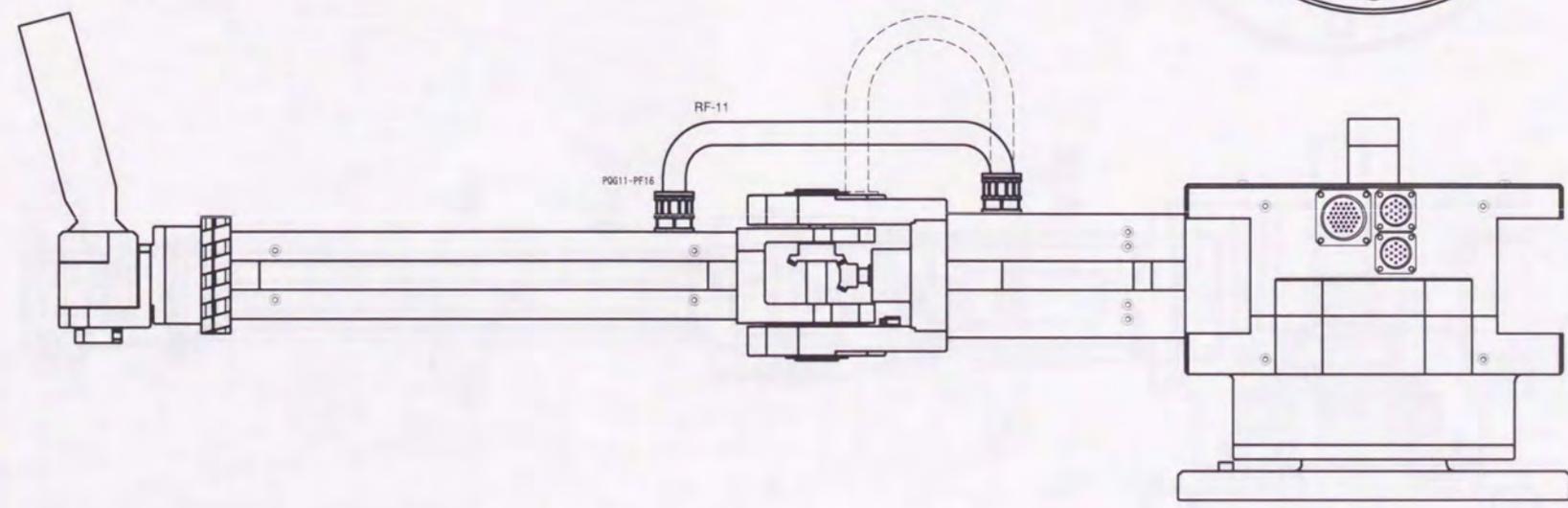
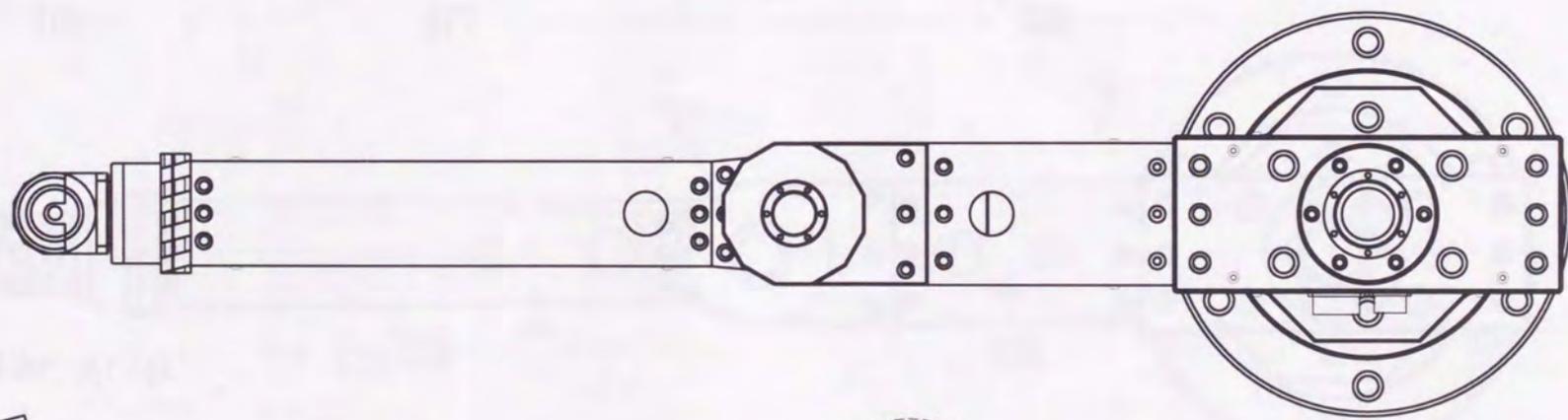
肩関節ブロック図 管理番号 SCHM-002

マスタ側グリップ図 管理番号 SCHM-003

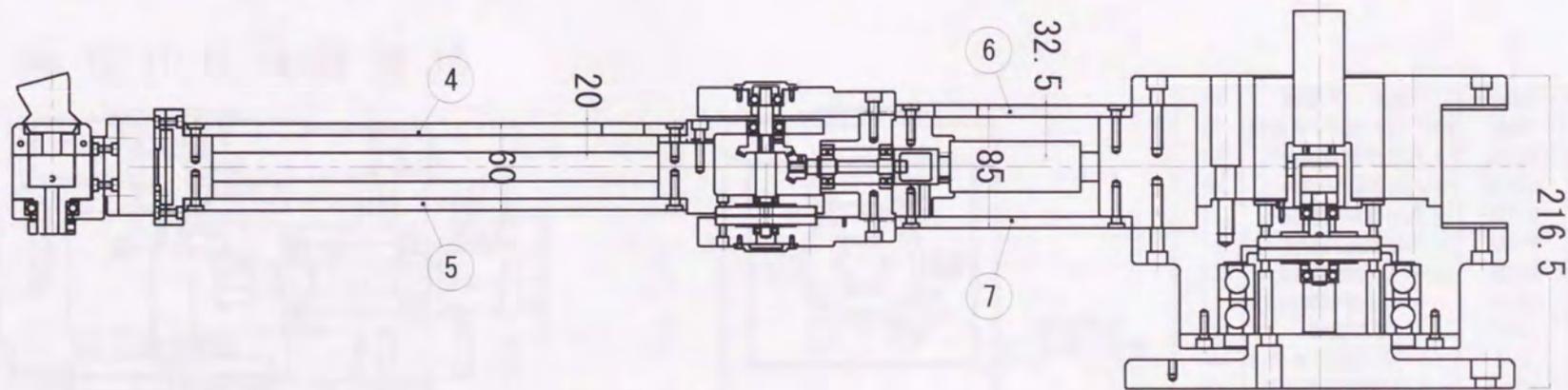
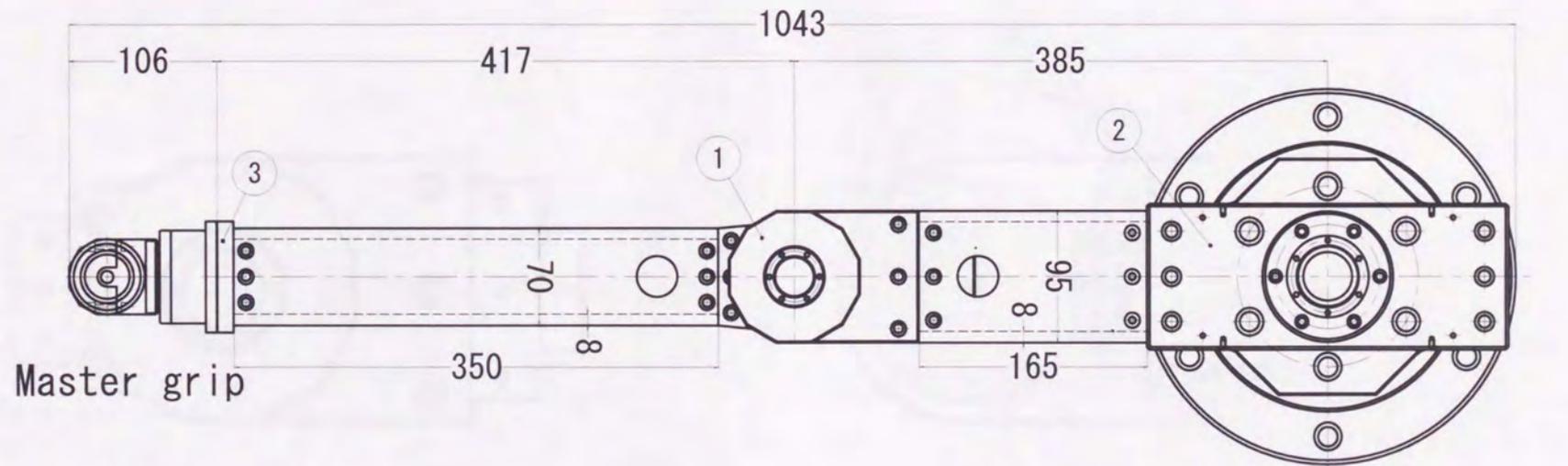
プローブ取付け台 管理番号 SCHM-044

肘関節軸 管理番号 SCHM-011.5

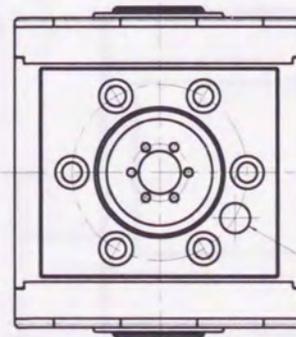
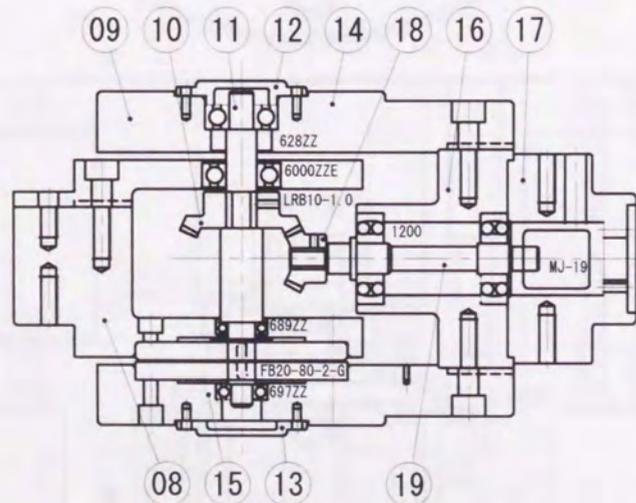
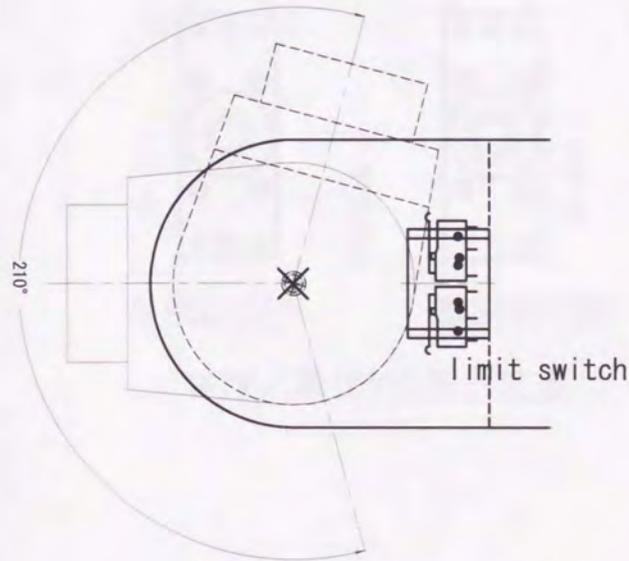
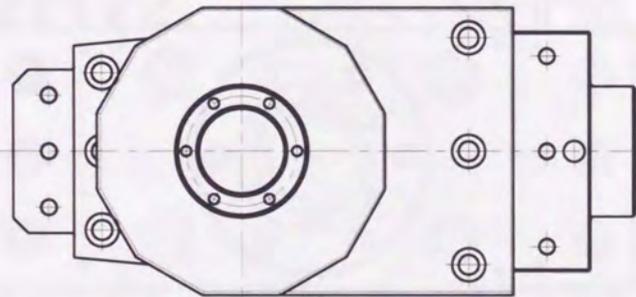
肩関節軸 管理番号 SCHM-025.5



日付	98 3/12	設計	千田	遠隔制御用実験装置 SCHM98-11x
尺度	1:3	製図	千田	SCHM98完成図
第三角図法				
機械システム工学科 システム制御工学研究室				管理番号 SCHM-000 (SP)

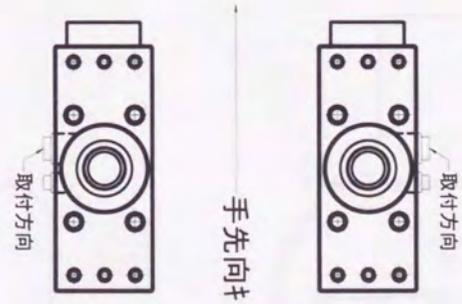
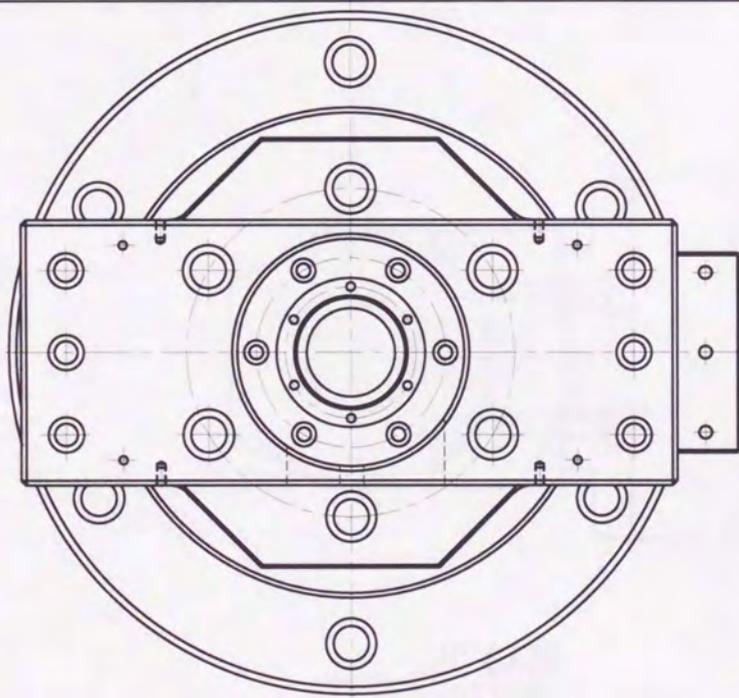


日付	98 3/12	設計	千田	遠隔制御用実験装置
尺度	1:5	製図	千田	SCHM98-11x 組立図
第三角図法				
機械システム工学科 システム制御工学研究室				管理番号 SCHM-000



配線穴ノ
位置ニ注意

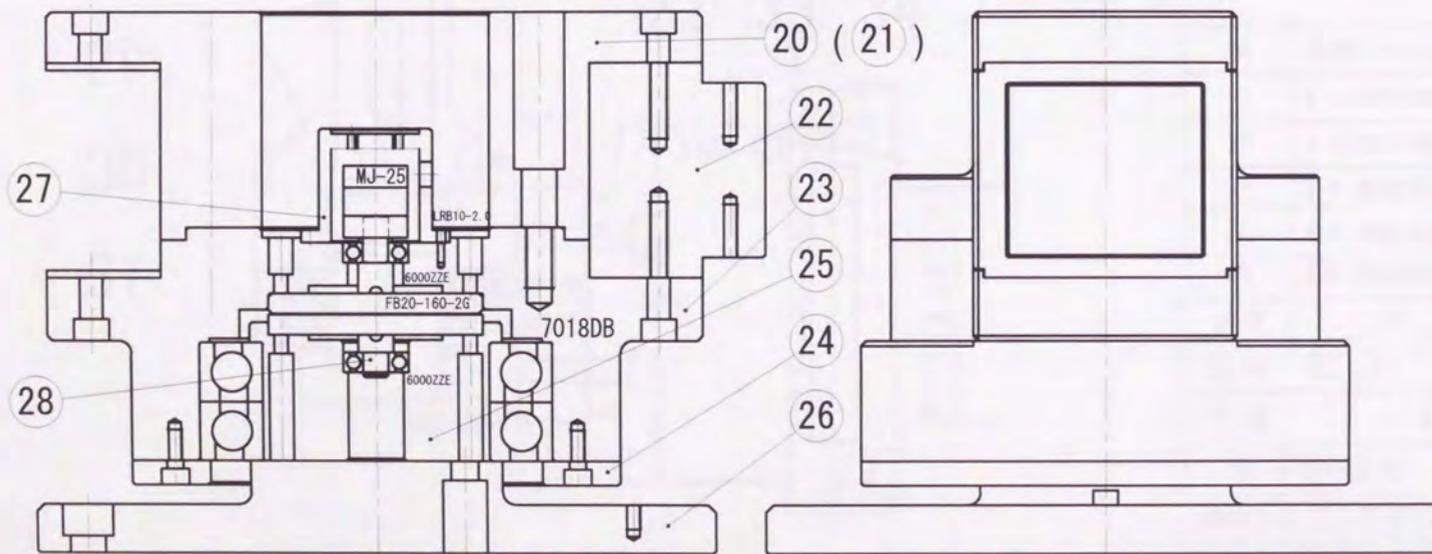
19	肘部モータ軸	S45C	
18	加歯車(上腕)SB1-2040	S45C	
17	上腕側肘関節部品 4	A2024	
16	上腕側肘関節部品 3	A2024	
15	上腕側肘関節部品 2	A2024	
14	上腕側肘関節部品 1	A2024	
13	上腕部肘軸カバーB	A5052	
12	上腕部肘軸カバーA	A5052	
11	肘関節軸	S45C	
10	加歯車(前腕)SB1-4020	S45C	
09	前腕側肘関節部品 2	A2024	
08	前腕側肘関節部品 1	A2024	
品番	品名	材質	備考
日付	'98 2/1	設計	千田
尺度	1:2.5	製図	千田
第三角図法			
機械システム工学科 システム制御工学研究室		遠隔制御用実験装置 SCHM98-11x	
		肘関節部 部品図	
		管理番号 SCHM-001	



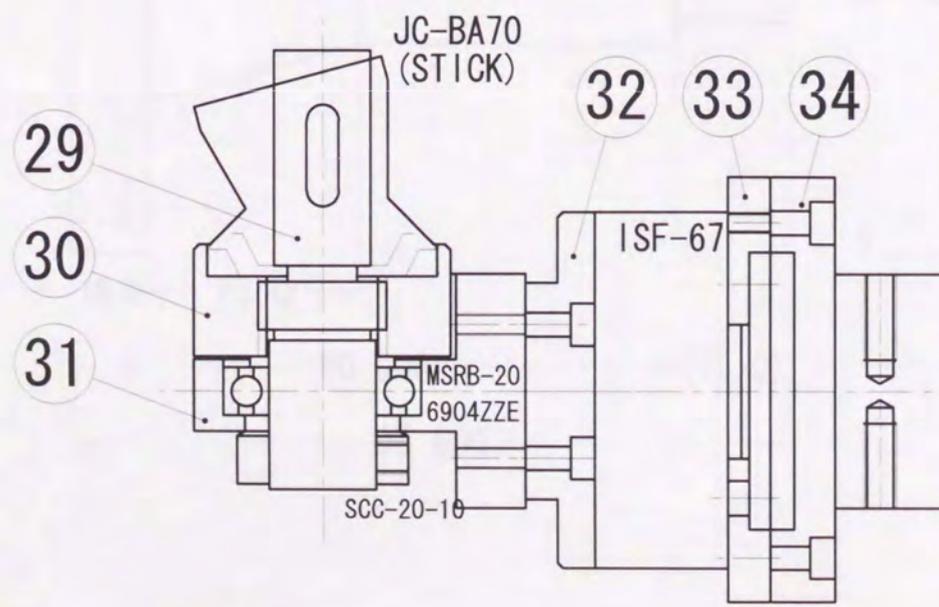
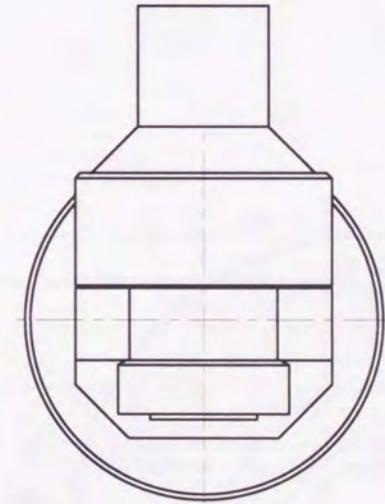
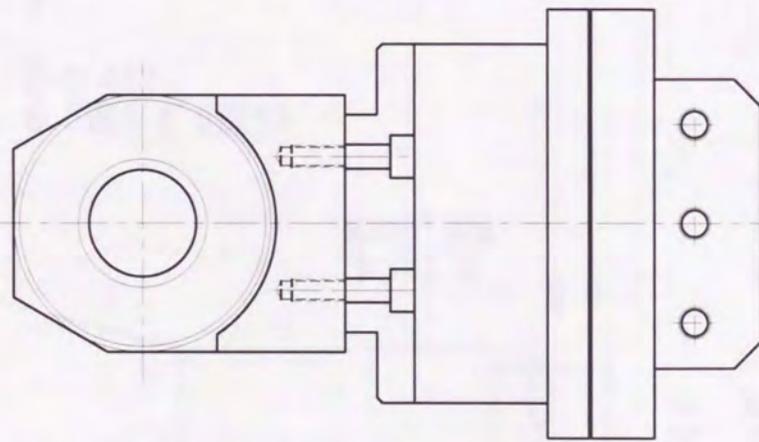
SLAVE (21)

MASTER (20)

コネクタノ取付位置、注意



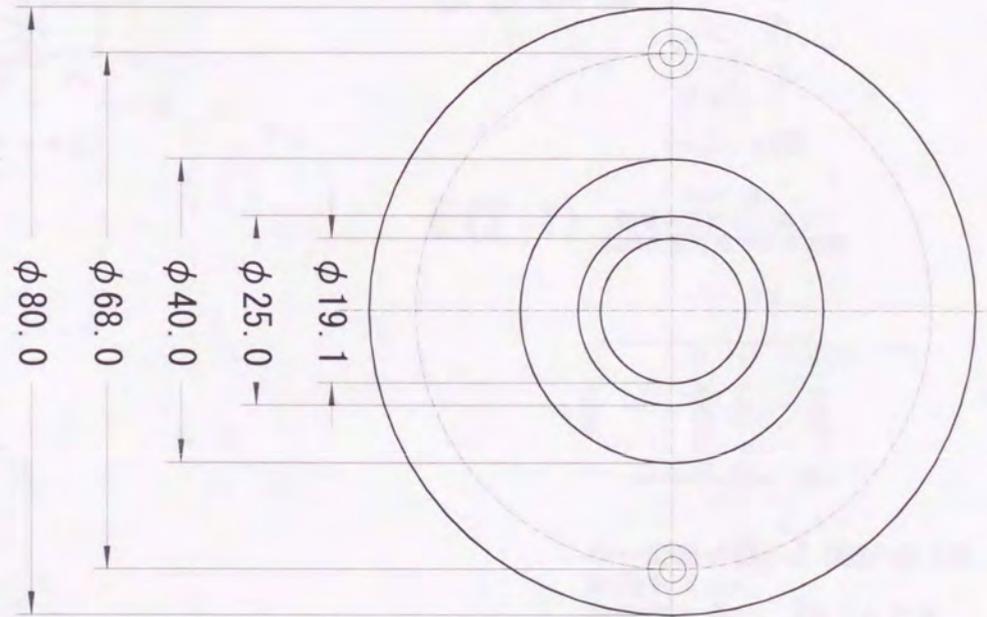
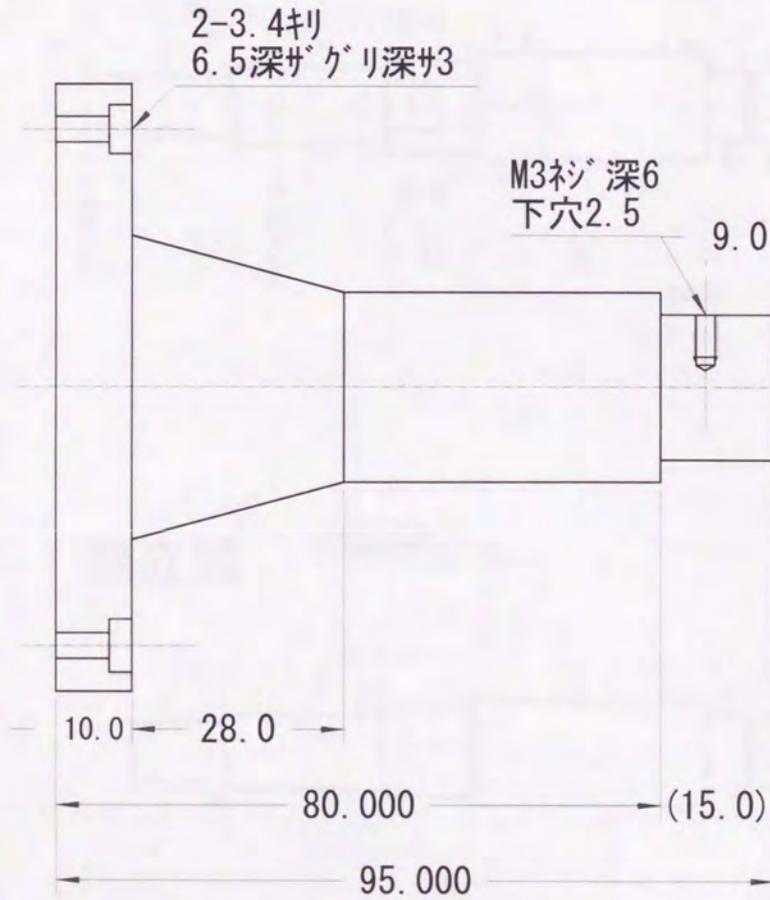
28	肩関節軸	S45C	
27	肩部モータ取付け台	A2024	
26	アームスタンド	A2024	
25	減速機支持部	A2024	
24	肩部ベアリング支持板	A2024	
23	肩部フレーム(下部・共通)	A2024	
22	上腕取付け部品	A2024	
21	肩部フレーム(上部)-スリーブ用	A2024	
20	肩部フレーム(上部)-マスタ用	A2024	
品番	品名	材質	備考
日付	98 2/1	設計	千田
尺度	1:3	製図	千田
第三角図法			
機械システム工学科 システム制御工学研究室			図面番号: SC9802-11x 肩ブロック 全体図 SCHM-002



34	前腕ツール取付部	A2017	
33	F. センサ取付部品 (アーム側)	A2017	
32	F. センサ取付部品 (ツール側)	A2017	
31	M/A 操縦竿取付部品3	A2017	
30	M/A 操縦竿取付部品2	A2107	
29	M/A 操縦竿取付部品1	A2017	
品番	品名	材質	備考
日付	98 2/1	設計	千田
尺度	1:1.414	製図	千田
第三角図法			
機械システム工学科 システム制御工学研究室			管理番号 SCHM-003

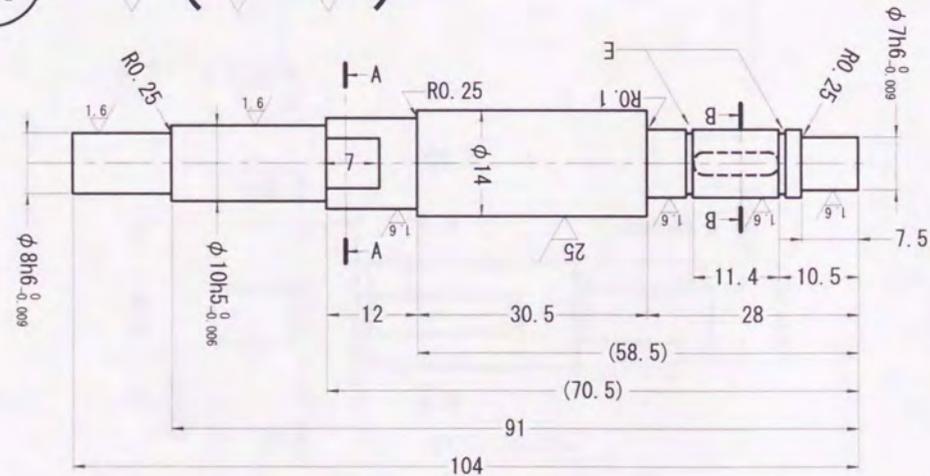
遠隔制御実験装置 SCHM98-11x
**マスターアーム
 操縦桿部品**

6.3 / (1.6 /)

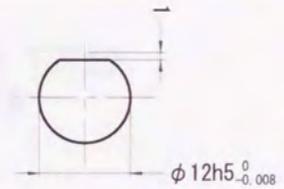


EX	probe用部品	A2017	1	
品番	品名	材質	個数	備考
日付	00/01/23	設計	千田	遠隔制御実験装置 SCHM98-11x Probe取付台
尺度	1:1	製図	千田	
第三角図法				
機械システム工学科 システム制御工学研究室			管理番号 SCHM-044	

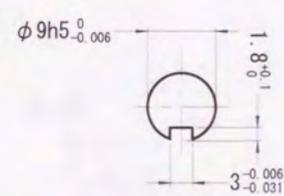
11 6.3 (1.6 25)



A-A

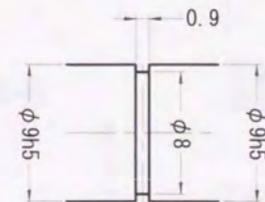


B-B



E (2:1)

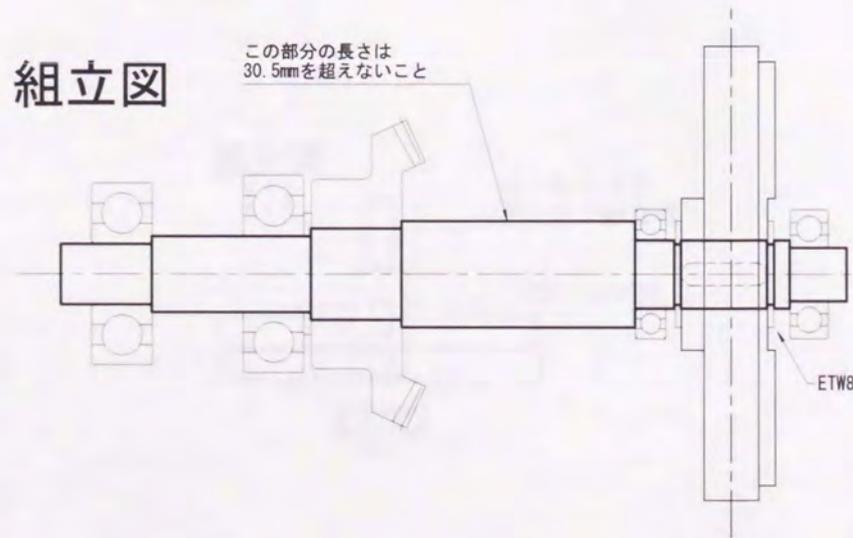
リング溝
両者同じ寸法、但シ、
基準位置が違ウノデ注意



キー溝部ノ隅ハ0.08R~0.16R
未満トスル
指示無キ角ハ、C0.5トスル
指示無キ隅ハ0.4R以下トスル

組立図

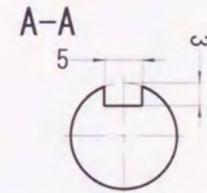
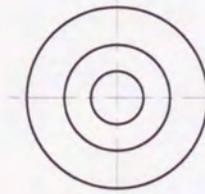
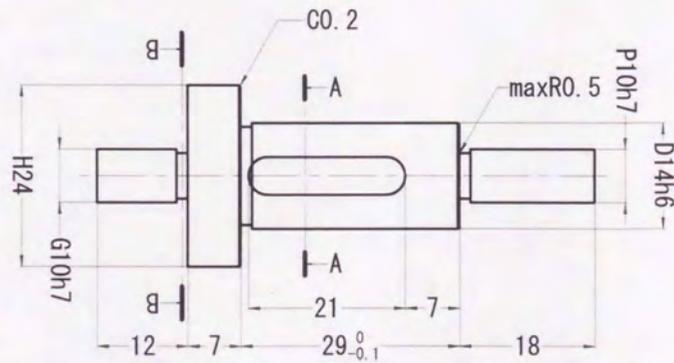
この部分の長さは
30.5mmを超えないこと



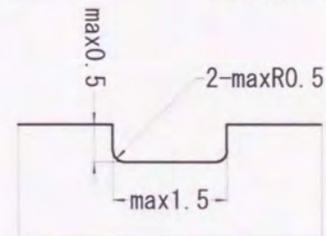
11	肘関節軸	S45C	2	調質材 使用
品番	品 名	材質	個数	備 考
日付	99 4/17	設計	千田	遠隔制御実験装置 SCHM98-11x
	第三角図法	製図	千田	肘関節軸
機械システム工学科 システム制御工学研究室				管理 番号 SCHM-011.5

キー溝部ノ隅ハ0.16Rカ
0.25R未滿トスル

6.3 (1.6)

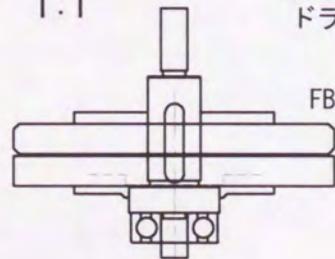


B-B



工具逃ゲ部ハ
全テ同ジトスル

組立図
1:1

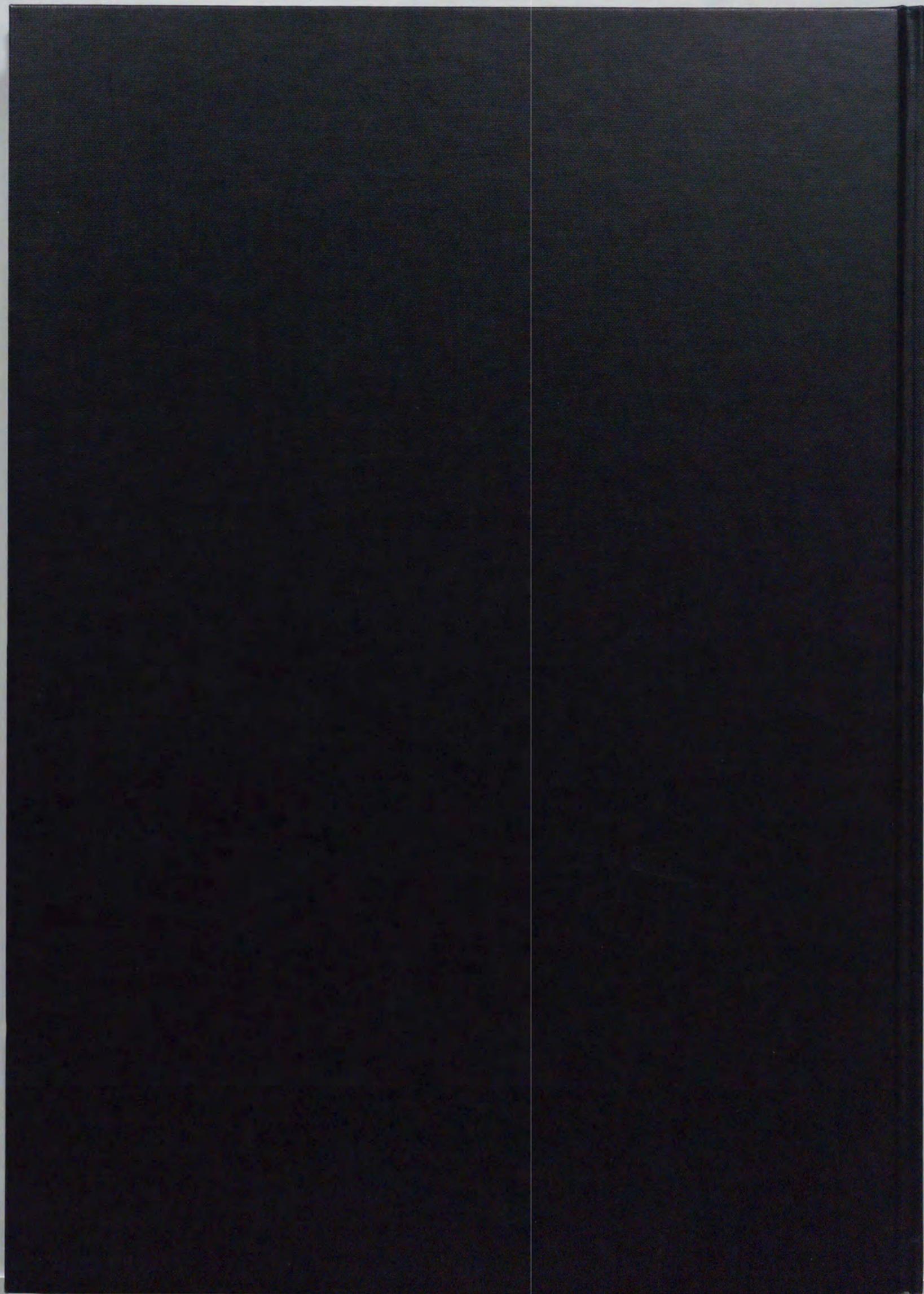


ハーモニック
ドライブ組立図

FB20-160-2G

指示無キ角ハ、C0.5トスル
指示無キ隅ハ0.5R以下トスル

28	肩関節軸	S45C	2	調質材
品番	品名	材質	個数	備考
日付	99 3/12	設計	千田	遠隔制御実験装置 SCHM-11x
尺度	2:1	製図	千田	肩関節 部品
第三角図法				
機械システム工学科 システム制御工学研究室				管理番号 SCHM-025.5

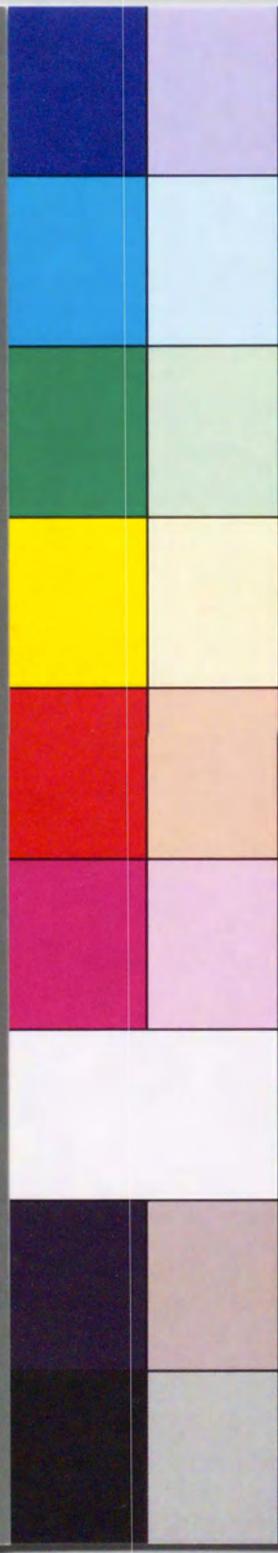


inches 1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 8
cm 1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19

Kodak Color Control Patches

Blue Cyan Green Yellow Red Magenta White 3/Color Black

© Kodak, 2007 TM: Kodak



Kodak Gray Scale



© Kodak, 2007 TM: Kodak

A 1 2 3 4 5 6 **M** 8 9 10 11 12 13 14 15 **B** 17 18 19

