

| |
|------|
| 新 制 |
| 工 |
| 829 |
| 京大附図 |

水中マニピュレータの 運動と制御に関する研究

五百井 清

水中マニピュレータの
運動と制御に関する研究

五百井 清

目次

目 次

| | |
|------------------------------|---------|
| 第1章 緒論 | P.1-4 |
| 1.1節 研究の動機と目的 | |
| 1.2節 従来の研究との関連 | |
| 1.3節 本論文の構成 | |
| 第2章 水中マニピュレータの動力学とシミュレーション | P.5-15 |
| 2.1節 マニピュレータの動力学の発展 | |
| 2.2節 水中マニピュレータの運動方程式系 | |
| 2.3節 流体外力、外力モーメント項の導出 | |
| 2.3.1 流体抗力、流体抗力モーメントの導出 | |
| 2.3.2 流体揚力、流体揚力モーメントの導出 | |
| 2.4節 モデル化におけるその他の特徴 | |
| 2.5節 シミュレーション例 | |
| 2.6節 まとめ | |
| 第3章 油圧ダイレクトドライブマニピュレータの制御系設計 | P.16-24 |
| 3.1節 マニピュレータ制御方式の現状と可変ゲイン決定法 | |
| 3.2節 モデリングと線形化 | |
| 3.2.1 ロボットマニピュレータのモデリング | |
| 3.2.2 油圧駆動系のモデリング | |
| 3.3節 可変ゲイン則と安定性の評価 | |
| 3.3.1 1入力1出力系のゲイン決定法 | |
| 3.3.2 干渉系の可変ゲインと安定性 | |
| 3.4節 シミュレーションと実験 | |
| 3.4.1 ロボットマニピュレータのシミュレーション | |
| 3.4.2 ロボットマニピュレータのゲイン調整試験 | |
| 3.5節 おわりに | |
| 第4章 位置と力のハイブリッド制御 | P.25-33 |
| 4.1節 位置／力同時制御の発展とその必要性 | |
| 4.2節 動揺補償型の位置／力ハイブリッド制御系の構成 | |
| 4.2.1 位置・姿勢指令系の構成 | |
| 4.2.2 力・トルク指令系の構成 | |

| | | |
|-------|-------------------------|---------|
| 4.2.3 | 位置／力ハイブリッド指令系の構成 | |
| 4.2.4 | 動揺補償制御系の構成 | |
| 4.3 | 制御システムの構成 | |
| 4.3.1 | ハードウェア構成 | |
| 4.3.2 | ソフトウェア構成 | |
| 4.4 | 制御性能試験 | |
| 4.4.1 | 動揺補償制御試験 | |
| 4.4.2 | 位置／力ハイブリッド制御試験 | |
| 4.5 | おわりに | |
| 第5章 | マスタスレーブ・マニピュレータシステム | P.34-44 |
| 5.1 | 遠隔操作技術の必要性とその発展 | |
| 5.2 | 等慣性質量を有するマスタアームの開発 | |
| 5.2.1 | 良好なマスタアームの条件 | |
| 5.2.2 | マスタアーム基本3軸の運動方程式系 | |
| 5.2.3 | 重力バランスと等並進慣性質量の条件 | |
| 5.2.4 | 等慣性マスタアームの設計 | |
| 5.2.5 | 等慣性マスタアームの試作と実証試験 | |
| 5.3 | 異構造マスタスレーブシステムの開発 | |
| 5.3.1 | 異構造マスタスレーブシステムと制御方式の概念 | |
| 5.3.2 | 異構造マスタスレーブ制御方式の構成 | |
| 5.3.3 | 異構造マスタスレーブシステムのハード構成と実験 | |
| 5.4 | おわりに | |
| 第6章 | 結論 | P.45-47 |
| | 謝辞 | P.48 |
| | 本論文に関する発表論文 | P.49-50 |
| | 参考文献 | P.51-53 |
| | 付録 | P.54-60 |

第1章 緒論

第 1 章 緒論

1. 1 研究の動機と目的

本研究は、人間に代わって水中での作業を実行するマニピュレータを開発するための機構設計と制御の基礎研究に関するものである。近年、精密機械に電子制御技術や計算機応用技術を付加して今までにない優れた自動機械が開発されており、その典型的な例が産業用ロボットとして、広く普及している。このような産業用ロボットが今までの自動機械と大きく異なる点は、人間の腕に類似した関節構造を有し、その動作の自由度が極めて大きいために様々な動作・作業を実行することができ、生産工場において一応の成功を収めている。

しかしながら、現在の産業用ロボットの使用されている状況を考えると高速動作と正確な繰り返し作業に重点が置かれており、人間が行っている様々な巧みな作業を自在に実行できるには至っていない。人間に代わって細かい器用な作業や重労働作業を行えるフレキシビリティのあるロボットは、工業関係はもちろんのこと、農業・医療・家庭等においても切望されており、早急に開発が進められなければならない。現在の産業用ロボットが繰り返し作業にとどまっている大きな理由の一つはロボットの知能化が期待したほど進んでいないことである。これらの知能化の問題点の中には、計算機システムの高速度化や大容量化によって解決される部分も見受けられるが、ほとんどの問題が計算機の高性能化だけで片付けられるものではない。ロボットの使用される環境やロボットに課される知能的作業の内容に応じて、それらに適したロボットの機構や制御方策が設計されるべきものであると考える。

これらの状況を踏まえると、状況と作業内容に対応して知的作業を実行できるロボットの開発は必須であり、現在は人手で行っている苛酷な作業や複雑な作業から人間を解放することを急がねばならない。これらの知能ロボットの必要性は陸上の産業用ロボットのみならず、人間の近づき難い危険な環境下においてはさらに重要性を増す。これらの特殊環境下で作業を行うロボットとしては、原子力設備における保守・点検ロボット、.....、深海で作業を行う海洋ロボット、災害現場で作業を行う防災ロボット、宇宙空間で作業を行う宇宙ロボット等が挙げられる。これらのロボットは環境の特殊性とその要求される高度な作業内容から考えて、通常の産業用ロボットを流用することはほとんど不可能であり、それぞれの環境に適したロボットの設計とその制御方策の考案が必要となる。この中で海洋ロボットの研究開発に関しては、現在まで無人移動潜水船 (Remotely Operated Vehicle; 以下 R. O. V. と略す。) については数多くの研究がなされてきた。しかしながら、海中で様々な作業を行おうとすると器用なマニピュレータの装備が不可欠となり、最近では簡単なマニピュレータが取り付けられた R. O. V. も開発されるようになった。ところが、このような水中マニピュレータを設計する指針はほとんど確

立されておらず、また現実に装備されている水中マニピュレータの制御方策も高度に知能化されるまでには至っていない。

このような観点から、本研究では水中で作業を行うマニピュレータに特有の問題を取り上げ、その機構設計から制御方策を通じて考慮すべき基礎技術についての議論を行う。

1. 2 従来の研究との関連

本論文では、水中マニピュレータの機構設計と制御方策が論じられる。以下、本論文で論じられる研究内容と他の研究との関連について述べる。

第一に、マニピュレータの設計は、その幾何学的特性（キネマティクス）と力学的特性（ダイナミクス）を十分に把握した上でなされなければならない。地上のマニピュレータの設計を支援するために数多くの計算機援用シミュレーションシステムが開発されてきた。これは多自由度リンク機構を構成するマニピュレータの運動が強い非線形性を有するため、幾何学的にも力学的にも簡単には把握できないことに起因している。特に、マニピュレータの動力学演算には多くの積和演算を要するため、演算を減じる高速アルゴリズムの提案に関する研究も多い。一方、水中のマニピュレータに関する動力学に関してはほとんど研究がなされておらず、関連のある研究としては水中の係留索の動力学問題が挙げられる。しかしながら、係留索は連結部にアクチュエータを持たず、システムと見なした場合に多入力多出力の制御対象として取り扱う必要性はない。

本論文では、水中で運動する多関節マニピュレータの運動方程式系を導出して、水中マニピュレータを設計・制御するためのシミュレーションシステムを構築する。運動方程式は各アームの付加質量、付加慣性モーメント、流体抗力、流体揚力等が考慮され、機械系の設計のために逆動力学解析（Inverse Dynamics）が用意され、制御系設計のために順動力学解析（Direct Dynamics）が用意される。

次に、実際に6自由度の水中マニピュレータの各軸制御方策を考案し、水中で位置制御の応答試験が実施される。多自由度マニピュレータはその位置と姿勢によって、各関節まわりの慣性モーメントが大きく変化する。このような制御対象の変化に対応するために、制御系に状態推定オブザーバを適用したり、適応制御系を構成したりする方法が提案されてきた。これらの手法は一般性がある反面、制御系の設計が大掛かりになる欠点があり、制御方策の物理的意味が分かりにくくなりがちである。そこで本論文ではマニピュレータの物理的特性を考慮した各アームの可変ゲイン設定法を提案し、本手法を実機に適用してその効果を確認する。

さらに、水中マニピュレータの作業内容を考えた場合、海洋構造物の壁面の清掃や柔軟物のハンドリング等、位置だけでなく同時に力の制御も必要とする作業が多い。そこで、水中マニピュレータの動揺外乱を補償しながらの位置と力のハイブリッド制御方策を提案する。地上のマニピュレータに関する位置と力の制御に関しては、W.H.Raibert

等が提案したハイブリッド制御法とN.Hogan が提案したインピーダンス制御法がよく知られている。水中マニピュレータの場合には、流体の影響で質量や慣性モーメントが付加され、さらに流速の影響でマニピュレータの減衰特性も複雑になる。そこで、手先の質量や減衰特性を制御するインピーダンス制御法の実施は困難と考え、ハイブリッド制御法を採用することを提案する。従来の位置と力のハイブリッド制御法は速度制御の閉ループと力制御の閉ループを独立に構成するために通常の位置制御系に復帰する場合に困難を伴うという問題点があった。また、水中マニピュレータに特有の問題として、水中移動ロボット（R. O. V. も含む）に取り付けられたマニピュレータは、水中移動ロボット自体の固定が難しいために、水中移動ロボットの動揺をマニピュレータ側で補償しなければ正確な作業が望めないという問題がある。これら双方の問題点を解決する手段として、外乱補償付きの位置と力のハイブリッド制御法を提案し、その制御法の効果を実験によって確認する。

最後に、マニピュレータの完全自動化が難しい場合に、人間がマニピュレータを操作して作業を遂行する方策について論じる。すべての作業を完全に自動化することは将来の目標ではあるが、現段階では実作業内容の分析・体系化が始まったばかりであり、また計算機の情報処理能力の不足から自動化が困難な部分も多い。このようなマニピュレータの知能不足を補いながらマニピュレータを操る手段としては、従来からマスタスレーブ・マニピュレータシステムを適用することが盛んに行われてきた。ところが、従来のマスタスレーブシステムは作業を行うスレーブマニピュレータと操作者が操るマスタマニピュレータを相似な構造としているために、制御が容易な反面、構造上の制約のために位置や力の倍率を自由に変更することが難しく、また、マスタマニピュレータを相似構造に設計しなければならないため汎用性に欠け、操作性も満足ではないという問題点があった。このような欠点を克服するために、互いに構造の異なるマスタスレーブシステムの研究が行われるようになった。この異構造マスタスレーブシステムを構築すれば、スレーブマニピュレータは作業に適した構造に設計することができマスタマニピュレータは操作しやすいように独立に設計することができる。

本論文では、操作性に優れたマスタマニピュレータとして操作端の質量特性がすべての方向に対して均一であるようなマスタマニピュレータを提案する。また、自由に制御方策の変更が可能な異構造マスタスレーブシステムの構築を行い、6自由度マニピュレータを使用したマスタスレーブシステムの実験を行い、その有効性を確認する。

1. 3 本論文の構成

本論文は6章からなり、第2章以降の概要を要約すると以下ようになる。

第2章では、水中マニピュレータの設計・制御を行う上での最も基本となる力学モデルの構築を行う。水中マニピュレータの運動方程式系の立式は、地上のマニピュレータ

の運動を水中運動に拡張した形で記述され、Newton-Euler力学による高速再帰解法が適用される。これらは、流体の影響を考慮して立式されており、機械設計のための逆動力学解析と制御系設計のための順動力学解析が構築される。さらに、シミュレーションシステムとしての機能を拡大するために、マニピュレータの手先と対象物との簡単な接触問題も取り扱えるようになっており、マニピュレータを制御する上で重要な指標となるヤコビ行列を自動生成する機能をも有している。また、マニピュレータの力学的特性を把握する上で最も基本となる慣性行列を出力することも可能である。この慣性行列の出力は第3章の可変ゲインの決定にも有効に利用される。

第3章ではマニピュレータの位置・姿勢変化に伴う各アームの制御ゲインの決定法に関して論じる。本水中マニピュレータは、各関節に油圧揺動モータが直接取り付けられたダイレクトドライブ構造のため、バックラッシュが少なくトルク制御が行いやすい反面、慣性モーメントの変化が制御系に与える影響が大きく、マニピュレータの可動範囲全域にわたって制御系のゲイン調整を綿密に行う必要が生じる。そのゲイン調整の手法と適用の効果を理論と実験の両側面から論じる。

第4章では、水中で外乱の補償を行いながら位置と力のハイブリッド制御を行う制御系の提案とその効果確認実験を行う。従来から提案されてきたハイブリッド制御法は位置サーボの閉ループの代わりに速度サーボの閉ループを使って構成されており、そのためにヤコビ行列の逆行列を計算する必要があり、また、通常的位置サーボへの復帰が難しいという問題点があった。そこで位置と姿勢の順変換 (Direct Kinematics)、逆変換 (Inverse Kinematics) を有効に使用する手法でハイブリッド制御系を構成する。この構成法によって、水中マニピュレータの動揺外乱補償も自然に取り入れることができる。提案した外乱補償型のハイブリッド制御法を6自由度水中マニピュレータに適用して、その効果を論じる。

第5章では、遠隔操作法の一つであるマスタスレーブ・マニピュレータシステムについて論じる。最初に、操作しやすいマスタマニピュレータの構造を力学的側面から解析し、すべての方向に同じ質量特性をもったマスタマニピュレータを提案する。さらに、マスタマニピュレータの操作範囲中心をどこに設定すべきかについても言及を行う。また、実際に製作されたマスタマニピュレータの性能確認試験を行う。次に、異構造マスタスレーブシステムの構築を行う。現在までに提案されてきたマスタスレーブシステムのバイラテラル制御方式 (対称型、力逆送型、力帰還型) を統合化したシステムが構成される。最後に、上記マスタマニピュレータを使用したバイラテラル制御方式の力感覚の操作試験が、地上のスレーブマニピュレータを使用してなされる。これは、水中マニピュレータをスレーブマニピュレータとする場合の基礎試験となる。

なお、第6章では、第2章から第5章の研究内容の概要と各章で得られた結論を総括し、本論文の結論としている。

第2章 水中マニピュレータの 動力学とシミュレーション

第2章 水中マニピュレータの動力学 とシミュレーション

2.1 マニピュレータの動力学の発展

多自由度リンク機構であるマニピュレータの動力学は複雑で強い非線形性を有するため、その力学的特性を把握するのは容易ではなく、そのため計算機による数値シミュレーションが盛んに研究されてきた。マニピュレータの動力学の計算は計算機を使用した場合にもかなりの演算量を要するため、その演算量を減じるアルゴリズムの開発に精力が注がれてきた。^{1)~6)} 通常、マニピュレータの各関節軸は回転関節か並進関節で構成される。各関節軸の相対変位、相対速度、相対加速度を与えて、各関節軸に作用する所要の動的モーメント、力を解析する計算が逆動力学解析 (Inverse Dynamics Analysis) と呼ばれ、逆に各関節軸に駆動モーメント (あるいは駆動力) を与えて、マニピュレータ全体の変位、速度、加速度の応答を解析する計算が順動力学解析 (Direct Dynamics Analysis) と呼ばれている。逆動力学解析は、設計の段階でマニピュレータの強度計算やアクチュエータを選択する上での重要な解析計算であり、また、マニピュレータの動特性を補償するフィードフォワード制御を適用する場合にその解析計算の正確さと実時間性が要求される。順動力学解析は、マニピュレータの各軸を制御する場合に、どのような制御方策を施せば満足な応答が得られるかをシミュレーションによって確認する場合に多く用いられる。

ところで、水中で運動する多関節マニピュレータには地上のマニピュレータでは加わらない外力が作用するために、地上用の逆動力学解析、順動力学解析をそのまま適用することはできない。また、水中線状構造物や係留索に関する動的解析の研究も行われてきたが、^{7)~9)} これらは連結部にアクチュエータを持たず、各軸の運動が高度に制御される水中のマニピュレータにはそのままでは適用できない。次節では、水中でのマニピュレータの運動方程式系を導き、その逆動力学解析、順動力学解析のアルゴリズムを示す。

2.2 水中マニピュレータの運動方程式系

本論文でもこの手法を踏襲し、流体力の厳密な取り扱いはずに、付加質量、付加慣性モーメント、流体抗力 (Fluid Drag)、流体揚力 (Fluid Lift)、浮力に分離集中化して取り扱う。

物体が流体中を運動する場合、流体より受ける種々の抵抗のために物体の質量が見掛け上増加することが知られており、この増加した質量が付加質量 (あるいは、仮想質量) と呼ばれている。この付加質量の定義は、慣性力からの定義、振動周期からの定義、運動エネルギーからの定義と様々あるが、自由表面の無い無限に広がった理想流体中ではすべて一致する。さらに、この付加質量は物体形状に依存するので、その中心は物体自

身の質量中心と一致するとは限らない。さらに、付加質量は通常の質量がスカラー量として取り扱えるのとは異なり、物体に固定された座標の各方向に固有の値をもつため、剛体の慣性テンソルと同様に付加質量テンソルとして取り扱わなければならない。このような付加質量や付加質量中心の概念を導入することにより流体中の物体の運動方程式を簡潔に記述することができ、それらを使って船体の運動や係留索の運動が論じられてきた。

ところで、水中マニピュレータの運動を論じる場合には、マニピュレータを構成する各アームについての流体力の影響と各アーム間の動的干渉が加わるため、その運動は非常に複雑なものとなり、これらの運動を正確に素早く把握するためには

- i) 流体力も含めた多自由度リンク機構の力学的定式化
- ii) 積和演算の少ない高速の運動方程式導出アルゴリズムの構築

の2点が重要となる。

そこで、本水中マニピュレータの運動方程式系はNewton-Euler力学を基礎に導くことにした。本逆動力学の計算アルゴリズムはLuh等が提案した地上の直鎖型リンク機構を有するマニピュレータの高速再帰解法¹⁾を水中運動に拡張したアルゴリズムとなっている。マニピュレータの各アームを根元から順に、1, 2, . . . , nとつけると、第jアームの並進運動と回転運動を記述する方程式は、付加質量テンソル、付加慣性テンソル、流体抗力、流体揚力を加えて以下のように導かれる。ただし、第jアームに固定された直交座標系はアームが動く場合に動座標系となり、左上の添字jはこの第jアーム座標系でのベクトル、テンソル表現を示し、右下の添字jは根元からj番目のアームであることを示すと約束する。また、 \times はベクトル積を表す。

さらに、以下の式変形においては任意のベクトル $x (\in R^3)$ と動座標系 ${}^j\Sigma$ の設定されたアームの角速度 ω_j との間に成立する時間微分に関する次の関係式を利用する。

$${}^j(d x / d t) = d {}^j x / d t + {}^j \omega_j \times {}^j x$$

第jアームの質量中心の並進速度を V_j 、角速度を ω_j 、質量を m_j 、付加質量中心の質量中心からのベクトルを r_j 、付加質量テンソルを M_j とする。このとき、第jアームの並進運動量 P_j は以下のように表現される。

$$P_j = m_j V_j + M_j (V_j + \omega_j \times r_j)$$

両辺を時間tで微分して、両辺共に第j座標で表現すると以下のようになる。

$$\begin{aligned} {}^j(d P_j / d t) &= m_j (d {}^j V_j / d t + {}^j \omega_j \times {}^j V_j) \\ &\quad + d ({}^j M_j {}^j V_j) / d t + {}^j \omega_j \times ({}^j M_j {}^j V_j) \\ &\quad + d [{}^j M_j ({}^j \omega_j \times {}^j r_j)] / d t \\ &\quad + {}^j \omega_j \times [{}^j M_j ({}^j \omega_j \times {}^j r_j)] \end{aligned}$$

上式を第jアームに作用する力と等置することにより、並進に関する運動方程式が得られる。

次に、質量中心まわりの慣性テンソルを I_j 、付加質量の質量中心まわりの付加慣性テンソルを J_j とする。また、ある固定座標系の原点から質量中心までの位置ベクトルを h_j とすると第jアームの角運動量 L_j は以下のように表現される。

$$\begin{aligned} L_j &= h_j \times (m_j V_j) + (h_j + r_j) \times [M_j (V_j + \omega_j \times r_j) \\ &\quad + (I_j + J_j) \omega_j] \\ &= h_j \times P_j + r_j \times [M_j (V_j + \omega_j \times r_j)] \\ &\quad + (I_j + J_j) \omega_j \end{aligned}$$

両辺を時間 t で微分して、両辺共に第j座標で表現すると以下のようになる。

$$\begin{aligned} {}^j(dL_j/dt) &= {}^j(dh_j/dt) \times {}^jP_j + {}^jh_j \times {}^j(dP_j/dt) \\ &\quad + {}^j(dr_j/dt) \times [{}^jM_j ({}^jV_j + {}^j\omega_j \times {}^jr_j)] \\ &\quad + {}^jr_j \times {}^j\{d[{}^jM_j ({}^jV_j + \omega_j \times r_j)]/dt\} \\ &\quad + {}^j\{d[(I_j + J_j) \omega_j]/dt\} \\ &= {}^jV_j \times {}^jP_j + {}^jh_j \times {}^j(dP_j/dt) \\ &\quad + ({}^j\omega_j \times {}^jr_j) \times [{}^jM_j ({}^jV_j + {}^j\omega_j \times {}^jr_j)] \\ &\quad + {}^jr_j \times \{{}^jM_j (d{}^jV_j/dt + d{}^j\omega_j/dt \times {}^jr_j) \\ &\quad + {}^j\omega_j \times [{}^jM_j ({}^jV_j + {}^j\omega_j \times {}^jr_j)]\} \\ &\quad + d[({}^jI_j + {}^jJ_j) {}^j\omega_j]/dt \\ &\quad + {}^j\omega_j \times [({}^jI_j + {}^jJ_j) {}^j\omega_j] \end{aligned}$$

上式を質量中心まわりに作用するモーメントと等置することで、 $h_j \times (dP_j/dt)$ の項が消去され、さらにベクトル三重積の項を簡略化することにより回転に関する運動方程式が得られる。

導出された並進と回転の方程式に、外力項である重力、浮力、流体抗力、流体揚力を加えまとめて記述すると、以下の(2-1)、(2-2)式となる。

$$\begin{aligned} m_j \left(\frac{d{}^jV_j}{dt} + {}^j\omega_j \times {}^jV_j \right) + {}^jM_j \left(\frac{d{}^jV_j}{dt} + \frac{d{}^j\omega_j}{dt} \times {}^jr_j \right) \\ + {}^j\omega_j \times [{}^jM_j ({}^jV_j + {}^j\omega_j \times {}^jr_j)] \\ = {}^jF_{j-1,j} + {}^jF_{j+1,j} + {}^jf_j - m_j {}^jg_e \\ + {}^jF_{c_j} + {}^jF_{k_j} + {}^jF_{e_j} \end{aligned} \quad (2-1)$$

$$\begin{aligned}
& ({}^j I_j + {}^j I_j) \frac{d^j \omega_j}{dt} + {}^j \omega_j \times [({}^j I_j + {}^j J_j) {}^j \omega_j] \\
& + {}^j r_j \times [{}^j M_j \left(\frac{d^j V_j}{dt} + \frac{d^j \omega_j}{dt} \times {}^j r_j \right)] \\
& + {}^j V_j \times [{}^j M_j ({}^j V_j + {}^j \omega_j \times {}^j r_j)] \\
& + \{ [{}^j M_j ({}^j V_j + {}^j \omega_j \times {}^j r_j)] \times {}^j r_j \} \times {}^j \omega_j \\
= & {}^j N_{j-1,j} + {}^j N_{j+1,j} - {}^j g_j \times {}^j F_{j-1,j} \\
& + ({}^j l_j - {}^j g_j) \times {}^j F_{j+1,j} + ({}^j b_j - {}^j g_j) \times {}^j f_j \\
& + {}^j N_{e_j} + {}^j N_{k_j} + {}^j N_{e_j} \tag{2-2}
\end{aligned}$$

ただし、上式で使用された右辺の外力に関する記号は以下の諸量を表している。

- g_j : 第 j 関節中心から第 j アームの質量中心へのベクトル
- l_j : 第 j 関節中心から第 $(j+1)$ 関節中心へのベクトル
- b_j : 第 j 関節中心から第 j アームの浮心へのベクトル
- f_j : 第 j アームの浮力
- $F_{j-1,j}$: 第 $(j-1)$ アームから第 j アームへの第 j 関節を介した作用力
- $F_{j+1,j}$: 第 $(j+1)$ アームから第 j アームへの第 $(j+1)$ 関節を介した作用力
- $N_{j-1,j}$: 第 $(j-1)$ アームから第 j アームへの作用モーメント
- $N_{j+1,j}$: 第 $(j+1)$ アームから第 j アームへの作用モーメント
- F_{e_j} : 第 j アームに作用する流体抗力
- F_{k_j} : 第 j アームに作用する流体揚力
- N_{e_j} : 第 j アームに作用する質量中心まわりの流体抗力モーメント
- N_{k_j} : 第 j アームに作用する質量中心まわりの流体揚力モーメント
- F_{e_j} : 第 j アームに作用するその他の外力
- N_{e_j} : 第 j アームに作用する質量中心まわりのその他の外力モーメント
- g_e : 重力加速度ベクトル

上記運動方程式系は、関節形態が回転型と並進型ともに適用が可能であるが、特に回転型に議論を限定する。

このとき、直鎖型リンク機構の性質から、並進速度 V_j と角速度 ω_j および並進加速度 dV_j/dt と角加速度 $d\omega_j/dt$ には以下の関係が成立する。

ただし、 $C_{j,j-1}$ は第 $(j-1)$ アーム固定直交座標系から第 j アーム固定直交座標系への座標変換行列（3行3列直交行列）を示し、 ${}^j \omega_{j-1,j}$ は第 j アームの第 $(j-1)$ アームからの相対角速度の第 j アーム固定座標表現を示している。

$${}^j\omega_j = C_{j,j-1} {}^{j-1}\omega_{j-1} + {}^j\omega_{j-1,j}$$

$$\frac{d^j\omega_j}{dt} = \frac{dC_{j,j-1}}{dt} {}^{j-1}\omega_{j-1} + C_{j,j-1} \frac{d^{j-1}\omega_{j-1}}{dt} + \frac{d^{j-1}\omega_{j-1,j}}{dt}$$

$${}^jV_j = C_{j,j-1} [{}^{j-1}V_{j-1} + {}^{j-1}\omega_{j-1} \times ({}^{j-1}I_{j-1} - {}^{j-1}g_{j-1})] \\ + {}^j\omega_j \times {}^jg_j$$

$$\frac{d^jV_j}{dt} = \frac{dC_{j,j-1}}{dt} [{}^{j-1}V_{j-1} + {}^{j-1}\omega_{j-1} \times ({}^{j-1}I_{j-1} - {}^{j-1}g_{j-1})] \\ + C_{j,j-1} \frac{d^{j-1}V_{j-1}}{dt} + \frac{d^{j-1}\omega_{j-1}}{dt} \times ({}^{j-1}I_{j-1} - {}^{j-1}g_{j-1})] \\ + \frac{d^j\omega_j}{dt} \times {}^jg_j \quad (2-3)$$

したがって、(2-3)式から直鎖リンク型ツリー構造のマニピュレータの根元から開放方向に順次、速度と加速度が決定される。

上記速度、加速度を(2-1)、(2-2)式に代入し、さらに流体外力項、流体外モーメント項が決定されれば、各関節に作用する力と作用モーメントを求解することができる(逆動力学解析)。

順動力学解析は、初期変位 θ_0 、初期変位速度 $\dot{\theta}_0$ 、初期駆動力 T_0 を与えて変位加速度 $\ddot{\theta}$ を算出すれば、数値積分によって順次、変位速度 $\dot{\theta}$ 、変位 θ を求めることができる。これには逆動力学解析の計算過程を利用することができる。一般に、N自由度の水中マニピュレータの閉じた形(closed form)の運動方程式は以下のように表される。

$$I(\theta)\ddot{\theta} + h(\theta, \dot{\theta}) = T$$

ここで、 θ 、 $\dot{\theta}$ 、 $\ddot{\theta}$ はそれぞれ各関節の変位、変位速度、変位加速度ベクトル(N次元)であり、 T は各関節に作用する駆動力(モーメントも含む)ベクトル(N次元)である。また、 $I(\theta)$ が慣性行列(N行N列)と呼ばれ、 $h(\theta, \dot{\theta})$ は流体外力、遠心・コリオリ力、重力、浮力等を含んだベクトル(N次元)である。これは、まずWalker等の提案した手法によってマニピュレータの慣性行列 $I(\theta)$ を算出する。³⁾その後に変位加速度を求める計算原理を簡単に説明する。これは、逆動力学解析において $\ddot{\theta} = 0$ 、 $\dot{\theta} = \dot{\theta}_0$ 、 $\theta = \theta_0$ とした場合のバイアス力 T_0 を計算する。このバイアス力 T_0 と駆動力 T_0 の間に以下の関係式が成立する。

$$I(\theta)\ddot{\theta} = T_0 - T_0$$

この慣性行列 $I(\theta)$ を係数行列として、各関節の変位加速度を未知数とする連立一次

方程式を解けば、変位加速度 $\ddot{\theta}$ が求まる。連立方程式は解の精度を上げるためにLU分解した後でガウスの消去法を適用する。⁹⁾この加速度を順次積分することにより、相対速度、相対変位が得られる（順動力学解析）。

次節では、逆動力学解析に必要となる流体外力項、流体外モーメント項の導出法について論じる。

2.3 流体外力、外力モーメント項の導出

2.3.1 流体抗力、抗力モーメントの導出

流体抗力の計算はアーム形状が複雑になると、計算が非常に難しくなる。ところで、通常のアームは長い角柱あるいは円柱形状をしているため、本導出法においても1つのアームを長い角柱（円柱も含む）として取り扱う。¹⁰⁾

水中に固定した座標系を ${}^0\Sigma$ とし、 ${}^0\Sigma$ 系のベクトル表現は左上に0を付すものとする。また、第jアームに作用する流速はアーム上のどの点においても定ベクトル ${}^j u_j$ であるとみなす。

${}^j x$ を第jアーム固定座標系 ${}^j\Sigma$ の原点からアーム上の点Pまでの位置ベクトルとすると、点P (${}^j x$) に作用する ${}^j z$ 方向の力 $d{}^j F_{c_{jz}}({}^j x)$ は以下のようになる（fig. 2-1参照）。ただし、アームの長手方向を ${}^j x$ と約束する。すなわち、 ${}^j x^t = ({}^j x, 0, 0)$ である。

$$d{}^j F_{c_{jz}} = (1/2) \rho C_{d_{jz}} D_{jz} \| e_j \times n_z \| \cdot ({}^j u_{jz} - {}^j V_{pjz}) \| {}^j u_{jz} - {}^j V_{pjz} \| d{}^j x \quad (2-4)$$

（ただし、 $\| \cdot \|$ は絶対値を表す）

- ρ : 流体密度
- $C_{d_{jz}}$: 第jアームの ${}^j z$ 方向の平均抗力係数
- e_j : 第jアームの ${}^j x$ 方向の単位ベクトル
- n_z : 水中固定座標系 ${}^0\Sigma$ の ${}^0 z$ 方向単位ベクトル
- D_{jz} : 第jアームの ${}^j z$ 方向の水力直径
- ${}^j V_{pjz}$: 第jアームの点P (${}^j x$) における ${}^j z$ 方向の並進速度成分
- ${}^j u_{jz}$: 第jアームに作用する流速 ${}^j u_j$ の ${}^j z$ 方向の成分

全く同様にして $d{}^j F_{c_j}({}^j x)$ の残りの成分、 $d{}^j F_{c_{jy}}$ 、 $d{}^j F_{c_{jz}}$ も表現できる。ところで、点P (${}^j x$) における並進速度 V_{pj} は第jアームの関節中心の並進速度を V_{aj} とすると、下式で表すことができる。

$${}^j V_{pj} = {}^j V_{aj} + {}^j \omega_j \times {}^j x \quad (2-5)$$

(2-5)式の ${}^j V_{aj}$ は(2-3)式を演算する過程で計算される既知の項である。(2-5)式は ${}^j V_{pj}$ が既知量 ${}^j V_{aj}$ 、 ${}^j \omega_j$ とアーム上の点Pの位置ベクトル ${}^j x$ で決定されることを示している。したがって、 ${}^j F_{c_j}$ はアームの長手方向 ${}^j x$ に沿って線積分した形で保有しておくことができ、時々刻々アームに沿って積分を実行する必要がない。全く同様の考え方で、抗力モーメントも計算でき、第jアームの質量中心まわりの微小抗力モーメントは以下のようになる。

$$d{}^j N_{c_j} = ({}^j x - {}^j g_j) \times d{}^j F_{c_j} \quad (2-6)$$

(2-6)式は第j関節まわりの抗力モーメントを ${}^j N_{a_{c_j}}$ とすると、 ${}^j N_{c_j}$ と ${}^j N_{a_{c_j}}$ と

の間には次の関係式が成立する。

$${}^j N_{c_j} = {}^j N_{a_j} - {}^j g_j \times {}^j F_{c_j} \quad (2-7)$$

したがって、 ${}^j F_{a_j}$ 、 ${}^j N_{a_j}$ を計算すれば ${}^j N_{c_j}$ は求解されることになる。 ${}^j F_{c_j}$ 、 ${}^j N_{c_j}$ の積分された形は付録1に示す。

2.3.2 流体揚力、揚力モーメントの計算

アーム自身の速度と流速による揚力の計算は抗力の計算以上に難しい問題を含んでおり、揺れ出す位相の問題と高周波成分の問題は流体力学的にも極めて困難な問題となる。

そこで、本システムでは簡単に以下の様な方式で見積もることとする。抗力の場合と同様に、第jアームの長手方向を ${}^j x$ とし、アームの揺動波形は正弦波形であると仮定する。このとき、第jアームの点P(${}^j x$)に作用する ${}^j z$ 方向の力 $d {}^j F_{k_{jz}}({}^j x)$ は以下のようなになる。

$$d {}^j F_{k_{jz}} = (1/2) \rho C_{k_{jy}} D_{jy} ({}^j u_{jy} - {}^j V_{p_{jy}})^2 \cdot \sin(\Omega_{jy} t + \delta_{jy}) d {}^j x \quad (2-8)$$

$C_{k_{jy}}$: 第jアームの ${}^j y$ 方向の平均揚力係数

D_{jy} : 第jアームの ${}^j y$ 方向の水力直径

${}^j V_{p_{jy}}$: 第jアームの点P(${}^j x$)における ${}^j y$ 方向の並進速度成分

${}^j u_{jy}$: 流速 u_j の ${}^j y$ 方向の速度成分

Ω_{jy} : 第jアームの ${}^j y$ 方向のカルマン渦揚力角周波数

δ_{jy} : ${}^j y$ 方向の位相差

ここでカルマン渦揚力角周波数 Ω_{jy} の決定には、角周波数 Ω および相対流速 U 、水力直径 D とからなるストロハル数 St の定義式を利用する。

$$St = \Omega D / (2\pi U) \quad (2-9)$$

(2-9)式は、かなり広範囲のレイノズル数で成立することが知られている。¹¹⁾この(2-9)式の関係を利用して、第jアームの ${}^j z$ 方向の角周波数 Ω_{jy} を1つの周波数で代表させることにすると以下のようなになる。

$$\Omega_{jy} = 2\pi St \parallel {}^j u_{jy} - {}^j V_{a_{jy}} - {}^j \omega_{jz} d_{jz} \parallel / D_{jy} \quad (2-10)$$

ここで、 ${}^j V_{a_{jy}}$ は第j関節の ${}^j y$ 方向の並進速度成分、 ${}^j \omega_{jz}$ は第jアームの角速度の ${}^j z$ 方向の成分、 d_{jz} はアーム長手 ${}^j x$ 方向の代表距離である。揚力、揚力モーメントの計算も抗力の場合と同様に長手方向 ${}^j x$ に積分した形で保有することにより時々刻々の積分を避けることができる。

2.4 モデル化におけるその他の特徴

水中マニピュレータのシミュレータとしての機能を拡大するために、枝分かれのある

マニピュレータ（双腕タイプ）も扱える形とした。ツリー構造のマニピュレータは直列リンク機構の逆動力学解析の再帰解法がそのまま適用できる。また、マニピュレータに高度な作業を行わせる場合に手先で位置と力を精度良く操ることが重要となる。そのために、マニピュレータ手先には弾性支持された負荷を取り付けられる形とした。これは、バネ—マス—ダンパ系としてモデル化されている。さらに、R. O. V. 等の水中移動体に取り付けられたマニピュレータは、水中移動体自身の固定が難しいことや移動体の固着脚の剛性不足から、その取り付け点が海中固定座標系に対して動揺すると考えられる。この水中移動体の揺動外乱項を考慮するために、(2-1)、(2-2)式において、 $j = 1$ の場合に限り、揺動外力項、揺動外モーメント項を付け加えた。さらに、手先の接触問題を取り扱えるようにするため、海洋構造物のモデルとして平面と円筒面を用意し、その表面はバネ—ダンパ系としてモデル化している。これは、アームの先端が仮想的に壁面より内側に侵入すると、その仮想変位に応じて、その接平面の法線方向に力が発生するとしている。このとき壁面の剛性係数はマニピュレータのサーボ剛性に比べて充分大きく設定される。

また、マニピュレータが水中で作業する場合に、海洋構造物から発生する外乱力を受けることが考えられる。この外乱項の代表的なものに円柱形リグから発生するカルマンの交番渦がある。マニピュレータが円柱形リグの流れの後方に位置して作業することが考えられるため、この渦外乱の大きさや周波数を見積もっておくことは、強度設計や制御性能の把握のために重要である。そのため、この交番渦によって生じる速度変動（2次元の取り扱い）を各アームごとに流速 u 、として取り込める形としている。この2次元のカルマンの交番渦の影響をマニピュレータの各アームに取り込む方法を記す。

安定なカルマン渦においては、円柱直径 D と渦間隔 a 、 b の間には以下の関係がある (Fig. 2-2 参照)。¹²⁾

$$a = 0.281b \quad (2-11)$$

$$b = 4.3D \quad (2-12)$$

また、流速を U 、円柱方向へ向かう渦自体の速度を V 、単位時間あたりに円柱から離脱する渦周期を T とすると以下の関係がある。

$$b = (U - V)T \quad (2-13)$$

ところが、 V は渦の強さ Γ で表現され、次のように表される。

$$V = (\Gamma / (2b)) \tanh(\pi a / b) \quad (2-14)$$

また、実験的に V はおよそ $0.14U$ であることが知られているため、これらの関係式から渦の強さ Γ は以下ようになる。

$$\Gamma = 1.70UD \quad (2-15)$$

さらに、渦から距離 R だけ離れた点に誘起される接線速度 u_t は次式で与えられる。

$$\|u_t\| = \Gamma / (2\pi R) \quad (2-16)$$

上述の式から $\|u_{ti}\|$ は D, U, R だけで決定されることがわかる。したがって、第 j アームの代表点（例えば、体積中心）の位置とある渦中心の位置が与えられれば、上述の式から、この渦によって誘起される接線速度 u_{ti} が計算されうる。

次に、カルマン渦は順次出現して定常状態にあることを仮定すると、第 j アームの代表点における流速 V_p は以下のように記述できる。

$$V_p = 0.86U + \sum_{i=1}^{\infty} u_{ti} \quad (2-17)$$

ここで、 U は元の流速 U の 2 次元ベクトル表現を示し、 $\sum u_{ti}$ は円柱後方に生じるすべての渦からの接線速度の影響を和したものであると約束する。ところが、 u_{ti} の計算に必要な第 j アームの代表点からある渦 Γ_i までの距離ベクトル R_i には次の関係式が成立している。

$$R_i(t) = R_{i+1}(t-T) \quad (2-18)$$

上式における T は前述の渦周期であり、 t は時刻である。したがって、(2-17) 式の計算は円柱近傍に生じる第 1 番目のカルマン渦の距離ベクトル R_1 が求めれば（ただし、左右 2 対）、周期 T の整数倍だけ時刻をずらすことにより他の R_i ($i=1,2,\dots,\infty$) も求めることができる。このようにしても、(2-17) 式の無限和を避けることができないが、実際には渦は粘性等のため円柱後方で消滅し、また遠方にある渦の接線速度に寄与する影響度は小さいことを考えると、渦外乱の大きさを見積もるためには円柱近傍の有限個の和で打ち切って充分良い近似を与えらる。

2.5 シミュレーション例

本シミュレーションシステムを設計開発が進められている双腕水中マニピュレータに適用した例を示す。現在、計画されている双腕 18 自由度マニピュレータの全体概念図を *fig. 2-3* に示す。

18 自由度の水中双腕マニピュレータの開発計画は、まず、片腕の 6 自由度アームを製作し、次に双腕化する方向で進められている。そこで、シミュレーションモデルも、むやみに自由度を増やしたモデルを構築するのではなく、双腕を含む基本 9 自由度モデルと左腕だけの 6 自由度モデルを構築して基本的な特性把握のシミュレーションを実施した。以下にシミュレーション結果の数例を示す。

fig. 2-4 は双腕 9 自由度マニピュレータが静水中で右腕第 1 アームを加減速した場合の各ジョイントに作用するモーメントの時間変化の一例である（逆動力学解析）。

fig. 2-5 は双腕 9 自由度マニピュレータが海洋構造物（円柱リグ）の後方に位置する場合に、その位置・姿勢を保つために各ジョイントに作用すべきモーメントの時間変化を示す。周期 10 秒の波形は、円柱リグから発生するカルマンの交番渦周波数で

あり、さらに短い周期の波形は、各アームから発生するカルマン渦揚力周波数である（逆動力学解析）。

fig. 2-6は6自由度マニピュレータの手先に、バネダンパ系を取り付け、壁面上で位置制御、法線方向に力制御を行った例である。制御法は位置の閉ループと力の閉ループを独立に設けて、関節空間で合成するHybrid Position/Force Control 法である。¹³⁾ 関節の各軸には、油圧揺動アクチュエータとサーボ弁が取り付けられている（油圧駆動系のモデリングについては第3章で詳述する）。また、マニピュレータの根元には、水中ロボット本体の動揺外乱を模擬するために、図のz₀方向に振幅10mm、0.3Hzの動揺外乱を加えている。この外乱を補償して、先端位置姿勢を目標値に保持するために根元の基準位置のずれをフィードバックする外乱補償制御も同時に行っている。シミュレーション結果のy-z平面の軌跡がほぼ半円弧を描いているにもかかわらず、アームの角変位 θ_1 、 θ_2 の極大値がシミュレーション時間の真ん中よりもかなり後に生じるのは、この外乱補償制御の影響である（順動力学解析）。

2.6 まとめ

水中多関節マニピュレータの運動方程式系を導き、その逆動力学解析と順動力学解析の可能なシミュレーションシステムを作成した。本プログラムはFORTRAN77で記述されており、付加質量や流体抗力等を除けば、通常のマニピュレータの設計・制御にも適用可能である。

本システムに計算機制御の場合の演算時間遅れやサンプルホールド等を組み入れることはたやすい。

本システムを活用することによって、水中マニピュレータの機械設計および制御設計の時間短縮や事前の性能把握に十分役立つものと考えられる。

残された問題としては、アームに作用する揚力のさらに厳密な取り扱いや、アームが動いた場合の流体の相互干渉による影響、海洋構造物の外乱力の取り入れかた等が考えられる。

なお、本章の研究は通産省工業技術院大型プロジェクト『極限作業ロボットの開発』の一環として実施されたものの一部である。

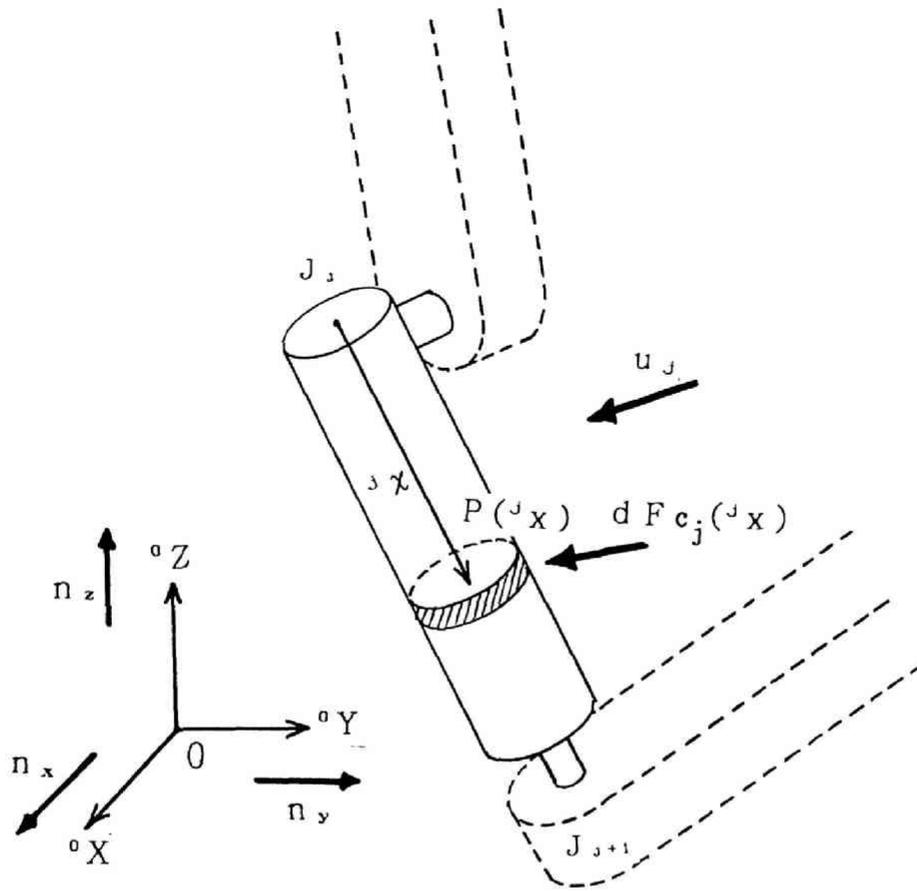


fig. 2-1 第jアームの点 $P(j_x)$ の部分に作用する流体抗力

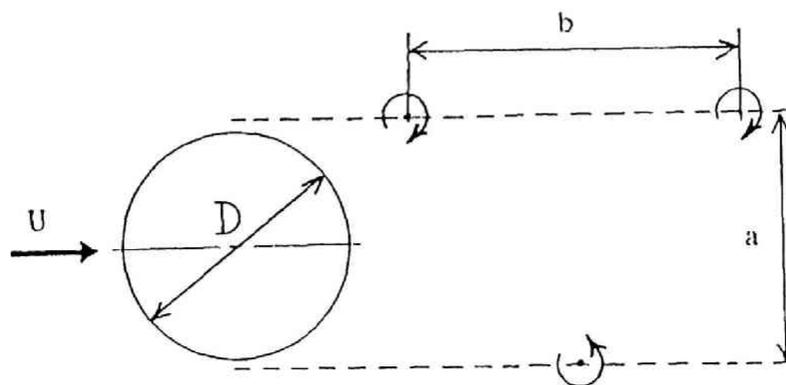
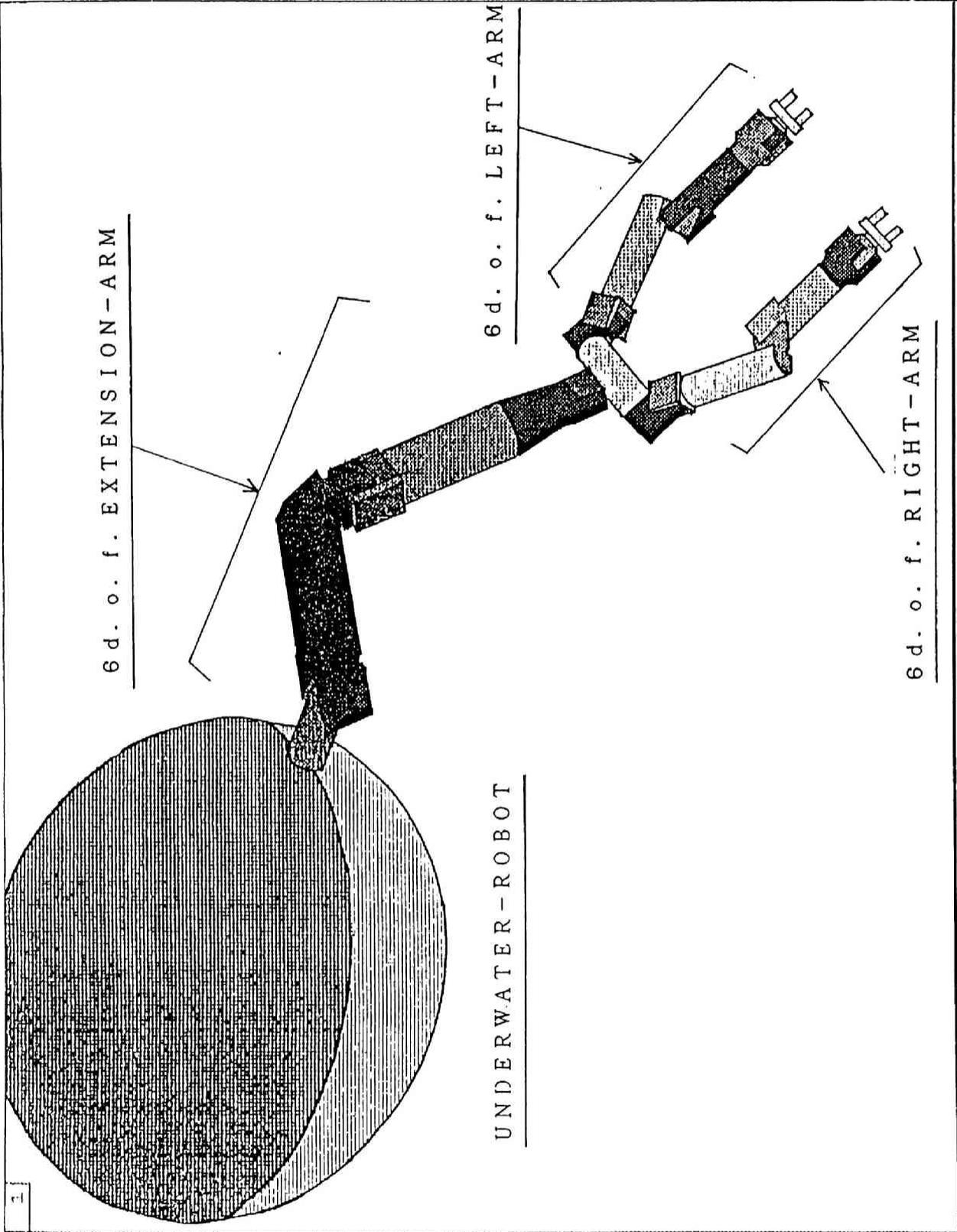


fig. 2-2 円柱後方に発生するカルマン渦の幾何学的関係 (2次元)



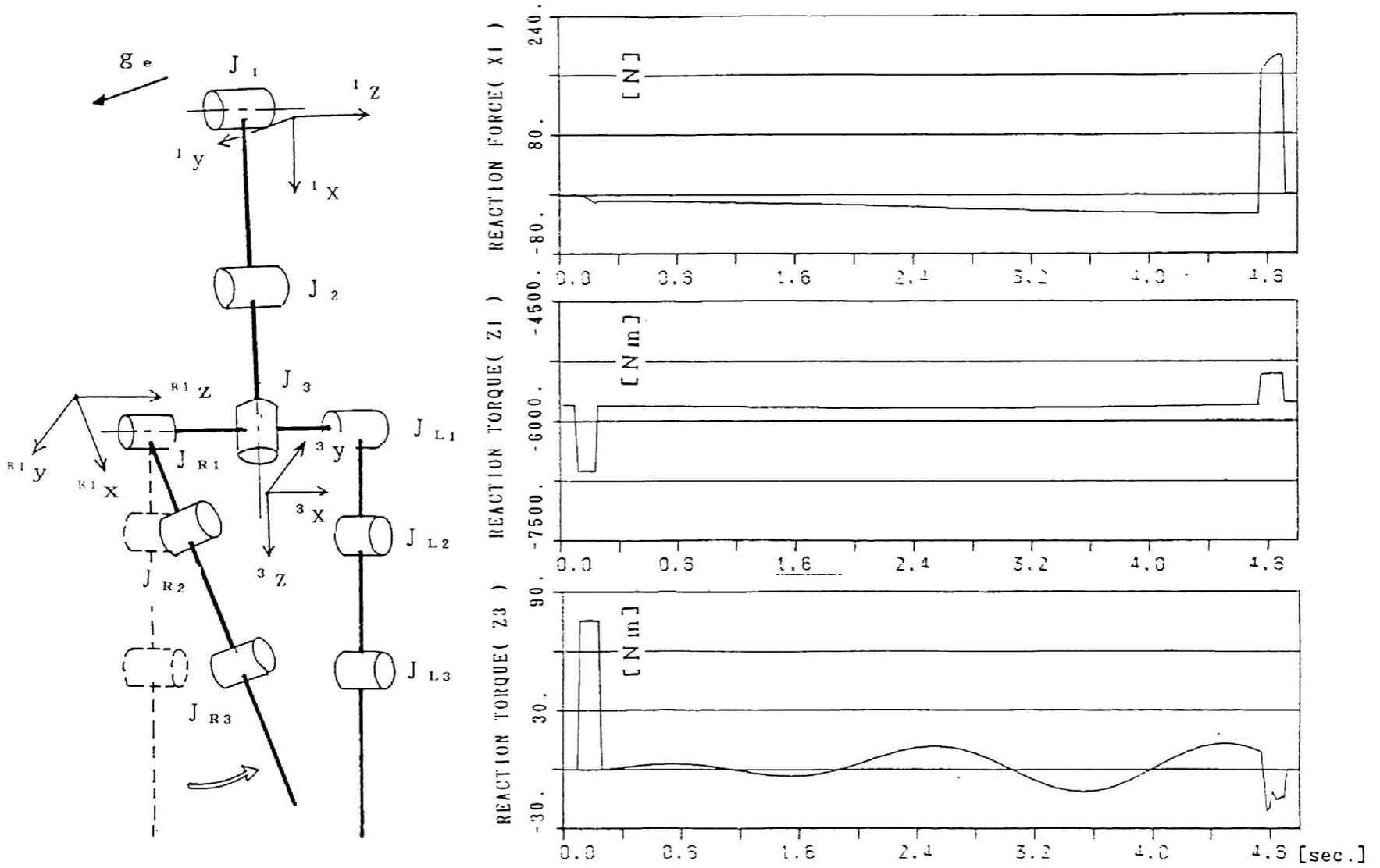


fig. 2-4 右腕第1関節を加減速した場合の各関節に作用する力、トルクの時間変化の一例（逆動力学解析）

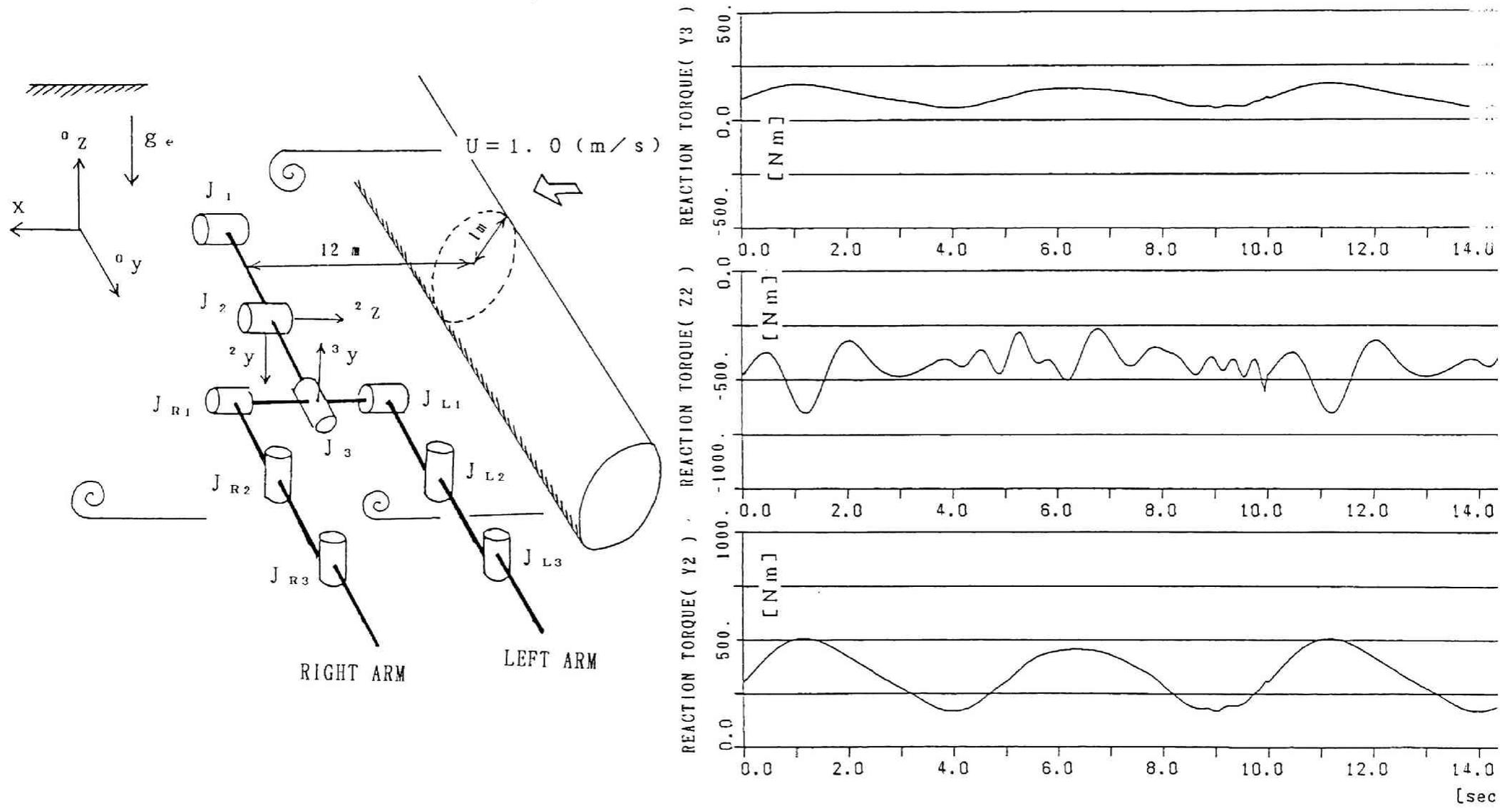


fig. 2-5 マニピュレータが円柱リグ後方の流れに位置する場合の各関節

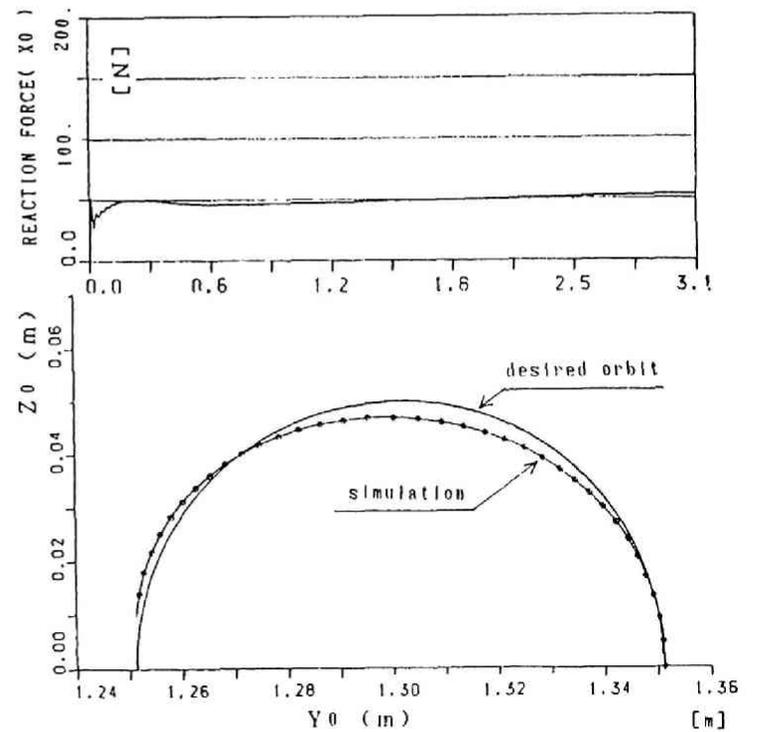
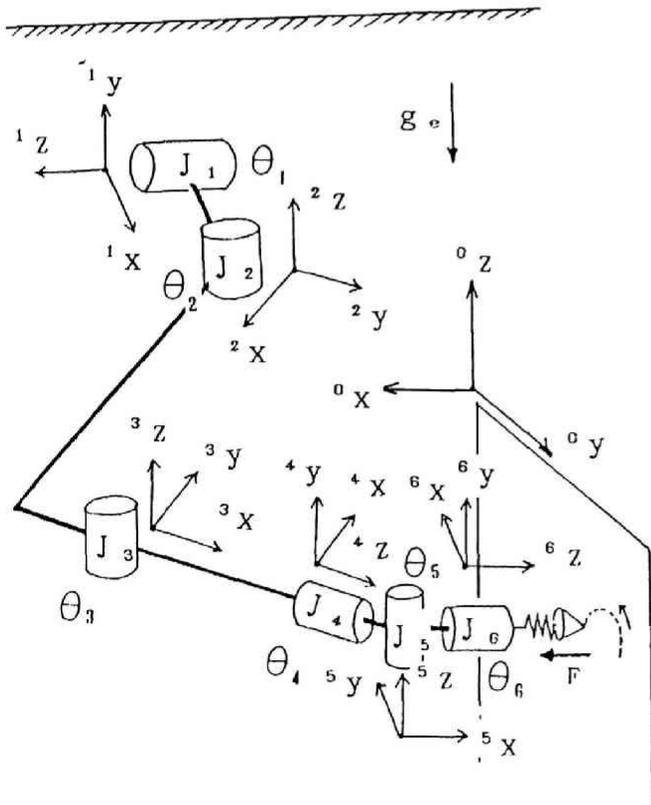
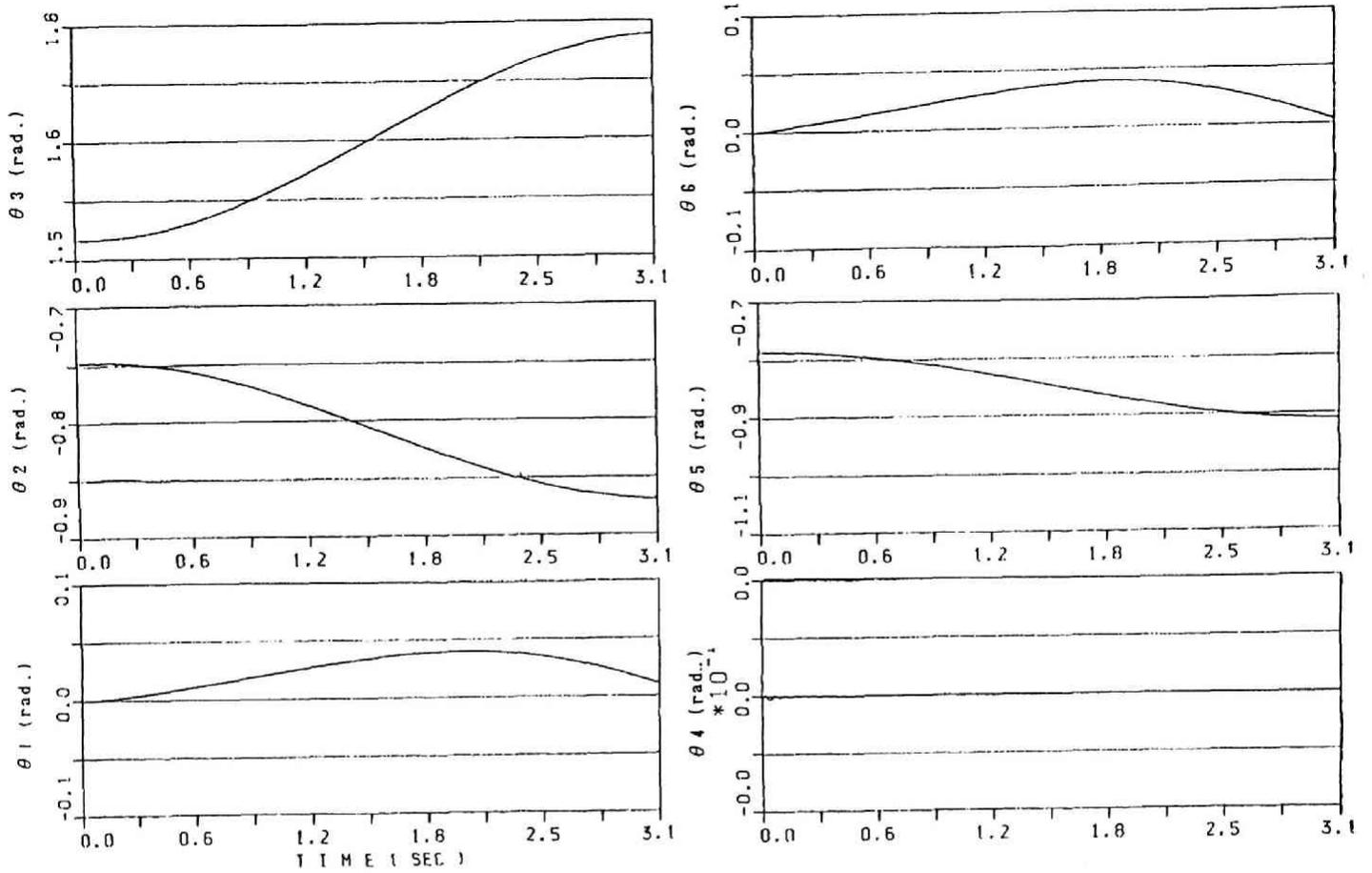


fig. 2-6 水中マニピュレータの根元に動揺外乱が加わった場合の動揺補償型位置/カハイブリッド制御の応答例 (順動力学解析)

第3章 油圧ダイレクトドライブ マニピュレータの制御系設計

第3章 油圧ダイレクトドライブ マニピュレータの制御系設計

3.1 マニピュレータ制御方式現状と可変ゲイン決定法

従来からのロボットマニピュレータの制御方式は、各関節毎に位置と速度のフィードバックループを設けた独立関節制御方式が採用されてきた。理論的には、このような各軸に固定の位置フィードバックと速度フィードバックの構成で、重力の補償項を加えれば、多入力多出力のリンク機構が安定化可能であることが、宮崎らによって示されている。¹⁾ また、位置と速度のフィードバック信号に加えて、状態量である加速度をフィードバックすれば応答特性は向上するものと考えられ、実際に電動ロボットアームに加速度計を取り付け、加速度を検出して応答特性を向上させた例や加速度推定オブザーバを構成してフィードバックに使用する例も報告されている。また、加速度の代わりにひずみを推定してフィードバックすることにより、応答特性を向上させた例もある。また、最近では、適応制御方式のロボットマニピュレータへの応用や学習制御方式を適用した例も数多くみられる。これらの提案されてきた種々の制御方式は汎用的手法である反面、制御対象と制御方策の物理的意味が希薄になりがちで、マニピュレータ機構に着目した簡単な制御系設計規範の確立が望まれる。

ところで、これらの種々の制御手法が実際に適用されたロボットマニピュレータは、ほとんどが電動ロボットマニピュレータであり、駆動モータと被駆動アームの間に減速機が介在しているという共通点がある。したがって、リンクの接続されたアーム機構であっても、他軸アームの動的影響は減速機の減速比によって軽減されることになり、各々のアームの制御はほぼ独立の1入力1出力系として取り扱うことができる。その反面、減速機を介したアーム機構は、減速機のバックラッシュやその剛性不足のため微妙な力制御等が難しいとされ、トルクモータを使用した電動ダイレクトドライブロボットも開発されてきた。²⁾

さて、特殊環境で作業を行う水中マニピュレータの場合、その耐水圧性とトルク/重量比の関係から油圧のアクチュエータでアームが駆動される。この場合の油圧サーボ機構は、アクチュエータ出力トルクが直接の負荷を駆動するため、負荷の変化が制御性能に与える影響が極めて大きく、他軸アームの動的干渉も無視できない。このような制御しにくい対象に対しては、アーム機構に工夫を凝らし制御し易い機構や質量配分を行うことが考えられる。³⁾ しかしながら、水中内作業マニピュレータにおいては収納がコンパクトになされる要請が強く、各アクチュエータと各アームをシリアル接続で構成するのが現状である。したがって、制御対象としては油圧ダイレクトドライブ型のシリアルリンク機構を扱わねばならないことになる。

前述したように、このような多入力多出力のアーム機構においても安定性だけは保証

されているが、定量的なゲイン決定法は示されていない。また、2自由度平面リンク機構のゲイン決定法に関しては、Golla らによって特性根の配置が調べられているが、その決定法は明確ではない。⁴⁾さらに、背戸らによるゲイン変化法も根軌跡によるものであり、接続リンクの動的干渉が大きい場合には適用するのが難しい。⁵⁾

本章では、動的干渉と負荷変化の大きいシリアルリンク型の油圧ダイレクトドライブマニピュレータの応答特性を一定に保つ可変制御ゲインの決定法について論じる。マニピュレータの基本構成としては、最も慣性の変化と動的干渉が大きいと考えられる旋回、肩、ひじの3軸構成を取り上げる。最初に、油圧系のモデリングとマニピュレータのモデリングがなされ、その線形化がなされる。次に、1入力1出力線形系のゲインの決定に3次遅れ系の設計規範と閉ループ伝達関数とその相補伝達関数を利用する。続いて、接続リンクの動的干渉項の影響を考慮するために多入力多出力系の干渉指数を導入する。この干渉指数を使って、動的干渉系の安定性と閉ループ系の伝達関数の変動率が議論され、各軸に適切な制御ゲインの目安があたえられる。最後に、この規範で得られたゲインを利用して、デジタルシミュレーションと地上実験がなされ、本規範の有効性が確認される。なお、本解析と実験は地上におけるものであり、水中でのゲイン調整は付加質量や付加慣性、流体抵抗を考慮した形で決定されなければならないが、アームに要求される速度があまり速くない場合は流体抵抗が無視できるため、慣性成分を変更するだけで水中の場合の可変制御ゲイン決定規範になりうる。

3.2 モデリングと線形化

3.2.1 ロボットマニピュレータのモデリング

旋回、肩、ひじを有するロボットマニピュレータは、各関節に加えられる駆動トルクを N とすると以下の用に記述されることはよく知られている。

$$I(\theta)\ddot{\theta} + hc(\theta, \dot{\theta}) + g(\theta) + f = N \quad (3-1)$$

ただし、上記記号の説明を以下に示す。

$\theta = (\theta_1, \theta_2, \theta_3)^T$; 旋回、肩、ひじの関節角

$I(\theta)$; 関節空間慣性行列(3行3列)

$hc(\theta, \dot{\theta})$; 遠心、コリオリ項(3次元ベクトル)

$g(\theta)$; 重力項(3次元ベクトル)

f ; 摩擦力項(3次元ベクトル)

$N = (N_1, N_2, N_3)^T$; 旋回、肩、ひじの駆動トルク

通常、重力項 $g(\theta)$ は、ソフトウェアで補償され、高速動作が要求される場合には、非線形速度項 hc も補償される。しかし、一般の仕様における最も大きな問題は θ の変化による $I(\theta)$ の変化が制御性能に及ぼす影響である。ここで、 $I(\theta)$ は非対角慣性成分の無視できない主慣性成分が変化する慣性行列として捉えられなければならない

い。以下の議論では、重力項 $g(\theta)$ は補償され、 h_c および摩擦力 f は無視できるものとし、さらに与えられた θ 。近傍で線形化された角度の微小変化 $\Delta\theta$ と駆動トルクの微小変化 ΔN に関する運動方程式 (3-2) を取り扱うことにする。

$$I(\theta_0)\Delta\ddot{\theta} = \Delta N \quad (3-2)$$

3.2.2 油圧駆動系のモデリング

本マニピュレータを駆動する油圧アクチュエータは揺動ベーンを有するロータリー型のアクチュエータで左右ベーン室内に流入する作動油の定常流量 Q と圧力差 P_L および出力トルク N の間には以下の関係が成立する。

$$Q = E x \sqrt{P_s - P_L} - \mu P_L \quad (3-3)$$

$$\dot{P}_L = 2(Q - D\dot{\theta}) / C \quad (3-4)$$

$$N = D P_L - \xi \dot{\theta} \quad (3-5)$$

E ; 流量ゲイン, x ; サーボ弁のスプール変位

P_s ; 供給圧力, μ ; 内部漏れ係数 (平板漏れ)

D ; ベーン作用体積, ξ ; 粘性摩擦係数

C ; アクチュエータ片側容積 V と油の体積弾性係数 K で決まるコンプライアンス係数、 $C = V / K$

サーボ弁スプール変位 x は、圧力サーボ弁の場合はほぼ入力電流 i に比例した量に、圧力差 P_L に比例した量が負帰還で加わるため、電流 i の最大値で正規化して下式のようにになる。

$$x = i - \eta P_L \quad (3-6)$$

η ; 圧力サーボ弁圧力帰還係数

なお、流量サーボ弁の場合も圧力フィードバックを行うと、同様の式が成立する。以上の (3-3) から (3-6) 式をある圧力差 P_{L0} と電流値 i_0 の近傍で線形化し、2次以上の微小項を無視すると、以下のようになる。

$$\Delta Q = E \sqrt{P_s - P_{L0}} (\Delta i - \eta \Delta P_L - \gamma \Delta P_L) - \mu \Delta P_L \quad (3-7)$$

$$\Delta \dot{P}_L = 2 (\Delta Q - D \Delta \dot{\theta}) / C \quad (3-8)$$

$$\Delta N = D \Delta P_L - \xi \Delta \dot{\theta} \quad (3-9)$$

ただし、 $\gamma = (i_0 - \eta P_{L0}) / (2 \sqrt{P_s - P_{L0}})$ である。

通常、圧力のフィードバック係数 η は減衰性と高応答性を実現するために大きく設定されるため、内部漏れ係数 μ は η に比べて無視しうる。また、粘性摩擦を無視して、以下では、 $\gamma = 0$ 、 $\xi = 0$ として議論を進める。なお、以下では、 Δ を省略する。

3・3 可変ゲイン則と安定性の評価

3.3.1 1入力1出力系のゲイン決定法

ロボットマニピュレータの独立関節制御のフィードバック系の基本構成は、角度の指

令値 θ_{rj} と現在値 θ_j の偏差の位置比例ゲインを K_{pj} 、角速度 $\dot{\theta}_j$ の速度比例ゲインを K_{vj} とするとサーボ弁電流指令 i_j は次のようになる。ただし、記号の下添字 j は、1が旋回、2が肩、3がひじに対応すると約束する。

$$i_j = K_{pj} (\theta_{rj} - \theta_j) - K_{vj} \dot{\theta}_j \quad (3-10)$$

まず、(3-2)式における慣性行列 I が対角成分 I_{jj} だけであるとして議論を進める。(3-2)、(3-7)、(3-8)式と(3-10)式からブロック線図は *fig. 3-1* となり、 θ_{rj} から θ_j までの伝達関数 G_j は以下となる。

$$G_j(s) = \frac{A_{3j}}{s^3 + A_{1j}s^2 + A_{2j}s + A_{3j}} \quad (3-11)$$

ただし、 A_{1j} 、 A_{2j} 、 A_{3j} は以下の諸量である。

$$\begin{aligned} K_{qj} &= 2E_j \sqrt{P_{sj} - P_{L0j}} / C_j \\ \omega_{mj}^2 &= K_{qj} D_j / I_{jj} \\ \omega_{vj}^2 &= 2D_j^2 / (I_{jj} C_j) \\ A_{1j} &= K_{qj} \eta_j \\ A_{2j} &= \omega_{mj}^2 K_{vj} + \omega_{vj}^2 \\ A_{3j} &= \omega_{mj}^2 K_{pj} \end{aligned}$$

このような3次遅れ系の簡単な設計規範として良く知られている方法に $\alpha - \beta$ 線図を利用する方法がある。⁶⁾ これは、ラプラス演算子 s を新しく、 $s = \sqrt[3]{A_{3j}} \sigma$ とおき直し、 $\alpha = A_{1j} / \sqrt[3]{A_{3j}}$ 、 $\beta = A_{2j} / \sqrt[3]{A_{3j}^2}$ とすることにより、(3-11)式の時間のスケール変換を行って、 $G_j(s)$ は以下の $T_j(\sigma)$ と記述される。

$$T_j(\sigma) = \frac{1}{\sigma^3 + \alpha \sigma^2 + \beta \sigma + 1} \quad (3-12)$$

この(3-12)式により応答の波形が定まり、応答速度は $\sqrt[3]{A_{3j}}$ に比例して速くなる。したがって、望ましい応答波形の α 、 β を与え、モデル化されていない高周波成分(例えば、サーボ弁応答特性等)が重畳しない程度まで A_{3j} を大きくするのが良いと言われている。⁷⁾

また、パラメータ変化に対して低感度な高速電気サーボ系における設計においては、ゲインが十分低くなるまで系の周波数特性の変化が見られず、高周波領域でゲインの極大値が現れない特徴がよいとされる。⁸⁾ 花房がゲイン余裕と位相余裕の観点から推奨する $\alpha = 2$ 、 $\beta = 3$ の設定値よりも、ステップ応答のシミュレーション波形で見ると、 $\alpha = \beta$ ($2.5 \leq \alpha \leq 3.0$) のほうが優れているようである。⁹⁾ これらの場合の正規化された閉ループ伝達関数 $T_j(\sigma)$ とその相補伝達関数 $[1 - T_j(\sigma)]$ のボード線図を合わせて、*fig. 3-2* に示す。この T_j と $(1 - T_j)$ の関係は、系を1自由度サーボ系とみなした場合の相補感度伝達関数と感度伝達関数に対応しており、本サーボ系の場合は位置制御ループと速度制御ループを備えた2自由度サーボ系であるため、いわゆる2自

由度系の相補感度伝達関数と感度伝達関数に対応しているわけではない。¹⁰⁾¹¹⁾しかしながら、この閉ループ伝達関数 T_j とその相補伝達関数 $(1-T_j)$ は、干渉系の閉ループ伝達関数の変動を論じる上で重要な量となるため、fig. 3-2では T_j と $(1-T_j)$ を併せて記した。さらに、(3-12)式で示される正規化された閉ループ伝達関数 $T(\sigma)$ のゲイン線図 $\|T(\sigma)\|$ が σ に対して単調減少する領域を数値計算でプロットさせた図がfig. 3-3である。単調減少領域では明らかに $\|T(\sigma)\| \leq 1$ であり、 $\alpha = \beta$ ($2.5 \leq \alpha \leq 3.0$)はこの領域に含まれている。すべての周波数帯 σ で、 $\|T(\sigma)\| \leq 1$ の条件も干渉系の閉ループ伝達関数の安定性と変動を論じる上で必要な指標となる。

以上から、望ましい α 、 β を与えることによって、1入力1出力油圧サーボ系の K_{p_j} 、 K_{v_j} のゲイン決定規範が以下のように与えられる。

$$K_{p_j} = \lambda_j^3 / \omega_{m_j}^2 \quad (3-13)$$

$$K_{v_j} = (\beta \lambda_j^2 - \omega_{v_j}^2) / \omega_{m_j}^2 \quad (3-14)$$

$$\lambda_j = K_{q_j} \eta_j / \alpha \quad (3-15)$$

ここで、主対角慣性成分 I_{j_j} の変化にともなって、 ω_{m_j} 、 ω_{v_j} が変化するから、上記規則で K_{p_j} 、 K_{v_j} を変化させれば、応答特性が一定に保たれる。

3.3.2 干渉系の可変ゲインと安定性

さて、対象とする慣性行列は(3-2)式の慣性行列 I である。基本3軸構成が旋回、肩、ひじのマニピュレータは、肩とひじが同一面内で回転運動を行い、旋回軸方向は肩、ひじの回転軸方向と直交している。また、肩とひじの作る運動面の旋回軸中心からのずれは少ない。よって、慣性行列 I の成分 I_{1j} , I_{j1} ($j=2, 3$) は I の対角成分に比べて無視できると考えられる。すなわち、旋回軸に関しては 3.3.1 で述べたように主対角慣性成分 I_{11} に対応して制御ゲインを変化させればよい。

次に、肩とひじの動的干渉について考える。この系は、2入力2出力の干渉系で指令角 θ_{r2} , θ_{r3} から出力角 θ_2 , θ_3 までのブロック線図を描くと fig. 3-4 のようになる。このブロック線図を文献12) にしたがって変形すると fig. 3-5 のようになる。fig. 3-5 は肩の指令値から出力値をメインループとし、ひじの影響を外乱ループとして扱っているが、ひじをメインループとし、肩の影響を外乱ループとしたブロック線図も同様に描くことができる。

ここで、 ν を以下のように定義する(慣性行列の対称性より $I_{32} = I_{23}$ を利用した)。

$$\nu = I_{23}^2 / (I_{22} I_{33}) \quad (3-16)$$

$\sqrt{\|\nu\|}$ は干渉指数と呼ばれ、2入力2出力の干渉系の安定性に関して、以下の〔定理〕が知られている。¹²⁾

〔定理〕『すべての周波数 $\omega (> 0)$ に対して、

仮定、 $\|G_3(j\omega)\| < 1/\sqrt{\|\nu\|}$ を満足するとき、

$$\|(1 - Hd_3(j\omega))H_2(j\omega)\| < \sqrt{\|\nu\|} \|H_2(j\omega)\|$$

が成立する (j は虚数単位) 』

上記〔定理〕は干渉項を無視した肩の開ループベクトル軌跡 H_2 が安定でかつ仮定を満足するとき、干渉を含む肩の開ループベクトル軌跡 $(1 - Hd_3)H_2$ も一般化ゲルシュゴーリン帯の中にあつて安定であることを意味する。また、下添字 2, 3 を入れ換えた関係も同様に成立する (fig. 3-5 参照)。

ところで、質量が正である慣性行列は正定値であるから、 $(I_{22}I_{33} - I_{23}^2)$ は正となる。よって、肩とひじの干渉指数 $\sqrt{\|\nu\|}$ は以下を満足する。

$$0 < \sqrt{\|\nu\|} < 1 \quad (3-17)$$

よって、肩とひじそれぞれ独立の開ループ伝達関数 G_2 , G_3 をすべての ω に対して $\|G_2\|, \|G_3\| \leq 1$ の範囲に設定すれば、〔定理〕の仮定を満足し、肩とひじの2入力2出力干渉系の安定性は保証されることになる。

次に、1入力1出力で設計されたそれぞれの閉ループ伝達関数に干渉項が及ぼす変動を考察する。簡単のため、fig. 3-5 において $\theta_{r3} = 0$ の場合を考える。これは、

ひじが定位置サーボ系の場合に、肩の閉ループ伝達関数 G_2 に与える変動を考えると
なる。

さて、 $\theta_{r3} = 0$ の場合の、 θ_{r2} から θ_2 への真の閉ループ伝達関数を G_2^* とすると、

$$G_2^*(S) = \frac{H_2 (1 - \nu G_3)}{1 + H_2 (1 - \nu G_3)} \quad (3-18)$$

また、干渉項を無視して設計された元の G_2 は以下のようである。

$$G_2(S) = \frac{H_2}{1 + H_2} \quad (3-19)$$

(3-18) 式から (3-19) 式の両辺を引いて、変形することにより下の等式が簡単に得られる。

$$\frac{G_2^*}{G_2} = 1 - \nu \frac{(1 - G_2) G_3}{1 - \nu G_2 G_3} \quad (3-20)$$

(3-20) 式の両辺を評価して、 $\|G_2\|, \|G_3\| \leq 1$ を満足する場合、以下の不等式が導かれる。

$$\left\| \left| \frac{G_2^*}{G_2} \right| - 1 \right\| \leq \frac{\nu}{1 - \nu} \|1 - G_2\| \|G_3\| \quad (3-21)$$

(3-21) 式から、 $\|G_2\|, \|G_3\| \leq 1$ の場合、肩の閉ループ伝達関数 G_2 の変動率は、肩自身の閉ループ伝達関数の相補伝達関数 $(1 - G_2)$ とひじの閉ループ伝達関数 G_3 の積で抑さえられることがわかる。全く同様の手順で、ひじの真の閉ループ伝達関数 G_3^* とひじの元の閉ループ伝達関数 G_3 の間にも次の不等式が成立する。

$$\left\| \left| \frac{G_3^*}{G_3} \right| - 1 \right\| \leq \frac{\nu}{1 - \nu} \|1 - G_3\| \|G_2\| \quad (3-22)$$

3.3.1 の f i g . 3-2 にみられるように、設計された閉ループ伝達関数 T とその相補伝達関数 $(1 - T)$ は一般に以下の性質をもっている。

ω が十分大きい場合、 $\|T\| \cong 0, \|1 - T\| \cong 1$

ω が十分小さい場合、 $\|T\| \cong 1, \|1 - T\| \cong 0$

したがって、(3-21)、(3-22) 式から、 ω が十分大きいかあるいは ω が十分小さい場合、 G_2 と G_2^* および G_3 と G_3^* のゲイン線図にはほとんど差が無く、干渉の影響が小さいことがわかる。よって干渉の度合は、 $\|1 - G_3\|$ と $\|G_2\|$ の交点周波数付近でそれぞれの積が十分小さくなっているかどうかということで評価される。

3.3.1 でのべたように、肩およびひじの独立関節制御系を $\alpha = \beta$ ($2.5 \leq \alpha \leq 3.0$) の領域で設計した場合、それぞれの伝達関数の帯域周波数帯が異なる。したがって、(3-21)、(3-22) 式からわかるように帯域周波数の小さい方の軸は、中間周波数帯においても伝達関数の変動を生じにくく、逆に帯域周波数の大きい方の軸は伝達関数の変動を生じ易いことがわかる。

3.4 シミュレーションと実験

3.4.1 ロボットマニピュレータのシミュレーション

前節までの議論はモデルを線形化した上での話に限られていた。これらの議論が妥当であるかどうかを非線型シミュレーションによって確認する。

本シミュレーションで使用される油圧駆動系に関するパラメータの一覧表を table 3-1 に示す。また、対象とするロボットマニピュレータの特徴的な形態の場合の慣性行列を fig. 3-6 に示す。この慣性行列は、ロボットマニピュレータの機械図面に基づいて、前章のマニピュレータのシミュレータを利用して得られたものである。これらの場合の肩とひじの干渉指数も fig. 3-6 に併記する。

まず、旋回に対する制御ゲインを規範 (3-13), (3-14), (3-15) 式に基づいて調整した ($2.5 \leq \alpha = \beta \leq 3.0$ 付近)。そのステップ応答シミュレーションの結果を fig. 3-7 に示す。fig. 3-7 の a), b) は旋回の主慣性モーメントが 10 倍近く変化するにもかかわらず、ほとんど同じ応答特性が得られている。次に、肩、ひじに対する制御ゲインを干渉の無い独立軸として、同様の規範で調整した場合のシミュレーション結果を fig. 3-8 に示す。fig. 3-8 の a) の場合は、肩、ひじの干渉がほとんどない場合 ($\nu = 2.3 \times 10^{-3}$) で、肩、ひじのステップ応答波形に他軸の振動成分の重畳は見られない。ところで、fig. 3-8 の b) の場合は、肩、ひじの干渉が大きい場合 ($\nu = 7.9 \times 10^{-1}$) である。本アームの場合、規範 (3-13) から (3-15) 式で与えられる帯域が肩よりもひじのほうが大きい ($K_{p2} < K_{p3}$)。したがって、3.3.2 のおわりに述べたように、肩の応答波形は干渉の影響が少なく、ひじの応答波形は干渉の影響が大きく現れたものと考えられる。

3.4.2 ロボットマニピュレータのゲイン調整試験

シミュレーションで行った位置、姿勢と同じ条件で、ステップ応答の試験を行い、ゲインの調整を行った。それらの試験結果と試験で設定されたパラメータの値を fig. 3-9 と fig. 3-10 に示す。旋回、肩に対する制御ゲインと、応答の関係は、線形系の解析およびシミュレーションで得られた結果との非常に良い一致をみた。しかしながら、ひじの応答に関しては、1 入力 1 出力系の規範 (3-13) から (3-15) 式で与えられる制御ゲインほど上げることができなかった。これに関しては、実験したロボットマニピュレータに関して以下の理由が考えられる。

- 1) 速度フィードバックループを位置の 1 次遅れ型差分で構成しているため、高い帯域周波数帯を実現しようとする、不安定になる傾向がある。
- 2) ひじの油圧アクチュエータは旋回、肩のそれに比べて静摩擦が大きく、ゲインが上げられない。

以上のような問題もあるが、全般に線形解析と非線型シミュレーションおよび実験の

良好な一致をみて、制御ゲイン調整法の有効性が示された。

3.5 おわりに

油圧ダイレクトドライブマニピュレータの応答特性を一定に保つ可変制御ゲインの決定法について、特性方程式に根の配置を考えるのではなく、閉ループ伝達関数とその相補伝達関数、干渉指数を使用することによって理論的側面から論じ、非線型シミュレーションと実験によって、その有効性を確認した。

本制御ゲインの決定手法と慣性変動による動的干渉の捉え方は、油圧マニピュレータに限ったものではなく、アーム機構を有する油圧建設機械にもほとんどこのままの形で適用できるものと考えられる。また、電動のダイレクトドライブマニピュレータにも同じような議論が成り立つものと考えられる。

今後の興味ある研究課題として、以下の事項を挙げる。

- 1) 独立関節制御系でない油圧マニピュレータ（例えば、無干渉制御を施した系¹³⁾）との制御性能比較とその効果の程度の検討。
- 2) 1つの軸に可変ゲイン決定手法を適用し、その決定されたパラメータを使って次の軸の制御ゲインを決定する。これを何度か繰り返して、各軸のゲインを適切な値に収束させる方法の検討。¹⁴⁾
- 3) 各軸の独立な閉ループ伝達関数を使って干渉系を論じるのではなく、ユークリッドノルムから誘導される行列ノルム（行列の最大特異値）を使って、ボード線図の σ -プロットで多入力多出力の制御系を構成する手法の検討。¹⁰⁾¹¹⁾
- 4) 本手法を2入力2出力以上の干渉機構系の制御系設計問題へ拡張する方法の検討。

等が考えられる。

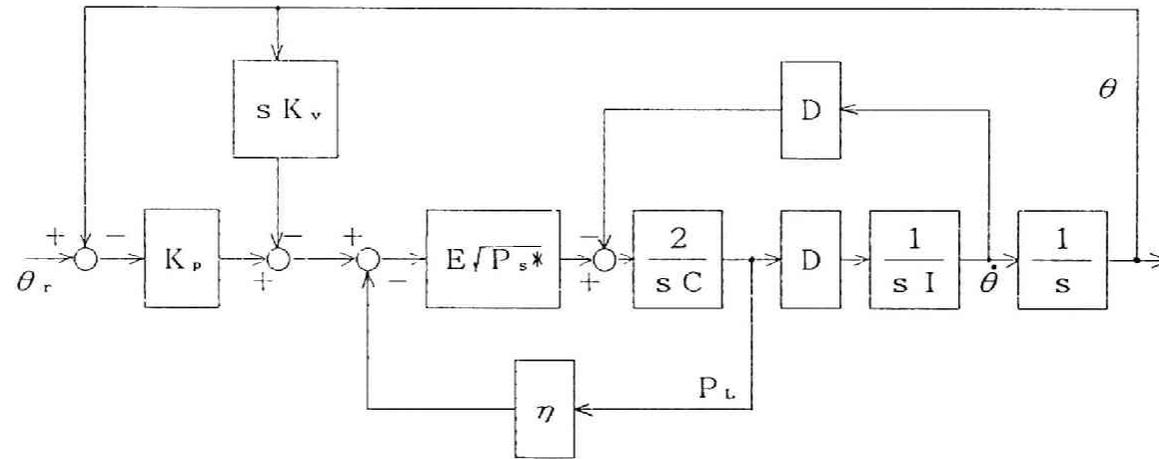
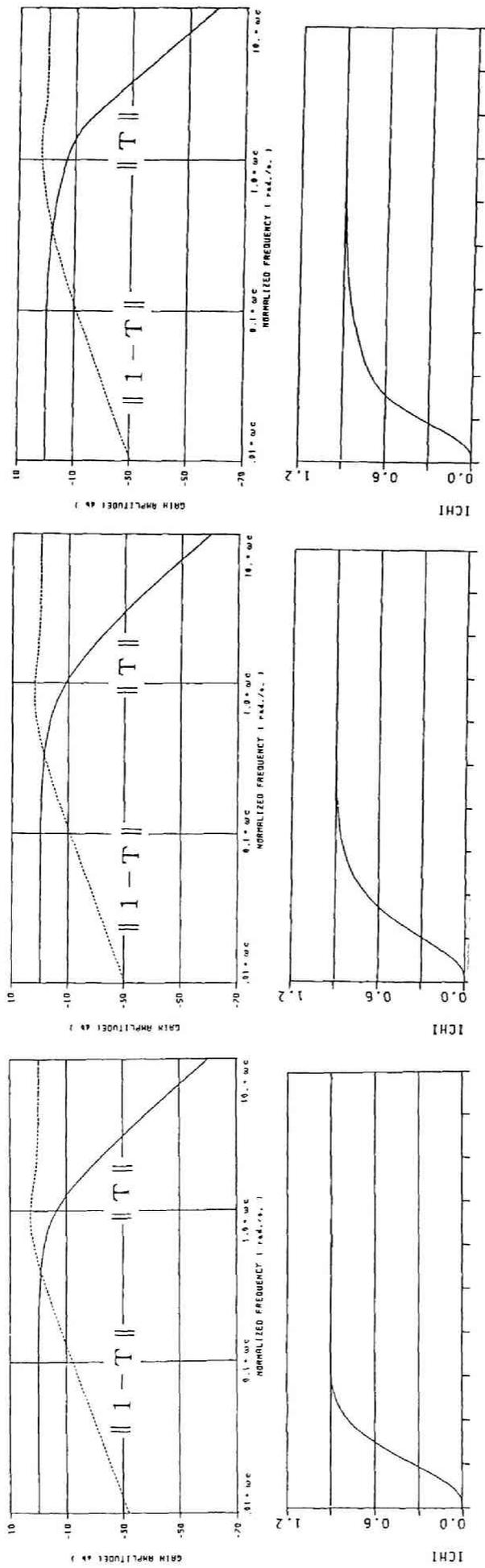


fig. 3-1 マニピュレータを1入出力線形系とした場合のブロック線図



$\alpha = 2.5, \beta = 2.5$

$\alpha = 3.0, \beta = 3.0$

$\alpha = 2.0, \beta = 3.0$

fig. 3-2 線形3次遅れ系のステップ応答とそのボード線図

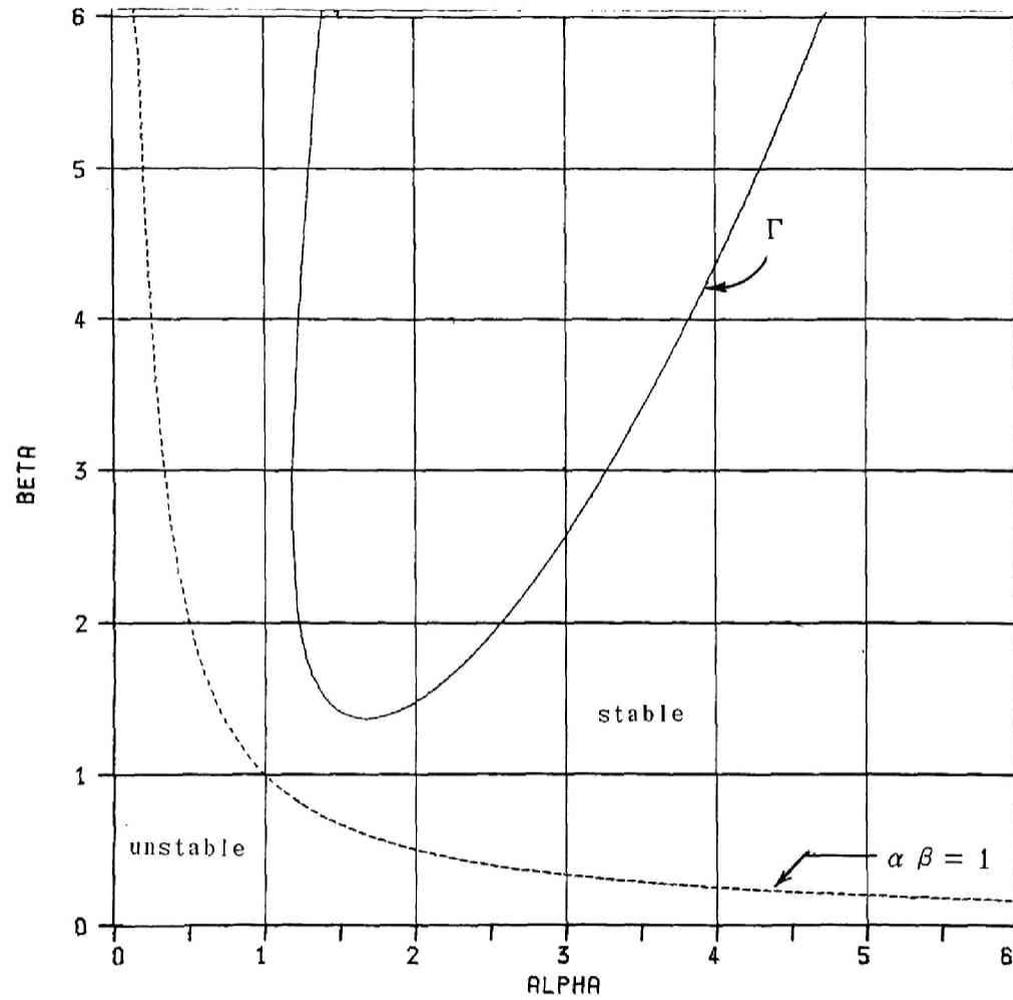


fig. 3-3 $\alpha - \beta$ 線図上での安定領域とゲインの単調減少領域
 (境界線 Γ の内側が $\|T(\sigma)\|$ の単調減少領域)

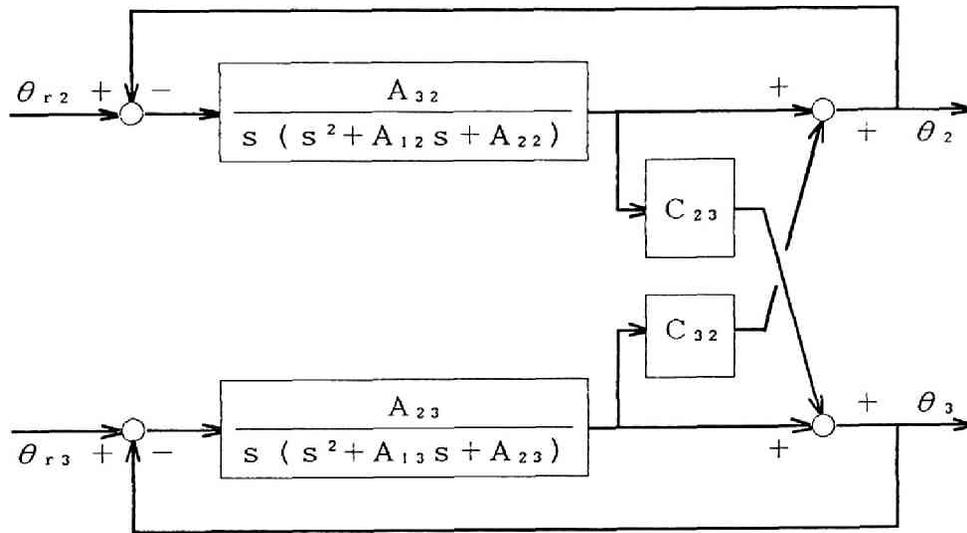


fig. 3-4 肩とひじの干渉系ブロック線図
 (ただし、 $C_{23} = I_{23}/I_{33}$, $C_{32} = I_{23}/I_{22}$)

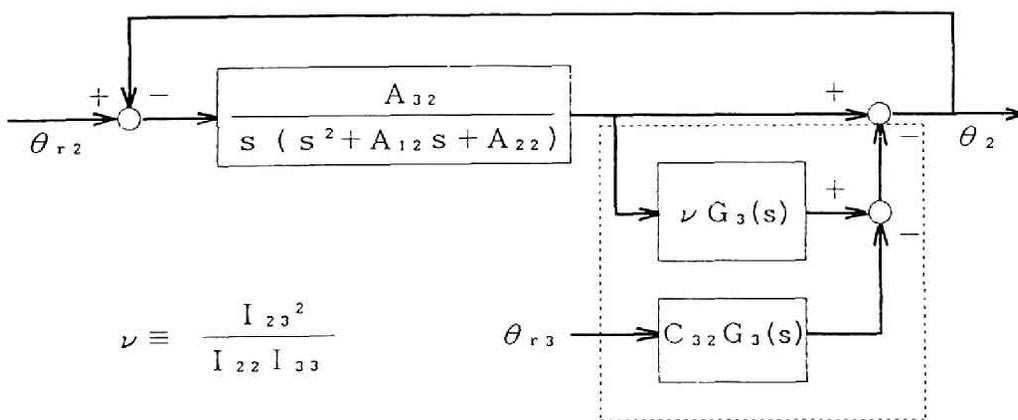
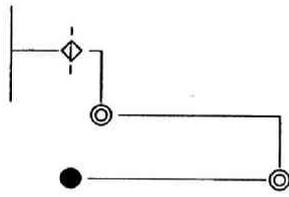


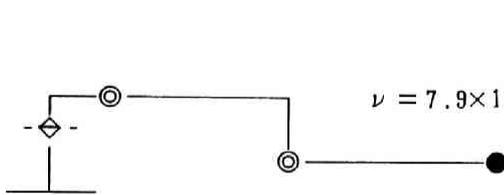
fig. 3-5 ひじの干渉を外乱とみなした場合の肩のブロック線図
 (ただし、破線枠囲み全体が $Hd_3(s)$ に対応し、
 $H_2(s) \equiv A_{32} / \{s(s^2 + A_{12}s + A_{22})\}$)

[a]



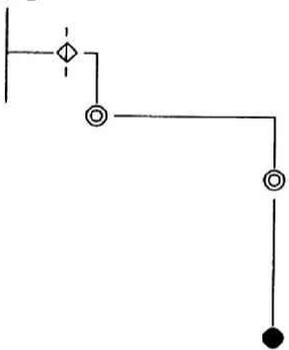
$$\nu = 2.3 \times 10^{-3} I = \begin{bmatrix} 1.033 & 0.006 & -0.002 \\ 0.006 & 1.442 & 0.069 \\ -0.002 & 0.069 & 1.430 \end{bmatrix}$$

[b]



$$\nu = 7.9 \times 10^{-1} I = \begin{bmatrix} 9.568 & -0.003 & -0.000 \\ -0.003 & 6.884 & 2.790 \\ -0.000 & 2.790 & 1.430 \end{bmatrix}$$

[c]



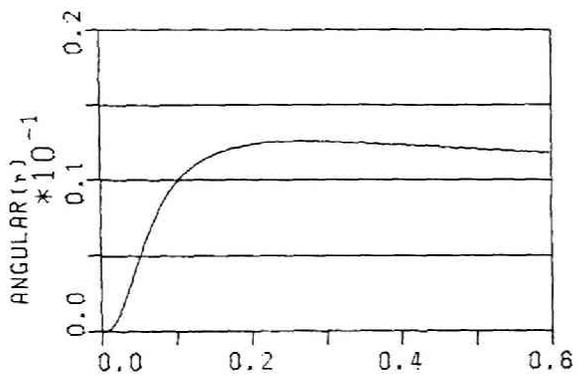
$$\nu = 4.7 \times 10^{-1} I = \begin{bmatrix} 4.067 & 0.009 & 0.000 \\ 0.009 & 4.940 & 1.818 \\ 0.000 & 1.818 & 1.430 \end{bmatrix}$$

(ただし、慣性モーメントの単位は kgfms^2)

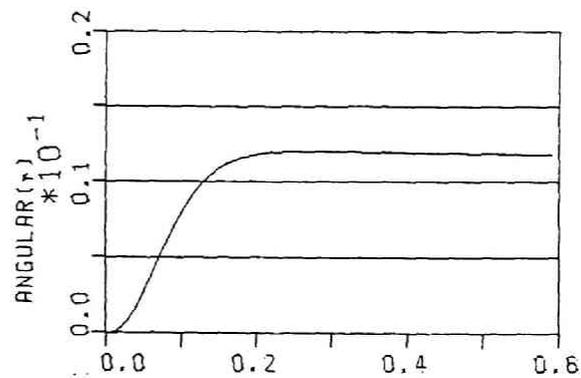
fig. 3-6 本ロボットマニピュレータの特徴的な姿勢とその慣性行列

table 3-1 油圧駆動系に関するパラメーター一覧表

| 軸 | $P_s (\text{kgf/m}^2)$ | $E (\text{m}^4/\text{s}/\text{kgf})$ | $C (\text{m}^5/\text{kgf})$ | $D (\text{m}^3)$ | $\eta (\text{m}^2/\text{kgf})$ | $\mu (\text{m}^5/\text{skgf})$ |
|----|------------------------|--------------------------------------|-----------------------------|----------------------|--------------------------------|--------------------------------|
| 旋回 | 140×10^4 | 1.2×10^{-7} | 2.4×10^{-12} | 9.3×10^{-5} | 1.0 | 7.14×10^{-12} |
| 肩 | 140×10^4 | 1.2×10^{-7} | 2.0×10^{-12} | 7.7×10^{-5} | 1.0 | 7.14×10^{-12} |
| ひじ | 140×10^4 | 1.2×10^{-7} | 6.8×10^{-13} | 2.6×10^{-5} | 1.0 | 3.57×10^{-12} |

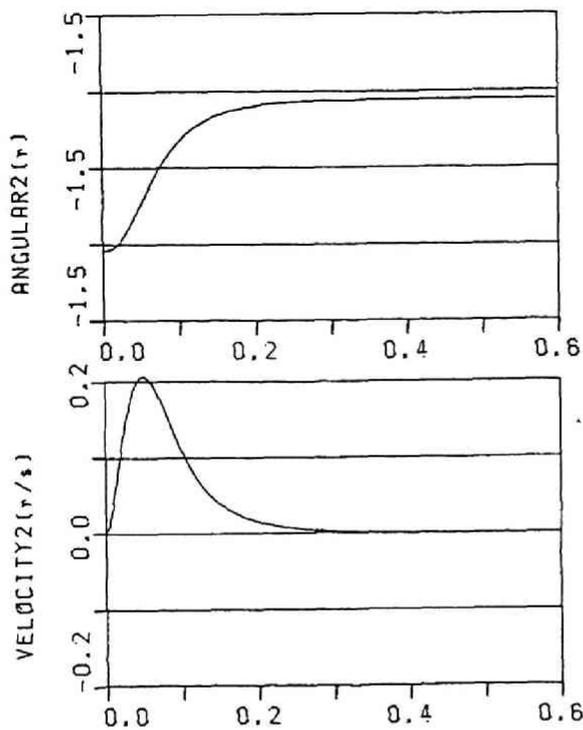


形態 ; fig.3-6[a], 旋回ステップ応答
 $(K_{p1}=6.50, K_{v1}=-0.19)$

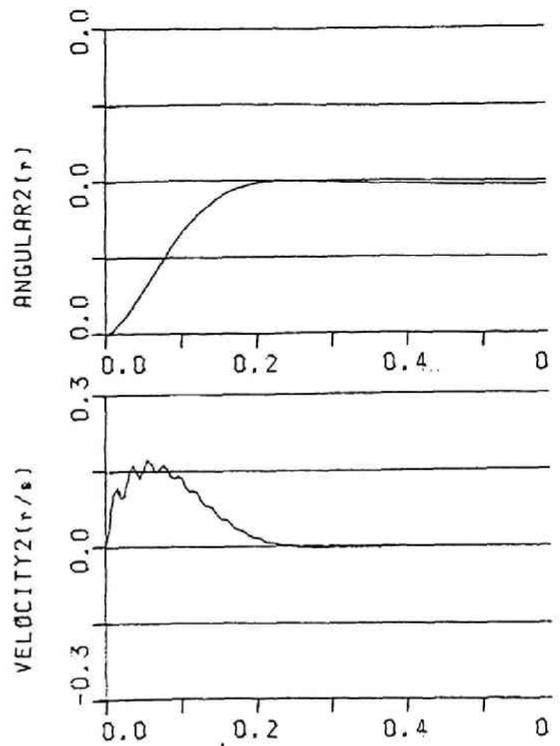


形態 ; fig.3-6[b], 旋回ステップ応答
 $(K_{p1}=26.6, K_{v1}=1.37)$

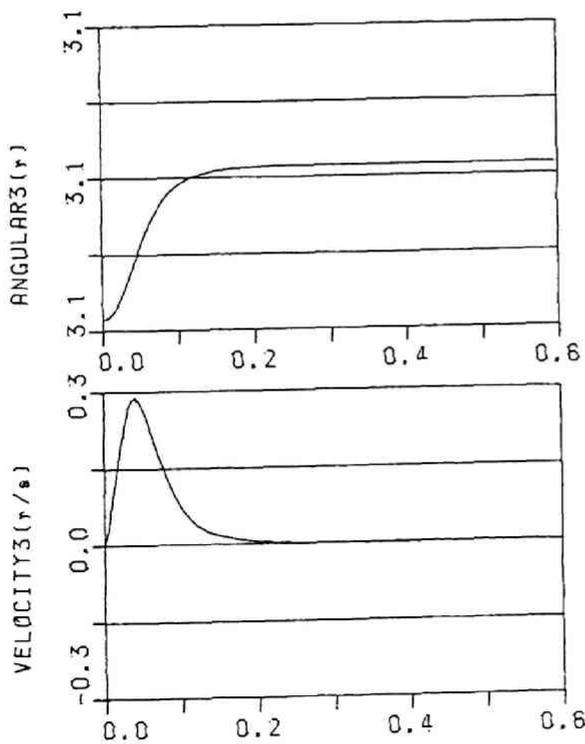
fig. 3-7 旋回に対する可変ゲインの効果 (シミュレーション)



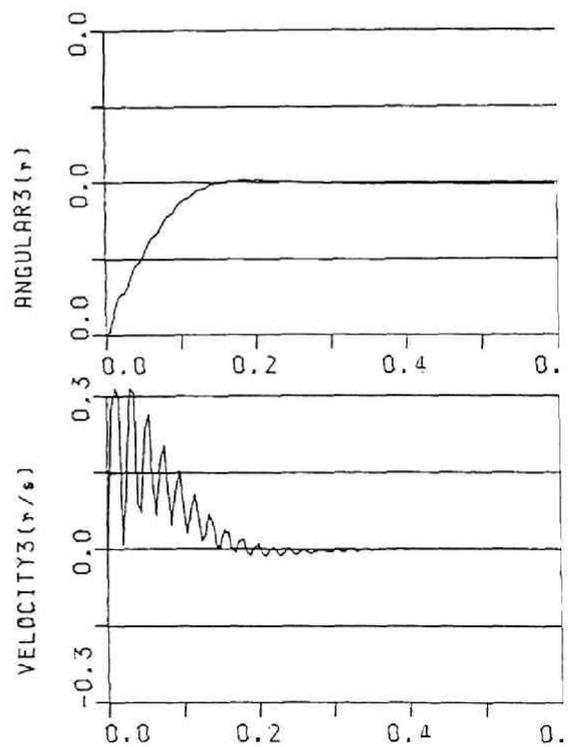
形態; fig.3-6[a], 肩ステップ応答
 ($K_{p2}=8.0, K_{v2}=0.0, K_{p3}=58.3, K_{v3}=2.62$)



形態; fig.3-6[b], 肩ステップ応答
 ($K_{p2}=30.0, K_{v2}=1.92, K_{p3}=58.3, K_{v3}=2.62$)

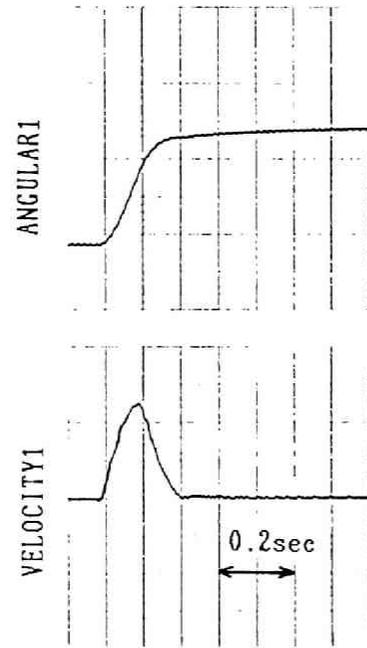


形態; fig.3-6[a], ひじステップ応答
 ($K_{p2}=8.0, K_{v2}=0.0, K_{p3}=58.3, K_{v3}=2.62$)

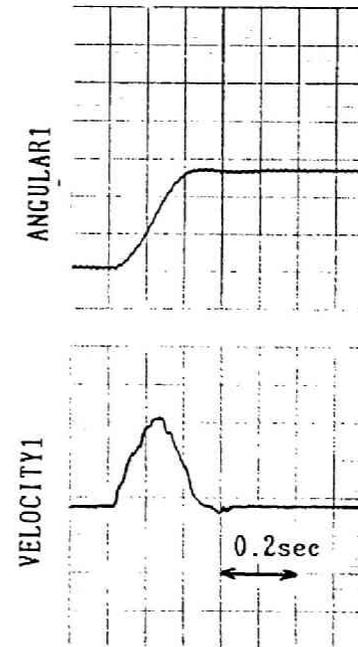


形態; fig.3-6[b], ひじステップ応答
 ($K_{p2}=30.0, K_{v2}=1.92, K_{p3}=58.3, K_{v3}=2.62$)

fig. 3-8 肩とひじに対する可変ゲインの効果 (シミュレーション)

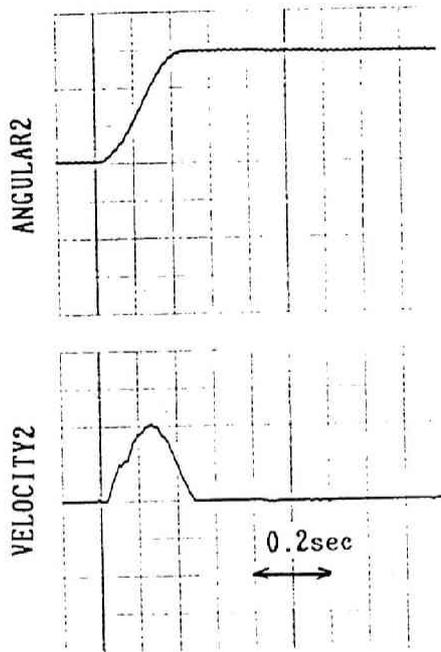


形態 ; fig.3-6[a], 旋回ステップ応答
 ($K_{p1}=7.6$, $K_{v1}=0.0$)

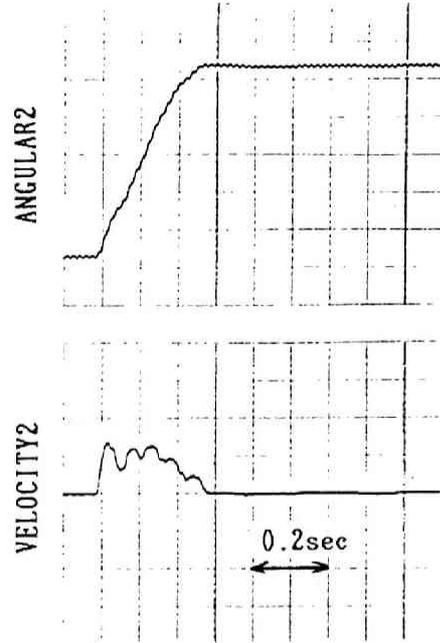


形態 ; fig.3-6[b], 旋回ステップ応答
 ($K_{p1}=26.6$, $K_{v1}=1.37$)

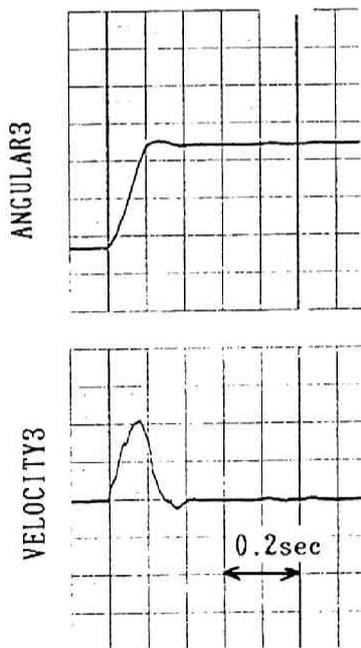
fig. 3-9 旋回に対する可変ゲインの効果 (実験)



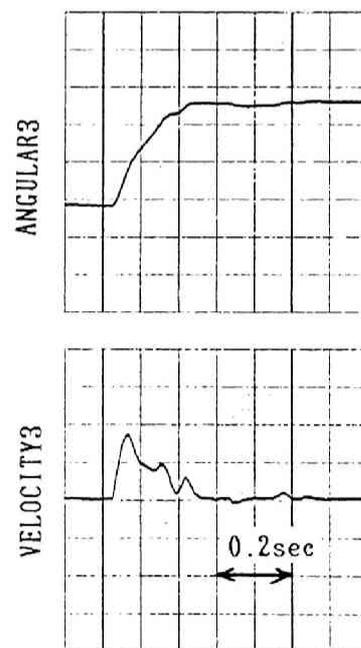
形態 ; fig.3-6[a], 肩ステップ応答
 ($K_{p2}=8.0, K_{v2}=0.0, K_{p3}=34.3, K_{v3}=1.0$)



形態 ; fig.3-6[b], 肩ステップ応答
 ($K_{p2}=28.6, K_{v2}=1.49, K_{p3}=34.3, K_{v3}=1.0$)



形態 ; fig.3-6[a], ひじステップ応答
 ($K_{p2}=8.0, K_{v2}=0.0, K_{p3}=34.3, K_{v3}=1.0$)



形態 ; fig.3-6[b], ひじステップ応答
 ($K_{p2}=28.6, K_{v2}=1.49, K_{p3}=34.3, K_{v3}=1.0$)

fig. 3-10 肩とひじに対する可変ゲインの効果 (実験)

第4章 位置と力のハイブリッド制御

第4章 位置と力のハイブリッド制御

4.1 位置・力同時制御の発展とその必要性

現在の産業用ロボットは、ハンドリングやスポット溶接等の高速位置決めや繰り返し作業に適用されてきた。このような応用においては、手先の位置と姿勢を高速に精度良く動作させることが重要であった。ところが、マニピュレータに器用な動作を行わせようとする、手先の力やトルクも同時に操る必要性が生じる。例えば、バリ取り作業をマニピュレータに行わせる場合を例にとると、そのバリの大きさや方向によって力のかけ具合や押し付け方向を制御しなければならない。このように、マニピュレータが位置だけでなく、力も精度良く操れるようになると、適用範囲は格段に広がりフレキシビリティのあるロボットに一步近づくことになると考えられる。

このような必要性から、マニピュレータ手先の位置と力を制御しようとする試みが数多くなされてきた。Whitney等はマニピュレータ手先に装着する純機械的な専用工具ハンド(RCCハンド)を考案し、部品のはめあい作業に適用して成功を修めた。¹⁾しかしながら、巧妙なハンドは汎用性に乏しい欠点があり、計算機制御を駆使して手先の位置と力を操る研究が活発になった。位置と力の計算機制御に関しては、Raibert等の提案した位置/力ハイブリッド制御法²⁾とHoganの提案したインピーダンス制御法³⁾⁴⁾がよく知られている。前者は、目的と作業に応じて位置制御を行う空間と力制御を行う空間に分解して指令生成をすることを提案するものであり、後者はさらにその分解したそれぞれの方向に適当な機械的インピーダンスを人工的に設定することを提案するものである。

ところで、水中マニピュレータに課された作業内容においても位置と力の同時制御は重要なテーマの一つである。実際、超音波探傷装置を使用した海中掘削リグの損傷部の検査において、検査部位に超音波探傷装置を一定力で押し付ける作業やリグ表面をワイヤブラシで清掃する作業等が必要とされるからである。これらの作業内容は、地上のマニピュレータに課される作業と大差はないが、水中マニピュレータの使用される環境条件は甚だしく悪い。すなわち、水中で作業を行うマニピュレータは通常、ROV等の水中移動型ロボットに取り付けられる。これらの水中移動ロボットは、水流によってかなりの動揺を伴う。たとえ、固着用の脚が装備されている場合でも、その固着支持脚の剛性が上げられないため、移動ロボットの本体が動揺し、マニピュレータ手先の位置・姿勢や発生力に多大な誤差を生じる恐れがある。したがって、水中マニピュレータの取り付け部は、ある程度動揺するものとして、この動揺をマニピュレータ側で補償することを考えなければならない。

次節以下では、水中マニピュレータに動揺外乱が加わった場合にも、これを抑制しながら手先で位置と力のハイブリッド制御を行う動揺補償型の制御方策を提案し、その効

果を水中6自由度マニピュレータの水槽実験によって確認する。

4.2 動揺補償型の位置/力ハイブリッド制御系の構成

位置/力ハイブリッド制御方式の基礎概念はマニピュレータのヤコビ行列の逆行列を使用する手法でRaibert等によって提案され、その後、新井等によって位置・姿勢の順変換、逆変換を使用しても同様の構成が可能であることが指摘されている。⁵⁾また、吉川等によって動的な位置/力ハイブリッド制御の研究もなされている。⁶⁾これらの概念を応用したり、さらに進んだ位置/力制御方式も数多く提案されているが、⁷⁾いずれも地上におけるものであり、水中に適用した例はない。

一方、水中のマニピュレータの動揺補償に関しては、相似型マスタスレーブシステムのスレーブアームに対象物移動補償を適用した谷の研究があるが、⁸⁾自律ロボットに適用された例はまだない。

本ハイブリッド制御の構成法は6自由度マニピュレータの位置と姿勢の順変換と逆変換を使用して行われるため、マニピュレータのヤコビ行列の逆行列を生成することなく実行することができ、また、そのため通常的位置、姿勢サーボへの復帰が自然に行われる利点がある。さらに、動揺補償制御に関しては、手先センサの位置、姿勢信号に加えて移動ロボット本体の動揺信号を併用することによって動揺外乱抑制効果を高めることを試みる。

4.2.1 位置、姿勢指令系の構成

水中マニピュレータは動揺外乱によって、マニピュレータ固定座標系 ${}^{\ast}\Sigma$ の原点 0_{\ast} が水中固定座標系 ${}^{\ast}\Sigma$ の原点 0_{\ast} に対して動揺する（fig. 4-1参照）。今、マニピュレータ手先が行う作業が局所作業座標系 ${}^{\ast}\Sigma$ で記述でき、その作業点を原点 0_{\ast} とする。以上の座標系は右手直交系をとることにする。このとき、 0_{\ast} を始点とし 0_{\ast} を終点とする方向ベクトルを X_{\ast} 、 0_{\ast} を始点とし 0_{\ast} を終点とする方向ベクトルを X_{\ast} 、作業座標系の原点 0_{\ast} からの手先位置指令を X_{\ast} とする。また、作業座標系における手先指令姿勢 Ω_{\ast} は手先に固定された方向余弦行列（3行3列）で与えるものとする。通常の6自由度マニピュレータの位置、姿勢の順変換と逆変換は原点を 0_{\ast} として ${}^{\ast}\Sigma$ 系で行われる。したがって、 X_{\ast} と Ω_{\ast} は固定座標系 ${}^{\ast}\Sigma$ に変換してから逆変換をすることになる。

4.2.2 力・トルク指令系の構成

マニピュレータ手先に作用する力、モーメント $(F^{\ast}, N^{\ast})^{\ast}$ と関節軸に必要とされるトルク T に関して以下の関係式が成立することが知られている。⁹⁾

$$T = -J^{\ast} (F^{\ast}, N^{\ast})^{\ast} \quad (J; \text{ヤコビ行列}) \quad (4-1)$$

本水中マニピュレータの場合、力、トルクセンサを手先付け根部（第6軸の出力端）に装着することを前提としているため、トルクセンサ出力値の先端力への補正とセンサ

座標系 ${}^t\Sigma$ から作業座標系 ${}^w\Sigma$ への座標変換が必要となる (fig. 4-2 参照)。また、厳密には手先の動的作用力、静的作用力の補正も必要となるが、本指令系では静的作用力 (浮力、重力) だけの補正とした。これは本水中マニピュレータに要求される速度、加速度があまり大きくないためである。手先指令力 (F_c^t, N_c^t) と補正されたセンサ力 (F_s^t, N_s^t) の差をとって (4-1) 式を利用して各関節に配分して補正すればよい。その簡単な換算方式を以下に与える。

トルクセンサから先の質量および慣性モーメントによる動的な項を無視すると手先部の運動方程式系は次のようになる。

$$0 = F_s + F_p + W + f + F_c \quad (4-2)$$

$$0 = N_s + N_p + (L_p - g_p) \times F_p + (b_p - g_p) \times f - g_p \times F_s + N_c \quad (4-3)$$

ただし、

(F_s^t, N_s^t) ; トルクセンサの力、トルク出力

(F_p^t, N_p^t) ; 手先作用力と手先部作用トルク

(F_c^t, N_c^t) ; 手先に作用する流体力、流体作用トルク

W ; 手先部の重量

f ; 手先部の浮力

L_p ; トルクセンサ中心から力作用点までの方向ベクトル

b_p ; トルクセンサ中心から浮心までの方向ベクトル

g_p ; トルクセンサ中心から質量中心までの方向ベクトル

手先部に作用する流体力の項 F_c, N_c は十分小さいとして無視すると (4-2)、(4-3) 式から下式が得られる。

$$F_p = - (F_s + W + f)$$

$$N_p = - (N_s + L_p \times F_p + b_p \times f + g_p \times W)$$

W, f, L_p, b_p, g_p はトルクセンサの先に付ける手先部の物理量で既知であるから、 F_s と N_s から F_p と N_p を補正することができる。

4.2.3 位置/力ハイブリッド指令系の構成

位置と力は作業座標系 ${}^w\Sigma$ において物理的に矛盾がないように制御することで、精度と応答速度を高めることができると考えられる。そこで、 ${}^w\Sigma$ 系で位置-力空間と姿勢-トルク空間に分割する方法で指令系を構成した。そのブロック線図を fig. 4-3 に示す。図中のベクトルおよび行列の左上肩の添字は、その座標系における成分表示で

あることを示す。 S_x 、 S_w は位置-力、姿勢-トルクの制御配分を行うためのスイッチ行列（3行3列）で普通、対角成分に1あるいは0が設定される。 S_x の成分の1に対応する方向に位置制御を行い、0に対応する方向に力制御を行うことになる。 S_w の成分も同様である。また、 S_x 、 S_w の対角成分は0から1の間の値もとることが可能で、この場合は位置指令と力指令の中間的な指令が生成されることになる。¹⁰⁾

4.2.4 動揺補償制御系の構成

水中マニピュレータは水流によってアーム自体が動揺したり、水中移動ロボット本体が動揺してマニピュレータ先端の位置、姿勢や力の誤差を招く。アーム自体の動揺は各関節のサーボ剛性を上げることで、かなり水流外乱を抑えることができると考えられるが、マニピュレータが移動ロボットに取り付けられている場合には、移動ロボット本体の固着脚の支持剛性を上げることは固着脚の大型化、重量化につながり現実的ではない。よって、この動揺をマニピュレータ手先で補償することを考えなければならない。

水中マニピュレータに精度が要求される作業を考えた場合、作業対象物（石油掘削リグ等）に対して位置・姿勢を保持したり、一定力で押し付けるという作業が重要となる。そこで、手先に取り付けられた位置、姿勢センサの情報をフィードバックして位置、姿勢指令に足し込み、さらにロボット本体の動揺信号をフィードフォワードで補償することを提案する。それらの補償を追加した部分のブロック線図がfig. 4-4であり、fig. 4-3の破線部枠囲みに補償を加えた形になっている。図の ΔX_w 、 $\Delta \omega_w$ はマニピュレータ手先の作業座標における目標位置、姿勢に対する誤差信号を表し、 X_w 、 ω_w はロボット本体の動揺並進信号、動揺回転信号を表す。また、 G_x 、 G_w は並進と回転の制御補償要素である。

4.3 制御システムの構成

4.3.1 ハードウェア構成

6自由度水中マニピュレータ制御装置のハードウェア構成をfig. 4-5に示す。32ビットマイクロプロセッサMC68020と浮動小数点演算コプロセッサMC68881を有するCPU1と32ビットマイクロプロセッサMC68000を有するCPU2、および各種の入出力インタフェースからなる。CPU1はコンソールからの入力を処理し、動作指令を生成する動作言語処理および動作指令生成演算と、動揺変位と手先センサの誤差信号を基にした動揺補償制御演算、および力、トルクセンサのフィードバック信号を基にした位置/力ハイブリッド制御演算を行う。CPU2は、CPU1の演算結果と各関節軸の角度フィードバック信号を基に各関節軸のPID制御を行う。本マニピュレータのアクチュエータは各関節を直接駆動（ダイレクトドライブ）する油圧揺動モータであり、また、サーボ弁としては流量サーボ弁を採用しているため加速度レベルのフィードバック部を内蔵していない。したがって、減衰特性と速応性を向上させるために腰、肩、ひ

じの基本3軸に圧力センサを取り付け、駆動圧力の差をフィードバックする圧力フィードバック補償を施している。この圧力差は高周波成分と低周波成分をカットしたバンドパスフィルタを通して帰還される。低周波成分をカットしたのは、整定状態で位置のオフセットが0になることを考えたためであり、高周波成分をカットしたのはセンサ等の雑音の除去のためである。

4.3.2 ソフトウェア構成

CPU2上の動揺補償演算を含む位置制御演算部と力制御演算部、およびCPU1上の各関節軸サーボ演算部のソフト構成の概略説明を行う。

位置制御演算部は、マニピュレータ先端の位置、姿勢指令とヤコビ行列の生成、位置/力ハイブリッド制御モード切り換え指令等の指令入力、および各関節軸現在角度、動揺変位、手先センサの誤差情報等のフィードバック信号を入力とし、最終演算結果として各関節軸角度指令を各軸サーボ演算部に出力する。

ここで、マニピュレータのヤコビ行列の計算法について説明を加える。Whitneyは、マニピュレータが直鎖リンク構造であることに着目して数値演算的に各成分を求める手法を提案した。¹¹⁾また、最近ではさらに進んだ高速数値解法も研究されている¹²⁾が、本水中マニピュレータの場合は、ヤコビ行列の各成分を陽に解いて同型項の演算を避け、積和演算の数を極力減らした。以下に本水中マニピュレータのヤコビ行列を示す。

本マニピュレータの機構構成図はfig. 4-6に示されている。ヤコビ行列Jはマニピュレータ固定座標系 Σ からみた表現としており、fig. 4-6に示された位置、姿勢をすべての関節角がゼロの場合としている。ただし、第6軸(手首最終軸)中心から手先への位置ベクトルの固定座標系表現を $L = (L_x, L_y, L_z)^T$ としている。

本マニピュレータの場合、同型項をまとめるとヤコビ行列の各成分 $J_{ij}(i, j=1, \dots, 6)$ は以下のように表現される。

$$\begin{aligned}
 J_{11} &= -L_y + S_1(q+t) - S_1 a_1 - C_1 d_2 \\
 J_{21} &= L_x - C_1(q+t) + C_1 a_1 - S_1 d_2 \\
 J_{31} &= J_{41} = J_{51} = 0, \quad J_{61} = 1 \\
 J_{12} &= C_1(L_z + p + r), \quad J_{22} = S_1(L_z + p + r) \\
 J_{32} &= -S_1 L_y - C_1 L_x + (q+t) \\
 J_{42} &= -S_1, \quad J_{52} = C_1, \quad J_{62} = 0 \\
 J_{13} &= C_1(L_z + p), \quad J_{23} = S_1(L_z + p) \\
 J_{33} &= -S_1 L_y - C_1 L_x + q, \quad J_{43} = -S_1, \quad J_{53} = C_1, \quad J_{63} = 0 \\
 J_{44} &= C_1 S_{23}, \quad J_{54} = S_1 S_{23}, \quad J_{64} = C_{23} \\
 J_{45} &= -C_1 C_{23} S_4 - S_1 C_4 \\
 J_{55} &= -S_1 C_{23} S_4 + C_1 C_4, \quad J_{65} = S_{23} S_4 \\
 J_{46} &= S_5(C_1 C_{23} C_4 - S_1 S_4) + C_5 C_1 S_{23} \\
 J_{56} &= S_5(S_1 C_{23} C_4 + C_1 S_4) + C_5 S_1 S_{23} \\
 J_{66} &= -S_5 S_{23} C_4 + C_5 C_{23} \\
 J_{14} &= J_{54} L_z - J_{64} L_y, \quad J_{24} = J_{64} L_x - J_{44} L_z \\
 J_{34} &= J_{44} L_y - J_{54} L_x, \quad J_{15} = J_{55} L_z - J_{65} L_y \\
 J_{25} &= J_{65} L_x - J_{45} L_z, \quad J_{35} = J_{45} L_y - J_{55} L_x
 \end{aligned}$$

$$J_{16} = J_{56}L_z - J_{66}L_y, \quad J_{26} = J_{66}L_x - J_{46}L_z$$

$$J_{36} = J_{46}L_y - J_{56}L_x$$

ただし、上記式内で使用された記号は以下の置換を行っている。

$$S_1 = \sin(\theta_1), \quad C_1 = \cos(\theta_1), \quad S_2 = \sin(\theta_2), \quad C_2 = \cos(\theta_2)$$

$$S_{23} = \sin(\theta_2 + \theta_3), \quad C_{23} = \cos(\theta_2 + \theta_3)$$

$$S_4 = \sin(\theta_4), \quad C_4 = \cos(\theta_4), \quad S_5 = \sin(\theta_5), \quad C_5 = \cos(\theta_5)$$

$$p = S_{23}a_3 + C_{23}d_4, \quad q = C_{23}a_3 - S_{23}d_4$$

$$r = -S_2a_{20} + C_2a_{21}, \quad t = -C_2a_{20} - S_2a_{21}$$

この直接表現法により、位置、姿勢の演算とヤコビ行列の演算を合わせた計算時間は1.4msec.以下で可能となった（MC68020の20MHzでC言語使用）。

力制御演算部は、マニピュレータ先端の力、トルク指令、位置／力ハイブリッド制御モード切り換え指令等の指令入力、および力、トルクセンサからの力、トルクフィードバック信号を入力とし、最終演算結果として各関節軸角度指令を各軸サーボ演算部に出力する。

各関節軸サーボ演算部では、CPU1から出力された各軸角度指令、各軸トルク指令を指令入力とし、角度センサ（エンコーダ）からの各軸角度をフィードバック入力として各軸ごとの角度のPID制御演算とトルクのPI演算を行う。また、マニピュレータの姿勢変化に伴う制御ゲインの自動変更（角度比例制御ゲインと角速度フィードバック比例制御ゲイン）を3章で導かれた可変ゲイン則にしたがって実行し、また基本3軸の重力、浮力トルクの補償演算も行う（付録2参照）。ただし、角速度は角度の差分を用いており、圧力フィードバックゲインはアナログ回路で構成しているため固定ゲインとしている。

最後にCPU2の演算処理時間について簡単に述べる。CPU2は、位置／力指令系の動揺補償やヤコビ行列の計算を含めた演算を8.5msecで終了するが、サンプルレートは40msecで実行している。また、位置サーボ系PID制御のサンプルレートは2.5msecであり、力サーボ系PI制御のサンプルレートは10msecである。可変ゲインの変更と重力、浮力補償演算は40msecのサンプルレートで更新される。

4.4 制御性能試験

ここで、本水中マニピュレータの全体像をfig. 4-7に示す。手先には効果器として、押し付け方向にバネ定数200gf/mmのコンプライアンス機構が取り付けられている。また、手先に装着する近視覚センサとしては、当社で開発した距離、姿勢センサを使用している。このセンサは3個の超音波センサが同一平面内に配置されており、対象面から超音波が返ってくる時間で手先-対象面間の距離測定を行う。したがって、超音波センサの3個の距離情報から、手先関心点の対象面からの距離と手先の対象面に対する2

つの姿勢情報を生成することができる。

4.4.1 動揺補償制御試験

本補償法は前述のブロック図に示したように、手先の超音波センサの誤差信号（フィードバック補償）とマニピュレータが取り付けられている移動ロボット本体の動揺信号（フィードフォワード補償）を併用している。

水中マニピュレータが現実を受ける外乱としては、潮流とロボット本体の動揺の影響が大きい。本試験では、潮流は水を回流することで模擬し、ロボットの本体動揺は水中マニピュレータを強制動揺装置に取り付けることで模擬した。

マニピュレータを *fig. 4-8* のような形態として、作業面 1 に対して手先を状態 1 に保持する位置、姿勢保持試験を行った結果を *fig. 4-9* に示す。試験条件としては、水流速度を 1m/s とし、根元の強制動揺を Y_w 方向に周波数 0.3Hz 、振幅 10mm の正弦波に設定した。何の動揺補償も行わない場合には、動揺方向に先端動揺振幅が強制入力振幅の約 110% となって現れる。*fig. 4-9 (a)* は動揺信号のフィードフォワードだけを施した場合であるが、先端動揺は強制入力振幅の 50% に抑えられている。さらに、超音波センサのフィードバック信号も加えた場合が *fig. 4-9 (b)* である。先端動揺振幅は 35% 程度まで抑えられている。*fig. 4-9 (b)* の Y_w 方向には、*fig. 4-9 (a)* では現れなかった約 2Hz の振動モードがみられるが、これは旋回（第 1 軸）の有する固有周波数に対応しているものと考えられる。

4.4.2 位置／力ハイブリッド制御試験

まず、力の応答性をみるために、静水中（外乱の無い状態）で力のステップ応答の試験を行った。*fig. 4-8* と同様の形態で、作業面 2 に対して手先を状態 2 に保持した位置、姿勢から Z_w 方向にだけ力指令を与え、他の方向は位置と姿勢の制御指令とした。*fig. 4-10* にその試験結果を示す。本指令には力のフィードフォワード項も付け加えられているが、応答を 1 次遅れ系とみなした場合の時定数は約 110ms の安定な高速応答が得られている。

次に、静水中で作業面を一定力で押し付けながら平面内を移動させた結果の一例を *fig. 4-11* に示す。これは面押し付け力を 1kgf に設定して、作業面内で矩形を描かせたものであり、手先の面上並進速度は 20mm/sec である。位置精度は矩形の角部（すなわち、移動方向の切り替わり時）に $\pm 2\text{mm}$ 程度の誤差を生じるが、定常走行時には $\pm 0.5\text{mm}$ 以内に収まっている。これらの誤差の大きな要因としては、位置と力を制御する空間を幾何学的には分離していても動的には干渉しあうこと、手先と拘束面の接触摩擦が避けられないこと、力センサの信号雑音が重畳すること等が考えられる。

最後に、外乱として、水流速度を 1m/s とし、根元の強制動揺を Y_w 方向に周波数 0.3Hz 、振幅 10mm の正弦波に設定して、力を 500gf に保持する試験を行った結果が *fig. 4-12* である。力誤差は $\pm 250\text{gf}$ に抑えられている。また、力を 500gf に保持しながら先

端を10mm/sで移動させる試験においても、同程度の精度が得られた。しかしながら、X。方向に同様の強制動揺を加えた場合には、手先が作業面と接触しているのがやっとなであり、指令力方向の動揺を補償するにはその方向の力外乱補償が必要であることがわかった。

4.5 おわりに

6自由度水中マニピュレータに対して、水流の中で動揺の補償を行いながら、位置／力ハイブリッド制御を行う手法を提案し、水中実験を行ってその有効性を確認した。

本章で得られた成果をまとめて述べる。

- (1) 6自由度マニピュレータの位置／力ハイブリッド制御方式を通常的位置、姿勢の順変換、逆変換とヤコビ行列で構成する方法を与えた。
- (2) 6自由度マニピュレータの手先センサの位置、姿勢の誤差信号とマニピュレータ根元の動揺信号を併用する動揺外乱補償法を提案した。
- (3) 動揺外乱補償型の位置／力ハイブリッド制御系を32ビットマイクロプロセッサで構成した。
- (4) 6自由度水中マニピュレータに動揺外乱補償型の位置／力ハイブリッド制御を適用してその効果を水中試験により確認した。

以上のような成果も得られたが、以下のような課題も残されている。

- (a) 各関節毎のPID制御を完全に無くして作業座標空間でサーボ系を構成する場合との比較とその補償器設計法。¹³⁾
- (b) マニピュレータや水流等の非線形項の影響を補償する動的位置／力ハイブリッド制御の効果。
- (c) 動揺外乱補償制御を手先の力、トルクに効果的に反映させる方法。

(a) については、通常のマニピュレータのサーボ系の構成とは異なるため、補償器の設計に基礎研究が必要と考える。(b) については、手先に流速計等を取り付け、水中マニピュレータの逆動力学演算を行い補償することが考えられる。また、電動ロボットに適用されている外乱推定オブザーバを構成する手法も興味ある方法である。¹⁴⁾(c) については、根元の動揺加速度(6方向)に手先の等価質量を乗じた量をフィードフォワードで補償する手法が考えられる。

なお、本章の研究は通産省工業技術院大型プロジェクト「極限作業ロボットの開発」の一環として実施されたものの一部である。

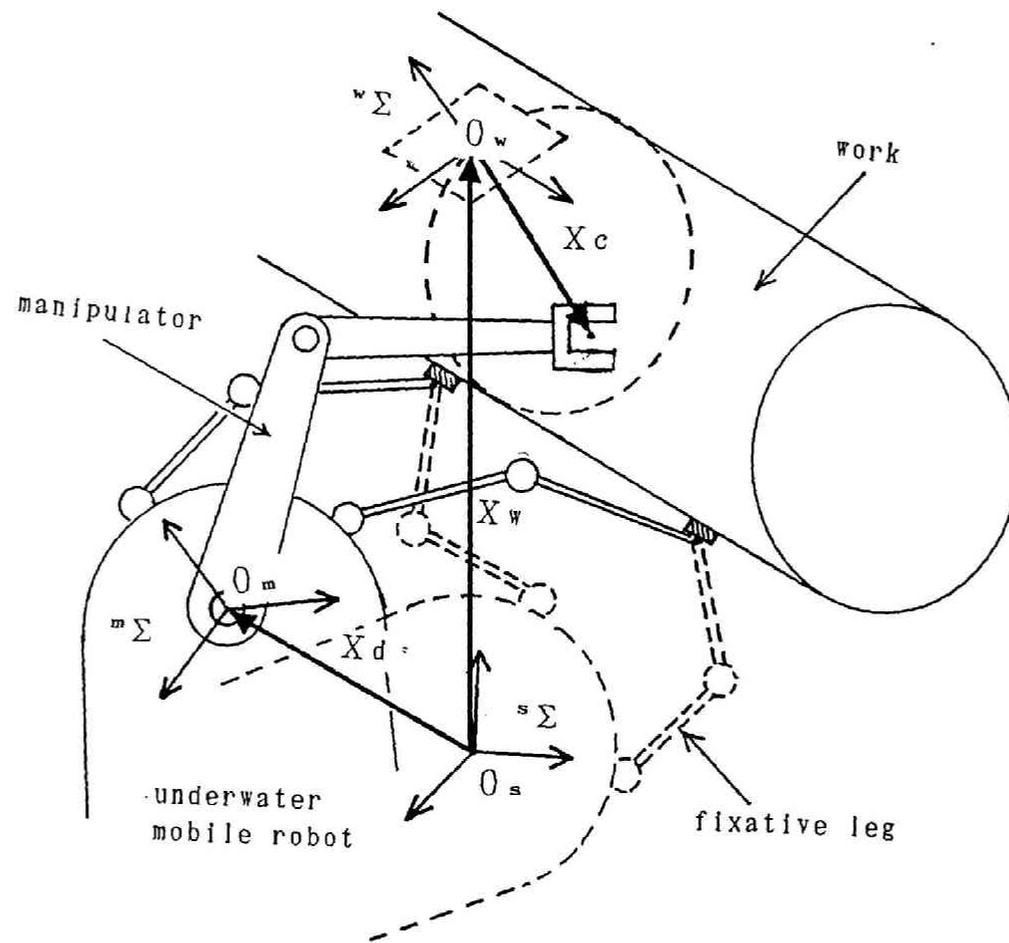
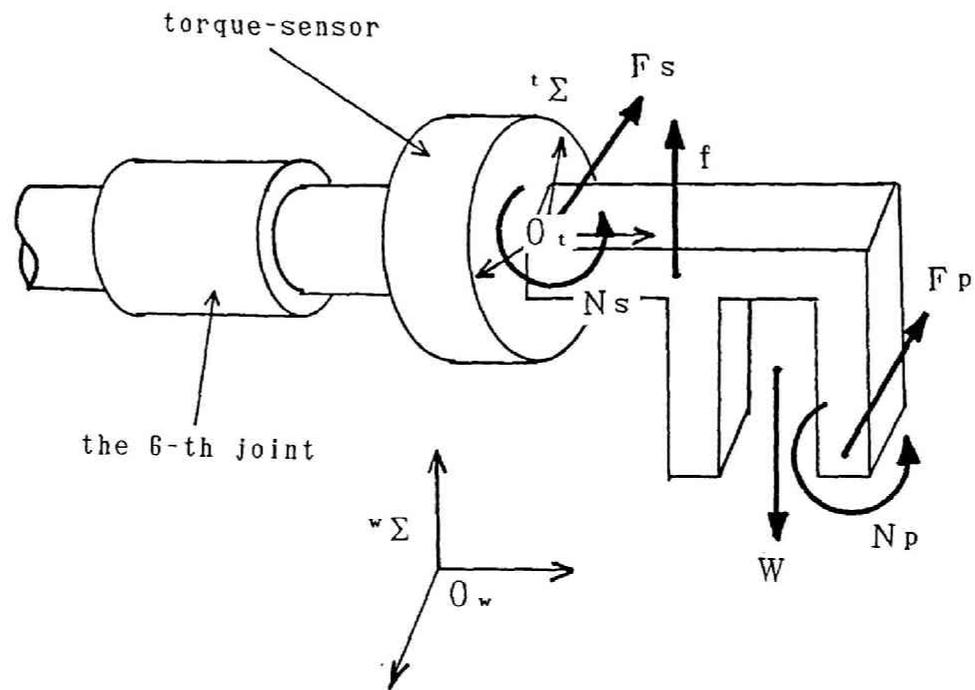


fig. 4-1 水中マニピュレータの座標系と各ベクトル



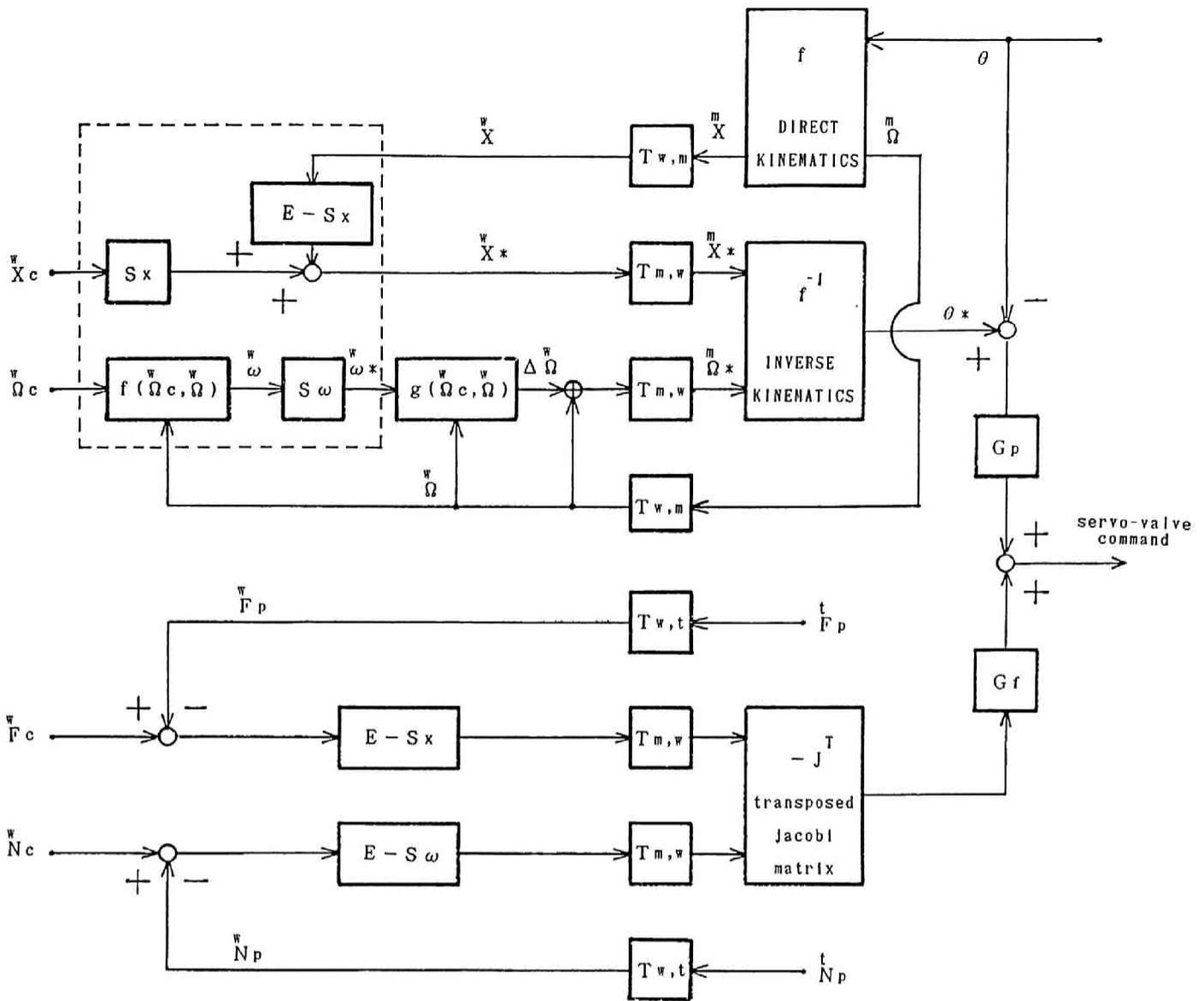
$(F_s^T, N_s^T)^T$; generalized forces of torque-sensor

$(F_p^T, N_p^T)^T$; generalized forces of end-effector

f ; floating force

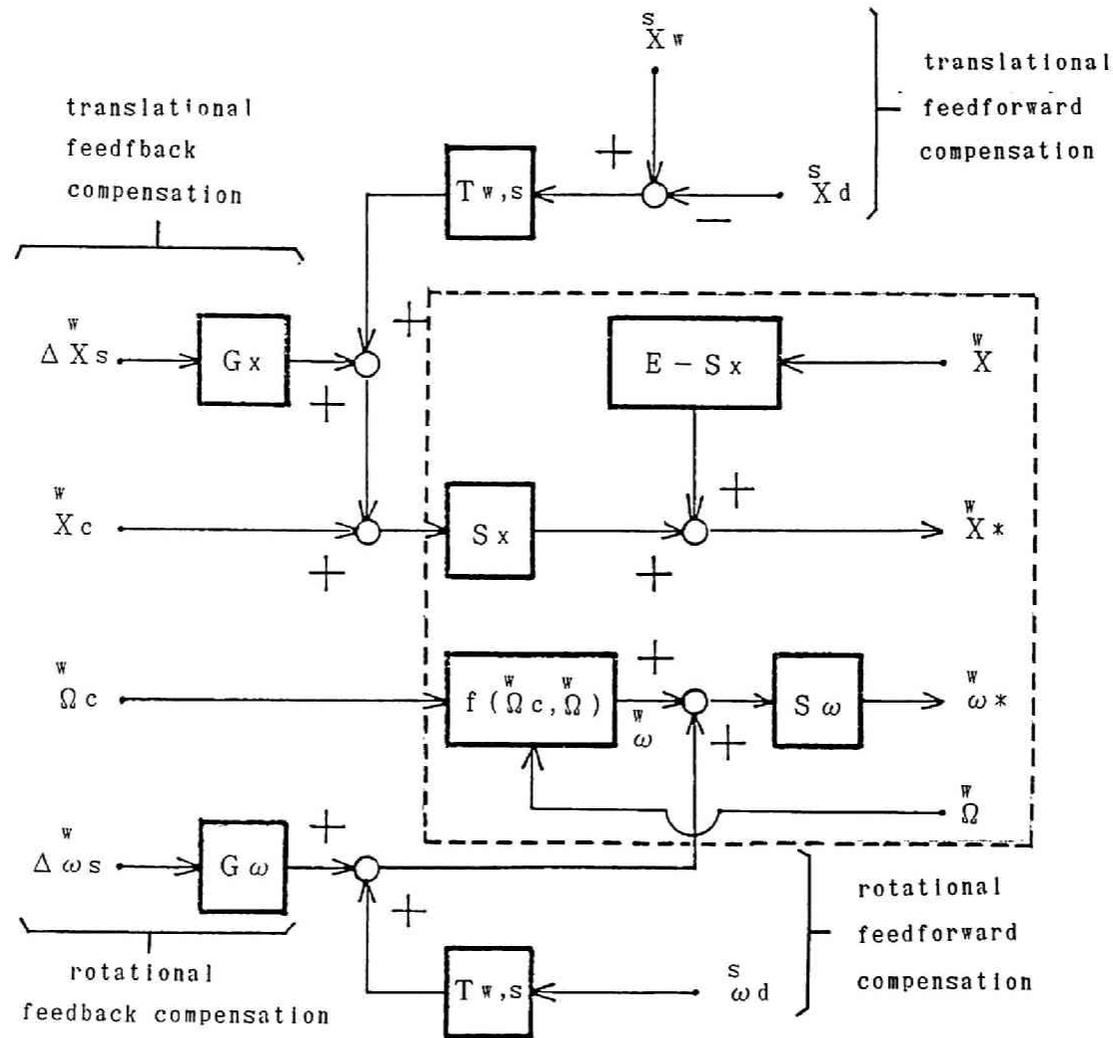
W ; gravitational force

fig. 4-2 カ/トルクセンサを取り付けた手先の座標系



- \dot{X}_c ; desired position (3-dimensional vector) , X ; actual position (3-dimensional vector)
 Ω_c ; desired orientation matrix ($\Omega_c = (n_c, o_c, a_c): 3 \times 3$ matrix
 $n_c, o_c, a_c: 3$ -dimensional orthogonal unit vector)
 Ω ; actual orientation matrix ($\Omega = (n, o, a): 3 \times 3$ matrix
 $n, o, a: 3$ -dimensional orthogonal unit vector)
 F_c ; desired end-effector force (3-dimensional vector) , N_c ; desired end-effector moment (3-dimensional vector)
 F_p ; corrected end-effector force (3-dimensional vector) , N_p ; corrected end-effector moment (3-dimensional vector)
 θ ; actual articulated angle (6-dimensional vector) , θ^* ; desired articulated angle (6-dimensional vector)
 ω ; $\omega = f(\Omega_c, \Omega)$ [N.B.: \times implies outer product]
 $= (n \times n_c + o \times o_c + a \times a_c) / 2$ (3-dimensional vector)
 $\Delta \Omega$; $\Delta \Omega = g(\Omega_c, \Omega)$
 $= (n \times \omega^*, o \times \omega^*, a \times \omega^*)$: 3×3 corrected matrix
 $T_{w,m}$; transformation from ${}^m \Sigma$ to ${}^w \Sigma$ (3x3 transform matrix) , $T_{m,w}$; transformation from ${}^w \Sigma$ to ${}^m \Sigma$ (3x3 transform matrix)
 $T_{w,t}$; transformation from ${}^t \Sigma$ to ${}^w \Sigma$ (3x3 transform matrix) , E ; unit matrix (3x3 matrix)
 S_x ; translational switching matrix (3x3 diagonal matrix) , S_ω ; rotational switching matrix (3x3 diagonal matrix)
 G_p ; position compensator(P.I.D.) , G_f ; force compensator(P.I.)
 \bigcirc ; sum operation of vectors , \oplus ; sum operation of matrices

fig. 4-3 位置の順、逆変換を使った位置/力ハイブリッド制御系の構成



ΔX_s ; end-effector position error (3-dimensional vector) , $\Delta \omega_s$; end-effector orientation error (3-dimensional vector)
 X_w ; 3-dimensional direction vector from 0_s to end-effector , X_d ; 3-dimensional translational disturbance vector from 0_s to 0_m
 ω_d ; 3-dimensional rotational disturbance vector from ${}^s\Sigma$ to ${}^m\Sigma$, $T_{w,s}$; transformation from ${}^s\Sigma$ to ${}^m\Sigma$ (3x3 transform matrix)

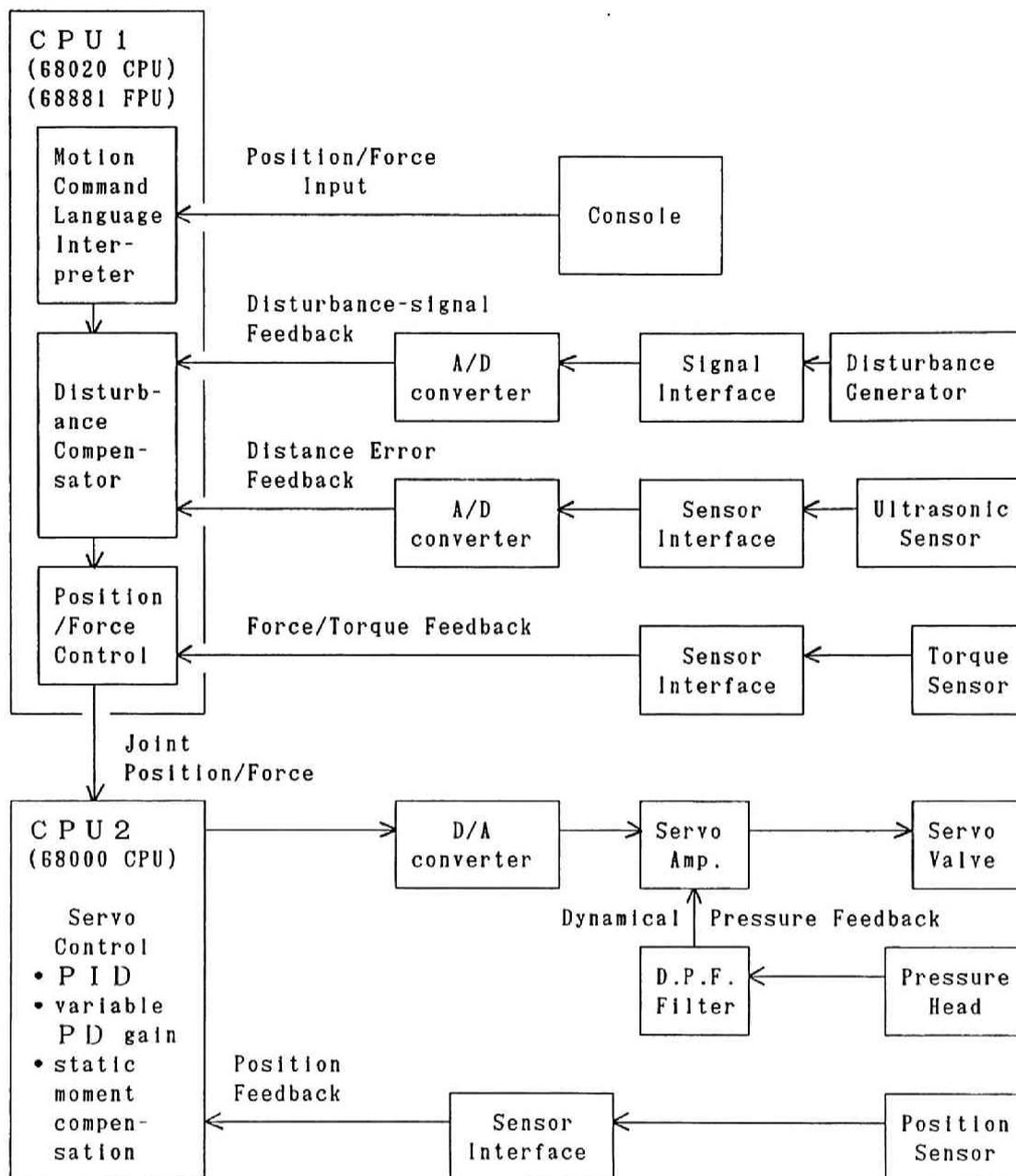


fig. 4-5 本制御系のハードウェア構成

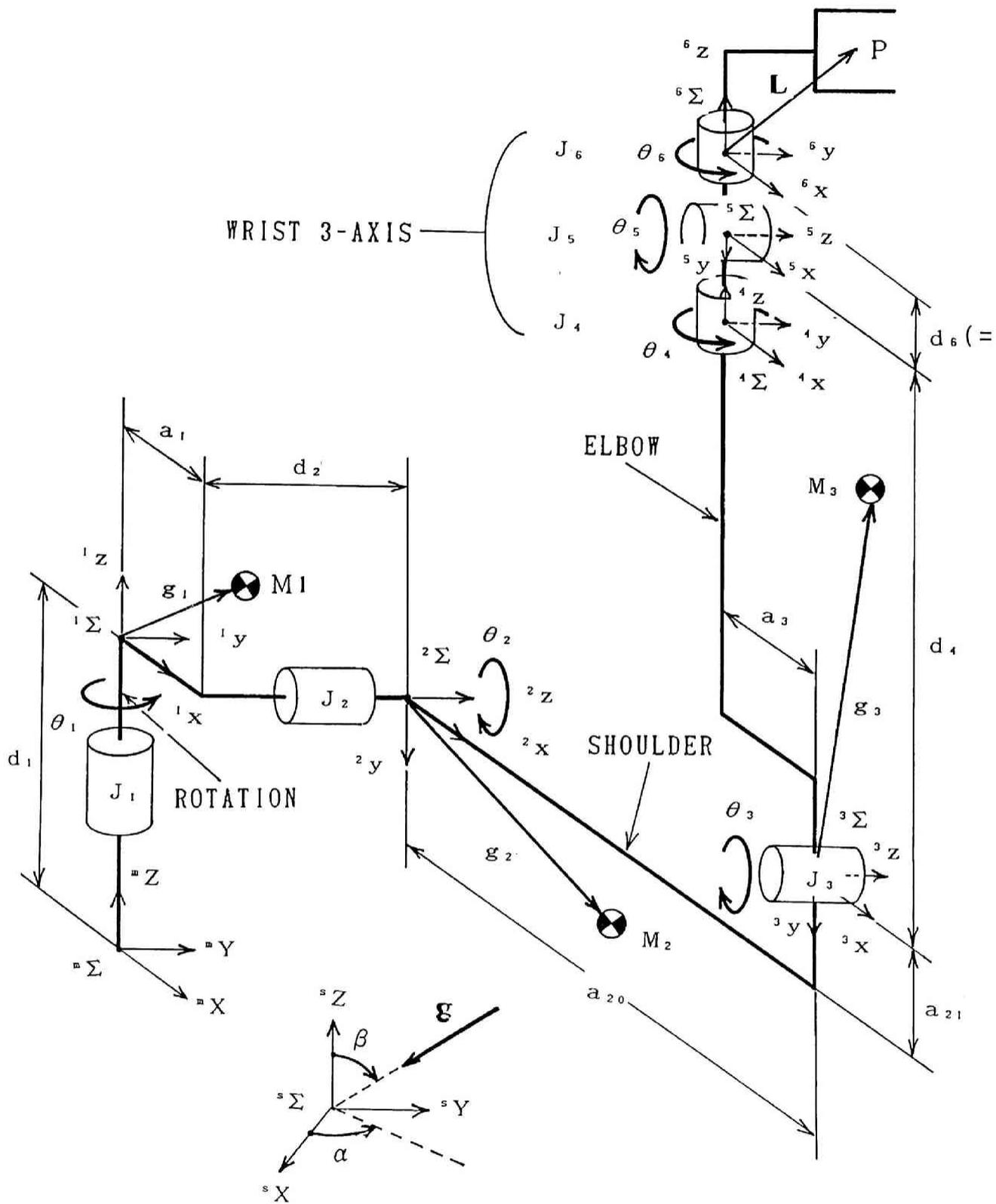


fig. 4-6 本マニピュレータの関節座標系と特徴パラメータ

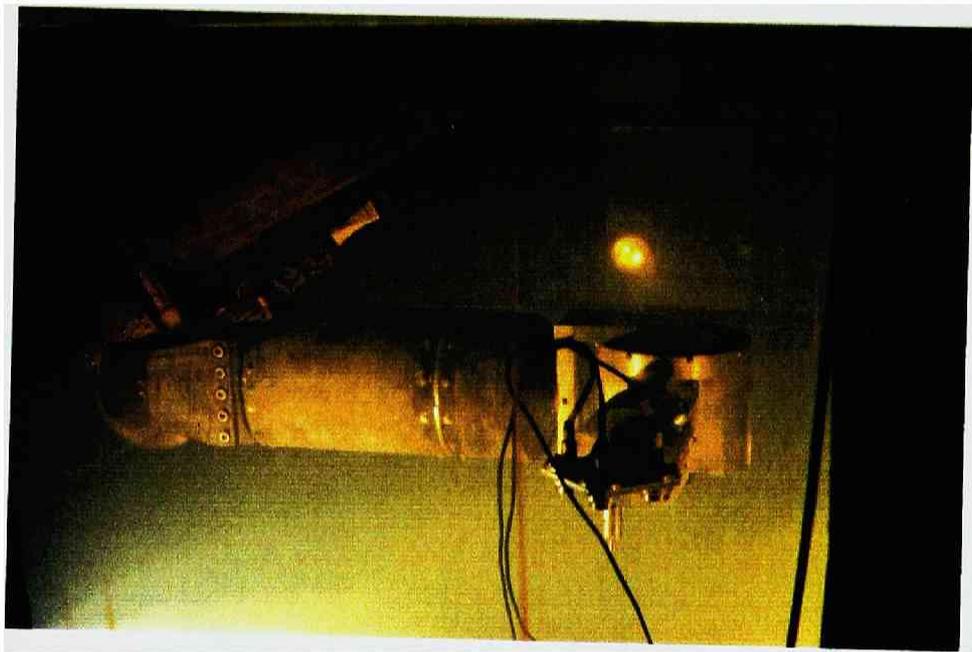
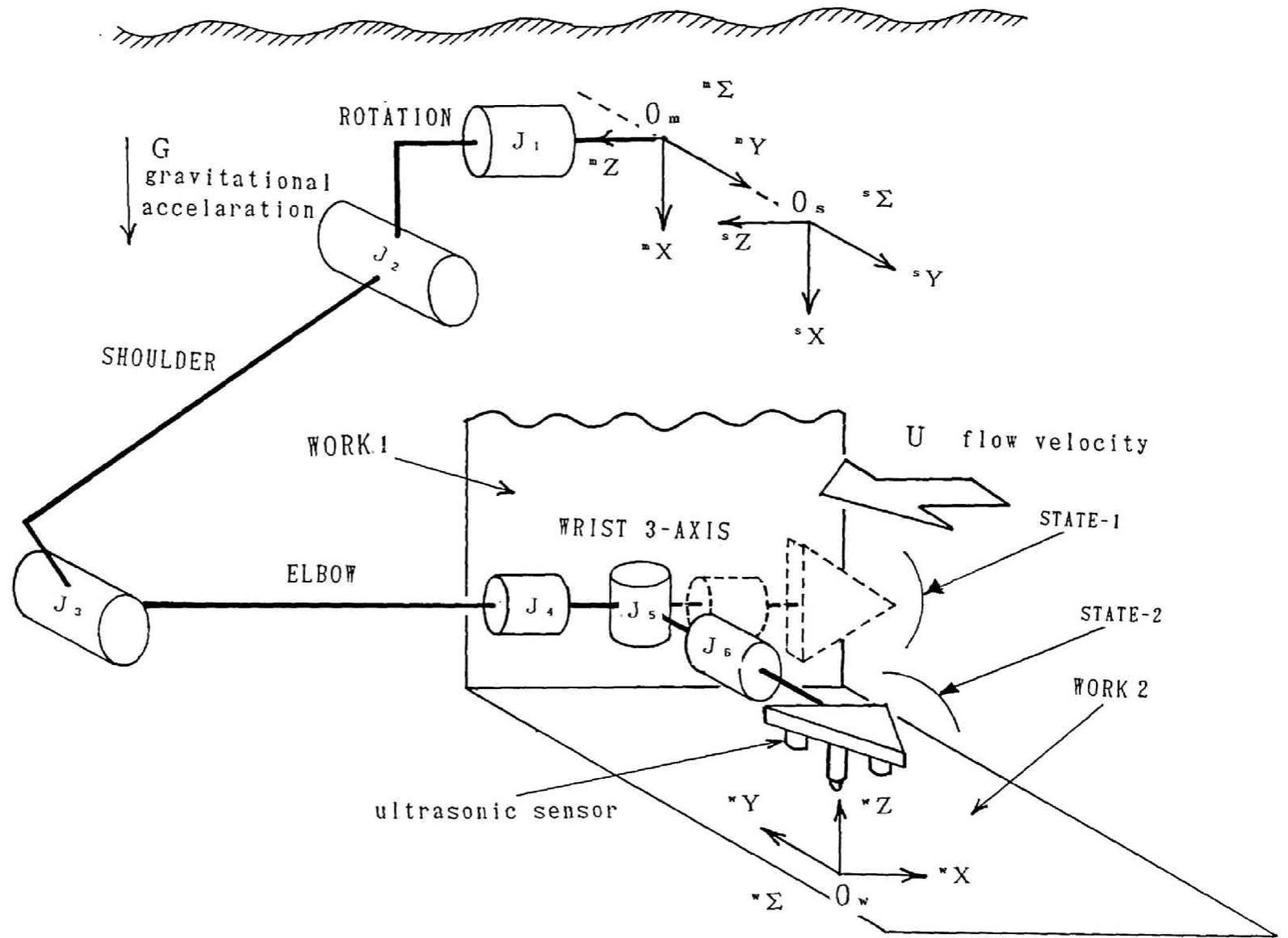
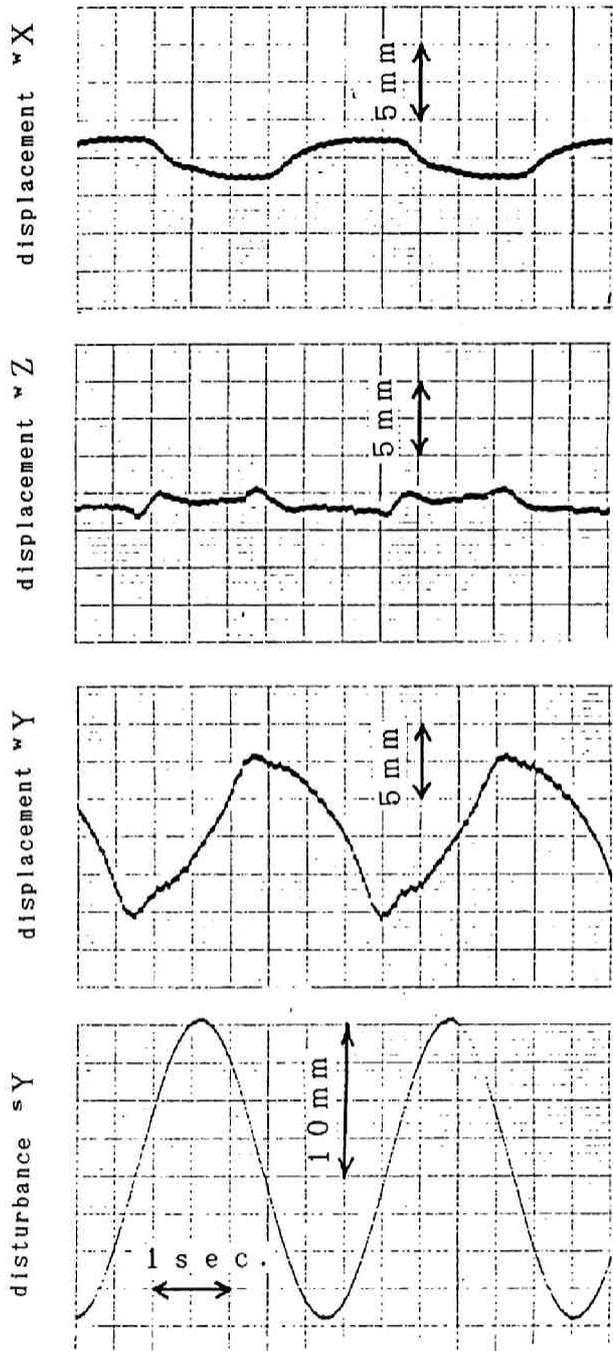
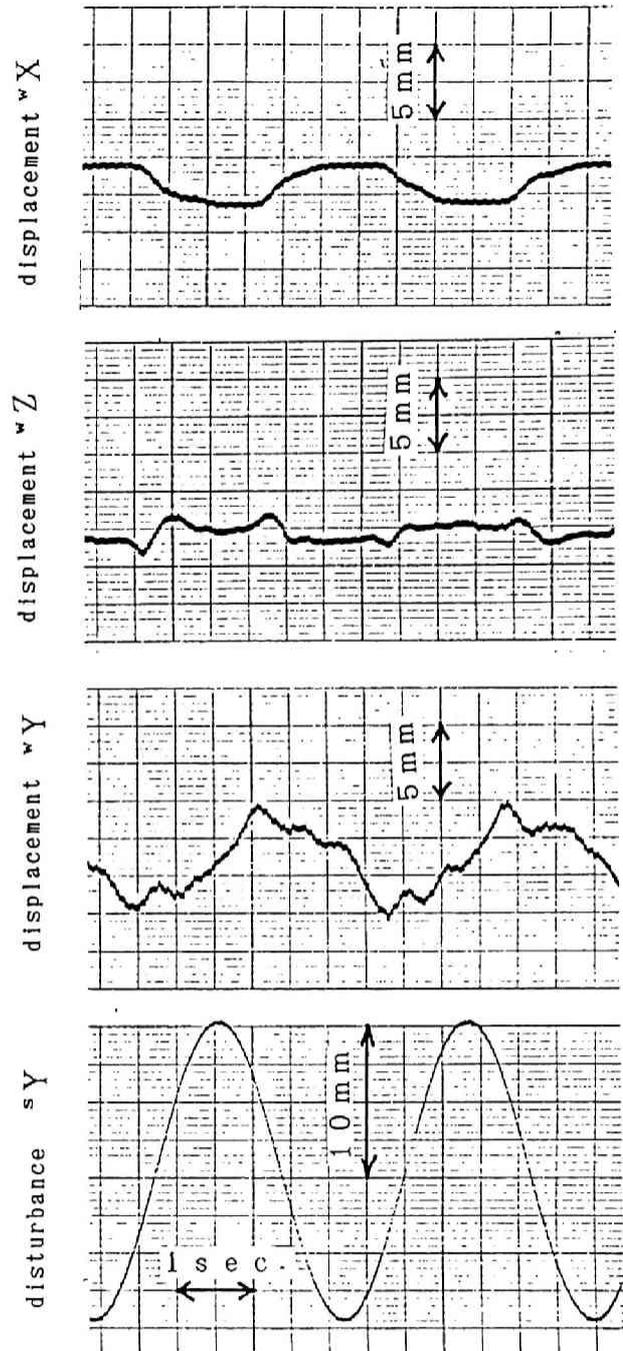


fig. 4-7 水中マニピュレータの全体像





(a) with disturbance-signal feedforward,
without ultrasonic sensor feedback



(b) with disturbance-signal feedforward
and ultrasonic sensor feedback

f i g . 4 - 9 動揺外乱補償の実験結果 (位置の補償)

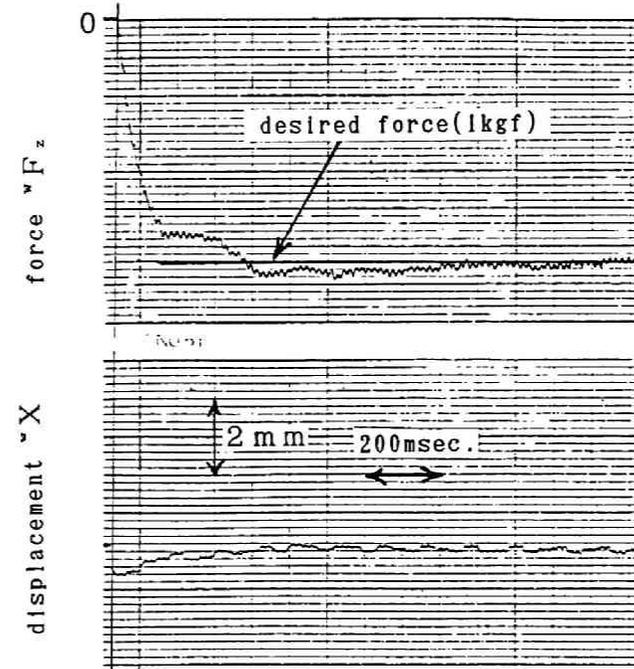
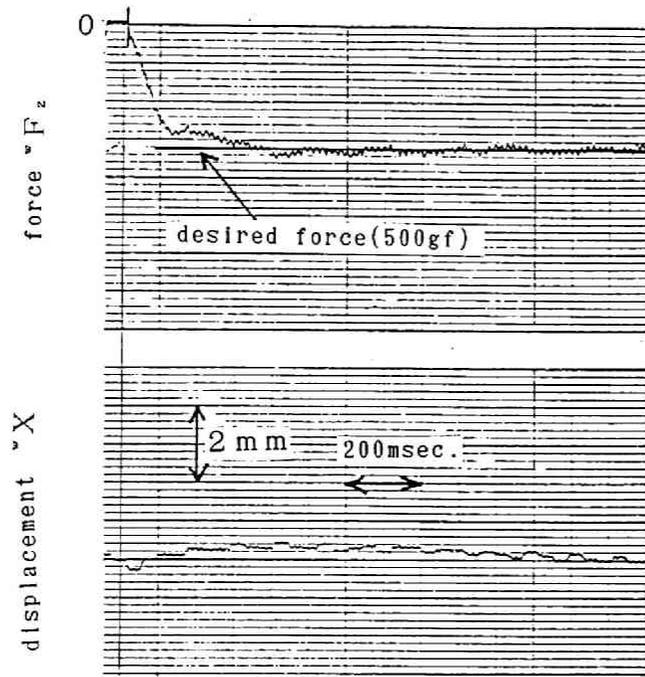


fig. 4-10 力のステップ応答の実験結果 (静水中)

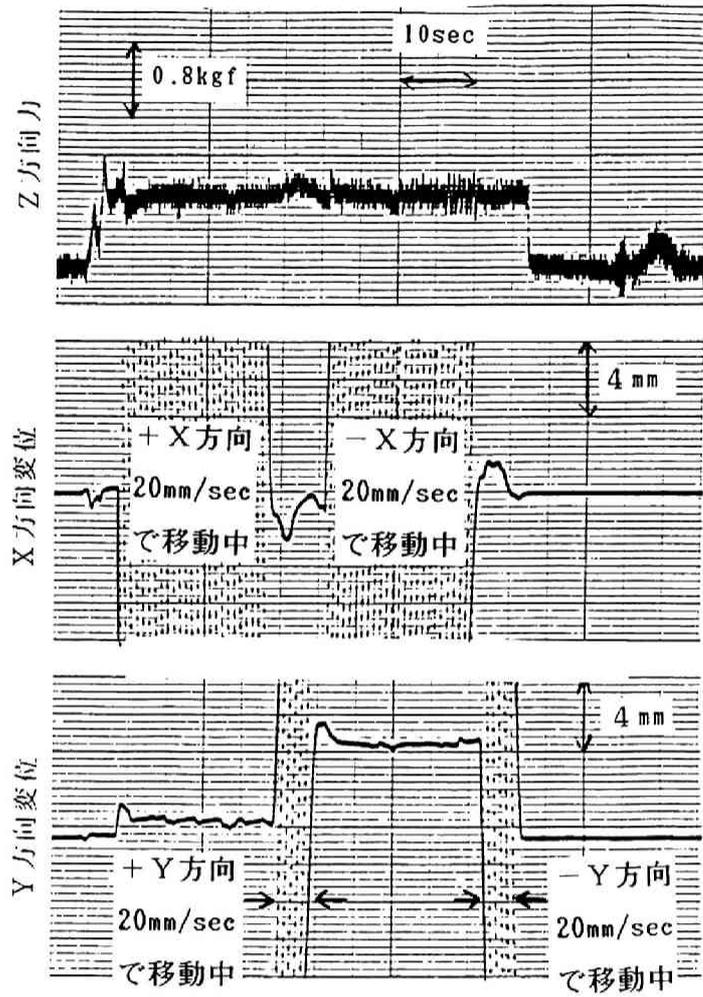


fig. 4-11 一定力押し付け移動時の実験結果 (X方向へ400mm⇔Y方向へ100mm⇔- X方向へ400mm⇔- Y方向へ100mm移動)

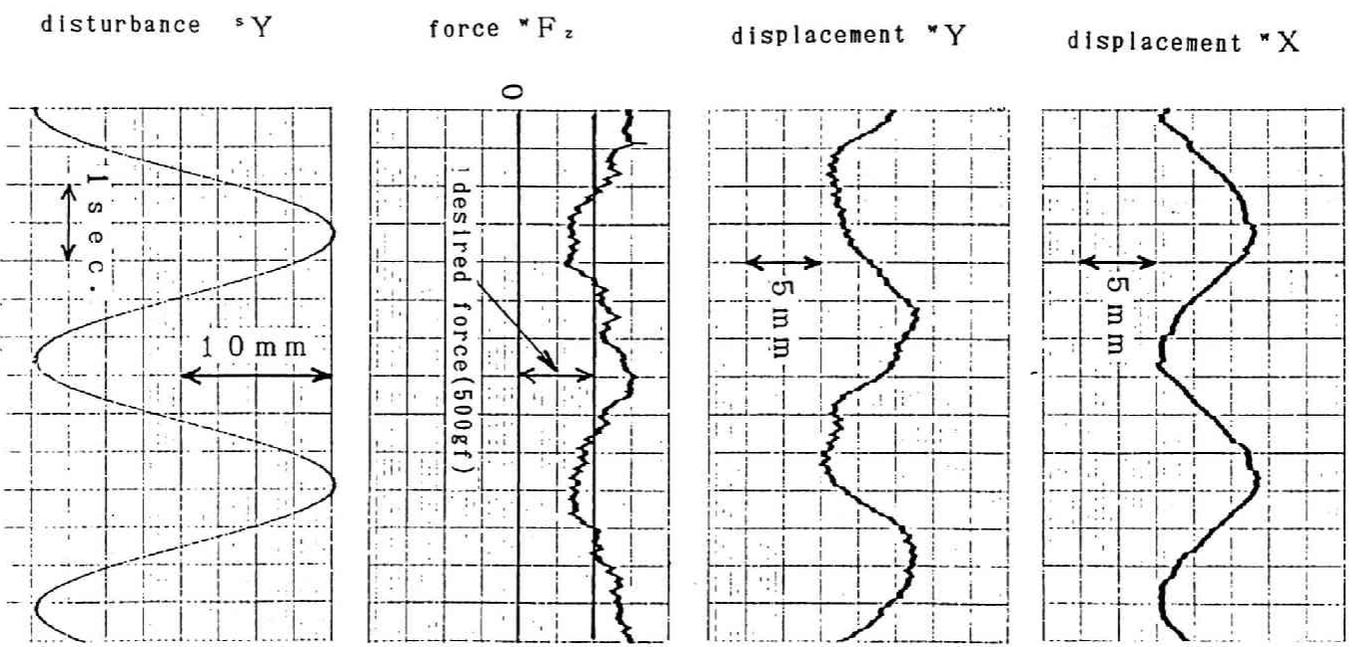


Fig. 4-12 動揺補償型位置／カハイブリット制御の実験結果

第5章 マスタスレーブ・ マニピュレータシステム

第5章 マスタスレーブ・ マニピュレータシステム

5.1 遠隔操作技術の必要性とその発展

マニピュレータの位置決め精度が向上し、手先で位置と力の制御が可能となった現在においても、現状の制御技術のレベルを考えると、マニピュレータの完全自律化を達成するためには、技術面、安全面において解決しなければならない問題がかなり残されているといえる。これらの問題は主に作業環境の認識不足や予想されない事態に対する適切な判断能力の不足から生じるものと考えられ、これらの方面の研究もかなり行われているが、マニピュレータで実用化されるまでには至っていない。

一方、このような自動化が困難な環境や危険な場所では、人間を介在させることにより遠隔操作でマニピュレータを使用する方法が従来からなされてきた。その遠隔操作法の一つとして、原子力設備や海中、宇宙といった特殊環境下の作業に使用されているマスタスレーブ・マニピュレータシステムがある。このシステムは、操作者が操るマスタアームと作業を行うスレーブアームとからなり、スレーブアームはマスタアームの動きに追従するように制御される。従来のマスタスレーブシステムでは、マスタアームとスレーブアームを相似な構造とし、スレーブアームの関節角度をマスタアームの関節角度に倣わせる方法がよく用いられてきた。ところが、このような相似構造のマスタスレーブシステムでは、制御が容易な反面、構造上の制約のため位置や力の倍率を自由に変えることが困難であり、また、マスタアームを相似構造に設計しなければならないため、汎用性に乏しく、マスタアーム自体の操作性も満足ではないという問題点があった。

ところが、近年マイクロコンピュータの発達に伴い、ソフトウェア制御を駆使してマスタスレーブシステムの汎用性、操作性を高めようとする機運が高まってきた。この典型的なシステム構成法は、スレーブアームは作業に適した機構設計を行い、また、マスタアームは操作しやすい構造として、その二つのマニピュレータ間の位置と力の整合性を計算機制御で実現しようとするものである。

次節以下では、まず、操作しやすいマスタアームの構造を力学的側面から解析し、操作端の質量特性がすべての方向に等しいマスタアームを提案する。さらに、マスタアームの操作中心をどこに設定すべきかについて言及する。また、この設計方針で製作されたマスタアームの性能確認試験を行う。次に、異構造マスタスレーブシステムの構築を行う。今までに提案されてきた種々のマスタスレーブ制御方式を統合化したシステムが構成される。続いて、上記マスタアームと既存のロボットアームをスレーブアームとしたバイラテラル・マスタスレーブシステムの力感覚の操作試験がなされる。これは、水中マニピュレータをスレーブアームとする場合の基礎試験となる。

5.2 等慣性質量を有するマスタアームの開発

5.2.1 良好なマスタアームの条件

マスタアームの使用される状況を考えてみると、操作性を良くするために採用されることの多いバイラテラル制御方式においても、スレーブアームに外力が加わらない限り、等価的にユニラテラルマスタスレーブシステムとして使用されることになる。このような使用条件のもとで、操作者に疲労感や違和感を与えないマスタアームとして、低摩擦で低慣性の重力バランスを施したマスタアームが設計され、採用されてきた。¹⁾²⁾

ところで、このようなマスタアームは確かに操作部の慣性は小さいが、異なった方向に動かすと違和感を感じる。これは、重力のバランスをとることで、静的な力のバランスはとられているが、操作部の慣性力という動的なバランスがとられていないからである。したがって、良いマスタアームとは、低摩擦、低慣性で重力バランスがとられているのみならず、操作者の加える力に対して力の方向によらずマスタアームが同じ応答をすること、すなわち、等慣性化が達成されていることも重要となる。

アームの関節構造としては、回転と並進が考えられるが、並進関節は回転関節に比べて摩擦が大きくなる傾向があり、また、回転関節と並進関節を併用した場合、マスタアームの設置方向によって重力のバランスを取り直す必要が生じる。そのため、本設計では関節は回転関節のみからなるものとする。また、アームの基本軸を構成する方法としては、関節毎にアクチュエータを配置する直列型と一部の関節をリンク機構を介して駆動する並列型が考えられる。直列型では先のアームをバランスさせるための重りが、次ぎにつながるアームのバランスをとるとき余分な重りとなり、低慣性化を達成するのが困難となる。したがって、本設計ではマスタアームの基本3軸を旋回軸と並列型平行リンク機構で構成することにする（fig. 5-1 参照）。

5.2.2 マスタアーム基本3軸の運動方程式系

上述の良いマスタアームを設計するためには、機械設計の段階でその力学特性を十分に把握していなければならない。そこで、マスタアームの基本3軸の運動方程式系を導出する。導出にあたっては、手首部を集中質量とみなす。これは、手首部の慣性の変化と基本3軸の関節角による慣性の変化がマスタアーム操作部の並進慣性質量の変化をもたらすが、手首の慣性変化の影響は基本軸のそれに比べて十分小さいからである。

ここで、fig. 5-1の基本3軸の運動方程式系を導くにあたり、ラグランジェの運動方程式を用いる。ただし、各アーム、各リンクは剛体とする。各アームの変位角をfig. 5-1のようにとり、大地固定座標系 ${}^0\Sigma$ に対して重力の加速度方向を傾き α 、 β で表す。また、各アーム、各リンクのリンク長 l_i, d_i 、重心位置 g_i もあわせて記す。質量 M_i と主軸方向慣性モーメントはfig. 5-2に示すように決める。ただし、 ${}^1\Sigma$ は旋回軸、 ${}^2\Sigma$ は第1アームおよび第2リンク、 ${}^3\Sigma$ は第2アームおよび第1リンクにそれぞれ固定された直交座標系である。

このとき、回転軸、第1アーム、第2アーム、第1リンク、第2リンクの有する運動エネルギーを T_0, T_1, T_2, T_3, T_4 とし、それぞれの位置エネルギーを U_0, U_1, U_2, U_3, U_4 とすると、系の有する全ラグランジェアン L は以下ようになる。ただし、摩擦による散逸エネルギーは無視している（エネルギーの導出は付録3に示す）。

$$L = \sum_{i=1}^3 (T_i - U_i) \quad (5-1)$$

ラグランジェの運動方程式を適用すると、

$$\frac{d}{dt} \left[\frac{\partial L}{\partial \dot{\theta}_i} \right] - \frac{\partial L}{\partial \theta_i} = 0 \quad (i=1,2,3) \quad (5-2)$$

式(5-2)を計算すると以下のようになる。

$$\begin{aligned} & I_{11} \ddot{\theta}_1 + I_{12} S_2 \ddot{\theta}_2 + I_{13} S_3 \ddot{\theta}_3 \\ & - 2 [J_{14yz} C_2 + I_{23} C_3] S_2 \dot{\theta}_1 \dot{\theta}_2 \\ & - 2 [J_{23yz} C_3 + I_{23} C_2] S_3 \dot{\theta}_1 \dot{\theta}_3 \\ & + I_{12} C_2 (\dot{\theta}_2)^2 + I_{13} C_3 (\dot{\theta}_3)^2 \\ & + g [G_1 \sin \beta \sin(\theta_1 - \alpha) \\ & \quad - G_2 \sin \beta \cos(\theta_1 - \alpha) C_2 - G_3 \sin \beta \cos(\theta_1 - \alpha) C_3] \\ = 0 \end{aligned} \quad (5-3)$$

$$\begin{aligned} & I_{12} S_2 \ddot{\theta}_1 + I_{22} \ddot{\theta}_2 + I_{23} C_{32} \ddot{\theta}_3 \\ & + [J_{14yz} C_2 + I_{23} C_3] S_2 (\dot{\theta}_1)^2 - I_{23} S_{32} (\dot{\theta}_3)^2 \\ & + g G_2 [\sin \beta \cos(\theta_1 - \alpha) S_2 + \cos \beta C_2] \\ = 0 \end{aligned} \quad (5-4)$$

$$\begin{aligned} & I_{13} S_3 \ddot{\theta}_1 + I_{23} C_{32} \ddot{\theta}_2 + I_{33} \ddot{\theta}_3 \\ & + [J_{23yz} C_3 + I_{23} C_2] S_3 (\dot{\theta}_1)^2 + I_{23} S_{32} (\dot{\theta}_2)^2 \\ & - g G_3 [\sin \beta \cos(\theta_1 - \alpha) S_3 + \cos \beta C_3] \\ = 0 \end{aligned} \quad (5-5)$$

ただし、上式において各パラメータを以下のように定義した。

g ; 重力加速度, $C_2 = \cos \theta_2$, $S_2 = \sin \theta_2$, $C_3 = \cos \theta_3$, $S_3 = \sin \theta_3$

$C_{32} = \cos(\theta_3 - \theta_2)$, $S_{32} = \sin(\theta_3 - \theta_2)$

$I_{22} = I_{1x} + M_1 g_1^2 + I_{4x} + M_4 g_4^2 + M_2 L_1^2$

$I_{33} = I_{2x} + M_2 g_2^2 + I_{3x} + M_3 g_3^2 + M_4 L_2^2$

$J_{142} = I_{12} + M_1 g_1^2 + I_{42} + M_4 g_4^2 + M_2 L_1^2$

$J_{232} = I_{22} + M_2 g_2^2 + I_{32} + M_3 g_3^2 + M_4 L_2^2$

$I_{12} = M_4 d_4 g_4 - M_1 d_1 g_1 - M_2 d_2 L_1$

$I_{13} = M_3 d_3 g_3 + M_2 d_2 g_2 + M_4 d_4 L_2$

$$\begin{aligned}
I_{23} &= M_4 L_2 g_4 - M_2 L_1 g_2, \quad J_{14y} = I_{1y} + I_{4y}, \quad J_{23y} = I_{2y} + I_{3y} \\
J_{14yz} &= J_{14z} - J_{14y}, \quad J_{23yz} = J_{23z} - J_{23y} \\
J_1 &= I_{0z} + M_0 d_0^2 + M_1 d_1^2 + M_2 d_2^2 + M_3 d_3^2 + M_4 d_4^2 \\
I_{11} &= J_1 + J_{14z} C_2^2 + J_{23z} C_3^2 + J_{14y} S_2^2 + J_{23y} S_3^2 + 2 I_{23} C_2 C_3 \\
G_1 &= M_0 d_0 - M_1 d_1 - M_2 d_2 + M_3 d_3 + M_4 d_4 \\
G_2 &= M_1 g_1 + M_2 L_1 + M_4 g_4 \\
G_3 &= M_2 g_2 - M_3 g_3 - M_4 L_2
\end{aligned}$$

5.2.3 重力バランスと等並進慣性質量の条件

マスタアームがどのような位置に設定されても重力バランスがとられている条件は式(5-3)、(5-4)、(5-5)において次式が成立することである。

$$G_1 = G_2 = G_3 = 0 \quad (5-6)$$

続いて、並進慣性質量を評価するために、マニピュレータ系の一般化慣性テンソルHを用いる。³⁾一般に、Hは対称行列であるためHの固有ベクトルは直交する。基本3軸の並進慣性質量は一般化座標を ${}^1\Sigma$ に設定した場合のHの固有値に対応している。これらの固有値がすべて等しくなる場合が等慣性質量の条件となる。

したがって、マスタアームが操作範囲内で、できる限り等しい並進慣性質量を実現するためには、

- (1) 操作範囲中心で3個の固有値がほとんど等しくなるようなアームの質量分布を決定すること。
- (2) 操作範囲内で3個の固有値の変化が少ないような操作範囲中心を決定すること。

の2点が重要である。

マスタアーム設計の簡略化のために

$$d_0 = d_1 = d_2 = d_3 = d_4 = 0 \quad (5-7)$$

を設けると、式(5-6)の $G_1 = 0$ は自動的に満足され、さらに、 $I_{12} = I_{13} = 0$ も満足される。

これらの条件下において、 ${}^1\Sigma$ の原点から手首中心のヤコビ行列Jを計算すると以下のようになる。

$$J = \begin{bmatrix} -L_1 C_2 + L_3 C_3 & 0 & 0 \\ 0 & -L_1 S_2 & L_3 S_3 \\ 0 & L_1 C_2 & -L_3 C_3 \end{bmatrix} \quad (5-8)$$

さらに、関節空間慣性テンソルIは次式のようにかける。

$$I = \begin{bmatrix} I_{11} & 0 & 0 \\ 0 & I_{22} & I_{23}C_3 \\ 0 & I_{23}C_{32} & I_{33} \end{bmatrix} \quad (5-9)$$

以上から ${}^1\Sigma$ における一般化慣性テンソルHは

$$H = {}^t J^{-1} I J^{-1} \quad (5-10)$$

(ただし、左上添字の t は転置行列を表し、右上添字の -1 は逆行列を表す)

ところで、 ${}^1y-{}^1z$ 面内において固有値が等しくなる必要十分条件は、

$$\theta_3 - \theta_2 = \pm \pi/2 \text{ のもとで } (L_1/L_3)^2 = I_{22}/I_{33} \quad (5-11)$$

であることが知られている。³⁾

このとき、 ${}^1y-{}^1z$ 面内の重根 λ_1 、 λ_2 は、

$$\lambda_1 = \lambda_2 = I_{22}/L_1^2 = I_{33}/L_3^2$$

また、 ${}^1y-{}^1z$ 面に垂直な方向の残りの1根 λ_3 は、

$$\lambda_3 = I_{11} / (L_1 C_2 + L_3 S_2)^2 \quad (5-12)$$

と求められる。

5.2.4 等慣性マスタアームの設計

本マスタアームの1つの実現として、リンク長を $L_1=L_3$ にとる。このとき、式(5-11)から $I_{22}=I_{33}$ となるようにアームとリンクの質量分布を決定し、操作範囲中心を $\theta_3-\theta_2=\pi/2$ にとる。これだけでは操作範囲中心の決定はできないが、各アーム、各リンクのx, z方向の主慣性モーメントが等しく、y方向の主慣性モーメントが十分小さく無視できる場合には、 $\theta_2=\pi/4$ を操作中心とするのが λ_3 の変化を最も抑えられることがわかる。それは、以下のようにしてわかる。

『 $L_1=L_3$ を満足するようなアームの場合、 $^1y-^1z$ 平面で固有値を等しくする設計方針は $I_{22}=I_{33}$ である。この方針でアームの質量分布を構成する場合、各アーム、各リンクのx方向とz方向の主慣性モーメントが等しいとすると、

$$J_{142}=I_{22}, J_{232}=I_{33}$$

したがって、 I_{11} は以下ようになる。

$$I_{11}=J_1+I_{22}C_2^2+I_{22}C_3^2+J_{14y}S_2^2+J_{23y}S_3^2+2I_{23}C_2C_3 \quad (5-13)$$

ところが、このとき $\theta_3-\theta_2=\pi/2$ の関係があるから(5-13)式は、

$$I_{11}=J_1+I_{22}C_2^2+I_{22}S_2^2+J_{14y}S_2^2+J_{23y}C_2^2-2I_{23}C_2S_2 \\ =J_1+I_{22}+J_{14y}S_2^2+J_{23y}C_2^2-2I_{23}C_2S_2$$

さらに、y方向の慣性モーメント J_{14y} , J_{23y} が無視できるならば、

$$I_{11}=J_1+I_{22}-2I_{23}C_2S_2$$

このとき、残りの根 λ_3 は、 $L_1=L_3$ を使って以下のようになる。

$$\lambda_3=I_{11}/[2L_1^2\sin(\theta_2+\pi/4)] \\ =[J_1+I_{22}-I_{23}\sin(2\theta_2)]/[L_1^2(1+\sin(2\theta_2))]$$

$t=\sin(2\theta_2)$ として、 λ_3 を t の関数とみると、

$$d\lambda_3/dt=-(J_1+I_{22}+I_{23})/(1+t)^2$$

通常、 $g_4 \geq 0$ 、 $|g_2| \leq L_1$ と考えられるから、

$$d\lambda_3/dt < 0, d^2\lambda_3/dt^2 > 0 \quad (\text{for } |t| \leq 1)$$

したがって、 $t=1$ のとき λ_3 の t に対する変化が最も小さい。これは、 θ_2 が $\pi/4$ あるいは $(\pi+\pi/4)$ の場合である。 $(\pi+\pi/4)$ の場合、アームが旋回台と干渉しやすいため、 $\pi/4$ を操作範囲中心とするのがよい。』

table 5-1に示すマスタアームの形状特性値は、式(5-6)および5.2.3節の(1)、(2)をできる限り満足するように設計された値である。

fig. 5-3は本特性値を有するマスタアームの一般化慣性テンソル H を楕円体表示したもので、 $^1y-^1z$ 平面の各点において紙面に垂直方向の固有値 λ_3 で正規化した固有値 λ_1 , λ_2 の平方根を楕円の長短軸として描いている。さらに、固有値 λ_3 の値(紙面方向の並進慣性質量に相当)をfig. 5-3中に数値で示し、あわせて楕円体の

体積を括弧 [] つきの数値で示す。

操作範囲中心で楕円体はほとんど球になっているが、外縁では異方性を帯びてくる。アームを長くすれば操作範囲内でほとんど球に近くできるが、長大なマスタアームは現実的でない。

fig. 5-4は重力バランスだけを考慮して設計された直列型マスタアームの実施例を楕円体表示したものである。並進慣性質量を考慮して設計された本マスタアームと比較して、楕円体に異方性が強く体積も激しく変化していることがわかる。

5.2.5 等慣性マスタアームの試作と実証試験

上記設計規範に基づき、設計された本マスタアームの仕様と全体像をtable 5-2とfig. 5-5に示す。本アームは低摩擦を実現するために関節アクチュエータとして、直接駆動型モータ（DDモータ）を採用している。また、軽量化のためにアーム部はアルミ合金を主体として構成しており、逆にバランス重りは小型化のために鉛を使用している。

等慣性の実証のために、本マスタアームの手先慣性を計測した。バネ定数が既知のバネの片端を固定し、他端にアーム手先を押し付けてから離すと、その時間変位を計測すれば、手先の慣性質量を推定することができる。

実験で推定された慣性を計算で求めた一般化慣性テンソルの固有値の楕円体表示と重ねて描いた図をfig. 5-6に示す。矢印で示したのが、慣性の測定値である。測定した方向が計算上の楕円の主軸と一致する場合には、測定値を長短軸とする楕円を描いている。この実験による推定値には、慣性だけでなく摩擦やケーブルの弾性変形等も含まれていると考えられ、推定値による楕円が円に近いことから、全方向にほぼ等しい操作感覚が得られることが実証された。

5.3 異構造マスタスレーブシステムの開発

5.3.1 異構造マスタスレーブシステムと制御方式の概念

従来から行われてきたマスタスレーブシステムでは、スレーブアームとマスタアームを機械的に相似な構造に設計し、スレーブアームの変位をマスタアームの変位に倣わせるといった手法がとられてきた。これは、制御方式が簡単になる反面、以下のようなデメリットが考えられる。

- (i) 構造上の制約のため、スレーブアーム作業空間において位置や力の倍率を自由に変更することができないので操作性、柔軟性が劣る。
- (ii) マスタアームをスレーブアームと相似構造に設計しなければならないため、汎用性に欠け、操作性においてもスレーブアームと同じ形状のマスタアームが操作者にとって操作しやすいとは限らない。

上記(ii)の問題を克服する手段として、前節において等慣性マスタアームを提案した。

次に、(i)の問題を解決するために、異構造マスタスレーブ方式を採用する。⁴⁾本方式は、異なる構造のマスタアームとスレーブアームを使用して、スレーブアームの手先の位置と姿勢がマスタアームの操作部のそれと整合性がとれるように計算機制御される方式であり、また、スレーブアームの手先に作用する外力をマスタアームの操作部に反映させて、さらに操作性を向上させることもできる。一般に、スレーブアームの位置や力をマスタアームに反映させる方式をバイラテラル制御方式と呼び、マスタアームの指令に対してのみスレーブアームが追従する方式をユニラテラル制御方式と呼ぶ。

また、バイラテラル制御方式は、相似構造型、異構造型にかかわらず、従来から3つの制御方式が取り上げられてきた。⁵⁾それらは、それぞれ対称型、力逆送型、力帰還型制御方式と呼ばれている。これらを統合化したマスタスレーブ制御方式のブロック線図を福田らの記述にならって、fig. 5-7に示す。⁶⁾この図は構造的特徴をわかり易くするために、各マニピュレータの座標変換演算や速度のフィードバックループ、加速度のフィードバックループ、さらには動的補償等は示されていないが、これらの補償も単一マニピュレータを制御する場合と同様に組み込むことが可能である。

fig. 5-7において、今までに提案されてきた対称型、力逆送型、力帰還型が包含されている。これらの場合をブロック線図のスイッチのon, offに対応して1, 0で示すと以下ようになる。

| | S_p | S_{pm} | S_{ps} | S_f | S_{fm} | S_{fs} |
|------|-------|----------|----------|-------|----------|----------|
| 対称型 | 1 | 1 | 1 | 0 | 0 | 0 |
| 力逆送型 | 0 | 0 | 1 | 1 | 0 | 0 |
| 力帰還型 | 0 | 0 | 1 | 1 | 1 | 0 |

これら3つのバイラテラル制御方式の考えられる特徴は以下のようである。

- 1) 対称型の場合、力センサは不要であるが、マスタアームとスレーブアームの両方の位置、姿勢の順変換、逆変換が必要である。また、マスタアーム操作部にスレーブアームの動特性が重畳するため、操作しづらい可能性がある。
- 2) 力逆送型の場合、力センサが必要であり、スレーブアーム手先力のマスタアームへの座標変換が必要である。しかし、スレーブアームからマスタアームへの位置、姿勢の座標変換は不要である。
- 3) 力帰還型の場合、力逆送型にさらに力のサーボ系が加わるため、力応答の臨場感が高まると考えられるが、さらにマスタアームの力の座標変換の演算が増える。

以上の3つのバイラテラル制御方式の特徴は、それぞれ一長一短があり、さらにマスタスレーブ方式が人間の介在する遠隔操作であることを考慮すると、これらの方式を実際に比較検討できるシステムの構築が重要となる。そこで、次節ではこれらの3つの方式が実現可能な異構造マスタスレーブ制御方式の実際的な構成法について述べる。

5.3.2 異構造マスタスレーブ制御方式の構成

取り扱うマスタアームとスレーブアームは共に同自由度を有するアーム系であり、力センサは各アームの手先部に取り付けられるものとする。

最初に、各アーム間の力の相互関係について説明を行う。スレーブアームの手先が対象物から受ける反力を F_s 、反トルクを N_s とすると、このときスレーブアームの力センサの出力 F_s 、 N_s には第4章4.2.2節で説明した関係式が成立する。したがって、力センサ出力からスレーブアームの受ける反力を計算することができる（以下、トルクも含めて力と呼ぶ）。このスレーブアームの反力はスレーブアーム固有の作業座標系で表現されたものなので、これをマスタアーム固有操作座標系に座標変換し、これを拡大あるいは縮小して操作者のマスタアーム操作部に反映させなければならない。拡大や縮小を行うのは、スレーブアームの行う作業能力とマスタアームを操作する人間の能力に差があるためであり、また、マニピュレータ自体にパワーの差があるためでもある。マスタアーム固有の操作座標系に変換された力はマスタアームの関節部のアクチュエータを通して、マスタアーム操作部に反映させる必要があるため、第4章4.2.2節の関係式（4-1）を使って実現される。

次に、位置と姿勢の相互関係について説明を行う。マスタアームとスレーブアームのそれぞれに位置と姿勢の順変換、逆変換を有している。マスタアームの関節角 θ_m から順変換 F_{o_m} でマスタアームの手先位置を計算し、マスタアームの基準点の位置ベクトル X_m との差をとって位置偏差方向ベクトルとする。すなわち、

$$\Delta X_m = F_{o_m}(\theta_m) - X_m \quad (5-14)$$

この偏差ベクトルに、マスタアーム座標系からスレーブ座標系の座標変換 T_{s_m} を行い、拡大（あるいは縮小）係数行列 K_x を乗じてスレーブアーム基準点位置ベクトル X_s に加え、スレーブアーム座標系の逆変換 F_{s_o} の入力位置ベクトル X_{s_ref} とすると、

$$X_{s_ref} = X_s + K_x T_{s_m} \Delta X_m \quad (5-15)$$

また、マスタアームの順変換で出力される手先姿勢行列（3行3列）はマスタアーム座標系からスレーブアーム座標系への座標変換を行い、そのままスレーブアームの逆変換の入力姿勢行列としている。すなわち、姿勢に関しては、上式において K_x を単位行列、 X_m と X_s がゼロベクトルと考えればよい。 X_{s_ref} に逆変換 F_{s_o} を行えば、スレーブアームの関節角の指令値 θ_{s_ref} が得られる。

以上の力と位置のマスタスレーブ制御方式を統合化したブロック線図をfig. 5-8に示す。図のスイッチのオン・オフで制御方式が切り替えられるが、制御方式によっては不要となる座標変換があり、演算速度を上げるためプログラム上で不要な演算ルーチンを実行しない配慮がなされている。実際に、それぞれの制御方式のオン・オフとCPU68020上で1サイクル実行するのに要した演算時間をtable 5-3に示す。

5.3.3 異構造マスタスレーブシステムのハード構成と実験

マスタアームとしては、前節の等慣性マスタアームを使用し、スレーブアームとしては既開発済の一定慣性無干渉バランス型電動ロボットアームを使用した。この電動スレーブロボットアームは第1アームと第2アームが動的に無干渉化され、かつ重力のバランスがとられているため、極めて制御性能が良く高速応答性能が実現されている。このスレーブアームの手先に6軸力センサを取り付けて実験を行った。

制御装置のハードウェア構成図を *fig. 5-9* に示す。1台のCPU68020(32bit)と2台のCPU68000(16bit)を中心にメモリや各種信号を処理するインタフェースから構成されている。また、3台のCPUの間の信号のやりとりは共有メモリを使用している。

スレーブアームは常に関節角が位置制御されており、1台の68000が共有メモリ上の関節角目標値に対して位置サーボ系を構成している。一方、マスタアームではもう1台の68000が力逆送や力帰還バイラテラルの場合は力制御を行い、対称型バイラテラルの場合は位置制御を行っている。力制御型の場合には、68000は共有メモリ上の各関節トルクの指令値を電流指令値に変えてモータアンプに指令を出す。位置制御型の場合には、スレーブアームと同じく位置サーボ系を構成している。2台の68000のサーボ演算サイクルタイムは2.5msecである。

一方、68020は2台の68000の仲立ちとして、異構造マスタスレーブシステムの座標変換の演算を行うとともに、6軸力センサの信号処理やマンマシンインタフェースを担当している。この演算のサイクルタイムは20msecである。

力逆送型バイラテラルシステムでスレーブアームの受ける力が、マスタアームを通して操作者に正確に伝達されているかどうかの試験を行った。マスタアームの手先をロードセル(荷重計)に押しつけ、マスタアームに押しつけ方向の力指令を与えた。実験結果を *fig. 5-10* に示す。ほぼ満足できる高精度の力感覚が得られている。

なお、今回はマスタアームに力センサを有していないため、力帰還型の試験を実施することはできなかったが、マスタアームに力センサさえ取り付ければすぐに試験が可能である。

5.4 おわりに

全方向等慣性質量を有するマスタアームとそれを使用した異構造マスタスレーブシステムを開発した。

2節では、異構造マスタスレーブ制御方式を採用することによってマスタアームの構造に制約がなくなったことから、操作性のよいマスタアームの設計を行った。現状のマスタアームが低摩擦や重力バランスという静的な特性しか考慮されていないのに対して、操作端で全方向に並進慣性質量がほぼ等しいマスタアームを設計した。これは、操作端の一般化慣性テンソルの固有値を等しくするように、マスタアーム機構系の質量バラン

スに工夫を凝らした。また、マスタアームの操作範囲を決定する上での操作範囲中心の考え方を示した。さらに、本理論に基づいてマスタアームを設計し、性能確認試験を行い、理論どおりの質量特性が実現されていることを確認した。

本マスタアームは基本3軸において良好なマスタアームの一実施例と考えられるが、今回は研究の対象とはしなかった手首部に関する設計手法の問題が残されている。

3節では、異構造マスタスレーブシステムの統合化された制御方式を構成した。この構成によって、ユニラテラル制御方式とバイラテラル制御方式（対称型、力逆送型、力帰還型）が実現可能で、スレーブアームの機構形態が変わればスレーブアームに関する座標変換部分の演算を取り替えるだけで使用可能である。さらに、等慣性マスタアームとスレーブアームに電動ロボットアームを使って、力逆送型バイラテラル制御試験を行い、満足な力感覚を得た。

異構造マスタスレーブシステム制御方式で残された問題としては、マスタアームとスレーブアームの機構が異なるため、それぞれの幾何学的特異点が一致しない。この異なる特異点の処理方法を考案する必要がある。また、操作性の向上を計算機制御で実現する方法として、マスタアームとスレーブアームの間に仮想インピーダンスを設定する方法が提案されている⁷⁾が、これは興味ある手法と考えられる。

以上、電動ロボットアームを使用した異構造マスタスレーブの実験システムについて述べたが、本等慣性マスタアームと同じ設計で手先に力センサを装備したマスタアームが製作されており、水中マニピュレータをスレーブアームとしたマスタスレーブシステムの試験を通産省工業技術院大型プロジェクト『極限作業ロボットの開発』の一環として実施中である。⁸⁾さらに、現在、産・官・学の協力で開発が進められている宇宙用ロボットアームの研究において、マスタスレーブシステムは重要な基礎技術の1つとなっているが、宇宙では無重力という環境でマスタアームを操作しなければならない。このような操作感覚を地上で模擬できるマスタアームとして本研究の等慣性マスタアームが適していることを報告している。

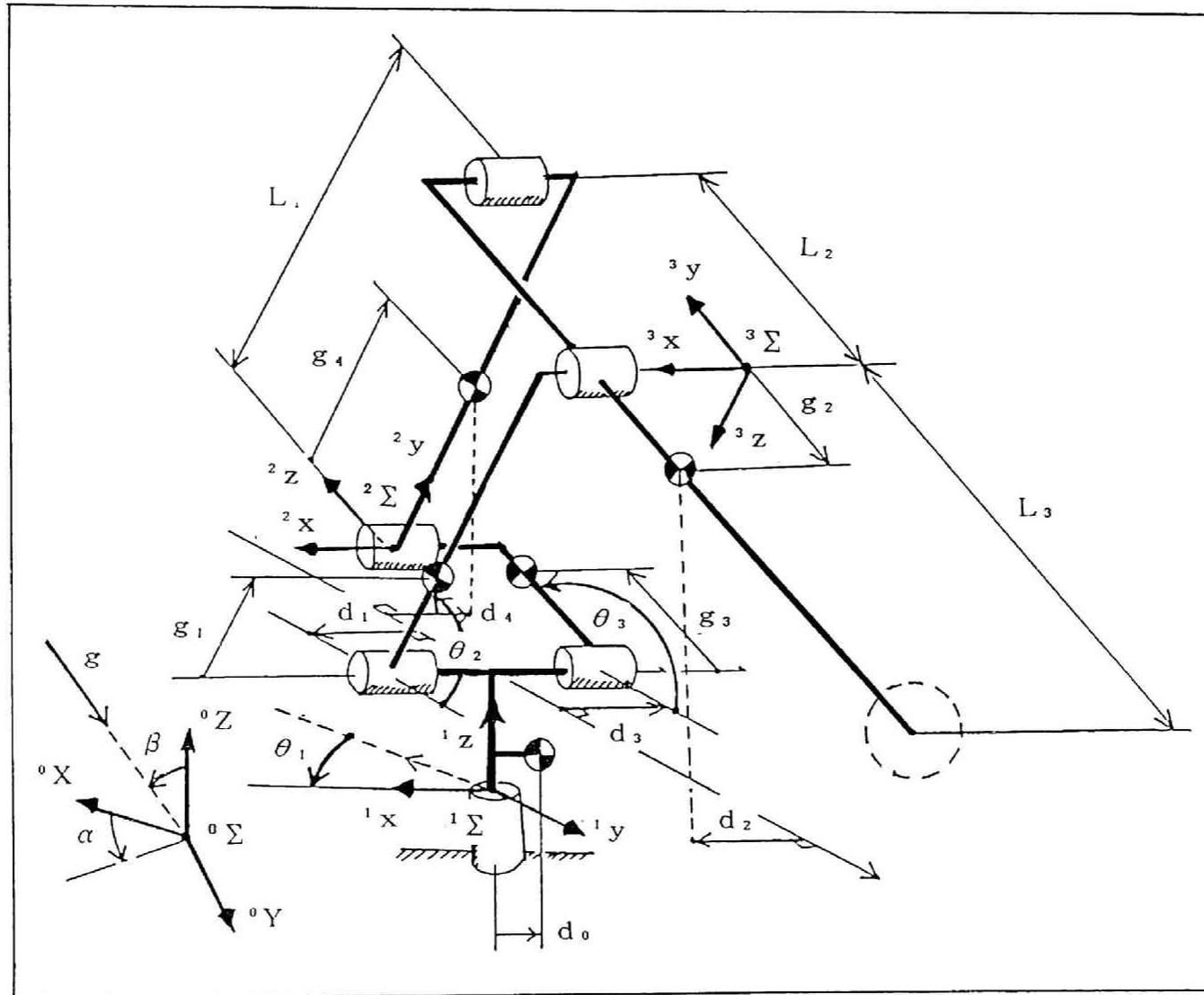


fig. 5-1 マスタアームの基本3軸構成

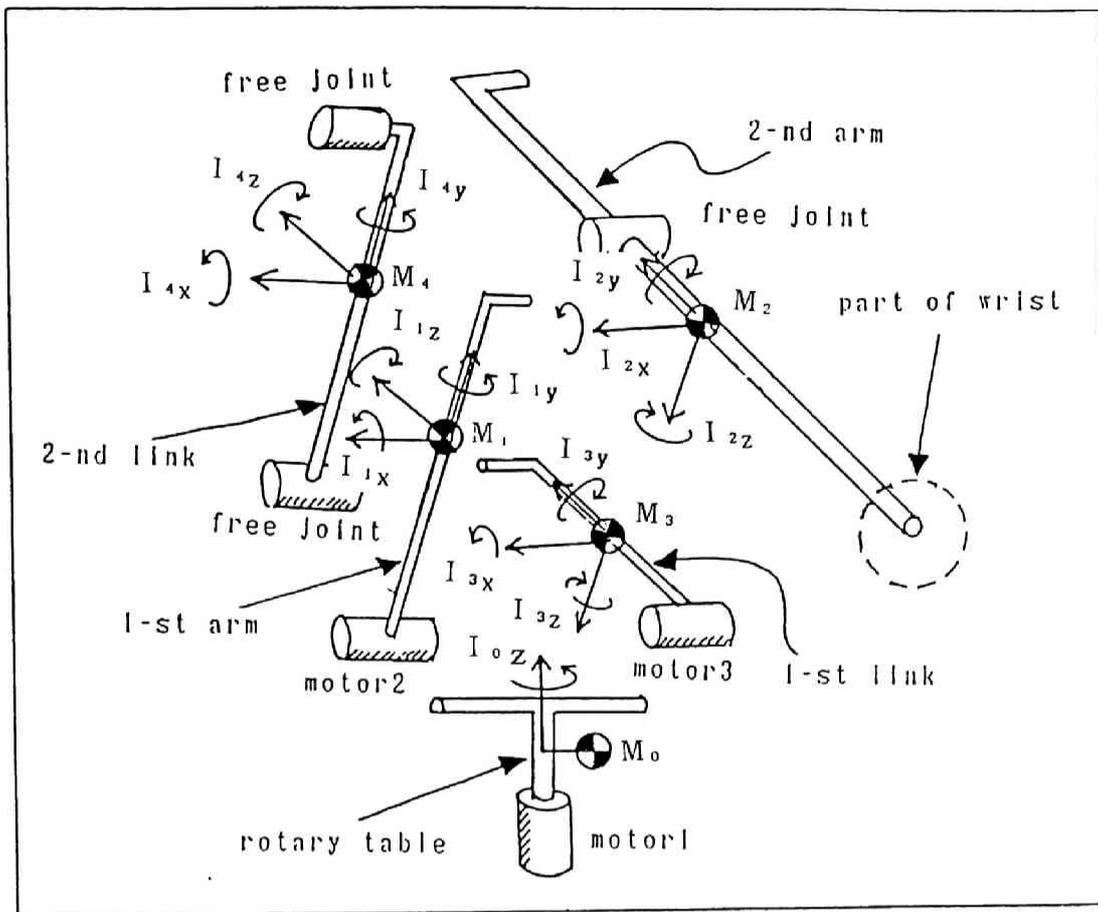


fig. 5-2 各アーム、各リンクの物理パラメータ

table 5-1 本マスタアームの物理特性値

| | L_i (m) | g_i (m) | M_i (kg) | I_{ix} (kgm ²) | I_{iy} (kgm ²) | I_{iz} (kgm ²) |
|------------|--------------|--------------|---------------|---------------------------------|---------------------------------|---------------------------------|
| 第1アーム(i=1) | 0.30 | -0.08 | 15.9 | 0.091 | 0.045 | 0.071 |
| 第2アーム(i=2) | 0.15 | 0.23 | 3.87 | 0.053 | 0.003 | 0.053 |
| 第1リンク(i=3) | 0.30 | 0.23 | 3.50 | 0.012 | 0.003 | 0.011 |
| 第2リンク(i=4) | * | 0.19 | 0.49 | 0.007 | 0.000 | 0.006 |

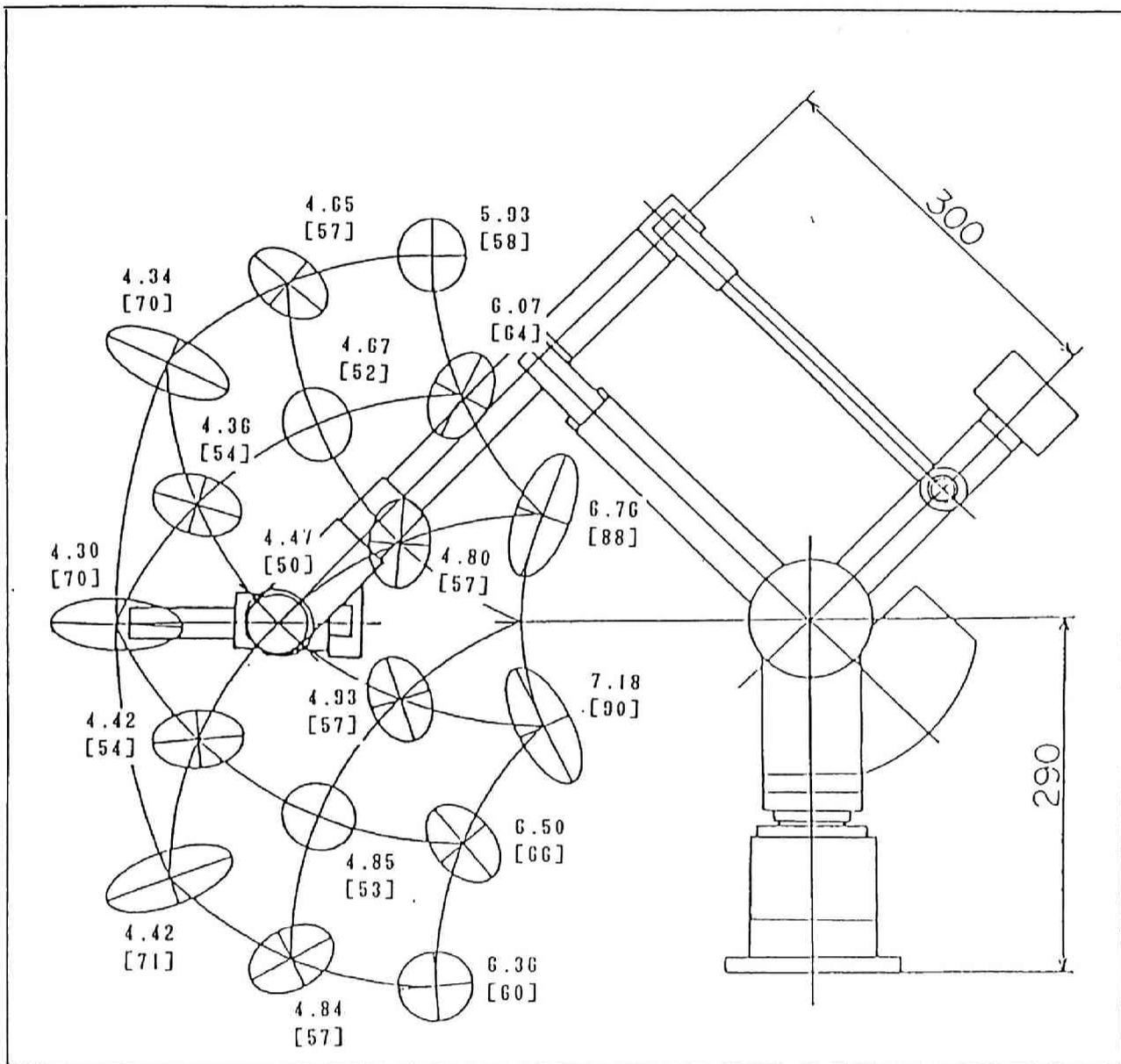


fig. 5-3 本マスタアームの慣性質量楕円体分布

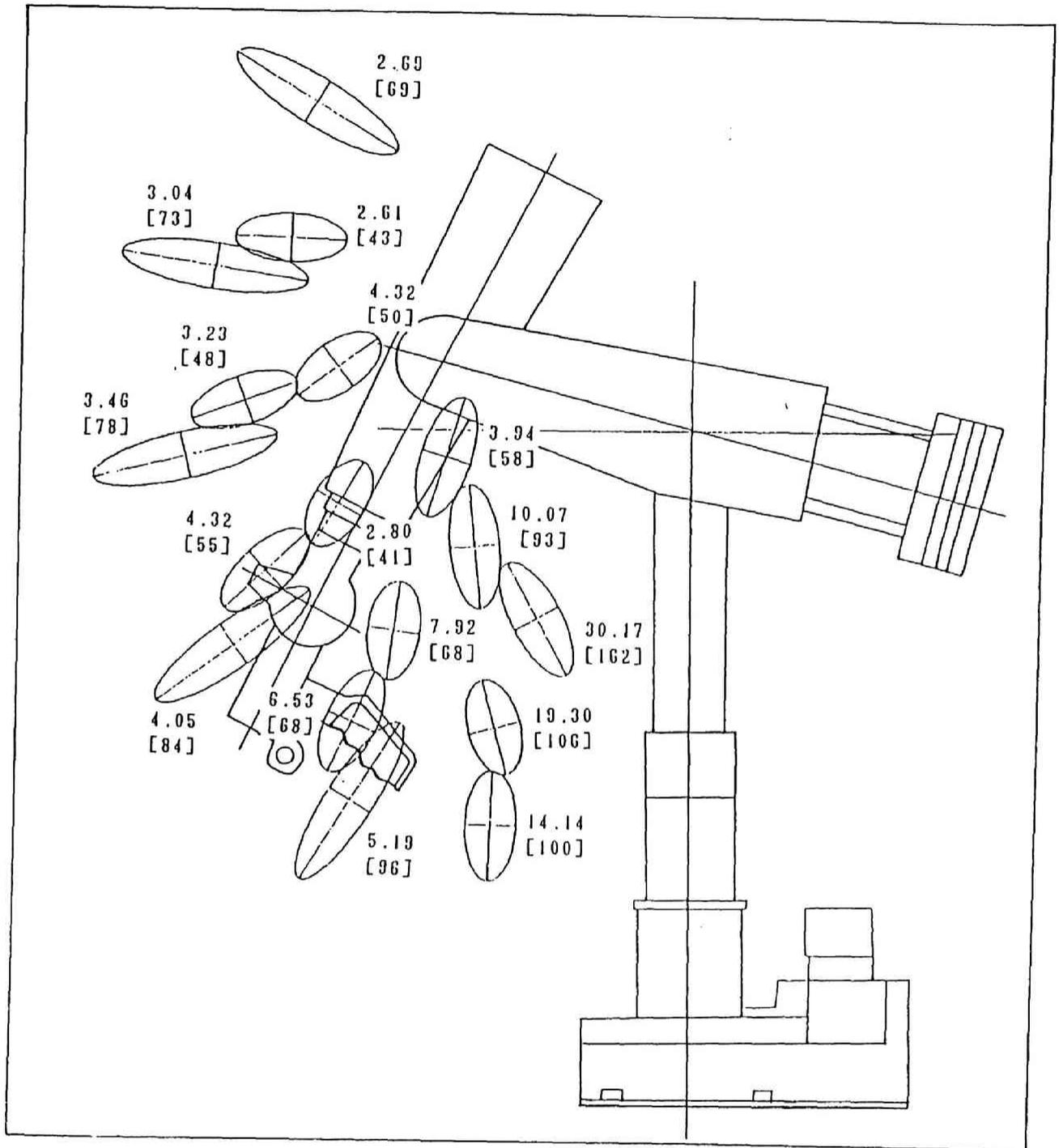


fig. 5-4 ある直列型マスタアームの慣性質量楕円体分布

table 5-2 本マスタアームの設計仕様

| | |
|--------|---------|
| 動作範囲 | 30cm立方 |
| 本体質量 | 30kg |
| 手先等価質量 | 6kg |
| 手先発生力 | 8N |
| 摩擦トルク | 0.1Nm以下 |
| 重力バランス | 0.1Nm以下 |

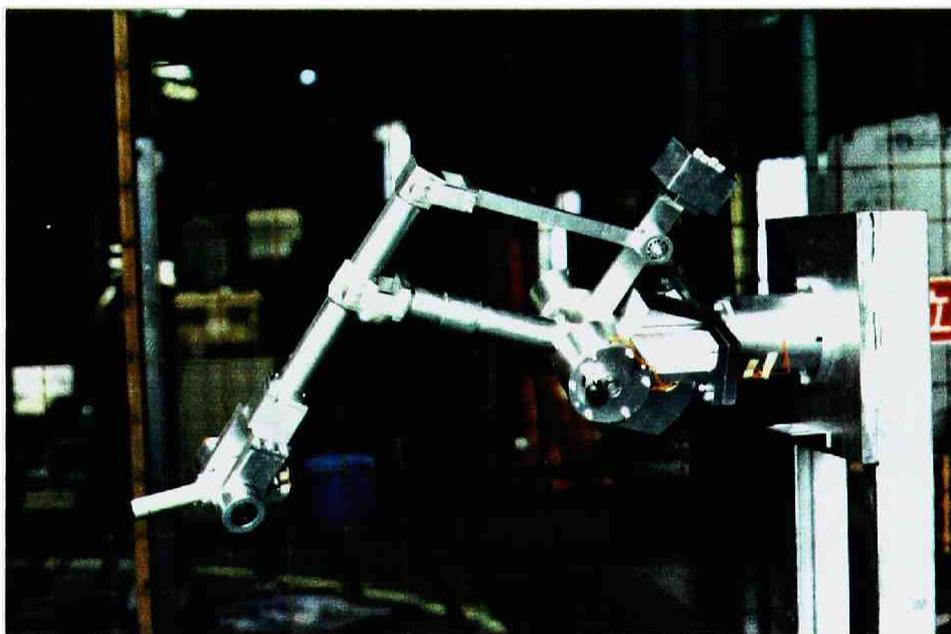


fig. 5-5 本マスタアームの全体像

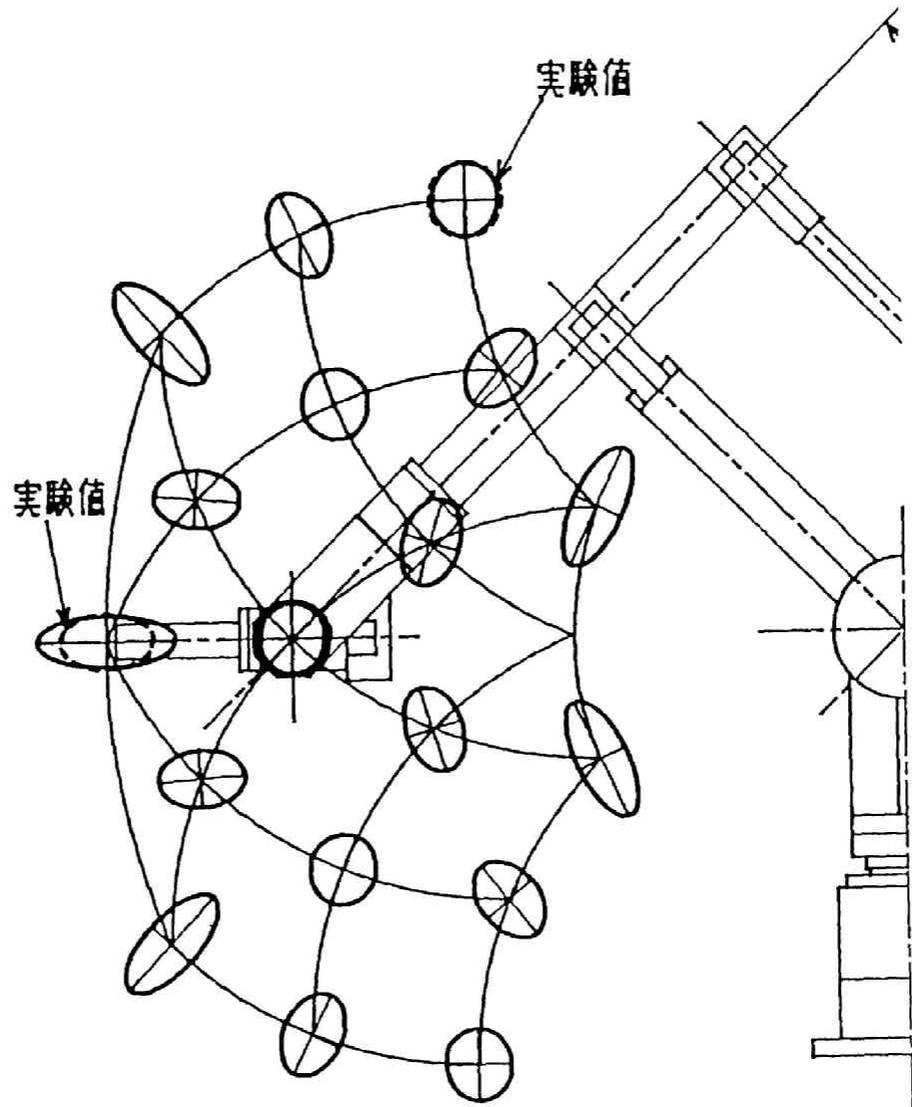
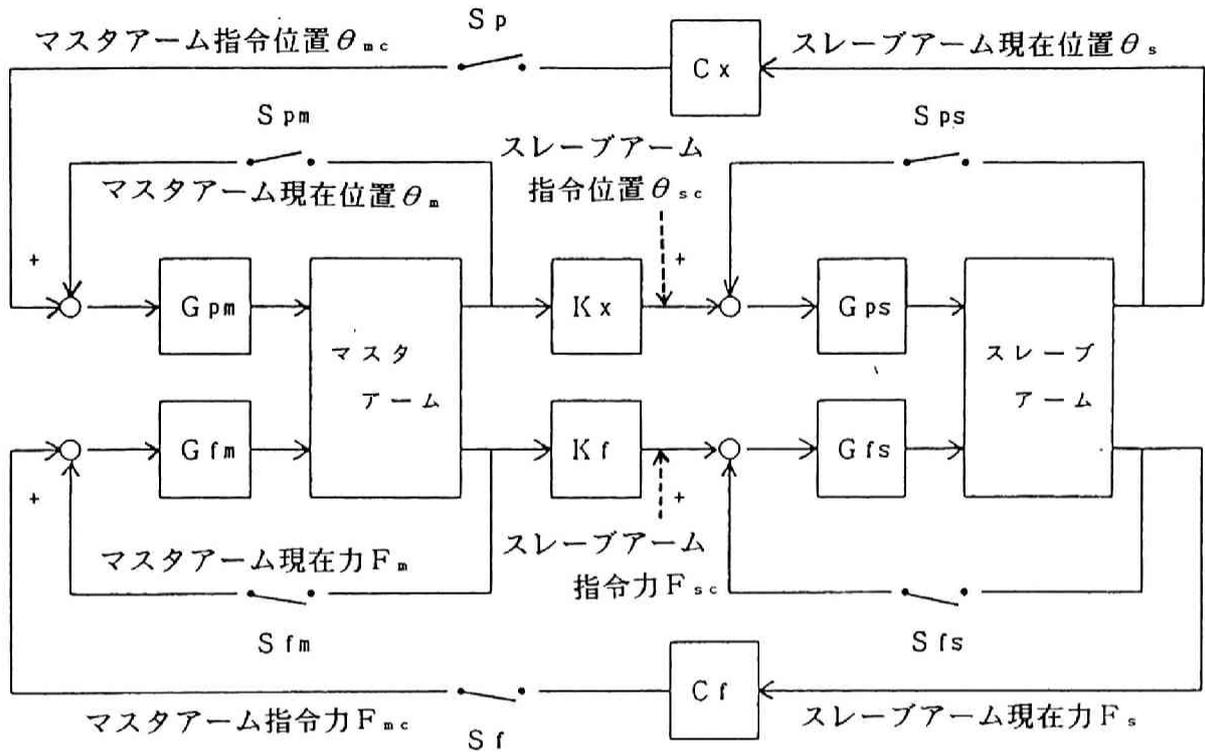
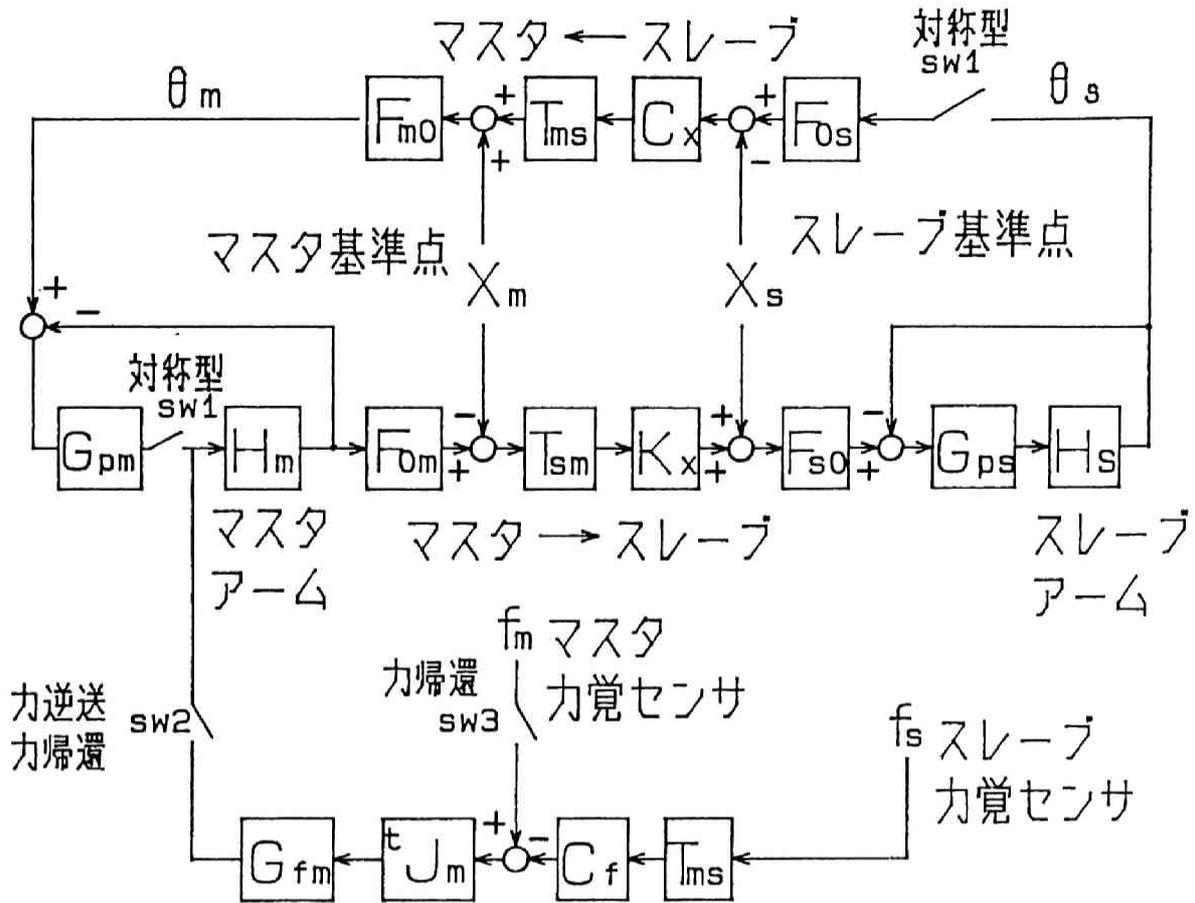


fig. 5-6 本マスターアーム手先質量の理論計算値と実験推定値



$S_p, S_f, S_{pm}, S_{ps}, S_{fm}, S_{fs}$; 制御方策変更スイッチ
 G_{pm} ; マスタアーム位置制御補償要素 G_{fm} ; マスタアーム力制御補償要素
 G_{ps} ; スレーブアーム位置制御補償要素 G_{fs} ; スレーブアーム力制御補償要素
 K_x ; 位置姿勢拡大率 K_f ; 力モーメント拡大率
 C_x ; 位置姿勢縮小率 C_f ; 力モーメント縮小率

fig. 5-7 統合化されたマスタスレーブ制御方式の概念図

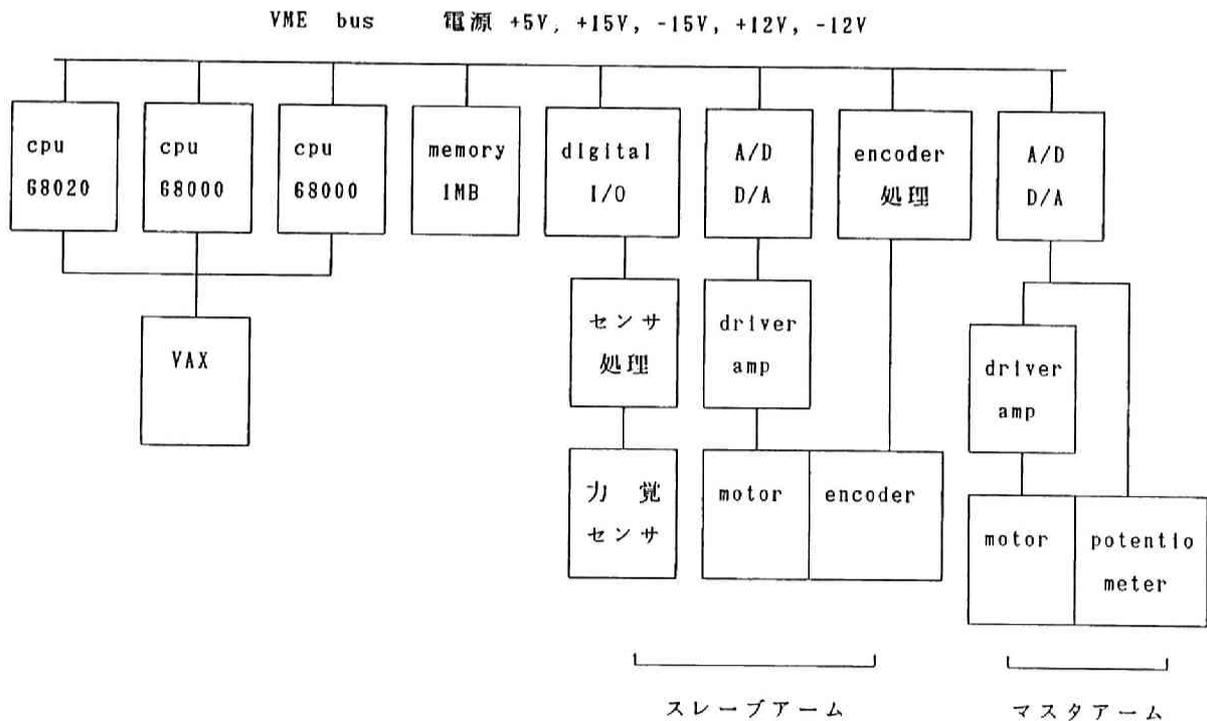


- SW1, SW2, SW3; 制御モード切り替えスイッチ
- | | |
|--|-----------------------------|
| G_{pm} ; マスタアーム位置制御補償要素 | G_{ps} ; スレーブアーム位置制御補償要素 |
| G_{fm} ; マスタアーム力トルク制御補償要素 | ${}^t J_m$; マスタアームの転置ヤコビ行列 |
| H_m ; マスタアーム動特性 | H_s ; スレーブアーム動特性 |
| F_{m0} ; マスタアーム位置姿勢逆変換 | F_{0m} ; マスタアーム位置姿勢順変換 |
| F_{s0} ; スレーブアーム位置姿勢逆変換 | F_{0s} ; スレーブアーム位置姿勢順変換 |
| K_x ; 位置姿勢の拡大率(縮小率) | C_x ; 位置姿勢の縮小率(拡大率) |
| C_f ; 力トルクの縮小率(拡大率) | |
| θ_m ; マスタアームの関節角 | θ_s ; スレーブアームの関節角 |
| f_m ; マスタアームの操作力 | f_s ; スレーブアームの作用力 |
| T_{ms} ; スレーブアーム作業座標系からマスタアーム操作座標系への座標変換 | |
| T_{sm} ; マスタアーム操作座標系からスレーブアーム作業座標系への座標変換 | |

fig. 5-8 構成された異構造マスタスレーブ制御方式

t a b l e 5 - 3 各制御方式の制御モードとその実行時間

| 制御モード | SW 1 | SW 2 | SW 3 | 68020演算時間 |
|------------|-------|-------|-------|-----------|
| ユニラテラル | o f f | o f f | o f f | 4. 2 msec |
| 対称型バイラテラル | o n | o f f | o f f | 8. 2 msec |
| 力逆送型バイラテラル | o f f | o n | o f f | 6. 4 msec |
| 力帰還型バイラテラル | o f f | o n | o n | 7. 2 msec |



f i g . 5 - 9 制御装置のハードウェア構成

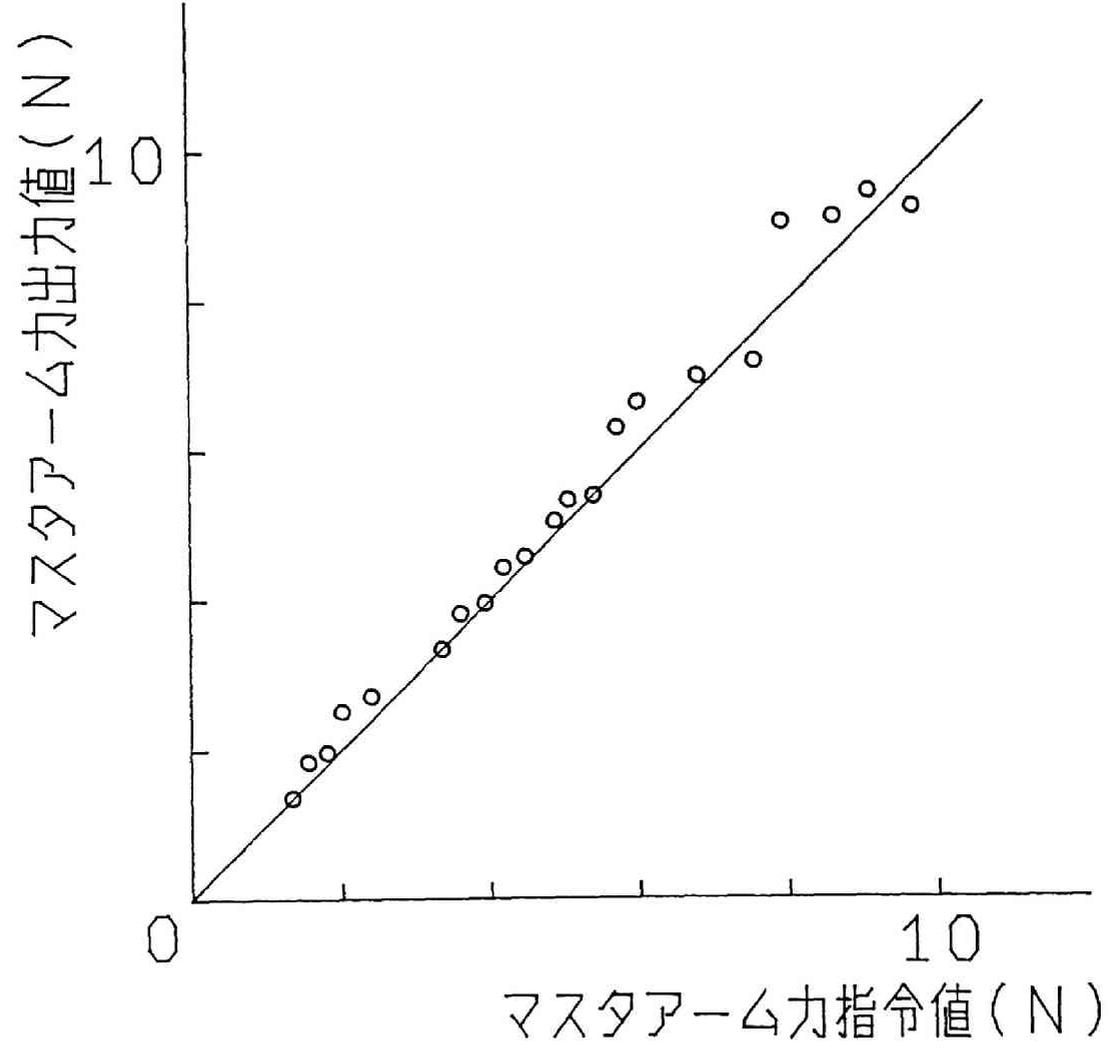


fig. 5-10 マスタスレーブシステムのカ伝達試験

第6章 結論

第6章 結論

本論文では、水中という特殊環境下で作業を行うマニピュレータに関して、その機構設計から制御系設計を通じて、留意すべき重要な基礎技術に関する理論面からの考察とその実験による検証を行った。実施された研究概要は、1) 水中作業マニピュレータを設計、制御するにあたっての動特性把握のために、マニピュレータの水中運動を記述する数式モデルを導出し、その汎用シミュレーションプログラムを開発した。2) 動的干渉と慣性変化の大きいマニピュレータの可変ゲイン決定手法を提案し、解析と実験によりその有効性を確認した。3) マニピュレータの作業能力の拡大には必須の基礎技術である位置と力の制御を水中の動揺外乱下で行う方法を提案し、水中実験によりその効果を確認した。4) マニピュレータの自律作業だけでは対処するのが困難な場合に異構造マスタスレーブシステムを適用した。操作性に優れたマスタアームの設計と統合化されたバイラテラル制御方式のプログラム開発を行い、実験によりその有効性を検証した。等である。

以下に、各章で得られた主な成果をまとめて記述する。

(1) 水中という特殊環境で作業を行うマニピュレータを設計するためには、流体の影響を考慮した力学的特性の把握が重要となる。これらはマニピュレータのリンク機構の非線型動特性と複雑に影響して容易には捉えがたい。そこで、各リンクに作用する流体圧力の影響を各リンクの質量と慣性モーメントの増加(付加質量、付加慣性)として捉え、また、各リンクに作用する流体抗力や流体揚力を外力として扱うことにした。これにより、地上のマニピュレータの動力学解析の高速計算法とほとんど変わらない記述で水中マニピュレータの動力学解析のアルゴリズムが構築できることが判明した。この導出された記述法にしたがって、機構、強度設計支援用の逆動力学解析プログラムと制御方策支援用の順動力学解析プログラムの汎用シミュレーションシステムを開発した。これを使用した数例のシミュレーションを行い、その有効性を確認した。

(第2章の総括)

(2) ダイレクトドライブ型ロボットアームは減速機のバックラッシュやそれによる剛性低下が少なく精密な制御性能が期待される反面、その慣性変動と動的干渉による影響が大きくその制御方式に工夫を要する。そこで、マニピュレータの慣性行列の変化に応じて、各アームの位置制御ゲインと速度制御ゲインを変化させることによって各アームの応答特性を一定に保つ直接的で簡単な手法を提案した。その安定性と伝達特性を定量的に把握するために、閉ループ伝達関数とその相補伝達関数および干渉指数を利用して議論を行った。また、本手法を油圧ダイレクトドライブマニピュレータに適用した実験を行い、非常に効果があることを確認した。

(第3章の総括)

(3) マニピュレータの作業能力を拡大するためには、手先で位置を制御するだけでなく、力やトルクも制御することが重要となる。これを水中のマニピュレータで行う場合、水中特有の動揺外乱のため十分な性能が得られない可能性が大きい。そこで、手先センサからの位置・姿勢誤差を補正しながら、位置と力のハイブリッド制御系を構成する手法を提案した。この位置と力のハイブリッド制御は位置の順変換と逆変換を使用して構成されるため、いわゆる位置サーボ系への復帰が自然に行われ、従来の位置と力のハイブリッド制御で必要であった逆ヤコビ行列の演算が不要となる利点がある。また、動揺外乱補償制御においては、手先センサの誤差フィードバックに加えてロボット本体の動揺信号のフィードフォワード補償を併用した。本方式をCPU68020、CPU68000に実装して、6自由度水中マニピュレータで実験を行った。その結果、位置の制御と力の制御が所望の方向に精度良く行われ、位置、姿勢に関する動揺補償も十分に効果があることを確認した。

(第4章の総括)

(4) マニピュレータの自動化が困難な環境や危険な場所で使用されてきた遠隔制御法の一手法であるマスタスレーブシステムについて論じた。操作しやすいマスタスレーブシステムという観点から、キーハードであるマスタアームの操作端質量をすべての方向に等しくする全方向等慣性マスタアームの設計法を提案し、その性能試験を行った。また、異なる構造のスレーブアームとマスタアームの整合性を計算機で実現することにより、位置や力の倍率を自由に変更できる異構造マスタスレーブシステムの構築を行い、今まで提案されてきた対称型、力逆送型、力帰還型等のバイラテラル制御方式を統合化した制御プログラムを開発した。この等慣性マスタアームを使用して、異構造力逆送型マスタスレーブシステムの実験を行い、操作性と力感覚において満足できる結果を得た。

(第5章の総括)

以上、実施された研究内容は水中のマニピュレータに必要な基礎技術に関するものであるが、これらの応用を考えた場合、必ずしも水中に限られたものではないことがわかる。水中マニピュレータの動特性把握のために必要となる逆動力学解析と順動力学解析の汎用プログラムは水中特有の項を除けば、そのまま通常のマニピュレータの設計、制御を支援するプログラムとなり、機構の最適設計や制御方策の検討に役立つものとする。また、現在の産業用ロボットはほとんどが独立関節制御系の固定ゲインで制御されているが、本手法の可変ゲイン則を適用して応答性能を可動領域で均一に向上させることが可能であるとする。さらに、近年、産業用ロボットの適用を拡大するために力制御の必要性が叫ばれているが、本構成の位置と力のハイブリッド制御系を構築すれば、現状の位置制御型の産業用ロボットのコントローラの構成を大幅に変更することなく実装することが可能である。また、今後、ロボットマニピュレータは作業範囲の拡大のために、固定据え置き型から自律移動型へ発展すると考えられるが、この場合移動

中の位置、姿勢の保持や移動後のその補正に動揺外乱補償制御は役立つものとする。特に、固定点をもたない宇宙ロボットマニピュレータの制御には動揺補償制御の適用が不可欠になると考える。最後に、マスタスレーブシステムについての適用を述べる。深海に限らず、原子力設備や宇宙あるいは災害現場といった特殊環境下においては高性能マニピュレータを装備することはもちろん必要なことであるが、このような複雑で危険な環境下においては現段階では人間の判断や直感にたよる場合も多く、人間自体が遠隔操作でマニピュレータを操る必要性が生じる。このような場合に操作しやすいマスタスレーブシステムは重要な基本技術となり、操作性能の均一なマスタアームと自由に操作倍率や制御方式を変更できる統合化された異構造マスタスレーブ制御システムは必須の技術として適用されることになると考える。

謝 辞

本論文をまとめるにあたり、御多忙中にもかかわらず懇切なる御指導を頂いた京都大学工学部長 得丸英勝教授に深く感謝いたします。

本研究は、筆者が川崎重工業（株）技術開発本部に昭和56年入社以来行ってきた研究に関するものであるが、その間研究内容に関する深い御理解を示され自由な研究環境を与えて頂いた、技術開発本部理事 伊藤憲治氏、同ロボットプロジェクト室長 永田修氏に心より感謝の意を表します。

本研究は、通産省工業技術院大形プロジェクト「極限作業ロボットの開発」に関する技術的問題解決の中で生まれたものであり、研究成果をまとめるにあたって有益な御助言や御討論を頂いた技術開発本部ロボットプロジェクト室主査 三木修武氏、同室部員 野呂治氏に感謝の意を表します。

本研究を遂行するにあたって、ともに数々の問題解決に協力して当たって頂いた技術開発本部ロボットプロジェクト室部員 大築康生氏、真鍋隆夫氏、石見勝弘氏、中嶋勝己氏、太田英明氏、上西雅彰氏に併せて感謝の意を表します。

本論文に関する発表論文

本論文に関する発表論文

[関連論文発表]

第2章

五百井、伊藤；水中マニピュレータのモデリングとシミュレーション、日本ロボット学会誌、V o l . 6 N o . 2 p p . 160-168 (1988)

K.Ioi,K.Itho；Modeling and Simulation of Underwater Manipulator, Advanced Robotics, The International Journal of the Robotics Society of Japan, to appear (1990).

第3章

五百井；油圧ロボットアームの可変ゲイン制御に関する考察、日本機械学会論文集 C編、V o l . 56 N o . 523 p p . 212-217 (1989)

第4章

五百井、石見、伊藤；水中マニピュレータの動揺補償型位置・力ハイブリッド制御、日本ロボット学会誌、V o l . 7 N o . 4 p p . 31-42 (1989)

K.Ishimi,K.Ioi,T.Manabe,K.Itho；Hybrid Position/Force Control with Sway-disturbance Compensation of Underwater Manipulator, The 20th ISIR (1989)

第5章

五百井、中嶋；全方向等慣性質量を有するマスタアームの設計と開発、日本機械学会論文集C編、V o l . 55 N o . 509 p p . 222-226 (1989)

中嶋、五百井、上西、伊藤；等慣性マスタアームとマスタスレーブシステムの開発、川崎重工技報、V o l . 101 p p . 15-22 (1988)

K.Nakashima,K.Ioi,M.Uenishi,K.Itho；Development of Homogenous-Mass Master Arm and Master-Slave System, The 20th ISIR (1989)

[関連口頭発表]

第2章

五百井、大築；水中マニピュレータの設計・制御支援シミュレーションシステム、第31回システムと制御研究発表講演会講演論文集 p p . 85-86 (1987)

五百井、大築、伊藤；水中マニピュレータの設計・制御支援シミュレーションシス

テム、日本機械学会講演論文集 No. 870-3 pp. 257-262 (1987)

第3章

五百井；油圧ロボットアームの可変ゲイン制御に関する考察、日本機械学会講演論文集 No. 890-20 pp. 192-193 (1989)

第4章

五百井、石見、伊藤；水中マニピュレータの外乱補償型位置／力ハイブリッド制御、第6回日本ロボット学会学術講演会予稿集、pp. 35-36 (1988)

第5章

五百井、中嶋、大築；定慣性無干渉バランス型ロボットの開発、第4回日本ロボット学会学術講演会予稿集、pp. 249-250 (1986)

中嶋、五百井；全方向等慣性マスタアームの開発、第5回日本ロボット学会学術講演会予稿集、pp. 107-108 (1987)

五百井、中嶋；全方向等慣性質量を有するマスタアームの設計と開発、日本機械学会講演概要集 No. 880-6 pp. 494 (1988)

五百井、中嶋、上西、野呂、三木、室井；宇宙用マスタ・スレーブシステムの開発、第32回宇宙科学技術連合講演会講演集、pp. 724-725 (1988)

参考文献

[参考文献]

第2章

- 1) J.Y.S.Luh et al.; On Line Computational Scheme for Mechanical Manipulators, Trans. ASME J.D.S.M.C, Vol.102 No.2 pp.69-76 (1980)
- 2) J.M.Hollerbach; A Recursive Formulation of Lagrangian Manipulator Dynamics, Trans. IEEE S.M.C, Vol.10 No.11 730-736 (1980)
- 3) M.W.Walker et al.; Efficient Dynamic Computer Simulation of Robot Mechanism, Trans. ASME J.D.S.M.C. Vol.104 pp.205-210 (1982)
- 4) 高野ら; Development of Computer Simulation of Kinematics and Dynamics of Robot, 東大工学部紀要B Vol. XXXV No.4 pp.677-711 (1982)
- 5) R.Featherstone; The Calculation of Robot Dynamics Using Articulated-Body Inertias, I.J.R.R. Vol.2 No.1 pp.13-30 (1983)
- 6) Y.Nakamura et al.; Unified Recursive Formulation of Kinematics and Dynamics of Robot Manipulators, J.A.A.C.E. proceedings JAPAN-USA symposium on flexible automation pp.53-60 (1986)
- 7) 吉田ら; 有限要素法による水中線状構造の応答解析、日本造船学会論文集 第144号、pp.195-204 (1978)
- 8) 中嶋ら; 質点系モデルによる係留ラインの3次元動的解析法、日本造船学会論文集 第154号、pp.192-202 (1983)
- 9) 森; 計算機のための数値計算法、pp.36-65 (科学技術出版社) 初版 (1978)
- 10) 元良ら; 船体と海洋構造物の運動学 (成山堂) 初版 (1982)
- 11) 白樫ら; 弾性支持された円柱の流体力学的振動に関する研究、日本機械学会論文集B編、Vol.49 pp.2102-2110 (1983)
- 12) 例えば、今井; 流体力学 (岩波全書) 第8版 (1977)
- 13) M.H.Raibert et al.; Hybrid position/force control of manipulators, Trans. ASME J.D.S.M.C. Vol.102 pp.126-133 (1981)

第3章

- 1) 宮崎ら; ロボットマニピュレータのためのフィードバック制御則の安定性とロバスト性に関する考察、計測自動制御学会論文集、Vol.21 No.1 pp.78-83 (1985)
- 2) H.Asada et al.; Design Concept of Direct-Drive Manipulators Using Rare-Earth DC Torque Motors, Proceeding The 11-th I.S.I.R. pp.629-636 (1981)
- 3) 浅田ら; 非干渉一定慣性アームを有する軽量ダイレクト・ドライブ・ロボットの機構と制御、計測自動制御学会論文集、Vol.20 No.12 pp.1161-1168 (1984)

- 4) D.F.Golla et al.; Linear State-Feedback Control of Manipulators,
Mechanical Machine Theory Vol.16 pp.93-103 (1981)
- 5) 背戸ら; ソフトウェアサーボによる多関節ロボットアームの制御、機械学会論文
集C編、Vol.50 No.457 pp.1751-1756 (1984)
- 6) 中田; 3次形フィードバック制御の効用、計測と制御、Vol.17 No.12 pp.883-
890 (1978)
- 7) 吉川; ロボット制御基礎論(コロナ社)、初版(1988)
- 8) 白ら; 低感度高速電気サーボ系設計の基礎的研究、計測自動制御学会論文集、
Vol.19 No.8 pp.636-641 (1983)
- 9) 花房; 関節形ロボットの制御を目的とした電気油圧サーボ系の設計、油圧と空気
圧、Vol.13 No.7 pp.429-436 (1982)
- 10) J.C.Doyle et al.; Multivariable Feedback Design Concepts for Classical
/Modern Synthesis, Trans. IEEE A.C. Vol.26 No.1 75-93 (1981)
- 11) 太田; 飛行制御系のロバスト設計、日本航空宇宙学会誌 Vol.35 No.398 pp.127-
135 (1987)
- 12) 荒木; システムと制御チュートリアル講座 第4章、日本自動制御協会編 pp.61-
80 (1983)
- 13) 花房ら; 油圧駆動2関節ロボットアームの計算機制御、システムと制御、Vol.24
No.3 pp.177-184 (1980)
- 14) 荒木; 多変数制御系のCAD、システムと制御、Vol.20 No.4 pp.218-227 (1982)
および Vol.26 No.6 pp.353-362 (1982)

第4章

- 1) D.E.Whitney ; Quasi-Static Assembly of Compliantly Supported Rigid Parts,
Trans. ASME J.D.S.M.C. Vol.104 No.2 pp.65-77 (1982)
- 2) W.H.Raibert et al.; Hybrid Position/Force Control of Manipulators, Trans.
ASME J.D.S.M.C. Vol.103 No.2 pp.126-133 (1981)
- 3) N.Hogan; Impedance Control-An Approach to Manipulation Part 1,2,3, Trans.
ASME J.D.S.M.C. Vol.107 No.1 pp.1-24 (1985)
- 4) N.Hogan; Stable Execution of Contact Tasks using Impedance Control, IEEE
I.C.R.A. Vol.2 pp.1047-1054 (1987)
- 5) 新井ら; マニピュレータのハイブリッド制御に関する基礎研究、機械技術研究所
所報、Vol 40 No.3 pp.133-143 (1986)
- 6) 吉川; ロボットアームの位置と力の動的ハイブリッド制御、日本ロボット学会誌、
Vol.3 No.6 pp.25-31 (1985)

- 7) 吉川ら；未知拘束面に対する動的ハイブリッド制御、第5回日本ロボット学会学術講演会予稿集、pp.25-26 (1987)
- 8) 谷；遠隔マニピュレーションにおける対象物移動補償、計測自動制御学会論文集、Vol.18 No.3 pp.293-299 (1982)
- 9) 例えば、中村；ロボットマニピュレータの操作力発生の必要十分条件、日本ロボット学会誌、Vol.4 No.1 pp.3-8 (1986)
- 10) 福田ら；対象物の特性を考慮したロボットの力制御方式（第2報）、日本機械学会論文集C編、Vol.53 No.496 pp.2577-2583 (1987)
- 11) D.E.Whitney; The Mathematics of Coordinated Control of Prostheses and Manipulators, Trans. ASME J.D.S.M.C. pp.303-309 (1972)
- 12) D.E.Orin et al.; Efficient Computation of the Jacobian for Robot Manipulators, I.J.R.R. Vol.3 No.4 pp.66-75 (1984)
- 13) O.Khatib et al.; Motion and Force Control of Robot Manipulators, IEEE J. C.R.A. pp.1381-1386 (1986)
- 14) M.Nakano et al.; A Robust Decentralized Joint Control Based on Interference Estimation, Proc. IEEE I.C.R.A. pp.326-331 (1987)

第5章

- 1) 中野ら；非拘束6自由度バイラテラルマスタマニピュレータの開発、第3回日本ロボット学会学術講演会予稿集、pp.229-230 (1985)
- 2) 平井ら；ダイレクト・ドライブマスタ・マニピュレータ（その製作と性能評価）、日本ロボット学会誌、Vol.5 No.1 pp.14-17 (1987)
- 3) 浅田；ロボットアーム動特性の幾何学的解析法、計測自動制御学会論文集、Vol.19 No.6 pp.62-67 (1983)
- 4) 新井ら；異構造マニピュレータ間におけるバイラテラルマスタスレイブ制御、日本ロボット学会誌、Vol.4 No.5 pp.3-13 (1986)
- 5) 中野；ロボット工学入門、pp.74-79（オーム社）第1版第4刷（1986）
- 6) 福田ら；マイクロマニピュレータのバイラテラル制御、第3回日本ロボット学会学術講演会予稿集、pp.227-228 (1985)
- 7) 吉川ら；種々の介在インピーダンスを実現するマスタ・スレーブマニピュレータの提案、第6回日本ロボット学会学術講演会予稿集、pp.407-410 (1988)
- 8) 極限作業ロボット技術研究組合；極限作業ロボット研究開発成果発表会予稿集、pp.94-120 (1988)

付録

[付録 1]

第 j 関節 J_j の並進速度を V_{aj} 、第 j アームの角速度を ω_j とする。このとき、アームの長手方向の点 P (${}^j x$) における並進速度を ${}^j V_{pj}({}^j x)$ として、それぞれの成分を

$${}^j V_{pj}({}^j x) = ({}^j V_{pjx}({}^j x), {}^j V_{pjy}({}^j x), {}^j V_{pjz}({}^j x)) {}^t$$

${}^j \omega_j = ({}^j \omega_{jx}, {}^j \omega_{jy}, {}^j \omega_{jz}) {}^t$ 、 ${}^j V_{aj} = ({}^j V_{ajx}, {}^j V_{ajy}, {}^j V_{ajz}) {}^t$ と記述することになると、その関係は以下ようになる。

$${}^j V_{pjx}({}^j x) = {}^j V_{ajx}$$

$${}^j V_{pjy}({}^j x) = {}^j V_{ajy} + {}^j \omega_{jz} {}^j x$$

$${}^j V_{pjz}({}^j x) = {}^j V_{ajz} - {}^j \omega_{jy} {}^j x$$

ここで簡単のため、以下の諸量を定義する。

$$(1/2) \rho C d_{jx} D_{jx} \equiv \alpha_{jx}$$

$$(1/2) \rho C d_{jy} D_{jy} \equiv \alpha_{jy}$$

$$(1/2) \rho C d_{jz} D_{jz} \equiv \alpha_{jz}$$

また、流速 u_j の成分表示を ${}^j u_j = ({}^j u_{jx}, {}^j u_{jy}, {}^j u_{jz}) {}^t$ とし、海中固定座標系 x, y, z 方向の単位ベクトルを n_x, n_y, n_z として、(2-4) 式を ${}^j x$ 方向の積分形式に直すと以下ようになる。ただし、 ${}^j x_e$ は第 j アームの ${}^j x$ 方向の終端点である。

$${}^j F_{cjx} = \alpha_{jx} \| e_j \times n_x \| \int_0^{jx_e} ({}^j u_{jx} - {}^j V_{ajx}) \| {}^j u_{jx} - {}^j V_{ajx} \| d {}^j x$$

$${}^j F_{cyj} = \alpha_{jy} \| e_j \times n_y \| \int_0^{jx_e} ({}^j u_{jy} - {}^j V_{ajy} - {}^j \omega_{jz} {}^j x) \cdot \| {}^j u_{jx} - {}^j V_{ajy} - {}^j \omega_{jz} {}^j x \| d {}^j x$$

$${}^j F_{cjz} = \alpha_{jz} \| e_j \times n_z \| \int_0^{jx_e} ({}^j u_{jz} - {}^j V_{ajz} + {}^j \omega_{jy} {}^j x) \cdot \| {}^j u_{jz} - {}^j V_{ajz} + {}^j \omega_{jy} {}^j x \| d {}^j x$$

上記 ${}^j F_{cjx}$ は簡単に積分されて以下ようになる。

$${}^j F_{cjx} = \alpha_{jx} \| e_j \times n_x \| ({}^j u_{jx} - {}^j V_{ajx}) \| {}^j u_{jx} - {}^j V_{ajx} \| {}^j x_e$$

次に、 ${}^j F_{cyj}$ の計算結果を示す。

1) ${}^j \omega_{jz} = 0$ のとき

$${}^j F_{cyj} = \alpha_{jy} \| e_j \times n_y \| ({}^j u_{jy} - {}^j V_{ajy}) \| {}^j u_{jy} - {}^j V_{ajy} \| {}^j x_e$$

2) ${}^j \omega_{jz} \neq 0$ のとき

$$t_{jy} = ({}^j u_{jy} - {}^j V_{ajy}) / {}^j \omega_{jz} \text{ として}$$

2-1) $t_{jy} \leq 0$ の場合

$${}^J F_{cjy} = \alpha_{jy} \| e_j \times n_j \| {}^J \omega_{jz} \| {}^J \omega_{jz} \| (-1/3) [t_{jy}^3 + ({}^J x_e - t_{jy})^3]$$

2-2) $0 < t_{jy} \leq {}^J x_e$ の場合

$${}^J F_{cjy} = \alpha_{jy} \| e_j \times n_j \| {}^J \omega_{jz} \| {}^J \omega_{jz} \| (1/3) [t_{jy}^3 - ({}^J x_e - t_{jy})^3]$$

2-3) ${}^J x_e < t_{jy}$ の場合

$${}^J F_{cjy} = \alpha_{jy} \| e_j \times n_j \| {}^J \omega_{jz} \| {}^J \omega_{jz} \| (1/3) [t_{jy}^3 + ({}^J x_e - t_{jy})^3]$$

全く同様にして、 ${}^J F_{cjz}$ も計算されうる（略）。次に、第 J 関節まわりの抗力モーメント ${}^J N_{acj}$ の結果だけを示すと以下のようなになる。

$${}^J N_{acj_x} = 0$$

${}^J N_{acj_z}$ についての計算結果は次ぎのようである。

1) ${}^J \omega_{jz} = 0$ のとき

$${}^J N_{acj_z} = \alpha_{jy} \| e_j \times n_j \| ({}^J u_{jy} - {}^J V_{ajy}) \| {}^J u_{jy} - {}^J V_{ajy} \| (1/2) {}^J x_e^2$$

2) ${}^J \omega_{jz} \neq 0$ のとき

2-1) $t_{jy} \leq 0$ の場合

$${}^J N_{acj_z} = -\alpha_{jy} \| e_j \times n_j \| {}^J \omega_{jz} \| {}^J \omega_{jz} \| (1/12) \cdot (3 {}^J x_e^3 - 8 t_{jy} {}^J x_e + 6 t_{jy}^2) {}^J x_e^2$$

2-2) $0 < t_{jy} \leq {}^J x_e$ の場合

$${}^J N_{acj_z} = -\alpha_{jy} \| e_j \times n_j \| {}^J \omega_{jz} \| {}^J \omega_{jz} \| (1/12) \cdot (3 {}^J x_e^4 - 8 t_{jy} {}^J x_e^3 + 6 t_{jy}^2 {}^J x_e^2 - 2 t_{jy}^4)$$

2-3) ${}^J x_e < t_{jy}$ の場合

$${}^J N_{acj_z} = \alpha_{jy} \| e_j \times n_j \| {}^J \omega_{jz} \| {}^J \omega_{jz} \| (1/12) \cdot (3 {}^J x_e^2 - 8 t_{jy} {}^J x_e + 6 t_{jy}^2) {}^J x_e^2$$

同様にして、 ${}^J N_{acj_y}$ も計算されうる（略）。

なお、プログラム内においては、 ${}^J \omega_{jz} = 0$ の判定は、 1.0×10^{-5} (rad./sec.)で行っている。■

〔付録 2〕

水中マニピュレータの手首 3 軸の姿勢変化による静的モーメント（重力、浮力）の変化が基本 3 軸に与える影響は小さいので、基本 3 軸の静的モーメントの補償は手首部を集中質量として取り扱った。fig. 4-6 において、記号●は各アームの質量中心と浮心から再計算された水中重心であり、また、 M_i ($i=1,2,3$) も水中質量であると約束する。水中重心と水中質量の定義は以下の式で与える。アームの基準点からみた質量中心までのベクトルを L_i 、同じ基準点からみた浮心までのベクトルを L_i' とし、質量を m 、浮力の絶対値を $\| f \|$ 、重力加速度を g として、

$$\text{水中質量 ; } M = m - \| f \| / g$$

基準点から水中重心までのベクトル L は

$$L = (mL_0 - \|f\|L_b / g) / M$$

したがって、以下で使用される M_i , L_i ($i=1,2,3$) は水中質量および基準点からの水中重心へのベクトルである。

ただし、旋回基準点から旋回の水中重心へのベクトルを g_1 、肩基準点から肩の水中重心へのベクトルを g_2 、ひじ基準点からひじの手首部も含めた水中重心へのベクトルを g_3 とする。また、重力方向を傾き α 、 β で定義する。(fig. 4-6参照)

旋回、肩、ひじに作用する力とモーメントの静的釣り合い式は以下のようになる。

$$0 = F_3 + M_3 G \quad (A. 1)$$

$$0 = N_3 - g_3 \times F_3 \quad (A. 2)$$

$$0 = F_2 - F_3 + M_2 G \quad (A. 3)$$

$$0 = N_2 - N_3 - g_2 \times F_2 - (L_2 - g_2) \times F_3 \quad (A. 4)$$

$$0 = F_1 - F_2 + M_1 G \quad (A. 5)$$

$$0 = N_1 - N_2 - g_1 \times F_1 - (L_1 - g_1) \times F_2 \quad (A. 6)$$

但し、 G ; 重力加速度ベクトル

F_3 ; 肩からひじに作用する力ベクトル

N_3 ; 肩からひじに作用するモーメントベクトル

F_2 ; 旋回から肩に作用する力ベクトル

N_2 ; 旋回から肩に作用するモーメントベクトル

F_1 ; ロボットから旋回に作用する力ベクトル

N_1 ; ロボットから旋回に作用するモーメントベクトル

(A. 1) - (A. 6) 式を変形すると以下のようになる(左上の添字は、その座標でのベクトル表現を示す)。

$${}^3N_3 = -M_3 {}^3g_3 \times (R_{3,s} {}^sG) \quad (A. 7)$$

$${}^2N_2 = - (M_2 {}^2g_2 + M_3 {}^2L_2) \times (R_{2,s} {}^sG) + R_{2,3} {}^3N_3 \quad (A. 8)$$

$${}^1N_1 = - [M_1 {}^1g_1 + (M_2 + M_3) {}^1L_1] \times (R_{1,s} {}^sG) + R_{1,2} {}^2N_2 \quad (A. 9)$$

ただし、 $R_{3,s} = R_{3,m} R_{m,s}$, $R_{2,s} = R_{2,m} R_{m,s}$, $R_{1,s} = R_{1,m} R_{m,s}$,

$R_{3,m} = R_{3,2} R_{2,m}$, $R_{2,m} = R_{2,1} R_{1,m}$ であり、

$R_{3,2}$; 肩座標系からひじ座標系への直交変換行列で θ_3 から生成

$R_{2,1}$; 旋回座標系から肩座標系への直交変換行列で θ_2 から生成

$R_{1,m}$; マニピュレータ固定座標系から旋回座標系への直交変換行列で θ_1 から生成

$R_{0,0}$; 水中固定座標系からマニピュレータ固定座標系への直交変換行列で動揺信号から生成

$R_{2,3}$; $R_{3,2}$ の転置行列

$R_{1,2}$; $R_{2,1}$ の転置行列

0G ; $\|G\| (\sin\beta \cos\alpha, \sin\beta \sin\alpha, \cos\beta)^T$

以上の (A.7), (A.8), (A.9) 式から 3N_3 , 2N_2 , 1N_1 が求まり、それぞれの Z 成分がひじ、肩、旋回の静的補償モーメントとなる。■

〔付録3〕

fig. 5-1とfig. 5-2に基づいて、位置エネルギー U_i と運動エネルギー T_i を生成する($i=0,1,2,3,4$)。

最初に位置エネルギー U_i を示す。重力加速度方向の単位ベクトルを e とすると、 ${}^0e^t = (\sin\beta\cos\alpha, \sin\beta\sin\alpha, \cos\beta)$ 。

各アームと各リンクの重心の位置ベクトルを 0x_i とすると、その位置エネルギー U_i は $U_i = ({}^0e, {}^0x_i)$ で与えられる(ただし、 $(,)$ はベクトルの内積を表す)。

i) 旋回の位置エネルギー U_0

$$\begin{aligned} U_0 &= M_0 g ({}^0e, {}^0x_0) \\ &= -M_0 g d_0 \cos(\theta_1 - \alpha) \sin\beta \end{aligned}$$

ii) 第1アームの位置エネルギー U_1

$$\begin{aligned} U_1 &= M_1 g ({}^0e, {}^0x_1) \\ &= M_1 g \{ (d_1 C_1 - g_1 S_1 C_2) \sin\beta \cos\alpha \\ &\quad + (d_1 S_1 + g_1 C_1 C_2) \sin\beta \sin\alpha + (l_0 + g_1 S_2) \cos\beta \} \end{aligned}$$

iii) 第2アームの位置エネルギー U_2

$$\begin{aligned} U_2 &= M_2 g ({}^0e, {}^0x_2) \\ &= M_2 g \{ (d_2 C_1 - l_1 S_1 C_2 + g_2 S_1 C_3) \sin\beta \cos\alpha \\ &\quad + (d_2 S_1 + l_1 C_1 C_2 - g_2 C_1 C_3) \sin\beta \sin\alpha \\ &\quad + (l_0 + l_1 S_2 - g_2 S_3) \cos\beta \} \end{aligned}$$

iv) 第1リンクの位置エネルギー U_3

$$\begin{aligned} U_3 &= M_3 g ({}^0e, {}^0x_3) \\ &= M_3 g \{ - (d_3 C_1 + g_3 S_1 C_3) \sin\beta \cos\alpha \\ &\quad + (-d_3 S_1 + g_3 C_1 C_3) \sin\beta \sin\alpha + (l_0 + g_3 S_3) \cos\beta \} \end{aligned}$$

v) 第2リンクの位置エネルギー U_4

$$\begin{aligned} U_4 &= M_4 g ({}^0e, {}^0x_4) \\ &= M_4 g \{ - (d_4 C_1 + l_2 S_1 C_3 + g_4 S_1 C_2) \sin\beta \cos\alpha \\ &\quad + (-d_4 S_1 + l_2 C_1 C_3 + g_4 C_1 C_2) \sin\beta \sin\alpha \\ &\quad + (l_0 + l_2 S_3 + g_4 S_2) \cos\beta \} \end{aligned}$$

次に、運動エネルギー T_i の計算を与える。

最初に、各アーム、各リンクのそれぞれの重心の並進速度 V_i 、角速度 ω_i 、慣性テンソル I_i の表現を以下に与える。

旋回；

$$\|V_0\|^2 = (d_0 \dot{\theta}_1)^2$$

$${}^1\omega_1 = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\theta}_1 \end{bmatrix}, \quad {}^1I_1 = \begin{bmatrix} * & & 0 \\ & * & \\ 0 & & I_{0z} \end{bmatrix}$$

第1アーム；

$$\|V_1\|^2 = \{d_1^2 + (g_1 C_2)^2\} (\dot{\theta}_1)^2 + g_1^2 (\dot{\theta}_2)^2 - 2d_1 g_1 S_2 (\dot{\theta}_1 \dot{\theta}_2)$$

$${}^2\omega_2 = \begin{bmatrix} \dot{\theta}_2 \\ S_2 \dot{\theta}_1 \\ C_2 \dot{\theta}_1 \end{bmatrix}, \quad {}^2I_2 = \begin{bmatrix} I_{1x} & 0 \\ & I_{1y} \\ 0 & I_{1z} \end{bmatrix}$$

第2アーム；

$$\|V_2\|^2 = (d_2^2 + l_1^2 C_2^2 + g_2^2 C_3^2 - 2l_1 g_2 C_2 C_3) (\dot{\theta}_1)^2 + l_1^2 (\dot{\theta}_2)^2 + g_2^2 (\dot{\theta}_3)^2 + 2\{-d_2 l_1 S_2 (\dot{\theta}_1 \dot{\theta}_3) + d_2 g_2 S_3 (\dot{\theta}_1 \dot{\theta}_3) - l_1 g_2 \cos(\theta_2 - \theta_3) (\dot{\theta}_2 \dot{\theta}_3)\}$$

$${}^3\omega_3 = \begin{bmatrix} \dot{\theta}_3 \\ S_3 \dot{\theta}_1 \\ C_3 \dot{\theta}_1 \end{bmatrix}, \quad {}^3I_3 = \begin{bmatrix} I_{2x} & 0 \\ & I_{2y} \\ 0 & I_{2z} \end{bmatrix}$$

第1リンク；

$$\|V_3\|^2 = \{d_3^2 + (g_3 C_3)^2\} (\dot{\theta}_1)^2 + g_3^2 (\dot{\theta}_3)^2 + 2d_3 g_3 S_3 (\dot{\theta}_1 \dot{\theta}_3)$$

$${}^3I_4 = \begin{bmatrix} I_{3x} & 0 \\ & I_{3y} \\ 0 & I_{3z} \end{bmatrix}$$

第2リンク；

$$\|V_4\|^2 = (d_4^2 + l_2^2 C_1^2 + g_4^2 C_2^2 + 2l_2 g_4 C_2 C_3) (\dot{\theta}_1)^2 + g_4^2 (\dot{\theta}_2)^2 + l_2^2 (\dot{\theta}_3)^2 + 2\{d_4 l_2 S_3 (\dot{\theta}_1 \dot{\theta}_3) + d_4 g_4 S_2 (\dot{\theta}_1 \dot{\theta}_2) + l_2 g_4 \cos(\theta_2 - \theta_3) (\dot{\theta}_2 \dot{\theta}_3)\}$$

$${}^2I_5 = \begin{bmatrix} I_{4x} & 0 \\ & I_{4y} \\ 0 & I_{4z} \end{bmatrix}$$

以上から、各アーム、リンクの運動エネルギーは次のようになる。

1) 旋回の運動エネルギーT。

$$\begin{aligned} T_0 &= (1/2) M_0 \|V_0\|^2 + (1/2) ({}^1\omega_1, {}^1I_1 {}^1\omega_1) \\ &= (1/2) (M_0 d_0^2 + I_{0z}) (\dot{\theta}_1)^2 \end{aligned}$$

II) 第1アームの運動エネルギー T_1

$$\begin{aligned} T_1 &= (1/2) M_1 \| V_1 \|^2 + (1/2) ({}^2\omega_2, {}^2I_2{}^2\omega_2) \\ &= (1/2) M_1 [\{ d_1^2 + (g_1 C_2)^2 \} (\dot{\theta}_1)^2 + g_1^2 (\dot{\theta}_2)^2 \\ &\quad - 2d_1 g_1 S_2 (\dot{\theta}_1 \dot{\theta}_2)] \\ &\quad + (1/2) [\{ I_{1y} S_2^2 + I_{1z} C_2^2 \} (\dot{\theta}_1)^2 + I_{1x} (\dot{\theta}_2)^2] \end{aligned}$$

III) 第2アームの運動エネルギー T_2

$$\begin{aligned} T_2 &= (1/2) M_2 \| V_2 \|^2 + (1/2) ({}^3\omega_3, {}^3I_3{}^3\omega_3) \\ &= (1/2) M_2 [(d_2^2 + l_1^2 C_2^2 + g_2^2 C_3^2 - 2l_1 g_2 C_2 C_3) (\dot{\theta}_1)^2 \\ &\quad + l_1^2 (\dot{\theta}_2)^2 + g_2^2 (\dot{\theta}_3)^2 \\ &\quad + 2 \{ -d_2 l_1 S_2 (\dot{\theta}_1 \dot{\theta}_2) + d_2 g_2 S_3 (\dot{\theta}_1 \dot{\theta}_3) \\ &\quad - l_1 g_2 \cos(\theta_2 - \theta_3) (\dot{\theta}_2 \dot{\theta}_3) \}] \\ &\quad + (1/2) \{ I_{2x} (\dot{\theta}_3)^2 + (I_{2y} S_3^2 + I_{2z} C_3^2) (\dot{\theta}_1)^2 \} \end{aligned}$$

IV) 第1リンクの運動エネルギー T_3

$$\begin{aligned} T_3 &= (1/2) M_3 \| V_3 \|^2 + (1/2) ({}^3\omega_3, {}^3I_4{}^3\omega_3) \\ &= (1/2) M_3 [\{ d_3^2 + (g_3 C_3)^2 \} (\dot{\theta}_1)^2 + g_3^2 (\dot{\theta}_3)^2 \\ &\quad + 2d_3 g_3 S_3 (\dot{\theta}_1 \dot{\theta}_3)] \\ &\quad + (1/2) \{ (I_{3y} S_3^2 + I_{3z} C_3^2) (\dot{\theta}_1)^2 + I_{3x} (\dot{\theta}_3)^2 \} \end{aligned}$$

V) 第2リンクの運動エネルギー T_4

$$\begin{aligned} T_4 &= (1/2) M_4 \| V_4 \|^2 + (1/2) ({}^2\omega_2, {}^2I_5{}^2\omega_2) \\ &= (1/2) M_4 [(d_4^2 + l_2^2 C_1^2 + g_4^2 C_2^2 + 2l_2 g_4 C_2 C_3) (\dot{\theta}_1)^2 \\ &\quad + g_4^2 (\dot{\theta}_2)^2 + l_2^2 (\dot{\theta}_3)^2 \\ &\quad + 2 \{ d_4 l_2 S_3 (\dot{\theta}_1 \dot{\theta}_3) + d_4 g_4 S_2 (\dot{\theta}_1 \dot{\theta}_2) \\ &\quad + l_2 g_4 \cos(\theta_2 - \theta_3) (\dot{\theta}_2 \dot{\theta}_3) \}] \\ &\quad + (1/2) \{ (I_{4y} S_2^2 + I_{4z} C_2^2) (\dot{\theta}_1)^2 + I_{4x} (\dot{\theta}_2)^2 \} \end{aligned}$$

以上の T_i , U_i ($i=0, 1, 2, 3, 4$) にラグランジェの運動方程式を適用すれば、本文中の式が導かれる。■

