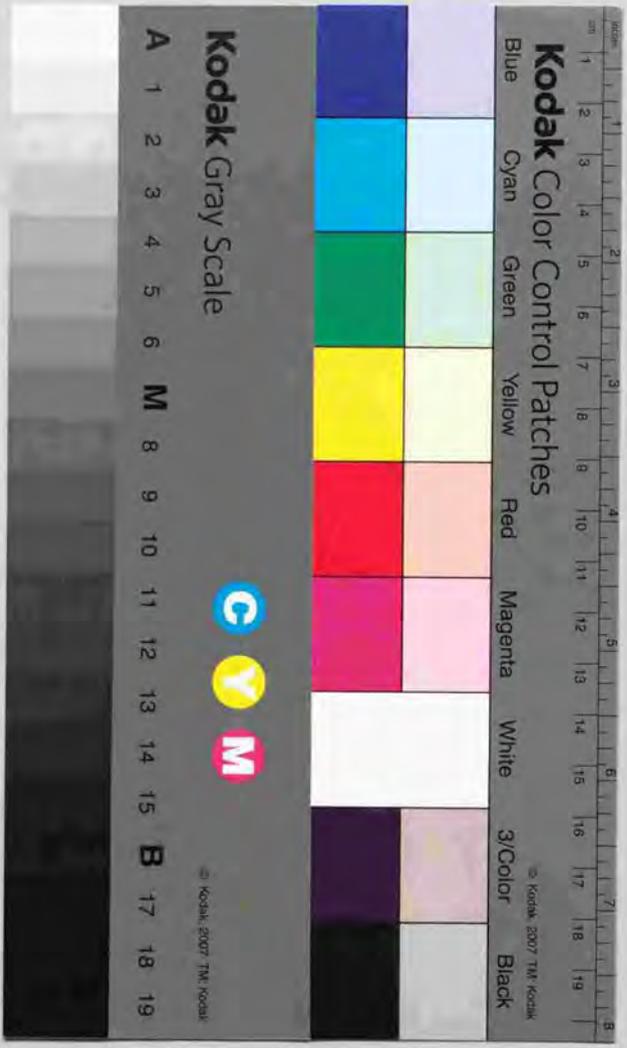


宇宙用柔軟マニピュレータの
制御に関する研究

小坂 博



①

宇宙用柔軟マニピュレータの
制御に関する研究

小松 督

Study into Control of a Flexible Manipulator for Use in Space

by

Tadashi KOMATSU

ABSTRACT

In the near future, a variety of robots will play important roles in extravehicular tasks in space, such as construction of space stations or periodic repair, cleaning, and maintenance of satellites. It is considered that most of these robots will be structurally flexible for such robots will have to handle massive payloads using light weight arms in a zero-gravity environment. Therefore, it is necessary to control structural vibrations in these flexible arms to ensure stable, precise tracking of their trajectories and the correct accomplishment of tasks. The goal of this thesis is to establish a new control method for space-based flexible manipulators.

In this thesis, three areas of flexible manipulator control—dynamic control, vibration control, and compliance control—are treated. First, a dynamic control system for a two-link flexible SCARA manipulator handling a high-mass payload is studied. To obtain real-time compensation, a simple dynamic model is derived, with the static deflection model used to derive the system dynamics equations for the flexible manipulator.

Second, two vibration control methods are derived. One is a method in which the control system consists of simple local feedback of joint angle and joint torque. In the other method, the deflection of each flexible link tip is fed back in a closed control system using a force/torque sensor to estimate the deflection.

Third, a new approach to the static analysis of link compliances is presented which gives precise compliance control of a flexible manipulator. For this purpose, the generalized compliance matrix, compliance ellipsoid, and compliance center of the link flexibility are derived.

Finally, the validity of these proposed control methods is investigated in an experimental study using a two-link flexible SCARA manipulator system, floating on a planar base using air bearings.

目 次

第1章	序 論	1
1.1	ロボットの振動問題	1
1.2	宇宙用ロボットとフレキシブル・アーム	4
1.3	本研究に関連する諸技術の現状	5
1.4	本研究の目的と論文の構成	9
第2章	準動的モデルを用いた簡略ダイナミック・モデルの導出	14
2.1	まえがき	14
2.2	フレキシブル・アームの運動方程式の導出	15
2.2.1	解析モデルと座標系	15
2.2.2	運動学的関係	17
2.2.3	静たわみ曲線の適用	18
2.2.4	運動方程式の導出	22
2.3	むすび	25
第3章	関節トルク・センサを用いた振動制御法	27
3.1	まえがき	27
3.2	フレキシブル・アームの分布定数系モデルの導出	28
3.2.1	解析モデルと座標系	28
3.2.2	運動学的関係	31
3.2.3	運動方程式の導出	32
3.3	人工ポテンシャル法による制御則の導出	42
3.3.1	ポテンシャル関数の導出	42
3.3.2	振動制御則L T I P法の導出	44
3.4	L T I P法の漸近安定性の証明	50
3.5	むすび	53
第4章	力/トルク・センサを用いた振動制御法	56
4.1	まえがき	56
4.2	2リンク・アームの運動方程式の導出	57
4.2.1	解析モデルと運動学	57

4.2.2	運動方程式の導出	60
4.2.3	状態方程式と観測方程式	61
4.3	リンクたわみ量の計測	68
4.4	リンク先端たわみ量を使った振動制御法の導出	70
4.5	むすび	70
第5章	フレキシブル・アームのコンプライアンス制御	73
5.1	まえがき	73
5.2	フレキシブル・アームの作業時のモデル化	74
5.2.1	解析モデルと座標系	74
5.2.2	運動学的関係	76
5.2.3	ヤコビ行列の導出	78
5.2.4	リンクばね定数の導出	84
5.3	一般化コンプライアンス行列とコンプライアンス中心	86
5.3.1	コンプライアンス行列とコンプライアンス中心の定義	86
5.3.2	サーボ系に対するコンプライアンス行列の導出	95
5.3.3	機械系に対するコンプライアンス行列の導出	98
5.4	フレキシブル・アームのコンプライアンス制御の考え方	101
5.5	むすび	103
第6章	2リンク・フレキシブル・アーム実験装置の試作	108
6.1	まえがき	108
6.2	2リンク・フレキシブル・アーム実験装置の仕様	109
6.3	機構本体	111
6.3.1	マニピュレータ	111
6.3.2	浮上系	119
6.3.3	ベース	121
6.4	制御装置	122
6.4.1	計算機	122
6.4.2	コントローラ	122
6.4.3	センサ系	123
6.5	試作機の各種パラメータ	127

6.6	むすび	128
第7章	簡略ダイナミックモデルの逆動力制御への適用	130
7.1	まえがき	130
7.2	動力学解析例	130
7.2.1	解析方法	130
7.2.2	シミュレーションおよび実験結果	132
7.2.3	考察	132
7.3	逆動力制御	137
7.3.1	制御方法	137
7.3.2	実験結果	139
7.3.3	考察	142
7.4	むすび	142
第8章	振動制御実験と捕獲作業への応用	147
8.1	まえがき	147
8.2	L T I P法による振動制御実験	148
8.2.1	実験方法	148
8.2.2	実験結果	149
8.2.3	考察	150
8.3	力/トルク・センサを用いたアームの振動制御実験	155
8.3.1	リンクたわみ量推定実験結果	155
8.3.2	振動制御実験	155
	(1) 実験方法	155
	(2) 実験結果	156
	(3) 考察	157
8.4	L T I P法のペイロード捕獲作業への適用	161
8.4.1	ペイロード捕獲のタスク・シーケンス	161
8.4.2	軌道計画	165
	(1) 状態方程式の導出	165
	(2) 最適化問題とその解	166
	(3) シミュレーション結果	169
8.4.3	ペイロード位置姿勢の認識方法	170
	(1) 図形の相似則	170

(2) 位置姿勢計算式の導出 175	
8.4.4 実験	181
(1) 実験方法 181	
(2) 実験結果 183	
(3) 考察 183	
8.5 むすび	190
第9章 コンプライアンス制御のピン挿入作業への適用	193
9.1 まえがき	193
9.2 一般化コンプライアンスだ円体計算例	193
9.3 サーボ系コンプライアンスによるピン挿入作業	195
9.3.1 サーボ系のコンプライアンス特性	195
9.3.2 実験結果	200
9.4 機械系コンプライアンスによるピン挿入作業	203
9.4.1 機械系のコンプライアンス特性	203
9.4.2 実験結果	203
9.5 考察	206
9.6 むすび	206
第10章 結 論	209
10.1 結論	209
10.2 今後の課題と展望	214
謝 辞	216
参考文献	218
関係論文	223

Chapter 1

序 論

1.1 ロボットの振動問題

ロボットはアクチュエータを内蔵した機械システムであり、またいわゆるメカトロニクスの代表格として最近さまざまなところで使われるようになった。中でも、特に人間の腕の機能を持ったロボット・アーム（マニピュレータ）と呼ばれるものは、工場内などの生産現場をはじめとして、原子力・海洋・宇宙などの分野で数多くの作業を実際に行っており、さらに研究用も含めると我々の生活に非常に密着したものにしろなっている。

さて、従来からの機械における振動問題は騒音や破壊等、どちらかという直接事故の原因となり得る場合が多かった。一方、最近のメカトロニクスを中心とする機械システムにおける振動問題は、システムの機能の低下に関係したものがほとんどである。そして、本研究のテーマとして取上げているマニピュレータにおける制振・制御の問題も、現在あるものをさらに高性能なものにするための重要な手段として位置付けされている。

このようなマニピュレータの振動問題は、1975年Bookら [1] によってその重要性が指摘されたが、さらに米国でのスペース・シャトル用のマニピュレータ (Shuttle remote manipulator system: SRMS) の振動抑制の研究や、わが国での通産省の大型プロジェクト「レーザ応用複合生産システム」の中での検討を通して、ロボット工学の分野における新たな課題として認識されるようになった [2]。

上述したように、従来の機械システムにおいては振動問題は非常にクリティカルな場合が多かった。そのため、振動の発生を抑える立場からシステムの形状や構造が考慮されることが少なくなかった。

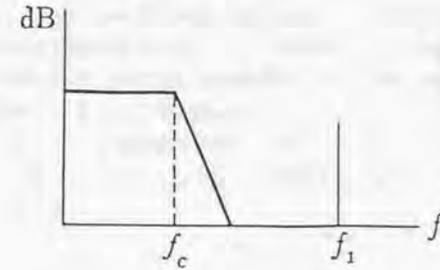
これに対して、マニピュレータの場合は構造の変更は、作業領域や可操作性などシステムの持つ、機能に直接に影響してくる。ここで、可操作性とはマニピュレータの幾何学的拘束条件を考慮に入れて、手先の動き易さの度合いを示すものであり、アームの構造や姿勢によって変化する。また、マニピ

ャレータの構成は、直角座標ロボットや多関節ロボットなど幾つかの種類があるが〔3〕、いずれにしても動作範囲を広くとるためにいわゆる片持ち梁構造をとっているものが多く、制振の立場からすると非常に扱いにくい機械システムであるということが言える。

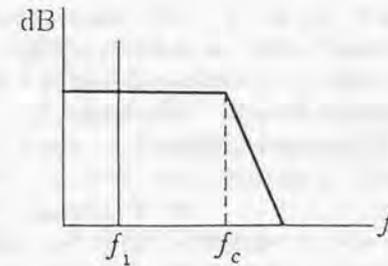
ここで、マニピュレータにおける振動問題について、整理しておくことにする。マニピュレータの中でも特に振動の問題を考慮する必要のないものは「剛体アーム」と呼ばれ、従来のマニピュレータのほとんどは、片持ち梁構造の範囲内のできる限り剛性を高くすることで剛体アームとして扱っていた。一方、何らかの形で振動に対する考慮が必要なものは「フレキシブル・アーム」と呼ばれている。しかしながら、完全な剛体が世の中に存在しないのと同じ様に、完全な剛体アームというのは物理的に存在しない。そこで、一つのマニピュレータを剛体アームとして扱うのか、あるいはフレキシブル・アームとして扱うのかと言う分かれ目はどこから来るのかと言うと、マニピュレータの制御系と機械系の相互干渉、さらにはマニピュレータに課せられるタスクの内容にも大きく関係してくる。

これをFig. 1-1 を使って説明する。Fig. 1-1 は制御系カット・オフ振動数と制御対象の構造振動数の関係を簡単に示したものである。制御系カット・オフ振動数とは制御帯域の上限を示すものであり、マニピュレータはカット・オフ振動数までの速さで動くことが可能であると言うことである。まず、剛体アームとしての扱いが可能なのは(a)の場合である。この時は、制御系のカット・オフ振動数 f_c に比べてアームの基本振動数 f_1 が十分離れているために、制御系によっても、構造系の振動が励起されにくくなる。

一方、作業能率を上げるために運動の高速化を行うなど、高性能化を図ろうとすると f_c の値をどんどん引き上げなければならなくなるし、また高速化のために軽量化を行えば、剛性の低下によって今度は f_1 がどんどん下がって来ることになる。そして、その結果(b)のように制御系の帯域に f_1 が入込んで来るようになる。この場合は制御系によって構造振動が容易に励起されるので、静止時あるいは動作時の機械系の振動が先端の位置決め精度に大きく影響する。こうなると、もはや従来の剛体アームとしての扱いはできないので、フレキシブル・アームとして、制御帯域内の構造振動に対する何らかの対処が必要になる。ただし、ここでさらにアームに課せられるタスクの内容も関係してくる。例えば、レーザ切断のように軌道追従を高精度で行わなければならない場合は、このような振動の影響は非常に大きい。しかし、あまり位置決め精度を要求しない、単なる荷物の積み下ろしのような作業では、振動がそれほど大きくなければ、振動していても無理やり荷物を下ろせば良い。また、時間的に余裕があれば、振動が収まるまで待っていれば



(a) 構造系と制御系の非干渉



(b) 構造系と制御系の干渉

Fig. 1-1 制御帯域と構造振動の関係

良い。マニピュレータはメカニカル・システムであるので、なにもしなければ必ず振動は減衰する。したがってFig. 1-1(b)の状態であっても、振動がタスクに影響すればフレキシブル・アームとして扱うし、また影響がないのであれば依然として剛体アームとして扱うことになる。

他に、マニピュレータの振動要因としては、制御系のゲイン調整の不備、アクチュエータのトルクむらや速度変動による場合、あるいはソフトウェア・サーボにおいてサンプリング・タイムが必要以上に長くなる場合がある。この時は上で述べたこととは関係なく振動が発生する。フレキシブル・アームの場合、振動の発生する主な場所として、

①減速器などの動力伝達部

②リンク部

があるが、普通のマニピュレータは①の場合が大部分であり、②はクレーンなどの長大のマニピュレータにおいて見られる。以後、②の場合をここではフレキシブル・アームとして扱うことにする。

1.2 宇宙用ロボットとフレキシブル・アーム

宇宙ステーションの建設に代表される今後の宇宙開発の流れは、宇宙空間を従来の観測の場から積極的に利用する活動の場へと変えていくものと考えられる。したがって、宇宙空間での作業量もそれにとまって飛躍的に増加することになる。宇宙環境下での作業というのは周知のとおり、真空・熱・放射線下など人間にとっては極めて危険な環境下での作業であり、今後ロボットの積極的な活用によってこれに対応していくことになると考えられる。

このような宇宙ロボットは、フレキシブル・アームの典型的な例として考えられているが、それは次のような要因から、1.1節で述べた振動問題が発生しやすくなるためである。

(1) アームの軽量化と低剛性化

(2) ベイロード質量の増大

(3) 制御帯域の拡大

まず、(1)について見てみる。一般に宇宙用ロボットには軽量化が必然的に課せられている。これは、打ち上げ時のコストやオービタの搭載能力か

らどうしても避けられないことである。そして、一般には軽量化に伴って剛性が低下することから、アームの基本固有振動数 f_1 が低下する。ただし、今日の材料の進歩により軽量高剛性の材質を使うことも可能になってきている。

(2)は、宇宙用ロボットが微小重力環境下で作業を行うために生じる問題である。宇宙空間では自重はもとより扱うベイロードの重量も支える必要が無いから、宇宙用ロボットには自重に比べてはるかに大きい質量のベイロードをハンドリングすることが要求される。したがって、この場合仮に地上で剛体アームと呼ばれる程度の剛性を持つアームを宇宙空間に持っていったとしても、自重の何十倍ものベイロードを扱えばシステムの基本振動数 f_1 の極端な低下は避けられない。

(3)は、特に宇宙用ロボットに限ったことではないが、今後さまざまなタスクが要求されていることを考えると、制御帯域の拡大による構造系の振動との相互干渉も十分あり得る。

これに対して、現在の宇宙用ロボット(マニピュレータ)は、次のようになっている。Fig. 1-2に示すSRMSは全長15mで6自由度を有している。アーム部の全重量は303[kg]であり、一方扱うベイロードは最大30[ton]である。アームを真直ぐ伸ばした姿勢だと、無負荷時での基本固有振動数が約0.3[Hz]であるのに対し、15[ton]取扱い時では約0.03[Hz]とオーダーが一桁違ってくる[4]。これは上記の要因(2)に関係する、宇宙用フレキシブル・アームの大きな特徴である。

またFig. 1-3は、NASAの宇宙ステーション計画においてわが国が参加しているJapanese experiment module(JEM)の中で使われるJEM remote manipulator system(JEMRMS)である。これは全長10[m]、6自由度の親アームを有しており、アーム部の全重量は約300[kg]で、ベイロードは最大7[ton]となっている。この時の基本固有振動数は7[ton]負荷時で約0.1[Hz]である[5]。以上の2つのマニピュレータはいずれも初期の宇宙用ロボットとして実施あるいは計画されているものであり、制御帯域を低く抑えることで、依然として剛体アームとして扱われている。

しかしながら、将来の発展段階の宇宙ロボットでは、ベイロードの運搬はもとより、トラスの組立て、衛星の補修等数多くの複雑なタスクを行う必要があり、したがって宇宙用ロボットにおける制振・制御技術は、今後の宇宙開発を推進する上での重要な課題の一つとなる。

1.3 本研究に関連する諸技術の現状

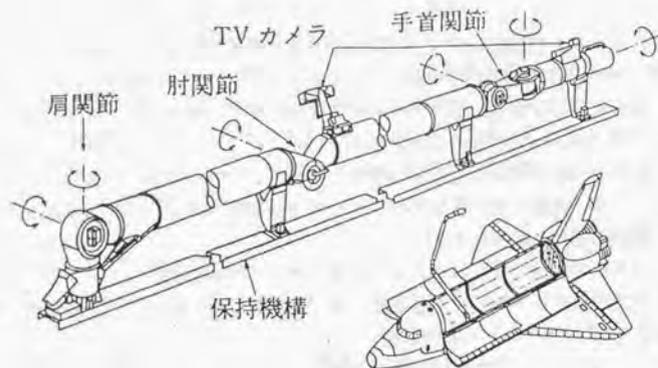


Fig. 1-2 スペース・シャトルのマニピュレータ

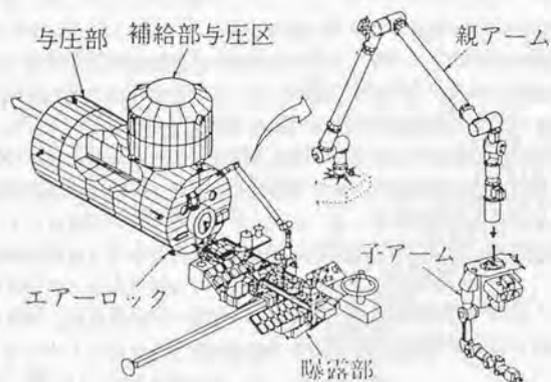


Fig. 1-3 日本実験モジュールとマニピュレータ

本研究ではフレキシブル・アーム、特に宇宙用フレキシブル・アームの安定かつ高精度な運動を実現するためのモデリングと制御法の問題を取り上げる。

そこで、本研究に関連する研究の現状について述べることにする。フレキシブル・アームの研究分野はおおよそFig. 1-4 のように分けることができる。

剛体アームの運動学が先端のハンドの位置・姿勢と各ジョイント変数の間の座標変換を基本としているのに対し、フレキシブル・アームの運動学ではパラメータとして新たにリンク部の変形量加わる。そこで、この変形量を加えたヤコビ行列をもとにした解析により、可補償性および可操作性の概念が姜・内山 [6] によって提案された。

フレキシブル・アームの運動方程式を導くためには、剛体運動とそれに伴って生じる弾性振動の両方を考えるが必要になる。運動方程式の導出には剛体アームの場合と同様にラグランジュ法が一般的であるが、フレキシブル・アームは分布定数系であるので、偏微分方程式の形で導かれる。1リンク曲げ振動については、Kanhoら [7] やLow [8] の例がある。また福田ら [9] はねじり振動が加わった場合、姜・内山ら [10] は多リンク系の場合を扱った。しかし、偏微分方程式が利用できるのはごく限られた場合であり、構造設計や制御系設計を行うには不向きである。そこで、現象を十分近似する離散モデルも必要になってくる。これまでに提案されているモデル化手法には有限要素法やモード関数法がある。フレキシブル・アームの構造設計や振動解析、シミュレーションを行う場合には、詳細なモデルが必要であり、また大型計算機を用いてオフライン処理することが可能なため、有限要素法が用いられる。これは、Sunadaら [11] によって提案された。一方、制御器の次数は制御用計算機の能力や設計の手間の点から低いほうが都合が良い。そこで、モード関数法が用いられる。この方法は、フレキシブル・アームの研究の中でもっとも広く使われている手法であり、多くの例がある(例えば、Cannonら [12]、福田 [13]、Sakawaら [14])。

フレキシブル・アームの制御には、位置制御、振動制御、軌道制御、力制御などがある。そして、それを行うためには制御方法の選択、モデリング、センサ・アクチュエータの配置、制御系設計の各作業を行わなければならない。振動制御の中で最も広く行われているのはひずみゲージを用いたフィードバック制御であり、例えば福田 [13] はひずみセンサの観測出力フィードバック制御を行った。さらに、ひずみゲージのフィードバック制御は低次元モデルに基づいているのでスビルオーバーの問題がある。そこで、スビルオーバー対策として、非常に高次のモデルを使って得た制御特性を近似する低次の制御系を最適制御問題に帰着させて導出したものとして吉田ら [15] の報告

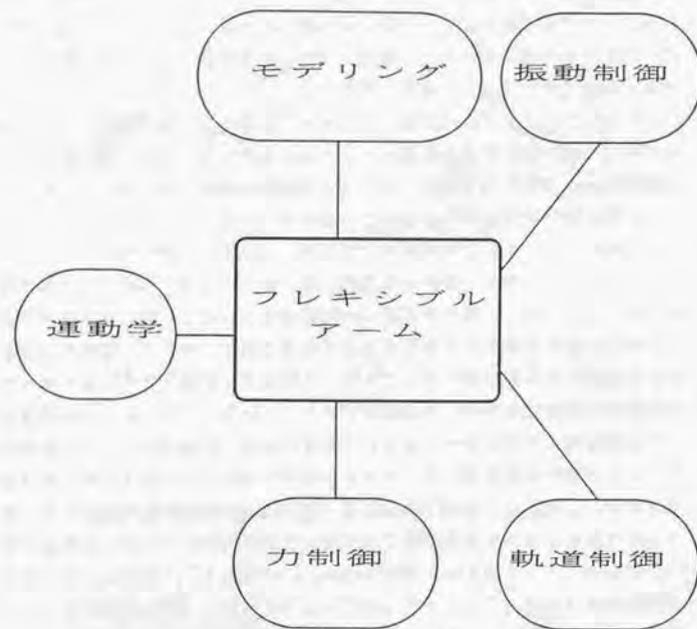


Fig. 1-4 フレキシブル・アームの研究分野

があり、また2種類のオブザーバを用いた動的補償器を使ったものとしてSakawaら [14] の報告がある。以上の振動制御法は、いずれもセンサ/アクチュエータがColocateされたものであるが、やはり離散モデルを用いているのですべての振動モードが安定化される保証はない。

一方、センサとアクチュエータが離れている場合には、例えば先端位置情報を光学センサによってフィードバックする方法がある。Cannonら [12] は状態フィードバック問題に帰着させ、また原島ら [16] は適応制御法の利用を行った。これらの方法はリンク先端位置を直接使っているため、オーバーシュートのない制御ができるが、モデル化の点で多リンクへの適用は難しい。その他には、坂和ら [17] はアーム先端に取付けた加速度センサのフィードバック制御を提案している。以上の振動制御法も低次元離散モデルを用いており、スビルオーバ（特に観測スビルオーバ）の問題が生じるので、センサ値をローパス・フィルタに通し、高次モードをカットして使っている。

上の例はほとんどが1リンクあるいは平面2リンクアームを対象としていたが、3次元多リンク弾性アームの例としては、呉・三浦ら [18] や長谷川・吉本ら [19] が報告している。

フレキシブル・アームの手先の軌道制御（逆動力制御）については、有限要素モデルを用いたBayo [20] の報告、Rayleigh-Ritz法を用いた馬・浅田ら [21] の報告があるが、いずれもオフライン処理である。

フレキシブル・アームの力制御については、わずかの報告しかない。剛体アームと違って、フレキシブル・アームは構造自身に柔らかさを有しているため、逆にこの柔らかさを使って、対象物との干渉のある作業をさせることができる。その例として、Fukuda [22] はなぞり制御を報告している。また、松野ら [23] は位置と力のハイブリッド制御について報告している。

以上、フレキシブル・アームの研究についての現状を述べたが、その多くは対象を1リンク・アームに限定して離散モデルでの詳細検討を行っている。このような方法は、精度の良い質の高い制御が可能となるが、反面多リンクへ拡張するときにモデルや制御系が複雑になる傾向がある。一方、宇宙用フレキシブル・アームの制振・制御を考えた場合、まず要求されるのは安定性・安全性である。さらに、宇宙で使える計算機が大幅に制限されることから、あまり複雑な制御系も不向きであり、またセンサについても大きな制約を受ける。したがって、従来の研究を宇宙用フレキシブル・アームに適用しようとするとモデリングの複雑さやスビルオーバなどが問題となってくる。

1.4 本研究の目的と論文の構成

本研究は、今後の宇宙開発において重要な役割を果たす宇宙用フレキシブル・アームを対象とする。特に宇宙用と限定したのは前にも述べたが、つぎのような理由から、産業用のフレキシブル・アームとは異なった考慮が必要であると考えたからである。

それは、宇宙用アームは軽量長腕構造になるので、リンク部のフレキシビリティが影響して、多リンク分布システムとしての振舞いを生じやすい、さらに無負荷からいきなり自重の何十倍ものペイロードを持つなどパラメータ変動が激しいということである。したがって、このように産業用フレキシブル・アームに比べて力学的にはるかに複雑なシステムを、限られた宇宙用の計算機やセンサ・システムによっていかに制御するかが、重要なポイントとなる。

そこで、宇宙用フレキシブル・アームの制御においては、まず制御系の構成が非常に簡単である必要がある。これは計算機の能力の制約のためである。また、安定性に優れた方法でなければならない。人間が容易に近づけない宇宙空間での暴走等による事故は致命的である。また、工場の中とは異なる外界での使用であるので、環境の変化は頻繁にあり、これにリアルタイムに対応していくことも必要となる。

以上の観点から考えて、本研究では特に宇宙システムに不可欠と考えられる安定性・構成の簡素化・リアルタイム性に徹したフレキシブル・アームの位置および力制御方法の確立を目的とする。そして、これを行うための基礎的研究としてベース固定の2リンク・スカラ型アームを対象として取上げ、Fig. 1-4の研究分野の中からモデリング・振動制御・軌道制御・力制御の4つの分野を扱う。まず、モデリング・軌道制御では、リアルタイムな逆動力制御のための離散簡略モデルを導出する。これは、宇宙用アームの特徴である大質量物をハンドリングして動きが非常に遅いということを利用して、静たわみ曲線による近似モデルを導出する。つぎに振動制御では、センサ・システムの制約から、実際に宇宙用アームで利用される力あるいはトルク・センサを新たに振動センサとして利用することを提案し、実際の宇宙システムへの適用を容易にする。そして、各関節トルク・センサを用いたcolocateシステムに対する制御法と、力/トルク・センサを用いたnon-colocateシステムに対する制御法の2つを提案する。さらに、フレキシブル・アームのコンプライアンス制御の問題も取上げ、リンクのコンプライアンスと制御のコンプライアンスの干渉を考慮した新しい制御の考え方を提案する。

さらに、以上の理論的検討の結果を検証するため、実験室内で2次元的に微小重力環境を模擬し、大質量物のハンドリングが可能な宇宙用フレキシブル・アームの機能モデルを製作し、これにより、本研究で提案する制振・制

御法の有効性を具体的に明らかにする。

本論文は以下の10の章よりなる。

第1章「序論」では、本研究の目的や背景などについて述べた。

第2章「準動的モデルを用いた簡略ダイナミック・モデルの導出」では、フレキシブル・アーム・ダイナミクスのリアルタイム補償を目的としたモデルリングについて取上げ、リンク変形を静たわみ曲線で近似するというアイデアを提案する。特に、対象を宇宙用として、自重をささえる必要がないことから、リンクが極端に軽量化されたマニピュレータを想定している。これに対するダイナミクスの導出では、リンクをマスレスとしたバネ・マス系で置換え、リンク変形を静たわみ曲線で表したモデルを提案する。これによって、モデル・パラメータのできる限りの簡素化を図り、計算量を少なくしてリアルタイム処理しやすいようにする。

第3章「関節トルク・センサを用いた振動制御法」では、関節角度と関節トルクのローカル・フィードバック系を人工ポテンシャル法を用いて導出することをキーアイデアとする。まず、フレキシブル・アームに対して分布定数系の運動方程式をハミルトンの原理を用いて導出する。そして、得られた分布定数系のモデルをもとに人工ポテンシャル法を用いて制御則の導出を行う。さらに、その制御則を使った場合のシステムの漸近安定性についても議論する。

第4章「力/トルク・センサを用いた振動制御法」では、力覚センサよりリンクたわみ量を推定し、フィードバックすることで振動を抑制する方法を提案する。振動計測用のセンサとして、アーム手首の力/トルク・センサを提案し、このセンサより得られる値から、第2章で導出された簡略ダイナミック・モデルを用いて、各リンク先端のたわみ量を推定する。

第5章「フレキシブル・アームのコンプライアンス制御」では、フレキシブル・アームの機械的コンプライアンスの特性把握と、それを踏まえたコンプライアンス制御の遂行について取上げた。第2章で導出された簡略ダイナミック・モデルをもとに、フレキシブル・アームの機械的コンプライアンスに対する一般化コンプライアンスだ円体とコンプライアンス中心の概念を新しく提案し、特性把握の指標とした。

第6章「2リンク・フレキシブル・アーム実験装置の試作」では、第2章から第4章までで提案された各制御法の有効性を具体的に確認するために開発した、宇宙用フレキシブル・アームの地上用2次元機能モデルの試作結果について述べる。

第7章「簡略ダイナミック・モデルの逆力学への適用」では、第2章で導出されたモデルを用いた動力学解析を行い、試作した2リンク・スカラ型アームを用いてシミュレーションと実験の比較を行う。さらに、このモデルによるダイナミクスのリアルタイム補償の効果を調べるため、フィードフォワード制御のみによるアームの駆動実験を行う。

第8章「振動制御実験と捕獲作業への応用」では、提案した振動制御法の有効性の検証とそれを用いたペイロード捕獲実験を行う。まず第3章で導出した関節トルク・フィードバックによる振動制御法の効果を調べるため、各関節に軌道を与えて駆動実験を行い、剛体制御との比較を行う。つぎに、第4章で導出した力覚センサを用いたリンクたわみ量推定法の効果を調べるため、リンク根元にはたひずみゲージより推定した結果との比較を行う。そして、リンクたわみ量フィードバックによる振動制御が、従来より行われているひずみフィードバック制御と同程度の振動抑制効果が得られることを示す。最後に、第3章で導出した振動制御法を使った作業例として、フレキシブル・アームに浮遊ペイロードの捕獲作業を行わせ、またその時必要となる最適接近軌道の導出や、ペイロード位置姿勢の認識方法についても述べる。

第9章「コンプライアンス制御のピン挿入作業への適用」では、試作した機能モデルに対して、第5章で導出したコンプライアンスだ円体を幾つかの姿勢において求め、変化の様子を調べる。また、本解析手法の適用例として、フレキシブル・アームにピンの挿入作業を行わせる。

第10章「結論」では、以上の結論を要約し、今後の課題について述べる。

Chapter 2

準動的モデルを用いた簡略 ダイナミック・モデルの導出

2.1 まえがき

本章では、フレキシブル・アームのダイナミクスのリアルタイム補償を目的としたモデリングを行う。

ダイナミクス補償については、剛体アームに関してその有効性が示されていることから [24]、フレキシブル・アームにとっても非常に重要な問題になる。ところで、ダイナミクス補償の方法にはあらかじめ軌道を設定しておいてオフラインで計算しておく方法と、リアルタイム処理で計算していく方法がある。軌道がすでにわかっているような作業（例えばレーザ切断）には前者で十分対応できる。一方、例えば速度を持った対象物を捕獲する場合などは、軌道を随時決定していくため、リアルタイム処理のダイナミクス補償が必要になると考えられる。

ここでは、特に宇宙用フレキシブル・アームを対象としており、動作は一般の産業用ロボットに比べるとはるかに遅いが、大質量物をハンドリングしている場合を考えている。このアームは自重をささえる必要がないことから、リンクが極端に軽量化されたものを想定している。ただし、本研究では基礎的なモデルとして、2リンク・スカラ型のマニピュレータを取上げ、リンクの変形も平面内の曲げ変形のみを考慮する。そして、各リンクをマスレスとしたバネ・マス系で置換える。

まず、運動学関係の定式化においては、各関節部（質量点）の絶対座標と関節角などの局所座標との関係式を導出する。つぎに各リンクの変形を一端固定で多端に集中力とモーメントが働く場合の静たわみ曲線で表す。また、アーム先端と各リンク先端との静力学的釣合い関係を使って、リンクたわみ量とたわみ角の関係を線形式で近似し、パラメータ数の低減を行う。

動力学の定式化においては、ラグランジュ法を用いて系の運動方程式を導出する。まず系の運動エネルギーとして、各関節部の並進および回転の運動

エネルギーを求める。一方、系のポテンシャル・エネルギーは各リンク間に蓄えられる曲げ弾性エネルギーを考えることで導かれる。この2つのエネルギーからラグランジアンを導き、それをもとにラグランジュの方程式を導出する。

2.2 フレキシブル・アームの 運動方程式の導出

2.2.1 解析モデルと座標系

まず、本章では対象とする2リンク・スカラ型フレキシブル・アームのモデルをFig. 2-1のように定義する。モデルは、2つのフレキシブル・リンクがアクチュエータを内蔵した関節を介して、シリアルに結合されている。アームの先端にはペイロードとして回転慣性を持つ集中質量をハンドリングしている。各リンクはそれぞれ両端で関節部に固定支持されている。このアームを駆動するのは各関節部アクチュエータに発生する内力トルクである。また、このシステムは集中系（関節およびペイロード）と分布系（各リンク）が組合わされた系となっている。ここでは基本的な問題設定として、以下の仮定をおく。

- (1) 解析モデルは、2リンク・スカラ型のアームとして、リンク変形は曲げのみを考える。
- (2) リンクは同一物質でかつ一様断面でできており、弾性変形のみを行なう。
- (3) リンク変形はリンク長に比べて十分小さいものとする。
- (4) ペイロードの質量が支配的として、各リンクはマスレスと考え、リンクの変形を静たわみ曲線で近似する。
- (5) アームの動作は遅いものとして、リンクの振動の際に生じる空気抵抗やリンクの内部粘性摩擦、駆動系の非線形性、ダイナミクスにおける遠心力やコリオリの力は無視する。
- (6) リンク変形は低次の自由振動とアクチュエータの強制力による変形が合わさったものとする。
- (7) 重力の影響は無いものとする。

この仮定で(7)は宇宙用アームを考えるために取入れたものであり、重力の影響を入れることは容易である。

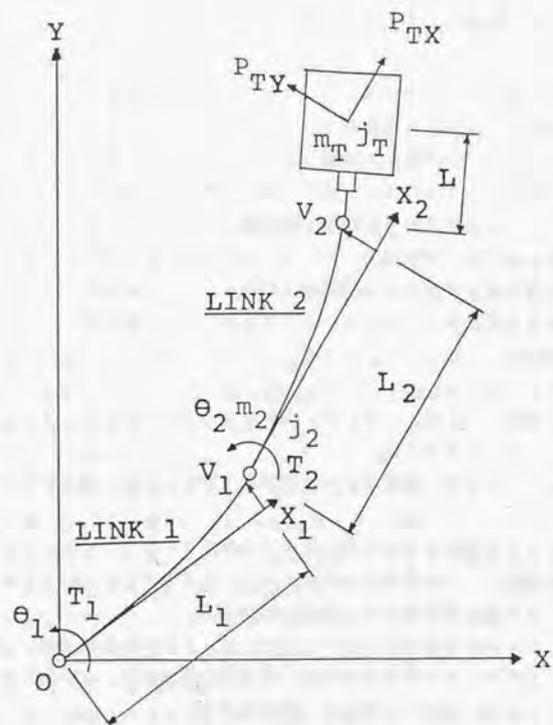


Fig. 2-1 本章で取扱う宇宙用フレキシブル・アームの解析モデル

Fig. 2-1 においてO-X Yは絶対座標系を表しており、座標中心Oはアームの肩関節部に固定されている。ここで使用するアームの主な物理量をつぎのように定義する。

- m_T [kg] : 先端部質量 (手首部を含む)
- m_2 [kg] : ひじ関節質量
- j_T [kg · m²] : 先端部回転慣性モーメント (手首部を含む)
- j_2 [kg · m²] : ひじ関節回転慣性モーメント
- θ_1 [rad] : 肩関節相対角度
- θ_2 [rad] : ひじ関節相対角度
- V_1 [m] : リンク1 (上腕) 先端部のたわみ量
- V_2 [m] : リンク2 (前腕) 先端部のたわみ量
- T_1 [N · m] : 肩関節駆動トルク
- T_2 [N · m] : ひじ関節駆動トルク
- E_n [N/m²] : リンクnの縦弾性係数 (n=1, 2)
- I_n [m⁴] : リンクnの断面2次モーメント (n=1, 2)

2.2.2 運動学的関係

さて、アームのひじ・手首・ペイロード重心の絶対座標とアームの状態変数との関係式を求める。ここで、アームの状態変数としては各関節相対角度、各リンク先端部のたわみ量、各リンク先端部のたわみ角を選ぶ。ただし、手首関節は固定する。すると、ひじ・手首・ペイロード重心の絶対座標 (x_2, y_2) , (x_3, y_3) , (x_T, y_T) は、状態変数によってつぎのように表される。

$$\begin{cases} x_2 = L_1 \cos \theta_1 - V_1 \sin \theta_1 \\ y_2 = L_1 \sin \theta_1 + V_1 \cos \theta_1 \end{cases}$$

$$\begin{cases} x_3 = x_2 + L_2 \cos s_1 - V_2 \sin s_1 \\ y_3 = y_2 + L_2 \sin s_1 + V_2 \cos s_1 \end{cases}$$

$$\begin{cases} x_T = x_3 + L \cos s_2 \\ y_T = y_3 + L \sin s_2 \end{cases}$$

ただし、 $s_1 = \theta_1 + i_1 + \theta_2$

$$s_2 = \theta_1 + i_1 + \theta_2 + i_2 \quad \dots (2-1)$$

ここで、 L_1 [m], L_2 [m], L [m] はそれぞれリンク1・リンク2・ひじ関節からペイロード重心までのリンク長である。

また、(2-1)式の両辺を時間微分することで、速度の関係式が次のように求まる。

$$\dot{x}_2 = -L_1 \dot{\theta}_1 \sin \theta_1 - \dot{V}_1 \sin \theta_1 - V_1 \dot{\theta}_1 \cos \theta_1$$

$$\dot{y}_2 = L_1 \dot{\theta}_1 \cos \theta_1 + \dot{V}_1 \cos \theta_1 - V_1 \dot{\theta}_1 \sin \theta_1$$

$$\dot{x}_3 = \dot{x}_2 - L_2 \dot{s}_1 \sin s_1 - \dot{V}_2 \sin s_1 - V_2 \dot{s}_1 \cos s_1$$

$$\dot{y}_3 = \dot{y}_2 + L_2 \dot{s}_1 \cos s_1 + \dot{V}_2 \cos s_1 - V_2 \dot{s}_1 \sin s_1$$

$$\dot{x}_T = \dot{x}_3 - L \dot{s}_2 \sin s_2$$

$$\dot{y}_T = \dot{y}_3 + L \dot{s}_2 \cos s_2$$

$$\text{ただし、} \dot{s}_1 = \dot{\theta}_1 + \dot{i}_1 + \dot{\theta}_2$$

$$\dot{s}_2 = \dot{\theta}_1 + \dot{i}_1 + \dot{\theta}_2 + \dot{i}_2 \quad \dots (2-2)$$

ここで、“ $\dot{}$ ”は時間微分を表す。

2.2.3 静たわみ曲線の適用

さて、上述の仮定(4)よりフレキシブル・アームに加わる外力には関節およびペイロードの並進・回転慣性力がある。そこで、各リンクの変形を、次のような一端固定で他端に集中力 F [N]とモーメント M [N・m]が働く場合の静たわみ曲線[25]で表す。

$$V_n = \frac{L_n^3}{3E_n I_n} F_n + \frac{L_n^2}{2E_n I_n} M_n \quad \dots (2-3)$$

$$i_n = \frac{L_n^2}{2E_n I_n} F_n + \frac{L_n}{E_n I_n} M_n \quad (n=1, 2) \quad \dots (2-4)$$

さらに、たわみ角 i_n を消去するために、たわみ量 V_n とたわみ角 i_n の関係を線形式で近似することを考える。

今、フレキシブル・アームには外力として慣性力のみが働いているとすると、ペイロード並進慣性力： P_{TX} , P_{TY} , ひじ並進慣性力： P_{2Y} , ペイロード回転慣性力： R_T , ひじ回転慣性力： R_2 がそれぞれFig. 2-2のように働いている。したがって、これらの力と各リンク先端に加わる力 F 。およびモーメント M 。との間の関係式は静力学的釣合い条件より次のように求まる。

$$F_1 = P_{TX} \sin(i_1 + \theta_2) + P_{TY} \cos(i_1 + \theta_2) + P_{2Y}$$

$$F_2 = P_{TY}$$

$$M_1 = R_T + (L_2 + L \cos i_2) P_{TY} - (V_2 + L \sin i_2) P_{TX} + R_2$$

$$M_2 = R_T + P_{TY} L \cos i_2 - P_{TY} L \sin i_2 \quad \dots (2-5)$$

ここで、まず $i_2 \approx 0$, $V_2 \ll L$ として、(2-5)式をつぎのように変形する。

$$F_1 = P_{TX} \sin \theta_2 + P_{TY} \cos \theta_2 + P_{2Y}$$

$$F_2 = P_{TY}$$

$$M_1 = R_T + (L_2 + L) P_{TY} + R_2$$

$$M_2 = R_T + P_{TY} L \quad \dots (2-6)$$

さらに、ペイロード質量が非常に大きいことから、 P_{TX} , P_{TY} が支配的であることを考慮して、(2-6)式の中で影響の大きい項を残して次の式を導出した。

$$F_1 = P_{TX} \sin \theta_2 + P_{TY} \cos \theta_2$$

$$F_2 = P_{TY}$$

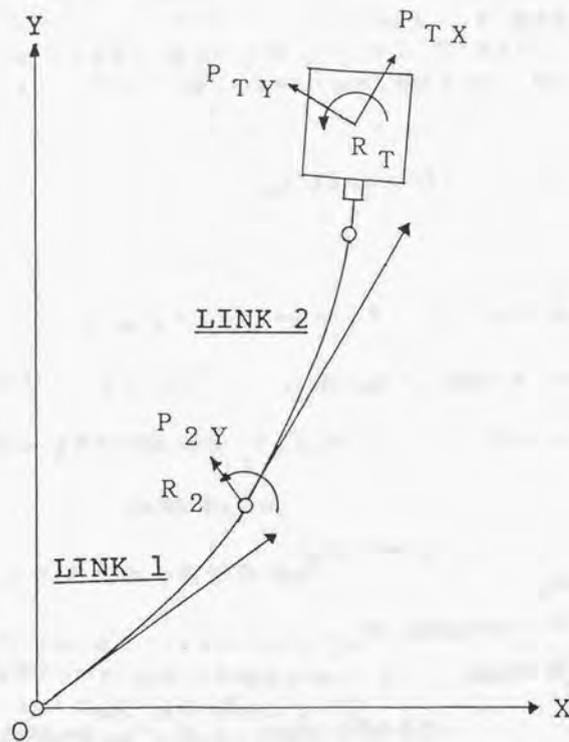


Fig. 2-2 フレキシブル・アームにかかる各慣性力

$$M_1 = (L_2 + L) P_{TY}$$

$$M_2 = P_{TY} L$$

... (2-7)

以上の近似の妥当性は最終的に導出モデルの妥当性として、第七章の中の動力学解析例のところで評価する。

そこで、(2-3), (2-4) 式に (2-7) 式を代入すると、 V_n と i_n が P_{TX} や P_{TY} によって表される。

$$V_1 = \frac{L_1^3 \sin \theta_2}{3E_1 I_1} P_{TX} + \frac{L_1^2}{E_1 I_1} \left(\frac{L_1 \cos \theta_2}{3} + \frac{L_2 + L}{2} \right) P_{TY}$$

... (2-8)

$$i_1 = \frac{L_1^2 \sin \theta_2}{2E_1 I_1} P_{TX} + \frac{L_1}{E_1 I_1} \left(\frac{L_1 \cos \theta_2}{2} + L_2 + L \right) P_{TY}$$

... (2-9)

$$V_2 = \frac{(2L_2 + 3L)L_2^2}{6E_2 I_2} P_{TY}$$

... (2-10)

$$i_2 = \frac{L_2(L_2 + 2L)}{3E_2 I_2} P_{TY}$$

... (2-11)

したがって、(2-10), (2-11) 式より次の線形式が導かれる。

$$i_2 = cV_2$$

... (2-12)

ただし、

$$c = \frac{3(L_2 + 2L)}{(2L_2 + 3L)L_2}$$

また、(2-8), (2-9), (2-10)式より次の線形式が導かれる。

$$i_1 = a V_1 + b V_2 \quad \dots (2-13)$$

ただし、

$$a = \frac{3}{2L_1}, \quad b = \frac{3E_2 I_2 L_1 (L_2 + L)}{2E_1 I_1 (2L_2^3 + 3L_2^2 L)}$$

また、(2-12), (2-13) 式の両辺を時間で微分すると、次式が得られる。

$$\dot{i}_1 = a \dot{V}_1 + b \dot{V}_2, \quad \dot{i}_2 = c \dot{V}_2 \quad \dots (2-14)$$

2.2.4 運動方程式の導出

つぎに系の運動方程式を導出する。まず、系の運動エネルギー K は、各質量点の並進と回転の運動エネルギーを導出することで次のように求まる。

$$K = \frac{1}{2} m_2 (\dot{x}_2^2 + \dot{y}_2^2) + \frac{1}{2} j_2 (\dot{\theta}_1 + \dot{i}_1)^2 + \frac{1}{2} m_T (\dot{x}_T^2 + \dot{y}_T^2) + \frac{1}{2} j_T (\dot{\theta}_1 + \dot{i}_1 + \dot{\theta}_2 + \dot{i}_2)^2 \quad \dots (2-15)$$

(2-15)式は(2-2), (2-14)式を用いて $(\theta_1, \theta_2, V_1, V_2)$ およびその時間微分の関数として表される。

一方系のポテンシャル・エネルギーは仮定(7)より重力を考えないので、リンクに蓄積される弾性エネルギーのみを考えれば良い。まず、ここでは各リンク先端の並進と回転の変形のみを考えているので、ポテンシャル・エネ

ルギー U を次のように表す。

$$U = \frac{1}{2} (V_1, i_1) \begin{bmatrix} k_{11} & k_{12} \\ k_{13} & k_{14} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} V_1 \\ i_1 \end{pmatrix} + \frac{1}{2} (V_2, i_2) \begin{bmatrix} k_{21} & k_{22} \\ k_{23} & k_{24} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} V_2 \\ i_2 \end{pmatrix} \quad \dots (2-16)$$

ただし、 k_{ij} ($i=1, 2; j=1, \dots, 4$) は剛性行列の各要素を表す。(2-16)式において、(2-12), (2-13) 式を用いて i_1 および i_2 を消去すると次のように変形される。

$$U = \frac{(k_1 V_1^2 + k_2 V_1 V_2 + k_3 V_2^2)}{2} \quad \dots (2-17)$$

つぎに k_n を求める。 U はリンク間に蓄えられる曲げ弾性エネルギーに等しいから、材料力学 [25] より次のように計算できる。

$$U = \frac{1}{2E_1 I_1} \int_0^{L_1} (F_1 x_1 + M_1)^2 dx_1 + \frac{1}{2E_2 I_2} \int_0^{L_2} (F_2 x_2 + M_2)^2 dx_2 \quad \dots (2-18)$$

したがって、(2-18)式を(2-7), (2-8), (2-10)式を使って V_n のパラメータで表し、(2-17)式と比較すると k_n が次のように求まる。

$$k_1 = \frac{3E_1 I_1}{L_1^3}, \quad k_2 = 0, \quad k_3 = \alpha/\beta \quad \dots (2-19)$$

ただし、

$$\alpha = 9L_1(L_2+L)E_2^2 I_2^2 (4L_1 - 4L_1 \cos \theta_2 + L_2 + L)$$

$$+ 12E_1 I_1 E_2 I_2 (L_2^3 + 3LL_2^2 + 3L^2 L_2)$$

$$\beta = E_1 I_1 (2L_2^3 + 3L_2^2 L)^2$$

以上より、ラグランジアンを計算し、ラグランジュの運動方程式を求めると、次のようになる。

$$M(q) \ddot{q} + \frac{1}{2} \left\{ \sum_{i=1}^4 \dot{q}_i \frac{\partial M(q)}{\partial q_i} \right\} \dot{q} + D\dot{q} + Kq = T \quad \dots (2-20)$$

ただし、

$$T = (T_1, T_2, 0, 0)^t,$$

$$q = (\theta_1, \theta_2, V_1, V_2)^t,$$

$$K = \frac{1}{2} \dot{q}^t M(q) \dot{q},$$

$$K = \text{diag}(0, 0, k_1, k_3),$$

$$D = \text{diag}(d_1, d_2, d_3, d_4)$$

d_1 および d_2 は関節部の摩擦であり、 d_3 および d_4 はリンク比例減衰である。

ここで、仮定(5)より遠心力およびコリオリの力は無視するので、

$$M(q) \ddot{q} + D\dot{q} + Kq = T \quad \dots (2-21)$$

を運動方程式として採用する。

2.3 むすび

本章の要点をまとめると以下のとおりである。

- (1) フレキシブル・アームのダイナミクスのリアルタイム補償を目的とした簡略ダイナミック・モデルの導出を行った。モデリングの対象として、大質量物をハンドリングし、リンクが極端に軽量化された宇宙用フレキシブル・アームを取扱った。そして、本研究では基礎的なモデリングとして、2リンク・スカラ型マニピュレータの平面内の運動を扱った。
- (2) フレキシブル・リンクの変形をモデル化するために、各リンクをマスレスとしたバネマス系で置換えた。そして、リンク変形を一端固定で他端に集中力とモーメントが働く場合の静たわみ曲線で表すことを提案した。
- (3) 動力学の定式化では、ラグランジュ法を用いて系の方程式を導出した。まず運動エネルギーと弾性エネルギーで構成されるラグランジアンから、ラグランジュの方程式を導き、さらに遠心力やコリオリの力を省略して、関節角とリンクたわみ量を座標とする簡略ダイナミック・モデルを導出した。このモデルはリアルタイム処理を考慮して、計算量を極端に減らしたモデルとなっている。

Chapter 3

関節トルク・センサを用いた振動制御法

3.1 まえがき

フレキシブル・アームの振動制御の問題は必ずしも宇宙に限ったことではなく、産業用ロボットにおいても運動の高速化のための重要な一技術である。そして、Bookら [1] の研究を初めとして、多くの研究がなされてきている。とくに、曲げ振動を扱ったものとしては、1リンク・アームについては、ダイレクトに先端位置を検出して制御に取込む方法 [12] や、歪ゲージをリンクたわみ量のセンサとして用いた状態フィードバックによる方法 [14] などが報告されている。これらの方法は、無次元のシステムを有限の離散モデルで置換えて、それをもとに制御系の設計を行っている。したがって、制御の質は高いが反面スビルオーバーの問題が生じるため実システムへ適用する場合は何らかの対策が必ず必要になる。また一方マニピュレータのような多リンク・システムに対してこれらの方法を適用しようとした場合、パラメータの数が飛躍的に増加することやリンク間の干渉が生じるため、数学モデルの導出においてリンク間の干渉を除いた場合で考えるなどの工夫が必要となる [26]。李ら [27] は、多リンク・システムに対してダイレクトに歪量をフィードバックする方法を提案している。これは一種のトルク・フィードバックとも考えられるが、やはり離散モデルで考えているので、スビルオーバーの問題は残っている。

また、振動制御に必要なセンサの構成をとってみても、現在マニピュレータにおいて広く用いられている関節角センサあるいは各軸/6軸トルク・センサなどに加えて、新たなセンサ（例えば加速度センサやリンクの歪センサ）を取付けることになれば、実システムにおいては取付け方法やコスト・アップなどの問題が生じてくる。

そこで、本章ではできる限り簡単な方法で制御系が構成できて、しかもアクチュエータやセンサもすでに広く使われているものを用いることで、実シ

システムへの適用が容易となることを考慮したフレキシブル・アームの振動制御の一方を提案する。ここでは、制御対象をスカラ型の多リンク・フレキシブル・アームとしており、基本的に関節角度と関節トルクをローカルにフィードバックすることによって、マニピュレータの位置と振動の制御を実現している。

まず、多リンク・スカラ型のフレキシブル・アームの分布定数系での運動方程式を導出する。フレキシブル・アームの剛体としての関節角の変化とリンクの変形とによるリンク移動量を系の状態変数として採用し、運動学関係の定式化を行う。そして、系の運動エネルギーとポテンシャル・エネルギー、外力のなす仕事を求め、ハミルトンの原理を使ってシステムの運動方程式（偏微分方程式）と境界条件を導出する。

つぎに得られた分布定数系のモデルをもとに人工ポテンシャル法 [28] を用いて位置と振動抑制に対する制御法を導出する。システムに人工的に付加するポテンシャルとしては、各関節角の制御を行うためのものと、各リンクの振動制御を行うためのものをそれぞれ 2 次形式で与える。そして、人工ポテンシャルが付加された場合のシステムの運動方程式を求め、境界において満足すべきモーメントの釣合い条件から、入力トルクを導出する。

導出された制御則を使った場合の分布システムの漸近安定性については、Lyapunovの方法を用いて議論する。Lyapunov関数としては、運動エネルギーとポテンシャル・エネルギーで構成したものを採用する。

3.2 フレキシブル・アームの分布定数系モデルの導出

3.2.1 解析モデルと座標系

ここでは、スカラ型の N リンク・フレキシブル・アームを解析対象として考えることにする。まず、議論を簡単にするために、このアームに対して、次のことを仮定する。

- (1) 同一面内の運動のみを考え、リンク変形は曲げのみを考える。
- (2) リンクは同一物質でかつ一様断面でできており、弾性変形のみを行う。
- (3) リンク変形はリンク長に比べて十分小さいものとする。
- (4) 各リンクに対して、Euler-Bernoulli モデルを適用する。
- (5) 剛体としての運動は、目標角回りの微小運動を考え、ベースは固定

とする。

- (6) 各関節は質点とする。
- (7) リンク振動の際に生じる空気抵抗やリンクの構造減衰は無視する。
- (8) 関節のバックラッシュは省略する。
- (9) 重力の影響は無視する。

つぎに曲げ変形も含めたアームの運動を Fig. 3-1 のような $O_i - r_i, y_i$ 座標系で記述する。慣性座標系 $O - r, y$ の原点をベースの関節軸中心にとり、これよりフレキシブル・アームがシリアルに結合されて r, y 平面内を運動する場合を考える。ベースにつくフレームを 1 番アームとして順次番号をつける。リンク i の基準点としてリンク $i-1$ との関節軸中心をとる、この点をリンク i に対する局所座標系の原点 O_i とする。ここで、

- m_i [kg] : 第 i 関節部質量
- θ_i^* [rad] : 第 i 関節部目標角度
- θ_i [rad] : θ_i^* からの偏差
- L_i [m] : 第 i リンク長
- w_i [m] : 第 i リンクのたわみ量
- T_i [N·m] : 第 i 関節部駆動トルク

である。また、リンク $i-1$ 先端での接線方向から θ_i^* だけ移動した方向を r_i 軸、これと直方向を y_i 軸として、 $O_i - r_i, y_i$ 座標系を定義する。

一方、 y_i を位置 r_i と時間 t の関数として次のように定義する [12]。

$$y_i(r_i, t) = r_i \theta_i + w_i(r_i, t) \quad \dots (3-1)$$

($i = 1, \dots, N$)

y_i はリンク i において原点 O_i から r_i の距離だけ離れたところで、関節角が θ_i だけ動き、さらにリンクが w_i だけ曲がった時の r_i 軸からの変位を示したものである。

さらに、ベクトル d_i を次のように定義する。

$$d_i = (r_i, y_i, 1)^t \quad \dots (3-2)$$

($i = 1, \dots, N$)

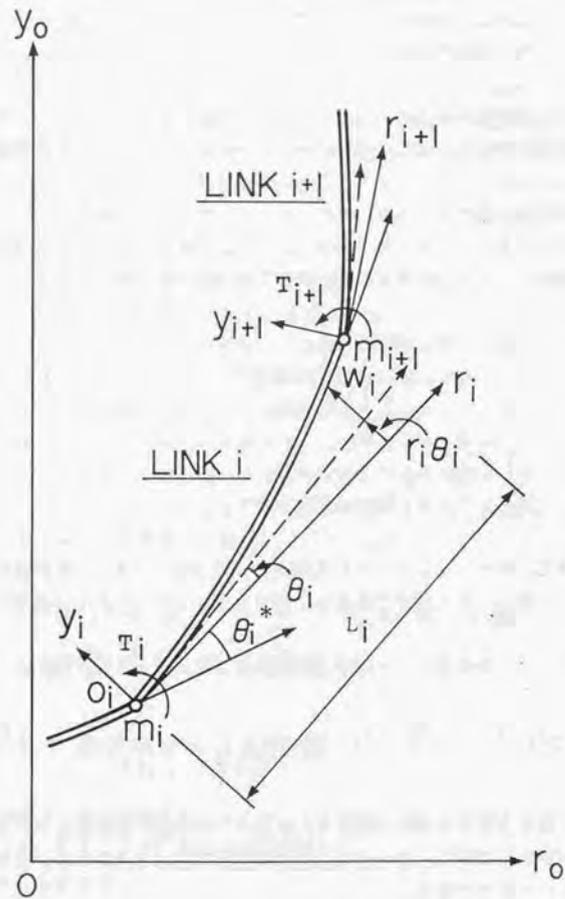


Fig. 3-1 Nリンク・フレキシブル・スカラー・アームの座標系

ここで上付きの t は転置を表す。

3.2.2 運動学的関係

つぎに、運動学的関係の定式化を行う。リンク i 上の任意の点の位置ベクトルは、アームのベースに固定された慣性座標系 $O-r, y$ で表すと、次のようになる。

$$d_i^o = P_i d_i \quad (i = 1, \dots, N) \quad \dots (3-3)$$

ここで上付きの o は慣性座標系での状態量を示している。また、 P_i は座標変換行列であり、次のように表すことができる。

$$P_i = R_1 A_1 R_2 A_2 \dots R_{i-1} A_{i-1} R_i \quad \dots (3-4)$$

($i = 1, \dots, N$)

ただし、 R_i は回転に関する座標変換行列、 A_i は並進に関する座標変換行列であり、次のように表される。

$$R_i = \begin{bmatrix} \cos \theta_i^* & -\sin \theta_i^* & 0 \\ \sin \theta_i^* & \cos \theta_i^* & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \dots (3-5)$$

$$A_i = \begin{bmatrix} 1 & 0 & L_i \\ 0 & 1 & y_i^L \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \dots (3-6)$$

$$y_i^L = L_i \theta_i + w_i(L_i, t) \quad \dots (3-7)$$

ただし回転変換においては、 θ_i およびリンクのたわみ角の影響は θ_i に比べて非常に小さいとして、無視している。

つぎに、座標変換行列の微分関係を明らかにする。(3-3) 式の両辺を時間微分すると次式が得られる。

$$\dot{d}_i^0 = \dot{P}_i d_i + P_i \dot{d}_i \quad \dots (3-8)$$

($i = 1, \dots, N$)

ここで、(3-4) 式より、

$$\begin{aligned} \dot{P}_i &= R_1 \dot{A}_1 R_2 A_2 \dots R_{i-1} \dot{A}_{i-1} R_i + \\ &\dots + R_1 A_1 R_2 A_2 \dots R_{i-1} \dot{A}_{i-1} R_i \\ &= \sum_{j=1}^{i-1} \frac{\partial P_i}{\partial y_j^L} \dot{y}_j^L \quad \dots (3-9) \end{aligned}$$

であるから、(3-8) 式は次のように変形される。

$$\dot{d}_i^0 = \left(\sum_{j=1}^{i-1} \frac{\partial P_i}{\partial y_j^L} \dot{y}_j^L \right) d_i + P_i \frac{\partial d_i}{\partial y_i} \dot{y}_i \quad \dots (3-10)$$

3.2.3 運動方程式の導出

システムの運動方程式を導出するために、システムのエネルギーについて考える。まず、システムの運動エネルギーとしてリンクの運動エネルギーを考える。

$$K = \sum_{i=1}^N \int_0^{L_i} k_i dr_i \quad \dots (3-11)$$

ここで、 k_i は単位長さ当たりのリンクの運動エネルギーであり、具体的には、

$$k_i = \frac{\rho_i(r_i)}{2} \text{trace} (\dot{d}_i^0 \dot{d}_i^{0t}) \quad \dots (3-12)$$

の2次形式で表される。 $\rho_i(r_i)$ はリンクの線密度である。(3-12)式に(3-10)式を代入して展開すると次式を得る。

$$\begin{aligned} k_i &= \frac{\rho_i}{2} \text{trace} \left[\left\{ \left(\sum_{j=1}^{i-1} \frac{\partial P_i}{\partial y_j^L} \dot{y}_j^L \right) d_i + P_i \frac{\partial d_i}{\partial y_i} \dot{y}_i \right\} \right. \\ &\quad \times \left. \left\{ \left(\sum_{j=1}^{i-1} \frac{\partial P_i}{\partial y_j^L} \dot{y}_j^L \right) d_i + P_i \frac{\partial d_i}{\partial y_i} \dot{y}_i \right\}^t \right] \\ &= \frac{\rho_i}{2} \text{trace} \left\{ \sum_{j=1}^{i-1} \sum_{k=1}^{i-1} \frac{\partial P_i}{\partial y_j^L} d_i d_i^t \frac{\partial P_i}{\partial y_k^L} \dot{y}_j^L \dot{y}_k^L \right. \\ &\quad \left. + 2 \left(\sum_{j=1}^{i-1} \frac{\partial P_i}{\partial y_j^L} d_i \frac{\partial d_i^t}{\partial y_i} P_i^t \dot{y}_j^L \right) \dot{y}_i + P_i \frac{\partial d_i}{\partial y_i} \frac{\partial d_i^t}{\partial y_i} P_i^t (\dot{y}_i)^2 \right\} \\ &\quad \dots (3-13) \end{aligned}$$

一方、これ以外の各関節部の並進運動エネルギーや関節軸の回転運動エネルギーは、運動方程式を導出していくと最終的に慣性力の形で境界条件の方に関与してくるものであり、扱いを単純にするためにここでは考えないことにする。境界条件に関係するものは外力のなす仕事のところで一括して考える。

つぎに、システムのポテンシャル・エネルギーを考えると、ここでは重力の影響は無視するので、次のように各リンクに蓄積される弾性エネルギーとなる。

$$V_p = \sum_{i=1}^N \int_0^{L_i} v_{pi} dr_i \quad \dots (3-14)$$

ここで、

$$v_{pi} = \frac{1}{2} E_i I_i (w_i'')^2 = \frac{1}{2} E_i I_i (y_i'')^2$$

$E_i I_i$: リンクの曲げ剛性 $\dots (3-15)$

である。プライムは r についての微分を表す。
最後に、外力のなす仕事について考える。各リンクに対しては外力は境界のところでは Fig. 3-2 のように働くものとする。まず、 $M_i^o(t)$ と $M_i^L(t)$ は各リンク両端に働くモーメントを代表させたものであり、運動エネルギーのところでは省略した関節出力軸の回転慣性力やアクチュエータの駆動トルク、隣接するリンクから加わるモーメントで構成されるものである。これに対して、 $Q_i^o(t)$ と $Q_i^L(t)$ は各リンク両端に働く力を代表させたものであり、運動エネルギーのところでは省略した関節部並進慣性力、隣接するリンクから加わる剪断力で構成される。したがって、外力のなす仕事は次のようになる。

$$V_w = \sum_{i=1}^N \{ Q_i^o(t) y_i(0, t) - Q_i^L(t) y_i(L_i, t) - M_i^o(t) y_i'(0, t) + M_i^L(t) y_i'(L_i, t) \}$$

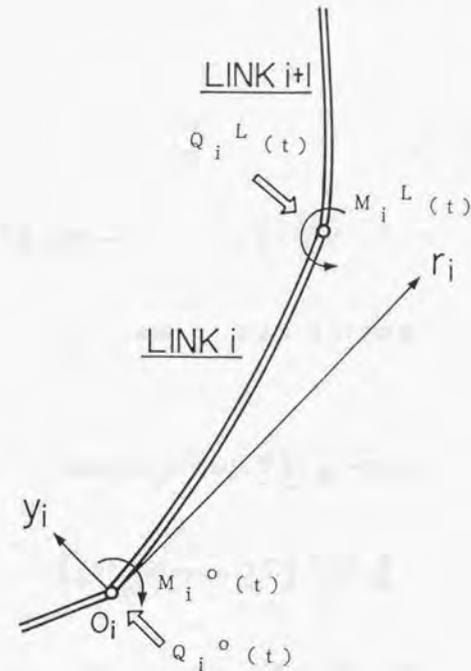


Fig. 3-2 フレキシブル・アームに働く力とモーメントの関係

$$= \sum_{i=1}^N v_{wi} \quad \dots (3-16)$$

L を次のように置く。

$$L = \sum_{i=1}^N \left(\int_0^{L_i} \underline{L}_i dr_i + v_{wi} \right) \quad \dots (3-17)$$

ただし、

$$L_i = k_i - v_{pi} \quad \dots (3-18)$$

である。

つぎに、ハミルトンの原理を使って、システムの運動方程式を求める。

(計算)

ハミルトンの原理を(3-17)式を使って、具体的に書くと、

$$\begin{aligned} \delta \int_{t_1}^{t_2} L dt &= \delta \int_{t_1}^{t_2} \sum_{i=1}^N \left(\int_0^{L_i} \underline{L}_i dr_i + v_{wi} \right) dt \\ &= \sum_{i=1}^N \left(\delta \int_{t_1}^{t_2} \int_0^{L_i} \underline{L}_i dr_i dt + \delta \int_{t_1}^{t_2} v_{wi} dt \right) \\ &= \sum_{i=1}^N (\delta J_1 + \delta J_2) \\ &= 0 \end{aligned} \quad \dots (3-19)$$

となる。ここで、

$$\delta J_1 = \int_{t_1}^{t_2} \int_0^{L_i} \left(\frac{\partial \underline{L}_i}{\partial \dot{y}_i} \delta \dot{y}_i + \frac{\partial \underline{L}_i}{\partial y_i''} \delta y_i'' + \frac{\partial \underline{L}_i}{\partial y_i} \delta y_i \right) dr_i dt$$

$$+ \sum_{j=1}^{i-1} \int_{t_1}^{t_2} \int_0^{L_j} \left(\frac{\partial \underline{L}_i}{\partial y_j^L} \delta y_j^L \right) dr_i dt$$

$$+ \sum_{j=1}^{i-1} \int_{t_1}^{t_2} \int_0^{L_j} \left(\frac{\partial \underline{L}_i}{\partial \dot{y}_j^L} \delta \dot{y}_j^L \right) dr_i dt$$

... (3-20)

$$\delta J_2 = \int_{t_1}^{t_2} \left(\frac{\partial v_{wi}}{\partial y_i^0} \delta y_i^0 + \frac{\partial v_{wi}}{\partial y_i^L} \delta y_i^L + \frac{\partial v_{wi}}{\partial y_i^{0'}} \delta y_i^{0'} \right.$$

$$\left. + \frac{\partial v_{wi}}{\partial y_i^{L'}} \delta y_i^{L'} \right) dt$$

... (3-21)

(3-20)式の δy_i の項について、時間に関して部分積分すると、

$$\int_{t_1}^{t_2} \int_0^{L_i} \left(\frac{\partial \underline{L}_i}{\partial \dot{y}_i} \delta \dot{y}_i \right) dr_i dt$$

$$= \int_0^{L_i} \left[\frac{\partial \underline{L}_i}{\partial \dot{y}_i} \delta y_i \right]_{t_1}^{t_2} dr_i$$

$$- \int_{t_1}^{t_2} \int_0^{L_i} \left(\frac{\partial}{\partial t} \frac{\partial \underline{L}_i}{\partial \dot{y}_i} \delta y_i \right) dr_i dt \quad \dots (3-22)$$

となる。ここで、 t_1, t_2 で変化がないので、 $\delta y_i(t_1) = \delta y_i(t_2) = 0$ だから、(3-22)式の初めの積分の中はゼロとなる。

一方、(3-20)式の $\delta y_i''$ の項について、 r_i に関して、二回部分積分する。

$$\begin{aligned} & \int_{t_1}^{t_2} \int_0^{L_i} \left(\frac{\partial L_i}{\partial y_i''} \delta y_i'' \right) dr_i dt \\ &= \int_{t_1}^{t_2} \left[\frac{\partial L_i}{\partial y_i''} \delta y_i' \right]_0^{L_i} dt \\ & \quad - \int_{t_1}^{t_2} \left[\frac{\partial}{\partial r_i} \left(\frac{\partial L_i}{\partial y_i''} \right) \delta y_i \right]_0^{L_i} dt \\ & \quad + \int_{t_1}^{t_2} \int_0^{L_i} \frac{\partial^2}{\partial r_i^2} \left(\frac{\partial L_i}{\partial y_i''} \right) \delta y_i dr_i dt \end{aligned} \quad \dots (3-23)$$

したがって、(3-19)式は次のように変形される。

$$\begin{aligned} & \sum_{i=1}^N \int_{t_1}^{t_2} \int_0^{L_i} \left\{ -\frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\partial L_i}{\partial \dot{y}_i} \right) + \frac{\partial^2}{\partial r_i^2} \left(\frac{\partial L_i}{\partial y_i''} \right) + \frac{\partial L_i}{\partial y_i} \right\} \delta y_i dr_i dt \\ & \quad + \sum_{i=1}^N \int_{t_1}^{t_2} \left[\frac{\partial L_i}{\partial y_i''} \delta y_i' \right]_0^{L_i} dt \end{aligned}$$

$$- \sum_{i=1}^N \int_{t_1}^{t_2} \left[\frac{\partial}{\partial r_i} \left(\frac{\partial L_i}{\partial y_i''} \right) \delta y_i \right]_0^{L_i} dt + \sum_{i=1}^N \delta J_2$$

$$+ \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^{i-1} \int_{t_1}^{t_2} \int_0^{L_i} \left(\frac{\partial L_i}{\partial y_j'} \delta y_j' + \frac{\partial L_i}{\partial \dot{y}_j} \delta \dot{y}_j \right) dr_i dt = 0$$

... (3-24)
(計算終)

まず、(3-24)式最初の積分項からシステムの運動方程式が次のように求まる。

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\partial L_i}{\partial \dot{y}_i} \right) - \frac{\partial^2}{\partial r_i^2} \left(\frac{\partial L_i}{\partial y_i''} \right) - \frac{\partial L_i}{\partial y_i} + f_i = 0 \\ & \quad (0 < r_i < L_i) \end{aligned} \quad \dots (3-25)$$

ただし、系の摩擦 f_i をここでは付加している。

また、(3-24)式の第二の積分項から δJ_2 までの項より、境界条件が次のように求まる。

$$-\frac{\partial L_i}{\partial y_i''} \Big|_{r_i=0} = M_i^0(t)$$

$$-\frac{\partial}{\partial r_i} \left(\frac{\partial L_i}{\partial y_i''} \right) \Big|_{r_i=0} = Q_i^0(t)$$

$$w_i(0, t) = w_i'(0, t) = 0$$

$$-\frac{\partial L_i}{\partial y_i''} \Big|_{r_i=L_i} = M_i^L(t)$$

$$-\frac{\partial}{\partial r_i} \left(\frac{\partial L_i}{\partial y_i''} \right) \Big|_{r_i=L_i} = Q_i^L(t) \quad \dots (3-26)$$

この中で、 $w_i(0, t) = w_i^-(0, t) = 0$ はあらかじめ“与えられた境界条件”であり、各リンクが根元で関節部に固定されていることから得られる条件である。一方、残りの4つの条件が、ハミルトンの変分原理から導かれる“自然の境界条件”である。ところで、(3-24)式の第三の積分は y_j^L と \dot{y}_j^L の変分に関するものである。この2つは、積分の中では変函数として扱わないので、この項からは境界条件ではなくて停留の条件が得られる。つまり、

$$\frac{\partial L_i}{\partial y_j^L} = 0$$

$$\frac{\partial L_i}{\partial \dot{y}_j^L} = 0 \quad \dots (3-27)$$

である。

さて、 p_i を次のように定義する。

$$p_i = \frac{\partial L_i}{\partial \dot{y}_i} \quad \dots (3-28)$$

また、 H_i を次のように定義する。

$$H_i = \sum_{j=1}^{i-1} \frac{\partial L_i}{\partial \dot{y}_j^L} \dot{y}_j^L + p_i \dot{y}_i - L_i$$

$$= k_i + v_{pi} \quad \dots (3-29)$$

すると、(3-28)および(3-29)式を使うことで次の第一式が得られ、また境界条件をデルタ関数を使って運動方程式に組込むと、(3-25)および(3-26)式はひとまとめになって第二式のように書換えられる。

$$\dot{y}_i = \frac{\partial H_i}{\partial p_i}$$

$$\dot{p}_i = -\frac{\partial H_i}{\partial y_i} - F(H_i) - f_i \quad (0 \leq r_i \leq L_i) \quad \dots (3-30)$$

ここで、

$$f_i = \alpha_i \dot{y}_i \quad (\alpha_i > 0)$$

$$F(H_i) = Q_i^0(t) \delta(r_i) - Q_i^L(t) \delta(r_i - L_i)$$

$$-\frac{\partial}{\partial r_i} \{ M_i^L(t) \delta(r_i - L_i) \}$$

$$+ \frac{\partial}{\partial r_i} \{ M_i^0(t) \delta(r_i) \} + \frac{\partial^2}{\partial r_i^2} \left(\frac{\partial H_i}{\partial y_i''} \right)$$

$$= \frac{\partial}{\partial r_i} \left(\frac{\partial H_i}{\partial y_i''} \right) \Big|_{r_i=0} \delta(r_i)$$

$$\begin{aligned}
& -\frac{\partial}{\partial r_i} \left(\frac{\partial H_i}{\partial y_i''} \right) \Big|_{r_i=L_i} \delta(r_i - L_i) \\
& -\frac{\partial}{\partial r_i} \left\{ \frac{\partial H_i}{\partial y_i''} \right\} \Big|_{r_i=L_i} \delta(r_i - L_i) \} \\
& + \frac{\partial}{\partial r_i} \left\{ \frac{\partial H_i}{\partial y_i''} \right\} \Big|_{r_i=0} \delta(r_i) \} + \frac{\partial^2}{\partial r_i^2} \left(\frac{\partial H_i}{\partial y_i''} \right)
\end{aligned}
\quad \dots (3-31)$$

であり、 δ はディラックのデルタ関数である。

3.3 人工ポテンシャル法による 制御則の導出

3.3.1 ポテンシャル関数の導出

前節で得られた分布系での運動方程式をもとに、ここでは人工ポテンシャル法を用いてフレキシブル・アームの振動抑制制御則を導出する。人工ポテンシャル法は、有本ら [28] が多リンク離散システム（剛体アーム）を対象として提案したものであり、制御系も含めたシステム全体の全エネルギーを扱うことで制御則の導出や安定性の証明を非常に明確に行うことができる。この考え方を分布定数システムに適用した例としては藤井 [30]、Bailey [31] らの報告があるが、いずれも衛星のパドルを対象とした1リンク・モデルであって、特に藤井らの扱ったものは境界条件も時間によって変化しない簡単なものである。これに対して本研究では、スカラ型ではあるが多リンク系を対象としており、境界条件にリンク間の干渉が含まれる場合を扱っている。

さて、フレキシブル・アームにおける位置と振動抑制に対する制御法について、具体的にはシステムのエネルギーの操作という立場に立てて導出する。ここで扱うシステムのエネルギーとは、運動エネルギーとポテンシャル・エネルギーである。

まず、リンク振動について考えてみる。リンク振動は、システムに外力が

働いてポテンシャル・エネルギーがリンク内に蓄積されることが原因となって生じる。つまり、蓄積されたポテンシャル・エネルギーが放出されることによって振動が生じる。発生した振動は、一般的には摩擦力によって力学的エネルギーを減少させていくことで抑制できる。しかし、これとは別に何らかの方法でこのポテンシャル・エネルギーの状態が任意にコントロールできれば、同様に振動抑制を行うことが可能となるであろう。

つぎにマニピュレータの位置制御について考えてみる。産業用ロボットに代表される一般の剛体マニピュレータは、そのほとんどが各関節毎にシンプルなフィードバック系（例えば関節角についてのPDフィードバック制御）を組込んで、ある程度の作業を行っている。この関節角のPDフィードバック制御を用いた場合の目標位置への収束については、有本ら [28] がポテンシャルの概念を基に考察している。そして、その中で制御系も含めたシステムのポテンシャル・エネルギーを操作することで、システムの特性を任意に変えることができることを述べている。つまり、この場合は制御系も機械系に置換えて扱うことができるのである。フレキシブル・アームにおいては、先に述べたように位置と振動の両方を制御する必要があるが、以上のことから、いずれも機械システムにおけるポテンシャル・エネルギーの操作という概念が利用できると思われる。

そこで、次のようなポテンシャルをシステムに付加することを考える。

$$\begin{aligned}
\bar{V} &= \sum_{i=1}^N \bar{v}_i \\
&= \sum_{i=1}^N (v_{1i} + v_{2i})
\end{aligned}
\quad \dots (3-32)$$

この関数はシステムの特性を望ましいものにするためのものであり、制御の目標状態を考慮して選んだものである。

まず v_{1i} は剛体としての各関節角の制御を行うためのものであり、以下のように θ_i についての2次形式で与える。

$$v_{1i} = \frac{1}{2} \frac{a_i}{L_i} \theta_i^2, \quad a_i > 0 \quad \dots (3-33)$$

一方、 v_{2i} は各リンクの振動制御を行うためのものであり、以下のように y_i についての2次形式で与えられる。

$$v_{2i} = c_i v_{pi}$$

$$= \frac{c_i}{2} E_i I_i (y_i'')^2, \quad c_i > 0 \quad \dots (3-34)$$

また、新たにシステムに付加するダンピング D_i を次のように与える。

$$D_i = \frac{\partial}{\partial r_i} \{ b_i \dot{\theta}_i \delta(r_i) \}, \quad b_i > 0 \quad \dots (3-35)$$

3.3.2 振動制御則 LTIP法の導出

つぎに人工ポテンシャル \bar{v}_i とダンピング D_i が付加された場合のシステム運動方程式を(3-30)式と同じ形で求める。そのため、次のように置く。

$$\bar{H}_i = H_i + \bar{v}_i \quad \dots (3-36)$$

さて、新たに求めるシステムの運動方程式は(3-30)式において H_i を \bar{H}_i とし、さらにダンピング D_i を加えれば良いことになるから、結局つぎのような形を取るようになる。

$$\dot{y}_i = \frac{\partial \bar{H}_i}{\partial p_i}$$

$$\dot{p}_i = -\frac{\partial \bar{H}_i}{\partial y_i} - F(\bar{H}_i) - f_i + D_i \quad (0 \leq r_i \leq L_i) \quad \dots (3-37)$$

ただし、そのためには、

$$\dot{y}_i = \frac{\partial \bar{H}_i}{\partial p_i}$$

$$= \frac{\partial H_i}{\partial p_i} \quad \dots (3-38)$$

$$\dot{p}_i = -\frac{\partial \bar{H}_i}{\partial y_i} - F(\bar{H}_i) - f_i + D_i$$

$$= -\frac{\partial H_i}{\partial y_i} - F(H_i) - f_i \quad (0 \leq r_i \leq L_i) \quad \dots (3-39)$$

が成立たなければならない。このうち、(3-38)式は成立つのは明らかである。一方、第二式は \bar{v}_i と D_i をシステムに加えるために、アクチュエータが発生すべきトルクを表している。そこで、そのトルクを導出する。これは、(3-39)式からリンク根元におけるモーメントの釣合い式を具体的に求めることで得られる。

まず、 $r_i = 0$ のところでは \bar{v}_i と D_i を付加する前はモーメントの釣合いにより次式が成立っている。

$$-M_i^0(t) = T_i - J_i \ddot{\theta}_i \quad \dots (3-40)$$

ここで、 T_i はアクチュエータ・トルクであり、 J_i は関節出力軸のイナーシャである。

一方、(3-39)式から境界条件を取り出すために、(3-39)式の両辺に r_i をかけて0から L_i まで積分する。

$$\int_0^{L_i} r_i \left\{ -\frac{\partial H_i}{\partial y_i} - F(\bar{H}_i) - f_i + D_i \right\} dr_i$$

$$= \int_0^{L_1} r_1 \left\{ -\frac{\partial H_1}{\partial y_1} - F(H_1) - f_1 \right\} dr_1 \quad \dots (3-41)$$

ところで、 $F(\bar{H}_1)$ については(3-31)式の関数 F の定義から、

$$F(\bar{H}_1) = (c_1 + 1) F(H_1) \quad \dots (3-42)$$

と変形されることから、(3-42)式を(3-41)式に代入し、さらに(3-31)式により $F(H_1)$ を具体的に書き下すと、(3-41)式は次のように変形される。

$$\begin{aligned} & \int_0^{L_1} c_1 r_1 M_1^0(t) \delta'(r_1) dr_1 \\ &= - \int_0^{L_1} r_1 \frac{\partial \bar{H}_1}{\partial y_1} dr_1 - c_1 \int_0^{L_1} r_1 \tilde{F}(H_1) dr_1 \\ &+ \int_0^{L_1} r_1 D_1 dr_1 \quad \dots (3-43) \end{aligned}$$

ただし、

$$\begin{aligned} \tilde{F}(H_1) &= \frac{\partial}{\partial r_1} \left(\frac{\partial H_1}{\partial y_1''} \right) \Big|_{r_1=0} \delta(r_1) \\ &- \frac{\partial}{\partial r_1} \left(\frac{\partial H_1}{\partial y_1''} \right) \Big|_{r_1=L_1} \delta(r_1 - L_1) + \frac{\partial^2}{\partial r_1^2} \left(\frac{\partial H_1}{\partial y_1''} \right) \\ &- \frac{\partial}{\partial r_1} \left(\frac{\partial H_1}{\partial y_1''} \right) \Big|_{r_1=L_1} \delta(r_1 - L_1) \end{aligned}$$

... (3-44)

とおいた。以下、(3-43)式の各項を具体的に計算する。

(計算)

まず、(3-43)式の左辺は(3-40)式と δ 関数の微分の定義を使って、次のように変形される。

$$\begin{aligned} & \int_0^{L_1} c_1 r_1 M_1^0(t) \delta'(r_1) dr_1 \\ &= -c_1 M_1^0(t) \\ &= c_1 (T_1 - J_1 \ddot{\theta}_1) \quad \dots (3-45) \end{aligned}$$

つぎに、

$$\frac{\partial \bar{H}_1}{\partial \theta_1} = \frac{\partial \bar{H}_1}{\partial y_1} \frac{\partial y_1}{\partial \theta_1} = r_1 \frac{\partial \bar{H}_1}{\partial y_1} \quad \dots (3-46)$$

が成立つから、(3-33)式を使って、(3-43)式右辺第一項は次のように変形される。

$$- \int_0^{L_1} r_1 \frac{\partial \bar{H}_1}{\partial y_1} dr_1 = -a_1 \theta_1 \quad \dots (3-47)$$

また、(3-43)式右辺第二項は(3-44)式を代入して具体的に部分積分を実行し、 $M_1^0(t)$ をパラメータとして使うと、

$$- c_1 \int_0^{L_1} r_1 \tilde{F}(H_1) dr_1 = -c_1 M_1^0(t) \quad \dots (3-48)$$

が得られる。

最後に、(3-43)式右辺第三項は(3-35)式と δ 関数の微分の定義を使って次のように変形される。

$$\int_0^{L_i} r_i D_i dr_i = -b_i \dot{\theta}_i \quad \dots (3-49)$$

(計算終)

したがって、(3-45), (3-47), (3-48), (3-49) 式をまとめると、(3-39)式から出発して次式が導かれたことになる。

$$T_i = J_i \ddot{\theta}_i + \frac{1}{c_i} [\{ a_i (\theta_i^* - \theta_{is}) - b_i \dot{\theta}_i \} - c_i T_{is}] \quad \dots (3-50)$$

ここで、

$$\begin{cases} \theta_i = \theta_{is} - \theta_i^* \\ T_{is} = E_i I_i \gamma_i^0 \end{cases} \quad (\theta_{is} : \text{センサ値}) \quad \dots (3-51)$$

である。(3-50)式において、関節出力軸のイナーシャについてのフィードフォワード項(右辺第一項)を除いた部分について見ると次のことがわかる。

T_{is} は関節部に働くトルクであるから、(3-50)式はFig. 3-3 のように関節角と関節トルクについてのローカルなフィードバック・ループを構成していることになる。ここで、

$$T_d = \frac{a_i}{c_i} (\theta_i^* - \theta_{is}) - \frac{b_i}{c_i} \dot{\theta}_i \quad \dots (3-52)$$

であり、 a_i , b_i , c_i は制御ゲインとなっている。本制御法を以下では、LTIP法 (Local torque feedback in the position loop) と呼ぶことにする。

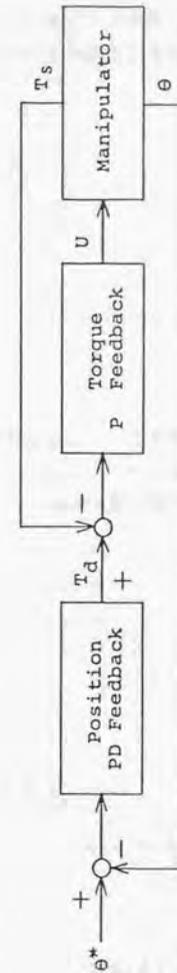


Fig. 3-3 LTIP制御システムのブロック図

3.4 LTIP法の漸近安定性の証明

つぎに、本制御法を用いた場合の安定性について、ここではLyapunovの方法を使って考察する。以下の式で表される \bar{H} をシステムのLyapunov関数として考えることにする。

$$\bar{H} = \sum_{i=1}^N \int_0^{L_i} \bar{H}_i dr_i \quad \dots (3-53)$$

ここで、 \bar{H}_i は、

$$\begin{aligned} \bar{H}_i &= H_i + \bar{v}_i \\ &= k_i + v_{pi} + \bar{v}_i \end{aligned} \quad \dots (3-54)$$

で表されるから、(3-53)式はシステム全体の運動エネルギーとポテンシャル・エネルギーを表していることになる。

そこで、(3-53)式両辺を時間で微分すると、

$$\begin{aligned} \dot{\bar{H}} &= \sum_{i=1}^N \int_0^{L_i} \left\{ \left(\frac{\partial \bar{H}_i}{\partial y_i} \right) \dot{y}_i + \left(\frac{\partial \bar{H}_i}{\partial p_i} \right) \dot{p}_i \right. \\ &\quad \left. + \left(\frac{\partial \bar{H}_i}{\partial y_i''} \right) \dot{y}_i'' \right\} dr_i \\ &\quad + \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^{i-1} \int_0^{L_i} \left(\frac{\partial \bar{H}_i}{\partial y_j^L} \right) \dot{y}_j^L dr_i \\ &\quad + \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^{i-1} \int_0^{L_i} \left(\frac{\partial \bar{H}_i}{\partial \dot{y}_j^L} \right) \ddot{y}_j^L dr_i \end{aligned} \quad \dots (3-55)$$

が得られる。このうち右辺の最後の2つの項は(3-27)式からゼロとなる。

さらに、右辺第二項にシステムの運動方程式(3-37)式を代入すると次式を得る。

$$\begin{aligned} \dot{\bar{H}} &= \sum_{i=1}^N \int_0^{L_i} \left\{ \left(\frac{\partial \bar{H}_i}{\partial y_i} \right) \dot{y}_i - \dot{y}_i \left(\frac{\partial \bar{H}_i}{\partial y_i} \right) - \dot{y}_i F(\bar{H}_i) \right. \\ &\quad \left. - \dot{y}_i f_i + \dot{y}_i D_i + \left(\frac{\partial \bar{H}_i}{\partial y_i''} \right) \dot{y}_i'' \right\} dr_i \\ &= \sum_{i=1}^N \int_0^{L_i} \left\{ \left(\frac{\partial \bar{H}_i}{\partial y_i''} \right) \dot{y}_i'' - \dot{y}_i F(\bar{H}_i) \right\} dr_i \\ &\quad - \sum_{i=1}^N \int_0^{L_i} (f_i - D_i) \dot{y}_i dr_i \end{aligned} \quad \dots (3-56)$$

以下(3-56)式右辺を具体的に計算する。

(計算)

まず、(3-56)式の最初の積分について考える。第一項について部分積分を行い、境界条件(3-26)式を用いると次のようになる。

$$\begin{aligned} \int_0^{L_i} \left(\frac{\partial \bar{H}_i}{\partial y_i''} \right) \dot{y}_i'' dr_i &= (c_i + 1) \\ &\quad \times \int_0^{L_i} \left(\frac{\partial v_{pi}}{\partial y_i''} \right) \dot{y}_i'' dr_i \\ &= (c_i + 1) \{ \dot{y}_i'(L_i, t) M_i^L(t) - \dot{y}_i'(0, t) \\ &\quad \times M_i^0(t) - \dot{y}_i(L_i, t) Q_i^L(t) \} \end{aligned}$$

$$+ \int_0^{L_i} \dot{y}_i \frac{\partial^2}{\partial r_i^2} \left(\frac{\partial v_{pi}}{\partial y_i} \right) dr_i \quad \dots (3-57)$$

また、第二項について、(3-31), (3-42) 式を用いると次のように変形される。

$$\begin{aligned} \int_0^{L_i} \dot{y}_i F(\bar{H}_i) dr_i &= (c_i + 1) \{ -\dot{y}_i(L_i, t) \\ &\times Q_i^L(t) + \dot{y}_i'(L_i, t) M_i^L(t) \\ &- \dot{y}_i'(0, t) M_i^0(t) + \int_0^{L_i} \dot{y}_i \frac{\partial^2}{\partial r_i^2} \left(\frac{\partial v_{pi}}{\partial y_i} \right) dr_i \} \end{aligned} \quad \dots (3-58)$$

したがって、

$$\sum_{i=1}^N \int_0^{L_i} \left\{ \left(\frac{\partial \bar{H}_i}{\partial y_i} \right) \dot{y}_i - \dot{y}_i F(H_i) \right\} dr_i = 0 \quad \dots (3-59)$$

が導かれる。

次に、(3-56)式の2番目の積分に(3-31), (3-35) 式を代入すると次式が得られる。

$$\begin{aligned} & - \sum_{i=1}^N \int_0^{L_i} (f_i - D_i) \dot{y}_i dr_i \\ & = - \sum_{i=1}^N \int_0^{L_i} \{ \alpha_i \dot{y}_i - b_i \dot{\theta}_i \delta'(r_i) \} \dot{y}_i dr_i \end{aligned}$$

$$= - \sum_{i=1}^N \left(\int_0^{L_i} \alpha_i \dot{y}_i^2 dr_i + b_i \dot{\theta}_i^2 \right) \quad \dots (3-60)$$

(計算終)

以上をまとめると、(3-55)式が最終的には次のように変形される。

$$\begin{aligned} \dot{\bar{H}} &= - \sum_{i=1}^N \left(\int_0^{L_i} \alpha_i \dot{y}_i^2 dr_i + b_i \dot{\theta}_i^2 \right) \\ &\leq 0 \end{aligned} \quad \dots (3-61)$$

さて、ポテンシャル・エネルギー ($v_{pi} + v_i$) は定義から正定値であり、その平衡点は $\theta_i = w_i = 0$ である。また、ここでは曲げ変形に対して線形理論を適用しており、 $w_i''(r_i, t) = 0$ 、すなわちリンクの曲率半径が無限大であることと、境界条件 $w_i(0, t) = \dot{w}_i(0, t) = 0$ から、 $w_i(r_i, t) = 0$ が得られる。したがって、 $\dot{\bar{H}} = 0$ を満たす点の集まり $\dot{y}_i = \dot{\theta}_i = 0$ 、すなわち $\dot{\theta}_i = \dot{w}_i = 0$ における最大不変集合が1点 $\dot{\theta}_i = 0$ 、 $\dot{w}_i = 0$ 、 $\theta_i = 0$ 、 $w_i = 0$ である。

したがって、La Salleの定理 [32] によって、 $t \rightarrow \infty$ で、

$$\begin{aligned} \dot{\theta}_i(t) &\rightarrow 0, & \dot{w}_i(r_i, t) &\rightarrow 0, \\ \theta_i(t) &\rightarrow 0, & w_i(r_i, t) &\rightarrow 0 \end{aligned} \quad \dots (3-62)$$

となるので、分布システムにおけるLTIP法の漸近安定性が示される。ただし、 $\dot{\theta}_i = 0$ とする。

3.5 むすび

本章の要点をまとめると以下のとおりである。

- (1) 安定性を重視した振動制御法の導出を目的として、フレキシブル・アームの分布定数系での運動方程式を求めた。多リンク・スカラー型フレキシブル・アームを対象として、運動エネルギーとポテンシャル・エネルギー、外力のなす仕事を求め、ハミルトンの原理を使ってシステムの運動方程式(偏微分方程式)と境界条件を導出した。

(2) 関節角と関節トルクのローカル・フィードバックによる振動制御法を新しく提案した。これは、制御系のポテンシャル・エネルギーを操作することで位置の制御を行い、また機械系のエネルギーを操作することで振動の制御を行うという考えのもとに、システムの分布定数系のモデルから人工ポテンシャル法を用いて導出された。

(3) 導出した制御方法を使った場合の分布システムの漸近安定性について、Lyapunovの方法を用いて証明した。Lyapunov関数としてシステムの全エネルギーを考え、平衡点、つまり関節角が目標値となり、リンク変形がゼロとなる点における漸近安定性を示した。提案した方法は、マニピュレータ・ダイナミクスの数学モデルによる補償は行っていないので、必ずしも最適で質の高い制御とはなっていない。しかし、単純なローカル・フィードバックで構成され、分布システムに対しての漸近安定性も補償されていることから、特に安全を最重視する宇宙システムへの利用に適していると考えられる。

Chapter 4

力／トルク・センサを用いた 振動制御法

4.1 まえがき

前章では、安定性に重点を置いた、関節トルクのローカル・フィードバックによるフレキシブル・アームの振動制御法を提案した。本章では、フレキシブル・アームの新しい振動制御法として各リンク先端たわみ量を制御量とするフィードバック制御法を提案し、実用的なセンサ系の構成と合わせて検討する。ただし、前章では対象を分布系として扱ったが、本章では離散系とする。

従来より行われてきた振動制御法には、ひずみゲージ出力のフィードバックや加速度フィードバックなどがあるが、どの方法を選ぶかはモデリングや利用できるセンサの種類に大きく依存している。たとえば多リンク系を考えた場合には数学的に厳密なモデルを導出するのは非常に困難であるため、アーム先端に仮想的な“集約ばね”を設定し、実質的に1リンクとみなしてその変位をフィードバックすることも行われている[17]。一方、センサにおいては、近似的にでもモデルが得られれば先端加速度センサなどアクチュエータから離れた場所に取付けたセンサを用いることができるが、一般的には各リンク根元のひずみゲージなどcolocateされたものを利用して、制御面での安定性を確保している。このリンク根元のひずみゲージを使ったローカル・フィードバックによる制御は、振動抑制の効果が良好であるため、数多くの実験例が報告されている。しかし、リンクに直接ひずみゲージをはるという方法は、実システムにおいては取付け方法やメンテナンスの点で問題がある。

本章は2リンク・フレキシブル・アームの振動制御について考える。特に、対象を宇宙用として、自重をささえる必要がないことから、リンクが極端に軽量化され、大質量物をハンドリングした場合を想定する。そして、このアームに対して各リンク先端のたわみ量をフィードバックする振動制御方法を

示す。

振動計測用のセンサとして、手首の力／トルク・センサを提案する。今後、マニピュレータの高機能化のためには力制御あるいはコンプライアンス制御を行うことが必要となり、そのために手首部に力／トルク・センサが取付けられる。例えば、宇宙ステーションの日本実験モジュール用の親アームにおいても、モニタ用ではあるが力／トルク・センサを取付けることが計画されている[33]。したがって、このセンサを力制御だけでなく振動制御にも利用できれば、加速度計を新たに取付ける方法に比べてコスト、スペース、メンテナンスの点で非常に有利となる。また、センサの数が減らせるという点では軽量化にもつながる。

まず、各リンクをマスレスとしたバネ・マス系で置換えたモデルを用いてフレキシブル・アームの動特性モデルを導き、これから状態方程式と観測方程式を導出する。動特性モデルは第2章で求めた、リンク変形を静たわみ曲線で近似した線形のラグランジュの方程式を利用する。そして、肩とひじの関節角、各リンク先端でのリンクたわみ量およびそれぞれの速度を状態変数とした状態方程式をラグランジュの方程式より導出する。また、肩とひじの関節角とその角速度およびマニピュレータ先端力を観測量とした観測方程式を導出する。

つぎに、マニピュレータ手首に取付けた力／トルク・センサを用いたリンクたわみ量推定法を提案する。力／トルク・センサよりマニピュレータ先端力を計測し、観測方程式よりその値で各リンク先端たわみ量を推定する。

さらに、各リンク先端たわみ量を使ったフレキシブル・アームの制御についても新たに提案する。

4.2 2リンク・アームの運動方程式の 導出

ここで対象とする2リンク・スカラ型フレキシブル・アームの運動方程式は、第2章で導出したものを基本的に利用する。そこで、以下に導出の概略をまとめておく。

4.2.1 解析モデルと運動学

まず、フレキシブル・アームのダイナミクスを導出するにあたって以下の仮定をおく。

- (1) 解析モデルは、2リンク・スカラ型のアームとし、リンク変形は曲げのみを考える。
- (2) リンクは同一物質でかつ一様断面でできており、弾性変形のみを行う。
- (3) リンク変形はリンク長に比べて十分小さいものとする。
- (4) ペイロードの質量が支配的とし、各リンクはマスをレスと考え、リンクの変形を静たわみ曲線で近似する。
- (5) アームの動作は遅いものとし、リンクの振動の際に生じる空気抵抗やリンクの内部粘性摩擦、駆動系の非線形性、ダイナミクスにおける遠心力やコリオリの力は無視する。
- (6) リンク変形は低次の自由振動とアクチュエータの強制力による変形が合わさったものとする。
- (7) 重力の影響はないものとする。

Fig. 4-1 の解析モデルを用いて、フレキシブル・アームのダイナミクス導出を行う。Fig. 4-1 においてO-XYは絶対座標系を表している。

ここで、

- m_T : 先端部質量 (手首部を含む)
- m_2 : ひじ関節質量
- j_T : 先端部回転慣性モーメント (手首部を含む)
- j_2 : ひじ関節回転慣性モーメント
- θ_1 : 肩関節相対角度
- θ_2 : ひじ関節相対角度
- V_1 : リンク1 (上腕) 先端部のたわみ量
- V_2 : リンク2 (前腕) 先端部のたわみ量

ひじ・手首・ペイロード重心の絶対座標をそれぞれ、 (x_2, y_2) 、 (x_3, y_3) 、 (x_t, y_t) とすると、

$$\begin{cases} x_2 = L_1 \cos \theta_1 - V_1 \sin \theta_1 \\ y_2 = L_1 \sin \theta_1 + V_1 \cos \theta_1 \end{cases}$$

$$\begin{cases} x_3 = x_2 + L_2 \cos s_1 - V_2 \sin s_1 \\ y_3 = y_2 + L_2 \sin s_1 + V_2 \cos s_1 \end{cases}$$

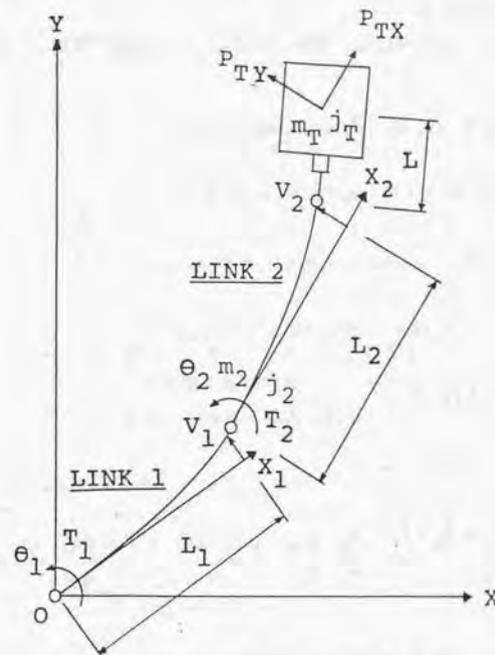


Fig. 4-1 2リンク・フレキシブル・アームの解析モデル

$$\begin{cases} x_T = x_3 + L \cos s_2 \\ y_T = y_3 + L \sin s_2 \end{cases}$$

ただし、

$$\begin{aligned} s_1 &= \theta_1 + i_1 + \theta_2 \\ s_2 &= \theta_1 + i_1 + \theta_2 + i_2 \end{aligned} \quad \dots (4-1)$$

ここで、 L_1 、 L_2 、 L は各リンク長であり、 i_1 、 i_2 は各リンク先端でのたわみ角である。

また、(4-1)式の両辺を時間微分することで、速度の関係式が次のように求まる。

$$\dot{x}_2 = -L_1 \dot{\theta}_1 \sin \theta_1 - \dot{V}_1 \sin \theta_1 - V_1 \dot{\theta}_1 \cos \theta_1$$

$$\dot{y}_2 = L_1 \dot{\theta}_1 \cos \theta_1 + \dot{V}_1 \cos \theta_1 - V_1 \dot{\theta}_1 \sin \theta_1$$

$$\dot{x}_3 = \dot{x}_2 - L_2 \dot{s}_1 \sin s_1 - \dot{V}_2 \sin s_1 - V_2 \dot{s}_1 \cos s_1$$

$$\dot{y}_3 = \dot{y}_2 + L_2 \dot{s}_1 \cos s_1 + \dot{V}_2 \cos s_1 - V_2 \dot{s}_1 \sin s_1$$

$$\dot{x}_T = \dot{x}_3 - L \dot{s}_2 \sin s_2$$

$$\dot{y}_T = \dot{y}_3 + L \dot{s}_2 \cos s_2$$

ただし、

$$\begin{aligned} \dot{s}_1 &= \dot{\theta}_1 + \dot{i}_1 + \dot{\theta}_2 \\ \dot{s}_2 &= \dot{\theta}_1 + \dot{i}_1 + \dot{\theta}_2 + \dot{i}_2 \end{aligned} \quad \dots (4-2)$$

4.2.2 運動方程式の導出

さて、各リンクの変形を次のような一端固定で他端に集中力 F_n とモーメント M_n が働く場合の静たわみ曲線で示す。

$$V_n = \frac{L_n^3}{3E_n I_n} F_n + \frac{L_n^2}{2E_n I_n} M_n \quad \dots (4-3)$$

$$i_n = \frac{L_n^2}{2E_n I_n} F_n + \frac{L_n}{E_n I_n} M_n \quad (n=1,2) \quad \dots (4-4)$$

今、リンク変形に大きな影響を与えるものとして、ペイロード並進慣性力を考える。すると、 V_n と i_n に関して次の線形式が導かれる。

$$i_1 = aV_1 + bV_2, \quad i_2 = cV_2 \quad \dots (4-5)$$

ただし、

$$a = \frac{3}{2L_1}, \quad b = \frac{3E_2 I_2 L_1 (L_2 + L)}{2E_1 I_1 (2L_2^3 + 3L_2^2 L)}$$

$$c = \frac{3(L_2 + 2L)}{(2L_2 + 3L)L_2}$$

そこで、各関節部の運動エネルギーと各リンクのポテンシャル・エネルギーを求め、ラグランジュの運動方程式を求めると次のようになる。ただし、仮定(5)より遠心力およびコリオリの力は無視する。

$$M(q) \ddot{q} + D\dot{q} + Kq = T \quad \dots (4-6)$$

ただし、 M ：質量マトリックス、 D ：減衰マトリックス、

K ：剛性マトリックス

$$q = (\theta_1, \theta_2, V_1, V_2)^T$$

4.2.3 状態方程式と観測方程式

以上が第2章で得られた結果であるが、ここではさらに(4-6)式を目標値まわりで線形化する。そこで、

$$\theta_i = \theta_i^* + \Delta \theta_i, \quad V_i = \Delta V_i \quad (i=1,2) \quad \dots (4-7)$$

を(4-6)式に代入して、 $\Delta \theta_1, \Delta V_1$ の1次関数で近似すると、運動方程式が次のように求まる。

$$\underline{M}\ddot{\underline{x}} + \underline{D}\dot{\underline{x}} + \underline{K}\underline{x} = \underline{I} \quad \dots (4-8)$$

ただし、

$$\underline{M}: \text{質量マトリックス} = \begin{bmatrix} \underline{M}_1 & \underline{M}_2 & \underline{M}_3 & \underline{M}_4 \\ & \underline{M}_5 & \underline{M}_6 & \underline{M}_7 \\ \text{---} & \text{---} & \underline{M}_8 & \underline{M}_9 \\ \text{sym.} & & & \underline{M}_{10} \end{bmatrix}$$

$$\underline{D}: \text{減衰マトリックス} = \text{diag}(d_1, d_2, d_3, d_4)$$

d_1 および d_2 は関節部の摩擦であり、 d_3 および d_4 はリンクの比例減衰である。

$$\underline{K}: \text{剛性マトリックス} = \text{diag}(0, 0, \underline{k}_1, \underline{k}_3)$$

$$\underline{k}_1 = 3E_1 I_1 / L_1^3, \quad \underline{k}_3 = \underline{\rho} / \underline{\ell}$$

$$\underline{\rho} = 9L_1(L_2 + L)E_2^2 I_2^2 (4L_1 - 4L_1 \cos \theta_2^* + L_2 + L)$$

$$+ 12E_1 I_1 E_2 I_2 (L_2^3 + 3LL_2^2 + 3L^2 L_2)$$

$$\underline{\ell} = E_1 I_1 (2L_2^3 + 3L_2^2 L)^2$$

$$\underline{I}: \text{関節トルク} = (T_1, T_2, 0, 0)^t$$

$$\underline{x} = (\Delta \theta_1, \Delta \theta_2, \Delta V_1, \Delta V_2)^t$$

$$= (\Delta \theta, \Delta V)^t$$

そして、(4-8)式より次の状態方程式が得られる。

$$\dot{\underline{X}} = \underline{A}\underline{X} + \underline{B}\underline{I} \quad \dots (4-9)$$

ただし、

$$\underline{A} = \begin{bmatrix} \underline{0} & \underline{E} \\ -\underline{M}^{-1}\underline{K} & -\underline{M}^{-1}\underline{D} \end{bmatrix}$$

\underline{E} : 単位行列

$$\underline{B} = [\underline{0}, \underline{M}^{-1}]^t$$

$$\underline{X} = [\underline{x}, \dot{\underline{x}}]^t$$

つぎに観測方程式を導く。リンク変形に大きな影響を与えるものとして、ペイロード並進慣性力を考えると、(4-3)式におけるF。とM。は静力学的釣合い関係から、第2章で考察したように次式が得られる。

$$F_1 = P_{TX} \sin \theta_2 + P_{TY} \cos \theta_2$$

$$F_2 = P_{TY}$$

$$M_1 = (L_2 + L) P_{TY}$$

$$M_2 = P_{TY} L$$

... (4-10)

これを(4-3)式に代入する。

$$V_1 = \frac{L_1^3}{3E_1 I_1} (P_{TX} \sin \theta_2 + P_{TY} \cos \theta_2)$$

$$+ \frac{L_1^2}{2E_1 I_1} (L_2 + L) P_{TY}$$

$$V_2 = \frac{L_2^2 (2L_2 + 3L)}{6E_2 I_2} P_{TY} \quad \dots (4-11)$$

これを P_{TX} , P_{TY} について解いて、次式を得る。

$$P_{TX} = \frac{3E_1 I_1}{L_1^3 \sin \theta_2} V_1 - \frac{3E_2 I_2 \{2L_1 \cos \theta_2 + 3(L_2 + L)\}}{L_1 L_2^2 (2L_2 + 3L) \sin \theta_2} V_2$$

$$P_{TY} = \frac{6E_2 I_2}{L_2^2 (2L_2 + 3L)} V_2$$

..... (4-12)

ただし、 $\theta_2 = 0$ のときは $P_{TX} = 0$ とする。(4-12)式をさらに目標値まわりで線形化する。(4-7)式を(4-12)式に代入すると、

$$P_{TX} = \frac{3E_1 I_1}{L_1^3 \sin \theta_2^* \left(1 + \frac{\Delta \theta_2}{\tan \theta_2^*}\right)} \Delta V_1$$

$$\frac{\{2L_1 \cos \theta_2^* (1 - \tan \theta_2^* \Delta \theta_2) + 3(L_2 + L)\}}{L_1 L_2^2 (2L_2 + 3L) \sin \theta_2^* \left(1 + \frac{\Delta \theta_2}{\tan \theta_2^*}\right)}$$

$$\times 3E_2 I_2 \Delta V_2$$

$$P_{TY} = \frac{6E_2 I_2}{L_2^2 (2L_2 + 3L)} \Delta V_2 \quad \dots (4-13)$$

ここで、次式が成立っている。

$$|\tan \theta_2^*| \geq |\theta_2^*| \gg |\Delta \theta_2| \quad \dots (4-14)$$

(-90 [deg] $< \theta_2^* < 90$ [deg])

よって、

$$\left| \frac{\Delta \theta_2}{\tan \theta_2^*} \right| \ll 1 \quad \dots (4-15)$$

したがって、(4-13)式はつぎのように近似される。

$$P_{TX} = \frac{3E_1 I_1}{L_1^3 \sin \theta_2^*} \Delta V_1$$

$$- \frac{3E_2 I_2 \{2L_1 \cos \theta_2^* + 3(L_2 + L)\}}{L_1 L_2^2 (2L_2 + 3L) \sin \theta_2^*} \Delta V_2$$

$$P_{TY} = \frac{6E_2 I_2}{L_2^2 (2L_2 + 3L)} \Delta V_2 \quad \dots (4-16)$$

そこで、観測量として、関節角度 $\Delta \theta$ 、角速度 $\dot{\Delta \theta}$ 、マニピュレータ先端力 P_{TX} , P_{TY} を選ぶと、この場合の観測方程式は次のようになる。

$$\underline{\dot{Y}} = \underline{C} \underline{X} \quad \dots (4-17)$$

が得られるが、明らかにこれのランクは8である。したがって、この系は可観測であることがわかる [34]。

4.3 リンクたわみ量の計測

フレキシブル・アームの振動制御を行うためには、フレキシブル・リンクの振動状態を計測する必要がある。ただし、ここで考える振動の対象は第3章で扱ったものとは違って、(4-8)式で記述される振動であり、ほぼ基本モードの振動と見なせる。したがって、(4-8)式で表されない高次のモードの振動に対してはスピルオーバーの問題が生じてくるが、これの対策については、4.4節で触れることにする。

さて、(4-9)式からわかるように、各リンク先端のたわみ量をフィードバックすることで、振動制御を行うことができる。つまり、フレキシブル・リンクの振動状態として、リンク先端たわみ量を計測する必要がある。たわみ量の計測には、光学センサを用いて直接たわみ量を計測する方法や、リンクにはたつひずみゲージの出力から推定する方法が考えられるが、いずれも複数のセンサを分散して配置する必要があるので、取付け方法やコストの点で実システムへの適用は難しいと考えられる。また、集中型のセンサとして、アーム先端に加速度計を取付けることも考えられるが、このようなセンサも高価なものとなる。

そこで、本研究では新たに振動センサとして手首に取付けた力/トルク・センサを用いて、各リンク先端のたわみ量を推定する方法を提案する。力/トルク・センサもコスト的には加速度センサと同じように高価ではあるが、もともとはマニピュレータの高機能化のために必要となる、力制御あるいはコンプライアンス制御を行うときに用いるセンサである。したがって、このセンサを力制御だけでなく振動制御にも利用できれば、新たに加速度計を取付ける方法に比べてコスト、スペース、メンテナンスの点で非常に有利となる。また、センサの数が減らせるという点では軽量化にもつながる。

前節での仮定により、各リンクの弾性変形は静たわみ曲線で近似されている。このとき、アーム先端に加わる並進力と各リンク先端のたわみ量との関係式は(4-16)式の線形式で与えられている。

$$P_{TX} = \frac{3E_1 I_1}{L_1^3 \sin \theta_2^*} \Delta V_1$$

$$- \frac{3E_2 I_2 \{ 2L_1 \cos \theta_2^* + 3(L_2 + L) \}}{L_1 L_2^2 (2L_2 + 3L) \sin \theta_2^*} \Delta V_2$$

$$P_{TY} = \frac{6E_2 I_2}{L_2^2 (2L_2 + 3L)} \Delta V_2 \quad \dots (4-22)$$

これより、次式が求められる。

$$\Delta V_1 = \frac{L_1^3 \sin \theta_2^*}{3E_1 I_1} P_{TX}$$

$$+ \frac{L_1^2 \{ 2L_1 \cos \theta_2^* + 3(L_2 + L) \}}{6E_1 I_1} P_{TY}$$

$$\Delta V_2 = \frac{L_2^2 (2L_2 + 3L)}{6E_2 I_2} P_{TY} \quad \dots (4-23)$$

ここでは、並進慣性力 P_{TX} 、 P_{TY} を手首の力/トルク・センサで計測する。計測量を F_X 、 F_Y とすると、Fig. 4-1 の座標系では、静力学的釣合い関係から、

$$\begin{cases} P_{TX} = F_X \cos i_2 - F_Y \sin i_2 \\ P_{TY} = F_X \sin i_2 + F_Y \cos i_2 \end{cases} \quad \dots (4-24)$$

が得られる。しかし、たわみ角 i_2 は非常に小さいものとし、その影響を無視することで、

$$\begin{cases} P_{TX} = F_X \\ P_{TY} = F_Y \end{cases} \quad \dots (4-25)$$

とした。以上より、力/トルク・センサより P_{TX} 、 P_{TY} が得られれば、(4

-23)式より各リンクたわみ量 ΔV_1 , ΔV_2 が実時間で推定される。

4.4 リンク先端たわみ量を使った 振動制御法の導出

フレキシブル・アームの制御においては、剛体としての位置姿勢制御と、フレキシブル・リンクの振動制御を同時におこなわなければならない。

状態フィードバックによる制御としては最適制御が考えられる。しかし、ここではモデル化の時に省略した高次の振動モード(モデル誤差)の影響が大きいことを考え、次の制御方法を考えた。位置姿勢制御については、安定性を重視してリンク間の干渉を考えないローカルなPDフィードバック制御を採用した。また振動制御においては、連成によるリンク間の干渉を考慮した制御とした。制御入力トルクは次式によって計算される。

$$T_i = g_{i1}(\theta_i^* - \theta_i) - g_{i2}\dot{\theta}_i + g_{i3}\Delta V_1 + g_{i4}\Delta V_2 \quad \dots (4-26)$$

($i=1, 2$)

ここで、 T_i は各アクチュエータの駆動トルク、 θ_i^* は目標関節角度、 $g_{i1} \sim g_{i4}$ は制御ゲインである。

ところで、ここでの仮定はリンク変形を静たわみ曲線で近似しているので、リンクの高周波の振動に対してはこの仮定は成立しない。また、ここで対象としている系は、アクチュエータとセンサ(力/トルク・センサ)が離れた場所に置かれているnon-colocateシステムであるため、スビルオーバーの問題が生じる。そこで、特に観測スビルオーバーの影響を除くために、力/トルク・センサの信号に対してはローパス・フィルタを通すことで、高周波成分をカットしている。

4.5 むすび

本章の要点をまとめると以下のとおりである。

- (1) フレキシブル・アームを、アクチュエータとセンサが離れた場所に置かれているnon-colocateシステムとして扱った場合の振動制御法について検討した。第2章で求めた準動的モデルを使って、状態方程式と観測方程式を導出した。状態量は関節角、リンクたわみ量およびそれぞれの速度とした。また、この系の可制御、可観測性も示

した。

- (2) 実用的な方法として、マニピュレータ手首に取付けた力/トルク・センサを用いたたわみ量推定法を提案した。マニピュレータが大質量物をハンドリングした状態で、力/トルク・センサによりアーム先端力を計測し、その値を使って観測方程式よりリンクたわみ量を実時間で推定する方法を示した。

- (3) 関節角とリンクたわみ量をフィードバックする振動制御法をnon-colocateシステムにおける制御法として提案した。この方法は角度センサ、角速度センサ、力/トルク・センサを基本的なセンサ構成としているが、例えばJEMRSでも同様の構成となっており、スビルオーバー対策を十分施せば、実システムへの適用が非常に容易であると考えられる。

Chapter 5

フレキシブル・アームの コンプライアンス制御

5.1 まえがき

第3章、第4章では、フレキシブル・アームの位置制御とその時生じる振動に対する抑制制御について論じた。これに対して本章では、フレキシブル・アームのコンプライアンス制御について考察する。

宇宙用マニピュレータに課せられる作業を考えると、ペイロードの運搬、ハンド・アイ・カメラによる監視など位置制御で対処できるもののほかに、コネクタの挿入、パネルの開閉等いわゆる力制御あるいはコンプライアンス制御を必要とする作業も当然存在する。特にマニピュレータの高技能化のためには力制御は非常に重要な要素であるが、フレキシブル・アームの力制御に関する研究はまだ少なく、わずかに限られた制御の実験結果などが報告されている [22]。

ところで、いわゆる剛体アームのように、その剛性のためにわずかな位置誤差でも大きな反力を受ける場合と違って、フレキシブル・アームはそれ自身が機械的コンプライアンス機構になっている。したがって、フレキシブル・アームを使ってコンプライアンス制御を行う場合、アーム自体の構造上のコンプライアンスとジョイント部のアクチュエータを介した制御となる。この時、例えば制御で手先のある方向に比較的固くなるようにしようとしても、構造的にその方向が非常に柔らかい特性を持っていると、目標どおりの固さが実現されなくなる。つまり、剛体アームと違って、フレキシブル・アームでは機械的コンプライアンスとサーボ・コンプライアンスの干渉の問題が生じるのである。これに対処するためには、フレキシブル・アームの構造上のコンプライアンス特性を十分に把握しておくことが重要な課題となる。

そこで、本章ではフレキシブル・アームの機械的コンプライアンスの特性把握とそれをふまえたコンプライアンス制御の遂行について取上げる。モデリングにおいては、第2章と同様、特に対象を宇宙用として、自重をささえ

る必要がないことから、リンクが極端に軽量化されたマニピュレータを想定し、リンクの変形を静たわみ曲線で近似する。このモデルをもとに、フレキシブル・アームの機械的コンプライアンスに対する一般化コンプライアンスだ円体とコンプライアンス中心を提案し、特性把握の指標とする。

まず、解析の対象を2リンク・スカラ型のアームとし、各リンクをマスレスとしたバネマス系で置換えたモデルを用いて、運動学的関係を導出する。つぎに、マニピュレータの作業座標として先端の位置姿勢、そして局所座標として関節角あるいはリンクたわみ量を設定して、それぞれの場合のヤコビ行列を求める。

フレキシブル・アームのヤコビ行列と剛性行列を使って一般化コンプライアンス行列を導出する。この時、局所座標として関節角を設定した場合のヤコビ行列とサーボ剛性による剛性行列を用いることで「サーボ系に対するコンプライアンス行列」が導かれる [35]。一方、局所座標としてリンクたわみ量を設定した場合のヤコビ行列とリンクの剛性行列を用いることで「機械系に対するコンプライアンス行列」が導かれる。これは、本章で新たに提案するものである。

得られたコンプライアンス行列を使って、「一般化コンプライアンスだ円体」と「一般化コンプライアンス中心」を導出する。コンプライアンスだ円体はアーム先端に単位力を加えた時のコンプライアンスによって先端が動く範囲を示したものであり、だ円体が大きいほどコンプライアンスも大きくなる。また、一般化コンプライアンス中心は、アーム系全体のコンプライアンスの作用に対して静的な意味で並進と回転の運動が分離される点である。

5.2 フレキシブル・アームの作業時のモデル化

5.2.1 解析モデルと座標系

まず、フレキシブル・アームの作業状態のモデル化を行う。ここで、扱う対象は2リンク・スカラ型のフレキシブル・アームであり、このアームが対象物に対して力を作用させて作業している場合（例えばピン挿入やならい作業）を想定する。その様な状態のモデルとして、Fig.5-1 を考える。モデルは、2リンク・フレキシブル・アームの先端に取付けられたグリッパを介して、作業点 O_p で作業面に対して力を与えているものである。力は、アーム各関節部アクチュエータにトルクを発生させることで得ている。ここでは、基本的な問題設定として、以下の仮定を置く。

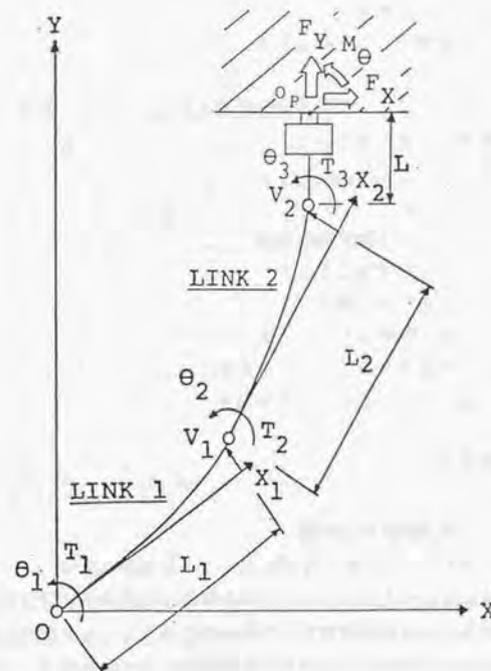


Fig.5-1 フレキシブル・アームの力作業時の解析モデル

- (1) 解析モデルは2リンク・スカラ型のアームとし、リンク変形は曲げのみを考える。
- (2) リンクは同一物質でかつ一様断面でできており、弾性変形のみを行う。
- (3) リンク変形はリンク長に比べて十分小さいものとする。
- (4) 作業面はXまたはY軸に平行に置かれているものとする。
- (5) アームの作業は準静的とし、また対象物との衝突問題は考えない。
- (6) アームが加える力は並進力が主であるとし、モーメント M_0 は十分小さいものとする。
- (7) 重力の影響はないものとする。

Fig.5-1 において、O-X Yは絶対座標系を表しており、座標中心Oはアームの肩関節部に固定されている。

また、パラメータとして、

- θ_3 [rad] : 手首関節相対角度
- T_3 [N·m] : 手首関節トルク
- O_P : マニピュレータ作業点
- F_X [N] : X方向マニピュレータ作用力
- F_Y [N] : Y方向マニピュレータ作用力
- M_0 [N·m] : マニピュレータ作用モーメント

を新たに設定する。

5.2.2 運動学的関係

さて、アームのひじ・手首・グリップ先端の絶対座標とアームの状態変数との関係式を求める。ここで、アームの状態変数としては各関節相対角度、各リンク先端部のたわみ量、各リンク先端部のたわみ角を選ぶ。すると、ひじ・手首・グリップの先端の絶対座標 (x_2, y_2) , (x_3, y_3) , (x_T, y_T) , 手先の絶対角度 θ_T は状態変数によってつぎのように表される。

$$\begin{cases} x_2 = L_1 \cos \theta_1 - V_1 \sin \theta_1 \\ y_2 = L_1 \sin \theta_1 + V_1 \cos \theta_1 \end{cases}$$

$$\begin{cases} x_3 = x_2 + L_2 \cos s_1 - V_2 \sin s_1 \\ y_3 = y_2 + L_2 \sin s_1 + V_2 \cos s_1 \end{cases}$$

$$\begin{cases} x_T = x_3 + L \cos \theta_T \\ y_T = y_3 + L \sin \theta_T \end{cases}$$

$$\theta_T = \theta_1 + i_1 + \theta_2 + i_2 + \theta_3 \quad \dots (5-1)$$

ただし、

$$s_1 = \theta_1 + i_1 + \theta_2$$

ここで、 L_1, L_2, L は各リンク長であり、 i_1, i_2 は各リンク先端部のたわみ角である。

さて、マニピュレータに加わる外力には対象物からの抗力とモーメントがある。そこで、各リンクの変形を、次のような一端固定で他端に集中力 F_n とモーメント M_n が働く場合の静たわみ曲線で表す。

$$V_n = \frac{L_n^3}{3 E_n I_n} F_n + \frac{L_n^2}{2 E_n I_n} M_n \quad \dots (5-2)$$

$$i_n = \frac{L_n^2}{2 E_n I_n} F_n + \frac{L_n}{E_n I_n} M_n \quad (n = 1, 2) \quad \dots (5-3)$$

ここで、 E_n は縦弾性係数、 I_n は断面2次モーメントを表している。今、リンク変形に大きな影響を与えるものとして、抗力 F_X と F_Y を考える。そして、たわみ量 V_n とたわみ角 i_n に関して線形式を導く。まず、第2章での導出における、ベイロード並進慣性力 P_{TX}, P_{TY} と F_X, F_Y との関係を求めるとつぎのようになる。

$$\begin{cases} P_{TX} = F_Y \cos (i_2 + \theta_3) + F_X \sin (i_2 + \theta_3) \\ P_{TY} = F_Y \sin (i_2 + \theta_3) - F_X \cos (i_2 + \theta_3) \end{cases} \quad \dots (5-4)$$

今、 $i_2 \dot{=} 0$ とすると、

$$\begin{cases} P_{TX} = F_Y \cos \theta_3 + F_X \sin \theta_3 \\ P_{TY} = F_Y \sin \theta_3 - F_X \cos \theta_3 \end{cases} \quad \dots (5-5)$$

したがって、外力として F_X , F_Y の代わりに、第2章と同様にして P_{TX} , P_{TY} に置換えて考えることができる。すると、 V_0 と i_0 に関して次の線形式が導かれる。

$$i_1 = aV_1 + bV_2, \quad i_2 = cV_2 \quad \dots (5-6)$$

ただし、

$$a = \frac{3}{2L_1}$$

$$b = \frac{3E_2 I_2 L_1 (L_2 + L)}{2E_1 I_1 (2L_2^3 + 3L_2^2 L)}$$

$$c = \frac{3(L_2 + 2L)}{2L_2^2 + 3L_2 L}$$

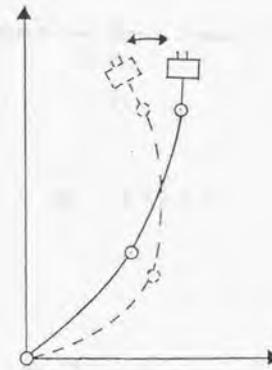
5.2.3 ヤコビ行列の導出

次に、上述の運動学的関係を用いて、Fig. 5-1 のフレキシブル・アームに対するヤコビ行列を導出する。

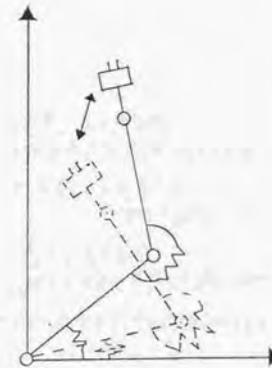
今、マニピュレータの作業点 O_p の絶対座標を表すベクトルを、

$$X = (x_T, y_T, \theta_T)^t \quad \dots (5-7)$$

と書くことにする。また、ここでは、Fig. 5-2 に示すように、機械系コンプライアンスによる手先での動きと、各関節のサーボ系コンプライアンスによるものとのを分けるため、局所座標を表すベクトルとして次の2つを定義する。



(a) 機械系コンプライアンスに起因する動き



(b) サーボ系コンプライアンスに起因する動き

Fig. 5-2 コンプライアンスに起因する手先の動きの比較

$$x_m = (V_1, V_2)^t \quad \dots (5-8)$$

$$x_s = (\theta_1, \theta_2, \theta_3)^t \quad \dots (5-9)$$

すると、(5-1) ~ (5-6) 式から、次式がそれぞれ得られる。

$$X = f_m(x_m) \quad \dots (5-10)$$

$$X = f_s(x_s) \quad \dots (5-11)$$

したがって、(5-10)、(5-11)式より次の2通りのヤコビ行列が得られる。

$$J_m = \frac{\partial f_m}{\partial x_m} = \begin{bmatrix} J_{m1} & J_{m2} \\ J_{m3} & J_{m4} \\ J_{m5} & J_{m6} \end{bmatrix} \quad \dots (5-12)$$

ただし、

$$J_{m1} = \frac{\partial x_T}{\partial V_1} = -\sin \theta_1 - L_2 a \sin(\theta_1 + \theta_2 + aV_1 + bV_2) - V_2 a \cos(\theta_1 + \theta_2 + aV_1 + bV_2) - L a \sin\{\theta_1 + \theta_2 + \theta_3 + aV_1 + (b+c)V_2\}$$

$$J_{m2} = \frac{\partial x_T}{\partial V_2} = -L_2 b \sin(\theta_1 + \theta_2 + aV_1 + bV_2)$$

$$- V_2 b \cos(\theta_1 + \theta_2 + aV_1 + bV_2)$$

$$- \sin(\theta_1 + \theta_2 + aV_1 + bV_2)$$

$$- \sin\{\theta_1 + \theta_2 + \theta_3 + aV_1 + (b+c)V_2\}$$

$$\times L(b+c)$$

$$J_{m3} = \frac{\partial y_T}{\partial V_1} = \cos \theta_1 + L_2 a \cos(\theta_1 + \theta_2 + aV_1 + bV_2) - V_2 a \sin(\theta_1 + \theta_2 + aV_1 + bV_2) + L a \cos\{\theta_1 + \theta_2 + \theta_3 + aV_1 + (b+c)V_2\}$$

$$J_{m4} = \frac{\partial y_T}{\partial V_2} = L_2 b \cos(\theta_1 + \theta_2 + aV_1 + bV_2) - V_2 b \sin(\theta_1 + \theta_2 + aV_1 + bV_2) + \cos(\theta_1 + \theta_2 + aV_1 + bV_2) + \cos\{\theta_1 + \theta_2 + \theta_3 + aV_1 + (b+c)V_2\} L(b+c)$$

$$J_{m5} = \frac{\partial \theta_T}{\partial V_1}$$

$$= a$$

$$J_{m6} = \frac{\partial \theta_T}{\partial V_2}$$

$$= b + c$$

$$J_s = \frac{\partial f_s}{\partial x_s}$$

$$= \begin{bmatrix} J_{s1} & J_{s2} & J_{s3} \\ J_{s4} & J_{s5} & J_{s6} \\ J_{s7} & J_{s8} & J_{s9} \end{bmatrix} \quad \dots (5-13)$$

$$J_{s1} = \frac{\partial x_T}{\partial \theta_1}$$

$$= -L_1 \sin \theta_1 - V_1 \cos \theta_1$$

$$- L_2 \sin (\theta_1 + \theta_2 + aV_1 + bV_2)$$

$$- V_2 \cos (\theta_1 + \theta_2 + aV_1 + bV_2)$$

$$- L \sin \{ \theta_1 + \theta_2 + \theta_3 + aV_1 + (b+c)V_2 \}$$

$$J_{s2} = \frac{\partial x_T}{\partial \theta_2}$$

$$= -L_2 \sin (\theta_1 + \theta_2 + aV_1 + bV_2)$$

$$- V_2 \cos (\theta_1 + \theta_2 + aV_1 + bV_2)$$

$$- L \sin \{ \theta_1 + \theta_2 + \theta_3 + aV_1 + (b+c)V_2 \}$$

$$J_{s3} = \frac{\partial x_T}{\partial \theta_3}$$

$$= -L \sin \{ \theta_1 + \theta_2 + \theta_3 + aV_1 + (b+c)V_2 \}$$

$$J_{s4} = \frac{\partial y_T}{\partial \theta_1}$$

$$= L_1 \cos \theta_1 - V_1 \sin \theta_1$$

$$+ L_2 \cos (\theta_1 + \theta_2 + aV_1 + bV_2)$$

$$- V_2 \sin (\theta_1 + \theta_2 + aV_1 + bV_2)$$

$$+ L \cos \{ \theta_1 + \theta_2 + \theta_3 + aV_1 + (b+c)V_2 \}$$

$$J_{s5} = \frac{\partial y_T}{\partial \theta_2}$$

$$= L_2 \cos (\theta_1 + \theta_2 + aV_1 + bV_2)$$

$$- V_2 \sin (\theta_1 + \theta_2 + aV_1 + bV_2)$$

$$+ L \cos \{ \theta_1 + \theta_2 + \theta_3 + aV_1 + (b+c)V_2 \}$$

$$J_{s6} = \frac{\partial y_T}{\partial \theta_3}$$

$$= L \cos \{ \theta_1 + \theta_2 + \theta_3 + aV_1 + (b+c)V_2 \}$$

$$J_{s7} = \frac{\partial \theta_T}{\partial \theta_1}$$

$$= 1$$

$$J_{s8} = \frac{\partial \theta_T}{\partial \theta_2}$$

$$= 1$$

$$J_{s9} = \frac{\partial \theta_T}{\partial \theta_3}$$

$$= 1$$

(5-12)式はリンクのコンプライアンスによる各リンク先端での微小変位と、それによってグリップ先端部が微小変位するときの関係を表すものであり、後で機械的コンプライアンス行列を導出する時に用いる行列である。一方、(5-13)式は各関節部のサーボ系のコンプライアンスによる各関節部の微小変位(この時リンクは変形しないものとする)と、それによってグリップ先端部が微小変位するときの関係を表すものであり、後でサーボ・コンプライアンス行列を導出する時に用いる行列である。

5.2.4 リンクばね定数の導出

つぎに、各フレキシブル・リンクのばね定数を求める。ここでは、 θ_3 を考慮に入れているので、第2章で導出したものに θ_3 の影響が加わる。

まず、(2-17)式より系のポテンシャル・エネルギーは、

$$U = \frac{k_{m1} V_1^2 + k_{m12} V_1 V_2 + k_{m2} V_2^2}{2} \quad \dots (5-14)$$

である。一方、Uは各リンクに蓄えられる弾性エネルギーに等しいから、つぎのように計算される。

$$U = \frac{1}{2E_1 I_1} \int_0^{L_1} (F_1 x_1 + M_1)^2 dx_1 + \frac{1}{2E_2 I_2} \int_0^{L_2} (F_2 x_2 + M_2)^2 dx_2 \quad \dots (5-15)$$

ただし、

$$\begin{aligned} F_1 &= F_Y \sin(\theta_2 + \theta_3) - F_X \cos(\theta_2 + \theta_3) \\ &= P_{TX} \sin \theta_2 + P_{TY} \cos \theta_2 \\ F_2 &= F_Y \sin \theta_3 - F_X \cos \theta_3 \\ &= P_{TY} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} M_1 &= (L_2 + L \cos \theta_3) F_2 \\ &= (L_2 + L \cos \theta_3) P_{TY} \\ M_2 &= L \cos \theta_3 F_2 \\ &= L \cos \theta_3 P_{TY} \end{aligned} \quad \dots (5-16)$$

したがって、(5-15)式を(5-2)、(5-16)式を使って V_n のパラメータで表し、(5-14)式と比較すると k_{m1} がつぎのように求まる。

$$k_{m1} = \frac{3E_1 I_1}{L_1^3}$$

$$k_{m12} = 0$$

$$k_{m2} = \frac{\alpha'}{\beta'} \quad \dots (5-17)$$

ただし、

$$\alpha' = 9L_1(L_2 + L \cos \theta_3) E_2^2 I_2^2 (4L_1 - 4L_1 \cos \theta_2 + L_2 + L \cos \theta_3)$$

$$+ 12E_1 I_1 E_2 I_2 (L_2^3 + 3LL_2^2 \cos \theta_3 + 3L_2 L^2 \cos^2 \theta_3)$$

$$\beta' = E_1 I_1 (2L_2^3 + 3L_2^2 L \cos \theta_3)^2$$

5.3 一般化コンプライアンス行列と コンプライアンス中心

5.3.1 コンプライアンス行列とコンプライアンス中心 の定義

さて、マニピュレータのいろいろな特性の評価を行うためには、マニピュレータのなかにある代表点を設定し、このような代表点に系全体の特性を集約させるためのさまざまな行列を定義して、その行列の特性を調べることが行われている。

例えば、マニピュレータの機構評価を行うための一つの基準としては、先端ツールを空間内でいかに自由に動かせるかということ、および作業対象に加える力とモーメントをいかに自由に操作できるかということの2点があげられる。そこで、各関節の動きをマニピュレータ先端という代表点に集約させる行列として、ヤコビ行列が定義される。このヤコビ行列に対して等方性を調べることで、マニピュレータの機構性能評価を行うことができる。また、この等方性を分かりやすく表示するための手段としてだ円体（この場合はFig. 5-3のような可操作性だ円体 [36]）表示が行われる [37]。

また例えば、マニピュレータの外部環境に対する動的な作業性能を評価するためには、マニピュレータとそれに保持される工具や物体が、外力に対してどのような応答を示すのか、その動的挙動を調べることが基本となる。そのために浅田ら [38] は逆慣性行列なるものを定義して、マニピュレータとそれに保持される工具からなる系の外部環境から見た質量特性を明らかにし、その特性をFig. 5-4のような一般化慣性だ円体によって表示している

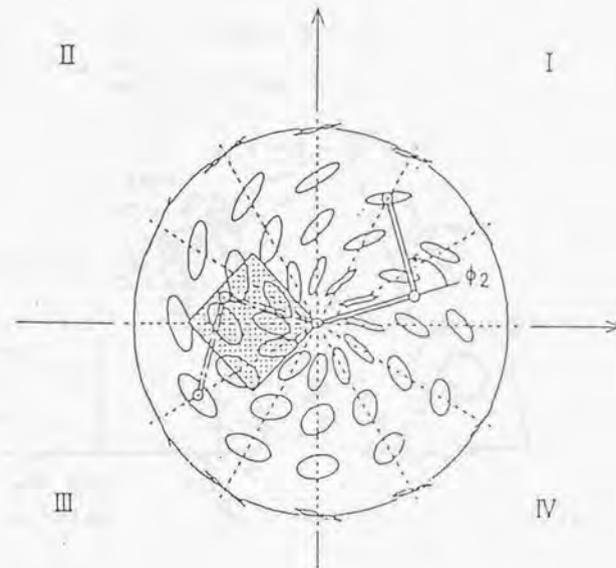


Fig. 5-3 宇宙用ロボットの可操作性だ円体の分布 [36]

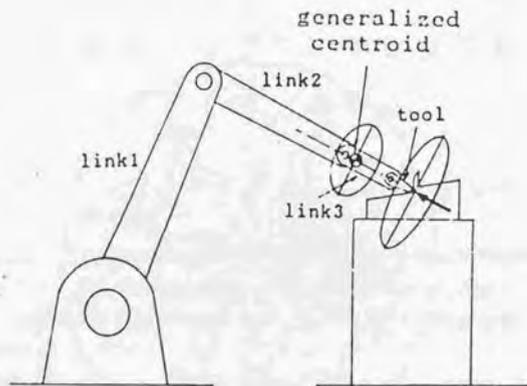


Fig. 5-4 マニピュレータの一般化慣性だ円体の分布 [38]

これに対して、本研究で考えているような、マニピュレータの外部環境に対する静的な作業性能を評価するためには、動的作業から類推して剛性行列を利用すれば良いことがわかる。そこで、静的作業を解析する手段として一般化コンプライアンス行列を考える。

今、作業座標 X に対応する力ベクトルを F 、局所座標 x に対応する力ベクトルを f とすると、各座標と力とは微小弾性変位を仮定すると次のような線形関係にある。

$$F = K \Delta X \quad \dots (5-18)$$

$$f = k \Delta x \quad \dots (5-19)$$

ただし、 K 、 k はそれぞれの座標に関する剛性行列である。また、 F と f とは次の関係式で結ばれている。

$$f = J^t F \quad \dots (5-20)$$

ここで、 J は、

$$X = f(x) \quad \dots (5-21)$$

から得られるヤコビ行列である。したがって、(5-18)~(5-20)式より次式が得られる。

$$\begin{aligned} f &= k \Delta x \\ &= J^t F \\ &= J^t (K \Delta X) \\ &= J^t K J \Delta x \quad \dots (5-22) \end{aligned}$$

したがって、

$$K = J^{-t} k J^{-1} \quad \dots (5-23)$$

が得られるから、

$$\begin{aligned} K^{-1} &= (J^{-t} k J^{-1})^{-1} \\ &= J k^{-1} J^t \end{aligned}$$

= C

・・・(5-24)

となる。ここで、 K^{-1} や k^{-1} は剛性行列に対してコンプライアンス行列と呼ばれるものである。したがって、(5-24)式はx座標系でのコンプライアンス行列 k^{-1} とO-XY座標系でのコンプライアンス行列Cとの関係を示している。Cは作業点 O_p から見たアーム系全体のコンプライアンス特性を集約したものであり、ここでは一般化コンプライアンス行列と呼ぶことにする。一般化慣性行列と同様の議論から[38]、平面運動の場合は、並進と回転に関して次のように分解される。

$$C = \begin{bmatrix} C_T & C_{TR} \\ C_{TR}^t & c \end{bmatrix}$$

$$= \begin{array}{|cc|c} C_X & C_{XY} & C_{X\theta} \\ C_{YX} & C_Y & C_{Y\theta} \\ \hline C_{X\theta} & C_{Y\theta} & C_\theta \end{array} \quad \dots (5-25)$$

ここで、 C_T は並進のみに関する正方行列、 c は回転のみに関するスカラー量で、 C_{TR} は両方の干渉に関するベクトルである。

また、Cの特性を表示するものとして、並進運動に関する C_T に対して一般化コンプライアンスだ円体が定義できる。今までに定義された円体は、簡単にいえば対象としている運動についての代表点での動き易さを示したものであり、次のようにまとめることができる。

(可操作だ円体)

マニピュレータの機構的運動を対象とした時の、マニピュレータ先端の機構的動き易さを表すもので、短軸方向が機構的拘束の影響を最大に受ける方向となる。

(一般化慣性だ円体)

マニピュレータの動的運動を対象とした時の、マニピュレータ先端などで

の慣性力による動き易さを表すもので、短軸方向にシステムの等価質量が最大となる。

これらと同様に、一般化コンプライアンスだ円体はつぎのようにまとめることができる。

(一般化コンプライアンスだ円体)

マニピュレータの静的運動を対象とした時の、マニピュレータ先端などでの弾性力による動き易さを表すもので、短軸方向にシステムの等価剛性が最大となる。

一般化コンプライアンスだ円体における長半径 λ_L と短半径 λ_S および長軸と短軸の方向 β_L と β_S は一般化慣性だ円体と同様、Cの固有値・固有ベクトルを求めることで得られる。正方行列Cについて特性方程式は、

$$|sE - C| = s^2 - (C_X + C_Y)s + (C_X C_Y - C_{XY}^2) = 0 \quad \dots (5-26)$$

と表されるから、固有値は次のように求まる。

$$\lambda_1 = \frac{1}{2} \{ (C_X + C_Y) + \sqrt{(C_X - C_Y)^2 + 4C_{XY}^2} \} \quad \dots (5-27)$$

$$\lambda_2 = \frac{1}{2} \{ (C_X + C_Y) - \sqrt{(C_X - C_Y)^2 + 4C_{XY}^2} \} \quad \dots (5-28)$$

また固有値より対応する固有ベクトルの方向を求めると、

$$(\lambda E - C) = \begin{bmatrix} \cos \theta \\ \sin \theta \end{bmatrix} = 0 \quad \dots (5-29)$$

であるから、

$$\tan \theta = -\frac{1}{2C_{XY}} \{ (C_X + C_Y) \pm \sqrt{(C_X - C_Y)^2 + 4C_{XY}^2} \} \quad \dots (5-30)$$

となる。そこで、2つの固有値 λ_1, λ_2 に対応する2つの固有ベクトルの方向をそれぞれ $\beta_1 = \tan \theta_1, \beta_2 = \tan \theta_2$ とすると、

$$\begin{aligned} \beta_1 &= \tan \theta_1 \\ &= -\frac{1}{2C_{XY}} \{ (C_X - C_Y) - \sqrt{(C_X - C_Y)^2 + 4C_{XY}^2} \} \quad \dots (5-31) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \beta_2 &= \tan \theta_2 \\ &= -\frac{1}{2C_{XY}} \{ (C_X - C_Y) + \sqrt{(C_X - C_Y)^2 + 4C_{XY}^2} \} \quad \dots (5-32) \end{aligned}$$

となる。したがって、長半径と短半径の長さはそれぞれ固有値 λ_1, λ_2 を使ってつぎのようになる。

$$\begin{aligned} \lambda_L &= \lambda_1 \\ &= \frac{1}{2} \{ (C_X + C_Y) + \sqrt{(C_X - C_Y)^2 + 4C_{XY}^2} \} \quad \dots (5-33) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \lambda_S &= \lambda_2 \\ &= \frac{1}{2} \{ (C_X + C_Y) - \sqrt{(C_X - C_Y)^2 + 4C_{XY}^2} \} \quad \dots (5-34) \end{aligned}$$

また、長軸と短軸の方向は β_1, β_2 を使って次のようになる。

$$\begin{aligned} \beta_L &= \beta_1 \\ &= \tan \theta_L \\ &= -\frac{1}{2C_{XY}} \{ (C_X + C_Y) - \sqrt{(C_X - C_Y)^2 + 4C_{XY}^2} \} \quad \dots (5-35) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \beta_S &= \beta_2 \\ &= \tan \theta_S \\ &= -\frac{1}{2C_{XY}} \{ (C_X + C_Y) + \sqrt{(C_X - C_Y)^2 + 4C_{XY}^2} \} \quad \dots (5-36) \end{aligned}$$

ただし、 θ_L, θ_S はX軸からの傾きである。

さて、マニピュレータの静的作業性能を見る指標として、一般化コンプライアンス行列およびコンプライアンスだ円体を導出したが、つぎにもう一つの指標として「一般化コンプライアンス中心」を導出する。そもそもマニピュレータの動作には、並進と回転の両方が存在する。したがって、外部から

力あるいはトルクが加わるとその結果として並進や回転が生じる。一般的には、並進外力が作用しても並進と回転の両方が生じるが、ある点に作用した場合に限っては回転が生じない、つまり並進と回転が分離される点が存在する。このような点を、静的作業では「コンプライアンス中心」といい、動的作業では「質量中心」と言う。これらをまとめると次のようになる。

(質量中心)

質量中心とは、アーム・工具系のような複数剛体からなる系で、工具の運動がアーム・リンクから動的な影響を受ける場合でも、慣性項の意味で並進運動と回転運動が分離される点をいい、浅田ら [38] によって提案された。

(コンプライアンス中心)

コンプライアンス中心とは、その点に並進外力が作用するとき並進変位のみを生じる点であって、弾性項の意味で並進運動と回転運動が分離される点をいい、Whitney [39] によって提案された。

これらの中心は、作業ごとに望ましい位置が存在するので、あらかじめその位置を求めておくのは重要である。ここでの対象は静的作業であるので、以下コンプライアンス中心を取上げる。

Whitney が提案したものは、RCC(Remote center compliance) ハンドを用いた場合のピン挿入作業時のコンプライアンス中心の最適位置について考察したものであり、この場合は、系のコンプライアンスがRCC に集約された形になっていた。これに対して、本研究で提案するのは、フレキシブル・リンク部や、関節サーボ系にコンプライアンスが分散されている場合に対してであり、その意味で特に「一般化コンプライアンス中心」と呼ぶことにする。

一般化コンプライアンス中心も、一般化質量中心と同様にして求めることができる。平面運動の場合、コンプライアンス行列は(5-25)式のように、4つの要素、すなわち C_T , C_{TR} , C_{TR}^t , c に分解される。今、コンプライアンス中心をPとして、点O_P からPに向かう位置ベクトル $r = [r_x, r_y]^t$ の成分から、ベクトル $\bar{r} = [-r_y, r_x]^t$ を作れば、点Pに関するコンプライアンス行列 C_P の非対角ブロックは、 $C_{TR} + c\bar{r}$ と表される。したがって、 $c \neq 0$ のとき、点Pの位置を

$$\bar{r} = -C_{TR}/c \quad \dots (5-37)$$

と選べば、コンプライアンス行列がブロック対角化され、点Pが一般化コ

ンプライアンス中心となる。Cは非負対称で、これが正則である限り $c \neq 0$ である。また $c = 0$ とは回転運動ができない特異点の状態を意味し、いかなる点に力が作用しても並進運動のみを生じる。

5.3.2 サーボ系に対するコンプライアンス行列の導出

つぎに、フレキシブル・アームのコンプライアンス特性を考えるにあたって、まずサーボ系を考える。サーボ系のコンプライアンスとは、関節部のアクチュエータのところでサーボ系によって実現される仮想的なばね特性によるものであり、制御則としてつぎのような比例制御を用いた時、

$$T_i = k_{s_i} (\theta_i^* - \theta_i) \quad \dots (5-38)$$

関節部の仮想的なばね定数は k_{s_i} となり、コンプライアンス定数は、 $1/k_{s_i}$ となる。そこで、 $(\theta_1, \theta_2, \theta_3)$ に対するサーボ剛性を $(k_{s_1}, k_{s_2}, k_{s_3})$ とすると、 x_s 座標系でのサーボ・コンプライアンス行列 k_s^{-1} は次のようになる。

$$k_s^{-1} = \text{diag} (k_{s_1}^{-1}, k_{s_2}^{-1}, k_{s_3}^{-1}) \quad \dots (5-39)$$

そこで、(5-24)式よりサーボ系についての一般化コンプライアンス行列はつぎのようになる。

$$C_s = J_s k_s^{-1} J_s^t \quad \dots (5-40)$$

これに、(5-13), (5-39)式を代入すると次のようになる。

$$C_s = \begin{bmatrix} J_{s1} & J_{s2} & J_{s3} \\ J_{s4} & J_{s5} & J_{s6} \\ J_{s7} & J_{s8} & J_{s9} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1/k_{s1} & & 0 \\ & 1/k_{s2} & \\ 0 & & 1/k_{s3} \end{bmatrix} \times$$

$$\begin{aligned}
 & \begin{bmatrix} J_{s1} & J_{s4} & J_{s7} \\ J_{s2} & J_{s5} & J_{s8} \\ J_{s3} & J_{s6} & J_{s9} \end{bmatrix} \\
 & = \begin{bmatrix} C_{sX} & C_{sXY} & C_{sX\theta} \\ C_{sYX} & C_{sY} & C_{sY\theta} \\ C_{sX\theta} & C_{sY\theta} & C_{s\theta} \end{bmatrix} \\
 & = \begin{bmatrix} C_{sT} & C_{sTR} \\ C_{sTR} & C_s \end{bmatrix}
 \end{aligned}$$

・・・(5-41)

ただし、

$$C_{sX} = C_{s1} J_{s1}^2 + C_{s2} J_{s2}^2 + C_{s3} J_{s3}^2$$

$$C_{sXY} = C_{s1} J_{s1} J_{s4} + C_{s2} J_{s2} J_{s5} + C_{s3} J_{s3} J_{s6}$$

$$C_{sYX} = C_{sXY}$$

$$C_{sY} = C_{s1} J_{s4}^2 + C_{s2} J_{s5}^2 + C_{s3} J_{s6}^2$$

$$C_{sX\theta} = C_{s1} J_{s1} J_{s7} + C_{s2} J_{s2} J_{s8} + C_{s3} J_{s3} J_{s9}$$

$$C_{sY\theta} = C_{s1} J_{s4} J_{s7} + C_{s2} J_{s5} J_{s8} + C_{s3} J_{s6} J_{s9}$$

$$C_{s\theta} = C_{s1} J_{s7}^2 + C_{s2} J_{s8}^2 + C_{s3} J_{s9}^2$$

$$C_{s1} = 1/k_{s1}, C_{s2} = 1/k_{s2}, C_{s3} = 1/k_{s3}$$

また、並進コンプライアンス行列 C_{sT} に対する一般化コンプライアンスだ円体を求める。このだ円体の長半径と短半径を λ_{sL} と λ_{sS} 、および長軸と短

軸の方向を β_{sL} と β_{sS} とすると、(5-33)、(5-34)、(5-35)、(5-36) 式よりつぎのように求まる。

$$\begin{aligned}
 \lambda_{sL} &= \frac{1}{2} \{ (C_{sX} + C_{sY}) \\
 & \quad + \sqrt{(C_{sX} - C_{sY})^2 + 4C_{sXY}^2} \} \\
 & \quad \dots (5-42)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 \lambda_{sS} &= \frac{1}{2} \{ (C_{sX} + C_{sY}) \\
 & \quad - \sqrt{(C_{sX} - C_{sY})^2 + 4C_{sXY}^2} \} \\
 & \quad \dots (5-43)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 \beta_{sL} &= \tan \theta_{sL} \\
 & \quad \vdots \\
 &= -\frac{1}{2C_{sXY}} \{ (C_{sX} - C_{sY}) \\
 & \quad - \sqrt{(C_{sX} - C_{sY})^2 + 4C_{sXY}^2} \} \\
 & \quad \dots (5-44)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 \beta_{sS} &= \tan \theta_{sS} \\
 &= -\frac{1}{2C_{sXY}} \{ (C_{sX} - C_{sY})
 \end{aligned}$$

$$+ \sqrt{(C_{sX} - C_{sY})^2 + 4C_{sXY}^2} \quad \dots (5-45)$$

一方、サーボ系についての一般化コンプライアンス中心は、(5-37)式より次のようになる。

$$\begin{aligned} \bar{r}_s &= (-r_{sy}, r_{sx})^t \\ &= -C_{sTR} / c_s \end{aligned} \quad \dots (5-46)$$

ただし、

$$r_{sx} = -(C_{s1} J_{s4} J_{s7} + C_{s2} J_{s5} J_{s8} + C_{s3} J_{s6} J_{s9}) / R$$

$$r_{sy} = (C_{s1} J_{s1} J_{s7} + C_{s2} J_{s2} J_{s8} + C_{s3} J_{s3} J_{s9}) / R$$

$$R = C_{s1} J_{s7}^2 + C_{s2} J_{s8}^2 + C_{s3} J_{s9}^2$$

5.3.3 機械系に対するコンプライアンス行列の導出

つぎに、フレキシブル・アームの機械系のコンプライアンス特性について考える。機械系のコンプライアンスは、各フレキシブル・リンクのばね特性によって実現されるものであり、静たわみ曲線近似により、つぎのようになっている。

$$f_i = k_{mi} V_i \quad \dots (5-47)$$

つまり、リンク部のばね定数は k_{m1} であり、コンプライアンス定数は $1/k_{m1}$ となるがサーボ系のコンプライアンスと違って自由に設定することはできない。いま、 (V_1, V_2) に対する機械的剛性は(5-17)式より (k_{m1}, k_{m2}) であるから、 x_m 座標系での機械的コンプライアンス行列 k_m^{-1} はつぎのようになる。

$$k_m^{-1} = \text{diag}(k_{m1}^{-1}, k_{m2}^{-1}) \quad \dots (5-48)$$

そこで、(5-24)式より機械系についての一般化コンプライアンス行列はつぎのようになる。

$$C_m = J_m k_m^{-1} J_m^t \quad \dots (5-49)$$

これに、(5-12)、(5-48)式を代入するとつぎのようになる。

$$\begin{aligned} C_m &= \begin{bmatrix} J_{m1} & J_{m2} \\ J_{m3} & J_{m4} \\ J_{m5} & J_{m6} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1/k_{m1} & 0 \\ 0 & 1/k_{m2} \end{bmatrix} \\ &\times \begin{bmatrix} J_{m1} & J_{m3} & J_{m5} \\ J_{m2} & J_{m4} & J_{m6} \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} C_{mX} & C_{mXY} & C_{mX\theta} \\ C_{mYX} & C_{mY} & C_{mY\theta} \\ C_{mX\theta} & C_{mY\theta} & C_{m\theta} \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} C_{mT} & C_{mTR} \\ C_{mTR}^t & c_m \end{bmatrix} \end{aligned} \quad \dots (5-50)$$

ただし、

$$\begin{aligned} C_{mX} &= C_{m1} J_{m1}^2 + C_{m2} J_{m2}^2 \\ C_{mXY} &= C_{m1} J_{m1} J_{m3} + C_{m2} J_{m2} J_{m4} \\ C_{mYX} &= C_{mXY} \\ C_{mY} &= C_{m1} J_{m3}^2 + C_{m2} J_{m4}^2 \end{aligned}$$

$$C_{mX\theta} = C_{m1} J_{m1} J_{m5} + C_{m2} J_{m2} J_{m6}$$

$$C_{mY\theta} = C_{m1} J_{m3} J_{m5} + C_{m2} J_{m4} J_{m6}$$

$$C_{m\theta} = C_{m1} J_{m5}^2 + C_{m2} J_{m6}^2$$

$$C_{m1} = 1/k_{m1}$$

$$C_{m2} = 1/k_{m2}$$

また、並進コンプライアンス行列 C_{mT} に対する一般化コンプライアンスだ円体を求める。このだ円体の長半径と短半径を λ_{mL} と λ_{mS} 、および長軸と短軸の方向を β_{mL} と β_{mS} とすると、(5-33)、(5-34)、(5-35)、(5-36) 式よりつぎのように求まる。

$$\lambda_{mL} = \frac{1}{2} \{ (C_{mX} + C_{mY}) + \sqrt{(C_{mX} - C_{mY})^2 + 4C_{mXY}^2} \}$$

・・・(5-51)

$$\lambda_{mS} = \frac{1}{2} \{ (C_{mX} + C_{mY}) - \sqrt{(C_{mX} - C_{mY})^2 + 4C_{mXY}^2} \}$$

・・・(5-52)

$$\beta_{mL} = \tan \theta_{mL}$$

$$= -\frac{1}{2C_{mXY}} \{ (C_{mX} - C_{mY}) - \sqrt{(C_{mX} - C_{mY})^2 + 4C_{mXY}^2} \}$$

$$\beta_{mS} = \tan \theta_{mS}$$

$$= -\frac{1}{2C_{mXY}} \{ (C_{mX} - C_{mY}) + \sqrt{(C_{mX} - C_{mY})^2 + 4C_{mXY}^2} \}$$

一方、機械系についての一般化コンプライアンス中心は、(5-37)式より次のようになる。

$$\bar{r}_m = (-r_{my}, r_{mx})^t$$

$$= -C_{mTR} / c_m$$

・・・(5-55)

ただし、

$$r_{mx} = -(C_{m1} J_{m3} J_{m5} + C_{m2} J_{m4} J_{m6}) / (C_{m1} J_{m5}^2 + C_{m2} J_{m6}^2)$$

$$r_{my} = (C_{m1} J_{m1} J_{m5} + C_{m2} J_{m2} J_{m6}) / (C_{m1} J_{m5}^2 + C_{m2} J_{m6}^2)$$

5.4 フレキシブル・アームのコンプライアンス制御の考え方

実際の一般化コンプライアンス行列 C_T は、フレキシブル・アームの場合サーボ系と機械系の合わさったものであるが、ここでは各ばね要素が直列に接続されているとみなせるので、

$$\frac{1}{k_T} = \frac{1}{k_{T_s}} + \frac{1}{k_{T_m}}$$

・・・(5-56)

となる。

さて、マニピュレータの作業には多くの種類があり、それを行うための最適なコンプライアンス特性も作業の形態によって異なってくる。一般的には作業時の移動方向にのみかたく、それ以外の方向には柔らかいのが好ましい。松丸 [35] によれば、例えばワイヤ上のビーズ玉操作作業を行う場合は Fig. 5-5(a) のようなドーナツに近いコンプライアンス特性が適している。このような特性を持てば、X、Y 方向に柔らかいのでワイヤの形状にならうことができ、ビーズがワイヤに引っかかることなくスムーズに動かすことができる。また壁面に字を書く作業の場合は、Fig. 5-5(b) のような面内方向にかたく、面に垂直な方向に柔らかい特性を持たせることで、鉛筆をなめらかに動かすことが可能となる。

一方、コンプライアンス中心の最適位置についても、各作業に対応して異なっている。例えば Whitney [39] によれば、軸が鉛直上方より下降して面取部に当たるとき、軸が傾かずにそのままの姿勢で穴の中心部に並進移動することが望ましい (Fig. 5-6)。RCC ハンドの場合、面取部からの反力が軸先端のコンプライアンス中心の近くを通るため、軸にモーメントが作用せず並進運動のみを生じる。軸が傾かず穴の中心部に移動するならば、穴に挿入されて2点接触となるときの挿入深さが深く、jammingなどを起こしにくい。

そこで、このような作業をフレキシブル・アームでおこなわせる時に考慮しなければならないのは、サーボ系と機械系のコンプライアンスの両方が存在し、しかも前者は自由に設定することができるが、後者は系に固有のものであるということである。例えば、ピン挿入を行うために、まず軸方向のコンプライアンスをサーボ系を使って小さく設定しようとするとき、 k_{Ts} を大きく取る必要があるが、(5-56)式からわかるように、

$$\frac{1}{k_T} = \frac{1}{k_{Ts}} + \frac{1}{k_{Tm}} \quad \dots (5-56)$$

において、 $k_{Ts} \gg 1$ とすると、

$$\frac{1}{k_T} \approx \frac{1}{k_{Tm}} \quad \dots (5-57)$$

となり、システムのコンプライアンスはサーボ系でなくて、機械系の特性

に依存するようになる。したがって、この場合は $k_{Ts} \gg 1$ と同時に、できる限り $k_{Tm} \gg 1$ とする必要があるわけである。(5-40)、(5-49) 式より、

$$k_{Ts} = f(\theta, V, k_g) \quad \dots (5-58)$$

$$k_{Tm} = f(\theta, V) \quad \dots (5-59)$$

であるので、アームの姿勢やリンクの変形量のみによって、 k_{Tm} は変化する。どのように変化するかは、第9章で示すが、サーボ系によるコンプライアンス特性の設定にあたっては、機械系の影響も十分考慮し、各作業に応じた適切な姿勢を選ぶことが必要であることがわかる。

また、コンプライアンス中心についても(5-46)、(5-55) 式より、

$$\bar{r}_s = f(\theta, V, k_g) \quad \dots (5-60)$$

$$\bar{r}_m = f(\theta, V) \quad \dots (5-61)$$

となっているので、コンプライアンス特性の場合と同様の議論が成立つ。つまり、この場合は、できる限り \bar{r}_s と \bar{r}_m の位置が一致するような姿勢を選ぶ必要がある。

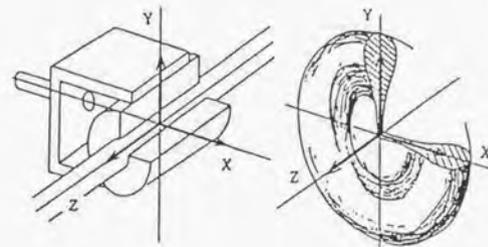
5.5 むすび

本章の要点をまとめると以下のとおりである。

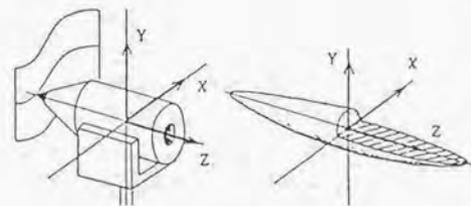
- (1) フレキシブル・アームの持つ機械的コンプライアンスの特性を考慮したコンプライアンス制御について検討した。そして、フレキシブル・アームの場合、制御で手先のある方向に比較的固くなるようにしても、構造的にその方向が非常に柔らかい特性を持っていると、目標どおりの固さが実現できない。いわば機械系とサーボ系のコンプライアンスの干渉の問題が存在することを示した。
- (2) フレキシブル・アームの機械的コンプライアンス特性解析に重要な役割を果たす概念として「一般化コンプライアンス行列」を提唱した。また、その特性を具体的に表現する手段として「一般化コンプライアンスだ円体」と「一般化コンプライアンス中心」を提案した。前者はリンクの剛性特性をアーム先端に集約させたものであり、一

方後者はアーム系全体のコンプライアンスに対して、静的な意味での並進と回転の運動が分離される点である。

- (3) フレキシブル・アームにおけるコンプライアンス制御について検討した。作業形態に応じてそれぞれ最適なコンプライアンス特性が存在するが、フレキシブル・アームでは機械系とサーボ系の両方のコンプライアンスの干渉の問題がある。しかし、機械系の方の特性はアームの姿勢によって大きく変化するので、精度の良いコンプライアンス制御を行うためには、機械系の影響を受けにくい適切な姿勢を選ぶ必要があるという指針を示した。



(a) ビーズ玉操作作業時



(b) 壁面に字を書く作業の場合

Fig. 5-5 作業に適した手先コンプライアンス[35]

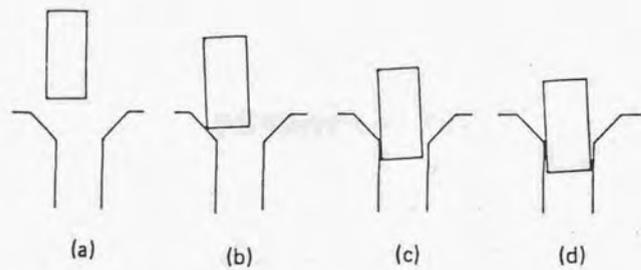


Fig. 5-6 ピン挿入作業

Chapter 6

2リンク・フレキシブル・アーム 実験装置の試作

6.1 まえがき

以上の各章でフレキシブル・アームのモデリングと制御について理論的展開を行ったが、以後はこれらの有効性を検証するための各種実験を行う。そこで、まず実験に使用するフレキシブル・アームの実験装置を試作する。

本研究では宇宙用のフレキシブル・アームを対象としているので、地上において微小重力環境下での実験を行わなければならない。したがって、いかに重力の影響をなくすかが重要なポイントになる。一般に地上で重力をキャンセルする方法としては、(a) 物体を落下させる (b) 物体を水中に沈める (c) 物体をワイヤ等で吊る等が考えられる。これらは、いずれも3次元的な運動が可能な状態で、重力をキャンセルするための方法であるが、それぞれに長所・短所があり、実験の種類によってその方法が選択される。(a)の方法は非常に精度の良い微小重力環境が得られる反面、重量物を落下させるのは危険であり、せいぜい材料実験程度である。また、(b)の方法は実験対象が大きくて質量の大きいものでも大丈夫であるが、防水が必要となり、とくに電気系を持つ装置にとっては難しい。さらに(c)の方法も長時間の実験が可能であるが、物体の重心位置にワイヤを取り付けるのがかなり難しい。

そこで、本実験装置においては空気軸受による浮上方式を採用した。この方法ならば、運動の自由度は平面内に拘束されるものの、比較的簡単に実験室内で実現でき、また長時間の実験が可能であり、微小重力のレベルもまずまずのものが得られる、大きな質量のものでも対応できるなど、まさに本実験には最適の方法である。なお、本研究は基部を固定したスカラ型アームを対象としていることから、片持ちにして支持する方法も考えられるが、この場合は本研究の対象外としているねじり振動が生じ易くなるために好ましくない。また、宇宙用として一番重要となる耐熱真空、耐放射線性については本研究の主旨と直接関係しないので、考えないこととした。

まず、実験装置を試作するにあたって設定した仕様について述べる。宇宙用マニピュレータの唯一の実施例は米国のスペース・シャトル用マニピュレータであるから、このシステムの関節角速度や基本固有振動数をもとに、実験装置の大きさ、ペイロードの質量等各種仕様を決定する。

試作する実験装置の機構本体については、マニピュレータ・浮上系・ベースに分け、それぞれの試作結果について述べる。マニピュレータの全長は1.5 [m]となっており、また、ハンドリングするペイロードの質量は最大300 [kg]であり、このときの基本固有振動数は0.05 [Hz]となっている。

実験装置の制御装置については、計算機、コントローラ、センサ系に分け、その概要について述べる。計算機には16bitのパーソナル・コンピュータを使用し、また、センサ系はポテンションメータ、タコジェネレータ、各軸/3軸力/トルク・センサ、カメラ等から構成される。

また、試作した実験装置に対し、各種シミュレーションの時に用いる値も含めた各種パラメータについて記述しておく。

6.2 2リンク・フレキシブル・アームの 実験装置の仕様

ここで試作する実験装置は、宇宙用フレキシブル・アームの制御の実験を行うためのものである。しかし、第1章で述べたように、“宇宙用アーム” = “フレキシブル・アーム”ではなく、あくまで機械系と制御系の干渉の結果、フレキシブル・アームとしての特性が現れるものであり、その意味では現在のところ宇宙用フレキシブル・アームというものは存在していない。そこで、実験装置を試作するにあたっては、宇宙用マニピュレータとしての唯一の実施例であるスペース・シャトル用のリモート・マニピュレータ (SRMS) の仕様を参考に、この特性値にできる限り近づけるように実験装置を作り、それをフレキシブル・アームとしての性質が現れる程度に高速で動かすという立場を取る。

まず、SRMSの主な仕様をTable 6-1に示す。SRMSは全長15[m]で451[kg]の質量に対して、実に67倍の30[t]の最大ペイロードをハンドリングする仕様となっている。基本固有振動数については、無負荷時では0.5[Hz]に対し、アーム質量の20倍の9[t]ハンドリング時ではその約1/10倍の0.06[Hz]と、非常に低い値となっている。しかしながら、最大関節速度のところを見れば分かるように、負荷時には速度を1/10に落として、機械系と制御系の干渉を防いでいる。つまり、SRMSはれっきとした剛体アームとして運用されている。

Table 6-1 SRMSの基本仕様 [4]

全長	15.24 [m]
最大先端力	86 [N]
自由度	6 + 1 (グリッパ)
最大関節トルク	肩 1308 [N・m] ひじ 894 [N・m] 手首 392 [N・m]
最大関節速度 (カッコ内は負荷時)	肩 0.04 [rad / s] (0.004) ひじ 0.06 [rad / s] (0.006) 手首 0.08 [rad / s] (0.008)
アーム質量	451 [kg]
最大ペイロード質量	30 [t]
基本固有振動数	0.06 [Hz] (P/L 9t時) 0.5 [Hz] (無負荷時)

さて、この仕様をもとに実験装置の仕様を決める。まずアームの全長は、実験室の広さの関係から、1.5[m]と決めた。つぎに、最大P/L質量はやはり実験装置架台の強度上の問題から300[kg]と設定した。ここで、SRMSと一番合わせたいのは基本固有振動数である。そこで、300[kg]負荷時の基本固有振動数を0.06[Hz]とした。一方、フレキシブル・アームとしての特性を出すためには高速でアームを動かす必要がある。このことから、最大関節速度は、負荷時および無負荷時ともSRMSの10倍程度に設定した。以上のようにして決定した、実験装置の基本仕様をTable 6-2に示す。アーム質量を15[kg]としたが、本実験装置もその20倍のペイロードをハンドリングすることになっている。なお、本実験装置を以下ではTESRA(Teleoperated elastic space robot arm)-Iと呼ぶことにする。

6.3 機構本体

Fig. 6-1に試作したTESRA-Iの外観を、またFig. 6-2にシステム構成を示す。TESRA-Iは架台(ベース)、マニピュレータ、ペイロード、コントローラから成り立っている。以下、それぞれの構成要素について述べることにする。

6.3.1 マニピュレータ

全長1.5[m]で、浮上部分(肩関節を除いた)の質量は10[kg]である。

(自由度の構成)

本マニピュレータは、スカラ型でその動作が水平面内に限定されているため、先端部の位置決めに必要な最小自由度数は2である。そして、グリッパの姿勢が変えられるように合計3自由度の構成とした。また、グリッパには、はさみの1自由度を配置した。そして、各関節の動作範囲は±90[deg]とした。

(各関節の駆動機構)

マニピュレータの各関節の駆動機構については、大きく次の3つのタイプに分離される。

- (1) トルク・チューブ伝動方式
- (2) ロープ伝動方式

Table 6-2 TESRA-1 の基本仕様

全長	1.5 [m]
最大先端力	10 [N]
自由度	3 + 1 (グリッパ)
最大関節トルク	肩 13 [N・m] ひじ 8 [N・m] 手首 2 [N・m]
最大関節速度 (カッコ内は負荷時)	肩 0.4 [rad / s] (0.04) ひじ 0.4 [rad / s] (0.04) 手首 0.4 [rad / s] (0.04)
アーム質量	15 [kg]
最大ペイロード質量	300 [kg]
基本固有振動数	0.06 [Hz] (P/L 300kg 時) 0.4 [Hz] (無負荷時)

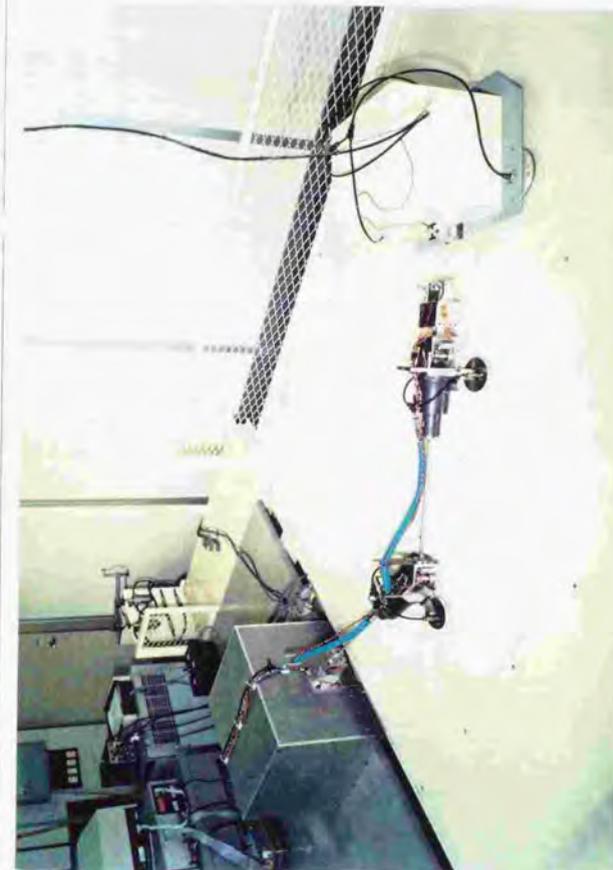


Fig. 6-1 TESRA-1 の外観図

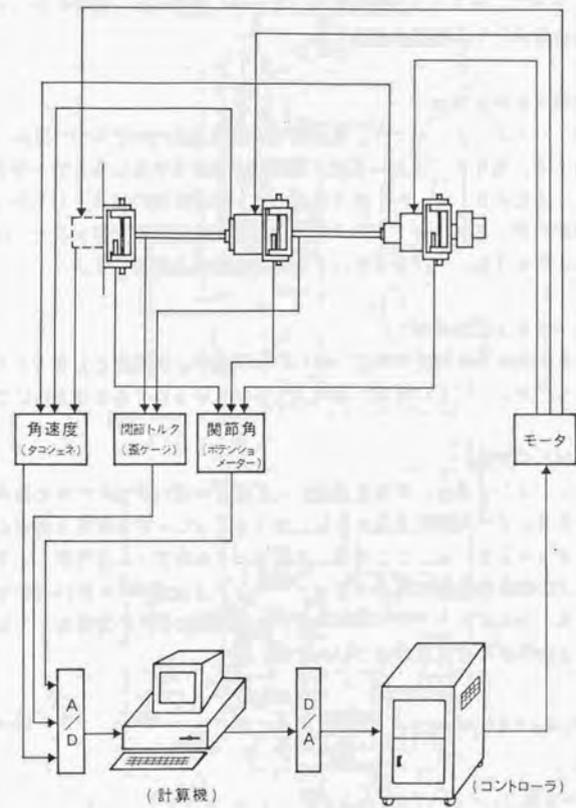


Fig. 6-2 TESRA-I のシステム構成

(3) 動力分散方式

本実験装置においては、アームの剛性をさまざまに変えることが可能なように、モジュール化を計って、アームの交換が容易に行える機構とする。そのため動力分散方式を採用した。つまり、Fig. 6-3 のように各関節部のところにドライブ・ユニットが配置され、モータ、減速機から得られたトルクがかさ歯車を介して各関節を駆動する。

(各軸の負荷トルク)

歯車、ベアリング、モータ、減速機等を選定するために各軸の負荷トルクを計算する。本マニピュレータはスカラ型で浮上させるため自重トルクは考えないことにする。Fig. 6-4 の寸法に対し、最大先端力10[N]がかかった時の各関節の最大負荷トルク、および各関節の定格速度を計算すると、Table 6-3 のようになる。これよりモータおよび減速機を選定した。

(モータおよび減速機)

モータと減速機を選定結果をTable 6-4 に示す。各関節とも負荷トルクが定格トルク内となっているが、効率80%は厳しいものであまり余裕はない。

(アームの剛性)

本マニピュレータは、振動を考慮に入れた制御則の検証のために使用するものであり、アーム部を交換することでマニピュレータの剛性を自由に変えられるようにしている。ここでは、まずシャトルのアームを想定してマニピュレータの固有振動数が最大ペイロードハンドリング時に0.06[Hz]になるようにする。マニピュレータのたわみはアーム部のたわみが支配的であるから、アーム全体のばね定数kは(2-19)式より、

$$k = k_1 k_3 / (k_1 + k_3) \quad \dots (6-1)$$

ただし、

$$k_1 = 3E_1 I_1 / L_1^3, \quad k_3 = \alpha / \beta$$

$$\alpha = 9L_1(L_2 + L)E_2^2 I_2^2 (L_2 + L) + 12E_1 I_1$$

$$\times E_2 I_2 (L_2^3 + 3LL_2^2 + 3L^2 L_2)$$

$$\beta = E_1 I_1 (2L_2^3 + 3L_2^2 L)^2$$

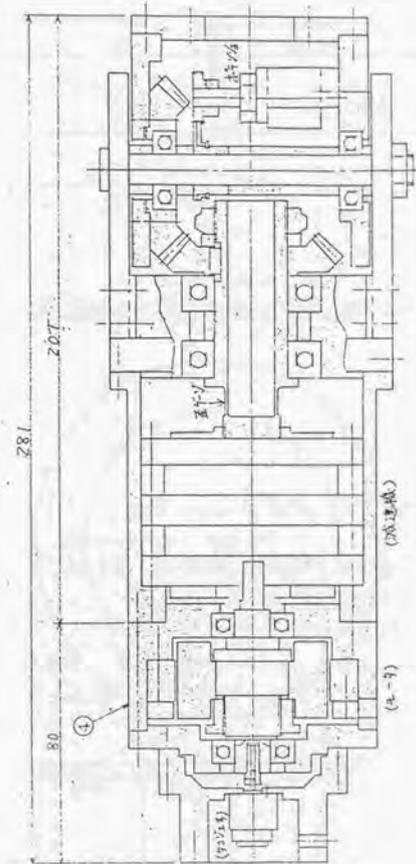


Fig. 6-3 肩・ひじドライブ・ユニット組立図

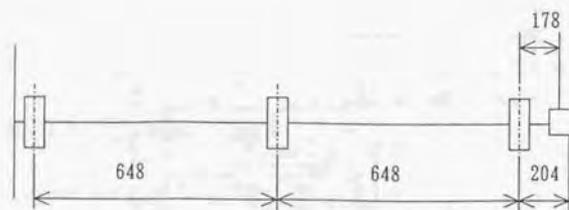


Fig. 6-4 マニピュレータの寸法

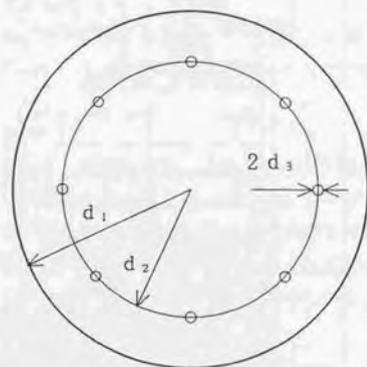


Fig. 6-5 エア・パッド底面部

Table 6-3 各軸負荷トルクと速度

	肩	ひじ	手首
最大負荷トルク [N・m]	13	8	2
定格速度 [rpm]	3.88	3.88*	3.88*

*ひじ・手首の速度については肩と同じとした。

Table 6-4 アクチュエータ仕様 (効率80%)

	モータ	減速機	減速比	出力軸 回転数 [rpm]	出力軸 定格トルク [N・m]	出力軸 最大トルク [N・m]
肩	インランド T2170D	遊星	1/100	4	15	34
ひじ	インランド T2170D	遊星	1/100	4	15	34
手首	山洋電気 SM26	遊星	1/100	4	2	6

$$E_1 = E_2 = E, \quad I_1 = I_2 = I$$

となる。したがって、アームの基本固有振動数は、

$$f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k}{m}} \quad \dots (6-2)$$

となる。ここでは、ステンレス(SUS304)の丸棒でアームを作ることを考える。そこで、(6-1)(6-2)式に $f = 0.06$ [Hz], $m = 300$ [kg], $E = 2.0 \times 10^5$ [N/mm²] を代入して、丸棒の断面2次モーメント I を求めると、

$$I = 63 \text{ [mm}^4 \text{]} \quad \dots (6-3)$$

が得られ、したがって丸棒の直径は6[mm] とした。

(ベイロード)

ベイロードは1枚15[kg]の鉛の板を積み重ねる構成とし、20~300[kg]まで質量が可変となっている。

6.3.2 浮上系

本実験装置は、2次元平面内で微小重力状態を再現するため、マニピュレータおよびベイロードの浮上装置が必要である。本実験装置には、静圧型の気体軸受(エア・パッド)を用いることにして、そのための設計を行った。静圧型気体軸受は、精度良く作られた底面の円周上にあけられたいくつかの穴から空気が流出し、この底面とベースとの間の空気の薄い膜によって装置が浮上するものである。以下設計結果を示す。

(マニピュレータ用エア・パッド)

Fig.6-5 の各寸法を次のように決定した。

エアパッド底面の半径: $d_1 = 30$ [mm]

空気穴が位置する円周の半径: $d_2 = 23$ [mm]

空気穴の半径: $d_3 = 0.2$ [mm]

空気穴の数: $a = 12$

大気圧: $P_1 = 0.10$ [MPa]

出口圧: $P_0 = 0.20$ [MPa]

上記の寸法に対し、エア・パッドの負荷容量 W を求める。 W は次式で計算される [40]。

$$W = \pi d_1^2 a K_1 \frac{(d_1^2 - d_2^2) \{ d_1^2 - (d_2 - d_3)^2 \}}{d_1^2 \{ d_1^2 - d_2(d_2 - d_3) \}} \quad \dots (6-4)$$

ただし、

$$K_1 = \frac{P_0 - P_1}{2 \log \frac{d_1^{2a} - d_2^a (d_2 - d_3)^a}{\{ d_2^a - (d_2 - d_3)^a \} d_1^2}}$$

これより、 $W = 300$ [N] となる。マニピュレータの浮上部分の質量は約9.5 [kg] であり、このエア・パッドを4個用いて浮上させるので、この容量で十分である。

つぎに、エア・パッドのオリフィス内圧 P_0 を求める [40]。まず、以下で定義される Γ を求める。

$$\Gamma = \frac{12 C_f a \mu d_3 \sqrt{RT_s}}{P_1 h^2 F_q} \quad \dots (6-5)$$

ここで、

浮上量: $h = 15$ [μ m] ($W = 300$ [N] の時)

粘性係数: $\mu = 1.8 \times 10^{-13}$ [Pa·s]

気体定数: $R = 3.708 \times 10^2$ [m²/s²·K]

室温: $T_0 = 295$ [K]

流量係数: $C_r = 0.8$

また、 F_0 は流量で、

$$F_0 = \frac{\pi h^3 a K_1}{3\mu} \frac{3\mu}{\pi h^3 (P_0 - P_1)} \quad \dots (6-6)$$

これより、 $\Gamma = 2.4$ が得られる。そこで、Fig. 6-6 より P_0 を求めると、 $P_0 = 0.24$ [MPa] となり、空気は工場内エア (最大約 0.6 [MPa]) を使うので問題ない。

(ペイロード用エアパッド)

Fig. 6-5 の各寸法を次のように決定した。

エアパッド底面の外径: $d_1 = 50$ [mm]

空気穴が位置する円周の外径: $d_2 = 38$ [mm]

空気穴の半径: $d_3 = 0.2$ [mm]

空気穴の数: $a = 36$

大気圧: $P_1 = 0.10$ [MPa]

出口圧: $P_0 = 0.20$ [MPa]

したがって、マニピュレータと同様の計算より負荷容量 $W = 1200$ [N] となる。ペイロードの質量は最大 300 [kg] であり、これを 3 個のエア・パッドで浮上させるので、この容量で問題はない。
つぎに、オリフィス内圧 P を求める。

浮上量: $h = 38$ [μ m] ($W = 1200$ [N] の時)

として、 Γ を求めると 0.99 となる。したがって、Fig. 6-6 より P_0 を求めると $P_0 = 0.52$ [MPa] となり、この場合も問題はない。

6.3.3 ベース

全長 1.5 [m] のアームがペイロードをハンドリングしながら自由に動き回ることを考えて、広さは 2.1 [m] \times 2.1 [m] とした。そして、エア・パッドの浮上量が 10 [μ m] 程度であり、ベース表面の精度がかなり必要であることから、この広さのアクリルの 1 枚板を使用することとした。一方ペイロードの質量が最大 300 [kg] というので、アクリル板の補強のため、I 形鋼で組んだ架台の上に厚さ 6 [mm] の鉄板を置き、その上にアクリル板をのせた。その結果、微小重力環境として $10^{-3}G$ 程度 (G は重力加速度) が得られた。

6.4 制御装置

6.4.1 計算機

計算機は Motorola 社の VME-10 を用いた。これは MC68010 (16bit) をメインのマイクロ・プロセッサに持ち、メモリ管理用として MC68451 を搭載している。そして、VMEbus 仕様を持ち、リアルタイム・マルチタスクの VERSAdos オペレーティング・システムを搭載している。また、ディスク装置としては 20MByte (フォーマット済み) 容量で 5 1/4inch のウィンチェスタ・ディスクおよび 655KByte (フォーマット済み) 容量で 5 1/4inch のフロッピー・ディスクを搭載している。この他に、今回の構成では入出力用として、ライン・プリンタ用パラレル I/O、4ch の D/A 変換ボード、16ch シングル・エンドの A/D 変換ボード、および拡張用としての 16ch シングルエンド・エキスパンダを取付けている。なお、言語はパスカルとアセンブラを使用した。

6.4.2 コントローラ

コントローラの構成は、計算機からの出力に対し、モータを駆動させるための信号を形成するドライバと、センサからの情報を計算機へ入力するための信号に変換する信号処理部の大きく 2 つに分けられる。

(ドライバ回路)

ドライバ回路は計算機からの指令電圧を受けて、実際にモータを駆動するための電流を流す回路であり、そのための大容量のパワー・オペアンプおよび異常電流に対する保護回路より成立している。したがって、ここでは速度指令型となっている。

(角度検出回路)

フレキシブル・アームの関節角検出にはポテンションメータを用いており、この電圧値を適当に増幅してA/D から計算機へ取込むための処理回路が取付けられている。主としてオペアンプで構成されている。

(ストレイン・アンプ)

ひずみゲージ信号に対する処理部はストレイン・アンプで構成され、ひずみゲージからブリッジ・ボックスを介して入力された信号を増幅して、A/D 変換部へ出力している。

(電源)

センサ用として±5[V]、モータ駆動用として28[V] を使用している。

6.4.3 センサ系

フレキシブル・アームのセンサとして、ポテンションメータ、タコジェネレータが各関節部、ひずみゲージが各アクチュエータ出力軸および各リンク根元、3軸力/トルク・センサが手首部にそれぞれ取付けられており、相対角度、相対角速度、関節トルク、リンクひずみ量、アーム先端力が計測できるようになっている。力/トルク・センサはFig.6-7のような平行平板タイプのものを製作して使用している。

また、ペイロードの相対位置姿勢を検出するために、カメラ/ターゲットマーカ方式の近接センサを装備しており、Fig.6-8 に示すように、手首に小型のCCD カメラ、そしてペイロード側には4点のLED で構成されるターゲットマーカを取付けている。ターゲットの検出は、フレーム・メモリに取込んだの画像処理では時間がかかるので、Fig.6-9 のように3枚の画像処理ボードを用いてターゲットマーカに対応する、画面内の輝度の高い点をハード的に検出している。また、その画像処理ボードで検出した輝点の画面内の座標値も求めている。なお、この値を使って、実際のペイロードの位置姿勢を求める計算は第8章で述べる。

輝点の検出は、ビデオ信号電圧をしきい値と比較することによって行っている。一方、画面内座標値はFig.6-10に示すように、垂直方向は走査線をカウントすることにより、水平方向は水平同期パルスからの時間をカウントによって測定することによって得ている。したがって、複数走査線にまたがるような大きさの輝点では各走査線ごとに検出されることになるが、LED の重心点をその点の座標となるように、ソフト側で処理している。また、画面内の分解能は250 × 250 である。

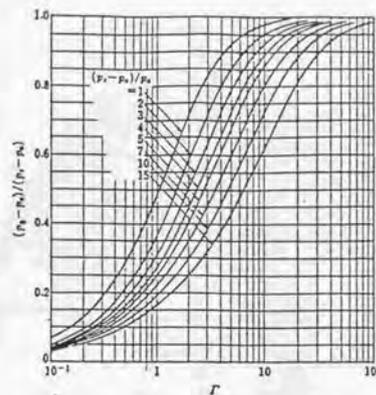


Fig.6-6 $\Gamma - (P_0 - P_1) / (P_s - P_1)$ 曲線

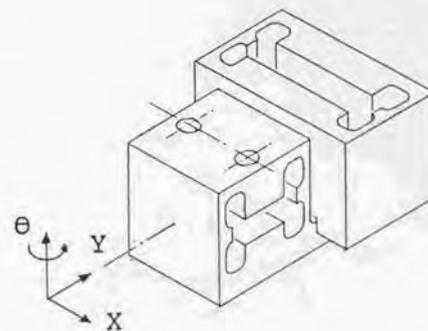


Fig.6-7 平行平板構造の力/トルク・センサ



Fig. 6-8 CCDカメラとターゲットマーカー



Fig. 6-9 画像処理システム・ブロック図

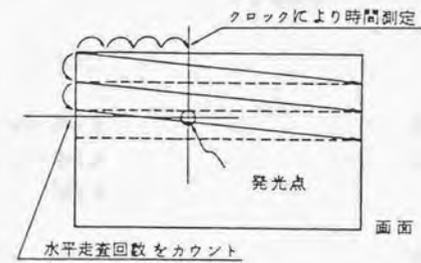


Fig. 6-10 画像内座標値の検出

6.5 試作機の各種パラメータ

ここでは、試作した実験装置の各種パラメータ値をまとめておく。この一部は、計算機シミュレーションを行う際に参考とする。

(マニピュレータ)

肩ドライブ・ユニット質量	4.54 [kg]
ひじドライブ・ユニット質量	4.54 [kg]
手首ドライブ・ユニット質量	3.96 [kg]
ハンド質量	0.90 [kg]
肩ドライブ・ユニット慣性モーメント	0.436 [kg・m ²]
ひじドライブ・ユニット慣性モーメント	0.436 [kg・m ²]
手首ドライブ・ユニット慣性モーメント	0.380 [kg・m ²]
ハンド慣性モーメント	7.79×10^{-4} [kg・m ²]
肩アクチュエータ等価慣性モーメント	1.48 [kg・m ²]
ひじアクチュエータ等価慣性モーメント	1.48 [kg・m ²]
手首アクチュエータ等価慣性モーメント	0.708 [kg・m ²]
減速比	1/100
上腕部長さ	0.648 [m]
前腕部長さ	0.648 [m]
手先長さ	0.204 [m]
上腕曲げ剛性	14 [N・m ²]
前腕曲げ剛性	14 [N・m ²]
(ペイロード)	
質量	20~300 [kg]
慣性モーメント	2.75~41.3 [kg・m ²]

6.6 むすび

本章の要点をまとめると以下のとおりである。

- (1) 地上において微小重力環境下での実験を行うための、宇宙用フレキシブル・アーム実験装置の試作を行った。実験装置を試作するにあたっては、スペース・シャトル用マニピュレータのデータをもとに、装置の仕様を決定した。また、微小重力環境の模擬のために、空気浮上方式を採用し、微小重力環境 $10^{-3}G$ を実現した。
- (2) マニピュレータは全長1.5[m]、質量は15[kg]、ハンドリングするペイロードの質量は最大300[kg]であり、この時の固有振動数を0.06 [Hz]とした。また、カメラ/ターゲットマーカからなる近接センサを装備し、ペイロードの相対位置姿勢をリアルタイムで検出するシステムを構築した。

Chapter 7

簡略ダイナミック・モデルの 逆動力制御への適用

7.1 まえがき

以下、これまでに提案したフレキシブル・アームのモデリングと制御に関する各種方法の有効性を検証するために実験を行う。まず本章においては、第2章で導出した準動的モデルの有効性を確認するために、動力学解析および動的制御の実験を行う。

動力学解析においては、フレキシブル・アームが大質量物をハンドリングした場合を想定し、肩およびひじに目標値をステップ状に与えた時の応答の時刻歴を準動的モデルを使って計算機シミュレーションにより求める。一方、同じ条件設定で、第6章で試作した実験装置を実際に動かし、その時の応答とシミュレーション結果とを比較し、モデルの妥当性について検討する。

また、このモデルによるダイナミクス補償の効果を調べるため、フィード・フォワードのみによるマニピュレータ駆動実験を行う。関節に目標軌道を与え、これに追従するために必要な駆動トルクを準動的モデルを使ってリアルタイムで求め、その結果をアクチュエータに指令して、軌道への追従性について調べる。さらに、剛体モデルを使った場合の結果とも比較し、準動的モデルの妥当性についての検討も合わせて行う。

7.2 動力学解析

7.2.1 解析方法

ここでは、フレキシブル・アームに大質量物をハンドリングさせ、肩やひじ関節を動かした時の各関節やリンクの応答を計算機シミュレーションと実験データとで比較する。

フレキシブル・アームの運動に対しては、100 [Kg] のペイロードをハンドリングし、腕を真直ぐ伸ばした状態から、各関節をステップ状に動かすこ

とを設定条件とした。肩およびひじの目標角度は -9.0 [deg] と -5.0 [deg] とした。

計算機シミュレーションは、(2-21)式の運動方程式を用いて行った。計算に用いた各パラメータの値は、実験装置の値を用いて次のように設定した。

- 先端部質量 (手首部を含む) : $m_T = 105$ [Kg]
- ひじ関節質量 : $m_2 = 4.54$ [Kg]
- 先端部回転慣性モーメント (手首部を含む) : $j_T = 14.5$ [Kg · m²]
- ひじ関節回転慣性モーメント : $j_2 = 1.92$ [Kg · m²]
- リンク長 : $L_1 = L_2 = 0.648$ [m]
- $L = 0.36$ [m]
- リンク曲げ剛性 : $E_1 I_1 = E_2 I_2 = 14$ [N · m²]
- 肩関節部の摩擦 : $d_1 = 300$ [N · m · s / rad]
- ひじ関節部の摩擦 : $d_2 = 500$ [N · m · s / rad]
- 上腕部リンク比例減衰 : $d_3 = 31$ [N · s / m]
- 前腕部リンク比例減衰 : $d_4 = 270$ [N · s / m]

数値積分にはルンゲ・クッタ法を用いて、きざみ幅 0.05 [s] で行っている。アームの制御は、振動抑制を考慮しない場合と考慮した場合の2通りを行った。

振動抑制を考慮しない場合は、剛体アームにおいて一般的に用いられているローカルPDフィードバック制御法を用いた。駆動トルクは次式により計算される。

$$\begin{aligned} T_1 &= g_1(\theta_1^* - \theta_1) - g_2 \dot{\theta}_1 \\ T_2 &= g_3(\theta_2^* - \theta_2) - g_4 \dot{\theta}_2 \end{aligned} \quad \dots (7-1)$$

一方、振動抑制を考慮した場合の制御には、次式により計算される駆動トルクを用いた。

$$\begin{aligned} T_1 &= g_1(\theta_1^* - \theta_1) - g_2 \dot{\theta}_1 - g_5 T_2 \\ T_2 &= g_3(\theta_2^* - \theta_2) - g_4 \dot{\theta}_2 + g_6 V_2 \end{aligned} \quad \dots (7-2)$$

ただし、 $g_1 \sim g_6$ は制御ゲインである。

つぎに、実験においても2リンク・フレキシブル・アームに 100 [Kg] のペイロードをハンドリングさせ、(7-1)、(7-2)式で計算されるトルクにもとづいて駆動した。そして、その時の関節角やリンク振動の応答をセンサから収集した。

7.2.2 シミュレーションおよび実験結果

Fig. 7-1 ~ 7-4 にシミュレーションと実験の結果を示す。Fig. 7-1 は、

$$\theta_1^* = -5.0 \text{ [deg]}, \quad \theta_2^* = 0 \text{ [deg]} \quad \dots (7-3)$$

として振動抑制を考慮しない場合である。Fig. 7-2 は、

$$\theta_1^* = 0 \text{ [deg]}, \quad \theta_2^* = -9.0 \text{ [deg]} \quad \dots (7-4)$$

として振動抑制を考慮しない場合である。また、Fig. 7-3 と 7-4 は、振動抑制を考慮した場合の応答を示している。いずれも実線が実験結果、点線がシミュレーション結果を示している。また、図は上から肩、ひじ関節の応答、上腕、前腕のひずみゲージの出力をプロットしたものである。

7.2.3 考察

Fig. 7-1 ~ 7-4 を見てわかるように、振動数で最大10%程度、振幅で最大50%程度の違いがシミュレーションと実験の間で生じているが、全体としてリンク先端が大きく振れる変位応答に対する近似モデルとして良好な結果を得た。

シミュレーションと実験の相違点を見てみると、振動数は実験のほうが高くなる傾向にあり、また実験には高周波成分も見られる。この原因は、前者については、ギアのところのバックラッシュが影響していると考えられる。つまり、関節のところのバックラッシュはリンクの境界条件を固定からフリーの状態にしているのと同様な効果を与えているので、それによって、固有振動数が高くなると考えられる。また、アクチュエータからリンクに伝わるトルクも、バックラッシュがあると衝撃的に働く場合があるので、その時に振幅も大きくなっているものと考えられる。一方、後者の原因は、リンクを連続体と見なしたときの高次モードの影響である。これらは、いずれもモデルの導出過程で無視した影響であるので当然ながら計算結果のほうには現れていな

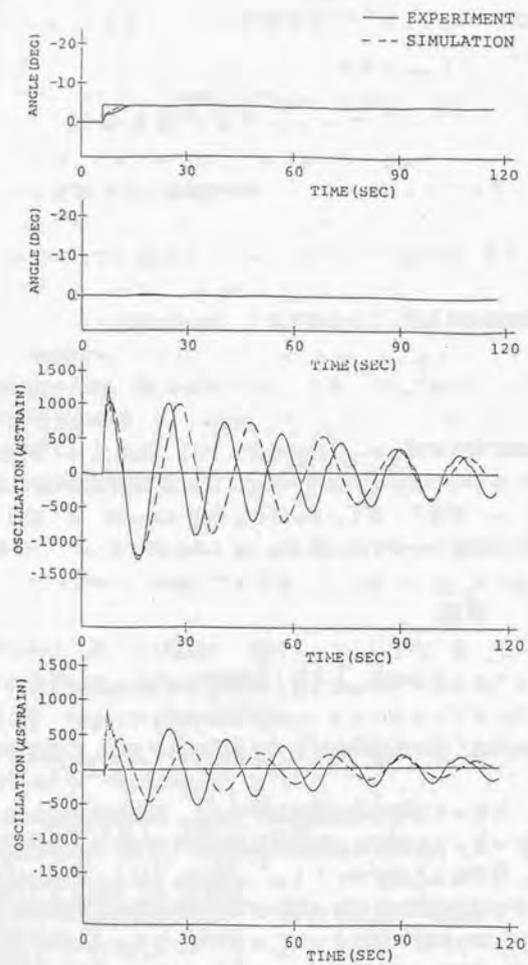


Fig. 7-1 振動抑制を考慮しない場合の肩ステップ応答

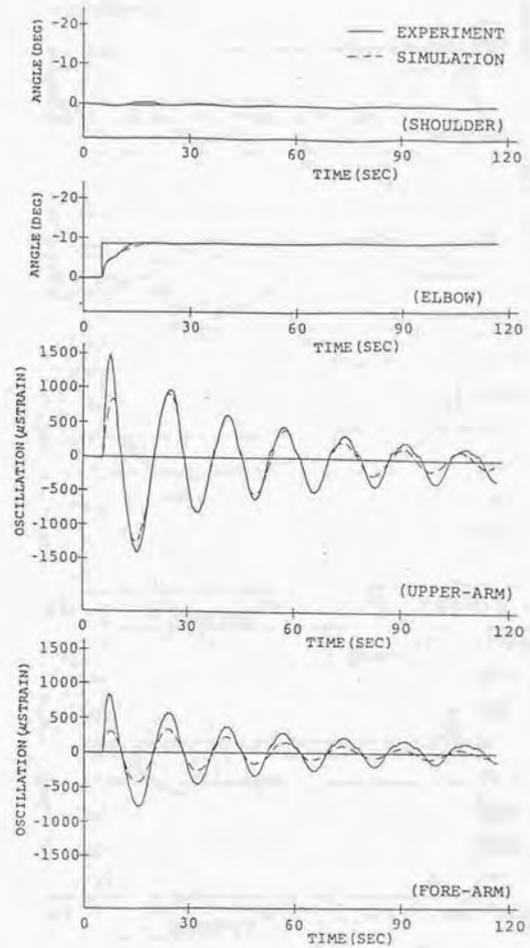


Fig. 7-2 振動抑制を考慮しない場合のひじステップ応答

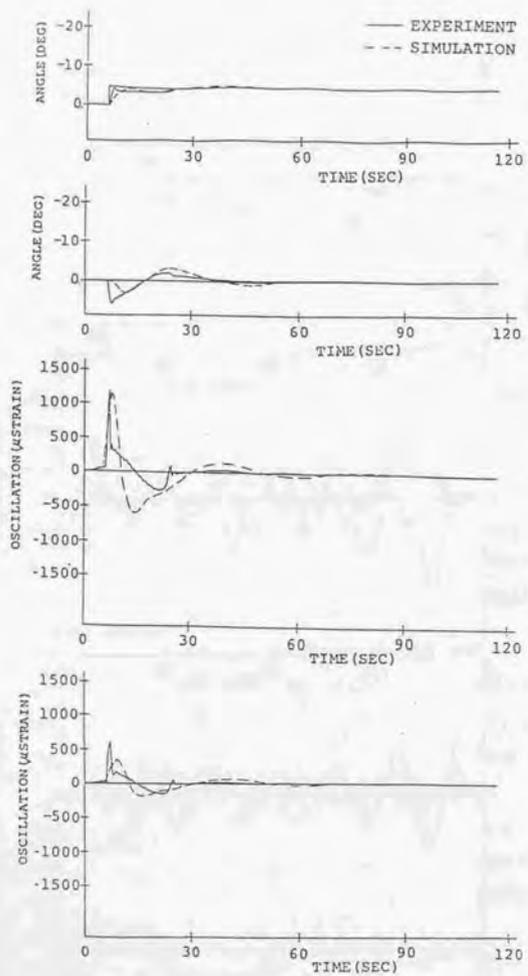


Fig. 7-3 振動抑制を考慮した場合の肩ステップ応答

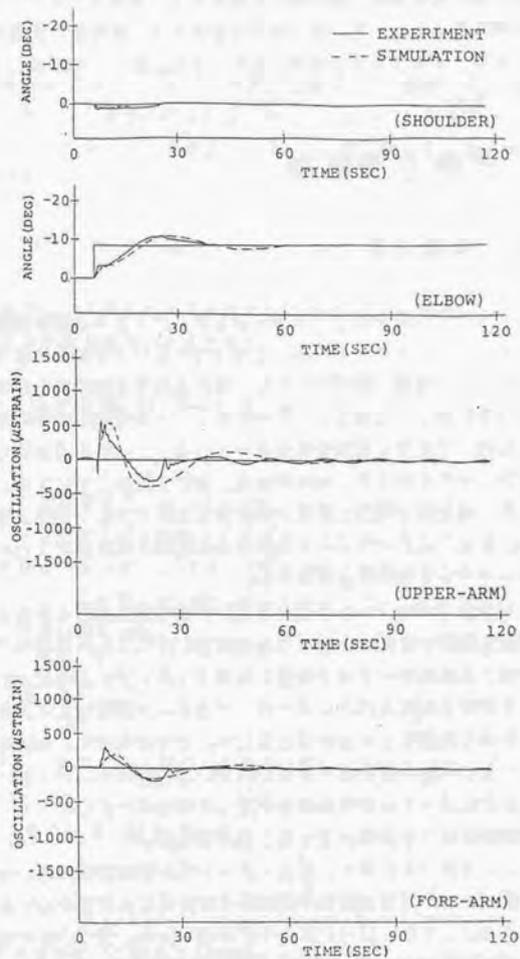


Fig. 7-4 振動抑制を考慮した場合のひじステップ応答

い。

以上より、リンク変形を静たわみ曲線で近似した準動的モデルは、リンク先端が大きく振れる低周波の曲げ振動に対しては、近似モデルとして有効に働くことが確認された。一方、ギアのバックラッシ、高周波の影響が無視できない場合には、本モデルでは限界であり、また3次元への拡張にはさらに検討が必要である。

7.3 逆動力学制御

7.3.1 制御方法

ここでは、導出した静たわみモデルによるダイナミクス補償の効果を調べるため、フィード・フォワードのみによるマニピュレータ駆動実験を行う。

マニピュレータの運動方程式をもとに、与えられた目標軌道を実現するための制御入力を計算し、これによってマニピュレータを動かす動的制御は、剛体アームに対してすでに有効性が示されている。この場合具体的には、慣性力、遠心力、コリオリの力、粘性摩擦力、重力を補償しているが、Direct-driveアームの場合特に重力と摩擦力の補償において大きな効果が得られている [24]。もちろん、パラメータの変動や外乱などが存在するため、なんらかのフィードバック制御は必要である。

一方、フレキシブル・アームの場合でも、正確な運動方程式をもとに、高性能な計算機を駆動すれば、理想的な動的制御が行えることは確かである。しかし、実際には高次モードまで考慮した多リンク・アームのダイナミクスはパラメータがぼう大なものとなるため、パラメータ同定はもとより、軌道の与え方も含めて実現するのは非常に難しい。これに対して、今後宇宙でのマニピュレータの利用分野が広がるにつれて、高性能なマニピュレータが要求され、タスクによっては随時軌道を決定しながらのリアルタイム・ダイナミクス補償制御を行う必要が出てくると考えられる。

そこで、ここではマイクロコンピュータ・レベルの計算機を用いてのリアルタイムなダイナミクス補償制御の実施とその効果について考えてみた。

ダイナミクスとしては、(2-21)式のモデルを用いる。(2-21)式において、リンク比例減衰項を省略して、(2×2)の副行列で表すと、

$$M_1 \ddot{\theta} + M_2 \ddot{V} + D_1 \dot{\theta} = T \quad \dots (7-5)$$

$$M_3 \ddot{\theta} + M_4 \ddot{V} + K_4 V = 0 \quad \dots (7-6)$$

$$\begin{aligned} \text{ただし、} \quad \theta &= (\theta_1, \theta_2)^t \\ V &= (V_1, V_2)^t \\ T &= (T_1, T_2)^t \end{aligned}$$

が得られる。(7-5)式を用いれば、駆動トルクが計算されるが、そのためには $\ddot{\theta}$, \ddot{V} , $\dot{\theta}$ の値が必要となる。 \ddot{V} については、計画軌道で与えることやリアルタイムでセンシングするのが難しいため、他の状態量に置換える。(7-6)式より、

$$\ddot{V} = -M_4^{-1} (M_3 \ddot{\theta} + K_4 V) \quad \dots (7-7)$$

となるから、 \ddot{V} は $\ddot{\theta}$ と V で表される。(7-7)式を(7-5)式に代入すれば、必要とする計算式は次のようになる。

$$T = (M_1 - M_2 M_4^{-1} M_3) \ddot{\theta} - M_2 M_4^{-1} K_4 V + D_1 \dot{\theta} \quad \dots (7-8)$$

ただし、先端質量が大きいときは $M_1 \sim M_4$ が同じオーダーとなり、また起動時は $V = 0$ であるので起動トルクは小さくなる。そして、本実験装置の場合静止摩擦が大きいため、(7-8)式はそのまま適用できなかった。

そこで、アームの動きが比較的遅いと仮定して、(7-7)式での V の項が支配的として $\ddot{\theta}$ の項を省略して、

$$\ddot{V} = -M_4^{-1} K_4 V \quad \dots (7-9)$$

とした。したがって、(7-5)および(7-9)式より、

$$\begin{aligned} T &= M_1 \ddot{\theta} + D_1 \dot{\theta} - M_2 M_4^{-1} K_4 V \\ &= T^* \quad \dots (7-10) \end{aligned}$$

が得られるので、この式より駆動トルクを計算した。(7-10)式は、剛体としての慣性力、摩擦力、リンクのばね力を補償していることになるが、Direct-driveアームの結果から考えても、これだけでも大きな効果が期待できる。一方、比較のために、剛体モデルにもとづく動的制御の実験も行うが、その時に用いるモデルは、(7-10)式においてリンク変形項を省略した、

$$T = M_1 \ddot{\theta} + D_1 \dot{\theta}$$

$$= T^*$$

・・・(7-11)

で計算されるものを用いている。

ダイナミクスのリアルタイム補償は、軌道を随時決定していく場合への対応を考慮したものであるが、ここでは、補償の効果を調べるのが目的であるので軌道は既知とした。軌道計画としては、つぎの2次振動系で表される式を用いる。

$$\ddot{\theta}_1^* + 2\omega_1 \zeta_1 \dot{\theta}_1^* = \omega_1^2 \theta_1^*$$

・・・(7-12)

ただし、 θ_1^* は最終目標位置、 ω_1 は固有円振動率、 ζ_1 は減衰率に対応している。また、軌道の与え方で、リンクに発生する振動を抑えることもできるが、ここではそのようなことは行っていない。

(7-10)式をリアルタイムで解く過程で、リンクたわみ量 V の値はセンサ(ひずみゲージ)からの出力値を用いたが、その他の状態量は(7-12)式より得られるものを用いた。実際のマニピュレータの駆動は、計算値をもとにしたトルク・フィードバック・ループを組んで行い、角度に関するフィードバック制御は行っていない。Fig. 7-5 と7-6 にそれぞれの制御ブロック図を示す。

実験では、フレキシブル・アームに100[Kg] のペイロードをハンドリングさせ、アームの初期状態、

肩関節角： $\theta_1 = 0$ [deg] , ひじ関節角： $\theta_2 = -20$ [deg]

から、ひじを動かして、

$\theta_1 = 0$ [deg] , $\theta_2 = 0$ [deg]

を最終状態とした。そして、その時の関節角や関節トルク・センサの値をプロットした。なお、この駆動実験に用いたサンプリング周期は10[msec]である。

7.3.2 実験結果

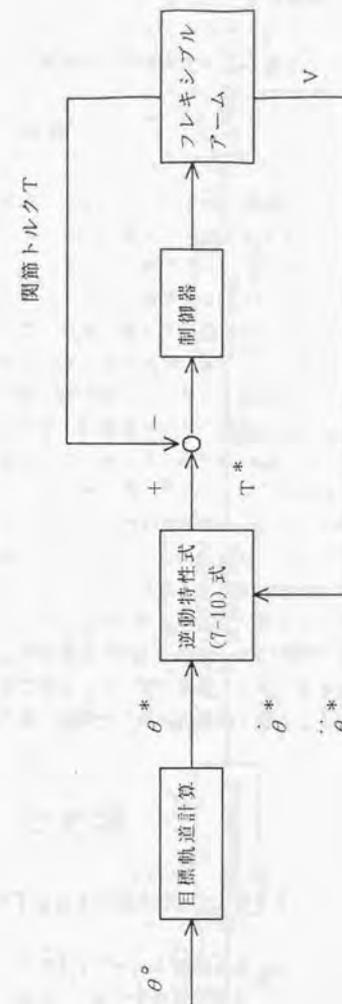


Fig. 7-5 静たわみ曲線を用いた動的制御ブロック図

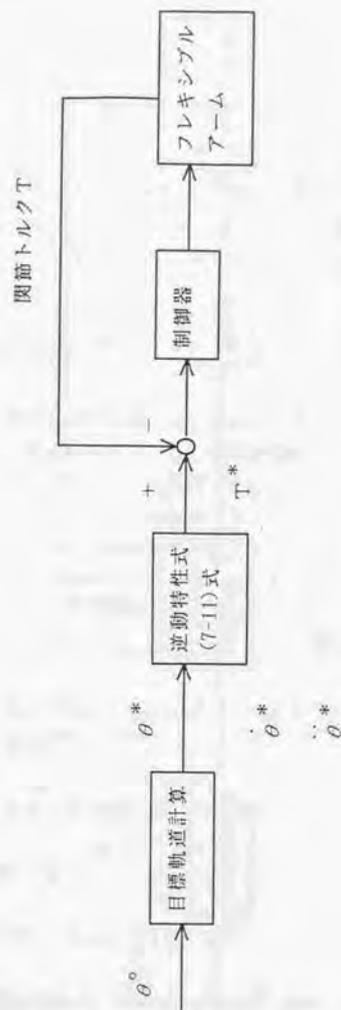


Fig. 7-6 剛体モデルを用いた動的制御ブロック図

Fig. 7-7 と7-8 に実験結果を示す。図は上から、肩関節角およびひじ関節角の目標軌道と実験結果、肩関節およびひじ関節の目標トルクとトルク・センサの値をそれぞれプロットしている。Fig. 7-7 は、静たわみモデルを用いた場合、Fig. 7-8 は剛体モデルを用いた場合を示している。

7.3.3 考察

Fig. 7-7 が示すように、立上がり時で誤差が生じているが、最終の目標位置での誤差は小さくなっており、各関節は与えられた目標軌道に十分追従しているのがわかる。立上がり時での、関節の大きな動きは、ギアのバックラッシュによって、ペイロードの並進運動より先に、回転運動が大きく生じてしまい、リンク先端が大きく振れる変位応答を対象とした静たわみモデルより計算されたトルクでは、値が大きすぎたためと考えられる。

一方、Fig. 7-8 の剛体モデルを用いた場合を見ると、各関節トルクの追従性が良好なことから、計算値どおりの駆動となっている。しかしながら、軌道の追従性は悪く、肩、ひじともに約10[deg]のずれを生じている。

このことから、ここで用いたフレキシブル・アームのダイナミクスは、静たわみ曲線をもとにした簡略モデルであるにもかかわらず、大きな効果が得られることがわかる。ここで示した結果は、フィードフォワードのみの結果である。したがって、フィードバック制御を併用すれば、位置決め精度は向上すると考えられる。また、静止摩擦が大きいことから本実験では(7-10)式を用いたが、これを補償すれば、(7-8)式が利用できる。このときは過渡特性の改善が期待できるので今後の課題である。さらに、計算機の能力に余力があれば、遠心力、コリオリの力の補償も行うことで動的制御の精度は向上する。

7.4 むすび

本章の要点をまとめると以下のとおりである。

- (1) フレキシブル・アームの関節角のステップ応答を準動的モデルによるシミュレーションと実験で比較した。その結果、リンク先端が大きく振れる低周波の曲げ振動に対しては、第2章で導出した準動的モデルは近似モデルとして有効に働くことを確認した。
- (2) 準動的モデルによるダイナミクス補償の効果を調べるため、フィー

ドフォワード制御によるマニピュレータ駆動実験を行った。そして、剛体モデルでは目標軌道に対して大きなずれを生じていた応答が、準動的モデルを用いることで十分目標軌道に追従し、本モデルによる補償が非常に有効であることを確認した。これより、上記の動力学解析の結果と合わせて、導出した準動的モデルが、フレキシブル・アームの近似モデルとして十分機能することが実験的に確認された。

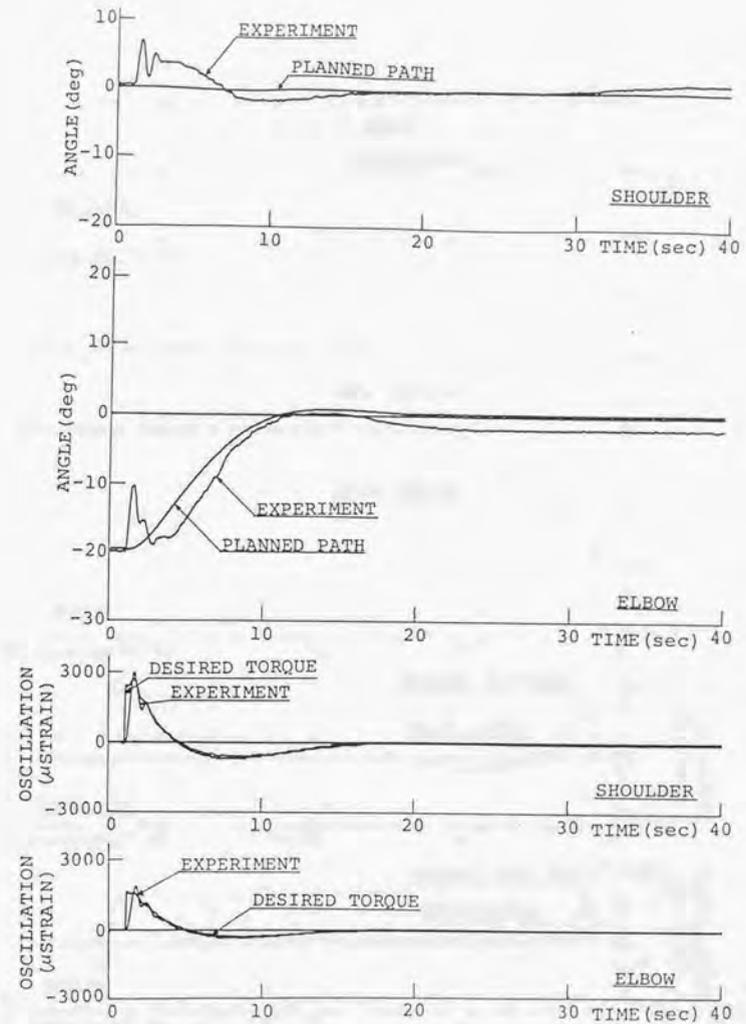


Fig. 7-7 動的制御 (静たわみモデル)

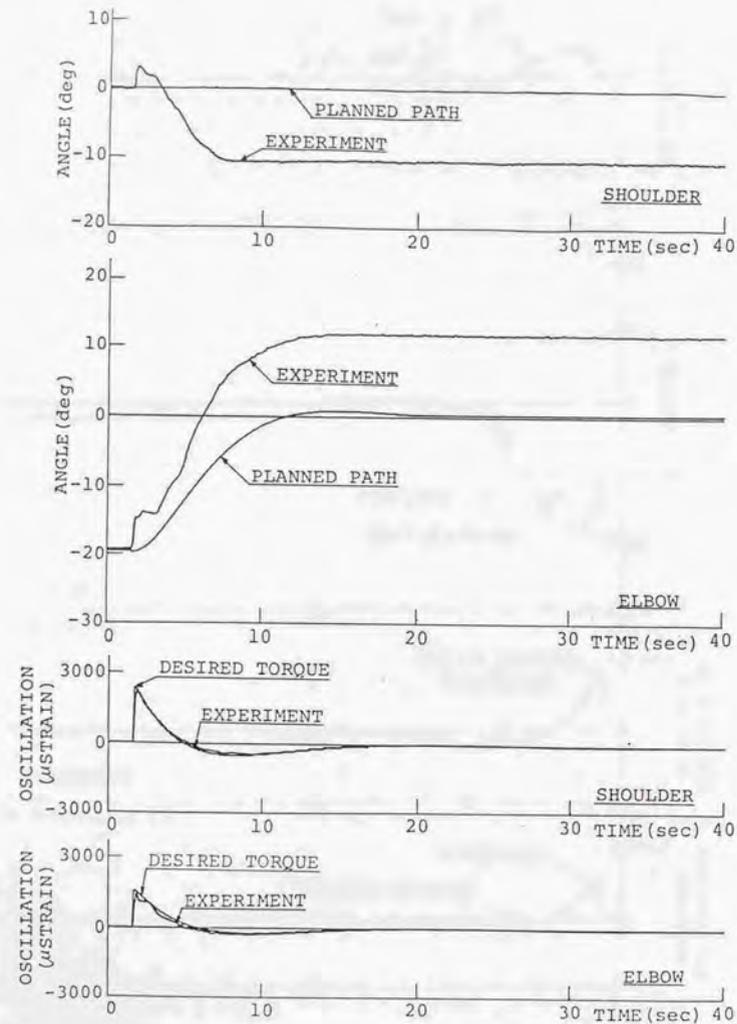


Fig. 7-8 動的制御 (剛体モデル)

Chapter 8

振動制御実験と捕獲作業への 応用

8.1 まえがき

本章においては、今までに提案した振動制御法の有効性の検証とそれを用いたペイロード捕獲実験を行う。

まず、第3章で導出した各軸トルク・センサを使ったフレキシブル・アームの振動抑制制御法の有効性を実験により検証する。アームに目標軌道を与え、それに対する追従制御をLTIP法と剛体制御法を使って行わせ、リンクの振動の様子を比較する。

つぎに、第4章で導出したリンク先端たわみを制御量とした振動制御法の有効性を実験により検証する。フレキシブル・アーム手先に取付けた力／トルク・センサを用いたリンクたわみ量の推定法を検証する。アームに40[kg]のペイロードをハンドリングさせ、自由振動を行わせた場合のリンクのたわみ量を力／トルク・センサからのデータより推定し、リンク根元のひずみゲージより求めた場合と比較する。

また、アーム関節にステップ状の目標値を与え、リンク先端たわみをフィードバックした時の制振効果を、リンク根元のひずみゲージ出力をフィードバックした時の応答とで比較する。

そして最後に、振動制御の適用例として浮遊ペイロードの捕獲作業を取上げる。

宇宙用ロボットに課せられる作業としては、宇宙ステーションの建設、人工衛星の修理やメンテナンス等が考えられているが、ここで取上げるペイロード捕獲作業は人工衛星の回収を想定した基礎実験である。

まず、ペイロード捕獲のタスク・シーケンスについて述べる。ペイロードを手で加速をつけて放出した後、カメラを使ってその位置姿勢を検出、軌道に沿ってアームを動かし、グリッパで捕まえ、回収する。

軌道計画については、ペイロードとグリッパの会合をランデブ・ドッキング問題に帰着させて、グリッパの加速度の2乗が滑らかになる線形最適軌道

を導出する。

動いているペイロードの位置姿勢の認識にはカメラ／ターゲット・マーカ方式による近接センサを用いている。マーカはLED4点を長方形の各頂点に配置したものであり、この見え方で位置と姿勢を算出している。その算出方法についても述べる。

そして、ペイロード放出から、追尾、LTIP法による制振を行いながらの接近、そして捕獲までの一連の動作の実験結果について述べる。

8.2 LTIP法による振動制御実験

8.2.1 実験方法

計画軌道の計算は次式で表される2次振動系を用いたが、軌道自身には特に振動を抑える配慮はしていない。

$$\ddot{\theta}_i^* + 2\omega_i \zeta_i \dot{\theta}_i^* + \omega_i^2 \theta_i^* = \omega_i^2 \theta_i^0 \quad \dots (8-1)$$

実験はLTIP法と剛体制御法の2つの場合で比較したが、それぞれの入力トルクは次式で計算している。

[LTIP法]

(3-50)式において、 $\dot{\theta}_i^* = 0$ とし、関節出力軸イナーシャに対するフィードフォワード項を省略して次式を用いた。

$$T_i = \frac{1}{c_i} [\{ a_i (\theta_i^* - \theta_{is}) - b_i \dot{\theta}_{is} \} - c_i T_{si}] \quad \dots (8-2)$$

[剛体制御法]

剛体アームにおいて一般に広く用いられている、関節角のローカルなPDフィードバック制御法を用いた。

$$T_i = a_i (\theta_i^* - \theta_{is}) - b_i \dot{\theta}_{is} \quad \dots (8-3)$$

制御法による比較は、アーム単体の場合と100[Kg]のペイロードをハンドリングした場合で行ったが、それぞれの場合のパラメータの設定条件はつぎのようにになっている。

[アーム単体の場合]

(肩関節)

最終目標角度: $\theta_1 = -20$ [deg] (初期値20[deg])

計画軌道立上がり時間(無負荷時): $t_1 = 3$ [sec]

計画軌道立上がり時間(負荷時): $t_1 = 6$ [sec]

計画軌道減衰率: $\zeta_1 = 0.707$

制御パラメータ: $a_1 = 7.8$ [N·m/rad]

$b_1 = 6.5$ [N·m·s/rad]

$c_1 = 12.7$

制御パラメータ: $a_1 = 2.6$ [N·m/rad]

(負荷剛体制御時) $b_1 = 3.3$ [N·m·s/rad]

(ひじ関節)

最終目標角度: $\theta_2 = 40$ [deg] (初期値40[deg])

計画軌道立上がり時間(無負荷時): $t_2 = 3$ [sec]

計画軌道立上がり時間(負荷時): $t_2 = 6$ [sec]

計画軌道減衰率: $\zeta_2 = 0.707$

制御パラメータ: $a_2 = 7.8$ [N·m/rad]

$b_2 = 6.5$ [N·m·s/rad]

$c_2 = 12.7$

制御パラメータ: $a_2 = 2.6$ [N·m/rad]

(負荷剛体制御時) $b_2 = 3.3$ [N·m·s/rad]

なお、制御パラメータは実験前に試行錯誤的に設定した。また、サンプリング周期は15[msec]である。

8.2.2 実験結果

実験結果をFig. 8-1 ~ 8-4 に示す。Fig. 8-1 は剛体制御法を使ってアーム単体で動かした場合、Fig. 8-2 はLTIP法を使ってアーム単体で動かした場合、またFig. 8-3 は剛体制御法を使ってペイロードを動かした場合、Fig. 8-4 はLTIP法を使ってペイロードを動かした場合を示している。

図は上から肩関節角、ひじ関節角、上腕のひずみゲージ出力、前腕のひずみゲージ出力をそれぞれプロットしたものである。

8.2.3 考察

まず、Fig. 8-1 を見ると、フィードバックのみの制御であるため、過渡状態での軌道への追従には遅れを生じている。このことは、他の実験結果についても同様である。しかしながら最終の目標値への収束は良好である。これに対して、各リンクには基本固有振動数である0.4[Hz]程度の振動が生じており、整定するまでに約10秒かかっているのがわかる。

つぎに、Fig. 8-2 を見るとそれぞれの関節角度の追従性はFig. 8-1 と同様の特性を示している。一方、過渡時に生じた振動はすぐに減衰し、定常状態での各リンクの残留振動は見られない。振動の減衰の状態をある時間内のリンク変形の2乗和をとって比べてみると、Fig. 8-1 の場合を1.0 とすると、Fig. 8-2 は0.1 となりLTIP法による振動特性の改善は顕著である。

また、Fig. 8-3 は100[Kg]のペイロードをハンドリングした場合であるが、関節角度のほうに定常偏差が見られる。これは実験装置のベースの傾きで、重力の影響が現れたためである。各リンクには100[Kg]ハンドリング時の基本固有振動数である0.1[Hz]程度の振動が生じており、整定するまでに図では示していないが2分程度を要した。

これに対して、Fig. 8-4 のLTIP法を用いた場合は振動特性の改善がやはり顕著に現れている。リンク変形の2乗和で比較しても、Fig. 8-3 を1.0 とした場合、Fig. 8-4 は0.04となった。さらにペイロードをハンドリングした場合としない場合ではリンクの境界条件は大きく違ってくるが、本実験ではどちらも制御ゲインを同じにして良好な振動制御が行えた。LTIP法はマニピュレータ・ダイナミクスの数学モデルによる補償は行っていないので、必ずしも最適な制御にはなっていないが、以上のことから非常に安定性が良好で、パラメータ変動に対してロバストな制御法であることが確認された。ただし、剛体制御に比べてLTIP法の場合、関節の定常偏差が大きくなる傾向があり、LTIP法のほうが重力の影響が現れやすい。したがって地上での実験では注意が必要になる。

なお、Fig. 8-1 ~ 8-3 の関節角の高周波成分は、上方から見たカメラの画像内の各関節の位置から、本データを算出したことによる画像のノイズである。Fig. 8-4 のみポテンションメータの値をプロットしている。

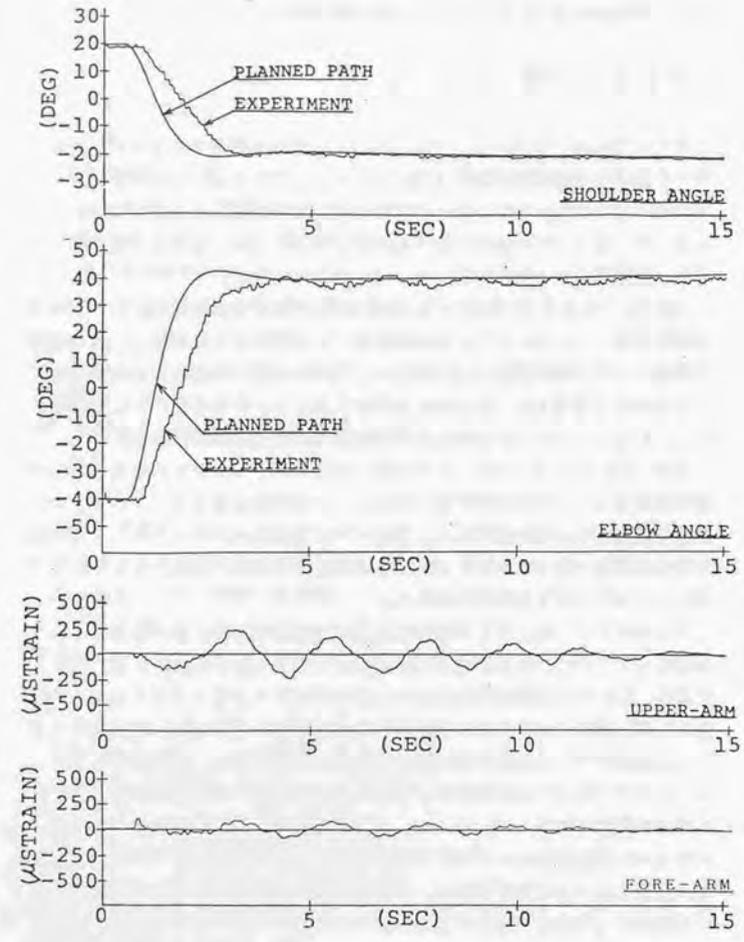


Fig. 8-1 無負荷時の剛体制御による実験結果

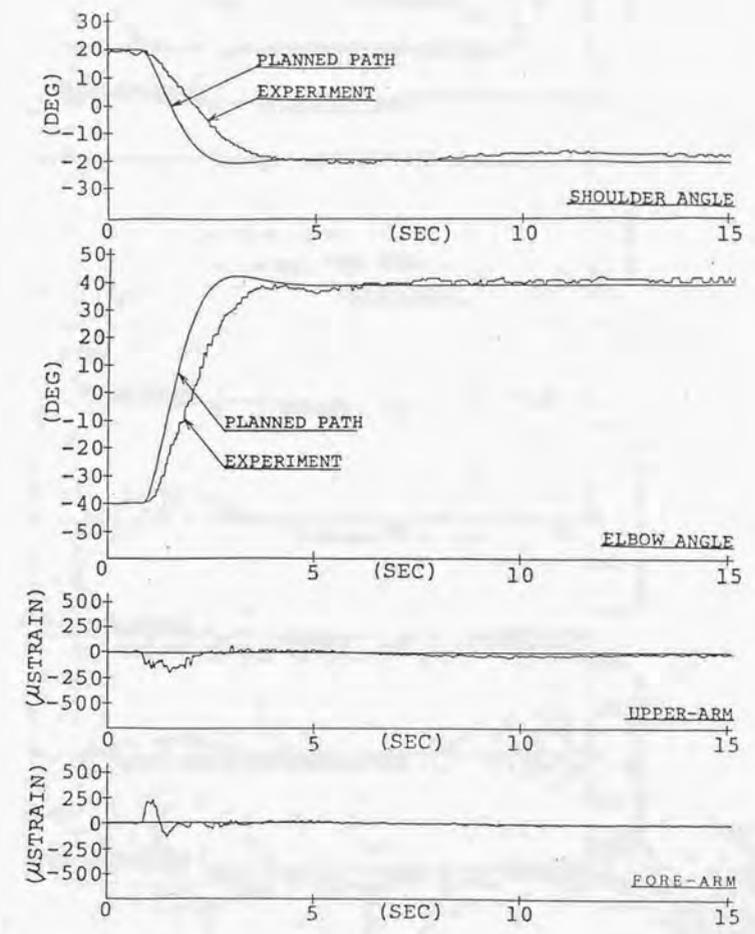


Fig. 8-2 無負荷時のLTIP法による実験結果

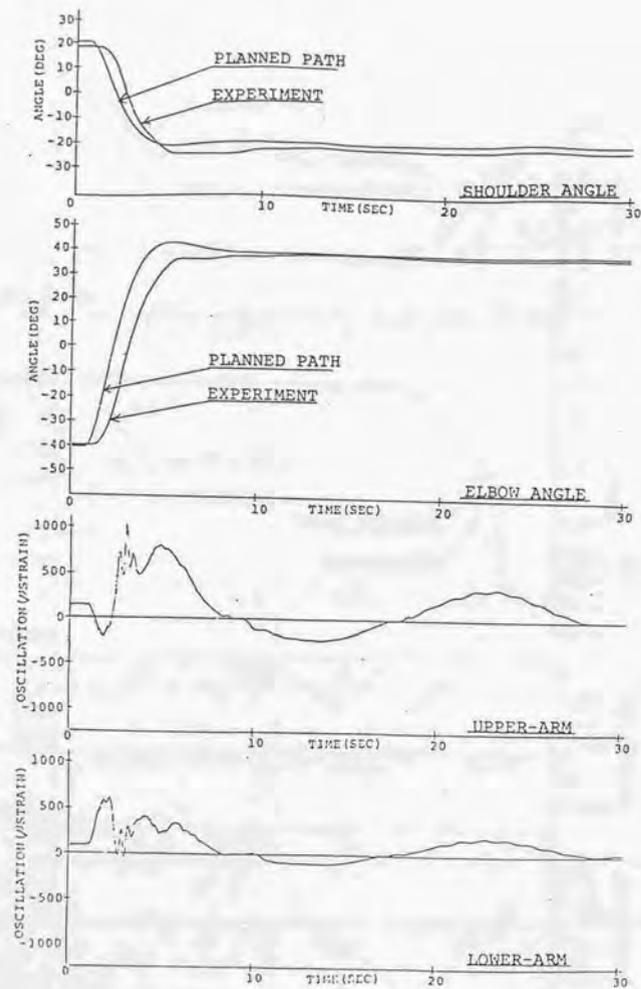


Fig. 8-3 100[Kg] 負荷時の剛体制御による実験結果

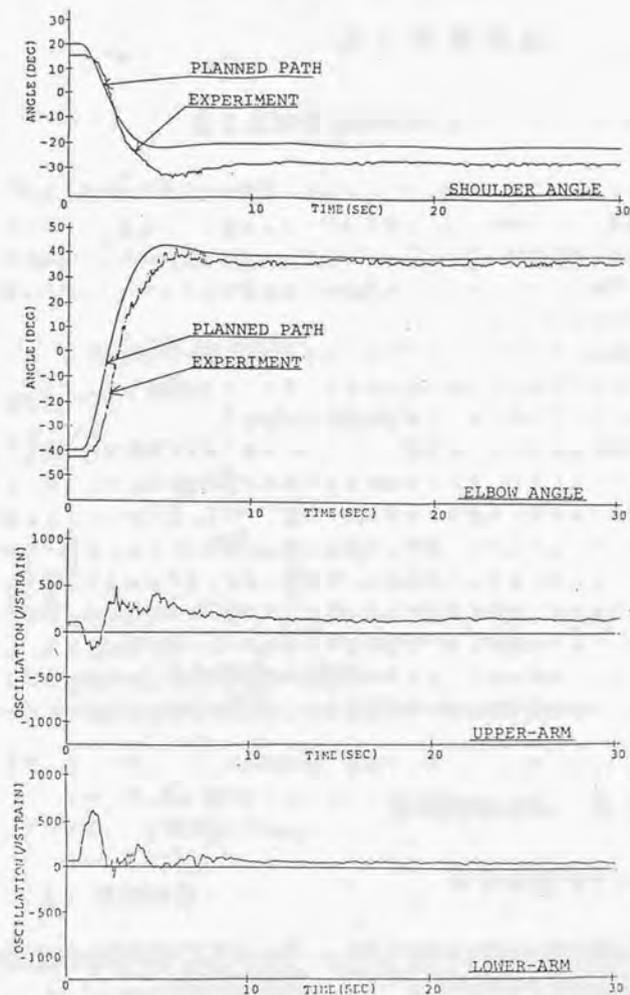


Fig. 8-4 100[Kg] 負荷時のLTIP法による実験結果

8.3 カ／トルク・センサを用いたアームの振動制御実験

8.3.1 リンクたわみ量推定実験結果

ここでは、第4章で示したリンクたわみ量推定方法を実験装置に適用した結果を、リンク根元にはったひずみゲージより推定した結果との比較で示す。

リンク根元にはったひずみゲージを用いる場合には、各リンク先端に接線力を加えることで、あらかじめ先端のたわみ量とひずみゲージの出力との対応を求めておいた。

実験は、フレキシブル・アームに40[kg]のペイロードを把持させ、アームをまっすぐ伸ばした姿勢で各関節をサーボロックの状態にした。そして、ペイロードに手で外乱を与えて自由振動を行わせた。

実験結果をFig. 8-5 に示す。カ／トルク・センサからの推定値には少々雑音が入っているが、リンク先端が大きく振れる低周波成分については、ひずみゲージを使用した結果と非常に良く一致している。したがって、手首部のカ／トルク・センサは、振動が低周波の場合に限っていえば、振動センサとして十分利用できることがわかる。宇宙用マニピュレータはできる限りの軽量化のために、材質そのものにおいてなるべく軽いものを選ぶのは当然であるが、システム構成において簡素化あるいはユニット化が強いられる。したがって、一つのセンサ・システムに複数の機能を持たせる本方法は、グラム・オーダの軽量化が必要な宇宙機器に対しては非常に有効な方法であると考えられる。

8.3.2 振動制御実験

(1) 実験方法

第4章で示したリンクたわみ量フィードバックによる振動制御の実験結果を、ひずみゲージ出力のフィードバックとの比較で示す。

実験はフレキシブル・アームに40[kg]のペイロードを把持させ、アームをまっすぐ伸ばした姿勢を初期姿勢とした。目標値として肩関節に-14[deg]をステップ状に与えている。

フィードバック制御則は、リンクたわみ量フィードバックの場合は次式を用いた。

$$T_i = g_{i1} (\theta_i^* - \theta_i) - g_{i2} \dot{\theta}_i + g_{i3} V_1 + g_{i4} V_2 \quad \dots (8-4)$$

一方、ひずみフィードバックの場合は次式を用いた。

$$T_i = g_{i1} (\theta_i^* - \theta_i) - g_{i2} \dot{\theta}_i + g_{i5} s_i \quad s_i : \text{リンク } i \text{ の根元のひずみ量} \quad \dots (8-5)$$

制御ゲインは試行錯誤的につぎのように決定した。

肩比例ゲイン: $g_{11} = 9.8$ [N・m/rad]

肩微分ゲイン: $g_{12} = 3.3$ [N・m・s/rad]

$g_{13} = 1000$ [N/m]

$g_{14} = 1000$ [N/m]

$g_{15} = 10000$

ひじ比例ゲイン: $g_{21} = 9.8$ [N・m/rad]

ひじ微分ゲイン: $g_{22} = 3.3$ [N・m・s/rad]

$g_{23} = 1000$ [N/m]

$g_{24} = 1000$ [N/m]

$g_{25} = 10000$

また、カ／トルク・センサの信号は、観測スビル・オーバが生じないように、カットオフ周波数0.16[Hz]のアナログ・ローパス・フィルタに通している。サンプリングは15[msec]である。

(2) 実験結果

実験結果をFig. 8-6 と8-7 に示す。Fig. 8-6 はひずみゲージ出力のフィードバックによる制振実験の結果を示しており、上から肩、ひじの関節角および上腕・前腕のひずみゲージの出力をそれぞれプロットしたものである。

一方、Fig. 8-7 は本研究で提案したリンクたわみ量のフィードバックによる制振実験の結果を示している。

(3) 考察

ひずみゲージ出力のフィードバックによる制振の効果が良好であることが従来の研究ですでに報告されており[13]、またPDS制御法として安定性も論じられている[27]。したがって、振動抑制を行わない場合には、周知のようにFig. 8-5のような残留振動が生じるので、それと比較してFig. 8-6は効果的に振動が抑制されているのがわかる。

これに対して、Fig. 8-7が示すように、リンクたわみ量のフィードバックによる制振法は、Fig. 8-6と同様の振動抑制効果が得られている。両者を比べると、Fig. 8-7においては動かし始めに鋭いピークが生じている。これは、ローパス・フィルタの位相遅れ、あるいはアクチュエータに入力トルクを与えてから力/トルク・センサの弾性部が変形するまでの波動伝搬遅れによって、一時的にたわみ量がゼロ、すなわち剛体アームとして制御するので過大なトルクが指令されるためである。したがって、目標軌道を滑らかなものにする等の工夫により始動時の指令トルクを小さくして、このピークを減少させることは可能である。

以上のように、アーム先端のセンサを用いたFig. 8-7の結果と、センサ/アクチュエータがcolocateされた場合のFig. 8-6の結果はほぼ同じであるので、力/トルク・センサを用いたリンクたわみ量フィードバックによる振動抑制制御が十分可能であることがわかる。

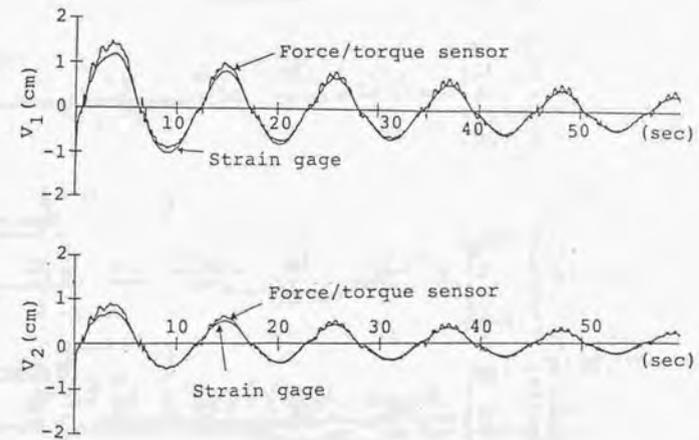


Fig. 8-5 たわみ量推定実験結果

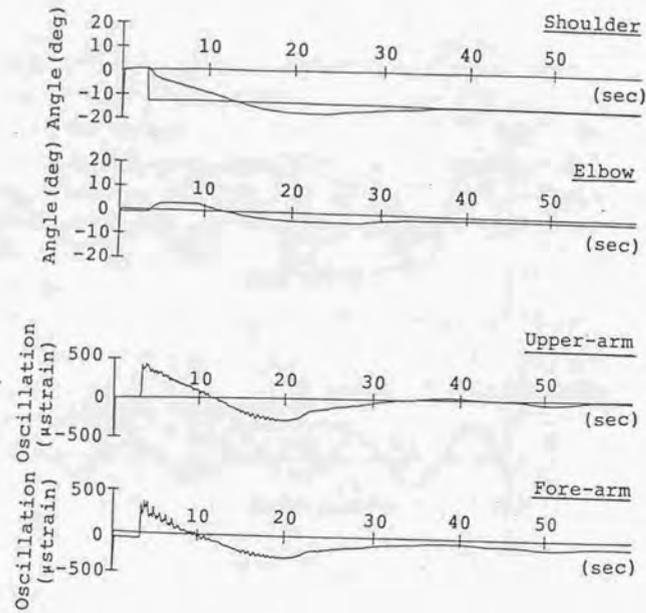


Fig. 8-6 振動抑制を考慮した制御 (ひずみゲージ使用)

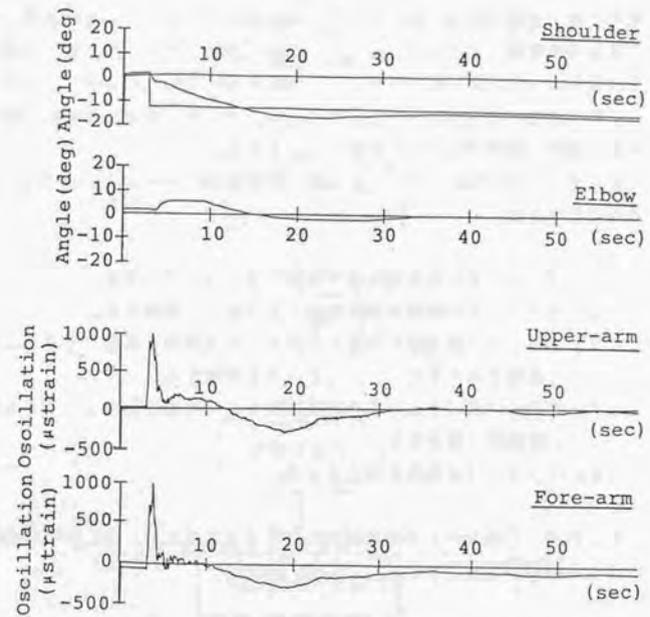


Fig. 8-7 振動抑制を考慮した制御 (力/トルク・センサ使用)

8.4 LTIP法のペイロード捕獲作業への適用

8.4.1 ペイロード捕獲のタスク・シーケンス

マニピュレータによる人工衛星の回収作業のシーケンスは、おおよそ、Fig. 8-8 のようになると考えられる。つまり、回収衛星とマニピュレータとの相対位置、速度を素速く求めながら、把持部までグリッパを移動させ、できる限りの低衝撃で相手を捕まえる。その後、アームのベースに対して最初から速度を持っていない場合は良いが、速度を持っているときは、マニピュレータの可動域内で運動を止める必要がある。そして、捕まえた衛星を格納場所まで運び、最終的にラッチ機構へラッチする。

そこで、これを基にペイロード捕獲作業実験のシーケンスとしてFig. 8-9の方法を考えた。

- (1) ペイロードをある速度まで加速してから、放出する。
- (2) ペイロードの相対位置姿勢をカメラにより認識する。
- (3) グリッパの最適接近軌道を計算し、その軌道に振動が生じることなく追従するようにマニピュレータを制御する。
- (4) グリッパがペイロードの把持部のところに到着したら、できる限りの低衝撃で捕まえる。
- (5) ペイロードの運動を停止させる。

ところで、このシーケンスを確実に実行するためには、Fig. 8-10の点線内の3つの機能が重要となる。

- ①フレキシブル・アームの振動抑制機能
- ②ビジョンによるペイロード認識機能
- ③接近のための最適軌道の導出機能

ここではペイロードはほぼ定速で動いているものの、運動の軌跡はあらかじめわかっていない。したがって、上の3つの機能はリアルタイムで動作する必要がある。そこで、本実験のために簡略な方法を用いて、パソコン上でリアルタイムで動作する機能を構築した。詳細については次節で述べる。①のフレキシブル・アームの振動抑制については、多リンク系に対して安定な振動抑制を実現する方法として、第3章で導出したLTIP法を採用している。

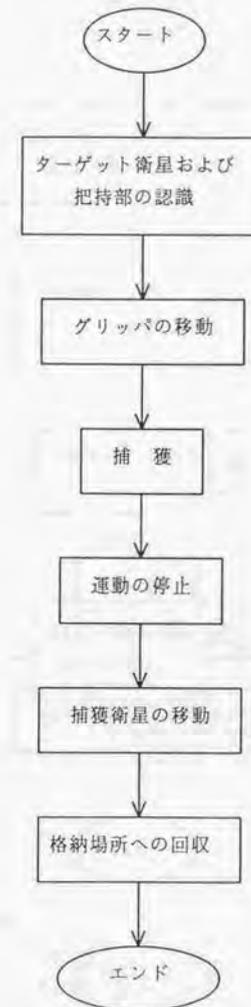


Fig. 8-8 マニピュレータによる衛星回収作業シーケンス

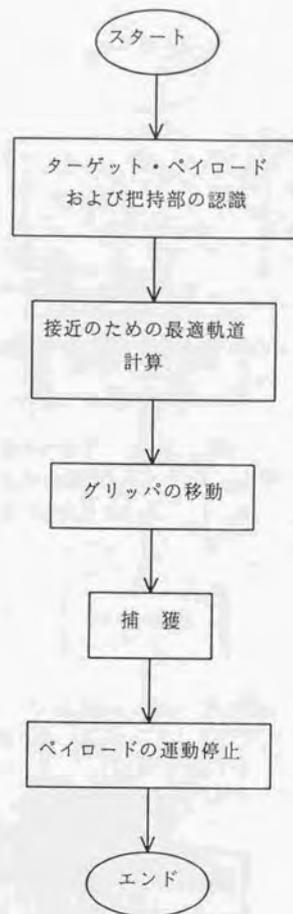


Fig. 8-9 ペイロード捕獲作業実験シーケンス

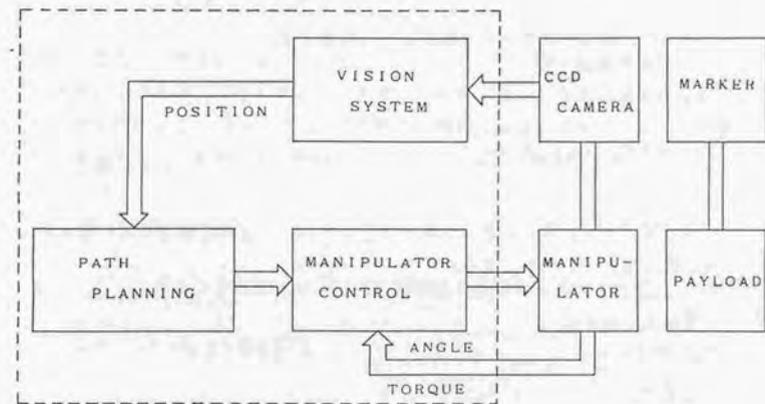


Fig. 8-10 ペイロード捕獲のために必要となる機能ブロック図

8.4.2 軌道計画

(1) 状態方程式の導出

動いているペイロードをグリッパでソフトに捕獲するためには、捕獲しようとする時刻にグリッパと把持部の相対位置はもちろんのこと、相対速度もゼロとなることが望ましい。そこで、この作業を2つの宇宙船（ペイロードとグリッパに対応）のランデブ・ドッキング問題に帰着させ、そこから最適軌道を導き出す。

まず、ペイロードの位置ベクトルを x_p 、グリッパの位置ベクトルを x_g と定義し、誤差ベクトルをつぎのように定義する。

$$x = x_p - x_g \quad \dots (8-6)$$

さらに、状態ベクトル X を次のように定義する。

$$\begin{aligned} X &= (\dot{x}, x)^t \\ &= (V_x, V_y, X, Y)^t \end{aligned} \quad \dots (8-7)$$

今、 $a_e = \ddot{x}$ をシステムへの入力とすると、つぎの状態方程式が得られる。ただし、 $\ddot{x}_p = 0$ とする。

$$\dot{X} = AX + Ba_e \quad \dots (8-8)$$

ここで、

$$A = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \quad B = \begin{bmatrix} -1 & 0 \\ 0 & -1 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$$

である。

(2) 最適化問題とその解

さて、与えられた時刻 t_f において動いているペイロードを捕獲するための最適軌道として、システム方程式(8-8)式のもとに つぎの2次の評価関数を最小にするような軌道を選ぶことにする。

$$J = \frac{1}{2} (X^t S_f X)_{t_f} + \frac{1}{2} \int_{t_0}^{t_f} a_e^t a_e dt \quad \dots (8-9)$$

ここで、 $S_f = \text{diag}(S_1, S_1, S_2, S_2)$

t_0 : スタート時刻

つまり、時刻 t_f においてペイロードとグリッパの相対位置速度がゼロになり、しかもそこに行くまでの加速度の2乗和が最小になるような滑らかな軌道を利用する。(8-8)、(8-9)式の最適化問題は非斉次のレギュレータ問題となるから、一般的にその解はつぎのように与えられる[41]。

$$a_e(t) = -B^t S X \quad \dots (8-10)$$

ここで、 S はつぎのRiccati の行列方程式を満足するものである。

$$\dot{S} = -SA - A^t S + SBB^t S \quad \dots (8-11)$$

$$S_f = S(t_f) \quad \dots (8-12)$$

実際に S を求める。 S が正則であるとする、次の式が成立している。

$$\dot{S}^{-1} = -S^{-1} \dot{S} S^{-1} \quad \dots (8-13)$$

そこで、(8-11)式のRiccati 方程式を(8-13)式に代入すると、 S^{-1} に関する次の線形微分方程式が得られる。

$$\dot{S}^{-1} = AS^{-1} + S^{-1}A^t - BB^t \quad \dots (8-14)$$

今、 S^{-1} をつぎのように置く。

$$S^{-1} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & S_{14} \\ S_{21} & S_{22} & S_{23} & S_{24} \\ S_{31} & S_{32} & S_{33} & S_{34} \\ S_{41} & S_{42} & S_{43} & S_{44} \end{bmatrix} \quad \dots (8-15)$$

(8-8) 式の A, B および (8-15) 式を (8-14) 式に代入することで、次式が得られる。

$$\begin{bmatrix} \dot{S}_{11} & \dot{S}_{12} & \dot{S}_{13} & \dot{S}_{14} \\ \dot{S}_{21} & \dot{S}_{22} & \dot{S}_{23} & \dot{S}_{24} \\ \dot{S}_{31} & \dot{S}_{32} & \dot{S}_{33} & \dot{S}_{34} \\ \dot{S}_{41} & \dot{S}_{42} & \dot{S}_{43} & \dot{S}_{44} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -1 & 0 & S_{11} & S_{12} \\ 0 & -1 & S_{21} & S_{22} \\ S_{11} & S_{12} & S_{13} + S_{31} & S_{14} + S_{32} \\ S_{21} & S_{22} & S_{23} + S_{41} & S_{24} + S_{42} \end{bmatrix} \quad \dots (8-16)$$

(8-16) 式を実際に解くと次式が得られる。

$$S^{-1} = \begin{bmatrix} \gamma_1 & 0 & \gamma_2 & 0 \\ 0 & \gamma_1 & 0 & \gamma_2 \\ \gamma_2 & 0 & \gamma_3 & 0 \\ 0 & \gamma_2 & 0 & \gamma_3 \end{bmatrix} \quad \dots (8-17)$$

ただし、

$$\gamma_1 = -(t - t_f) + \frac{1}{S_1}$$

$$\gamma_2 = -\frac{1}{2}(t - t_f)^2 + \frac{1}{S_1}(t - t_f)$$

$$\gamma_3 = -\frac{1}{3}(t - t_f)^3 + \frac{1}{S_1}(t - t_f)^2 + \frac{1}{S_2}$$

したがって、 $S = (S^{-1})^{-1}$ が次のように求まる。

$$S = \begin{bmatrix} \alpha_1 & 0 & \alpha_2 & 0 \\ 0 & \alpha_1 & 0 & \alpha_2 \\ \alpha_2 & 0 & \alpha_3 & 0 \\ 0 & \alpha_2 & 0 & \alpha_3 \end{bmatrix} \quad \dots (8-18)$$

ただし、

$$\alpha_1 = \frac{1}{d} \left\{ \frac{1}{3}(t - t_f)^3 - \frac{1}{S_1}(t - t_f)^2 - \frac{1}{S_2} \right\}$$

$$\alpha_2 = \frac{1}{d} \left\{ -\frac{1}{2}(t - t_f)^2 + \frac{1}{S_1}(t - t_f) \right\}$$

$$\alpha_3 = \frac{1}{d} \left\{ (t - t_f) - \frac{1}{S_1} \right\}$$

$$d = -\frac{1}{12}(t - t_f)^4 + \frac{1}{3S_1}(t - t_f)^3 + \frac{1}{S_2}(t - t_f)$$

$$-\frac{1}{S_1 S_2}$$

(8-18)式を(8-10)式に代入することで、 a_e が次のように求まる。

$$a_e(t) = \begin{bmatrix} \alpha_1 V_X + \alpha_2 X \\ \alpha_1 V_Y + \alpha_2 Y \end{bmatrix} \quad \dots (8-19)$$

ところで、 $t = t_f$ において、

$$\dot{x} = \dot{y} = 0 \quad \dots (8-20)$$

とするためには、(8-9)式の S_1 と S_2 をつぎのようにすればよい。

$$S_1 \rightarrow \infty, \quad S_2 \rightarrow \infty \quad \dots (8-21)$$

したがって、(8-9)式を最小にする加速度 a_e は、

$$a_e = \begin{bmatrix} \frac{4}{t_f - t} V_X + \frac{6}{(t_f - t)^2} X \\ \frac{4}{t_f - t} V_Y + \frac{6}{(t_f - t)^2} Y \end{bmatrix} \quad \dots (8-22)$$

となる。 a_e を順次積分していくことで、最適速度および最適軌道が、リアルタイムで計算される。

(3) シミュレーション結果

上で求めた最適軌道の生成を計算機によりシミュレートしてみた。実験条件を考慮して、まずパラメータをつぎのように設定した。

ペイロードの初期位置: $X_p = 1.4$ [m]
 $Y_p = -0.57$ [m]
 グリッパの初期位置: $X_g = 1.2$ [m]
 $Y_g = -0.65$ [m]
 ペイロードの速度: $V_{xp} = 0$ [m/sec]
 $V_{yp} = 0.04$ [m/sec]
 捕獲時刻: $t_f = 7$ [sec]

Fig. 8-11と8-12に計算結果を示す。Fig. 8-11はペイロードとグリッパの動きをXY平面上にプロットしたものであり、Fig. 8-12はそれぞれの方向の時刻歴である。グリッパが滑らかに、ペイロードの軌道に会合している様子がわかる。

つぎにパラメータの設定を変えて計算した。

ペイロードの初期位置: $X_p = 1.4$ [m]
 $Y_p = -0.70$ [m]
 グリッパの初期位置: $X_g = 1.2$ [m]
 $Y_g = -0.42$ [m]
 ペイロードの速度: $V_{xp} = 0$ [m/sec]
 $V_{yp} = 0.05$ [m/sec]
 捕獲時刻: $t_f = 7$ [sec]

Fig. 8-13と8-14に計算結果を示す。Fig. 8-12との違いは、ペイロードとグリッパの初期の相対位置関係が違っている。図からわかるように、それぞれの状況に応じて滑らかな軌道が生成されている。以上の設定は、後で行う実験と同じものになっている。

8.4.3 ペイロード位置姿勢の認識方法

(1) 図形の相似則

ペイロードの運動はあらかじめわかっていないので、随時その位置姿勢を検出しておく必要がある。そのため、マニピュレータ手首に取付けたCCDカメラと、長方形の各頂点にLEDを配置したターゲット・マーカによる近接センサ・システムを利用した。投影変換の逆変換を使って、マーカの長方形の見え方の違いにより、位置姿勢を算出している。以下、それについて述べる。

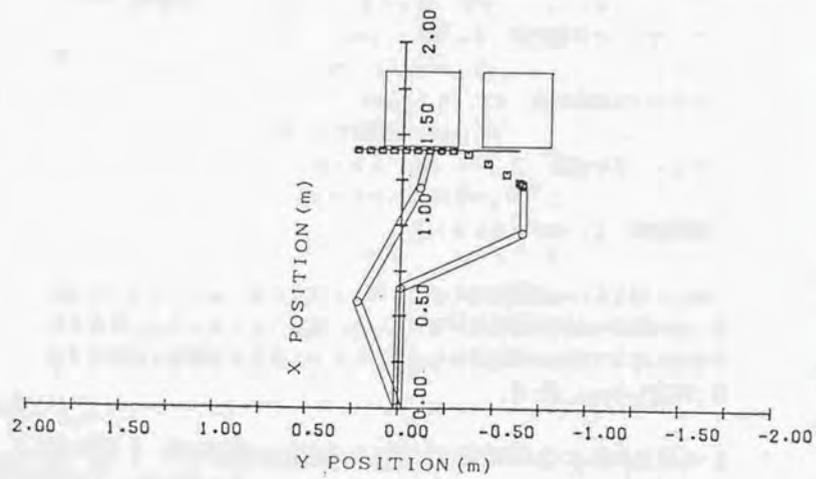
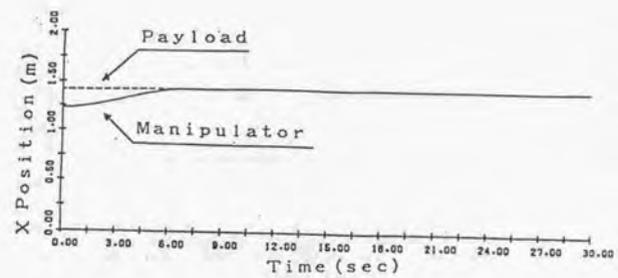
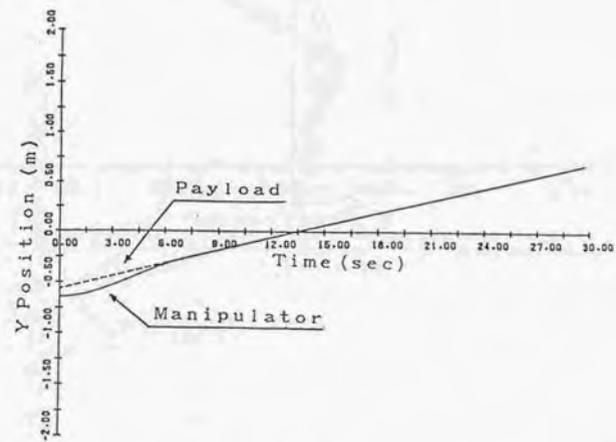


Fig. 8-11 最適軌道の計算例その1 (XY平面)



(a) X方向



(b) Y方向

Fig. 8-12 最適軌道の計算例その1 (各方向の時刻歴)

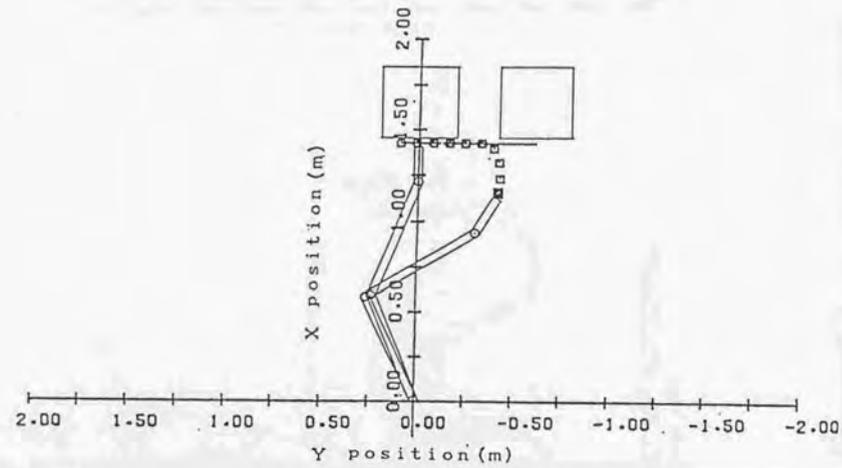
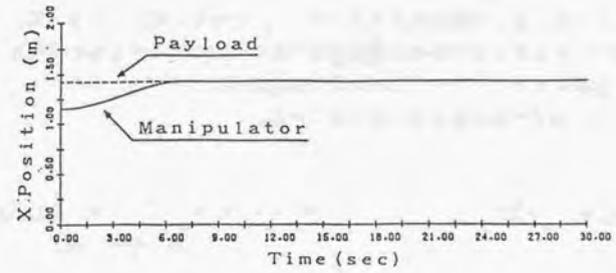
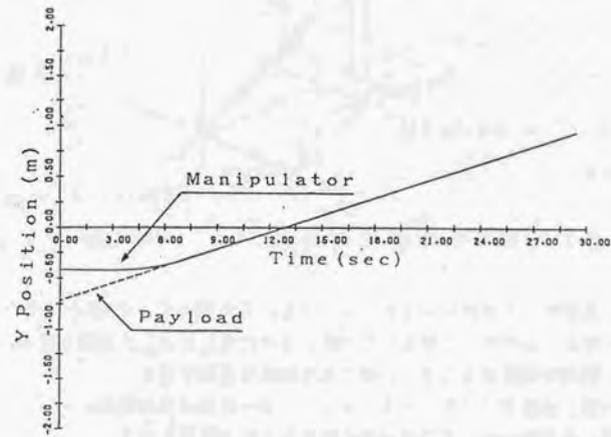


Fig. 8-13 最適軌道の計算例その2 (XY平面)



(a) X方向



(b) Y方向

Fig. 8-14 最適軌道の計算例その2 (各方向の時刻歴)

Fig. 8-15はマーカの各LEDとその像の位置関係を示したものである。No.1からNo.4まではターゲット・マーカ上の4つのLEDの点を表している。それをCCDカメラで見た時の像がカメラ・フレーム上に映る。ここで上付きのcはカメラ座標(Σ_c)上の3次元データを表している。 Σ_c の原点は視点に置いている。一方、上付きのfはフレーム座標(Σ_f)上の2次元データを表している。 Σ_f の原点はカメラ・フレームの中心に置いている。 Σ_f 上の座標データは第6章で述べた画像処理システムより得られるものである。 y_a は視点からカメラ・フレームまでの距離を表している。

さて、図形の相似則より次式が得られる。

$$x_i^f = \frac{1}{\beta_i} X_i^c \quad \dots (8-23)$$

$$y_i^f = \frac{1}{\beta_i} Z_i^c \quad (i=1, \dots, 4) \quad \dots (8-24)$$

ここで、 β_i は相似比を表しており、

$$\beta_i = \frac{Y_i^c}{y_a} \quad \dots (8-25)$$

である。

(2) 位置姿勢計算式の導出

Σ_f 上のデータは前もってわかっている。したがって、(8-23)、(8-24)式を使って Σ_c 上のデータを求めたいが、そのためには β_i が必要となる。そこで、幾何学的関係から β_i に関する方程式を導出する。

その後、姿勢データをロール、ピッチ、ヨー変換より求める。

まず、長方形における幾何学的関係から次式が得られる。

$$X_1^c + X_3^c = X_2^c + X_4^c \quad \dots (8-26)$$

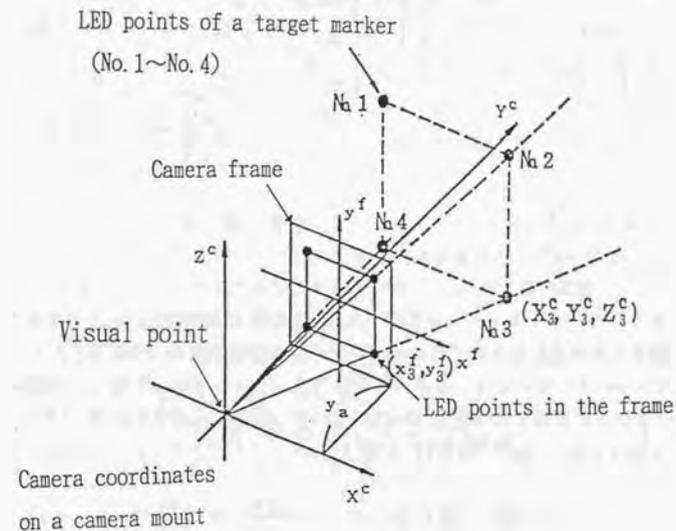


Fig. 8-15 マーカ上のLEDと各像との関係

ここで、

$$X_i^c = (X_i^c, Y_i^c, Z_i^c)^t \quad (i=1, \dots, 4)$$

(8-23), (8-24) 式を(8-26)式に代入することで、 $\beta_2, \beta_3, \beta_4$ に関する線形方程式が得られる。この方程式を解くことで、次式が得られる。しかも、視点から各LED へ向かうベクトルが同一平面上になれば、この解は一意的に求まる。

$$\begin{bmatrix} \beta_2' \\ \beta_3' \\ \beta_4' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_2^f & -x_3^f & x_4^f \\ y_a & -y_a & y_a \\ y_2^f & -y_3^f & y_4^f \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} x_1^f \\ y_a \\ y_1^f \end{bmatrix} \quad \dots (8-27)$$

ここで、

$$\beta_j' = \frac{\beta_j}{\beta_1} \quad (j=2, 3, 4)$$

また、ターゲット・マーカのNo.1とNo.3のLED の距離を L_{13} とすると次式が成立している。これは、 β_1 についての2次方程式となっている。

$$\begin{aligned} & \frac{1}{\beta_1^2} \{ (X_1^c - X_3^c)^2 + (Y_1^c - Y_3^c)^2 \\ & \quad + (Z_1^c - Z_3^c)^2 \} \\ & = (x_1^f - \beta_3' x_3^f)^2 + (1 - \beta_3') y_a^2 \\ & \quad + (y_1^f - \beta_3' y_3^f)^2 \\ & = \frac{1}{\beta_1^2} L_{13}^2 \end{aligned} \quad \dots (8-28)$$

したがって、(8-28)式より β_1 が次のように求まる。

$$\beta_1 = \sqrt{\frac{L_{13}^2}{R}} \quad \dots (8-29)$$

$$\begin{aligned} \text{ただし、} \quad R &= (x_1^f - \beta_3' x_3^f)^2 + (1 - \beta_3') y_a^2 \\ & \quad + (y_1^f - \beta_3' y_3^f)^2 \end{aligned}$$

ここで、 β_3' は(8-27)式より得られている。

したがって、(8-23), (8-24) 式を使えば Σ_c 上のデータより Σ_c 上のデータが次のように求まる。

$$\begin{bmatrix} X_i^c \\ Y_i^c \\ Z_i^c \end{bmatrix} = \beta_1 \begin{bmatrix} x_i^f \\ y_a \\ y_i^f \end{bmatrix} \quad (i=1, \dots, 4) \quad \dots (8-30)$$

ここで、 β_1 は(8-27)式より得られる。

このように、 Σ_c 上のデータが投影変換の逆変換より一意的に求まるが、これはLED の4点の投影像を使ったからであり、3点以下では解が不定となったり一意的でなかったりする[42]。

つぎに姿勢データを求める。今ターゲット・マーカの長方形の中心が Σ_c 座標のY。軸上にあり、しかも Σ_c でのロール ϕ 、ピッチ θ 、ヨー ψ がすべてゼロであるとすると。この時、それぞれのLED の Σ_c 上での座標はつぎのようになる。

$$\text{No. 1 : } \left(-\frac{L_{12}}{2}, 0, \frac{L_{14}}{2} \right) \quad \text{No. 2 : } \left(\frac{L_{12}}{2}, 0, \frac{L_{14}}{2} \right)$$

$$\text{No. 3 : } \left(\frac{L_{12}}{2}, 0, -\frac{L_{14}}{2} \right) \quad \text{No. 4 : } \left(-\frac{L_{12}}{2}, 0, -\frac{L_{14}}{2} \right)$$

$\dots (8-31)$

ロール・ピッチ・ヨー変換はつぎのように表される。

RPY(φ, θ, φ)

= Rot(Y^c, φ) Rot(X^c, θ) Rot(Z^c, φ)

$$= \begin{bmatrix} c\phi c\psi + s\phi s\theta s\psi & -c\phi s\psi + s\phi s\theta c\psi & s\phi c\theta & 0 \\ c\theta s\psi & c\theta c\psi & -s\theta & 0 \\ -s\phi c\psi + c\phi s\theta s\psi & s\phi s\psi + c\phi s\theta c\psi & c\phi c\theta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

••• (8-32)

ここで cφ = cosφ である。

したがって、(8-31)式で表される X₁^c, X₄^c, Z₁^c, Z₄^c は、マ
ーカのロール、ピッチ、ヨーをゼロから φ, θ, φ まで変化させた後ではつ
ぎようになる。

$$X_1^c = (c\phi c\psi + s\phi s\theta s\psi) \left(-\frac{L_{12}}{2}\right) + (s\phi c\theta) \left(\frac{L_{14}}{2}\right)$$

$$X_4^c = (c\phi c\psi + s\phi s\theta s\psi) \left(-\frac{L_{12}}{2}\right) + (s\phi c\theta) \left(-\frac{L_{14}}{2}\right)$$

$$Z_1^c = (-s\phi c\psi + c\phi s\theta s\psi) \left(-\frac{L_{12}}{2}\right) + (c\phi c\theta) \left(\frac{L_{14}}{2}\right)$$

$$Z_4^c = (-s\phi c\psi + c\phi s\theta s\psi) \left(-\frac{L_{12}}{2}\right) + (c\phi c\theta) \left(-\frac{L_{14}}{2}\right)$$

••• (8-33)

(8-33)式より次式が得られる。

$$X_1^c - X_4^c = s\phi c\theta L_{14}$$

$$Z_1^c - Z_4^c = c\phi c\theta L_{14} \quad \dots (8-34)$$

したがって、φ と θ はつぎのように求まる。

$$\phi = \tan^{-1} \left(\frac{X_1^c - X_4^c}{Z_1^c - Z_4^c} \right) \quad \dots (8-35)$$

$$\theta = \cos^{-1} \left(\frac{Z_1^c - Z_4^c}{L_{14} \cos \phi} \right) \quad \dots (8-36)$$

(8-33)式を導出したのと同様にして、X₂^c と Z₂^c に対して次式が求ま
る。

$$X_2^c = (c\phi c\psi + s\phi s\theta s\psi) \left(\frac{L_{12}}{2}\right) + (s\phi c\theta) \left(\frac{L_{14}}{2}\right)$$

$$Z_2^c = (-s\phi c\psi + c\phi s\theta s\psi) \left(\frac{L_{12}}{2}\right) + (c\phi c\theta) \left(\frac{L_{14}}{2}\right)$$

••• (8-37)

したがって、(8-33)式と(8-37)式より、

$$\frac{Z_2^c - Z_1^c}{L_{12}} = (-s\phi c\psi + c\phi s\theta s\psi)$$

$$= p$$

$$\frac{X_2^c - X_1^c}{L_{12}} = (c\phi c\psi + s\phi s\theta s\psi)$$

$$= q$$

••• (8-38)

が得られる。(8-38)式より、

$$q c \dot{\phi} - p s \dot{\phi} = c \ddot{\phi} \quad \dots (8-39)$$

が得られるから、

$$\dot{\phi} = \cos^{-1} \left[\frac{1}{L_{12}} \{ c \dot{\phi} (X_2^c - X_1^c) - s \dot{\phi} (Z_2^c - Z_1^c) \} \right]$$

・・・(8-40)

が得られる。

以上より、リアルタイムで Σ_r 上のデータを取込めば、 Σ 上のターゲット・マーカの位置姿勢がリアルタイムで計算される。

8.4.4 実験

(1) 実験方法

実験は動いている40[kg]のペイロードを、フレキシブル・アームで捕獲して停止させるまでを行った。手順は以下のシーケンスに従った。

- (1) 40[kg]のペイロードを浮上させ、5[cm/s]になるまでY方向に手で加速してから放出する。
- (2) カメラにより、ペイロードの位置姿勢を検出する。
- (3) グリッパの最適軌道を計算し、これに追従するようにフレキシブル・アームを制御する。
- (4) 指定した時刻 t_r に、グリッパがペイロード把持部の前方約1[cm]のところまで到達する。
- (5) グリッパの姿勢が把持部の正面を向くように制御しながら、グリッパを前進させる。
- (6) グリッパ先端が把持部に到達したところで、指を閉じる。

(7) ペイロードの運動を停止する。

フレキシブル・アームの制御はLTIP法を用いている。軌道制御に関しては、(8-22)式を積分して得られるグリッパ目標速度をもとにRMRC(Resolved motion rate control)[43]を使って各関節部での目標値に変換した。この時、振動制御を行っていることから、剛体モデルを用いて速度の分解を行った。そして、関節目標速度を積分して目標角度を算出している。制御パラメータは8.2節と同様に次のように設定した。

$$\begin{aligned} a_1 &= a_2 = 7.8 \text{ [N} \cdot \text{m/rad]} \\ b_1 &= b_2 = 6.5 \text{ [N} \cdot \text{m/rad]} \\ c_1 &= c_2 = 12.7 \end{aligned}$$

また、手首のほうは、これとは独立に常にターゲット・マーカがカメラ画面の中心に来るようにフィードバックをかけている。サンプリング周期はつぎのとおりである。

$$\begin{aligned} \text{制御タスク} &: 30 \text{ [msec]} \\ \text{画像処理タスク} &: 50 \text{ [msec]} \\ \text{軌道生成} &: 100 \text{ [msec]} \end{aligned}$$

実験は、つぎの2つの設定条件下で行った。

(その1)

$$\begin{aligned} \text{ペイロードの初期位置} &: X_p = 1.4 \text{ [m]} \\ & \quad Y_p = -0.57 \text{ [m]} \\ \text{グリッパの初期位置} &: X_g = 1.2 \text{ [m]} \\ & \quad Y_g = -0.65 \text{ [m]} \\ \text{ペイロードの速度} &: V_{x0} = 0 \text{ [m/s]} \\ & \quad V_{y0} = 0.04 \text{ [m/s]} \\ \text{捕獲時刻} &: t_r = 7 \text{ [sec]} \end{aligned}$$

(その2)

$$\begin{aligned} \text{ペイロードの初期位置} &: X_p = 1.4 \text{ [m]} \\ & \quad Y_p = -0.70 \text{ [m]} \\ \text{グリッパの初期位置} &: X_g = 1.2 \text{ [m]} \\ & \quad Y_g = -0.42 \text{ [m]} \end{aligned}$$

- 182 -

ペイロードの速度: $V_{xv}=0$ [m/sec]
 $V_{yv}=0.05$ [m/sec]
 捕獲時刻: $t_r=7$ [sec]

(2) 実験結果

Fig. 8-16~8-21に実験結果を示す。Fig. 8-16~8-18が設定条件(その1)の場合であり、Fig. 8-19~8-21が設定条件(その2)の場合である。

そして、Fig. 8-16と8-19がXY平面でのペイロードとグリッパの動きを、Fig. 8-17と8-20がX方向とY方向のそれぞれの時刻歴を、そしてFig. 8-18と8-21が上腕と前腕の根元にはったひずみゲージの出力を表したものである。図の(A)はグリッパがペイロード把持部の前方1[cm]に到達した時刻、(B)は指を閉じた時刻を示している。そして、(C)でペイロードが停止した。

(3) 考察

図からわかるように、設定条件(その1)(その2)ともシミュレーションと同様に、グリッパは滑らかにペイロードの動きに追従して、捕獲を実行している。捕獲はスタートしてから約9秒後に行っているが、ひずみゲージの出力を見てもわずかにピークが生じているだけで、低衝撃の捕獲が実現できている。わずかに見られるピークは、グリッパの姿勢のずれが指を閉じるときに無理に補正されるためと考えられる。

制御ゲインは、捕獲の前後で変化させていない。40[kg]のペイロードを持つ前と後で系の機械特性は当然変わるが、いずれも安定に振動制御がなされており、LTIP法が有効に働いているのがわかる。

本作業を行う上で、振動制御が必要な理由としては、まずペイロードをハンドリングしてから停止までの作業を素速に行うことが上げられる。振動制御をしなければ残留振動が長時間続くことになる。また、ペイロードへの接近段階においては、手首は常にターゲット・マーカを追尾するように働いているので、加振源として働いている。したがって、もし振動制御を行わなければ、リンクの振動がどんどん成長することになる。しかし、振動制御を行うことで、そのような振動が防げるので、カメラは常にターゲット・マーカを見ることができ、その結果ペイロードの位置姿勢情報も正確に得ることができる。

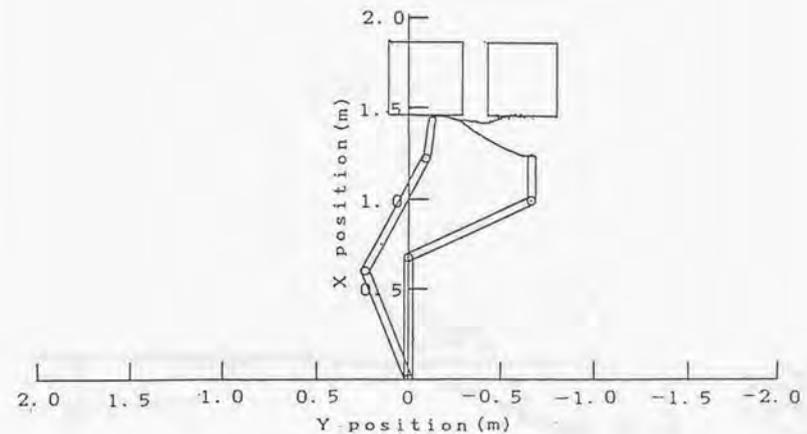
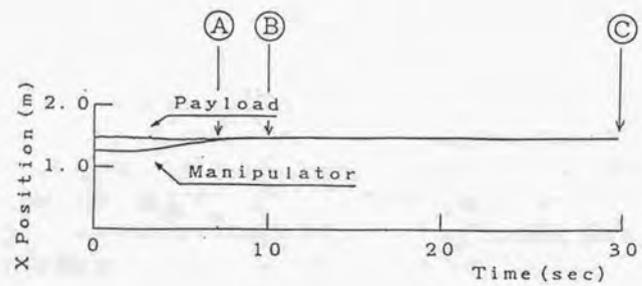
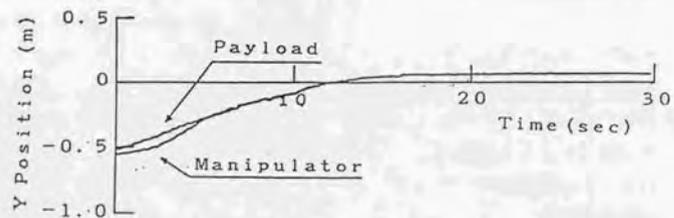


Fig. 8-16 設定条件(その1)のペイロード捕獲実験結果(XY平面)

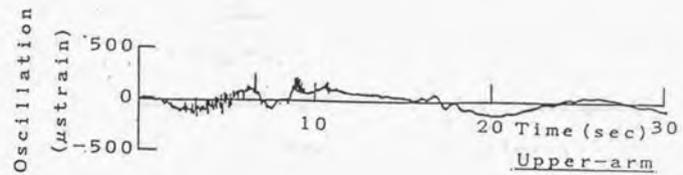


(a) X方向

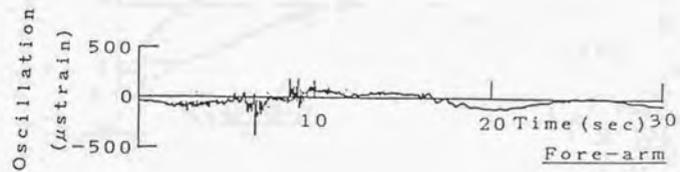


(b) Y方向

Fig. 8-17 設定条件 (その1) の実験結果 (X, Y方向の時刻歴)



(a) 上腕



(b) 前腕

Fig. 8-18 設定条件 (その1) の実験結果 (上腕, 前腕の振動)

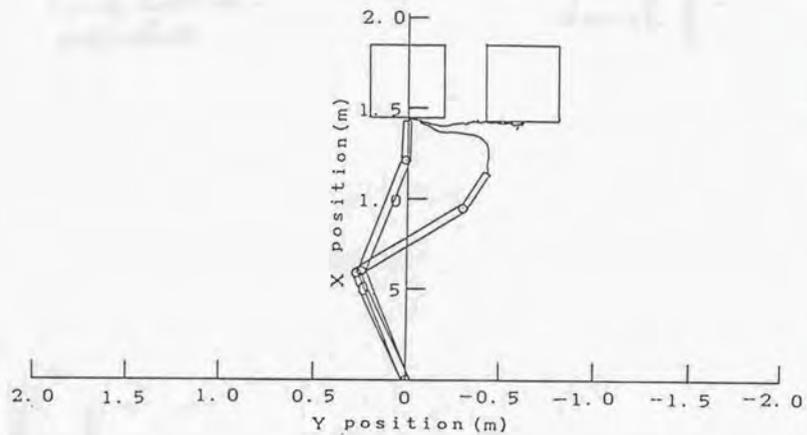
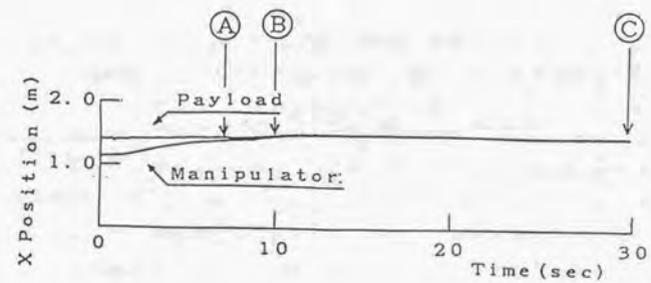
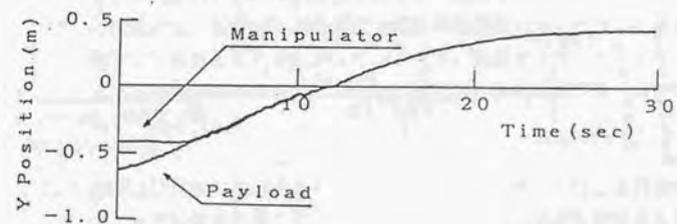


Fig. 8-19 設定条件 (その2) の実験結果 (XY平面)

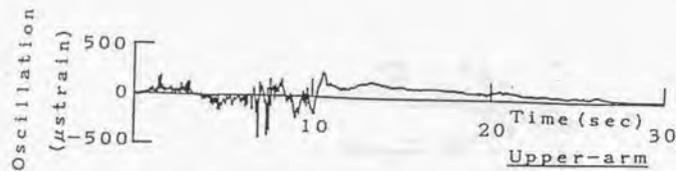


(a) X方向

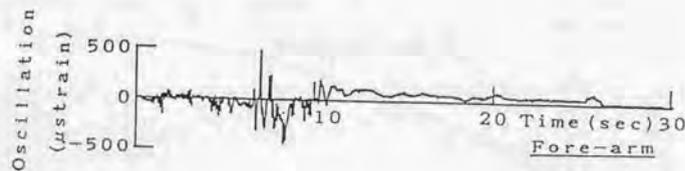


(b) Y方向

Fig. 8-20 設定条件 (その2) の実験結果 (X, Y方向の時刻歴)



(a) 上腕



(b) 前腕

Fig. 8-21 設定条件(その2)の実験結果(上腕, 前腕の振動)

8.5 むすび

本章の要点をまとめると以下のとおりである。

- (1) まず第3章で導出したLTIP法の有効性を検証するために、アームに目標軌道を与え、それに対する追従制御をLTIP法と剛体制御を用いて行い、両者のリンクの振動の様子を比較した。
- (2) 実験の結果、LTIP法による振動特性の改善が顕著に見られ、本制御法の有効性が実験的に確認された。また、同一の制御ゲインでペイロードの質量を変えた場合でも、LTIP法が安定に働くことを確かめ、本制御法がパラメータ変動に対してロバストな制御法であることも同時に示した。
- (3) つぎに第4章で導出したリンク先端たわみを制御量とした振動制御法の有効性を実験により検証した。まず、振動計測用のセンサとして、手首の力/トルク・センサを採用し、これを用いたリンクたわみ量推定法を取上げた。これと、ひずみセンサを用いたリンクたわみ量の推定値を比較検討し、両者の値がほとんど一致することから、力/トルク・センサによる振動制御の可能性を示した。
- (4) 力/トルク・センサを用いたリンクたわみ量フィードバック制御法と、従来より行われているひずみセンサ値のフィードバック法とを比較検討し、両者はほぼ同程度の振動抑制効果が得られることを実験により確認した。したがって、コスト、取付けスペース、メンテナンス性の観点から、力/トルク・センサを振動制御に用いる制御法の一例を示した。
- (5) 最後にLTIP法の適用例として、フレキシブル・アームによる浮遊ペイロードの捕獲作業を行った。また、そのために必要な機能として、リアルタイムで動作するカメラ/ターゲット・マーカによる位置姿勢検出システムと最適軌道計画システムを構築した。
- (6) ある速度で放出されたペイロードをカメラで追尾しながら、グリップを接近させ、捕獲、停止させる作業を行わせた。その結果、グリップがシミュレーションどおりに滑らかにペイロードの動きに追従

して接近し、低衝撃で捕獲することが実験的に確認された。また、接近、捕獲、停止の一連の動作において、フレキシブル・アームは同一ゲインで安定して制御されており、LTIP法が本作業において有効に働いていることが確かめられた。

2. 実験結果

この実験では、まず、フレキシブル・アームの制御に、LTIP法を用いた。この場合、制御ゲインは、 $K=10$ 、 $T=0.1$ 、 $I=0.1$ とした。

次に、フレキシブル・アームの制御に、LTIP法を用いた。この場合、制御ゲインは、 $K=10$ 、 $T=0.1$ 、 $I=0.1$ とした。

3. 結論

この実験では、まず、フレキシブル・アームの制御に、LTIP法を用いた。この場合、制御ゲインは、 $K=10$ 、 $T=0.1$ 、 $I=0.1$ とした。

次に、フレキシブル・アームの制御に、LTIP法を用いた。この場合、制御ゲインは、 $K=10$ 、 $T=0.1$ 、 $I=0.1$ とした。

次に、フレキシブル・アームの制御に、LTIP法を用いた。この場合、制御ゲインは、 $K=10$ 、 $T=0.1$ 、 $I=0.1$ とした。

Chapter 9

コンプライアンス制御のピン 挿入作業への適用

9.1 まえがき

本章では、フレキシブル・アームのコンプライアンス制御の適用例としてピン挿入作業を取上げる。第5章で導出した一般化コンプライアンスだ円体や一般化コンプライアンス中心を用いた解析方法を応用して、作業に適した状態でのピン挿入を実行する。

まず、一般化コンプライアンスだ円体の計算例を示し、姿勢やリンク変形量によって形状がどのように変化するかを確認する。これは機械系のコンプライアンスに対して行う。

つぎにサーボ系のコンプライアンスを主として使った場合のピン挿入作業を行う。サーボ系コンプライアンスに対するだ円体やコンプライアンス中心を参考にして、ピン挿入に適しただ円体形状をしている姿勢を選び、目標軌道を与えてピン挿入を実行させる。

また、機械系のコンプライアンスを主として使った場合のピン挿入作業も行う。この場合は、機械系コンプライアンスに対するだ円体やコンプライアンス中心を使った解析を参考とする。

9.2 一般化コンプライアンスだ円体計算例

第5章で導出した機械系の一般化コンプライアンスだ円体の具体例を示す。だ円体の長半径と短半径を λ_{mL} と λ_{mS} および長軸と短軸の方向を β_{mL} と β_{mS} とすると、それぞれ第5章で導出したように、

$$\lambda_{mL} = \frac{1}{2} \{ (C_{mX} + C_{mY}) + \sqrt{S} \} \quad \dots (9-1)$$

$$\lambda_{mS} = \frac{1}{2} \{ (C_{mX} + C_{mY}) - \sqrt{S} \} \quad \dots (9-2)$$

$$\beta_{mL} = \tan \theta_{mL}$$

$$= - \frac{1}{2C_{mXY}} \{ (C_{mX} - C_{mY}) - \sqrt{S} \} \quad \dots (9-3)$$

$$\beta_{mS} = \tan \theta_{mS}$$

$$= - \frac{1}{2C_{mXY}} \{ (C_{mX} - C_{mY}) + \sqrt{S} \} \quad \dots (9-4)$$

で与えられる。ただし、 C_{mX} 、 C_{mY} 、 C_{mXY} はリンクばね定数、関節角、リンクたわみ量をパラメータとする。また、

$$S = (C_{mX} - C_{mY})^2 + 4C_{mXY}^2$$

である。

計算に用いた各パラメータの値は、実験装置の値を用いて次のように設定した。

$$\begin{aligned} \text{リンク長: } L_1 &= 0.648 \text{ [m]} \\ L_2 &= 0.648 \text{ [m]} \\ L &= 0.210 \text{ [m]} \\ \text{リンク曲げ剛性: } E_1 I_1 &= E_2 I_2 = 14 \text{ [N} \cdot \text{m}^2] \\ \text{リンクたわみ量: } V_1 &= V_2 = 0.01 \text{ [m]} \end{aligned}$$

Fig. 9-1 に7種類の姿勢に対する各だ円体を示す。コンプライアンスだ円体は、単位力ベクトルを作用させたときの変位量を示したもので、スケールはXおよびY軸である。姿勢によって、だ円体の形状が大きく異なっているのがわかる。長軸と短軸の長さの比は、最大で110、最小で12である。ここでは、リンクの曲げ変形のみを考慮しているため、腕が伸び切った姿勢では

アームの軸と長軸が直交し、短軸の長さがゼロとなる。つまり、この姿勢は特異姿勢である。

各コンプライアンス作業に対しては、理想的なコンプライアンスの状態が設定できる。例えばFig. 9-2のように、ピン挿入に対しては作業面方向が長軸になるように、またならい作業に対しては、作業面方向が逆に短軸になるような特性である。剛体アームと違って柔軟アームの場合、サーボ系コンプライアンスで理想的な状態を実現する時に考慮すべき点は、Fig. 9-1の機械系のコンプライアンスとの干渉である。そこで、サーボ系とよく似た特性の姿勢を選ぶか、あるいはできる限りだ円体の小さな姿勢を選べば、機械系の影響を少なくしてコンプライアンス制御を効率良く行うことができる。

ところで、Fig. 9-1を導出するには各関節角とリンク変位量を設定する必要がある。前者に対しては、実際の作業姿勢を代入すれば良い。コンプライアンス作業の中で姿勢を大きく変えるような作業は少ないが、大きく変えるような時はいくつかに分割して調べれば良い。一方、リンク変位は力の加わり方によってかなり違ってくる。ただし、ここではリンク長に比べて十分小さい変形を仮定しているので、姿勢の変化に比べれば影響はほとんど無い。例えば、

$$\begin{aligned} \text{リンクたわみ量: } V_1 &= -0.06 \text{ [m]} \\ V_2 &= 0.01 \text{ [m]} \end{aligned}$$

と設定した時のだ円体がFig. 9-3であるが、Fig. 9-1と大差ないのが分かる。したがって、その作業における代表的な変位量を設定することで十分機能は果たすと考えられる。

9.3 サーボ系コンプライアンスによるピン挿入作業

9.3.1 サーボ系のコンプライアンス特性

以下では、コンプライアンスだ円体やコンプライアンス中心を用いた解析方法を応用しての作業をピン挿入作業を例にとって実験により示す。

ピン挿入の作業シーケンスは、Fig. 9-4のように柔軟アームのグリッパに直径19.5[mm]の丸棒を持たせ、これを与えられた軌道に追従させながら直径19.7[mm]の穴にサーボ系のコンプライアンス制御を使って5[mm]の深さまで挿入するというものである。駆動トルクは次式より計算される。

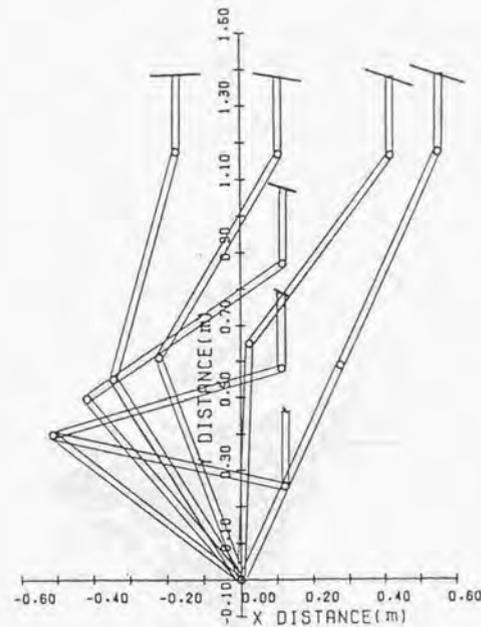
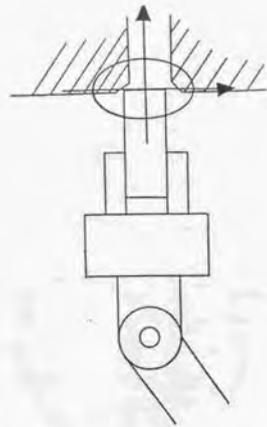
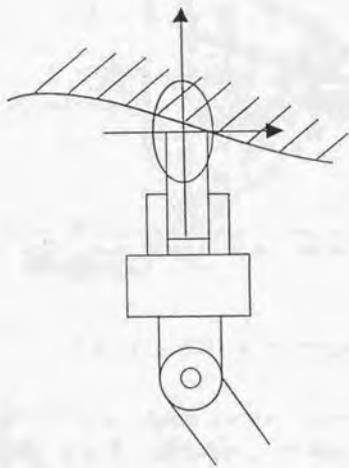


Fig. 9-1 コンプライアンスだ円体 ($V_1 = V_2 = 0.01 \text{ m}$)



(a) ピン挿入



(b) ならい作業

Fig. 9-2 各作業に適したコンプライアンス状態

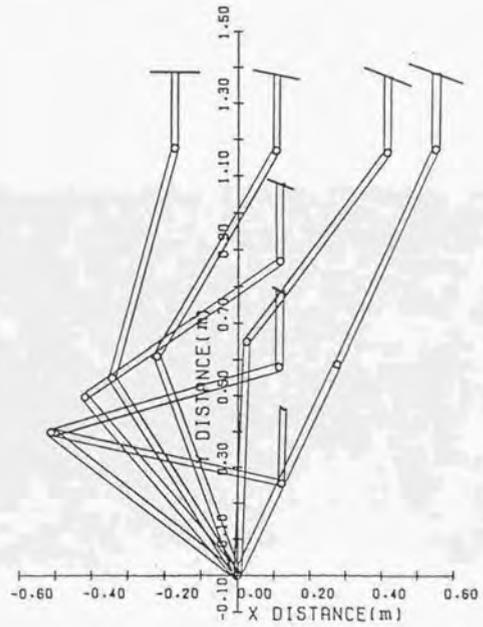


Fig. 9-3 コンプライアンスが円体 ($V_1 = -0.06m, V_2 = 0.01m$)



Fig. 9-4 ピン挿入実験用試験治具

$$T_i = k_{s_i} (\theta_i^* - \theta_i) \quad (i = 1, 2, 3) \quad \dots (9-5)$$

前に述べたように、ピン挿入における理想的なコンプライアンス特性は、作業面方向に柔らかく挿入方向に固い状態である。ここでは作業面をX軸方向に設定したので、フレキシブル・アームの作業姿勢（作業面とピンの接触時の姿勢）として、Fig. 9-1 のいちばん左側の姿勢を選べば良いことになる。

$$\begin{aligned} \text{肩関節角} : \theta_1 &= 127 \text{ [deg]} \\ \text{ひじ関節角} : \theta_2 &= -52 \text{ [deg]} \\ \text{手首関節角} : \theta_3 &= 15 \text{ [deg]} \end{aligned} \quad \dots (9-6)$$

一方、サーボ剛性は次の値を設定した。

$$\begin{aligned} \text{肩関節サーボ剛性} : k_{s_1} &= 20 \text{ [N} \cdot \text{m/rad]} \\ \text{ひじ関節サーボ剛性} : k_{s_2} &= 25 \text{ [N} \cdot \text{m/rad]} \\ \text{手首関節サーボ剛性} : k_{s_3} &= 25 \text{ [N} \cdot \text{m/rad]} \end{aligned} \quad \dots (9-7)$$

(9-6) 式の姿勢で、(9-7) 式の剛性によるサーボ系のコンプライアンスだ円体および中心をFig. 9-5 に示す（点線は作業台）。だ円体は、ほぼ理想的な状態になっているのがわかる。しかも、Fig. 9-1 と比べてわかるように、機械系のだ円体よりも大きく設定されているので、機械系の影響が抑えられる。一方、Fig. 9-5 の中で二重丸印で示したのがコンプライアンス中心である。はめ合い作業に対するコンプライアンス中心についてはWhitney らが考察している[39]。それによれば、jammingなどを起こさずスムーズな軸の挿入が可能のためには、コンプライアンス中心が軸の先端付近にあり、面取部からの反力が中心の近くを通ることが重要である。これに対して、Fig. 9-5 では先端からかなり離れており、コンプライアンス中心の位置の観点からするとあまり好ましい姿勢とはいえない。ただし、柔らかい部分が先端に集中しているRCC(Remote center compliance) ハンドと違って、サーボ系は柔らかい部分が各関節に分散しているので、うまく姿勢を選ばないと、コンプライアンス中心を先端に持ってくるのは難しい。なお、ここでは示さなかったが、機械系のコンプライアンス中心もFig. 9-5 とほぼ同じ位置にある。

9.3.2 実験結果

以上の条件下での、実験結果をFig. 9-6 に示す。図は肩、ひじ、手首の関

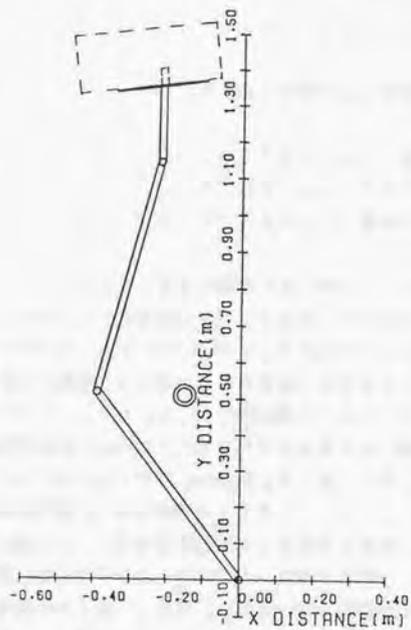


Fig. 9-5 サーボ系のコンプライアンス特性 (柔らかい場合)

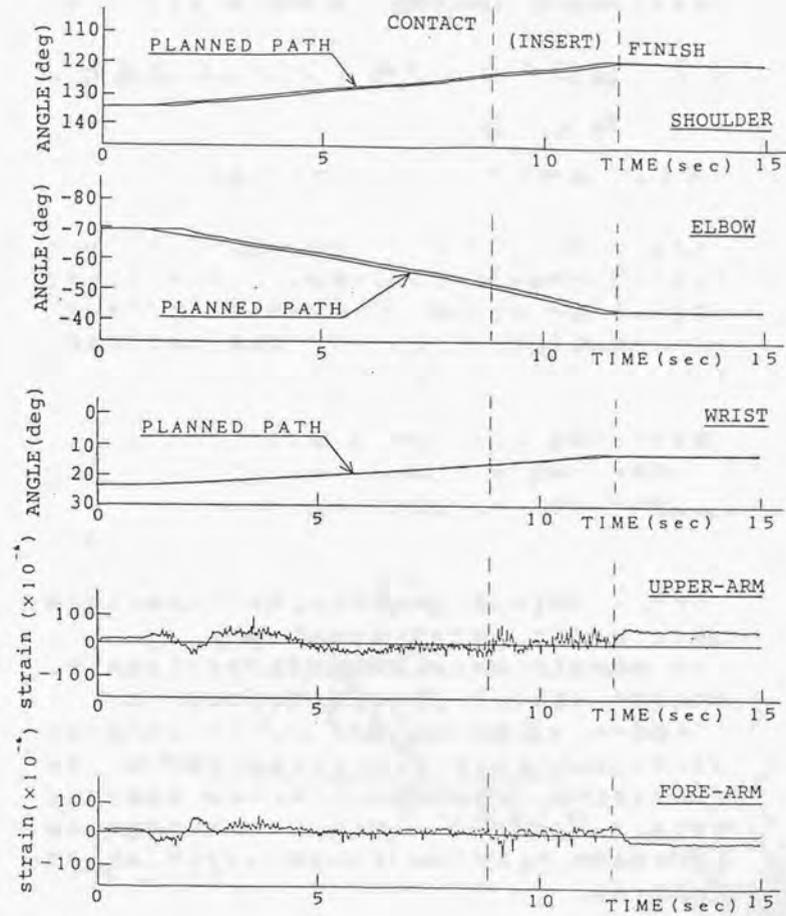


Fig. 9-6 サーボ系コンプライアンスによるピン挿入

節角度および上腕、前腕のひずみゲージの出力値をプロットしたものである。挿入部の手前約10[cm]のところを初期値としたアームは、手先から各関節に変換された軌道が与えられ、約8秒後に挿入部のテーパに一点接触している。接触後は穴の側面に沿って挿入を開始し、約12秒後で挿入を完了している。

9.4 機械系コンプライアンスによるピン挿入作業

9.4.1 機械系のコンプライアンス特性

今回は、フレキシブル・アームのリンクを持つ機械系のコンプライアンスによるピン挿入作業例を示す。ピン挿入の作業シーケンスはサーボ系の場合と同様である。駆動トルクはやはり(9-5)式で計算されるが、ここではサーボ剛性の影響を除く必要がある。そこで、サーボ剛性をつぎのように設定した。

$$\begin{aligned} \text{肩関節サーボ剛性} : k_{s1} &= 4000 \text{ [N} \cdot \text{m/rad]} \\ \text{ひじ関節サーボ剛性} : k_{s2} &= 5000 \text{ [N} \cdot \text{m/rad]} \\ \text{手首関節サーボ剛性} : k_{s3} &= 5000 \text{ [N} \cdot \text{m/rad]} \end{aligned}$$

・・・(9-8)

つまり、サーボ剛性が非常に固い場合である。剛体アームにおいてはこの状態でピン挿入を行うことができない程度のものである。

一方、作業姿勢はピン挿入に適した機械系のコンプライアンス特性を有している姿勢ということで、サーボ系での作業の時と同じ姿勢とした。

この姿勢での、(9-8)式によるサーボ系のコンプライアンスだ円体とコンプライアンス中心をFig.9-7に示す。Fig.9-5の場合、先端で1[mm]の誤差を補償するのに0.01[N]の接線力を要していたが、Fig.9-7の条件では2[N]を要する。テーパの傾斜が45[deg]、挿入力はアクチュエータの能力から約0.8[N]であるので、Fig.9-7の条件でのサーボ系コンプライアンスによる挿入は困難である。

9.4.2 実験結果

以上の条件のもとでの実験結果をFig.9-8に示す。図は上から肩、ひじ、手首の関節角および上腕、前腕のひずみゲージの出力値をプロットしたものである。約8秒後に挿入部のテーパに一点接触している。接触後は穴の側面

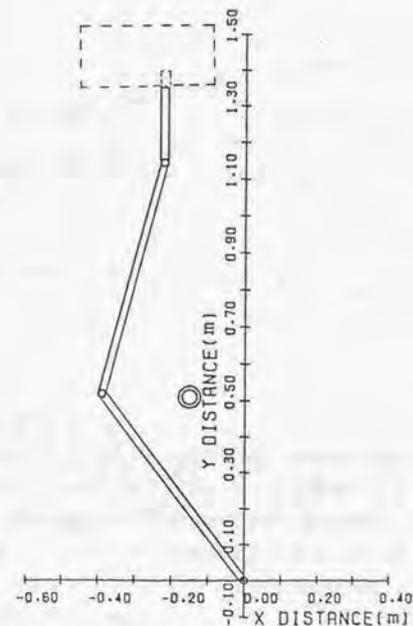


Fig.9-7 サーボ系のコンプライアンス特性(固い場合)

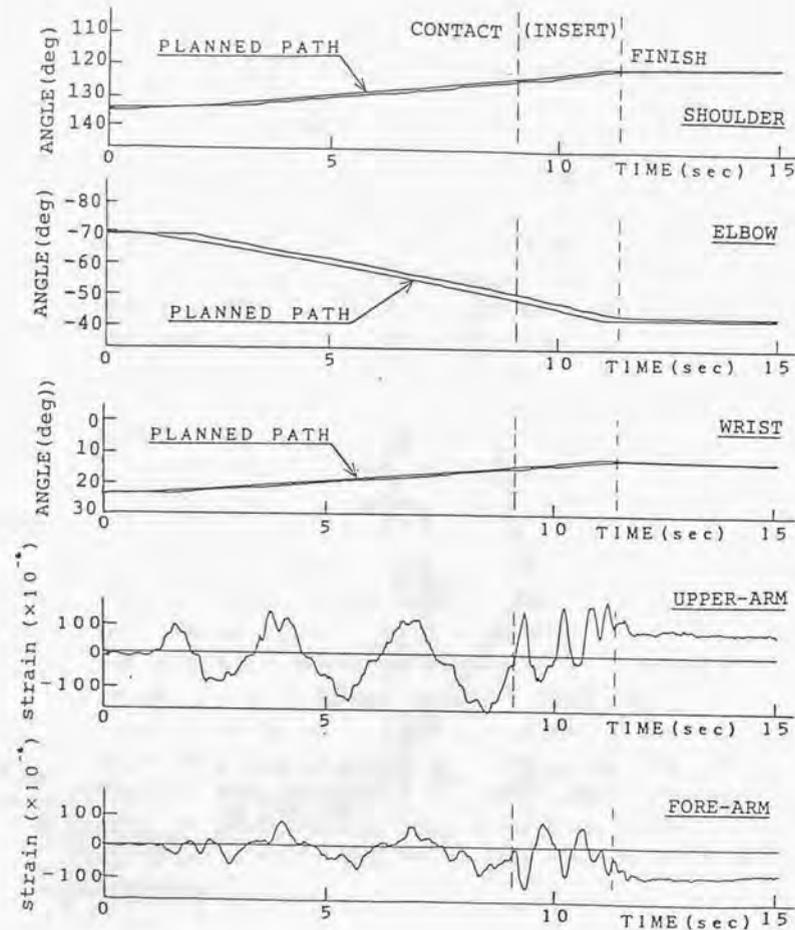


Fig. 9-8 機械的コンプライアンスによるピン挿入

に沿って挿入を開始し、約12秒後で挿入を完了している。

9.5 考察

Fig. 9-6, 9-8 からわかるようにサーボ系、機械系いずれの場合も挿入がスムーズに行われており、コンプライアンスだ円体による解析が有効であったことが確認された。ピンとテーパの接触時の位置誤差は約1[mm]であった。コンプライアンス中心が先端から離れているにもかかわらずjammingが生じなかったのは、手首部のバックラッシュが影響していると考えられる。

Fig. 9-6 と 9-8 を比べるとFig. 9-6 はリンクにひずみがほとんど生じていないのに対し、Fig. 9-8 の方は、接近、挿入を通してリンクの変形が見られる。Fig. 9-6 のほうは、サーボ系のコンプライアンスを使っているため当然リンクの方に変形は生じない。これに対して、Fig. 9-8 の場合はサーボ剛性が非常に大きくなっているために、接触時には制御系と機械系の干渉による弾性振動が生じ、挿入時には機械系コンプライアンスによる位置誤差補正のためのリンク変形が生じている。そして、作業終了時にはFig. 9-6 に比べてFig. 9-8 の方のリンク変形がかなり大きくなっている。

9.6 むすび

本章の要点をまとめると以下のとおりである。

- (1) 一般化コンプライアンスだ円体を、機械系を例にとり、アームの姿勢を様々に変化させて計算した。その結果機械系のコンプライアンス特性は姿勢によって大きく変化することを示した。そして、精度の良いコンプライアンス制御を行うためには、各作業に応じた適切なコンプライアンス特性を実現する適切な姿勢を選ぶ必要があることを明らかにした。
- (2) サーボ系コンプライアンスを使った、フレキシブル・アームによるピン挿入実験を行った。コンプライアンスだ円体による解析をもとに、サーボ系と機械系のだ円体の形状が同じになる姿勢を選び、かつサーボ系のだ円体が大きくなるようにサーボ剛性を設定した。その結果、サーボ剛性によるスムーズな挿入が実現され、コンプライアンスだ円体による解析が有効に働くことを確認した。

(3) 上記と同様の解析手法を用いて機械系コンプライアンスによるピン挿入実験を行った。その結果、リンクを変形させて位置誤差を補正しながらの挿入が実行され、解析通りの結果が得られることを確認した。

Chapter 10

結論

10.1 結論

本研究では振動抑制が重要課題となる宇宙用ロボット・アームの制御の問題に取り組む、特に実システムへの適用を目的として、安定性、構成の簡素化、リアルタイム性に徹したフレキシブル・アームの制御方式の確立を目指し、系統的な研究を展開した。その中で、いくつかの新しい手法を提案し、有用な結論を得た。以下に、各章ごとにその要点を整理する。

第2章「準動的モデルを用いた簡略ダイナミック・モデルの導出」

- (1) フレキシブル・アームのダイナミクスのリアルタイム補償を目的とした簡略ダイナミック・モデルの導出を行った。モデリングの対象として、大質量物をハンドリングし、リンクが極端に軽量化された宇宙用フレキシブル・アームを取扱った。そして、本研究では基礎的なモデリングとして、2リンク・スカラ型マニピュレータの平面内の運動を取扱った。
- (2) フレキシブル・リンクの変形をモデル化するために、各リンクをマスレスとしたバネ・マス系で置換えた。そして、リンク変形を一端固定で他端に集中力とモーメントが働く場合の静たわみ曲線で表すことを提案した。
- (3) 動力学の定式化では、ラグランジュ法を用いて系の方程式を導出した。まず運動エネルギーと弾性エネルギーで構成されるラグランジアンから、ラグランジュの方程式を導き、さらに遠心力やコリオリの力を省略して、関節角とリンクたわみ量を座標とする簡略ダイナミック・モデルを導出した。このモデルはリアルタイム処理を考慮して、計算量を極端に減らしたモデルとなっている。

第3章「関節トルク・センサを用いた振動制御法」

- (1) 安定性を重視した振動制御法の導出を目的として、フレキシブル・アームの分布定数系での運動方程式を求めた。多リンク・スカラ型フレキシブル・アームを対象として、運動エネルギーとポテンシャル・エネルギー、外力のなす仕事を求め、ハミルトンの原理を使ってシステムの運動方程式（偏微分方程式）と境界条件を導出した。
- (2) 関節角と関節トルクのローカル・フィードバックによる振動制御法を新しく提案した。これは、制御系のポテンシャル・エネルギーを操作することで位置の制御を行い、また機械系のエネルギーを操作することで振動の制御を行うという考えのもとに、システムの分布定数系のモデルから人工ポテンシャル法を用いて導出された。
- (3) 導出した制御方法を使った場合の分布システムの漸近安定性について、Lyapunovの方法を用いて証明した。Lyapunov関数としてシステムの全エネルギーを考え、平衡点、つまり関節角が目標値となり、リンク変形がゼロとなる点における漸近安定性を示した。提案した方法は、マニピュレータ・ダイナミクスの数学モデルによる補償は行っていないので、必ずしも最適で質の高い制御とはなっていない。しかし、単純なローカル・フィードバックで構成され、分布システムに対しての漸近安定性も保証されていることから、特に安全を最重視する宇宙システムへの利用に適していると考えられる。

第4章「力/トルク・センサを用いた振動制御法」

- (1) フレキシブル・アームを、アクチュエータとセンサが離れた場所に置かれているnon-colocateシステムとして扱った場合の振動制御法について検討した。第2章で求めた準動的モデルを使って、状態方程式と観測方程式を導出した。状態量は関節角、リンクたわみ量およびそれぞれの速度とした。また、この系の可制御、可観測性も示した。

(2) 実用的な方法として、マニピュレータ手首に取付けた力/トルク・センサを用いたたわみ量推定法を提案した。マニピュレータが大質量物をハンドリングした状態で、力/トルク・センサによりアーム先端力を計測し、その値を使って観測方程式よりリンクたわみ量を実時間で推定する方法を提案した。

(3) 関節角とリンクたわみ量をフィードバックする振動制御法をnon-co locateシステムにおける制御法として提案した。この方法は角度センサ、角速度センサ、力/トルク・センサを基本的なセンサ構成としているが、例えばJEMRMSでも同様の構成となっており、スピルオーバー対策を十分施せば、実システムへの適用が非常に容易であると考えられる。

第5章「フレキシブル・アームのコンプライアンス制御」

(1) フレキシブル・アームの持つ機械的コンプライアンスの特性を考慮したコンプライアンス制御について検討した。そして、フレキシブル・アームの場合、制御で手先のある方向に比較的固くなるようにしても、構造的にその方向が非常に柔らかい特性を持っていると、目標どおりの固さが実現できない、いわば機械系とサーボ系のコンプライアンスの干渉の問題が存在することを示した。

(2) フレキシブル・アームの機械的コンプライアンス特性解析に重要な役割を果たす概念として「一般化コンプライアンス行列」を提唱した。また、その特性を具体的に表現する手段として「一般化コンプライアンスだ円体」と「一般化コンプライアンス中心」を提案した。前者はリンクの剛性特性をアーム先端に集約させたものであり、一方後者はアーム系全体のコンプライアンスに対して、静的な意味での並進と回転の運動が分離される点である。

(3) フレキシブル・アームにおけるコンプライアンス制御について検討した。作業形態に応じてそれぞれ最適なコンプライアンス特性が存在するが、フレキシブル・アームでは機械系とサーボ系の両方のコンプライアンスの干渉の問題がある。しかし、機械系の方の特性は

アームの姿勢によって大きく変化するので、精度の良いコンプライアンス制御を行うためには、機械系の影響を受けにくい適切な姿勢を選ぶ必要があるという指針を示した。

第6章「2リンク・フレキシブル・アームの実験装置試作」

(1) 地上において微小重力環境下での実験を行うための、宇宙用フレキシブル・アーム実験装置の試作を行った。実験装置を試作するにあたっては、スペース・シャトル用マニピュレータのデータをもとに、装置の仕様を決定した。また、微小重力環境の模擬のために、空気浮上方式を採用し、微小重力環境 $10^{-3}G$ を実現した。

(2) マニピュレータは全長1.5[m]、質量は15[kg]、ハンドリングするペイロードの質量は最大300[kg]であり、この時の固有振動数を0.06[Hz]とした。また、カメラ/ターゲットマーカからなる近接センサを装備し、ペイロードの相対位置姿勢をリアルタイムで検出するシステムを構築した。

第7章「簡略ダイナミック・モデルの逆動力制御への適用」

(1) フレキシブル・アームの関節角のステップ応答を準動的モデルによるシミュレーションと実験と比較した。その結果、リンク先端が大きく振れる低周波の曲げ振動に対しては、第2章で導出した準動的モデルは近似モデルとして有効に働くことを確認した。

(2) 準動的モデルによるダイナミクス補償の効果を調べるため、フィードフォワード制御によるマニピュレータ駆動実験を行った。そして、剛体モデルでは目標軌道に対して大きなずれを生じていた応答が、準動的モデルを用いることで十分目標軌道に追従し、本モデルによる補償が非常に有効であることを確認した。これより、上記の動力学解析の結果と合わせて、導出した準動的モデルが、フレキシブル・アームの近似モデルとして十分機能することが実験的に確認された。

第8章「振動制御実験と捕獲作業への応用」

- (1) まず第3章で導出したLTIP法の有効性を検証するために、アームに目標軌道を与え、それに対する追従制御をLTIP法と剛体制御を用いて行い、両者のリンクの振動の様子を比較した。
- (2) 実験の結果、LTIP法による振動特性の改善が顕著に見られ、本制御法の有効性が実験的に確認された。また、同一の制御ゲインでペイロードの質量を変えた場合でも、LTIP法が安定に働くことを確かめ、本制御法がパラメータ変動に対してロバストな制御法であることも同時に示した。
- (3) つぎに第4章で導出したリンク先端たわみを制御量とした振動制御法の有効性を実験により検証した。振動計測用のセンサとして、手首の力/トルク・センサを採用し、これを用いたリンクたわみ量推定法を取上げた。これと、ひずみセンサを用いたリンクたわみ量の推定値を比較検討し、両者の値がほとんど一致することから、力/トルク・センサによる振動制御の可能性を示した。
- (4) 力/トルク・センサを用いたリンクたわみ量フィードバック制御法と、従来より行われているひずみセンサ値のフィードバック制御法とを比較検討し、両者はほぼ同程度の振動抑制効果が得られることを実験により確認した。したがって、コスト、取付けスペース、メンテナンス性の観点から、力/トルク・センサを振動制御に用いる制御法の一例を示した。
- (5) 最後にLTIP法の適用例として、フレキシブル・アームによる浮遊ペイロードの捕獲作業を行った。また、そのために必要な機能として、リアルタイムで動作するカメラ/ターゲット・マーカによる位置姿勢検出システムと最適軌道計画システムを構築した。
- (6) ある速度で放出されたペイロードをカメラで追尾しながら、グリップを接近させ、捕獲、停止させる作業を行わせた。その結果、グリップがシミュレーションどおりに滑らかにペイロードの動きに追従して接近し、低衝撃で捕獲することが実験的に確認された。また、

接近、捕獲、停止の一連の動作において、フレキシブル・アームは同一ゲインで安定して制御されており、LTIP法が本作業において有効に働いていることが確かめられた。

第9章「コンプライアンス制御のピン挿入作業への適用」

- (1) 一般化コンプライアンスだ円体を、機械系を例にとり、アームの姿勢を様々に変化させて計算した。その結果機械系のコンプライアンス特性は姿勢によって大きく変化することを示した。そして、精度の良いコンプライアンス制御を行うためには、各作業に応じた適切なコンプライアンス特性を実現する適切な姿勢を選ぶ必要があることを明らかにした。
- (2) サーボ系コンプライアンスを使った、フレキシブル・アームによるピン挿入実験を行った。コンプライアンスだ円体による解析をもとに、サーボ系と機械系のだ円体の形状が同じになる姿勢を選び、かつサーボ系のだ円体が大きくなるようにサーボ剛性を設定した。その結果、サーボ剛性によるスムーズな挿入が実現され、コンプライアンスだ円体による解析が有効に働くことを確認した。
- (3) 上記と同様の解析手法を用いて機械系コンプライアンスによるピン挿入実験を行った。その結果、リンクを変形させて位置誤差を補正しながらの挿入が実行され、解析通りの結果が得られることを確認した。

10.2 今後の課題と展望

最後に今後の課題と展望について述べる。

1. 3次元アームへの拡張の問題

本研究では基礎的な問題設定として、2リンク・スカラー型のフレキシブル・アームを対象として取上げたが、今後の問題としてまず上げられるのは、3次元アームへの拡張である。3次元においては、ここで考えた曲げ振動のほか新たにねじり振動も加わり、また、それらの干渉の問題も生

じる。ねじり振動に対しても、バネマス系で考えることができるから、本研究の定式手法はほとんどそのまま適用できると考える。ただし、実システムにおいてはブームはFRPのハニカム構造で作られるので、やはり曲げ振動のほうが影響が大きいと考えられる。一方、振動制御に関しては、振動の方向とアクチュエータの方向が必ずしも一致せず、その場合は振動の干渉を考慮した制御系を新たに構成する必要がある。しかしながら、アームに冗長自由度を持たせ振動の非干渉化を行う工夫をすれば[18]、本研究の制御法の適用も十分可能となる。例えば、すべての冗長自由度に対し、LTIP法によるローカル・フィードバック系を組んでおけば、リンク間の干渉は外乱として扱われ、システムは安定に制御される。

2. 双腕フレキシブル・アームの協調制御の問題

作業能率を考えるとアームは少なくとも双腕で使う要求が当然生じてくる。したがって、複数のフレキシブル・アームによる協調作業時のモデリングと制御の研究も今後必要となってくる。この場合、構造的に閉ループ系である限りは本研究で得られた手法を適用することで対処できるが、閉ループ系になった場合には新たな検討が必要となる。閉ループ系になることで剛性は上がるが、今度はリンクの両端がバネで拘束された条件での振動が発生する。また両方の腕が接触する前後では境界条件が大きく異なるので、このような場合の現象の解析も重要な問題となるであろう。

3. フレキシブル・アームの力制御

さらに、マニピュレータの高性能化のために重要な技術となるコンプライアンス制御においては大変形時および動的作業時におけるリンクの機械特性の把握と最適なコンプライアンス制御の実現が今後の課題として上げられる。また対象物の剛性などの機械特性を境界条件として取入れたモデリングや制御についても考慮する必要がある。

謝 辞

本論文は、著者が株式会社 東芝 総合研究所 機械研究所に勤務中に開発研究してきた成果をまとめたものである。

本研究の遂行にあたって常に懇切なご指導とご鞭撻を賜った、東京大学工学部 三浦宏文教授 および 下山 勲助教授に対し、謹んで感謝の意を表します。

また本論文を査読していただき、懇切なご指導と熱心なご討論をいただいた、東京大学工学部 吉本堅一教授、有本 卓教授、高野政晴教授に深く感謝いたします。

本研究の直接の機会を与えて下さり、また終止変わらぬ激励を戴いた、株式会社 東芝 宇宙開発事業部の関係諸氏、現在 株式会社 東芝 原子力技術研究所 富田久雄所長、機械研究所 野際靖雄所長、飯倉省一主任研究員に深く感謝いたします。

フレキシブル・アームの実験の遂行とデータの整理においては、多大なる御協力を戴いた、株式会社 東芝 総合研究所 機械研究所 植之原道宏氏に深く感謝いたします。

最後に、東京大学工学部三浦研究室と株式会社 東芝 総合研究所 機械研究所との間で開催された「宇宙用マニピュレータ研究会」においてご討論いただいた 元東京大学学生 呉忠霖博士をはじめとする三浦研究室の方々から心から感謝の意を表します。

平成3年12月25日

小松 督

参考文献

第 1 章

- [1] W.J. Book, O. Maizza-Neto, and D.E. Whitney: "Feedback Control of Two Beam, Two Joint Systems with Distributed Flexibility", Trans. of ASME, J. Dynamic Systems, Measurement, and Control, Vol. 97-4, pp. 424-431, 1975.
- [2] 福田: "フレキシブルアームの研究の動向", 日本ロボット学会誌, Vol. 6-5, pp. 424-429, 1988.
- [3] 高野: "ロボット機構学の基礎", コンピュートロール(No. 9), コロナ社, 1985.
- [4] P. K. Nguyen, R. Ravindran, R. Carr, D. M. Gossain and K. H. Doetsch: "Structural Flexibility of the Shuttle Remote Manipulator System Mechanical Arm", Technical Paper 82-1536, AIAA Guidance and Control Conference, 1982.
- [5] 山脇, 胡間, 津田: "宇宙ステーション用マニピュレータシステム", 東芝レビュー, Vol. 44-9, pp. 710-714, 1989.
- [6] 姜, 内山: "フレキシブルロボットアームの可補償性", 日本ロボット学会誌, Vol. 6-5, pp. 416-423, 1989.
- [7] H. Kanoh, S. Tzafestas, H. G. Lee, and J. Kalat: "Modeling and Control of Flexible Robot Arms", Proc. of 24th IEEE Conference on Decision and Control, Vol. 3, pp. 1172-1177, 1985.
- [8] K. H. Low: "A Systematic Formulation of Dynamic Equations for Robot Manipulators with Elastic Links", J. of Robotic Systems, Vol. 4-3, pp. 435-456, 1987.

- [9] 福田, 新井, 細貝, 矢島: "柔軟構造物のフレキシビリティ制御 (第1報, 曲げ, ねじり連成振動のモデル化と制御方法)" 日本機械学会論文集 (C編), Vol. 54-499, pp. 630-637, 1988.
- [10] 姜, 内山, 箱守: "nリンク弾性ロボットアームのダイナミクスの解析", 第4回日本ロボット学会学術講演会予稿集, pp. 423-426, 1986.
- [11] W. H. Sunada and S. Dubowsky: "On the Dynamic Analysis and Behavior of Industrial Robotic Manipulators with Elastic Members", Trans. of ASME J. of Mechanisms, Transmission, and Automation in Design, Vol. 105-3, pp. 42-51, 1983.
- [12] R. H. Cannon and E. Schmitz: "Initial Experiments on the End-Point Control of a Flexible One-Link Robot", Int. J. of Robotics Research, Vol. 3-3, pp. 62-75, 1984.
- [13] 福田: "フレキシブルロボットアームの制御 (第1報, 一, 二自由度系の位置決め時の振動制御)", 日本機械学会論文集 (C編), Vol. 51-468, pp. 2140-2144, 1985.
- [14] Y. Sakawa, F. Matsuno and S. Fukushima: "Modeling and Feedback Control of a Flexible Arm", J. of Robotic Systems, Vol. 2-4, pp. 453-472, 1985.
- [15] 吉田, 下郷, 村野: "弾性構造系のデジタル最適制御 (弾性回転アームの位置決め制御)", 日本機械学会論文集 (C編), Vol. 52-484, pp. 3073-3081, 1986.
- [16] 原島, 植芝, 橋本: "先端位置検出器としてCCDカメラを用いた1リンクフレキシブルアームの適応制御", 第4回日本ロボット学会学術講演会予稿集, pp. 419-422, 1986.
- [17] 坂和, 松野, 大澤, 清原, 阿部: "3自由度フレキシブル・マニピュレータのモデリングと加速度センサを用いた振動制御", 日本ロボット学会誌, Vol. 6-1, pp. 42-51, 1988.

- [18] 吳, 下山, 三浦: "三次元宇宙用マニピュレータの一構成法", 日本ロボット学会誌, Vol. 6-5, pp. 388-392, 1988.
- [19] 長谷川, 関, 吉本: "弾性アームの最適軌道の設計", 日本機械学会第68期全国大会講演会講演論文集, Vol. D, pp. 77-79, 1990.
- [20] E. Bayo: "A Finite-Element Approach to Control the End-point Motion of a Single-Link Flexible Robot", J. of Robotic Systems, Vol. 4-1, pp. 63-75, 1989.
- [21] 馬, 浅田, 得丸: "軌道制御のためのフレキシブルロボットアームの逆動力学", システムと制御, Vol. 31-10, pp. 764-772, 1987.
- [22] T. Fukuda: "Flexibility Control of Elastic Robotic Arms", J. of Robotic Systems, Vol. 2-1, pp. 73-88, 1985.
- [23] 松野, 坂和, 浅野: "2自由度フレキシブル・アームの準静的ハイブリッド制御", 第8回日本ロボット学会学術講演会予稿集, pp. 219-222, 1990.

第2章

- [24] H. Asada, T. Kanade and I. Takeyama: "Control of a Direct-Drive Arm", ASME J. of Dynamic Systems, Measurement and Control, Vol. 105-3, pp. 136-142, 1983.
- [25] 中原: 材料力学, 養賢堂, 1968.

第3章

- [26] 福田, 磯貝: "フレキシブル多リンクシステムの連成振動抑制制御に関する基礎的研究", 日本機械学会論文集 (C編), Vol. 53-487, pp. 664-670, 1987.
- [27] 李, 宮崎, 有本: "柔軟多リンク・マニピュレータのPDS制御",

- [28] M. Takegaki and S. Arimoto: "A New Feedback Method for Dynamic Control of Manipulator", Trans. ASME J. Dyn. Syst. Measurement and Control, Vol. 103, pp. 119-125, 1981.
- [29] C. L. Dyn and I. H. Shames: "Solid Mechanics: A Variational Approach", McGraw-Hill, Inc., 1973.
- [30] 藤井, 石島: "スルーイング・マニユバ", 第1回宇宙ステーション講演会講演集, pp. 186-187, 1985.
- [31] T. Bailey and J. E. Hubbard Jr.: "Distributed Piezo-electric-Polymer Active Vibration Control of a Cantilever Beam", J. Guidance and Control, Vol. 8-5, pp. 605-611, 1985.
- [32] J. La Salle and S. Lefshetz: "Stability by Lyapunov's Direct Method with Applications", Academic Press, 1961.

第4章

- [33] 山本, 倉岡, 飯倉, 菅沢, 鳥山, 岡村: "日本実験モジュールマニピュレータ系のシステム検討", 第3回宇宙ステーション講演会講演集, pp. 49-50, 1987.
- [34] 小郷, 美多: システム制御理論入門, 実教出版, 1979.

第5章

- [35] 松丸: 多関節マニピュレータにおける多自由度コンプラインス制御の基礎理論, 早稲田大学修士論文, 1987.
- [36] 吉田: 宇宙用ロボット・マニピュレータの運動制御, 東京工業大学博士学位論文, 1990.
- [37] 吉川: "ロボットアームの可操作度", 日本ロボット学会誌, Vol.

- [38] 浅田, 小川: "逆慣性行列を用いたロボットアームの動特性解析とその作業計画ならびにエンドエフェクタ設計への応用", 計測自動制御学会論文集, Vol. 23-9, pp. 961-968, 1987.
- [39] D. E. Whitney: "Quasi-Static Assembly of Compliantly Supported Rigid Parts", Trans. ASME J. Dyn. Sys. Meas. Cont., Vol. 104-1, pp. 65-77, 1982.

第6章

- [40] 矢部: "静圧型気体軸受の設計法", 潤滑, Vol. 17-8, pp. 528-535, 1972.

第10章

- [41] V. Garber: "Optimal intercept laws for accelerating targets", AIAA J., Vol. 6-11, pp. 2196-2198, 1968.
- [42] 島崎: "投影変換の逆変換に関する2, 3の考察", 電子通信学会画像工学研究会資料, IE79-15, pp. 83-92, 1979.
- [43] E. D. Whitney: "Resolved motion rate control of manipulators and human prostheses", IEEE Trans. on Man-Machine Sys., MMS-10, pp. 47-53, 1969.

関係論文

印刷論文

- [1] 小松, 植之原, 飯倉, 三浦, 下山: "ニリンク柔軟マニプレータの動的制御", 日本機械学会論文集 (C編), Vol.55-516, pp.2022-2028, 1989.
- [2] 小松, 植之原, 飯倉, 三浦, 下山: "トルクフィードバックを用いた宇宙用多リンク柔軟マニプレータの振動制御", 日本ロボット学会誌, Vol.8-2, pp.171-178, 1990.
- [3] 小松, 植之原, 飯倉, 三浦, 下山: "2リンク柔軟マニプレータのコンプライアンス制御", 日本機械学会論文集 (C編), Vol.56-530, pp.2642-2648, 1990.
- [4] 小松, 植之原, 飯倉, 三浦, 下山: "力覚センサを用いた2リンク柔軟マニプレータの振動制御", 日本機械学会論文集 (C編), Vol.56-531, pp.2926-2931, 1990.
- [5] T.Komatsu, M.Uenohara, S.Iikura, H.Miura, I.Shimoyama: "Active vibration control of a multi-link space flexible manipulator with torque feedback", Advanced Robotics, Vol.6-1, 1992.

国際会議 Proceedings

- [1] T.Komatsu, M.Uenohara, S.Iikura, H.Miura, I.Shimoyama: "Active Vibration Control for Flexible Space Environment Use Manipulators", Proc. of Dynamics of Controlled Mechanical Systems IUTAM/IFAC Symposium, Zurich, Switzerland, pp.182-192, 1988.
- [2] T.Komatsu: "Robots in Space - Flexible Manipulators for Space", 9th Euro-Japanese Technova Seminar, Paris, France, 1988.

- [3] T. Komatsu, M. Uenohara, S. Iikura, H. Miura, I. Shimoyama: "Capture of Free-Flying Payloads with Flexible Space Manipulators", Proc. of NASA Conference on Space Telerobotics, Pasadena, CA, U.S.A., Vol. 3, pp. 35-44, 1989.

口頭発表

- [1] 小松, 飯倉, 岡村, 西田, 三浦, 下山: "柔軟アームの制御法の検討", 第3回日本ロボット学会学術講演会予稿集, pp. 87-88, 1985.
- [2] 小松, 飯倉, 岡村, 西田, 三浦, 下山: "柔軟マニピュレータの制御", 第29回宇宙科学技術連合講演会講演集, pp. 282-283, 1985.
- [3] 小松, 飯倉, 本江, 西田, 三浦, 下山: "2リンクを有する柔軟アームの制御(モデリングと動力学解析)", 第1回宇宙ステーション講演会講演集, pp. 264-265, 1985.
- [4] 小松, 飯倉, 西田, 三浦, 下山: "2リンクを有する柔軟アームの制御(第2報 ペイロードハンドリング時のモデリング)", 第2回宇宙ステーション講演会講演集, pp. 163-164, 1986.
- [5] 小松, 飯倉, 岡村, 三浦, 下山: "柔軟マニピュレータの制御(第2報 静たわみ曲線によるモデリング)", 第30回宇宙科学技術連合講演会講演集, pp. 418-419, 1986.
- [6] 小松, 植之原, 三浦, 下山: "柔軟マニピュレータの振動制御", 第29回自動制御連合講演会前刷, pp. 335-336, 1986.
- [7] 小松, 植之原, 三浦, 下山: "ポテンシャル改善に基づく柔軟アームの振動制御", 第4回日本ロボット学会学術講演会予稿集, pp. 403-404, 1986.
- [8] 小松, 植之原, 三浦, 下山: "2リンクを有する柔軟アームの制御(第3報 手先カメラを用いた自動ハンドリング)", 第3回宇宙ステーション講演会講演集, pp. 57-58, 1987.

- [9] 小松, 植之原, 三浦, 下山: "柔軟マニピュレータの制御(第3報 振動制御系の一設計法)", 第31回宇宙科学技術連合講演会講演集, pp. 826-827, 1987.

- [10] 小松, 植之原, 三浦, 下山: "柔軟マニピュレータのコンプライアンス制御", 第5回日本ロボット学会学術講演会講演集, pp. 321-322, 1987.

- [11] 植之原, 小松, 三浦, 下山: "ハンドアイカメラを用いた柔軟マニピュレータによるペイロードの自動捕獲", 第1回宇宙用人工知能/ロボット/オートメーションシンポジウム講演集, pp. 1-2, 1987.

- [12] 植之原, 小松, 三浦, 下山: "柔軟マニピュレータの振動制御(力覚センサの利用)", 第5回日本ロボット学会学術講演会予稿集, pp. 323-324, 1987.

- [13] 植之原, 小松, 飯倉, 三浦, 下山: "ハンドアイカメラを用いたフレキシブルマニピュレータによるペイロードの自動捕獲", 日本機械学会講演論文集, No. 870-13, pp. 61-63, 1987.

- [14] 植之原, 小松, 三浦, 下山: "速度を持つ浮遊するペイロードの柔軟アームによる捕獲", 第2回宇宙用人工知能/ロボット/オートメーションシンポジウム講演集, pp. 37-40, 1988.

- [15] 植之原, 小松, 三浦, 下山: "力覚センサを用いた柔軟アームの振動制御", 第32回システムと制御研究発表講演会講演論文集, pp. 455-456, 1988.

- [16] 小松, 飯倉, 三浦, 下山: "手先位置を用いた柔軟アームの振動制御", 第6回日本ロボット学会学術講演会予稿集, pp. 241-242, 1988.

- [17] 小松, 植之原, 飯倉, 三浦, 下山: "2リンク柔軟アームの動的制御", 日本機械学会第66期通常総会講演論文集, p. 368, 1989.

その他

- [1] 小松：“宇宙用フレキシブルアームの制御”，「フレキシブルロボットアームの制御」講習会テキスト（日本ロボット学会），pp.39-48，1989.
- [2] 小松：“ロボットにおける制振・制御技術”，日本機械学会 [No. 890-49] 講習会教材，pp.103-109，1989.
- [3] 小松：“ロボットの制振・制御技術”，機械の研究，Vol. 42-7，pp.787-794，養賢堂，1990.

