

非駆動関節を有するマニピュレータの
制御に関する研究

荒井裕彦



非駆動関節を有するマニピュレータの
制御に関する研究

平成 4 年 9 月

荒井 裕彦

目 次

第1章 緒 論	1
1・1 研究の目的	1
1・2 マニピュレータの動的制御に関する従来の研究	3
1・3 動力学的干渉を利用した制御に関する従来の研究	4
1・4 本論文の構成	6
第2章 非駆動関節を有するマニピュレータのモデリング	8
2・1 マニピュレータのモデリング	8
2・2 非駆動関節のモデリング	10
第3章 実験用マニピュレータの試作	12
3・1 試作マニピュレータの構成	12
3・2 マニピュレータのモデリング	16
3・3 マニピュレータの動特性評価	17
第4章 非駆動関節を有するマニピュレータの位置制御	20
4・1 関節座標系における制御	20
4・2 可制御性と出力可制御性に関する考察	23
4.2.1 線形近似モデル	23
4.2.2 可制御性	24
4.2.3 出力可制御性	26
4・3 ブレーキ切替によるPTP制御アルゴリズム	30
4・4 シミュレーションによる実現性の評価	33
4・5 位置制御実験と位置決め精度の評価	37
4.5.1 フィードバック制御	37
4.5.2 非駆動関節の軌道制御	40
4.5.3 PTP制御	42

4.5.4	実験結果	42
4・6	非駆動関節が能動関節よりも多い場合	48
4・7	重力が作用する場合	48
4.7.1	垂直多関節マニピュレータ	49
4.7.2	ブラキエーション型移動ロボット	49
第5章 非駆動関節を有するマニピュレータの作業空間における制御		
5・1	運動方程式の作業座標表現	53
5・2	作業座標における制御	54
5.2.1	制御系の構成	54
5.2.2	ブレーキの役割	55
5.2.3	動力学的特異点	56
5・3	経路座標系の設定	56
5・4	経路追従制御	58
5.4.1	運動方程式の経路座標表現	58
5.4.2	経路追従制御系の構成	59
5.4.3	経路方向の速度	61
5.4.4	非駆動関節が複数の場合	63
5・5	実験結果	63
5.5.1	直交座標系における制御	63
5.5.2	動力学的特異点	68
5.5.3	モデル誤差の影響	68
5.5.4	経路追従制御	70
第6章 等価的に非駆動関節を有するとみなせる系への応用 (I)		
— 浮遊ベース上のマニピュレータの制御 —		
6・1	背景及び概要	74
6・2	浮遊マニピュレータの作業座標系における制御	77
6・3	外乱補償制御手法の併用	79
6.3.1	外乱補償制御の概要	79

6.3.2 外乱補償制御系の安定性	80
6.3.3 加速度信号ノイズの影響	81
6.3.4 浮遊マニピュレータへの適用	81
6.3.5 公称モデルの選択	82
6・4 多腕化と本体姿勢制御への拡張	85
6.4.1 多腕化への対応	85
6.4.2 本体の姿勢制御を行なう場合	86
6・5 シミュレーション	88
第7章 等価的に非駆動関節を有するとみなせる系への応用 (II)	
— トルク飽和を考慮したマニピュレータの経路追従制御 —	95
7・1 背景及び概要	95
7・2 運動方程式の経路座標表現	97
7.2.1 経路座標系の設定	97
7.2.2 運動方程式の表現	97
7・3 公称軌道の計画	99
7・4 経路追従制御	102
7.4.1 経路に直交する成分 x の制御	102
7.4.2 経路方向の成分 s の制御	104
7・5 シミュレーション	107
第8章 結 論	112
参考文献	115
関連発表リスト	122
謝 辞	125

第1章 緒 論

1・1 研究の目的

マニピュレータの最も基本的なハードウェア上の構成は、リンク機構の各関節に対しその関節を駆動するアクチュエータとその関節の変位を検出するセンサが1個ずつ対応するものである。この構成は最も初期の産業用ロボット以来全く変わっていない。したがってマニピュレータは通常各関節で実質的に独立の位置決め能力を持ち、マニピュレータの機構上の自由度とアクチュエータの個数とは一致する。直列型マニピュレータの場合、関節アクチュエータの質量はそれよりベース側のアクチュエータにとって負荷となるから、必要なアクチュエータの出力は手先からベースにかけて級数的に大きくなる。その結果ベース関節には手先の可搬質量と比べて非常に大きなアクチュエータが必要である。マニピュレータの軽量化、省エネルギー化、コストダウン等を目的として、アクチュエータ数よりも多くの自由度を制御する種々の手法が提案されているが、差動機構と対象物の拘束による方法¹⁾、関節間に動力伝達機構を設ける方法²⁾等、マニピュレータを構成する基本的なリンク機構以外の付加的機構に依存するものが中心である。本論文ではこうした付加的機構を使わずにアクチュエータよりも多くの自由度を制御する方法を提案する。

マニピュレータの力学系は通常、動力学的干渉性を持つ。すなわち各関節のアクチュエータトルクはその関節の角加速度・角速度のみによっては決定されず、他の関節の角加速度・角速度の影響を受ける。慣性行列は非対角要素を含むため、各関節のトルクと角加速度とは1対1に対応しない。また各関節には角速度の2次の非線形項として表わされるコリオリ・遠心力もはたらく。これらの影響は各関節上で独立にサーボ系を構成する場合、外乱として作用する。ところが外乱となる力が発生するという事は、他の関節の運動によって、それ自身は力の発生能力を持たない関節の運動を引き起こせることも意味する。こうした力学系の性質は人間の動作において積極的に利用されている。例えば非常に重い物体を取扱う際、人間は必ずしも腕のすべての筋肉には力を入れて

いない。手首等の幾つかの関節はむしろ力を抜いた自由な状態とし、対象物の慣性を巧妙に利用してハンドリングを行なっている。

本論文では、関節のうちの幾つかのアクチュエータを保持ブレーキに置き換えた非駆動関節を有する新しい構成のマニピュレータを提案する。保持ブレーキは保持と解放の二つの状態のみをとる。ブレーキ保持の状態では非駆動関節は固定され、アクチュエータを持つ能動関節が非駆動関節の角度に影響を与えずに制御できる。またブレーキ解放の状態では非駆動関節は自由に回転し、動力学的干渉を用いて間接的に非駆動関節が制御できる。これら二つの制御モードの組合せによりマニピュレータ全体を制御する。本研究の第一の目的はこのような形式のマニピュレータのための制御手法を体系化することによって、軽量かつ安価でエネルギー消費の少ないマニピュレータを実現することである。

本論文における制御手法の基本的なアイデアは、非駆動関節を含む力学系の制御において動力学的干渉性を積極的に利用する点にある。マニピュレータの動力学的干渉性として、加速度によって発生する慣性力の干渉と、速度によって発生するコリオリ・遠心力の干渉の2種類がある。関節座標系では前者は慣性行列の非対角要素として表わされ、後者は関節角速度の2次の非線形項として表わされる。本論文においては前者を主に利用し、後者に関しては利用していないが補償を行なっている。関節座標系では次のような手順で制御を行なう。まず関節角ベクトルを、非駆動関節を含む制御対象の成分とそれ以外の成分に分割する。慣性行列の非対角部分から正則な部分行列を取り出し、非駆動関節のトルクが既知の値(=ゼロ)であることを利用して、運動方程式から制御対象でない成分の加速度を消去する。この結果、能動関節のトルクを制御対象である成分の加速度に投影してそれらを制御することができる。本論文ではこの手法をさらに作業座標系における制御へ拡張し、また目標経路の追従のための制御手法も提案する。

また本研究による制御手法は同時に、駆動能力を持たないパッシブな部分を含む、広い範囲の力学系に適用可能である。例えばクレーンの吊り荷、動歩行中の脚式移動ロボット、フリーフライング型の宇宙ロボット等は直接アクチュエータでは制御できない自由度を含んでいる。本論文の制御手法は対象の構造に依存しない一般的な形で定式化されているため、わずかな変更でこのような

力学系の制御に応用できる。本研究のもう一つの目的は、動力学的な要素の影響を強く受ける広い意味での非駆動関節の制御に統一的な枠組みを与えることである。本論文ではその一例として浮遊ベース上のマニピュレータの制御及びマニピュレータのトルク飽和への応用についても述べる。

1・2 マニピュレータの動的制御に関する従来の研究

マニピュレータの力学は通常、2階の連立常微分方程式で表わされる非線形の多変数システムである。各関節上で個別に線形フィードバックループを構成して位置制御を行なう場合、システムの干渉項・非線形項は外乱として作用する。この外乱の影響を除去することがマニピュレータの制御における主要な問題の一つとなっている。

一般の産業用ロボットにおいては、アクチュエータとしてモータに高減速比の減速機を組合せて使用しているため、干渉項や非線形項の影響は相対的に小さくなる。産業用ロボットのコントローラではそれらの影響を各関節における線形のハイゲインフィードバックによって抑制している。有本ら³⁾はその理論的根拠としてPIDフィードバックの大域的安定性をリヤプノフの方法を用いて証明した。しかしながら減速機を用いないDDマニピュレータでは干渉項や非線形項の影響はより深刻な問題である。減速機を用いている場合でも高速化・高精度化が進むにつれ、こうした動力学的な要素の影響は無視できないものとなりつつある。

マニピュレータの力学を考慮した制御手法として、Luhら⁴⁾はエンドエフェクタの作業座標における目標運動を実現するためのトルクを運動方程式に基づいて計算する分解加速度制御を提案した。またFreund⁵⁾は非線形システムの非干渉化制御理論をマニピュレータに適用し、線形化されたシステムに対する状態フィードバック則を提案した。彼らのアプローチは力学モデルをもとに慣性項やコリオリ・遠心力項を厳密に計算し、それと釣り合うトルクをアクチュエータで発生する、「計算トルク」の考え方に基づいている。また浅田⁶⁾は計算トルクの考え方を機構設計に逆に波及させて、干渉性・非線形性を持たないマニピュレータの構造やリンクの質量配分を提案した。

一方で干渉項・非線形項を計算せずにそのまま外乱として除去する新たなフィードバック則を構成する手法も幾つか提案されている。Young²¹⁾は可変構造制御のロバスト性に着目し、これをマニピュレータに適用した。Hewitt²²⁾は加速度情報と入力トルク情報をもとに公称モデルに加わる外乱を推定し、それを補償する手法を提案した。また大西ら²³⁾は外乱オブザーバを用いた各関節独立のフィードバック制御系を提案している。また適応制御則を利用した手法^{10, 14)}も提案されている。

以上述べたマニピュレータの制御に関する主な研究の流れでは干渉項・非線形項はすべて誤差の原因となる外乱として扱われている。すなわちそれらがモデルをもとに計算によって求められる場合も、またフィードバックによって推定される場合も、その結果はそれらを打消すようなトルクを発生するために用いられる。

1・3 動力学的干渉を利用した制御に関する従来の研究

前節において述べたように、従来のマニピュレータの制御においては干渉性や非線形性はむしろ排除すべき性質として取扱われることが一般的であった。

(マニピュレータの制御において干渉性を利用した数少ない研究としては、アーム上に可動ウェイトを取り付け干渉性を増すことによって位置決め時間の短縮をはかった邱ら¹²⁾の研究がある。)しかしマニピュレータ以外の機械システムに目を転じてみると、こうした性質を積極的に利用して制御を行なっている場合も多い。

その代表的な制御対象の一つが倒立振り子である。倒立振り子系にはアクチュエータを持たない非駆動関節が含まれ、また元来は不安定な系であるが、自由度間の干渉を利用することにより制御が可能となる。倒立振り子の制御に関する研究としては、不安定平衡点である倒立点の近傍で力学系を局所線形化し、状態空間法に基づく線形フィードバック制御により安定化を行なうもの¹³⁻¹⁶⁾が中心であるが、非線形領域を含む振子の振り上げ制御を扱った研究¹⁷⁻¹⁹⁾も幾つか見られる。さらに倒立振り子の変形の一つとして鉄棒運動ロボットに関する研究^{20, 21)}も行なわれており、その運動を応用してはしごを渡る移動ロボット²²⁾

²³⁾も提案されている。

倒立振り子と構造のよく似た機械系としてはクレーンがある。クレーンにおいては台車(またはブーム)の運動と吊り荷の振れとの間に動力学的干渉があるため、台車を動かすと必ず吊り荷が振れる。しかし同時にこの干渉性を用いて吊り荷の振れ止め制御を行なうことが可能である²⁴⁻²⁶⁾。

また2足歩行ロボットの制御²⁷⁻³¹⁾においても、なんらかの形で動力学的干渉の効果を利用することは不可欠である。これは特に動歩行を行なう場合に顕著である。2足歩行ロボットは本来不安定な機構であり、さらにマニピュレータのように地面に固定されたベースを持たない。足首支持点のトルクはゼロまたは限定された小さな値であり、それだけでロボット全体の姿勢を制御することは不可能である。したがって姿勢を保持しながら歩行を続けるには各関節の角度すなわちリンク間の相対角度のみを制御するだけでは不十分である。

2足歩行ロボットにおいてアクチュエータを持たない支持点の関節を制御することを目的として、Vukobratović²⁷⁾は、運動及び駆動力が部分的に既知であるシステムの動的平衡条件から運動及び駆動力のうち未知の部分構成する手法を提案した。これはアクチュエータを持たない関節を含むサブシステムと、その他の関節からなるサブシステムとの間の動力学的干渉を利用して、前者の運動を後者で制御するものである。ただし動的平衡条件は2階の微分方程式として表わされるため、運動を完全に規定するには境界条件を与えることが必要である。Vukobratovićは定常歩行における脚切替の反復性から境界条件を決定している。

近年、盛んに研究が行なわれている宇宙ロボットの制御についても、干渉性が重要な役割を果たす。台座衛星に作業用マニピュレータを備えたフリーフライングロボットにおいては、マニピュレータの反力によって浮遊している衛星本体に運動が生ずる。そのためこの種の宇宙マニピュレータでは、台座が固定された地上マニピュレータとは異なった制御手法が必要となる。こうした系を扱うための手法として、運動量・角運動量の保存則を利用した「一般化ヤコビ行列」³²⁾や「仮想マニピュレータ」³³⁾の概念が提案されている。

以上述べたような種々の機械系には共通して非駆動関節に相当する自由度が含まれるが、これらに対する従来の解析及び制御の手法はそれぞれの機械系に

ついて個別的に提案されており、各機械系に特有の構造的特徴に依存するものがほとんどである。したがって各制御手法の適用対象は一つの機械系に限定され、応用性・拡張性に乏しかった。本論文で提案する制御手法は非駆動関節と動力学的干渉性という共通性の高い二つの点にのみ着目し、対象に依存しない統一的な定式化を行なっているため、このような機械系の制御にも広く適用することができる。

1・4 本論文の構成

本論文の第2章以降の構成は以下の通りである。まず第2章において、非駆動関節を有するマニピュレータの動力学をモデル化し、運動方程式として表わす。制御実験のために能動関節1個、非駆動関節1個からなる最も基本的な構成の実験用マニピュレータを試作した。第3章ではこのマニピュレータの構成及びモデリングについて述べ、その動特性を評価する。第4、5章の実験においてはこのマニピュレータを用いてそれぞれの制御手法の有効性を確認する。

第4章では非駆動関節を有するマニピュレータによる2点間の位置決め制御について述べる。位置決め制御においては関節座標系における非駆動関節の制御が基本となる。非駆動関節に目標加速度を与え、それを実現するための能動関節トルクを運動方程式から導出する。制御可能な関節数及び制御が実現可能な慣性行列の条件について線形制御理論をもとに考察する。また位置決めにおける非駆動関節の軌道の与え方やブレーキON/OFFを含むPTP制御のアルゴリズムについて説明する。第3章のマニピュレータを用いて位置決めの実験を行ない、能動関節のみからなる通常のマニピュレータと比べても遜色のない位置決め精度が得られることを確認した。

実際のマニピュレータの作業においては、作業空間における先端位置の制御が非常に重要である。第5章では制御を関節座標空間から作業座標空間へと拡張する。マニピュレータの先端位置を作業座標系で表わし、座標を構成する成分を被制御成分及び補償成分に分離して被制御成分を優先的に制御する手法を提案する。またこの手法を拡張し、マニピュレータの先端位置を作業空間内に幾何学的に与えられた目標経路に沿って制御する手法について述べる。経路に

直交する成分と経路に平行な成分とからなる経路座標系を設定し、経路に直交する成分を優先的に制御することによってマニピュレータを経路に追従させる。これらの制御手法についても実際に第3章のマニピュレータを用いて有効性を確認した。第4章、第5章の結果を通じて、一部の関節のアクチュエータをブレーキに置き換えた、軽量かつ安価な新しい構造のマニピュレータの実現性についての見通しが得られた。

第6、7章では本手法を拡張して等価的に非駆動関節を有するとみなせる系の制御手法を提案する。従来は個別的に解析及び制御が行なわれてきた系も非駆動関節を含む系の拡張という統一的な観点をもとに制御できることを示す。宇宙ロボット等の浮遊しているベース上に取り付けられたマニピュレータの制御においてはベースとマニピュレータの間に動力学的干渉が存在し、アーム反力によってベースに運動が生ずる。第6章では浮遊ベースを6自由度の非駆動関節とみなし、第5章の作業座標系における制御を適用してアーム先端位置を制御する。外乱推定オブザーバを用いた外乱補償制御手法を併用することによって、従来よりも制御計算が簡単でモデル変動に強い制御系を構成することができた。また第7章では関節トルクが飽和した状態のマニピュレータの経路追従制御を扱う。オフラインの軌道計画で得られる最短時間軌道は関節トルクの飽和を含み、オンライン軌道実行において従来のフィードバック制御を適用することができなかった。トルクが飽和した関節は入力トルクを変化させることができないため非駆動関節として扱うことができる。第5章の経路座標系を用いた手法を拡張することにより、トルク飽和下でのオンラインの目標経路追従制御を実現した。

最後に第8章において本研究の成果を総括し、残された問題点、将来の展望等について述べる。

第2章 非駆動関節を有するマニピュレータのモデリング

本章では、本論文全体で取扱う、非駆動関節を有するマニピュレータの動力学のモデリングを行ない、運動方程式を導く。まず、本論文を通じて以下の仮定が成立つとする。

- ①マニピュレータを構成する各リンクは剛体であるとする。したがって動力学は集中定数系として表わされる。(分布定数系となるフレキシブルリンクは含まれないとする。)
- ②本論文では連続時間系において解析を行なう。計算機シミュレーション、実験におけるインプリメンテーションにおいては単純な離散時間化を行なっているが、結果がそれによって左右されることはなかったので離散時間系における記述は特に行なわない。
- ③能動関節のアクチュエータは単なるトルク源として扱う。アクチュエータや減速機における摩擦はモデルに含ませることができるが、アクチュエータのトルク発生における電氣的応答や、減速機のコンプライアンス特性はモデルに含まれない。(実験においてはこれらによって問題が生じる場合もあり、第4章ではその解決法についても述べる。)
- ④能動関節・非駆動関節ともに変位センサを備えており、関節の角度、角速度が測定できるとする。
- ⑤本論文では主に回転関節で構成された直列型のマニピュレータを想定する。ただしモデリングの結果の運動方程式の形が共通していれば、直動関節、並列型機構も全く同様に扱うことができる。

2.1 マニピュレータのモデリング

一般に n 自由度のマニピュレータの動力学はラグランジェの方程式によって

$$\frac{d}{dt} \frac{\partial L}{\partial \dot{\theta}} - \frac{\partial L}{\partial \theta} = u \quad (2.1)$$

と表される。ただし

$$L = K - P$$

L : ラグランジェ関数,

K : システムの運動エネルギー

P : システムの位置エネルギー

$\theta \in \mathbb{R}^n$: マニピュレータの関節角

$u \in \mathbb{R}^n$: マニピュレータの関節トルク

である。運動エネルギーは

$$K = \frac{1}{2} \dot{\theta}^T M(\theta) \dot{\theta} \quad (2.2)$$

という形で表わされる。ただし $M(\theta) \in \mathbb{R}^{n \times n}$ は正定対称の慣性行列である。また位置エネルギーは、

$$P = P(\theta) \quad (2.3)$$

したがって(2.1)式は

$$M(\theta) \ddot{\theta} + \dot{M}(\theta) \dot{\theta} - \frac{\partial K}{\partial \theta} + \frac{\partial P}{\partial \theta} = u \quad (2.4)$$

(2.4)式は剛体力学による力のみを考えたものであるが、実際にはマニピュレータの関節には摩擦力が存在する。それを考慮するとマニピュレータの運動方程式は

$$M(\theta) \ddot{\theta} + b(\theta, \dot{\theta}) = u \quad (2.5)$$

と表わされる。ただし、

$$b(\theta, \dot{\theta}) = h(\theta, \dot{\theta}) + \Gamma \dot{\theta} + g(\theta)$$

$$h(\theta, \dot{\theta}) = \dot{M}(\theta) \dot{\theta} - \frac{\partial K}{\partial \theta}$$

$$g(\theta) = \frac{\partial P}{\partial \theta}$$

$h(\theta, \dot{\theta}) \in \mathbb{R}^n$: コリオリ・遠心力項

$g(\theta) \in \mathbb{R}^n$: 重力項

$\Gamma \in \mathbb{R}^{n \times n}$: 粘性摩擦行列

慣性行列 $M(\theta)$ が対角行列ならばこの系は非干渉系となる。しかし一般には動

力学的干渉性が存在し、 $M(\theta)$ は非対角要素を含むため、 u の各要素とそれによって発生する加速度 $\ddot{\theta}$ の各要素は1対1には対応しない。本論文ではこの性質を逆に利用し、 $\ddot{\theta}$ の要素のうち制御対象とする部分と能動関節トルクとの関係を導いて制御を行なう。コリオリ・遠心力、重力、摩擦力の和である $b(\theta, \dot{\theta})$ については、積極的な利用を行なっていないが、制御においてはそれらを考慮し補償を行なっているため、これらが存在しても問題は生じない。

2・2 非駆動関節のモデリング

本論文の第3章～第5章で扱うマニピュレータは、非駆動関節にアクチュエータの代わりにブレーキを備えている。ここで想定するブレーキはON/OFFの二つの状態のみをとる。すなわちブレーキONの状態では非駆動関節は完全に固定され、非駆動関節で接続された隣接するリンクは一つのリンクとして扱える。またブレーキOFFの状態では非駆動関節は完全に解放される。ブレーキは当然ながら駆動力を発生することはできない。またブレーキ力の調節も行わないとする。

したがってブレーキを解放した状態では(2.5)式右辺の u において、非駆動関節のトルクに相当する要素 u_i はゼロとおける。能動関節が r 個の場合、運動方程式(2.5)は、 u 、 $M(\theta)$ 、 $b(\theta, \dot{\theta})$ の要素を並びかえて整理することによって、能動関節トルク $\tau \in R^r$ に関する式

$$M_1(\theta)\ddot{\theta} + b_1(\theta, \dot{\theta}) = \tau \quad (2.6)$$

と、非駆動関節トルク(=0)に関する式

$$M_2(\theta)\ddot{\theta} + b_2(\theta, \dot{\theta}) = 0 \quad (2.7)$$

に分離できる。

なお次章以下でも明らかになるように、本論文の解析において非駆動関節がブレーキを備えている点はあまり本質的な部分ではない。ブレーキはむしろ便宜上、機構の初期加速及び位置決めの際の保持のために用いられる。第6章で述べる浮遊ベース上のマニピュレータの制御では浮遊ベース自体を非駆動関節として扱っており、ブレーキは用いていない。

さらに、ブレーキ解放状態で非駆動関節の駆動トルクがゼロとなることも、必ずしも必要ではない。駆動トルクが θ 、 $\dot{\theta}$ の既知の関数として表されれば、(2.7)式左辺の $b_2(\theta, \dot{\theta})$ にそれを組込むことによって、(2.7)式と等価の式が得られる。第7章で扱うトルク飽和の問題では、飽和したトルクが既知の一定値であることを用いて非駆動関節と同様の手法を適用している。

第3章 実験用マニピュレータの試作

第4章以降、位置制御・経路制御等の制御手法を提案し、それぞれ制御手法の有効性を確認するための実験を行なう。そのための実験用マニピュレータを試作した。試作したマニピュレータは能動関節1個、非駆動関節1個からなる最も基本的な構成の2自由度水平多関節型マニピュレータである。本章ではこのマニピュレータのハードウェア構成、数式モデル、動特性の評価について述べる。

3・1 試作マニピュレータの構成

試作した2自由度マニピュレータの概観をFig.3.1及びPhoto.3.1に示す。第1軸はアクチュエータをもつ能動関節、第2軸はアクチュエータの代わりに保持ブレーキをもつ非駆動関節である。各リンク長は、第1リンク・第2リンクともに300mmで、第2リンクの質量分布は均一とした。またパラメータ変動の影響を調べるため、アーム先端に0.5Kgのウェイトを取り付けることができる。能動関節のアクチュエータはDCサーボモータとハーモニックドライブ減速機を組合せたものである。増幅部はPWMアンプを用い、電流制御によりモータトルクを制御する。アクチュエータ及びアンプの諸元をTable3.1、3.2に示す。非駆動関節の保持ブレーキは励磁作動型、乾式単板電磁ブレーキを用いた。動作の高速化のために4倍過励磁方式の制御器によって駆動している。ブレーキの諸元をTable3.3に示す。各関節の角度はロータリエンコーダを用いて検出する。能動関節のエンコーダ(モータ軸直結)は減速機出力軸側で200,000P/R、非駆動関節のエンコーダは24,000P/Rである。

制御用計算機としてはパーソナルコンピュータ(NEC PC-9801 RA2, 16MHz 80386 CPU+80387 数値演算プロセッサ)を用いた。プログラムはすべてC言語(turbo-C)を用いて書いた。制御装置の構成をFig.3.2に示す。

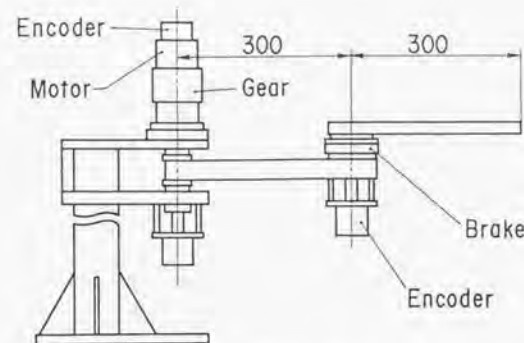


Fig.3.1 実験用マニピュレータ

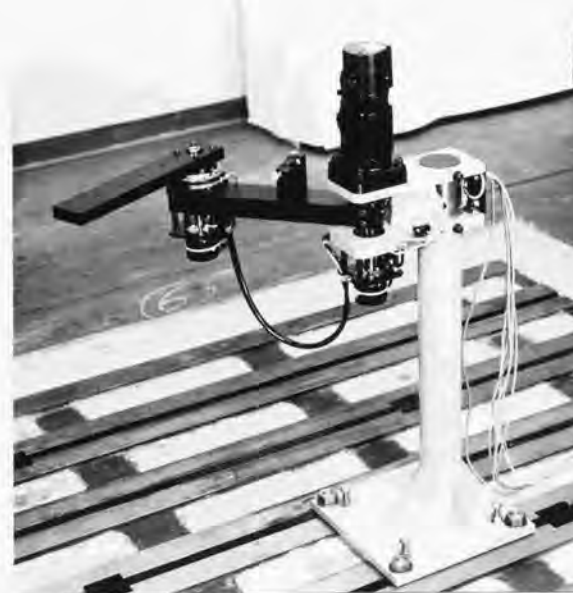


Photo.3.1 マニピュレータの外観

Table3.1 アクチュエータの諸元

定格出力	35 W
定格トルク	5.6 Nm
最大トルク	36.8 Nm
最大回転速度	80 rpm
減速比	1/50
重量	3 kg

Table3.2 アンプの諸元

定格出力電圧	±75 V
定格出力電流	±4 A
最大出力電流	±8 A
指令入力電圧	±10 V

Table3.3 ブレーキの諸元

静摩擦トルク	11.8 Nm
消費電力	11 W
応答時間(ON)	~50 ms
" (OFF)	~20 ms
重量	0.84 kg

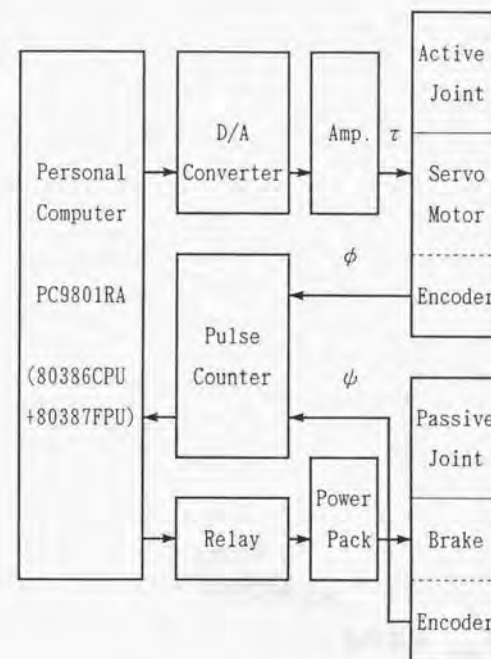


Fig.3.2 制御装置の構成

3・2 マニピュレータのモデリング

制御対象であるマニピュレータをFig.3.3のモデルで表わす。ここで、

ϕ : 能動関節の関節角

ψ : 非駆動関節の関節角

m_1 : 第1リンク質量

m_2 : 第2リンク質量

L : 第1アーム長

l_1 : 第1関節-第1アーム重心位置間の距離

l_2 : 第2関節-第2アーム重心位置間の距離

J_1 : 第1リンクの重心まわり慣性モーメント

J_2 : 第2リンクの重心まわり慣性モーメント

このマニピュレータの運動方程式をラグランジェ方程式を用いて求めると、

$$M_{11}\ddot{\phi} + M_{12}\ddot{\psi} + D_{112}\dot{\phi}\dot{\psi} + D_{122}\dot{\psi}^2 + c_{\phi}\dot{\phi} + C_{\phi S} = \tau_{\phi} \quad (3.1)$$

$$M_{21}\ddot{\phi} + M_{22}\ddot{\psi} + D_{211}\dot{\phi}^2 = 0 \quad (3.2)$$

$$M_{11} = J_1 + m_1 l_1^2 + J_2 + m_2 l_2^2 + m_2 L^2 + 2m_2 L l_2 \cos \psi + J_M$$

$$M_{12} = M_{21} = J_2 + m_2 l_2^2 + m_2 L l_2 \cos \psi$$

$$M_{22} = J_2 + m_2 l_2^2 \quad D_{112} = -2m_2 L l_2 \sin \psi$$

$$D_{122} = -m_2 L l_2 \sin \psi \quad D_{211} = m_2 L l_2 \sin \psi$$

J_M : アクチュエータの等価慣性モーメント

c_{ϕ} : 能動関節の粘性摩擦係数

$C_{\phi S}$: 能動関節のクーロン摩擦トルク

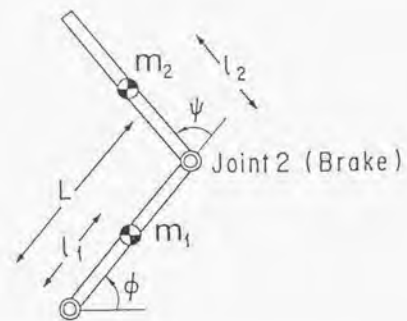
τ_{ϕ} : 能動関節のアクチュエータトルク

ただし、各リンクは剛体で、非駆動関節の摩擦トルクは無視でき、アクチュエータトルクはアンプ入力電圧に比例して制御できるとする。

3・3 マニピュレータの動特性評価

運動方程式(3.1), (3.2)に含まれる各パラメータの、試作マニピュレータにおける値をTable3.4に示す。これらのうち、 $M_{12}, M_{21}, M_{22}, D_{112}, D_{122}, D_{211}$ については $m_2=1.0(\text{kg}), L=0.3(\text{m}), l_2=0.15(\text{m})$ 、第2リンクの質量分布均一という条件から計算により求めた。

クーロン摩擦 $C_{\phi S}$ 、粘性摩擦係数 c_{ϕ} 及びモータ慣性 J_M を含む慣性係数 M_{11} は実験的に求め、アクチュエータトルクとアンプ入力電圧の関係についても実験的に校正した。まず $C_{\phi S}$ については、アンプに一定の入力電圧を与え、非常にゆっくりと軸を回転させながらバネばかりでモータトルクを測定した。時計方向及び反時計方向の回転について入力電圧とトルクをプロットした(Fig.3.4)。縦軸方向のトルクのオフセットが $C_{\phi S}$ を表わす。また直線の傾きからトルクと入力電圧の関係が得られる。 c_{ϕ} についてはアームを取り外し、一定のトルクを与えてモータを回転させ、定常状態における回転数とクーロン摩擦を除外したトルクとの関係から計算した。 M_{11} については正弦波入力トルクに対する角度振幅から求めた。第2アームを $\psi=0$ で固定した状態で正弦波状のトルクを与え、振幅及び位相を測定した(Fig.3.5)。クーロン摩擦についてはさきに求めた値を用いてトルクの補償を行なった。第1軸が完全な剛体ならば入出力関係は $\phi/\tau_{\phi} = 1/(M_{11}\omega^2)$ となる。ただし ω は入力トルクの角周波数である。実際にはハーモニックドライブ減速機の弾性により約38Hzで共振が生じている。 M_{11} は10Hz以下の十分低い周波数領域における応答をもとに計算した。



Joint 1 (Actuator)

Fig.3.3 マニピュレータの動力学モデル

Table3.4 マニピュレータの動力学パラメータ

M_{11}	$0.61 + 0.090 \cos \psi$	$[\text{kgm}^2]$
M_{12}	$0.030 + 0.045 \cos \psi$	$[\text{kgm}^2]$
M_{21}	$0.030 + 0.045 \cos \psi$	$[\text{kgm}^2]$
M_{22}	0.030	$[\text{kgm}^2]$
D_{112}	$-0.090 \sin \psi$	$[\text{kgm}^2]$
D_{122}	$-0.045 \sin \psi$	$[\text{kgm}^2]$
D_{211}	$0.045 \sin \psi$	$[\text{kgm}^2]$
c_{ϕ}	2.2	$[\text{kgm}^2/\text{s}]$
$C_{\phi S}$	4.3	$[\text{Nm}]$

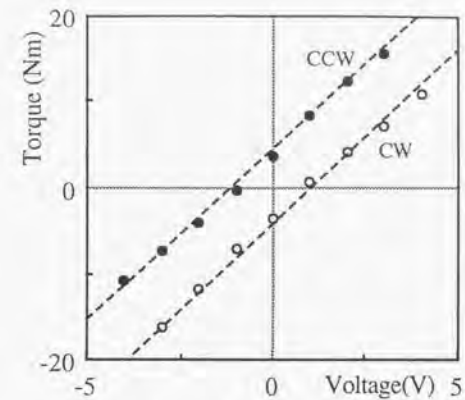
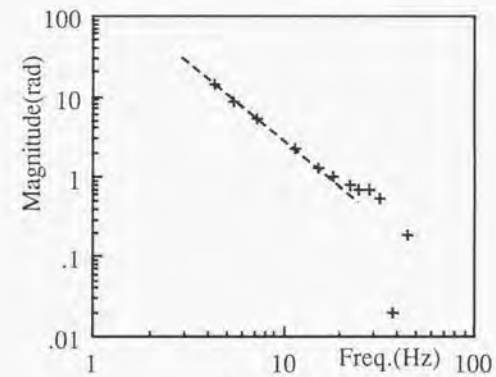
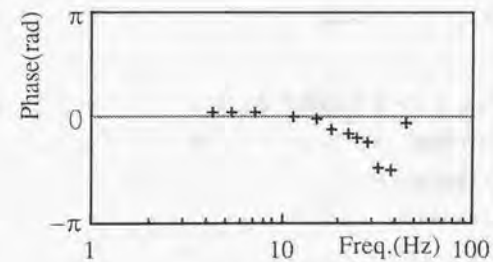


Fig.3.4 アクチュエータの出力トルク



(a) 振 幅



(b) 位 相

Fig.3.5 能動関節の周波数応答

第4章 非駆動関節を有するマニピュレータの位置制御

本章では、非駆動関節を有するマニピュレータを用いて2点間の位置決め制御を行なう方法を提案する。まず4・1節で位置決め制御の基本となる関節座標系における制御の原理を述べる。関節角ベクトルを、非駆動関節を含む制御対象の成分とそれ以外の成分に分割する。非駆動関節トルクがゼロであることを利用して、運動方程式から制御対象でない成分の加速度を消去すれば、能動関節トルクと制御対象である成分との関係が導出される。すなわち非駆動関節の目標加速度を実現するための能動関節トルクが求められる。4・2節では、同時に制御可能な関節数が能動関節の数と等しく、制御が実現可能な条件は慣性行列の部分行列の正則性で表わされることをシステム理論の観点から示す。4・3節ではブレーキON/OFFを含むPTP制御のアルゴリズムについて説明する。本手法はブレーキON/OFFのモード切替によって、アクチュエータを持つ能動関節の運動の初期条件を任意に与えることができるため、自由な運動パターンが構成できるという特徴を有する。4・4節では2自由度モデルについてのシミュレーションにより本手法の実現性を評価する。4・5節では第3章の実験用マニピュレータを用いて位置制御の実験を行なう。位置決め精度の評価を行ない、非駆動関節についても能動関節と遜色のない精度が得られることを確認した。また4・6節、4・7節ではそれぞれ非駆動関節が能動関節よりも多い場合、重力が作用する場合についてふれる。

4・1 関節座標系における制御

n 自由度のマニピュレータを制御対象とする。そのうち r 自由度の関節は通常のマニピュレータ同様、アクチュエータと変位センサで構成される能動関節とし、残り $n-r$ 自由度はアクチュエータを持たず保持ブレーキとセンサのみからなる非駆動関節とする。ただし、 $r \geq n/2$ とする。

保持ブレーキONの状態では非駆動関節は動かないため、通常のマニピュレータと同様に能動関節が制御できる。また保持ブレーキOFFの状態では非駆

動関節は自由に動くため、能動関節の運動によって発生する干渉トルクで間接的に非駆動関節が制御できる。これら二つの制御モードの組合せによりマニピュレータの位置・姿勢を制御する。

マニピュレータの運動方程式は、

$$M(\theta)\ddot{\theta} + b(\theta, \dot{\theta}) = u \quad (4.1)$$

と表わされる。ただし、

$$b(\theta, \dot{\theta}) = h(\theta, \dot{\theta}) + \Gamma\dot{\theta} + g(\theta)$$

$\theta \in R^n$ は関節角ベクトル、 $u \in R^n$ は関節トルクベクトル、 $g(\theta) \in R^n$ は重力項、 $h(\theta, \dot{\theta}) \in R^n$ はコリオリ・遠心力項、 $M(\theta) \in R^{n \times n}$ は慣性行列、 $\Gamma \in R^{n \times n}$ は粘性摩擦行列を表わす。

ここで θ の要素のうち $n-r$ 個の非駆動関節をすべて含む r 個の関節の角度を選んで $\phi \in R^r$ とおく。 $(r \geq n/2$ より、 $r \geq n-r$ である。) $r = n-r$ の場合、 ϕ の要素はすべて非駆動関節の角度である。 $r > n-r$ の場合は、 ϕ の要素は $n-r$ 個の非駆動関節と $2r-n$ 個の能動関節の角度からなる。 ϕ 以外の $n-r$ 個の関節はすべて能動関節であり、その角度を $\psi \in R^{n-r}$ とおく。また、 r 個の能動関節のトルクを $\tau \in R^r$ とおく。ブレーキOFFの場合、非駆動関節のトルクはゼロとおける。 θ 、 u の要素の順序を並べかえ、新たに、

$$\theta = \begin{bmatrix} \phi \\ \psi \end{bmatrix} \begin{matrix} n-r \\ r \end{matrix} \quad u = \begin{bmatrix} \tau \\ 0 \end{bmatrix} \begin{matrix} r \\ n-r \end{matrix} \quad (4.2)$$

とする。 $M(\theta)$ 、 $b(\theta, \dot{\theta})$ もそれに対応して並べかえ、次のように区分する。

$$M(\theta) = \begin{bmatrix} M_{11}(\theta) & M_{12}(\theta) \\ M_{21}(\theta) & M_{22}(\theta) \end{bmatrix} \begin{matrix} r \\ n-r \end{matrix} \quad (4.3)$$

$$b(\theta, \dot{\theta}) = \begin{bmatrix} b_1(\theta, \dot{\theta}) \\ b_2(\theta, \dot{\theta}) \end{bmatrix} \begin{matrix} r \\ n-r \end{matrix}$$

(4.2)、(4.3)式を(4.1)式に代入すると、

$$M_{11}(\theta)\ddot{\phi} + M_{12}(\theta)\ddot{\psi} + b_1(\theta, \dot{\theta}) = \tau \quad (4.4a)$$

$$M_{21}(\theta)\ddot{\phi} + M_{22}(\theta)\ddot{\psi} + b_2(\theta, \dot{\theta}) = 0 \quad (4.4b)$$

(4.4a), (4.4b)式の $\theta, \dot{\theta}$ に各関節で計測された関節角及び角速度の現在値を代入すると、 $M_{11}, M_{12}, M_{21}, M_{22}$ 及び b_1, b_2 が求められる。さらに角加速度 $\ddot{\phi}$ に目標値(= $\ddot{\phi}_d$)を与えると、(4.4b)式は $\ddot{\phi}$ に関する連立1次方程式とみなせる。係数行列 M_{21} は ϕ と ψ の間の動力学的干渉を表わし、マニピュレータの構造や質量分布に依存する。行列 M_{21} が正則ならば(4.4b)式は一意に解くことができる。

$$\ddot{\phi} = -M_{21}^{-1}M_{22}\ddot{\psi}_d - M_{21}^{-1}b_2 \quad (4.5)$$

(4.5)式を(4.4a)式に代入すると、

$$\tau = (M_{12} - M_{11}M_{21}^{-1}M_{22})\ddot{\psi}_d + b_1 - M_{11}M_{21}^{-1}b_2 \quad (4.6)$$

こうして求められたトルク τ を能動関節において発生すれば、角加速度 $\ddot{\phi}$ 、 $\ddot{\psi}_d$ が得られる。

すなわちブレーキOFFの状態では、 r 個の能動関節のトルクによって、 $n-r$ 個の非駆動関節を含む r 個の関節の角加速度 $\ddot{\phi}$ を任意に決定することができる。残り $n-r$ 個の関節の角加速度 $\ddot{\psi}$ は $\ddot{\psi}_d$ によって決定され、任意に与えることはできない。ただし、運動を完全に規定するには角加速度の他に角度、角速度の初期条件を与える必要がある。非駆動関節の角度の初期値はブレーキをOFFにする瞬間の角度として与えられ、角速度の初期値はゼロとなる。また能動関節の角度、角速度の初期値はブレーキONの状態における制御によって任意に与えることができる。

一方ブレーキONの状態では非駆動関節は一定角度で固定され、角速度、角加速度はゼロである。また能動関節は角度、角速度、角加速度のすべてについて、非駆動関節に影響を与えることなく自由に制御できる。

以上二つの状態における制御を組合せて運動パターンを構成し、マニピュレータ全体の位置・姿勢の制御を行なう。運動パターンの構成例については4・3節で述べる。

4・2 可制御性と出力可制御性に関する考察

本節ではシステム理論の観点から¹⁾、非駆動関節を有するマニピュレータの提案する手法による制御について理論的裏付けを与える。まず本手法では非駆動関節のブレーキ装着及びブレーキON/OFFによる制御モード切替を提案している。その根拠として、非駆動関節に重力が作用しない姿勢をとるマニピュレータにおいては、マニピュレータの構造に係わりなくシステム全体は不可制御であり、ブレーキOFFの状態でも全関節を同時には位置決めできないことを示す。

次に本手法では、ブレーキOFFの状態でも能動関節と同じ個数の(非駆動関節を全て含む)関節を制御することを提案し、そのために非駆動関節の個数を能動関節の個数以下に制限している。その根拠としてシステム全体が不可制御でも、出力を能動関節と同数の関節の角度及び角速度に限定すれば、システムが出力可制御になることを示す。また出力可制御となるための慣性行列の条件が、4・1節で述べた、駆動力を求めるための条件(M_{21} :正則)と等価であることを証明し、線形近似と解析的表現の整合性を確認する。

4.2.1 線形近似モデル

まずマニピュレータの運動方程式を線形状態方程式で近似する。慣性行列 $M(\theta)$ は一般に正則であるから、(4.1)式より、

$$\ddot{\theta} - M(\theta)^{-1}u + M(\theta)^{-1}b(\theta, \dot{\theta}) = 0 \quad (4.7)$$

ブレーキOFFの状態でも平衡を保つために、非駆動関節には重力が作用しないとし、また非駆動関節における摩擦は無視できるとする。このとき(4.7)式を平衡点の近傍で線形近似すれば、システムの状態方程式は次のように表わされる。

$$\dot{x} = Ax + B\tau \quad (4.8)$$

$$A = \begin{bmatrix} 0 & 0 & I_{n-r} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & I_r \\ -N_{11} \frac{\partial b_1}{\partial \phi} & -N_{11} \frac{\partial b_1}{\partial \psi} & -N_{11} \frac{\partial b_1}{\partial \dot{\phi}} & -N_{11} \frac{\partial b_1}{\partial \dot{\psi}} \\ -N_{21} \frac{\partial b_1}{\partial \phi} & -N_{21} \frac{\partial b_1}{\partial \psi} & -N_{21} \frac{\partial b_1}{\partial \dot{\phi}} & -N_{21} \frac{\partial b_1}{\partial \dot{\psi}} \end{bmatrix} \begin{matrix} n-r \\ r \\ n-r \\ r \end{matrix}$$

$$B = \begin{bmatrix} 0 & & & \\ 0 & & & \\ N_{11} & & & \\ N_{21} & & & \end{bmatrix}_{n-r} \quad x = \begin{bmatrix} \delta \phi & & & \\ \delta \psi & & & \\ \delta \dot{\phi} & & & \\ \delta \dot{\psi} & & & \end{bmatrix}_{n-r}$$

ただし,

$$M(\theta)^{-1} = \begin{bmatrix} N_{11}(\theta) & N_{12}(\theta) \\ N_{21}(\theta) & N_{22}(\theta) \end{bmatrix}_{n-r} \quad b(\theta, \dot{\theta}) = \begin{bmatrix} b_1(\theta, \dot{\theta}) \\ b_2(\theta, \dot{\theta}) \end{bmatrix}_r \quad (4.9)$$

システムの状態変数は, 関節角及び角速度の微小変動 $\delta \phi$, $\delta \psi$, $\delta \dot{\phi}$, $\delta \dot{\psi}$, 入力は能動関節の駆動トルク τ である.

(この場合 r の大きさ及び ϕ , ψ の選び方は任意とし, 必ずしも ϕ が $n-r$ 個の非駆動関節をすべて含んでいなくともよいとする.)

4.2.2 可制御性

まず, (4.8) 式のシステムにおいて, 平衡点近傍における局所的な位置決めが実現できるか否かを知るため, システムの可制御性を調べる. ここで, $2n$ 次正方行列 T を,

$$T = \begin{bmatrix} 0 & N_{11} & 0 & N_{12} \\ 0 & N_{21} & 0 & N_{22} \\ N_{11} & 0 & N_{12} & 0 \\ N_{21} & 0 & N_{22} & 0 \end{bmatrix} \quad (4.10)$$

とおくと, T は正則で,

$$T^{-1} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & M_{11} & M_{12} \\ M_{11} & M_{12} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & M_{21} & M_{22} \\ M_{21} & M_{22} & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.11)$$

T を用いて変数変換 $x = Tz$ を行ない,

$$\dot{z} = \bar{A}z + \bar{B}\tau \quad (4.12)$$

とする. ただし,

$$\bar{A} = T^{-1}AT$$

$$\bar{B} = T^{-1}B = \begin{bmatrix} \frac{\partial b_1}{\partial \phi} N_{11} - \frac{\partial b_1}{\partial \psi} N_{21} & \frac{\partial b_1}{\partial \phi} N_{11} - \frac{\partial b_1}{\partial \psi} N_{21} \\ I_r & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ \frac{\partial b_1}{\partial \phi} N_{12} - \frac{\partial b_1}{\partial \psi} N_{22} & \frac{\partial b_1}{\partial \phi} N_{12} - \frac{\partial b_1}{\partial \psi} N_{22} \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ I_{n-r} & 0 \end{bmatrix} \quad z = T^{-1}x = \begin{bmatrix} I_r \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ M_{11} \delta \phi + M_{12} \delta \psi \\ M_{11} \delta \phi + M_{12} \delta \psi \\ M_{21} \delta \phi + M_{22} \delta \psi \\ M_{21} \delta \phi + M_{22} \delta \psi \end{bmatrix}$$

(4.12) 式のシステムに対して, その可制御性を調べるために可制御行列 \bar{V} を求めると,

$$\bar{V} = [\bar{B}, \bar{A}\bar{B}, \dots, \bar{A}^{n-1}\bar{B}] \quad (4.13)$$

$$= \begin{bmatrix} I_r & \frac{\partial b_1}{\partial \phi} N_{11} - \frac{\partial b_1}{\partial \psi} N_{21} & * & \dots \\ 0 & I_r & ** & \dots \\ 0 & 0 & 0 & \dots \\ 0 & 0 & 0 & \dots \end{bmatrix}$$

$\text{rank } \bar{V} = 2r < 2n$ より, (4.12) 式のシステムは不可制御である. したがってそれと等価である (4.8) 式のシステムも不可制御である. すなわち $r (< n)$ 個の関節の駆動力によって, n 個の関節の角度及び角速度を同時に制御する場合, いかなる入力を与えても位置決めを行なうことができない領域が平衡点近傍においても存在する.

4.2.3 出力可制御性

ここで、(4.12)式のシステムの出力方程式を、

$$y = \bar{C}z \quad (4.14)$$

$$y = \begin{bmatrix} \delta \psi \\ \delta \dot{\psi} \end{bmatrix} \quad \bar{C} = \begin{bmatrix} 0 & N_{21} & 0 & N_{22} \\ N_{21} & 0 & N_{22} & 0 \end{bmatrix}$$

とおき、 r 個の関節角及び角速度を出力とする。システムが出力可制御ならば、出力 $\delta \psi$ 、 $\delta \dot{\psi}$ を任意の値からゼロに収束させる入力 τ の存在が保証される。

(4.12)、(4.14)式のシステムが出力可制御であるための必要十分条件は、行列

$$\bar{N} = [\bar{C}B, \bar{C}AB, \bar{C}A^2B, \dots, \bar{C}A^{n-1}B] \text{の階数が } 2r \text{ となることである、ところで、}$$

$$\bar{N} = \bar{C}\bar{V} \quad (4.15)$$

$$\bar{V} = \begin{bmatrix} 0 & N_{21} \\ N_{21} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_r & \frac{\partial b_1}{\partial \phi} N_{11} - \frac{\partial b_1}{\partial \dot{\phi}} N_{21} & * & \dots \\ 0 & I_r & ** & \dots \end{bmatrix}$$

より、この条件は N_{21} が正則となることと同値である。したがって、 N_{21} が正則ならば、 ϕ 、 $\dot{\phi}$ を希望の値に設定することが可能であり、平衡点近傍における局所的な位置決めが実現できる。

ここで能動関節の個数 r を $r \geq n-r$ とすれば、 $n-r$ 個の非駆動関節をすべて含むように ϕ の r 個の成分を選ぶことができ、その場合能動関節のトルクによってすべての非駆動関節の位置決めが行なえる。一方、出力行列 \bar{C} としていかなる行列を与えても、(4.13)式より行列 \bar{N} の階数は最大 $2r$ であるから、 $r+1$ 個以上の関節の角度及び角速度を出力として選んでも出力可制御にはならない。したがって能動関節の個数よりも多くの非駆動関節の位置決めを行なうことはできない。

またこの条件は(4.4b)式が解を持つ条件(M_{21} :正則)と一致することが証明できる。すなわち、線形近似を行わずに r 個の関節のトルクによって $n-r$ 個の非駆動関節を含む r 個の関節の角加速度を任意に決定できることと、(4.12)、(4.14)式のシステムが出力可制御であることとは等価である。

[命題] n 次正方行列

$$M = \begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} \\ M_{21} & M_{22} \end{bmatrix} \quad (a)$$

が正則のとき、 M の逆行列を、

$$M^{-1} = \begin{bmatrix} N_{11} & N_{12} \\ N_{21} & N_{22} \end{bmatrix} \quad (b)$$

とおくと、 M_{21} が正則であるための必要十分条件は N_{21} が正則であることである。

証明: まず十分条件を証明する。 N_{21} は正則であるから(b)の両辺に、

$$Q = \begin{bmatrix} I_{n-r} & -N_{11}N_{21}^{-1} \\ 0 & I_r \end{bmatrix} \quad (c)$$

を左からかけると、

$$QM^{-1} = \begin{bmatrix} 0 & N_{12} - N_{11}N_{21}^{-1}N_{22} \\ N_{21} & N_{22} \end{bmatrix} \quad (d)$$

Q 、 M はともに正則であるから、 QM^{-1} は正則である。したがって QM^{-1} の第1～第 $n-r$ 行ベクトルを取り出すと、その階数は $n-r$ で、 $N_{12} - N_{11}N_{21}^{-1}N_{22} (=N_*)$ は正則である。(d)の両辺にさらに、

$$P = \begin{bmatrix} I_{n-r} & 0 \\ -N_{22}N_*^{-1} & I_r \end{bmatrix} \quad (e)$$

を左からかけると、

$$PQM^{-1} = \begin{bmatrix} 0 & N_* \\ N_{21} & 0 \end{bmatrix} \quad (f)$$

ここで(f)の両辺に M を右からかけると、

$$PQ = PQM^{-1}M$$

$$= \begin{bmatrix} N_*M_{21} & N_*M_{22} \\ N_{21}M_{11} & N_{21}M_{12} \end{bmatrix} \quad (g)$$

ところで、(c)、(e)より、

$$PQ = \begin{bmatrix} I_{n-r} & -N_{11}N_{21}^{-1} \\ -N_{22}N_0^{-1} & I_r + N_{22}N_0^{-1}N_{11}N_{21}^{-1} \end{bmatrix} \quad (h)$$

であるから、 $M_{21} = N_0^{-1}$ 。したがって M_{21} は正則である。必要条件については、 M と N とを交換すれば全く同様にして証明できる。(証明終)

例1 倒立振り子系

Fig.4.1のような倒立振り子系において、運動方程式は

$$M \begin{bmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{\theta} \end{bmatrix} + b = \begin{bmatrix} \tau \\ 0 \end{bmatrix}$$

$$M = \begin{bmatrix} M+m & ml \cdot \cos \theta \\ ml \cdot \cos \theta & \frac{4}{3}ml^2 \end{bmatrix} \quad b = \begin{bmatrix} -ml \dot{\theta}^2 \cdot \sin \theta + c_1 \dot{x} \\ -mgl \cdot \sin \theta + c_2 \dot{\theta} \end{bmatrix}$$

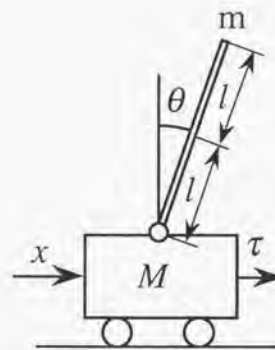


Fig.4.1 倒立振り子系

- g: 重力加速度
- c_1 : 台車の粘性摩擦係数
- c_2 : 振り子の粘性摩擦係数

$\theta=0$ 近傍での線形近似による状態方程式は、

$$\dot{x} = Ax + B\tau$$

$$A = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & \frac{-3mg}{(m+4M)} & \frac{-4c_1}{(m+4M)} & \frac{3c_2}{(m+4M)l} \\ 0 & \frac{3(m+M)g}{(m+4M)l} & \frac{3c_1}{(m+4M)l} & \frac{-3(m+M)c_2}{m(m+4M)l^2} \end{bmatrix} \quad B = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 4 \\ -3 \\ (m+4M)l \end{bmatrix} \quad x = \begin{bmatrix} x \\ \theta \\ \dot{x} \\ \dot{\theta} \end{bmatrix}$$

可制御行列 $V=[B, AB, A^2B, A^3B]$ について、

$$\det V = \frac{-81g^2}{(m+4M)^4 l^4}$$

となるから V の階数は4で、システムは可制御である。しかし重力が作用しない場合($g=0$)、 $\det V = 0$ となるから、システムは不可制御である。 $(g=0, c_2=0)$ の場合、4.2.2の結果の通り V の階数は2となる。 $g=0, c_2 \neq 0$ の場合 V の階数は3となるがやはり不可制御である。)すなわち、倒立振り子系において振り子の安定化と台車位置の制御が同時に行なえるのは重力が作用する場合のみであり、例えば振り子を水平にした力学系において制御可能なのは振り子角度と台車位置のいずれかに限られる。

また、二重倒立振り子についても同様に重力が作用しなければシステムは不可制御であることが確認できる。

例2 2自由度マニピュレータ

第3章の水平多関節2自由度マニピュレータについて運動方程式(3.1)、(3.2)を線形近似すると、

$$\dot{x} = Ax + B\tau$$

$$A = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & \frac{-m_{22}c_\phi}{m_{11}m_{22}-m_{12}^2} & \frac{m_{12}c_\psi}{m_{11}m_{22}-m_{12}^2} \\ 0 & 0 & \frac{m_{12}c_\phi}{m_{11}m_{22}-m_{12}^2} & \frac{-m_{11}c_\psi}{m_{11}m_{22}-m_{12}^2} \end{bmatrix} \quad B = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ m_{22} \\ -m_{12} \\ m_{11}m_{22}-m_{12}^2 \end{bmatrix} \quad x = \begin{bmatrix} \phi \\ \psi \\ \dot{\phi} \\ \dot{\psi} \end{bmatrix}$$

可制御行列 $V=[B, AB, A^2B, A^3B]$ について、 $\det V = 0$ となるからシステムは不可

制御である。この場合も非駆動関節の粘性摩擦係数 $c_{\psi}=0$ ならば V の階数は2、 $c_{\psi} \neq 0$ ならば V の階数は3となる。

より一般的に非駆動関節1個を含む2自由度の力学系において、運動方程式

$$M(\phi, \psi) \begin{bmatrix} \ddot{\phi} \\ \ddot{\psi} \end{bmatrix} + b(\phi, \psi, \dot{\phi}, \dot{\psi}) = \begin{bmatrix} \tau \\ 0 \end{bmatrix}$$

を線形近似した結果が

$$\begin{bmatrix} \delta \ddot{\phi} \\ \delta \ddot{\psi} \end{bmatrix} = -M^{-1} \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{13} & c_{14} \\ c_{21} & c_{22} & c_{23} & c_{24} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta \phi \\ \delta \psi \\ \delta \dot{\phi} \\ \delta \dot{\psi} \end{bmatrix} + M^{-1} \begin{bmatrix} \tau \\ 0 \end{bmatrix}$$

とおけるならば、状態方程式は次のように表わされる。

$$\dot{x} = Ax + B\tau$$

$$A = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ -M^{-1} \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{13} & c_{14} \\ c_{21} & c_{22} & c_{23} & c_{24} \end{bmatrix} & 0 \end{bmatrix} \quad B = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \\ 0 \end{bmatrix} \quad x = \begin{bmatrix} \delta \phi \\ \delta \psi \\ \delta \dot{\phi} \\ \delta \dot{\psi} \end{bmatrix}$$

可制御行列 $V=[B, AB, A^2B, A^3B]$ は、 $c_{21} = c_{22} = 0$ のとき $\det V = 0$ となってシステムは不可制御になる。すなわち、 $b(\phi, \psi, \dot{\phi}, \dot{\psi})$ のうち非駆動関節に作用する要素が $\delta \phi$ 、 $\delta \psi$ に比例する項を含まなければ、システムは不可制御である。

4・3 ブレーキ切替によるPTP制御アルゴリズム

マニピュレータの位置・姿勢を制御する場合、ブレーキON/OFFの二つの制御モードの組合せ方によって、無数の制御アルゴリズムが考えられる。ここではその一例として、最も簡単な任意の2点間のPTP制御を考える。

ブレーキOFFにおいて非駆動関節を制御し、ブレーキONにおいて能動関節を制御するから、マニピュレータの全関節を目標位置に設定するには最低1回のモード切替が必要である。一方ブレーキOFFにおいて非駆動関節と能動

関節を正確な目標位置まで同時に動かすことは困難であると考えられる。そこで制御を行なう順番としては、まずブレーキOFFで非駆動関節を位置決めし、しかるのちにブレーキONで残りの能動関節の位置決めを行なう方が有利である。

これだけでもPTP制御は可能であるが、制御をより容易にするため、最初にブレーキONの区間をつけ加え、そこで能動関節による初期加速を行なう。ブレーキOFFの区間で非駆動関節が動きやすいように、リンク機構に運動エネルギーを与え、能動関節の無駄な動きを小さく抑える。

したがって2点間を結ぶ軌道を次の三つの区間において制御を行なう。

- I. ϕ 軸保持区間 ($T_0 \leq t < T_1$, ブレーキ ON)
- II. ψ 軸解放区間 ($T_1 \leq t < T_2$, " OFF)
- III. ϕ 軸保持区間 ($T_2 \leq t < T_3$, " ON)

IIにおいて非駆動関節を含む r 個の関節を目標軌道に沿って動かし、I・IIIにおいて残りの $n-r$ 個の能動関節を初期位置から最終位置まで動かす。

まずIIにおける軌道とアクチュエータの駆動力をオフラインで次のように計算する(Fig.4.2)。

- ①非駆動関節をすべて含む r 個の関節に対し角度、角速度、角加速度の目標値 $\psi_d(t)$ 、 $\dot{\psi}_d(t)$ 、 $\ddot{\psi}_d(t)$ ($T_1 \leq t < T_2$)を与える。

(ただしブレーキON/OFFの瞬間には非駆動関節が停止していなければならないため、境界条件として $\dot{\psi}_d(T_1) = \dot{\psi}_d(T_2) = 0$)

- ②残り $n-r$ 個の関節について、初期値 $\phi(T_1)$ 、 $\dot{\phi}(T_1)$ を与える。

- ③(4.5)、(4.6)式の計算を行ない、 $\tau(T_1)$ 、 $\ddot{\phi}(T_1)$ を求める。

- ④ $\dot{\phi}(t)$ を数値積分することにより $\phi(T_1 + \Delta T)$ 、 $\dot{\phi}(T_1 + \Delta T)$ を求める。ただし ΔT はサンプリング間隔である。

- ⑤③(4.5)、(4.6)式の計算→④数値積分を反復し、IIの全区間にわたって駆動力 τ 及び角加速度 $\ddot{\theta}$ 、角速度 $\dot{\theta}$ 、角度 θ を計算する。

オフライン計算によって得られた駆動力 τ はフィードフォワード補償に用いることができる。また、IIの区間とI、IIIの区間との間の ϕ 、 $\dot{\phi}$ の境界値をオフライン計算の結果を用いて決定する。

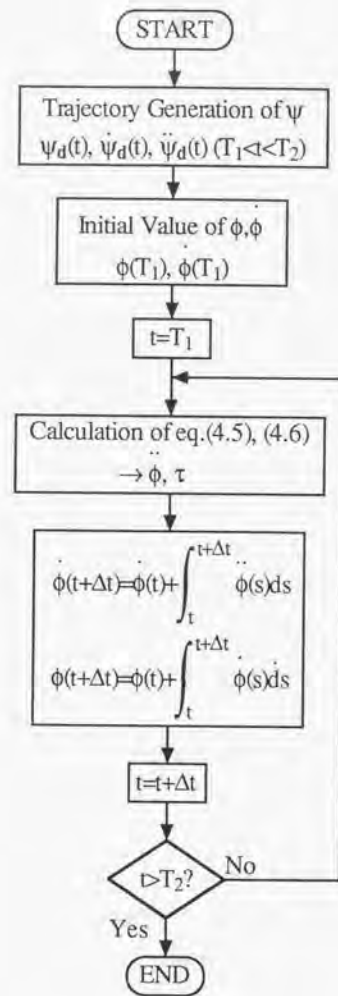


Fig.4.2 能動関節トルクの計算アルゴリズム

リアルタイムで制御を実行するには次のようなフィードバック制御則を用いる。

$$\ddot{\phi}_a' = \ddot{\phi}_a + K_v(\dot{\phi}_a - \dot{\phi}) + K_p(\phi_a - \phi) + K_I \int (\phi_a - \phi) dt \quad (4.16)$$

(K_v, K_p, K_I は対角ゲイン行列)

ここで $\phi_a, \dot{\phi}_a, \ddot{\phi}_a$ は①で与えられた角度, 角速度, 角加速度の目標値, $\phi, \dot{\phi}$ は角度, 角速度の実測値である。(4.16)式で得られた角加速度 $\ddot{\phi}_a'$ を(4.6)式の $\ddot{\phi}_a$ に代入して駆動力 τ を求める。この場合 $\phi, \dot{\phi}$ も数値積分によらず実測値を用いることができる。(4.4a), (4.5), (4.6), (4.16)式より,

$$(\ddot{\phi}_a - \ddot{\phi}) + K_v(\dot{\phi}_a - \dot{\phi}) + K_p(\phi_a - \phi) + K_I \int (\phi_a - \phi) dt = 0 \quad (4.17)$$

という関係が得られ, K_v, K_p, K_I を適当に選べば $\phi_a - \phi$ が0に収束することが保証される。

I及びIIIにおける ϕ の制御は通常のマニピュレータと同じである。Iでは $\phi(T_0)$:初期位置, $\dot{\phi}(T_0)=0$ から, ②で与える $\phi(T_1), \dot{\phi}(T_1)$ を目標値とする制御を行なう。またIIIでは $\phi(T_2), \dot{\phi}(T_2)$ から, $\phi(T_3)$:最終位置, $\dot{\phi}(T_3)=0$ を目標値とする制御を行なう。

以上のアルゴリズムによりマニピュレータの関節角 θ を任意の2点間で動かすことができる。

4・4 シミュレーションによる実現性の評価

本手法の実現性を確認し, マニピュレータの設計データを得るために, 第1軸にアクチュエータ, 第2軸にブレーキを有する平面2自由度マニピュレータ(Fig.4.3)についてシミュレーションを行ない, 必要なトルク, 位置決めに必要な時間等を評価した。(4.5), (4.6)式は具体的に次のように表わされる。

$$\ddot{\phi} = - \frac{M_{22}(\phi) \ddot{\psi} + D_{211}(\phi) \dot{\phi}^2}{M_{21}(\phi)} \quad (4.18)$$

$$\tau = (M_{12}(\phi) - \frac{M_{11}(\phi)M_{22}(\phi)}{M_{21}(\phi)}) \ddot{\psi} + D_{112}(\phi) \dot{\phi} \dot{\psi} + D_{122}(\phi) \dot{\psi}^2 - \frac{M_{11}(\phi)D_{211}(\phi)}{M_{21}(\phi)} \dot{\phi}^2 \quad (4.19)$$

IIにおける ψ の軌道は任意に与えられるから、アクチュエータの負担が小さくなるように正弦波状の加減速を行なう。アクチュエータのトルクを制限するために $|\dot{\psi}|$ の最大値 α を決め、 $\psi(T_1)$ 、 $\psi(T_2)$ の値を与えて $T_2 - T_1$ を求め、 ψ の軌道を決定する。

ϕ の軌道は、4・3節②～⑤のアルゴリズムで決定される。ところが(4.18)式の主要な項は ϕ 、 $\dot{\phi}$ に依存せず、 ψ 、 $\dot{\psi}$ のみの関数となる。そこで、まず $\int_{II} \dot{\phi}(t) dt$ 及び $\int_{III} \{\dot{\phi}(t) - \dot{\phi}(T_1)\} dt$ の値を概算し、後にI、IIIとの接続の条件から初期値 $\phi(T_1)$ 、 $\dot{\phi}(T_1)$ を定める。

I、IIIにおける ϕ の軌道も正弦波状の加減速を行なう。 $\phi(T_0)$ 、 $\phi(T_2)$ の値及び $|\dot{\phi}|$ の最大値 α を与えて、IIとの接続の条件から $T = T_1 - T_0 = T_2 - T_1$ 及び $\phi(T_1)$ 、 $\dot{\phi}(T_1)$ 、 $\phi(T_2)$ 、 $\dot{\phi}(T_2)$ の値を定める。

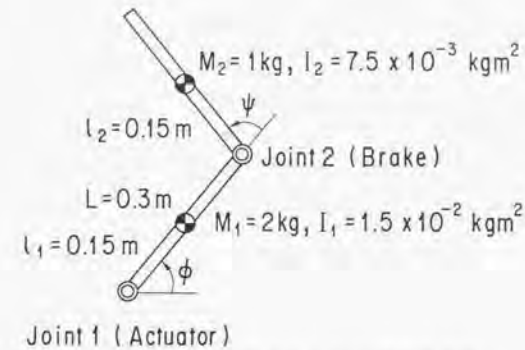
$\alpha = 4\pi \text{ rad/s}^2$ としたときの位置制御の一例をスティック線図(Fig.4.4)で示す。(4.18)、(4.19)式が解を持つ条件は $M_{21} \neq 0$ であるから、このマニピュレータにおいては、 $-2.30 < \psi < 2.30$ の範囲で制御が可能である。そこで、

$$\phi(T_0) = 0, \quad -\frac{2\pi}{3} \leq \psi(T_0) \leq \frac{2\pi}{3},$$

$$0 \leq \phi(T_2) \leq \frac{2\pi}{3}, \quad -\frac{2\pi}{3} \leq \psi(T_2) \leq \frac{2\pi}{3}$$

の範囲で $\phi(T_0)$ 、 $\phi(T_2)$ 、 $\psi(T_2)$ の値を $\pi/6$ 刻みで変化させて与え、最長位置決め時間、最大トルク等を求めた(Table4.1)。この範囲内ではどの2点間の位置決めも2.4s以内に完了し、アクチュエータやブレーキに要求される性能も入手可能な製品で十分満たされる。 $M_{21} = 0$ となる動力学上の特異点に近い $\psi = \pm 2\pi/3$ を範囲から除けば、位置決め時間はさらに短く、トルク・角速度・角加速度はさらに低く抑えられる。(第3章のマニピュレータの仕様はこのシミュレーションの結果に基づいて決定した。)

また(4.18)式においてリンクの質量と長さに依存する係数は消去されるため、マニピュレータの形状が相似形でリンク2の質量分布が一樣である限り、リンクの質量や長さに関係なく、同じ最大角加速度 α の値に対して、 T_2 、 $\dot{\phi}$ 、 $\dot{\psi}$ は同じ最大値を示す。



Joint 1 (Actuator)

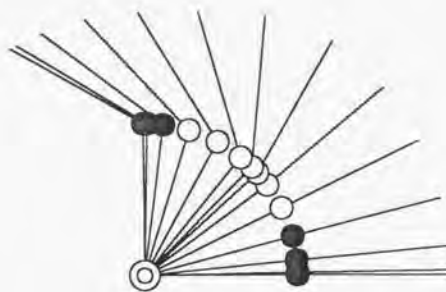
Fig.4.3 2自由度マニピュレータのモデル

Table4.1 シミュレーション結果

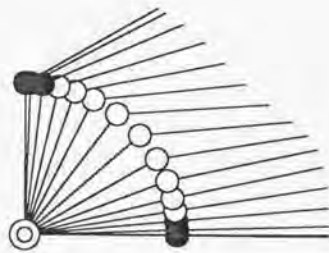
位置決め時間	$T_2 \leq 2.39\text{s}$
能動関節トルク	$\tau_\phi \leq 5.3\text{N}\cdot\text{m}$
能動関節の角速度	$\dot{\phi} \leq 5.4\text{rad/s}$
能動関節の角加速度	$\ddot{\phi} \leq 38.7\text{rad/s}^2$
ブレーキトルク	$\tau_\psi \leq 0.94\text{N}\cdot\text{m}$

Brake ON : ●

Brake OFF : ○



$(\phi, \psi) = (0, 0) \rightarrow (\pi/2, \pi/3)$



$(\phi, \psi) = (0, 0) \rightarrow (\pi/2, -\pi/3)$

Fig. 4.4 PTP制御 (シミュレーション)

4・5 位置制御実験と位置決め精度の評価

4・3節のアルゴリズムを実際に第3章の2自由度マニピュレータに適用し、位置制御の実験を行なった。このマニピュレータの構造及び仕様(第3章参照)は4・4節のシミュレーションに用いたモデルとほぼ同一である。制御系の構成は、次の三つのレベルに整理できる。

- 1) ブレーキOFFの状態では非駆動関節の角度・角速度を目標値に追従させるフィードバック制御。
- 2) ブレーキOFFの状態における非駆動関節の目標軌道的设计及び軌道制御。
- 3) ブレーキON/OFF及び能動関節の制御を含む、マニピュレータ全体のPTP制御。

本節では上記三つの各レベルにおける具体的な制御の構成について述べ、位置制御の実験結果を示す。

4.5.1 フィードバック制御

このマニピュレータの運動方程式は

$$M_{11} \ddot{\phi} + M_{12} \ddot{\psi} + D_{112} \dot{\phi} \dot{\psi} + D_{122} \dot{\psi}^2 + c_{\phi} \dot{\phi} + C_{\phi S} = \tau_{\phi} \quad (3.1)$$

$$M_{21} \ddot{\phi} + M_{22} \ddot{\psi} + D_{211} \dot{\phi}^2 = 0 \quad (3.2)$$

で表わされる。上式の ϕ 、 $\dot{\phi}$ 、 ψ 、 $\dot{\psi}$ に各関節で計測された角度及び角速度の現在値を代入すると、慣性項の係数 M_{11} 、 M_{12} 、 M_{21} 、 M_{22} 、コリオリ・遠心力項 $D_{112} \dot{\phi} \dot{\psi}$ 、 $D_{122} \dot{\psi}^2$ 、 $D_{211} \dot{\phi}^2$ 及び摩擦トルク $c_{\phi} \dot{\phi}$ 、 $C_{\phi S}$ が求められる。さらに角加速度 $\ddot{\psi}$ に目標値($=\ddot{\psi}_d$)を与えると、(3.2)式は $\ddot{\phi}$ を未知数とする1次方程式とみなせる。 $M_{21} \neq 0$ ならば(3.2)式は一意に解くことができ、

$$\ddot{\phi} = - \frac{M_{22} \ddot{\psi}_d + D_{211} \dot{\phi}^2}{M_{21}} \quad (4.20)$$

(4.20)式を(3.1)式に代入すると、

$$\tau_{\phi} = (M_{12} \frac{M_{11} M_{22}}{M_{21}}) \ddot{\psi}_d + D_{112} \dot{\phi} \dot{\psi} + D_{122} \dot{\psi}^2 - \frac{M_{11} D_{211} \dot{\phi}^2}{M_{21}} + c_{\phi} \dot{\phi} + C_{\phi S} \quad (4.21)$$

(4.21)式で求められたトルク τ_{ϕ} を与えれば、角加速度 $\ddot{\phi}$ 、 $\ddot{\psi}_d$ が得られる。すなわちブレーキOFFの状態では、能動関節トルクによって、非駆動関節の角

加速度 $\ddot{\phi}$ が任意に決定できる。

ブレーキOFFの状態では非駆動関節の角度・角速度を目標値に追従させるために、 τ_ϕ をフィードフォワード項とし、それにフィードバック項を付け加えた次のようなPID制御則を考える。

$$\tau_\phi' = \tau_\phi + K_v \dot{\phi} (\dot{\phi}_a - \dot{\phi}) + K_p \phi (\phi_a - \phi) + K_i \int (\phi_a - \phi) dt \quad (4.22)$$

ここで ϕ_a , $\dot{\phi}_a$, $\ddot{\phi}_a$ は非駆動関節の角度, 角速度, 角加速度の目標値, ϕ , $\dot{\phi}$ は角度, 角速度の実測値である。(4.22)式で得られたトルク τ_ϕ' を与えれば,

$$(M_{12} - \frac{M_{11}M_{22}}{M_{21}})(\ddot{\phi}_a - \ddot{\phi}) + K_v \dot{\phi} (\dot{\phi}_a - \dot{\phi}) + K_p \phi (\phi_a - \phi) + K_i \int (\phi_a - \phi) dt = 0 \quad (4.23)$$

という関係が(3.1), (3.2), (4.21), (4.22)式より得られ, $K_p \phi$, $K_v \dot{\phi}$, $K_i \int \phi$ を適当に選べば $\phi_a - \phi \rightarrow 0$ が保証される。

制御則(4.22)には非駆動関節の角速度 $\dot{\phi}$ のフィードバックが含まれる。ところが $\dot{\phi}$ の計測には ϕ と比してパルス数の少ないエンコーダを用いているため、 $\dot{\phi}$ を ϕ の数値微分により求めると、量子化誤差の影響が生ずる。またセンサとモータとの間に減速機によるコンプライアンス要素が入るため、フィードバックゲインを高くすると発振が起こりやすい。そこで安定なまま位置剛性を高めるため、 ϕ の比例・積分フィードバックと、モータ軸において計測された $\dot{\phi}$ の速度フィードバックを組合せた制御則を試みた。

(3.2)式において遠心力項が無視でき、 M_{21} の時間変化が十分小さいとすれば、両辺を積分して、

$$(\dot{\phi} - \dot{\phi}_0) \doteq -\frac{M_{21}}{M_{22}}(\phi - \phi_0) \quad (4.24)$$

そこでフィードバック則としては、 $\dot{\phi}_a$ を能動関節の角速度の目標値として、

$$\tau_\phi' = \tau_\phi - \frac{M_{21}}{M_{22}} K_v \dot{\phi} (\dot{\phi}_a - \dot{\phi}) + K_p \phi (\phi_a - \phi) + K_i \int (\phi_a - \phi) dt \quad (4.25)$$

とすれば、(4.22)式のフィードバックとほぼ等価の効果が得られる。ただし $\dot{\phi}_a$ は任意の目標値ではなく、(4.20)式における $\dot{\phi}$ を積分して求めた値である。

上の方法はオブザーバにより $\dot{\phi}$ の推定値 $\hat{\dot{\phi}}$ を求める方法の拡張としても解釈できる。(3.1), (3.2)式を線形近似し、システムの状態方程式を求めると、

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{b}\tau \quad (4.26)$$

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} \phi \\ \dot{\phi} \\ \ddot{\phi} \\ \dot{\ddot{\phi}} \end{bmatrix} \quad \mathbf{A} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & -N_{11}c_\phi & 0 \\ 0 & 0 & -N_{21}c_\phi & 0 \end{bmatrix} \quad \mathbf{b} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ N_{11} \\ N_{21} \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} N_{11} & N_{12} \\ N_{21} & N_{22} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} \\ M_{21} & M_{22} \end{bmatrix}^{-1}$$

状態変数のうち $y = [\phi, \dot{\phi}, \ddot{\phi}]^T$ は出力として検出できるとし、 $\dot{\phi}$ を推定する1次の最小次元オブザーバを構成する。($\dot{\phi}$ は ϕ の数値微分により求める。)

$$\dot{\mathbf{z}} = \hat{\mathbf{a}}\mathbf{z} + \hat{\mathbf{b}}\mathbf{y} + \hat{\mathbf{j}}\tau \quad (4.27)$$

$$\hat{\dot{\phi}} = \mathbf{z} + \mathbf{h}\mathbf{y}$$

$\mathbf{h} = [h_1, h_2, h_3]$ を設計パラメータとしてGopinathの方法により各係数を決定すると、

$$\hat{\mathbf{a}} = -h_2$$

$$\hat{\mathbf{b}} = [-h_1 h_2, -h_2^2, -h_1 - (N_{21} - N_{11} h_3) c_\phi - h_2 h_3] \quad (4.28)$$

$$\hat{\mathbf{j}} = N_{21} - N_{11} h_3$$

オブザーバの極は $-h_2$ になるから $h_2 > 0$ において安定である。 $h_1 = 0$, $h_3 = N_{21}/N_{11}$ ($= -M_{21}/M_{22}$)とおけば、

$$\dot{\mathbf{z}} = -h_2 \mathbf{z} - h_2^2 \phi + \frac{M_{21}}{M_{22}} h_2 \dot{\phi} \quad (4.29)$$

$$\hat{\dot{\phi}} = \mathbf{z} + h_2 \phi - \frac{M_{21}}{M_{22}} \dot{\phi}$$

となり、 ϕ , $\dot{\phi}$ のみから $\hat{\dot{\phi}}$ が推定できる。

ところでオブザーバ(4.29)を伝達関数で表わすと、

$$\hat{\dot{\phi}} = \frac{h_2}{s+h_2} s\psi + \frac{s}{s+h_2} \left(-\frac{M_{21}}{M_{22}} \dot{\phi} \right) \quad (4.30)$$

したがって $\hat{\dot{\phi}}$ は、 $\dot{\phi}$ の微分値をカットオフ周波数 $h_2/2\pi$ の1次LPFに通した値に、 $-M_{21}\dot{\phi}/M_{22}$ を同一周波数の1次HPFに通した値を加えたものである。

$h_2=0$ とすれば $\ddot{\psi} = -M_{21} \dot{\phi} / M_{22}$ であり、(4.25)式と同じく $\dot{\phi}$ がフィードバックされる。ただし $h_2=0$ の場合 $\ddot{\psi}$ の $\dot{\psi}$ に対する誤差はゼロに収束せず、遠心力項や M_{21} の時間変化に起因する誤差が残る。そこでそれらを考慮した(4.20)式を積分して $\dot{\phi}_a$ を求め、誤差を補償したのが制御則(4.25)であると解釈できる。

4.5.2 非駆動関節の軌道制御

非駆動関節のブレーキがOFFの状態において、ある目標軌道に沿って非駆動関節の位置決めを行なう。その際、非駆動関節の目標軌道の設計及び軌道制御の方法について述べる。非駆動関節の角度の初期値を ψ_0 、目標値を ψ_{end} とすると目標軌道 $\psi_a(t)$ ($T_1 \leq t \leq T_2$) が満たすべき条件は、

- a) $\psi_a(T_1) = \psi_0, \psi_a(T_2) = \psi_{end}$
- b) $\dot{\psi}_a(T_1) = \dot{\psi}_a(T_2) = 0$
- c) $\ddot{\psi}_a(t)$ ($T_1 \leq t \leq T_2$) が有限の値をとる。

の三つである。a) は軌道に沿って位置決めを実行するための条件、b) は非駆動関節の停止中にブレーキON/OFFを行なうための条件、c) は目標軌道が物理的に実現可能であるための条件である。

さらに、ブレーキ作動時間の遅れ(ON→OFF時10~20ms, OFF→ON時20~50ms)も考慮して、

d) $\dot{\psi}_a(t) = 0$ ($T_1 \leq t \leq T_1', T_2' \leq t \leq T_2$)

を付け加え、時刻 T_1 でブレーキOFF、 T_2' でブレーキONとする。ただし $T_1' - T_1 = 20\text{ms}$, $T_2 - T_2' = 60\text{ms}$ とした。

以上の条件をすべて満たす軌道として、

$$\begin{aligned} \psi_a(t) &= \psi_0 & (T_1 \leq t \leq T_1') \\ \psi_a(t) &= \psi_0 + (\psi_{end} - \psi_0) \left\{ \frac{t - T_1'}{T_2' - T_1'} - \frac{1}{2\pi} \sin \frac{2\pi(t - T_1')}{T_2' - T_1'} \right\} & (T_1' \leq t \leq T_2') \\ \psi_a(t) &= \psi_{end} & (T_2' \leq t \leq T_2) \end{aligned} \quad (4.31)$$

を採用した。また能動関節トルクにある制限値 $\tau_{\phi_{max}}$ を設け、能動関節トルクのうち慣性成分の絶対値がその値を越えないように $T_2' - T_1'$ を決定した。(4.21)式より、

$$\ddot{\psi}_{a_{max}} = \left(\frac{M_{21}}{M_{12}M_{21} - M_{11}M_{22}} \right) \tau_{\phi_{max}} \quad (4.32)$$

とおき、

$$T_2' - T_1' = |2\pi(\psi_{end} - \psi_0) / \ddot{\psi}_{a_{max}}|^{1/2} \quad (4.33)$$

Fig.4.5に設計された目標軌道の例を示す。

非駆動関節を目標軌道に追従させるには、目標値 $\psi_a, \dot{\psi}_a, \ddot{\psi}_a$ 及び実測値 $\phi, \dot{\phi}, \psi, \dot{\psi}$ をもとに(4.21)式のフィードフォワード計算及び(4.25)式のフィードバック計算を行ない、 τ_{ϕ} を求める。 $\dot{\phi}_a(t)$ 及び $\tau_{\phi}(t)$ ($T_1 \leq t \leq T_2$) の値を以下の手順であらかじめ計算しておけば、実時間制御においては(4.25)式の計算のみ行えばよく、サンプリング時間が短縮できる。

- ① 非駆動関節の目標軌道 $\psi_a(t)$ ($T_1 \leq t \leq T_2$) を与え、 $\dot{\psi}_a, \ddot{\psi}_a$ を求める。
- ② 能動関節の初期状態 $\phi_a(T_1), \dot{\phi}_a(T_1)$ を与える。
- ③ (4.20), (4.21)式より、 $\dot{\phi}_a$ 及び $\tau_{\phi}(t)$ の値を計算する。
- ④ $\dot{\phi}_a, \phi_a$ を数値積分し、サンプリング間隔 ΔT 後の $\phi_a, \dot{\phi}_a$ の値を求める。
- ⑤ ③, ④を反復し、 $T_1 \leq t \leq T_2$ の範囲で $\phi_a(t)$ 及び $\dot{\phi}_a(t)$ を求める。

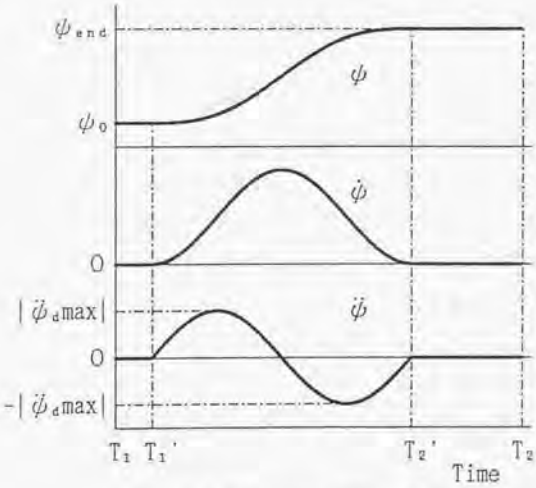


Fig.4.5 非駆動関節の目標軌道

4.5.3 PTP制御

任意の2点間の位置決めを行なうためにブレーキON/OFFの二つの状態における制御を組合せて運動パターンを構成する。ブレーキOFFにおいて非駆動関節を制御し、ブレーキONにおいて能動関節を制御するから、マニピュレータ全体の姿勢を制御するには最低1回のモード切替が必要である。ここでは4・3節にしたがってモード切替を2回とし、軌道を

- (i) : $T_0 \leq t \leq T_1$, ブレーキON
- (ii) : $T_1 \leq t \leq T_2$, ブレーキOFF
- (iii) : $T_2 \leq t \leq T_3$, ブレーキON

の三つに区分する。(i)では能動関節による初期加速を行ない、(ii)では非駆動関節の位置決め、(iii)では能動関節の位置決めを行なう。

能動関節、非駆動関節の角度の初期値をそれぞれ(ϕ_0, ψ_0)、目標値を(ϕ_{end}, ψ_{end})とする。(ii)における ψ_0 から ψ_{end} への非駆動関節の位置決めについては4.5.2に述べた。(i)では $\phi = \phi_0, \dot{\phi} = 0$ の状態から、 $\phi = \phi_a(T_1), \dot{\phi} = \dot{\phi}_a(T_1)$ を目標値とする制御を行なう。(iii)では $\phi = \phi_a(T_2), \dot{\phi} = \dot{\phi}_a(T_2)$ の状態から、 $\phi = \phi_{end}, \dot{\phi} = 0$ を目標値とする制御を行なう。(i)、(iii)でも(ii)と同様に、能動関節トルクの制限値をもとに $|\dot{\phi}|$ の上限を決定し、正弦波状の加減速を行なう軌道を設計した。(ii)における能動関節の初期状態 $\phi_a(T_1), \dot{\phi}_a(T_1)$ は任意に選ぶことができるから、反復シミュレーションによって位置決め時間 $T_3 - T_0$ が最小となるように選んだ。また(i)、(iii)における能動関節のフィードバック制御は、通常のマニピュレータ関節の制御と同様である。

Fig. 4.6に以上三つのレベルからなる制御系全体の構成を示す。

4.5.4 実験結果

4.5.1~4.5.3の制御系をFig. 3.2のコントローラにインプリメントした。制御におけるサンプリング間隔は1msとした。

Fig. 4.7は制御則(4.22)または(4.25)によるステップ応答の結果である。能動関節、非駆動関節ともに静止した状態から、非駆動関節の目標値にステップ状($0 \rightarrow 0.5\text{rad}$)の変化を与えた。閉ループ系の極が -34.2 (3重根)となるようにゲインを設定した。制御則(4.22)による応答(a)には振動が生じている。同じゲインに対しても、(4.25)式による応答(b)は安定している。制御則(4.25)

では、制御則(4.22)で振動がはじまる位置ゲインの10倍以上にゲインを上げても安定した応答が得られた。

次に能動関節、非駆動関節ともに静止した状態から非駆動関節に目標軌道を与え、4.5.2で述べたアルゴリズムを用いて追従させる制御を行なった。 $\phi_0 = 0, \psi_{end} = 1(\text{rad}), T_2 - T_1 = 0.5\text{s}$ として、(4.31)式の目標軌道を与えた。結果をFig. 4.8に示す。(a)は制御則(4.25)による応答結果である。ほぼ目標軌道(b)に沿った制御が行なわれている。ここでは閉ループ極は -41.5 (3重根)とした。

Fig. 4.9のスティック線図は4.5.3のアルゴリズムによる、マニピュレータ全体のPTP制御の実行例である。位置決め時間は1.05secであった。

非駆動関節の位置決め精度を調べるため、 $\phi_0 = 0, \psi_0 = 0, \phi_{end} = 0 \sim \pi/2, \psi_{end} = \pi/12 \sim \pi/2$ の範囲で ϕ_{end}, ψ_{end} を $\pi/12$ 刻みに変え、全ての点について位置決めを行なった。 ψ の位置決め誤差は $1.3 \times 10^{-3}\text{rad}$ 以下であった。

制御の再現性を調べるため、 $\phi_0 = 0, \psi_0 = 0$ から $\phi_{end} = \pi/2, \psi_{end} = \pi/3$ に100回位置決めを行ない、繰返し精度を測定した。 ψ の位置決め誤差の平均値は、 $4.5 \times 10^{-4}\text{rad}$ であった。また繰返し精度の指標として求めた標準偏差は $1.7 \times 10^{-4}\text{rad}$ であった。エンコーダの分解能は $2.6 \times 10^{-4}\text{rad}$ であるから、ほぼ限界に近い繰返し精度が得られている。

さらに、パラメータ変動の影響を調べるため、アーム先端に0.5kgのウェイトを取り付け、ウェイトなしのパラメータで繰返し位置決めを行なった($\phi_0 = 0, \psi_0 = 0 \rightarrow \phi_{end} = \pi/2, \psi_{end} = \pi/3$)。 ψ の平均誤差は $2.1 \times 10^{-3}\text{rad}$ と比較的小さく、モデル誤差の影響の大半はフィードバック制御によって補償できることがわかった。また ψ の標準偏差は $2.1 \times 10^{-4}\text{rad}$ で、繰返し精度はほとんど悪化しなかった。

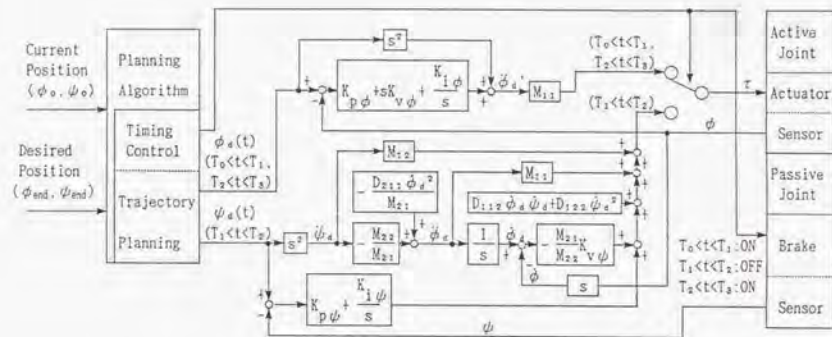
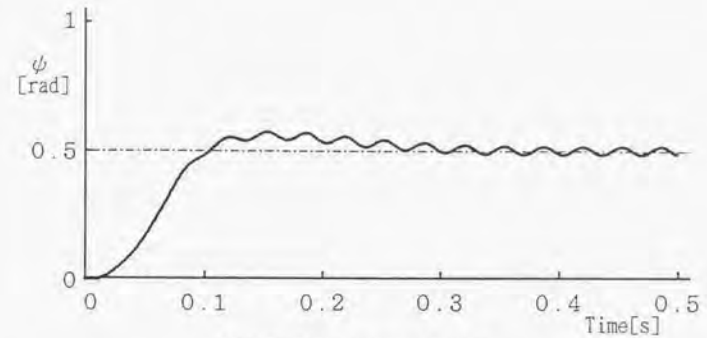
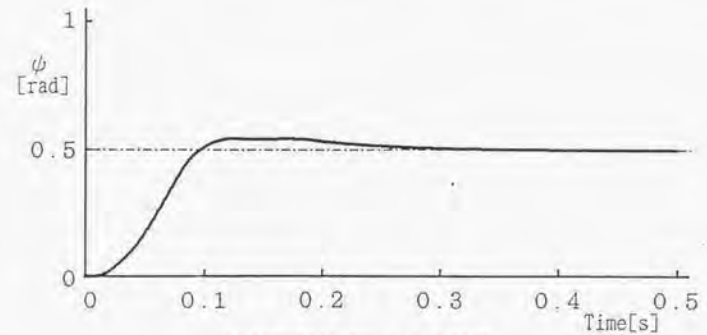


Fig.4.6 位置制御系の構成

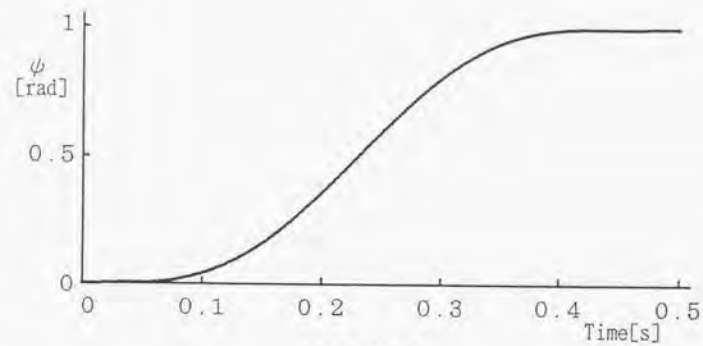


(a)制御則(4.22)による結果

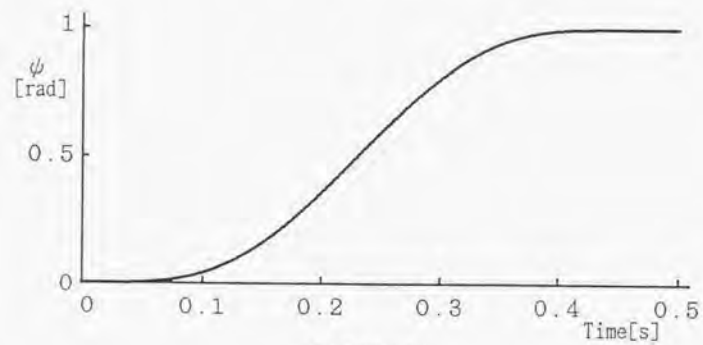


(b)制御則(4.25)による結果

Fig.4.7 非駆動関節のステップ応答

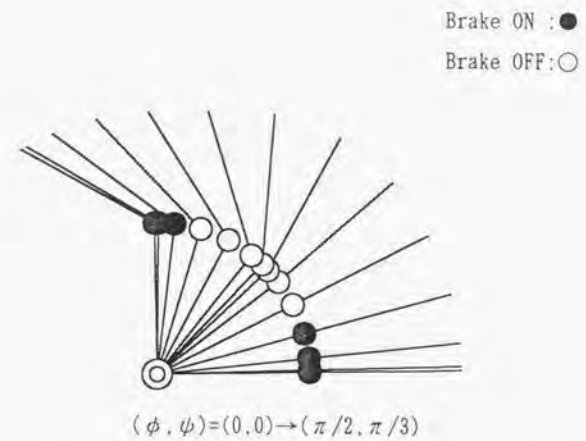


(a) 実験結果

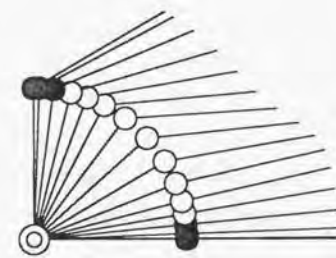


(b) 目標軌道

Fig. 4.8 非駆動関節の軌道追従



$$(\phi, \psi) = (0, 0) \rightarrow (\pi/2, \pi/3)$$



$$(\phi, \psi) = (0, 0) \rightarrow (\pi/2, -\pi/3)$$

Fig. 4.9 PTP制御 (実験結果)

4・6 非駆動関節が能動関節よりも多い場合

前節までは能動関節の数 (r) が非駆動関節の数 ($n-r$) と等しいかまたはそれより大きい場合の位置決めを扱ってきた。これは4・3節のアルゴリズムではすべての非駆動関節のブレーキON/OFFを同時に行ない、また4・1節で示したように、 r 個の能動関節トルクで同時に制御できる関節の数が最大 r 個に限られるからである。しかし角加速度を制御する r 個の関節の割当てを、ブレーキのON/OFFによって順次切換えてゆけば、非駆動関節の数が能動関節より多くても、位置決め制御の実現が可能である。

$n-r > r$ の場合も、同時にブレーキを解放して制御できる非駆動関節の数は最大で r 個である。そこで非駆動関節のうち m_1 個 ($m_1 \leq r$) のブレーキをOFF、他の非駆動関節のブレーキをONにして、 $n-r \leq r$ の場合と同様の手順によりブレーキOFFの非駆動関節を制御する。位置決めが完了したら非駆動関節のブレーキON/OFFを切換え、異なる組合せの m_2 個 ($m_2 \leq r$) の非駆動関節を同様に制御する。 m_1, m_2, \dots 個ずつ順次すべての非駆動関節の位置決めを行なう。非駆動関節の位置決めが完了したら全ての保持ブレーキをONにし、位置決めの完了していない能動関節の位置決めを行なう。

4・7 重力が作用する場合

4・4節におけるシミュレーション及び4・5節における実験では非駆動関節に重力が作用しない水平多関節型マニピュレータにおける位置決め制御の実現性を示した。しかし非駆動関節に重力が作用しないということは本質的な問題ではなく、非駆動関節と能動関節との間に動力学的干渉が存在すれば、理論的には重力が作用する場合でも4・3節の方法により位置決めが可能である。問題は位置決めを行なう際の加減速に必要な能動関節のトルクが重力の影響によって非常に大きなものにならないかということである。本節では非駆動関節に重力が作用する二つの適用例に関して、シミュレーションにより本手法の有効性を検討する。

4.7.1 垂直多関節マニピュレータ

4・4節のシミュレーションに用いた水平多関節マニピュレータを垂直に置き直した2自由度の垂直多関節マニピュレータ(Fig.4.10)に4・3節の手法を適用してシミュレーションを行なった。シミュレーション結果の一例をFig.4.11にスティック線図で示す。能動関節トルクに余裕がありブレーキ解放時に十分速い加減速が可能なのは、重力の影響が相対的に小さくなり、重力が作用しない場合と同様の制御が可能である。ブレーキ解放時間が長すぎると重力による第2リンクの運動が過大となり、能動関節の角度が最終目標値から極端にずれる場合がある。一方、重力の影響は非駆動関節の加速または減速の少なくとも一方に寄与しうる。第2リンクを剛体振子と考えると、その周期を T とする。位置決め途中で第2リンクが最下点($\phi + \psi = 0$)を通過する場合はブレーキ解放時間を $T/4 \sim T/2$ 、通過しない場合は $T/4$ 程度に設定すれば、重力の影響を有効に利用することができ、能動関節トルク低減・位置決め時間短縮等の効果が得られる。Fig.4.11の例では解放時間を $T/4 = 0.23s$ とした。

次に、第2リンクについてバランスウェイトによる重力補償を行なった場合のシミュレーションを行なった。この場合 ψ 軸の重力項がゼロとなるほか、 ϕ ・ ψ 軸の遠心・コリオリ力項がゼロとなり、また慣性行列もマニピュレータの姿勢に依存せず一定値をとるため計算は非常に簡単になる。ただし干渉項の値が重力補償を行なわない場合よりも相対的に小さくなるため、能動関節の最大トルクが同じ場合は位置決め時間がより長くなる。Fig.4.12にシミュレーション結果を示す。

4.7.2 ブラキーション型移動ロボット

ブラキーション型移動ロボット(BMR)とは、はしごにぶら下がった状態から腕を交互に前に送って次のはしごをつかみ前進する新しいタイプの移動ロボットである²⁾。BMRの片腕支持状態における制御に本手法を適用する。BMRとしてはFig.4.13のような3リンクモデルを考える。この場合支持腕・胴体間の角度 ϕ 、支持腕・遊腕間の角度 ψ_2 を能動関節とし、また支持腕の傾き ψ_1 を非駆動関節とする。両腕ではしごをつかんだ状態では ψ_1 は動かず、マニピュレータにおけるブレーキ固定状態と等価である。本手法ではブレーキ解放時に能動関節と同数の関節を同時に制御できる。能動関節数は2であるから、

Joint1(Actuator)

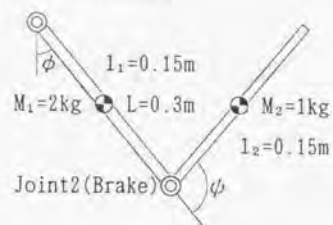
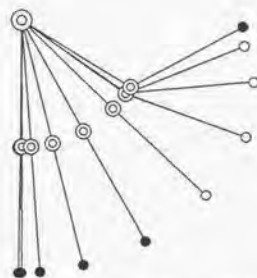
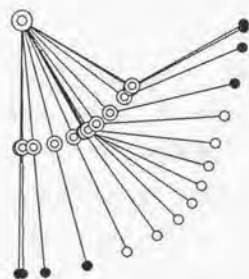


Fig.4.10 垂直多関節マニピュレータのモデル



$(\phi, \psi) = (0, 0) \rightarrow (\pi/3, \pi/3)$

Fig.4.11 シミュレーション結果



$(\phi, \psi) = (0, 0) \rightarrow (\pi/3, \pi/3)$

Fig.4.12 シミュレーション結果 (重力補償)

ψ_1, ψ_2 を制御して遊腕先端を位置決めする。Fig.4.14は遊腕先端が次のほしごまで直線の経路を通るように、 ψ_1, ψ_2 に目標軌道を与えた場合のシミュレーション結果である。この場合もBMR全体 ($\phi=\pi, \psi_2=0$)を剛体振子としたときの周期Tを求め、片腕支持状態の時間を $T/2 (=0.66s)$ に設定することにより、重力の影響を有効に利用し、能動関節トルクを低減することができた。

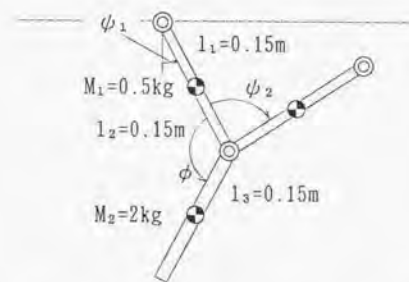


Fig.4.13 ブラキエーション移動ロボット

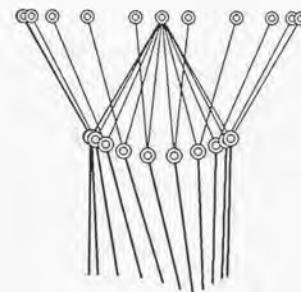


Fig.4.14 シミュレーション結果

第5章 非駆動関節を有するマニピュレータの作業空間における制御

本論文の制御手法においては非駆動関節の保持ブレーキを解放した状態における制御が最も重要なポイントになる。前章までに述べた方法では関節座標系において制御を行っていた。すなわち非駆動関節に目標軌道を与え、それを実現するための能動関節の軌道及びトルクを求めた。能動関節の軌道は非駆動関節の目標軌道及び関節間の干渉によって決定され、したがってマニピュレータ先端の位置を規定することはできなかった。ところが実際の作業の便宜を考えた場合、最も大きな意味を持つのは直交座標系等の作業座標空間におけるマニピュレータ先端の位置である。

そこで本章の5・1節、5・2節ではマニピュレータ先端の位置を関節座標系ではなく作業座標系で制御する手法を提案する。非駆動関節を有するマニピュレータの先端位置を作業座標系で表わし、運動方程式を作業座標を用いて記述する。成分間の干渉を利用すれば、能動関節の個数と同じ数の成分に任意の目標加速度を与えることが可能である。座標を構成する成分を「被制御成分」及び「補償成分」に分離して被制御成分を優先的に制御する。

またマニピュレータの応用では、非駆動関節を解放した状態においても、先端が通過する空間経路を管理しなくてはならない場合がしばしば生ずる。(ここでは作業空間内の曲線として幾何学的に定義される、時間に依存しない位置の連続を経路(path)と呼び、時間に依存する位置の変化を軌道(trajjectory)と呼んで区別する。)例えば障害物回避のためには、障害物と交わらない目標経路にマニピュレータを追従させることが必要である。5・3節、5・4節では5・2節までの手法を拡張し、マニピュレータの先端位置を目標経路に沿って制御する手法について述べる。本手法では目標経路に基づいて作業空間内に「経路座標系」を設定し、マニピュレータの運動方程式を経路座標を用いて記述する。経路座標の成分間の動学的干渉性を利用して、経路方向と直交する成分を優先的に制御することにより、マニピュレータの運動を経路上に拘束する。最後に5・5節において第3章の2自由度マニピュレータを用いた実験を行ない、提案した手法の有効性を示す。

5・1 運動方程式の作業座標表現

制御対象をn自由度のマニピュレータとし、そのうち能動関節はr個、非駆動関節は残りn-r個とする。作業空間もn次元とする。マニピュレータの運動方程式は次のように表わされる。

$$M(\theta)\ddot{\theta} + b(\theta, \dot{\theta}) = u \quad (5.1)$$

ただし、 $\theta \in R^n$ は関節座標ベクトル、 $M(\theta) \in R^{n \times n}$ は慣性行列、 $b(\theta, \dot{\theta}) \in R^n$ はコリオリ・遠心力、重力及び摩擦力ベクトルの和である。(5.1)式を作業座標ベクトル $p \in R^n$ を用いて表わすことを考える。 $J \in R^{n \times n}$ をヤコビ行列とすると、作業座標 p と関節座標 θ との間には、

$$\dot{p} = J\dot{\theta} \quad (5.2)$$

という関係が成立つ。(5.2)式の両辺を時間で微分すると、

$$\ddot{p} = J\ddot{\theta} + \dot{J}\dot{\theta} \quad (5.3)$$

(5.3)式より、

$$\ddot{\theta} = J^{-1}(\ddot{p} - \dot{J}\dot{\theta}) \quad (5.4)$$

また、ここで次のようにおく、

$$p = \begin{bmatrix} x \\ y \end{bmatrix}_{n-r}, \quad M = \begin{bmatrix} M_1 \\ M_2 \end{bmatrix}_{n-r}, \quad u = \begin{bmatrix} \tau \\ 0 \end{bmatrix}_{n-r}, \quad b = \begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \end{bmatrix}_{n-r} \quad (5.5)$$

$$H = J^{-1} = \begin{bmatrix} H_1 & H_2 \end{bmatrix}_{r, n-r}$$

ただし $\tau \in R^r$ は能動関節トルクである。次節で述べるように、作業座標 p のうち成分 x を被制御成分として優先的に目標の運動を与え、残りの成分 y を補償成分としてこれには被制御成分の目標運動を実現するための運動を行なわせる。(5.4)、(5.5)式を(5.1)式に代入すると、

$$M_1 H_1 \ddot{x} + M_1 H_2 \ddot{y} - M_1 H_1 \dot{J} \dot{\theta} + b_1 = \tau \quad (5.6a)$$

$$M_2 H_1 \ddot{x} + M_2 H_2 \ddot{y} - M_2 H_1 \dot{J} \dot{\theta} + b_2 = 0 \quad (5.6b)$$

運動方程式は作業座標を用いて表わされ、能動関節に関する式(5.6a)と非駆動関節に関する式(5.6b)に分割される。

5・2 作業座標における制御

5.2.1 制御系の構成

本節では、作業座標の成分間の干渉を利用して、能動関節と同じ数の成分に任意の目標加速度を発生できることを示す。これを利用して、作業座標のうち被制御成分には優先的に目標軌道を与え、残りの補償成分には被制御成分の目標軌道を実現させるための運動を生成する制御系を構成する。

(5.6)式において θ 、 $\dot{\theta}$ に実測値を代入すると、行列 M 、 H 、 J 、ベクトル b の各成分が求まる。さらに被制御成分 x の加速度 \ddot{x} に目標値を与えると、(5.6b)式は \ddot{y} を未知数とする連立1次方程式とみなせる。係数行列 $M_2 H_2 \in R^{(n-r) \times (n-r)}$ が正則ならば(5.6b)式は一意に解くことができ、

$$\ddot{y} = (M_2 H_2)^{-1} (-M_2 H_1 \ddot{x} + M_2 H \dot{\theta} - b_2) \quad (5.7)$$

また(5.7)式を(5.6a)式に代入すれば、 \ddot{x} の目標値を実現するためのトルク τ が求まる。

$$\tau = (M_1 - M_1 H_2 (M_2 H_2)^{-1} M_2) (H_1 \ddot{x} - H \dot{\theta}) - M_1 H_2 (M_2 H_2)^{-1} b_2 + b_1 \quad (5.8)$$

このトルク τ を能動関節において発生すれば、 x 成分の目標加速度 \ddot{x} が得られる。すなわち r 個の能動関節トルク τ によって、マニピュレータ先端位置の作業座標のうち r 個の被制御成分 x に任意の加速度を与えることができる。

被制御成分の目標軌道から加速度目標値を求め、(5.8)式よりトルクを計算する開ループ制御のみでは、外乱やモデル誤差によりマニピュレータが目標軌道から外れる恐れがある。そこで以下の手順で閉ループ制御を構成する。被制御成分の位置、速度、加速度の目標値をそれぞれ x_d 、 \dot{x}_d 、 \ddot{x}_d とおき、次のようなPID制御則を適用する。

$$\ddot{x}_d' = \ddot{x}_d + K_v (\dot{x}_d - \dot{x}) + K_p (x_d - x) + K_i \int (x_d - x) dt \quad (5.9)$$

K_p 、 K_v 、 $K_i \in R^{r \times r}$ はそれぞれ位置、速度、積分ゲインを表す対角行列である。(5.9)式の \ddot{x}_d' を(5.8)式の \ddot{x} に代入して求めたトルク τ を能動関節において発生すれば、

$$(\ddot{x}_d - \ddot{x}) + K_v (\dot{x}_d - \dot{x}) + K_p (x_d - x) + K_i \int (x_d - x) dt = 0 \quad (5.10)$$

という関係が得られ、ゲイン K_p 、 K_v 、 K_i を適当に選べば被制御成分 x の目標値 x_d への収束性が保証される。

Fig.5.1に制御系全体のブロック線図を示す。

5.2.2 ブレーキの役割

非駆動関節のブレーキは初期条件を設定するために用いられる。ブレーキが作動している場合、マニピュレータは r 自由度を有する。非駆動関節は固定され、角速度はゼロとなる。被制御成分の個数は r である。被制御成分は能動関節の角度を含む運動学方程式で表わされる。したがって被制御成分の初期位置 x_0 及び初期速度 \dot{x}_0 を実現するための能動関節の角度及び角速度は逆運動学によって求められる。

補償成分の初期条件は能動関節のみによっては設定できない。補償成分の初期位置を設定する必要がある場合には第4章の位置決めアルゴリズムを用いる。補償成分の初期速度は被制御成分の初期速度によって決定される。

補償成分の最終状態は被制御成分の制御の履歴によって決定される。マニピュレータが初期状態において静止しており、被制御成分の最終速度がゼロとなるよう制御しても、補償成分の最終速度がゼロになるとは限らない。実験においては非駆動関節をブレーキによって強制的に停止させた。この方法ではブレーキの作動遅れのために非駆動関節は正確な角度には止まらない。制御の目的が位置決めの場合には非駆動関節を停止させるためにブレーキ作動の前に作業座標制御から関節座標制御に切換える必要がある。

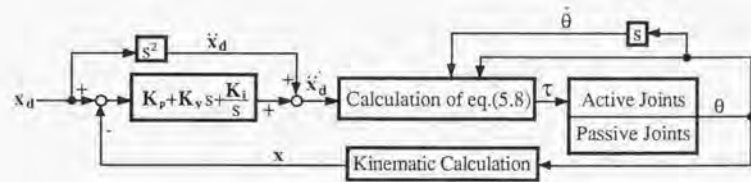


Fig.5.1 作業座標系における制御系

5.2.3 動力学的特異点

本手法を適用する場合に必要な条件は(5.6b)式が唯一の解を持つことである。これは行列 M_2H_2 が正則であること ($\det[M_2H_2] \neq 0$) と等価である。 M_2H_2 が正則でない点では補償成分において加速度を発生しても被制御成分の加速度に影響を及ぼすことはできない。被制御成分の加速度は補償成分の加速度と無関係にマニピュレータの姿勢及び速度によって決定される。こうした動力学的な特異点の近傍では本手法の適用は困難である。

動力学的特異性の条件 ($\det[M_2H_2]=0$) は1自由度の拘束条件となる。例えばマニピュレータが3自由度を持つ場合、動力学的特異点は曲面を構成する。本手法ではマニピュレータはこの曲面を通過することはできない。この問題を回避するなんらかのアルゴリズムが必要である。そのための一つの方法は非駆動関節をブレーキによって固定することである。また被制御成分の選択を切換える方法も考えられる。慣性行列 M は一般には正則であるから、行列 M_2 の階数は $n-r$ である。 M_2H_2 の正則性は H_2 に依存する。被制御成分の選択を変えれば、マニピュレータは動力学的特異点の近傍を通過できる。(ただし、これらの場合にはもとの被制御成分の制御は一時的に解除される。)

5.3 経路座標系の設定

本節以下ではマニピュレータ先端を目標経路に追従させる制御手法について論ずる。まずマニピュレータの目標経路を表現する方法を考える。目標経路は作業空間内の曲線として幾何学的に定義され、時間には依存しないとする。こうした空間経路の表現方法として、特に最短時間軌道計画問題の解法^{1)~3)}においては、経路上の点の位置を経路パラメータのベクトル関数として表わす手法がしばしば用いられる。作業空間が n 次元の場合、経路上の点 $q \in R^n$ は、

$$q = q(s), \quad s_0 \leq s \leq s_1 \quad (5.11)$$

と表わされる。ただし s は経路パラメータで、 $q(s_0)$ 、 $q(s_1)$ はそれぞれ経路の始点、終点である。 s として出発点からの道のりをとれば、 s は一種の座標であるとも考えられる。 s はスカラー量であるから、この手法で表わせるのは経路上にある点のみである。

本節では経路追従制御の構成を目的としており、マニピュレータが外乱等のために経路から外れても、フィードバックによって追従誤差を抑制しマニピュレータを経路上に戻すような制御を考える。したがって経路上の点のみでなく、経路外の点及びその点の経路からの偏差を表わすことが必要である。そこで上記の経路パラメータを用いた手法を拡張し、「経路座標」という概念を導入して経路を表現する。

目標経路が幾何学的に与えられた場合、経路方向の成分 $s \in R$ と、経路に直交する成分 $x \in R^{n-1}$ から構成される直交曲線座標系を作業空間内に設定する(Fig. 5.2)。これを経路座標系と呼ぶ。経路座標で表わされた点 $p \in R^n$ は、

$$p = [x_1, \dots, x_{n-1}, s]^T = [x^T, s]^T \quad (5.12)$$

目標経路上の点では x 成分が一定値 x_d をとるように経路座標系を設定する。

$$x = x_d \text{ (const.)}, \quad s_0 \leq s \leq s_1 \quad (5.13)$$

経路上の点を作業座標 q を用いて表わす(5.11)式に相当する式は、

$$q = q([x_d^T, s]^T), \quad s_0 \leq s \leq s_1 \quad (5.14)$$

となる。ところが(5.14)式は経路上のみでなく空間内のすべての点に拡張され、作業座標系における点の位置 q は経路座標 p のベクトル関数として表わされる。

$$q = q([x^T, s]^T) = q(p) \quad (5.15)$$

(5.15)式は経路座標から作業座標への座標変換の式にはかならない。

経路上の運動は s 成分のみの1自由度で、経路座標系では直線 $x=x_d$ 上の直線

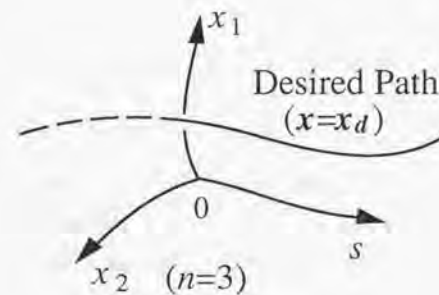


Fig.5.2 経路座標系

運動に相当する。すなわちマニピュレータが経路上にあるとき、経路座標のx成分は時間に依存せず一定値 x_0 をとる。また $x-x_0$ は点 $p=[x^T, s]^T$ の経路に対する偏差を表わす。

例えば $n=3$ の場合に、作業座標系を直交座標系とし、目標経路をxy平面に平行な半径 r_0 の円周とすれば、目標経路は経路パラメータ s を用いて、

$$q(s) = [r_0 \cos(\omega s) + x_0, r_0 \sin(\omega s) + y_0, z_0]$$

と表わせる。ここで経路座標系を円筒座標系とし、

$$q(p) = q([x_1, x_2, s]^T) = [x_1 \cos(\omega s) + x_0, x_1 \sin(\omega s) + y_0, x_2]$$

とすれば、目標経路は経路座標系において、

$$x = [x_1, x_2]^T = [r_0, z_0]^T$$

と表わすことができる。また、この例からもわかるように、目標経路に対して経路座標系は一意には定まらない。この例の場合、目標経路の中心を原点とする球面座標系等を経路座標系とすることもできる。

5・4 経路追従制御

5.4.1 運動方程式の経路座標表現

はじめに関節座標系と作業座標系の成分の個数が一致する場合を考える。制御対象のマニピュレータは n 自由度で、能動関節 $n-1$ 個、非駆動関節1個からなるものとする。マニピュレータの運動方程式は関節座標 $\theta \in R^n$ を用いて次のように表わされる。

$$M(\theta)\ddot{\theta} + b(\theta, \dot{\theta}) = u \quad (5.16)$$

関節トルク $u \in R^n$ は、能動関節トルク $\tau \in R^{n-1}$ と非駆動関節トルク(=ゼロ)からなり、

$$u = [\tau^T, 0]^T \quad (5.17)$$

ここでマニピュレータの運動方程式(5.16)を5・3節で定義された経路座標 p を用いて表わすことを考える。経路座標 p と作業座標 q との間には(5.15)式の関係 $q=q(p)$ が成立つ。また関節座標 θ と作業座標 q の間にはマニピュレータの順運動学により $q=q(\theta)$ という関係が存在する。

$$J_1 = \frac{\partial q}{\partial p} \quad J_2 = \frac{\partial q}{\partial \theta} \quad (J_1, J_2 \in R^{n \times n})$$

とおけば、経路座標 p の関節座標 θ に関するヤコビ行列 $J \in R^{n \times n}$ は、

$$J = \frac{\partial p}{\partial \theta} = J_1^{-1} J_2$$

によって求まり、

$$\dot{p} = J\dot{\theta} \quad (5.18)$$

という関係が成立つ。(5.18)式の両辺を時間に関して微分すると、

$$\ddot{p} = J\ddot{\theta} + \dot{J}\dot{\theta} \quad (5.19)$$

J が正則ならば、

$$\ddot{\theta} = J^{-1}(\ddot{p} - \dot{J}\dot{\theta}) \quad (5.20)$$

また、ここで次のようにおく、

$$M = \begin{bmatrix} M_1 \\ M_2 \end{bmatrix}_{n-1} \quad b = \begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \end{bmatrix}_{n-1} \quad H = J^{-1} = \begin{bmatrix} H_1 & H_2 \\ & \end{bmatrix}_{n-1, 1} \quad (5.21)$$

(5.12), (5.17), (5.20), (5.21)式を(5.16)式に代入すると、

$$M_1 H_1 \ddot{x} + M_1 H_2 \ddot{s} - M_1 H \dot{J} \dot{\theta} + b_1 = \tau \quad (5.22a)$$

$$M_2 H_1 \ddot{x} + M_2 H_2 \ddot{s} - M_2 H \dot{J} \dot{\theta} + b_2 = 0 \quad (5.22b)$$

運動方程式は経路座標を用いて表わされ、能動関節に関する(5.22a)式と非駆動関節に関する(5.22b)式に分割される。

5.4.2 経路追従制御系の構成

本節では5・3節の方法で表現された目標経路に5.4.1節のマニピュレータを追従させる制御の方法を考える。なお初期条件として、非駆動関節の保持ブレーキを解放して経路追従制御に入る以前に、非駆動関節を固定して能動関節を加速する等の方法により、経路方向の成分に関しては十分な初期速度 \dot{s}_0 が与えられているものとする。また、経路終了後に非駆動関節を正確な位置に固定したい場合には、経路計画の段階で目標経路の始点及び終点の近傍に非駆動関節が一定角を保つ区間を設け、ブレーキ動作の瞬間の非駆動関節の角速度をゼロとして動作による衝撃を防ぐ必要がある。

5・1節、5・2節の結果より、マニピュレータの運動方程式を記述する座

標成分間の力学的干渉を利用すれば、能動関節と同じ数の成分に任意の目標加速度を発生することが可能である。現在考えているマニピュレータのうち能動関節は $n-1$ 個である。また経路座標のうち経路方向と直交する x 成分も $n-1$ 個の成分からなる。そこで以下では5・2節の手法を応用し、経路方向と直交する x 成分を被制御成分としてマニピュレータ先端を経路上に拘束するような加速度を優先的に発生させる制御系を構成する。

マニピュレータが目標経路上を運動する場合、(5.13)式より $\dot{x}=0$, $\ddot{x}=0$ である。(5.22b)式において $M_2H_2 \neq 0$ とする。 $H\dot{J}=\dot{H}J$ であることを用いれば、経路方向の加速度は、

$$\ddot{s} = -(M_2H_2)^{-1}(M_2\dot{H}_2\dot{s} + b_2) \quad (5.23)$$

したがって s 及び \dot{s} の初期値を与えれば s の軌道が決定され、時間に依存するマニピュレータの軌道が決まる。その際の能動関節トルクは(5.22a)式より、

$$\tau = (M_1 - M_1H_2(M_2H_2)^{-1}M_2)\dot{H}_2\dot{s} - M_1H_2(M_2H_2)^{-1}b_2 + b_1 \quad (5.24)$$

実際には上のようなトルク入力による開ループ制御では、マニピュレータが目標経路から外れる恐れがあるため、フィードバック制御を行なう。

経路座標のうち経路方向と直交する x 成分を目標値 x_d に拘束するように、加速度 \ddot{x} を優先的に制御する。例えば、次のような P I D 制御則を適用する。

$$\ddot{x} = -K_v\dot{x} - K_p(x-x_d) - K_i \int (x-x_d) dt \quad (5.25)$$

$K_p, K_v, K_i \in R^{(n-1) \times (n-1)}$ はそれぞれ位置、速度、積分ゲインを表わす対角行列である。 x, \dot{x} はそれぞれ x 成分の位置、速度の実測値である。一方、経路方向の s 成分には、(5.25)式の x 成分の加速度を発生させるための加減速を行なわせる。(5.22a)、(5.22b)式において $\theta, \dot{\theta}$ に実測値を代入すると、行列 M, H, J 及びベクトル b の各成分が求まる。さらに x 成分の加速度 \ddot{x} に(5.25)式より求めた値を与えると、(5.22b)式は \ddot{s} を未知数とする1次方程式とみなせる。 $M_2H_2 \neq 0$ ならば(5.22b)式は \ddot{s} に関して一意に解くことができ、

$$\ddot{s} = (M_2H_2)^{-1}(-M_2H_1\ddot{x} + M_2H\dot{J}\dot{\theta} - b_2) \quad (5.26)$$

(5.26)式を(5.22a)式に代入すると、

$$\tau = (M_1 - M_1H_2(M_2H_2)^{-1}M_2)(H_1\ddot{x} - H\dot{J}\dot{\theta}) - M_1H_2(M_2H_2)^{-1}b_2 + b_1 \quad (5.27)$$

(5.27)式より求めたトルク τ を能動関節において発生すれば、 x 成分には(5.25)式の加速度が発生する。マニピュレータ先端の目標経路からの偏差を $e=x-x_d$ と

おくと、(5.25)式より、

$$\ddot{e} + K_v\dot{e} + K_p e + K_i \int e dt = 0 \quad (5.28)$$

ゲイン K_v, K_p, K_i を適当に選べば $e \rightarrow 0$ となり、 x 成分の目標値 x_d への収束性が保証される。すなわちマニピュレータ先端は目標経路上に保たれる。

5.4.3 経路方向の速度

本手法において s 成分は x 成分の目標値を実現するために加減速され、直接には制御できない。経路を通過するために要する時間は経路の形状と経路方向の初期速度によって決定される。 s 成分の初期値を s_0 、終了値を s_1 とする。(5.23)式

$$\ddot{s} = -(M_2H_2)^{-1}(M_2\dot{H}_2\dot{s} + b_2)$$

に初期値 s_0, \dot{s}_0 を与え、 $s_0 \leq s \leq s_1$ の範囲で数値積分を用いて s, \dot{s} を求めることによって、オフラインで終了値 s_1 及び経路の通過時間が求められる。

\dot{s}_0 の絶対値が小さすぎる場合、 \dot{s} の符号が経路の途中で反転して経路の終点まで達しないことがある。そこで終点まで到達可能な \dot{s}_0 の値をあらかじめオフライン計算によって見積もっておくことが望ましい。(5.23)式のうち M_2, H_2 は経路上では s のみの関数として表わせる。また経路上では、 $\dot{\theta} = H_2\dot{s}$ とおける。非駆動関節の摩擦力は無視できる程度に小さいと仮定し、 b_2 はコリオリ・遠心力及び重力のみであるとすれば、(5.23)式は

$$\ddot{s} = f(s)\dot{s}^2 + g(s) \quad (5.29)$$

という形に書き直せる。 $f(s)$ 及び $g(s)$ は s の関数で、初期速度 \dot{s}_0 には依存しない。ところで、

$$\ddot{s} = \frac{ds}{dt} \frac{d\dot{s}}{ds} = \frac{1}{2} \frac{d(\dot{s}^2)}{ds} \quad (5.30)$$

とおけるから³⁾、(5.29)式は \dot{s}^2 を未知関数とする線形微分方程式とみなせる。(5.29)式の解は、

$$\dot{s}^2(s) = \exp\left(\int_{s_0}^s 2f(\zeta) d\zeta\right) \left[\dot{s}_0^2 + \int_{s_0}^s 2g(\zeta) \exp\left(-\int_{s_0}^{\zeta} 2f(e) de\right) d\zeta \right] \quad (5.31)$$

と表わされる。

$$\exp\left(\int_{s_0}^s 2f(\zeta) d\zeta\right) > 0$$

より、 $\dot{s}^2(s) > 0$ であるためには、

$$\dot{s}_0^2 > -\int_{s_0}^{s_1} 2g(\zeta) \cdot \exp\left(-\int_{s_0}^{\zeta} 2f(\varepsilon) d\varepsilon\right) d\zeta \quad (5.32)$$

すなわち、(5.32)式の右辺を $s_0 \leq s \leq s_1$ の範囲で s の関数として数値積分により求め、その最大値よりも \dot{s}_0^2 の方が大きくなるように初期速度 \dot{s}_0 を設定すれば、終点 s_1 まで到達可能である。なお、 $s_0 \leq s \leq s_1$ において常に $g(s) \geq 0$ の場合、 \dot{s}_0 がいかなる正の値でも終点まで到達可能なことも(5.31)式より明らかである。

また初期速度が上記の方法により求めた最小速度を越える範囲でならば、終点または途中の一点を通過する目標速度を設定し、与えるべき初期速度を逆算することもできる。(5.23)式において s, \dot{s} に終値 s_d, \dot{s}_d を与え、 $s_0 \leq s \leq s_d$ の範囲で逆向きに数値積分を行えば、目標速度 \dot{s}_d を実現するための初期速度 \dot{s}_0 が求められる。

また、実時間制御において、

$$\lambda = \frac{s - s_0}{s_t - s_0} \quad (5.33)$$

とすると、目標経路上では $0 \leq \lambda \leq 1$ である。経路追従制御の実行中には λ の値を監視し、 $\lambda \geq 1$ となった時点で経路終了と判断する。

Fig. 5.3に経路追従制御系の構成を示す。

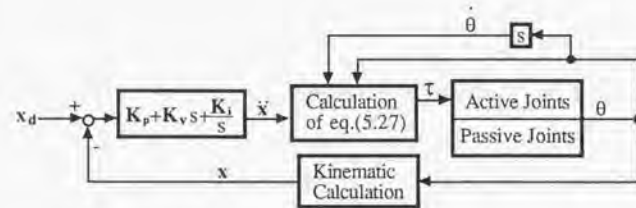


Fig.5.3 経路追従制御系

5.4.4 非駆動関節が複数の場合

前節までは能動関節 $n-1$ 個、非駆動関節1個から構成されるマニピュレータについて考えた。しかし得られた制御則はマニピュレータが複数の非駆動関節を持つ場合にも容易に拡張可能である。 n 次元の作業空間においてマニピュレータを目標経路上に保つには、 $n-1$ 個の座標成分を制御することが必要であるから、能動関節は $n-1$ 個必要である。非駆動関節が $m > 1$ 個の場合を考える。(ただしこの場合マニピュレータは冗長となる。)運動方程式は、

$$M(\theta)\ddot{\theta} + b(\theta, \dot{\theta}) = u \quad (5.34)$$

$$u = [\tau^T, 0]^T \quad (5.35)$$

ただし、 $\theta \in R^{n+m-1}$, $M(\theta) \in R^{(n+m-1) \times (n+m-1)}$, $b(\theta, \dot{\theta}) \in R^{n+m-1}$, $u \in R^{n+m-1}$, $\tau \in R^{n-1}$ である。経路座標 p には $m-1$ 個の補助成分 z_1, \dots, z_{m-1} をつけ加え、新たに、

$$p = [x_1, \dots, x_{n-1}, s, z_1, \dots, z_{m-1}]^T = [x^T, y^T]^T \quad (5.36)$$

とする。 $x \in R^{n-1}$, $y \in R^m$ である。補助成分の選び方は任意であるが、ヤコビ行列 $J \in R^{(n+m-1) \times (n+m-1)}$ が正則となることが必要である。運動方程式は、

$$M_1 H_1 \ddot{x} + M_1 H_2 \ddot{y} - M_1 H \dot{J} \dot{\theta} + b_1 = \tau \quad (5.37a)$$

$$M_2 H_1 \ddot{x} + M_2 H_2 \ddot{y} - M_2 H \dot{J} \dot{\theta} + b_2 = 0 \quad (5.37b)$$

と分割される。行列 $M_2 H_2 \in R^{m \times m}$ が正則ならば、

$$\ddot{y} = (M_2 H_2)^{-1} (-M_2 H_1 \ddot{x} + M_2 H \dot{J} \dot{\theta} - b_2) \quad (5.38)$$

したがって制御則は、

$$\tau = (M_1 - M_1 H_2 (M_2 H_2)^{-1} M_2) (H_1 \ddot{x} - H \dot{J} \dot{\theta}) - M_1 H_2 (M_2 H_2)^{-1} b_2 + b_1 \quad (5.39)$$

にフィードバック則(5.25)を組合せたものとなり、(5.27)式とほとんど同じ形になる。

5.5 実験結果

5.5.1 直交座標系における制御

第3章の2自由度水平多関節マニピュレータを用いて実験を行ない、制御手法の有効性を確認した。まず5.3節の手法を適用し、作業座標系における制

御の実験を行なった。作業座標系として第1軸を原点とする直交座標系を考える。この場合関節座標系から作業座標系への座標変換は、

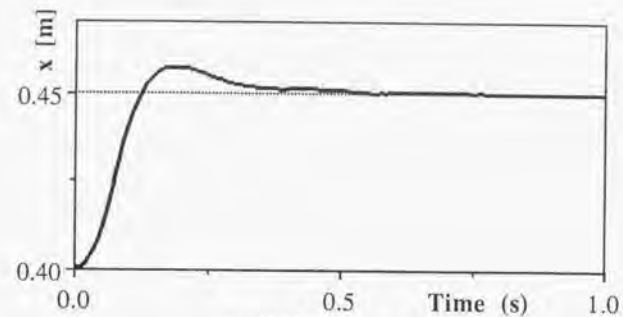
$$x = L \cdot \cos \phi + L \cdot \cos(\phi + \psi)$$

$$y = L \cdot \sin \phi + L \cdot \sin(\phi + \psi)$$

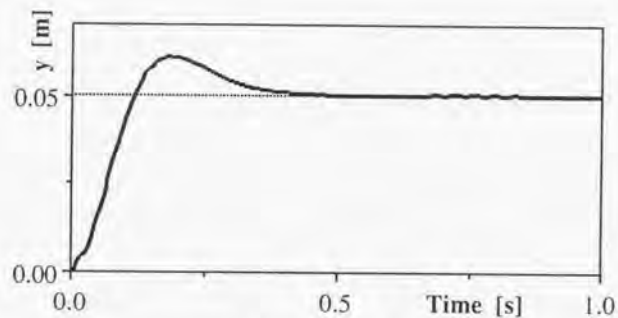
ヤコビ行列Jは

$$J = L \begin{bmatrix} -\sin \phi - \sin(\phi + \psi) & -\sin(\phi + \psi) \\ \cos \phi + \cos(\phi + \psi) & \cos(\phi + \psi) \end{bmatrix}$$

x成分を被制御成分、y成分を補償成分とする場合と、y成分を被制御成分、x成分を補償成分とする場合の2通りが考えられる。それらのそれぞれについて、静止状態から被制御成分の目標値にステップ状の変化を与えた際の応答の例をFig.5.4に示す。初期姿勢は $x=0.4$ 、 $y=0$ (m)である。(a)ではx成分を被制御成分として目標値を $x=0.45$ 、(b)ではy成分を被制御成分として目標値を $y=0.05$ とおいた。フィードバックゲインはシステムが3重根を持つように設定した。サンプリング間隔は2msである。(多自由度系の場合、(5.8)式の計算は $[n^3-2n^2r+nr^2+7n^2-3nr+2r^2]$ 回の乗算及び $n-r$ 次正方行列の逆行列演算が必要であり、効率的な計算アルゴリズムの開発が望まれる。)実験結果では、被制御成分の実測値(実線)は目標値(破線)に収束している。収束後の目標値からの位置偏差は、(a)では0.08mm、(b)では0.14mmであった。またFig.5.5には静止状態から被制御成分に目標軌道を与えた際の応答をしめす。目標軌道として、静止状態から一定速度で被制御成分を増加させ、再び一定速度で被制御成分を減少させるものを用いた。静止状態から動き始める瞬間及び運動方向が切替わる瞬間には速度の急変が行なわれるが、それ以外では実測値(実線)は目標軌道(破線)に追従している。非駆動関節を固定して初速を与えた状態から一定速度の目標軌道にy成分を追従させた際のマニピュレータの運動をFig.5.6のスティック線図に示す。y成分が一定の割合で増加してゆく様子がわかる。



(a)被制御成分：x



(b)被制御成分：y

Fig.5.4 被制御成分のステップ応答

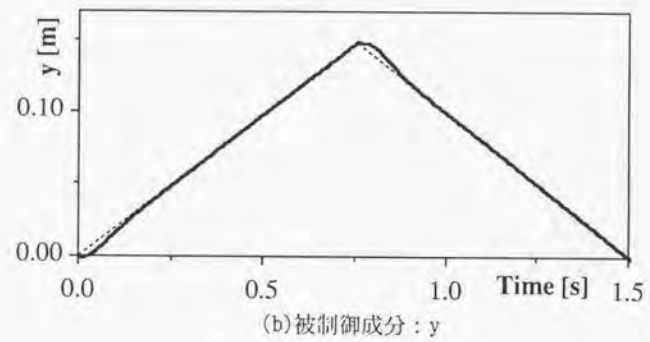
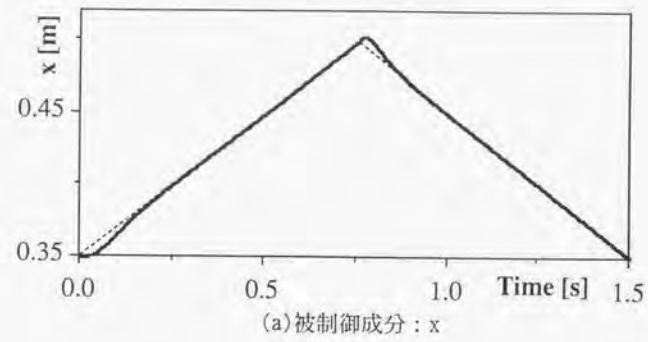


Fig.5.5 被制御成分の軌道追従

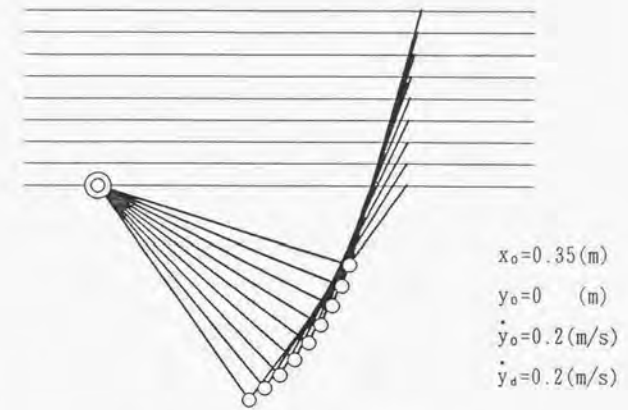


Fig.5.6 マニピュレータの運動

5.5.2 動力学的特異点

5.2.1節において議論した動力学的特異点においては提案した手法を適用することが困難である。2自由度マニピュレータの場合、動力学的特異性の条件は $M_2H_2=0$ である。実験に用いたマニピュレータに関して $M_2H_2=0$ となる場合の手先位置をプロットしたものをFig.5.7に示す。(a)はx成分を被制御成分とした場合、(b)はy成分を被制御成分とした場合である。(a)と(b)を比較した場合、これらの特異点の配置が原点を除いては相補的になっていることが観察される。すなわちx成分が制御困難な点ではy成分は制御可能であり、y成分が制御困難な点ではx成分は制御可能である。このことを利用すれば、被制御成分を切換えつつ特異点を避ける軌道を構成できると考えられる。

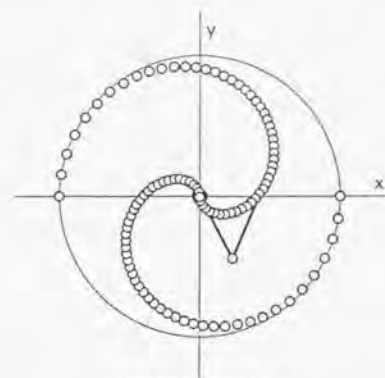
5.5.3 モデル誤差の影響

本手法は基本的にはマニピュレータの動力学モデルに依存している。実験ではマニピュレータの各パラメータをあらかじめ実測または計算によって求めている。しかしマニピュレータ先端に負荷を取り付けると動力学パラメータに変化が生ずる。

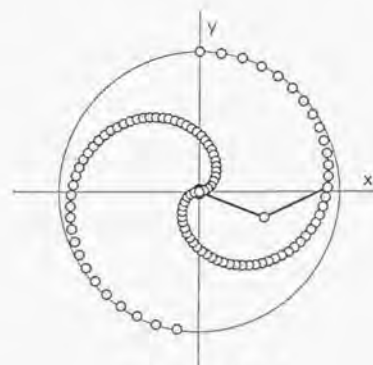
提案した手法において被制御成分の制御は計算トルク法と同じ形式となっている。すなわち被制御成分の制御に関しては各関節にアクチュエータを持つ通常のマニピュレータの計算トルク法と同程度のロバスト性を有する。モデルの変化がそれほど大きくない範囲では高ゲインフィードバックによりモデル誤差に起因する誤差を抑制することができる。

一方で補償成分はモデル誤差を吸収することになる。マニピュレータの運動があらかじめシミュレーションされている場合、補償成分の軌道はシミュレーション結果とは異なるものとなる。また経路追従制御では経路に沿った速度が変化する。この意味では提案した方法はモデル誤差の影響を受けやすく、実時間パラメータ同定や適応制御手法との組合せが有効であると考えられる。

制御手法のロバスト性を実験においても調べた。マニピュレータ先端にウェイト(0.5kg)を取り付け、Fig.5.4と同じステップ応答の実験をウェイトなしのパラメータを用いて行なった。応答後の被制御成分の誤差はx: 0.18mm, y: 0.24mmであった。モデル誤差による被制御成分の誤差の増加は小さい。



(a)被制御成分：x



(b)被制御成分：y

Fig.5.7 動力学的特異点の配置

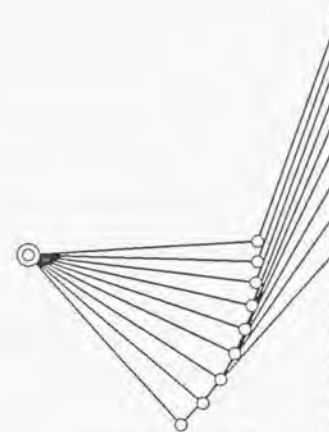
5.5.4 経路追従制御

次に5・3節、5・4節の手法を適用し、経路追従の実験を行なった。このマニピュレータにおいては目標経路の初期方向は第1軸を中心とする円の接線方向でなくてはならない。非駆動関節を固定して能動関節を加速し、ブレーキを解放すると同時に経路追従制御を開始する。目標経路として、(a)直線、(b)第1軸を中心とする円の2通りを与えた。(a)の場合、経路座標系は5.5.1節と同じく直交座標系である。目標経路は $x_d=0.4(\text{m})$ とした。また(b)の場合、経路座標系は第1軸を中心とする極座標系である。

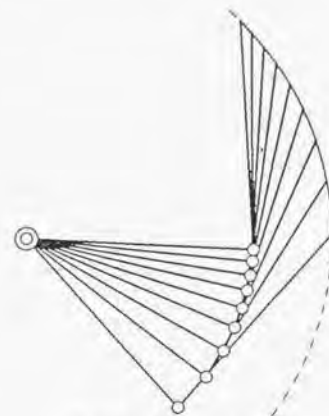
$$p = [r, \theta]^T$$

$$r = 2L \cos \frac{\psi}{2}, \quad \theta = \phi + \frac{\psi}{2}$$

目標経路は $r_d=0.4(\text{m})$ とした。目標経路追従の実験結果を表わすスティック線図をFig.5.8に示す。初期条件はともに $y_0=0(\text{m})$ 、 $\dot{y}_0=0.7(\text{m/s})$ とした。目標経路(破線)と実際の経路(実線)の一致は良好である。同じ初期条件から異なる目標経路への追従が実現されている。目標経路からの最大偏差は(a)では $2.9 \times 10^{-4}\text{m}$ 、(b)では $7.2 \times 10^{-4}\text{m}$ であった。Fig.5.9は、x成分(r成分)の初期位置が経路上にない場合、フィードバック制御の効果によって偏差がゼロに収束する模様を示す。またFig.5.10は、直線と円弧を組合せた目標経路にマニピュレータを追従させた結果を示す。このように単純な経路セグメントを組合せて複雑な目標経路を構成し、それにマニピュレータを追従させることも可能である。

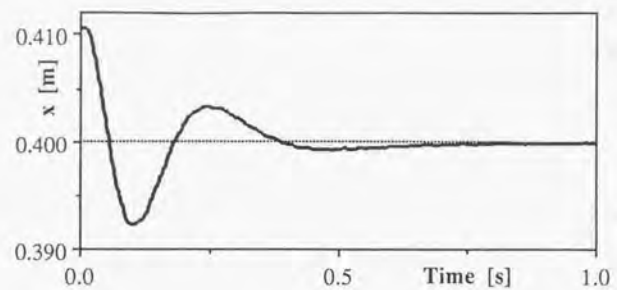


(a)目標経路：直線

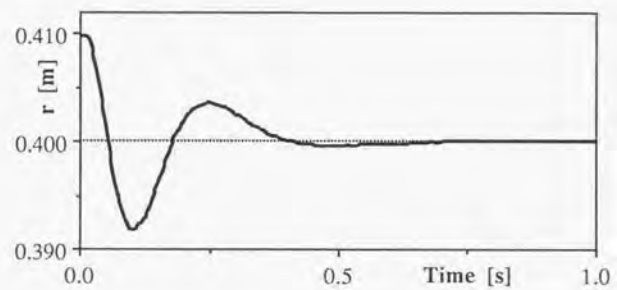


(b)目標経路：円弧

Fig.5.8 実験結果



(a) 目標経路：直線



(b) 目標経路：円弧

Fig. 5.9 追従誤差の抑制

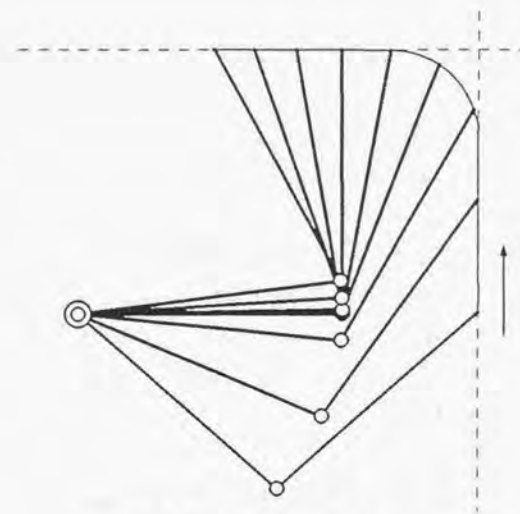


Fig. 5.10 組合せ経路の追従

第6章 等価的に非駆動関節を有するとみなせる系への応用 (I)

— 浮遊ベース上のマニピュレータの制御 —

本論文でこれまで述べてきた制御手法は、アクチュエータをブレーキに置き換えた新しい構成のマニピュレータに適用するためのものである。しかしこれらの制御手法は同時に、駆動能力を持たない部分を含む広範な力学系の制御にも応用可能である。本章及び次章においては、本研究による制御手法の応用の例として、こういった等価的に非駆動関節を有するとみなせる系の制御について述べる。

マニピュレータが地上に固定されておらず、宇宙空間、水上/水中等に浮遊するビークルをベースとしている場合、アームの反力の影響でベースに運動が生ずる。そのため、手先を正確に制御するには地上マニピュレータとは異なる制御手法が必要となる^{1)~3)}。例えば衛星本体が無重力空間で浮遊しているフリーフライング型の宇宙ロボットは、ベースに6自由度の非駆動関節を備えたマニピュレータとみなすことができる。本章ではこうした浮遊マニピュレータに第5章の作業座標系における制御を適用し、外乱推定及び外乱補償の手法を用いて、制御計算が簡単でモデル変動に強い制御系を構成する。

6・1 背景及び概要

近年、人間にとって負担の大きい宇宙空間における船外作業をロボットに置き換えることを目的として、自律型の宇宙ロボットの研究開発が進められている。これらの宇宙ロボットは人工衛星の捕捉・保守・放出、宇宙構造物の組み立て等の作業の実行を想定したものである。台座衛星に作業用マニピュレータを備えたフリーフライング型の宇宙ロボットにおいては、衛星本体の慣性とマニピュレータ慣性が干渉しており、マニピュレータの反力によって本体に運動が生ずる。そのためこの種の浮遊マニピュレータでは、台座が固定された地上マニピュレータとは異なる力学上・制御上の取扱いが必要となる¹⁾。

姿勢制御用のスラスト等を用いず、浮遊しているロボット系に外力が作用しない場合、系全体の運動量・角運動量は保存される。こうした系を扱うための手法として、Vafaら²⁾はリンクの質量配分による運動学的相似則に着目し、

「仮想マニピュレータ」の概念を提案した。また梅谷ら³⁾は運動量の保存則を利用してマニピュレータの関節角速度と手先速度を関連づける「一般化ヤコビ行列」を定義した。一般化ヤコビ行列を用いれば、地上用マニピュレータの制御則がわずかな変更により浮遊マニピュレータに適用可能であり、これまでにそれに基づく種々の制御則^{3)~6)}が提案されている。

浮遊マニピュレータの分解加速度制御を行なう場合、まずマニピュレータの手先加速度から一般化ヤコビ行列を用いて関節角加速度を求める。次に関節角加速度から逆動力計算によって関節トルクを得る。この方法でまず問題になるのは計算の複雑さである。一般化ヤコビ行列と逆動力計算には共通部分が多く、統合によりかなりの計算が省略できる。また様々な効率的計算法⁷⁾が提案されており、計算量が自由度の1乗に比例する手法が実現している。それでもなお同じ自由度の地上マニピュレータと比較すると数倍の計算が必要であり、実時間制御のためにはロボットに搭載される計算機にとって大きな負担になると考えられる。また宇宙ロボットにおいては複数のマニピュレータによる協調制御⁸⁾も検討されており、その際にはさらに計算量が増加する。

もう一つの問題は動力学のモデル化である。一般化ヤコビ行列は単なる運動学的関係ではなく、その中に衛星本体及びマニピュレータの動力学パラメータが含まれる。したがってそれらのパラメータの同定が不十分な場合、関節角を正確に制御したとしてもマニピュレータの手先は目標位置から外れる恐れがある。一方、様々な装置を搭載し、太陽電池パドル・通信アンテナ等を備えた衛星本体慣性の正確なモデル化はかなり難しいと思われる。マニピュレータについても減速機・軸受の摩擦、モータ回転子や減速機の遠心・コリオリ力等が動力学のモデル化を複雑にする。さらに作業においてマニピュレータ手先に対象物を把持するとモデルの変化が生じ、それを考慮しなければ正確な制御は困難である。

これらの問題を解決する方法の一つとして、従来はモデルに基づき計算によって求めていたマニピュレータ反力や姿勢変動の影響を、センサ情報をもとに

推定する方法が有効であると思われる。小松ら⁸⁾はマニピュレータの関節トルクセンサ情報からマニピュレータ反力を求め、CMGによる本体姿勢制御トルクを修正する手法を提案した。地上マニピュレータにおいては、加速度情報と入力トルク情報をもとに公称(nominal)動力学モデルに対して加わる外乱を推定し、それを補償する手法^{10)~12)}が提案されている。この手法はモデル変動に対してロバストで、公称モデルとして簡単な形のもので使えるため、計算量を大幅に減少させることができる。この手法は台座が固定されたマニピュレータを対象とするものであったが、第5章で述べた手法を用いて浮遊ベース上のマニピュレータの手先加速度と関節トルクとの関係を導出することにより、浮遊マニピュレータの制御へと拡張できる。一般に台座衛星の質量はマニピュレータ質量と比べて非常に大きいということに着目し、台座を固定したマニピュレータを公称モデルとする。マニピュレータ反力による姿勢変動の影響を外乱とみなし、作業座標系における手先加速度と入力トルクからそれを推定し、補償する。

本手法を用いれば制御に必要な計算量は地上マニピュレータと同程度で済む。またモデル変動による誤差も外乱として補償されるため、その影響も小さく抑えられる。さらに、公称モデルとして台座が固定された場合を用いているため、衛星が浮遊状態で作業する場合と固定腕等による繋留状態で作業する場合との間で制御を切換える必要がない。

6・2節では第5章の方法により衛星本体の運動を含めた動力学を厳密に考慮した場合の制御について述べる。台座衛星を6自由度の仮想的な非駆動関節に支持されているとみなし、まず手先の目標加速度を得るための関節トルクを完全な形で求める。それをもとに6・3節において外乱の推定・補償を併用することによって制御計算を単純化し、モデル変動に強い制御系を構成する。台座を固定したマニピュレータを公称モデルとして用い、実際の慣性行列と公称モデルを比較して公称モデルの妥当性を示す。6・4節ではロボットが複数のマニピュレータを備えている場合、及び姿勢制御装置との協調制御を行なう場合の制御手法に言及する。6・5節では計算機シミュレーションの結果により本手法の有効性を示す。

6・2 浮遊マニピュレータの作業座標系における制御

本節ではマニピュレータ反力による衛星本体の運動を含めた動力学を厳密に考慮し、マニピュレータ手先を作業座標系で制御する場合の制御則を第5章の方法で定式化する。浮遊マニピュレータにおいて、台座衛星の重心は6自由度の仮想的な非駆動関節に支持されているとみなすことができる。ところで第5章では、非駆動関節を含む力学系において同時に制御可能な座標成分の数は能動関節の個数と一致することが示された。したがって浮遊マニピュレータの場合、マニピュレータ自体は能動関節のみからなるとすれば、台座衛星が浮遊していても手先で制御可能な座標成分の数はマニピュレータの自由度と一致する。この場合手先の位置姿勢が被制御成分、台座衛星の位置姿勢が補償成分となる。これは単腕のみでなく多腕の場合にも成立つ。さらに台座衛星の姿勢3自由度を制御するにはマニピュレータ手先の作業に必要な自由度の数に加えて3自由度の余分な能動関節があればよいことになる。この3自由度は姿勢制御装置の自由度でもよいし、またマニピュレータの冗長自由度とすることもできる。

ここではまず、剛体リンクから構成される単腕の非冗長マニピュレータと台座衛星を組合せた宇宙ロボットについて考える。スラスカ、リアクションホイール等の外・内力による姿勢制御装置は用いないとする。慣性座標系における衛星本体の重心位置を $r_{ST} \in \mathbb{R}^3$ 、衛星本体の姿勢を $\phi_{ST} \in \mathbb{R}^3$ 、マニピュレータ関節角を $q_{MN} \in \mathbb{R}^n$ とし、慣性座標系におけるマニピュレータ手先の位置・姿勢を $p_{EE} \in \mathbb{R}^n$ とする (Fig.6.1)。

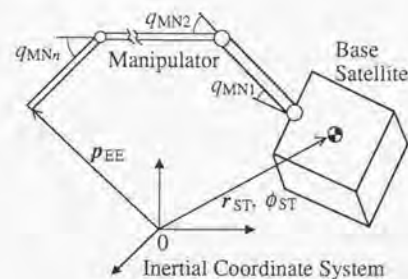


Fig.6.1 宇宙ロボット系

$$q = \begin{bmatrix} q_{MN} \\ r_{ST} \\ \phi_{ST} \end{bmatrix} \quad p = \begin{bmatrix} p_{EE} \\ r_{ST} \\ \phi_{ST} \end{bmatrix} \quad (6.1)$$

とおくと,

$$\dot{p} = J(q)\dot{q} \quad (6.2)$$

ただしJはヤコビ行列で,

$$J = \begin{bmatrix} J_{MN} & J_{CP} \\ 0 & I_6 \end{bmatrix} \quad (6.3)$$

(6.2)式は動力学を含まない単なる運動学的関係である。\$J_{MN} \in R^{n \times n}\$は台座が固定された状態におけるマニピュレータのヤコビ行列と一致する。\$J_{CP} \in R^{n \times 6}\$は衛星本体の並進・回転とマニピュレータ手先の運動の関係を表わす。

系の運動方程式はラグランジェ形式で

$$M(q)\ddot{q} + b(q, \dot{q}) = u \quad (6.4)$$

と表わされる。ただし

$$u = \begin{bmatrix} \tau_{MN} \\ 0 \end{bmatrix}$$

(6.4)式の第1~n行は、マニピュレータの関節トルク \$\tau_{MN} \in R^n\$に関する式である。第n+1~n+6行は衛星本体の並進・回転に関する式で、本体重心に作用する外力及びトルクを表わす右辺はゼロになる。\$M(q) \in R^{(n+6) \times (n+6)}\$は系全体の慣性行列を表わす。\$b(q, \dot{q}) \in R^{n+6}\$は遠心・コリオリ力及び摩擦力の和を表わす。

ヤコビ行列Jが正則ならば、(6.2)式より、

$$\ddot{q} = J^{-1}(\dot{p} - \dot{J}\dot{q}) \quad (6.5)$$

ここでM, b, \$H \equiv J^{-1}\$を

$$M = \begin{bmatrix} M_1 \\ M_2 \end{bmatrix} \quad b = \begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \end{bmatrix} \quad H = \begin{bmatrix} H_1 & H_2 \\ & I_6 \end{bmatrix} \quad (6.6)$$

と分割する。(6.1), (6.4), (6.5), (6.6)式より、

$$M_1 H_1 \ddot{p}_{EE} + M_1 H_2 [\ddot{r}_{ST} \quad \ddot{\phi}_{ST}]^T - M_1 H \dot{J} \dot{q} + b_1 = \tau_{MN} \quad (6.7)$$

$$M_2 H_1 \ddot{p}_{EE} + M_2 H_2 [\ddot{r}_{ST} \quad \ddot{\phi}_{ST}]^T - M_2 H \dot{J} \dot{q} + b_2 = 0 \quad (6.8)$$

これらの式はそれぞれ(5.6a), (5.6b)式に対応している。(6.7), (6.8)式から

\$[\ddot{r}_{ST} \quad \ddot{\phi}_{ST}]^T\$を消去して、(5.8)式に相当する制御則を求める、

$$\tau_{MN} = (M_1 H_1 - M_1 H_2 (M_2 H_2)^{-1} M_2 H_1) \ddot{p}_{EE} + M_1 H_2 (M_2 H_2)^{-1} (M_2 H \dot{J} \dot{q} - b_2) - M_1 H \dot{J} \dot{q} + b_1 \quad (6.9)$$

すなわち(6.9)式のトルク \$\tau_{MN}\$をマニピュレータ関節において発生すれば、手先加速度 \$\ddot{p}_{EE}\$が得られる。手先の目標軌道から求めた位置、速度、加速度をそれぞれ \$p_{EE}^{des}\$, \$\dot{p}_{EE}^{des}\$, \$\ddot{p}_{EE}^{des}\$, 手先の実測位置、実測速度をそれぞれ \$p_{EE}\$, \$\dot{p}_{EE}\$とする。PDフィードバック

$$\ddot{p}_{EE}^{ref} = \ddot{p}_{EE}^{des} + K_v (\dot{p}_{EE}^{des} - \dot{p}_{EE}) + K_p (p_{EE}^{des} - p_{EE}) \quad (6.10)$$

(\$K_v, K_p \in R^{n \times n}\$は対角ゲイン行列)

による加速度指令 \$\ddot{p}_{EE}^{ref}\$を(6.9)式の \$\ddot{p}_{EE}\$に代入すれば、手先を目標軌道に追従させるための関節トルク \$\tau_{MN}\$の制御則を得ることができる。

6.3 外乱補償制御手法の併用

6.3.1 外乱補償制御の概要

本節では地上マニピュレータにおいて提案されている、加速度情報とトルク入力を用いた外乱推定及び外乱補償の方法を概観する。一般にマニピュレータの動力学は

$$M(\theta)\ddot{\theta} + b(\theta, \dot{\theta}) + u_d = u \quad (6.11)$$

と表わされる。\$M(\theta)\$は慣性行列、\$b(\theta, \dot{\theta})\$は重力、コリオリ・遠心力、摩擦力の和、\$u_d\$はその他の外力等による外乱トルク、\$u\$は関節トルクである。浮遊マニピュレータと区別するために関節座標を \$\theta\$で表わす。ここで公称慣性モデルを \$\hat{M}\$とおき、公称モデルによる慣性力 \$\hat{M}\ddot{\theta}\$以外によって発生するトルクをすべて外乱 \$u_d'\$とみなす。

$$u_d' = (M - \hat{M})\ddot{\theta} + b(\theta, \dot{\theta}) + u_d \quad (6.12)$$

(6.11), (6.12)式より \$u_d'\$は

$$u_d' = u - \hat{M}\ddot{\theta} \quad (6.13)$$

によって求められる。一般には補償の際に無限大ゲインのループが生ずることを避けるため、直流ゲインが1のフィルタ \$F(s)\$を用いて、

$$\tilde{u}_a = F(s)(u_c - \tilde{M}\ddot{\theta}_m) \quad (6.14)$$

を外乱の推定値とする。\$u_c\$は現在出力しているトルクの値である。連続時間系では\$u_c=u\$とおけるが、離散時間系では一般に\$u\$の1ステップ前の値を\$u_c\$として用いる。\$\tilde{\theta}_m\$は\$\ddot{\theta}\$の計測値である。\$F(s)\$として1次または2次のローパスフィルターを用いれば加速度そのものは不要になり、速度または位置から外乱が推定できる。マニピュレータの目標加速度が\$\ddot{\theta}^{*+1}\$の場合、関節トルクを

$$u = \tilde{M}\ddot{\theta}^{*+1} + \tilde{u}_a = \tilde{M}\ddot{\theta}^{*+1} + F(s)(u_c - \tilde{M}\ddot{\theta}_m) \quad (6.15)$$

とすることにより外乱を補償する。本手法によれば公称モデルの誤差も外乱として補償されるため、パラメータ変動に対して強い制御系が構成できる。運動方程式(6.11)が関節座標で表わされている場合、公称慣性モデル\$\tilde{M}\$として慣性行列の対角部分のみを用いれば、関節ごとに独立の制御系が構成できる¹¹⁾。座標変換により運動方程式を作業座標における加速度で表わした場合についても同様に本手法が適用できる。その場合も非線形項等については計算が省略可能である。

6.3.2 外乱補償制御系の安定性

ここで、公称慣性行列\$\tilde{M}\$として実際の慣性行列\$M\$と異なるものを用いた場合の制御系の安定性について考察する。非線形項等の影響が無視でき\$\ddot{\theta}_m = \ddot{\theta}\$とおける場合に、公称慣性行列を\$\tilde{M}\$として(6.15)式の制御系を用いると、\$\ddot{\theta}^{*+1}\$から\$\ddot{\theta}\$への伝達関数行列\$G(s)\$は、

$$G(s) = (1-F(s))^{-1} (I+F(s)(1-F(s))^{-1}M^{-1}\tilde{M})^{-1}M^{-1}\tilde{M} \quad (6.16)$$

と表わされる。\$M=\tilde{M}\$ならば\$G(s)=I\$となり、フィルター特性は現われないが、\$M \neq \tilde{M}\$の場合、伝達関数行列が不安定となる可能性もある。\$F(s)\$として1次ローパスフィルター\$1/(Ts+1)\$を用いれば、

$$G(s) = (Ts+1)(TsI+M^{-1}\tilde{M})^{-1}M^{-1}\tilde{M} \quad (6.17)$$

\$G(s)\$が安定となるには行列\$M^{-1}\tilde{M}\$の固有値の実部がすべて負でなければならない。\$M=\tilde{M}\$の場合\$M^{-1}\tilde{M}\$の固有値はすべて-1となるから、公称慣性行列\$\tilde{M}\$の選択の一応の目安としては、\$M \approx \tilde{M}\$が成立すれば固有値が複素平面上で-1の近傍に存在し、安定な伝達関数行列\$G(s)\$が得られると考えられる。

6.3.3 加速度信号ノイズの影響

本節では加速度信号\$\ddot{\theta}_m\$を加速度センサにより計測する場合のノイズの影響を考える。(6.15)式の制御系において加速度の計測誤差を\$\ddot{\theta}_a\$とし、計測値\$\ddot{\theta}_m = \ddot{\theta} + \ddot{\theta}_a\$とおける場合、\$\ddot{\theta}_a\$から\$\ddot{\theta}\$への伝達関数行列\$G_d(s)\$は、

$$G_d(s) = -F(s)(1-F(s))^{-1} (I+F(s)(1-F(s))^{-1}M^{-1}\tilde{M})^{-1}M^{-1}\tilde{M} = -F(s)G(s) \quad (6.18)$$

である。\$M=\tilde{M}\$ならば\$G_d(s)=-F(s)I\$とおけ、\$\ddot{\theta}_a\$をローパスフィルター\$F(s)\$に通した値が\$\ddot{\theta}\$に現れる。一般に加速度センサのノイズは高周波成分のものが多く、それらの影響はフィルタによって除去される。したがって直流分及び低周波成分が正確に計測できるタイプの加速度センサを採用すれば、信号ノイズの影響は小さく抑えられる。

6.3.4 浮遊マニピュレータへの適用

以下では6.3.1節で述べた外乱補償制御を6・2節で述べた浮遊マニピュレータの動力学に適用して制御系を構成する。浮遊マニピュレータの動力学は、(6.9)式

$$\tau_{MN} = (M_1H_1 - M_1H_2(M_2H_2)^{-1}M_2H_1)\ddot{p}_{EE} + M_1H_2(M_2H_2)^{-1}(M_2H_1\dot{q} - b_2) - M_1H_1\dot{q} + b_1$$

で表わされる。この式はマニピュレータ手先の作業座標系(慣性座標系)における加速度\$\ddot{p}_{EE}\$と、関節トルク\$\tau_{MN}\$との関係を示す。

$$M_{OP} = M_1H_1 - M_1H_2(M_2H_2)^{-1}M_2H_1 \quad (6.19)$$

$$b_{OP} = M_1H_2(M_2H_2)^{-1}(M_2H_1\dot{q} - b_2) - M_1H_1\dot{q} + b_1 \quad (6.20)$$

とおけば、(6.9)式は

$$\tau_{MN} = M_{OP}\ddot{p}_{EE} + b_{OP} \quad (6.21)$$

となる。\$M_{OP}\$は作業座標系における広義の慣性行列である。\$M_{OP}\$に対する公称慣性行列を\$\tilde{M}_{OP}\$とおき、公称モデルによる慣性力\$\tilde{M}_{OP}\ddot{p}_{EE}\$以外によって発生するトルクをすべて外乱\$\tau_{MNd}\$とみなす。

$$\tau_{MNd} = (M_{OP} - \tilde{M}_{OP})\ddot{p}_{EE} + b_{OP} \quad (6.22)$$

\$\tau_{MNd}\$の推定値\$\tilde{\tau}_{MNd}\$は、

$$\tilde{\tau}_{MNd} = F(s)(\tau_{MNc} - \tilde{M}_{OP}\ddot{p}_{EE}) \quad (6.23)$$

によって求められる。\$\tau_{MN}\$はトルクの現在値、\$\ddot{p}_{EE}\$は加速度の計測値である。\$F(s)\$は直流ゲイン1のフィルターである。加速度目標値を\$\ddot{p}_{EE}^{*t}\$とすると外乱補償制御は

$$\tau_{MN} = \tilde{M}_{OP} \ddot{p}_{EE}^{*t} + F(s) (\tau_{MNc} - \tilde{M}_{OP} \ddot{p}_{EE}) \quad (6.24)$$

によって構成できる。

6.3.5 公称モデルの選択

ここで問題となるのは公称慣性行列\$\tilde{M}_{OP}\$としてどのようなものを選ぶかということである。6.3.2節の考察によれば、安定性の面からは実際の慣性行列\$M_{OP}\$になるべく近いものを選ぶのが安全である。一方\$M_{OP}\$をそのまま用いると複雑な計算が必要となる。それらのバランスを考慮して\$\tilde{M}_{OP}\$の選択を行なうことが望ましい。宇宙ロボットにおいては、衛星本体の質量がマニピュレータの質量よりもはるかに大きいのが普通である。本体/マニピュレータの質量比が無限大の場合、浮遊マニピュレータの動力学は台座が固定されたマニピュレータの動力学と一致する。そこで公称モデル\$\tilde{M}_{OP}\$として、台座が固定された状態のマニピュレータの作業座標系における慣性行列を用いることを提案する。

台座衛星が固定された状態におけるマニピュレータのヤコビ行列を\$J_{MN} \in R^{n \times n}\$とおく。また、同じ状態のマニピュレータの関節座標系における慣性行列を\$M_{MN} \in R^{n \times n}\$とおく。この状態のマニピュレータを、作業座標系で制御する際の運動方程式は、

$$\tau_{MN} = M_{MN} J_{MN}^{-1} (\ddot{p}_{EE}^{*t} - \dot{J}_{MN} \dot{q}_{MN}) + b_{MN} \quad (6.25)$$

と表わされるから、慣性行列は\$M_{MN} J_{MN}^{-1}\$である。そこで

$$\tilde{M}_{OP} = M_{MN} J_{MN}^{-1} \quad (6.26)$$

とおく。

マニピュレータ反力による衛星本体の運動のため\$M_{OP}\$と\$\tilde{M}_{OP}\$とは異なるものになる。しかし本体とマニピュレータとの大きな質量比により\$M_{OP}\$は\$\tilde{M}_{OP}\$で近似可能である。しかもそれらの差異は(6.24)式により推定・補償される。また\$\tilde{M}_{OP}\$は\$M_{OP}\$と比べてはるかに計算が容易で、地上マニピュレータと同程度の計算量で得られる。以下では作業座標系における浮遊マニピュレータの慣性行列\$\tilde{M}_{OP}\$

と台座固定マニピュレータの慣性行列\$M_{OP}\$とを比較し、\$M_{OP}\$が\$\tilde{M}_{OP}\$により近似できることを示す。

系全体のヤコビ行列\$J\$は、(6.3)式

$$J = \begin{bmatrix} J_{MN} & J_{CP} \\ 0 & I_B \end{bmatrix}$$

で表わされる。台座が固定されたマニピュレータのヤコビ行列\$J_{MN}\$は、\$J\$に部分行列として含まれている。\$J_{MN}\$が正則ならば\$J\$は正則で、

$$H = J^{-1} = \begin{bmatrix} J_{MN}^{-1} & -J_{MN}^{-1} J_{CP} \\ 0 & I_B \end{bmatrix} \quad (6.27)$$

また系全体の関節座標系における慣性行列\$M(q)\$は、

$$M = \begin{bmatrix} M_{MN} & M_{CP} \\ M_{CP}^T & M_{ST} \end{bmatrix} \quad (6.28)$$

と表わせる。台座が固定されたマニピュレータの関節座標系における慣性行列\$M_{MN}\$も、\$M\$の部分行列として含まれている。\$M_{ST} \in R^{6 \times 6}\$はマニピュレータ関節が固定された状態における衛星本体の並進及び回転に関する慣性行列である。\$M_{CP} \in R^{n \times 6}\$はマニピュレータと衛星本体との動力学的干渉を表わす。(6.6)、(6.19)、(6.27)、(6.28)式より、

$$M_{OP} = M_{MN} J_{MN}^{-1} - (M_{MN} J_{MN}^{-1} J_{CP} - M_{CP}) (M_{CP}^T J_{MN}^{-1} J_{CP} - M_{ST})^{-1} M_{CP} J_{MN}^{-1} \quad (6.29)$$

\$M_{MN}\$、\$M_{CP}\$の各要素はマニピュレータ各リンクの質量・慣性モーメント等の動力学パラメータを含むが、衛星本体の動力学パラメータは含まない。\$M_{ST}\$は、マニピュレータを持たない衛星本体のみの慣性行列\$M_{ST0}\$と、質量ゼロの衛星本体に関節固定のマニピュレータを取り付けたものの慣性行列\$M_{ST}'\$との和である。\$M_{ST}'\$には非対角要素も含まれるがその要素はマニピュレータの動力学パラメータのみからなる。\$M_{ST0}\$は、

$$M_{ST0} = \begin{bmatrix} I_{3 \times 3} & 0 \\ 0 & R \end{bmatrix} \text{diag}[M, M, M, I_x, I_y, I_z] \begin{bmatrix} I_{3 \times 3} & 0 \\ 0 & R^T \end{bmatrix}$$

と表わされる。 $M (>0)$ は衛星本体の質量, $I_x, I_y, I_z (>0)$ は主慣性モーメント, I_{ax3} は 3×3 の単位行列, R は衛星に固定された座標系と衛星の慣性主軸との間の回転を表す 3×3 の行列である。一般には衛星本体の質量・慣性モーメントはマニピュレータ各リンクの質量・慣性モーメントと比べて非常に大きい。 (I_x, I_y, I_z の配分は衛星本体の形状に依存し, 例えば衛星本体が細長い形状の場合, 質量 M が充分大きくても I_x, I_y, I_z のどれかが小さくなる。しかしここでは質量配分がほぼ均一で衛星本体の慣性楕円体が球に近い形状をしていると仮定する。) その結果, $\text{diag}[M, M, M, I_x, I_y, I_z]$ の対角要素は M_{ST} の非対角要素や M_{MN}, M_{CP} の各要素と比べてはるかに大きくなる。マニピュレータが特異姿勢から離れており J_{MN}^{-1} の影響が小さい範囲では, (6.29) 式の第 2 項の各要素は $(M_{CP}^T J_{MN}^{-1} J_{CP} - M_{ST})^{-1}$ のため無視できる程度に小さくなると考えられ, $M_{OP} \doteq M_{MN} J_{MN}^{-1}$ とおける。

したがって (6.24) 式の慣性行列の公称モデル \tilde{M}_{OP} としては $M_{MN} J_{MN}^{-1}$ を用い, 外乱補償制御を構成する。結局, 提案する制御系は

$$\tau_{MN} = M_{MN} J_{MN}^{-1} \ddot{p}_{EE}^{*} + F(s) (\tau_{MNC} - M_{MN} J_{MN}^{-1} \dot{p}_{EE}) \quad (6.30)$$

と (6.10) 式のフィードバック

$$\ddot{p}_{EE}^{*} = \ddot{p}_{EE}^{d**} + K_v (\dot{p}_{EE}^{d**} - \dot{p}_{EE}) + K_p (p_{EE}^{d**} - p_{EE})$$

を組合わせたものになる。Fig. 6.2 に制御系のブロック線図を示す。

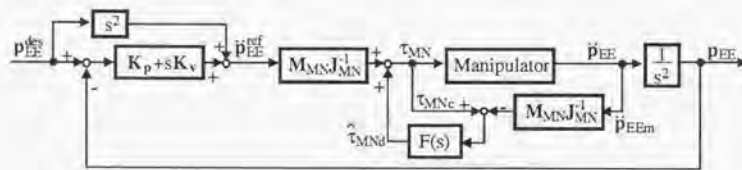


Fig. 6.2 浮遊マニピュレータの外乱補償制御系

なお \ddot{p}_{EE} はマニピュレータ手先の加速度センサ信号に関節の回転による座標変換を施すことによって求められる。また対象物の捕捉等においては, 対象物位置 p_{OB} に対するマニピュレータ手先位置 p_{EE} の偏差 $e_{EE} = p_{OB} - p_{EE}$ が近接センサや画像情報から得られる。対象物に追従する場合, (6.10) 式において, $p_{EE}^{d**} = p_{OB}$ とおけるから,

$$\tau_{MN} = F(s) \tau_{MNC} + M_{MN} J_{MN}^{-1} (F(s) \ddot{e}_{EE} + K_v \dot{e}_{EE} + K_p e_{EE}) \quad (6.31)$$

とおけば (6.30) 式とほぼ等価の制御系が構成される。(6.31) 式の (6.30) 式との違いは \ddot{p}_{EE}^{d**} にフィルタ $F(s)$ がかかっていることだけであるから, 対象物の運動が $F(s)$ の帯域内ならば追従が可能である。

またトルク情報 τ_{MNC} についてはトルクセンサや電流センサによる計測は不必要である。むしろコントローラ内での指令トルク値を用いて (6.30) 式または (6.31) 式のような計算処理を行なった方が摩擦や電流アンプに起因する誤差を外乱として補償できる。

6.4 多腕化と本体姿勢制御への拡張

6.4.1 多腕化への対応

宇宙ロボットにおいては複数のマニピュレータを協調制御して作業を行なう必要性が論じられており⁹⁾, その場合には制御計算の複雑さが一層大きな問題となる。そこで本手法を複数のマニピュレータを備えた宇宙ロボットに適用する。ここでは各マニピュレータは衛星本体に直接連結した直列リンクであるとし, 閉ループリンクやツリー状のリンクは考えない。

k 本のマニピュレータを有するロボットを考え, i 番目のマニピュレータの自由度を n_i とすると, $\sum_{i=1}^k n_i = n$ である。慣性座標系におけるマニピュレータ手先の位置・姿勢を表すベクトル $p_{EE} \in R^n$ は,

$$p_{EE} = [1 p_{EE}^T, 2 p_{EE}^T, \dots, k p_{EE}^T]^T \quad (6.32)$$

とおける。 $1 p_{EE} \in R^{n_i}$ は各マニピュレータ手先の位置・姿勢である。関節トルクベクトル $\tau_{MN} \in R^n$ は,

$$\tau_{MN} = [1 \tau_{MN}^T, 2 \tau_{MN}^T, \dots, k \tau_{MN}^T]^T \quad (6.33)$$

とおける。\$ {}_i\tau_{MN} \in R^{n_i}\$ は各マニピュレータの関節トルクである。

本手法では公称慣性行列として \$M_{MN}J_{MN}^{-1}\$ を用いる。ところで各マニピュレータのベースは衛星本体であるから、

$$M_{MN} = \begin{bmatrix} {}_1M_{MN} & & 0 \\ & {}_2M_{MN} & \\ & & \ddots \\ 0 & & & {}_kM_{MN} \end{bmatrix} \quad J_{MN} = \begin{bmatrix} {}_1J_{MN} & & 0 \\ & {}_2J_{MN} & \\ & & \ddots \\ 0 & & & {}_kJ_{MN} \end{bmatrix} \quad (6.34)$$

とおける。\$ {}_iM_{MN}, {}_iJ_{MN} \in R^{n_i \times n_i}\$ はそれぞれ台座衛星を固定した場合の各マニピュレータの慣性行列、ヤコビ行列である。したがって

$$M_{MN}J_{MN}^{-1} = \begin{bmatrix} {}_1M_{MN}({}_1J_{MN})^{-1} & & & 0 \\ & {}_2M_{MN}({}_2J_{MN})^{-1} & & \\ & & \ddots & \\ 0 & & & {}_kM_{MN}({}_kJ_{MN})^{-1} \end{bmatrix} \quad (6.35)$$

である。(6.32), (6.33), (6.35)式を(6.30)式の制御則に代入すると、

$${}_i\tau_{MN} = (M_{MN}({}_iJ_{MN})^{-1})^{-1} \ddot{p}_{EE}^{rci} + F(s) ({}_i\tau_{MN} - {}_iM_{MN}({}_iJ_{MN})^{-1} \ddot{p}_{EE}^{rci}) \quad (6.36)$$

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

すなわち、本手法ではマニピュレータごとに独立した外乱補償制御系が構成できる。それぞれのマニピュレータに対して制御用プロセッサを一つずつ用いれば、簡潔で信頼性の高い構造のシステムとなる。各プロセッサの計算負荷は単腕の地上用マニピュレータと同程度である。

6.4.2 本体の姿勢制御を行なう場合

ここまでは衛星本体の姿勢制御を特に行なわない場合について論じてきた。しかし宇宙空間における実際の作業を考えると、通信の途絶を防ぎ太陽電池パドルの方向を保つためにマニピュレーション作業中も本体姿勢を一定に保つ必要がある。そのためにリアクションホイール、カウンターテイル⁸⁾、CMG⁸⁾等の姿勢制御装置をマニピュレータと同時に制御しなくてはならない。多腕宇宙ロボットの場合マニピュレータのうちの一つを姿勢制御装置として用いる方法も提案されている⁹⁾。本節ではこれらの姿勢制御装置の制御にも外乱補償制御を適用する。

多腕化の場合と同様にマニピュレータの制御系と姿勢制御系は独立に構成する。まずマニピュレータの制御系に関して考える。マニピュレータの側から見ると、姿勢制御装置によって衛星本体の姿勢を一定に保つということは、台座の6自由度が完全にフリーな状態から、回転3自由度に一定方向の拘束が生じ並進3自由度のみがフリーの状態になるのとはほぼ等価と考えられる。その場合(6.3)式のヤコビ行列、(6.28)式の慣性行列は \$(n+3) \times (n+3)\$ となるが構造は変わらず、\$J_{MN}, M_{MN}\$ が部分行列として含まれる。(6.29)式も姿勢制御を行なわない場合と同様に成立し、\$M_{MN}J_{MN}^{-1}\$ を公称慣性行列 \$\tilde{M}_{Op}\$ として用いることができる。結局、制御則としては(6.30)式が適用され、姿勢制御を行なわない場合と全く同じ制御則となる。

また姿勢制御に関しては、マニピュレータを持たない衛星本体と姿勢制御装置のみを組合せたものを公称モデルとし、マニピュレータ反力の影響を外乱として推定・補償すればよい。姿勢制御装置のみを備えた衛星の運動方程式を

$$M^*(q)\ddot{q} + b^*(q, \dot{q}) = u \quad (6.37)$$

と表わす。ただし、

$$q = \begin{bmatrix} q_{RW} \\ \tau_{ST} \\ \phi_{ST} \end{bmatrix}_3 \quad u = \begin{bmatrix} \tau_{RW} \\ 0 \end{bmatrix}_6 \quad (6.38)$$

\$q_{RW} \in R^3\$ は姿勢制御装置の変位、\$\tau_{ST}, \phi_{ST} \in R^3\$ はそれぞれ衛星本体の重心位置・姿勢、\$\tau_{RW} \in R^3\$ は姿勢制御装置の駆動力ベクトルである。回転3自由度の制御を行なうために姿勢制御装置には3自由度が必要である。ここで慣性行列 \$M^*\$、遠心・コリオリ力、摩擦力 \$b^*\$ を

$$M^* = \begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} \\ M_{21} & M_{22} \end{bmatrix}_{\begin{matrix} 3 \\ 6 \end{matrix}} \quad b^* = \begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \end{bmatrix}_{\begin{matrix} 3 \\ 6 \end{matrix}} \quad (6.39)$$

と分割する。

$$M_{11}[\ddot{q}_{RW}^T \quad \ddot{\tau}_{ST}^T]^T + M_{12} \ddot{\phi}_{ST} + b_1 = \tau_{RW} \quad (6.40)$$

$$M_{21}[\ddot{q}_{RW}^T \quad \ddot{\tau}_{ST}^T]^T + M_{22} \ddot{\phi}_{ST} + b_2 = 0 \quad (6.41)$$

(6.40), (6.41)式から \$[\ddot{q}_{RW}^T \quad \ddot{\tau}_{ST}^T]^T\$ を消去すると

$$\tau_{RW} = (M_{i2} - M_{i1} M_{i21}^{-1} M_{i22}) \ddot{\phi}_{ST} - M_{i1} M_{i21}^{-1} b_{i2} + b_{i1} \quad (6.42)$$

(6.42)式は本体姿勢の角加速度と姿勢制御装置の駆動力との関係を表わす。したがって $(M_{i2} - M_{i1} M_{i21}^{-1} M_{i22})$ を公称慣性行列として、

$$\tau_{RW} = (M_{i2} - M_{i1} M_{i21}^{-1} M_{i22}) \ddot{\phi}_{ST}^{ref} + F(s) (\tau_{RWc} - (M_{i2} - M_{i1} M_{i21}^{-1} M_{i22}) \ddot{\phi}_{STm}) \quad (6.43)$$

という外乱補償制御系を構成する。本体の姿勢を ϕ_{ST}^{des} に保つとすれば、

$$\ddot{\phi}_{ST}^{ref} = -K_{VST} \dot{\phi}_{ST} + K_{PST} (\phi_{ST}^{des} - \phi_{ST}) \quad (6.44)$$

($K_{VST}, K_{PST} \in R^{3 \times 3}$ は対角ゲイン行列)

というフィードバックを行えばよい。

6・5 シミュレーション

本節では計算機シミュレーションにより提案した手法の有効性を示す。浮遊マニピュレータとしてはFig.6.3のような2次元モデルを用いた。自由度は本体の並進2自由度及び回転1自由度、マニピュレータが2自由度である。ロボットの諸元をTable6.1に示す。

まずカウンターテイルを持たないモデルについてシミュレーションを行なった。台座を固定したマニピュレータの慣性行列が公称モデルとして適用可能な範囲を調べるため、 $-M_{Op}^{-1} \tilde{M}_{Op}$ の固有値の実部が負となり伝達関数行列 $G(s)$ が安定となる範囲を調べた (Fig.6.4)。衛星本体から見たマニピュレータの動作範囲 ($-180^\circ \leq q_{MN1} \leq 180^\circ$, $1^\circ \leq q_{MN2} \leq 179^\circ$) を実線で囲んだ。そのうち、固有値の実部が正となるのは黒く塗られた部分のみである。この部分ではマニピュレータが特異姿勢の近傍にあるため、 J_{MN}^{-1} の影響で実際の慣性行列が公称モデルと大きく異なるものになり、伝達関数行列 $G(s)$ が不安定になる。しかしそれ以外の範囲では $G(s)$ は安定で、本手法が適用可能である。

提案する手法をマニピュレータ手先の軌道制御に適用した結果をFig.6.5(a)に示す。シミュレーションにおいて積分の刻みは1ms、離散化した制御系のサンプリング間隔は5msとした。実行時間は10sである。フィルター $F(s)$ としてカットオフ周波数20Hzの1次ローパスフィルターを用いた。また加速度の計測誤

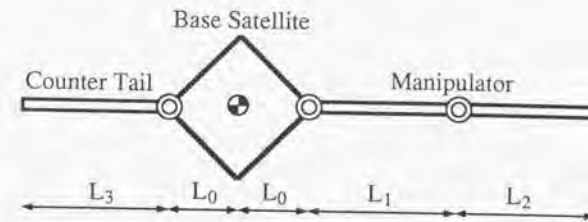


Fig.6.3 シミュレーション用モデル

Table 6.1 モデルのパラメータ

	質量 M_i	長さ L_i	慣性モーメント I_i
衛星本体	2000 (kg)	1 (m)	666.7 (kgm ²)
マニピュレータ			
リンク1	100	2	33.3
リンク2	80	2	26.7
カウンターテイル	180	2	60.0

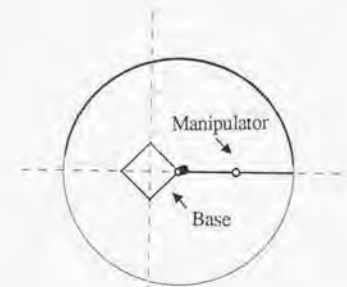
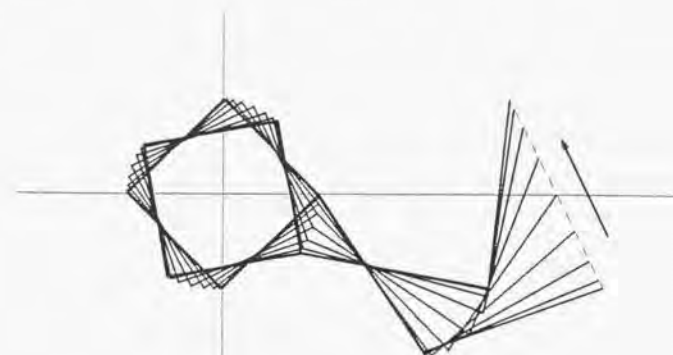


Fig.6.4 $G(s)$ の不安定領域

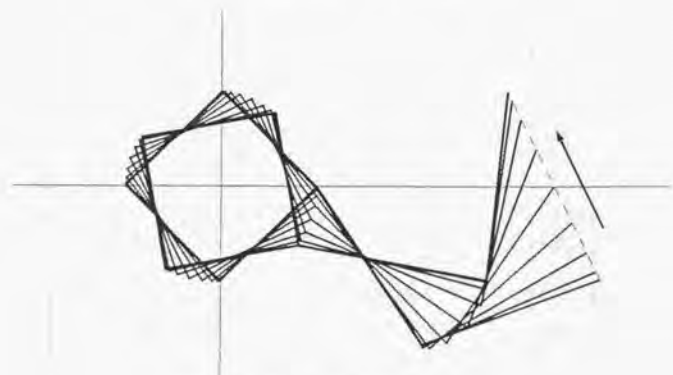
差を模擬するために加速度ピーク値の±10%以内の一様乱数によるノイズを加速度のフィードバック信号に加えた。PDゲインは $K_p = \text{diag}[0.5, 0.5]$, $K_v = \text{diag}[1.41, 1.41]$ とした。比較のため動力学を厳密に考慮した6・2節の制御による結果をFig.6.5(b)に示す。ほとんど同じ結果が得られている。またその際の外乱補償制御による追従誤差をFig.6.6に示す。フィルタの効果によって加速度ノイズによる誤差は非常に低く抑えられている。

外乱やモデル誤差に対するロバスト性を示すため、手先にペイロード(40kg)を付加し、関節に粘性摩擦及びクーロン摩擦を加えて同じ軌道制御を行なった際の追従誤差をFig.6.7の実線に示す。破線は6・2節の方法で同じゲインのPDフィードバック制御を行なった結果である。外乱補償制御による誤差は6・2節の方法による制御と比べて低く抑えられている。また計算をさらに簡略化するためにマニピュレータの関節座標系における慣性行列 M_{MN} を対角項のみとした場合の追従誤差をFig.6.8に示す。非対角項の省略による誤差はきわめて小さい。モデル誤差付加、 M_{MN} 非対角項省略のそれぞれの場合についてもG(s)の不安定領域を調べた(Fig.6.9)。どちらもFig.6.4とほとんど変わらず、動作範囲の大部分で本手法は適用可能である。

最後に、6・4節の手法を用い、カウンターテイルによって姿勢制御を行ないながらマニピュレータ手先の軌道追従制御を行なった結果を示す(Fig.6.10)。マニピュレータ反力にもかかわらず本体姿勢は一定に保たれている。



(a) 外乱補償を用いた制御



(b) 6・2節の方法による制御

Fig.6.5 シミュレーション結果

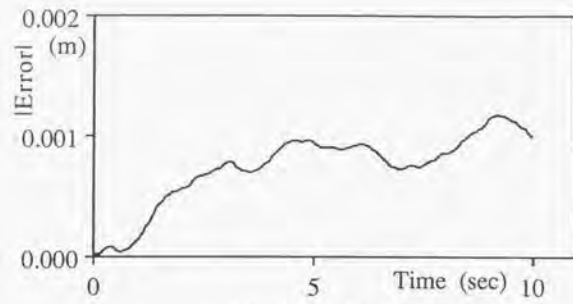


Fig.6.6 追従誤差

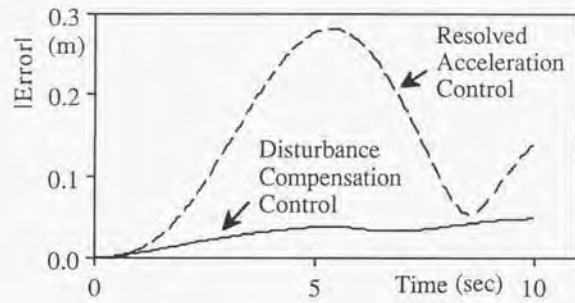


Fig.6.7 追従誤差(モデル誤差)

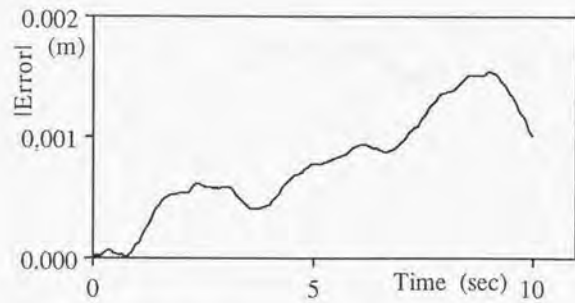
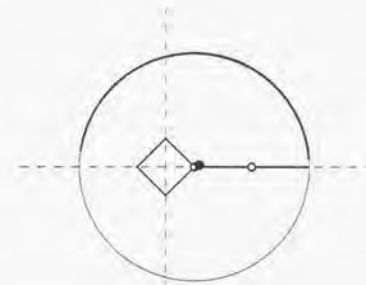
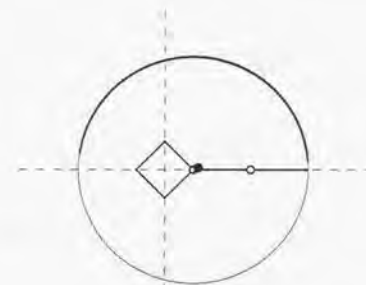


Fig.6.8 追従誤差(M_{MN} 非対角項省略)



(a)モデル誤差



(b) M_{MN} 非対角項省略

Fig.6.9 $G(s)$ の不安定領域

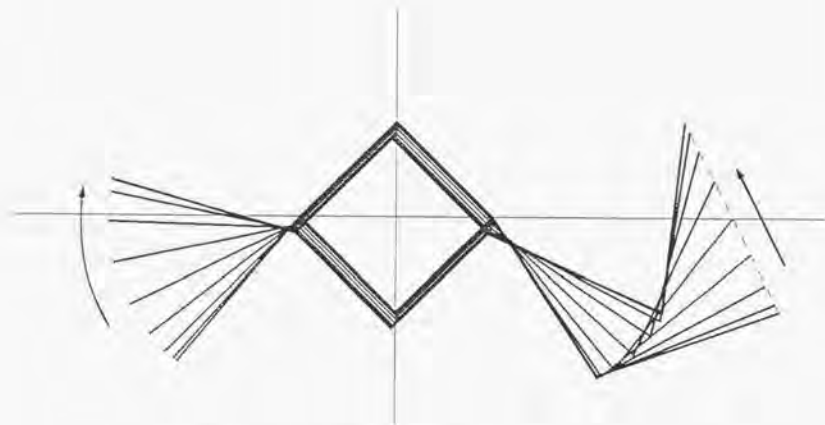


Fig.6.10 マニピュレータと衛星姿勢の協調制御

第7章 等価的に非駆動関節を有するとみなせる系への応用 (II)

— トルク飽和を考慮したマニピュレータの経路追従制御 —

本章では通常型(全関節が能動関節)マニピュレータにおいて一部の関節トルクが飽和している場合の経路追従制御について考える。与えられた目標経路に対してオフラインの計画によって得られる最短時間軌道では少なくとも一つの関節トルクが飽和しており、オンライン軌道実行において外乱を抑制する余裕がないため、従来のフィードバック制御を適用することができなかった。トルクが飽和している場合、その関節については制御入力を変化させることが不可能であり、したがって一種の非駆動関節とみなすことができる。これまで述べてきた非駆動関節はトルクがゼロであったが、トルク飽和関節はトルクが既知の一定値であり、第5章までの制御手法を自然に拡張した形で適用が可能である。以下では特に5・3、5・4節における経路座標系を用いた手法を拡張し、トルク飽和下でのオンラインの経路追従制御の手法を提案する。

7・1 背景及び概要

ロボットマニピュレータの高性能化を考える場合、高速化は最も重要な要素の一つである。これは特に産業用ロボットにおいて強く要求される。一方で関節アクチュエータを小型化・軽量化したいという相反する要求もある。また福祉ロボットやホームロボット等、人間と共通の空間で作業する将来のロボットにおいては、現在の産業用ロボットのように強力なアクチュエータを用いることは安全上好ましくない。さらに宇宙マニピュレータにおいてはエネルギーの制約上、長大なアームを小さなアクチュエータによって効率よく制御することが要求される。以上のようにあらゆる分野において、むしろ非力なマニピュレータの性能を最大限に活用して高速化を行なう技術が重要になると思われる。

マニピュレータの動特性を考慮した最短時間制御問題としては、経路の始点と終点のみが与えられる場合^{1)~3)}と、さらに途中の経路も与えられている場

合がある。しかし障害物回避等の経路計画アルゴリズムとの組合せを考えると、空間内でマニピュレータが通過する経路は幾何学的に決められていると仮定する方が実用上は便利である。その場合、問題としては目標経路上でいかなる加減速を行なうかということになる。このように経路が指定された最短ないし準最短時間軌道をオフラインで計画する手法として、アクチュエータのトルク制限を考慮した方法^{4)~7)}、関節の周波数応答を考慮した方法⁸⁾等が提案されている。

これらのうちトルク制限を考慮したアルゴリズムによって計画された最短時間軌道においては、常に少なくとも一つのアクチュエータが飽和した状態にある。そのため従来の制御手法によってこのような公称軌道をオンラインで実行することは困難である。これまで一般的に行なわれている軌道実行は、目標経路上を移動する目標点に対する、マニピュレータ先端の位置偏差によるフィードバック制御に基づいている。アクチュエータのトルクが一つでも飽和するような軌道にこうした制御手法を適用すると、外乱によって追従誤差が生じた場合にそれを抑制する余裕が残されていない。その結果マニピュレータ先端が目標経路から外れる恐れがある。

このように関節トルクが飽和した状態でも目標経路の追従が可能な制御手法として、トルク制限に応じて目標軌道の時間軸を実時間で伸縮させる手法⁹⁾や、摂動法により切替時刻及び非飽和トルクを変化させる手法¹⁰⁾が提案されている。本章では第5章で提案した「経路座標系」を目標経路に基づいて空間内に設定することによりトルク飽和下での経路追従を実現する、実時間のフィードバック制御手法を提案する。経路座標系は経路方向の成分と経路に直交する成分から構成される。マニピュレータの運動方程式を経路座標を用いて記述すると、問題をこれら2種類の成分の制御に分離できる。経路に直交する成分の加速度を優先的に制御することにより、マニピュレータ先端を経路上に拘束する。本手法は目標経路上のみでなく経路外も含めたマニピュレータの動特性が経路座標により記述できるため、トルク飽和下での経路外から目標経路への収束過程についても制御が保証され、また収束の速さ等も指定可能であるという特徴を有する。また本手法は公称軌道の性質を制御に用いていないため、最短時間軌道以外の公称軌道にも適用可能である。2個の能動関節を有する2自由度マ

ニピュレータについてのシミュレーションにより、本手法の有効性を示す。

7・2 運動方程式の経路座標表現

7.2.1 経路座標系の設定

以下ではn自由度マニピュレータのn次元空間内における制御を扱う。まず準備として、目標経路をどのように表現するかについて考える。一般に最短時間軌道計画問題^{4)~6)}では、経路パラメータを用いて経路を表現する方法がしばしば用いられる。この方法では経路上の点の位置 $q \in \mathbb{R}^n$ をスカラーパラメータsのベクトル関数として表わす。

$$q = q(s), \quad s_0 \leq s \leq s_f \quad (7.1)$$

sを経路パラメータと呼ぶ。

さて上記の方法では点の位置は1変数sのみの関数であるから、表わすことができるのは経路上の点のみに限られる。ところが本研究ではマニピュレータの追従偏差を抑制するような経路追従制御の構成を目的としており、経路外の点及びその点の経路からの偏差を表わすことが必要である。そこで上記の手法を拡張し、5・3節で提案した「経路座標」を用いて経路を表現する。

作業空間内に、経路方向の成分 $s \in \mathbb{R}$ と、経路に直交する成分 $x \in \mathbb{R}^{n-1}$ から構成される直交曲線座標系を設定する (Fig.5.2参照)。これが経路座標系である。経路座標で表わされた点 $p \in \mathbb{R}^n$ は、

$$p = [x^T \quad s]^T \quad (7.2)$$

目標経路上の点ではx成分は一定値 x_0 をとる。

$$x = x_0 \quad (\text{const.}), \quad s_0 \leq s \leq s_f \quad (7.3)$$

経路上の点を作業座標qによって表わす式は、

$$q = q([x_0^T \quad s]^T), \quad s_0 \leq s \leq s_f \quad (7.4)$$

さらに作業空間内のすべての点の位置qは経路座標pのベクトル関数として表わされる。

$$q = q([x^T \quad s]^T) = q(p) \quad (7.5)$$

7.2.2 運動方程式の表現

マニピュレータの運動方程式は関節座標 $\theta \in \mathbb{R}^n$ を用いて次のように表わされ

る。

$$M(\theta)\ddot{\theta} + b(\theta, \dot{\theta}) = \tau \quad (7.6)$$

$M(\theta) \in R^{n \times n}$ は慣性行列, $b(\theta, \dot{\theta}) \in R^n$ はコリオリ・遠心力, 重力及び摩擦力ベクトルの和である。 $\tau \in R^n$ は関節トルクベクトルである。

ここでマニピュレータの運動方程式(7.6)を7.2.1で定義された経路座標 p を用いて表わすことを考える。経路座標 p と作業座標 q との間には(7.5)式の関係 $q = q(p)$ が成立つ。また関節座標 θ と作業座標 q との間にはマニピュレータの順運動学により $q = q(\theta)$ という関係が存在する。

$$J_1 = \frac{\partial q}{\partial p} \quad J_2 = \frac{\partial q}{\partial \theta} \quad (J_1, J_2 \in R^{n \times n})$$

とおけば、経路座標 p の関節座標 θ に関するヤコビ行列 $J \in R^{n \times n}$ は、

$$J = \frac{\partial p}{\partial \theta} = J_1^{-1} J_2$$

によって求まり、

$$\dot{p} = J\dot{\theta} \quad (7.7)$$

という関係が成立つ。(7.7)式の両辺を時間に関して微分すると、

$$\ddot{p} = J\ddot{\theta} + \dot{J}\dot{\theta} \quad (7.8)$$

J が正則ならば、

$$\ddot{\theta} = J^{-1}(\ddot{p} - \dot{J}\dot{\theta}) \quad (7.9)$$

ここで次のようにおく。

$$M = \begin{bmatrix} m_1 \\ \vdots \\ m_n \end{bmatrix} \quad H = J^{-1} = \begin{bmatrix} H_x & h_x \\ \vdots & \vdots \\ H_n & h_n \end{bmatrix} \quad (7.10)$$

$$\tau = [\tau_1, \dots, \tau_n]^T \quad b = [b_1, \dots, b_n]^T$$

(7.9), (7.10)式を(7.6)式に代入すると、マニピュレータの運動方程式は次のようになる。

$$m_i(H_x \ddot{x} + h_x \dot{s} - HJ\dot{\theta}) + b_i = \tau_i \quad (i=1, \dots, n) \quad (7.11)$$

すなわち各関節トルクと経路座標系における加速度との関係が求められる。

7.3 公称軌道の計画

本節ではオフラインで実行される最短時間軌道計画のアルゴリズム^{41)~43)}を紹介する。マニピュレータの各関節にトルク制限が与えられている場合の、目標経路に沿った最短時間軌道を計画する。本節の結果として得られた公称軌道に対して、次節以下で提案する経路追従制御を適用する。関節トルク制限はトルクベクトル空間 R^n 中の領域 T として、次のように表わされる。

$$\tau \in T, \quad T = \{\tau \mid \tau_i^{\text{MIN}} \leq \tau_i \leq \tau_i^{\text{MAX}} (i=1, \dots, n)\} \quad (7.12)$$

マニピュレータが経路上を運動する場合、経路座標の x 成分は一定値 x_0 をとるから $\dot{x}=0, \ddot{x}=0$ である。 $HJ = -\dot{H}J, \dot{p} = J\dot{\theta}$ であることを用いれば、(7.11)式より、

$$\ddot{s} = (m_i h_x)^{-1} (\tau_i - m_i \dot{h}_x \dot{s} - b_i) \quad (i=1, \dots, n) \quad (7.13)$$

(7.13)式に(7.12)式のトルク制限を加えることによって、各関節の制限に応じた経路加速度 \ddot{s} の最大値 \ddot{s}_i^{MAX} / 最小値 \ddot{s}_i^{MIN} を求めることができる。また、各関節に対する \ddot{s} の許容領域の共通部分をとれば、マニピュレータ全体についての \ddot{s} の許容領域 $[\ddot{s}^{\text{MIN}}, \ddot{s}^{\text{MAX}}]$ が求められる。

$$[\ddot{s}^{\text{MIN}}, \ddot{s}^{\text{MAX}}] = \bigcap_{i=1}^n [\ddot{s}_i^{\text{MIN}}, \ddot{s}_i^{\text{MAX}}] \quad (7.14)$$

$$\ddot{s}^{\text{MAX}} = \min_{i=1}^n (\ddot{s}_i^{\text{MAX}}), \quad \ddot{s}^{\text{MIN}} = \max_{i=1}^n (\ddot{s}_i^{\text{MIN}})$$

ここで注意すべきことは許容領域 $[\ddot{s}^{\text{MIN}}, \ddot{s}^{\text{MAX}}]$ の巾が経路速度 \dot{s} に依存することである。速度が高すぎると \ddot{s} の許容領域が存在しなくなって経路上の運動は不可能になる。このことが経路速度 \dot{s} の許容領域を決定する。最短時間軌道は、経路速度 \dot{s} がこの許容領域を越えない範囲の最大の値を常にとるように最大加速または最大減速を行なう軌道を接続することにより構成できる。

軌道計画の例をFig.7.1の2自由度水平多関節マニピュレータについて示す。関節トルク制限は $-2 \leq \tau_1 \leq 2, -1 \leq \tau_2 \leq 1$ (N・m) である。目標経路はFig.7.2に示す円周(中心[0.4, 0], 半径0.1m)を1周する経路である。この場合経路座標系は円の中心を原点とする極座標系で、経路方向の s 成分に相当するのは角度 α 、経路に直交する x 成分に相当するのは半径 r である。計画された軌道において経路方向の速度 $\dot{\alpha}$ (Fig.7.3(a)太線)は許容速度 (Fig.7.3(a)細線)

を越えないように、最大加減速を切換えて構成されている。どちらか一方の関節トルクが常に飽和しているため (Fig. 7.3(b), (c)) 従来の制御手法は適用困難である。

なお本節では経路座標による運動方程式の表現を用いたが、目標経路上では $h_s = dq/ds = q'$ であるから (7.13) 式は、

$$\ddot{s} = (m_i q')^{-1} (\tau_i - m_i q'' \dot{s}^2 - b_i) \quad (i=1, \dots, n)$$

と書き直すことができる。したがってここでの表現は文献4)-6)における経路パラメータを用いた表現と等価である。

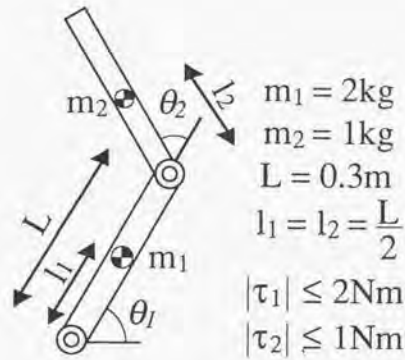


Fig. 7.1 2自由度マニピュレータ

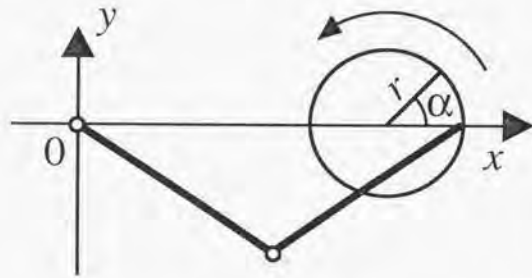
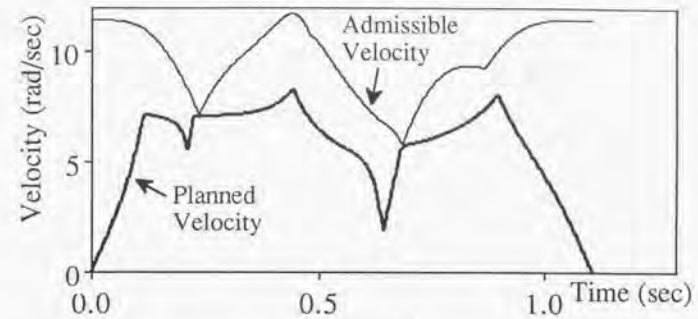
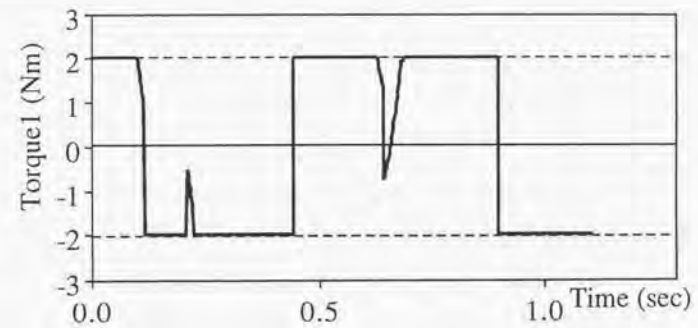


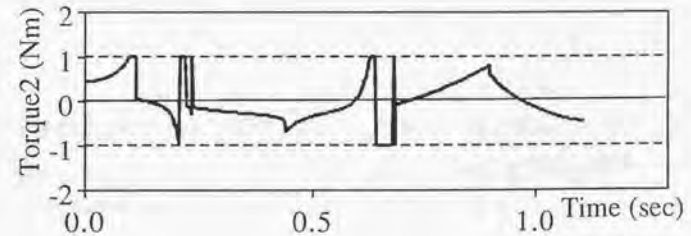
Fig. 7.2 目標経路



(a) 経路速度 $\dot{\alpha}$



(b) 第1軸トルク



(c) 第2軸トルク

Fig. 7.3 最短時間軌道

7・4 経路追従制御

7・3節の手法で計画された軌道においては、常に少なくとも一つの関節トルクが飽和しており、従来のフィードバック制御では、マニピュレータが目標経路から外れる恐れがある。そこで本節ではトルク飽和を考慮して経路追従制御を構成する。本手法では経路と直交するx成分と経路方向のs成分を独立に制御し、トルク飽和が存在する場合にも経路に対する追従性を確保する。なお本手法では、トルク変動のbang-bang性等、最短時間軌道特有の性質を用いていないため、最短時間軌道以外の公称軌道にも適用可能である。

経路座標系で表わされたマニピュレータの運動方程式(7.11)は、

$$M(H_x \ddot{x} + h_x \dot{s} - H \dot{\theta}) + b = \tau \quad (7.15)$$

とも書ける。ここで、

$$\bar{M} = MH, \quad \bar{M}_x = \begin{bmatrix} \bar{m}_{x1} \\ \vdots \\ \bar{m}_{xn} \end{bmatrix} = MH_x, \quad \bar{m}_s = \begin{bmatrix} \bar{m}_{s1} \\ \vdots \\ \bar{m}_{sn} \end{bmatrix} = Mh_s \quad (7.16)$$

$$\bar{b} = b - \bar{M} \dot{\theta}, \quad \bar{\tau} = \tau - \bar{b}$$

とおく。すると運動方程式(7.15)は、

$$\bar{M}_x \ddot{x} + \bar{m}_s \dot{s} = \bar{\tau} \quad (7.17)$$

という形に整理される。また(7.12)式の関節トルク τ の制限を $\bar{\tau}$ の制限に置き換え、

$$\bar{\tau} \in \bar{T}, \quad \bar{T} = \{ \bar{\tau} \mid \bar{\tau}_i^{MIN} \leq \bar{\tau}_i \leq \bar{\tau}_i^{MAX} (i=1, \dots, n) \} \quad (7.18)$$

とする。ただし、

$$\bar{\tau}_i^{MIN} = \tau_i^{MIN} - \bar{b}_i, \quad \bar{\tau}_i^{MAX} = \tau_i^{MAX} - \bar{b}_i$$

領域 \bar{T} はトルク空間において領域 T を \bar{b} だけ並進させたものになる。

7.4.1 経路に直交する成分xの制御

まずマニピュレータを目標経路上に拘束するため、経路と直交するx成分を優先的に制御する。追従誤差を抑制するためのフィードバックとして例えば次のようなPID制御則を適用し、発生すべき加速度 \ddot{x}_e を求める。

$$\ddot{x}_e = -K_v \dot{x} - K_p (x - x_d) - K_I \int (x - x_d) dt \quad (7.19)$$

x_d はx成分の目標位置、 x 、 \dot{x} はそれぞれ実測位置、実測速度である。(7.19)式の加速度 \ddot{x}_e がx成分に発生できれば、

$$(\ddot{x} - \ddot{x}_d) + K_v (\dot{x} - \dot{x}_d) + K_p (x - x_d) + K_I \int (x - x_d) dt = 0 \quad (7.20)$$

という関係が成立し、ゲイン K_v 、 K_p 、 K_I を適切に決めればx成分の目標値 x_d への収束性が保証される。すなわちマニピュレータ先端は目標経路上に保たれる。 K_v 、 K_p 、 K_I によって目標経路への収束の速さ等を指定することも容易である。

(7.18)式のトルク制限のため、実際にはPIDコントローラ出力の加速度 \ddot{x}_e が発生できない場合が存在する。 $(\forall \dot{s}, \bar{M}_x \ddot{x}_e + \bar{m}_s \dot{s} \notin \bar{T})$ そこで加速度空間における幾何学的な関係から \ddot{x}_e の実現可能性を判定する。また \ddot{x}_e が発生できない場合には、実現し得る範囲で最善の値に \ddot{x}_e の値を制限し、実際に発生するx成分の加速度 \ddot{x}_e を決定する。

運動方程式(7.17)に(7.19)式で求めた加速度 \ddot{x}_e を代入する。 $\bar{m}_{s1} \neq 0$ ならば、

$$\dot{s} = \bar{m}_{s1}^{-1} (\bar{\tau}_1 - \bar{M}_{x1} \ddot{x}_e) \quad (7.21)$$

(7.21)式に(7.18)式のトルク制限を加えると、軌道計画の場合と同様に、各関節の制限に応じた経路加速度 \dot{s} の最大値 \dot{s}_i^{MAX} /最小値 \dot{s}_i^{MIN} が求められる。各関節に対する \dot{s} の許容領域の共通部分 $[\dot{s}^{MIN}, \dot{s}^{MAX}]$ が存在する場合には、その範囲の \dot{s} について $\bar{M}_x \ddot{x}_e + \bar{m}_s \dot{s} \in \bar{T}$ となる。すなわち \ddot{x}_e は実現可能であるから制限する必要はなく、 $\ddot{x}_e = \ddot{x}_e$ である。 $(\bar{m}_{s1} = 0$ となる場合には関節 i に対する \dot{s} の制限は存在しない。その代わり \ddot{x}_e が実現可能であるためには $\bar{\tau}_i^{MIN} \leq \bar{M}_{xi} \ddot{x}_e \leq \bar{\tau}_i^{MAX}$ でなくてはならない。)

行列 \bar{M} はトルク空間 R^n と経路座標系における加速度空間 R^n との間の1次変換行列とみなすことができる。 \bar{M} によってトルク制限領域 \bar{T} は加速度許容領域 \bar{U} に変換される。例えば $n=3$ の場合、 \bar{T} は直方体で \bar{U} は平行6面体となる。 $\ddot{x}_e = \ddot{x}_e$ は加速度空間において \dot{s} 軸に平行な直線である。 \ddot{x}_e が実現可能となるのは直線 $\ddot{x}_e = \ddot{x}_e$ と領域 \bar{U} が交わる場合に相当する。 $\ddot{x}_e = \ddot{x}_e$ と \bar{U} の共通部分の線分が \dot{s} の許容領域を表わす。

一方 $\ddot{x}_e = \ddot{x}_e$ と \bar{U} が交わらない場合、すなわち \dot{s} の許容領域が存在しない場合には、いかなる \dot{s} についても $\bar{M}_x \ddot{x}_e + \bar{m}_s \dot{s} \notin \bar{T}$ である。 \ddot{x}_e そのものは実現できないた

め、 \ddot{x}_c を制限して実際の加速度 \ddot{x}_a を求めることが必要である。 \ddot{x}_a はできるだけ \ddot{x}_c に近いことが望ましいから、 $|\ddot{x}_a - \ddot{x}_c|^2$ が最小となるように \ddot{x}_a を定めるとする。加速度空間において、加速度許容領域 \bar{U} の平面 $\dot{s}=0$ に対する直線 $\ddot{x}=\ddot{x}_c$ に沿った射影 \bar{U}' を考える。平面 $\dot{s}=0$ 上で $\ddot{x}_c \in \bar{U}'$ でなくてはならない。したがって領域 \bar{U}' に属し、 \ddot{x}_c から最短の距離にある点を \ddot{x}_a として選べばよい。

この場合 $\ddot{x} \neq \ddot{x}_c$ であるから(7.20)式は成立たないが、制限内のトルクで実現できる、最も \ddot{x}_c に近い加速度が得られる。なお(7.20)式が成立たないことが直ちに経路から外れることを意味するわけではない。より一般的に加速度、速度が経路誤差を減少させる方向にあるためには、 x, x_a の各成分について $\dot{x}_i, \dot{x}_{i1}, x_{i1} - x_{a1}$ ($i=1, \dots, n-1$)のうち一つの符号が他の二つと異なればよい。領域 \bar{U}' が原点 $\ddot{x}=0$ を含む場合には \ddot{x} の各成分は正負どちらの符号も選べるから、必ず上記の必要条件を満たす \ddot{x}_a を選ぶことができる。公称軌道として $\ddot{x}=0$ において計画された最短時間軌道を用いる場合、その近傍では領域 \bar{U}' は原点 $\ddot{x}=0$ を含むと考えられ、 $\ddot{x} \neq \ddot{x}_c$ の場合も経路への収束性の条件を満たす。

7.4.2 経路方向の成分sの制御

次にs成分を制御して、経路方向の加減速を行なう。まず7・3節の軌道計画アルゴリズムで求められた公称軌道の経路速度 \dot{s}_n 、経路加速度 \ddot{s}_n と、実測経路速度 \dot{s} から、発生すべき経路加速度 \ddot{s}_c を求める。ここでは文献9)で提案された、速度の2乗のフィードバックを用いる。

$$\ddot{s}_c = \ddot{s}_n(s) + K_s(\dot{s}_n(s)^2 - \dot{s}^2) \quad (7.22)$$

\dot{s}^2 をsに関して微分すると、

$$\frac{d\dot{s}^2}{ds} = 2\frac{ds}{dt} \frac{d\dot{s}}{ds} = 2\frac{d^2s}{dt^2} = 2\ddot{s} \quad (7.23)$$

したがって(7.22)式のフィードバックによって \dot{s}^2 に関する1次系(sを時間変数とする)が構成でき、 $\ddot{s}=\ddot{s}_c$ ならば \dot{s}^2 は公称値 \dot{s}_n^2 に収束する。

(7.22)式で求められた \ddot{s}_c についても、 \ddot{x}_c と同様にトルクに基づく制限を加え、実際に発生する加速度 \ddot{s}_a を求める。7.4.1節で \ddot{x}_c がそのまま実現可能な場合には、 \ddot{s} の許容領域 $[\ddot{s}^{\min}, \ddot{s}^{\max}]$ は既に求められている。また \ddot{x}_c が制限されている場合には、(7.21)式の \ddot{x}_c を \ddot{x}_a に置き換えた式をもとに \ddot{s} の許容領域を求める。

後者の場合、特殊な場合を除いては許容される \ddot{s} はただ一つの値に限られる。 \ddot{s} はスカラーであるから制限は簡単で、許容領域 $[\ddot{s}^{\min}, \ddot{s}^{\max}]$ において \ddot{s}_c に最も近い値を \ddot{s}_a とすればよい。

上記の制限は、7.4.1節の加速度 \ddot{x}_a が発生できるようにs成分の加減速を制限するということの意味する。特に \ddot{s} の許容領域 $[\ddot{s}^{\min}, \ddot{s}^{\max}]$ が存在する場合には、 \ddot{s}_c が制限されていても \ddot{x}_a はそのまま実現される(これはトルクが飽和している関節が1個の場合に相当する)。すなわち \ddot{x} 成分については(7.20)式が成立し、経路追従性が保証される。

また、(7.22)式において \dot{s}_n, \ddot{s}_n が時間の関数ではなくs成分すなわち通過中の位置の関数として与えられることに注意せよ。したがって \ddot{s}_c が制限されて実行結果の時間履歴が公称軌道と異なるものになっても問題は生じない。(\dot{s}_n, \ddot{s}_n はsの関数である経路形状やマニピュレータ動特性に基づいて計画されている。その点からも \dot{s}_n, \ddot{s}_n をsの関数とすることは合理的である。)

Fig.7.4はn=2の場合について加速度の制限を模式的に表わしたものである。行列 \bar{M} はトルク空間と加速度空間との間の1次変換とみなせる。 \bar{M} によってトルクの許容範囲 \bar{T} は加速度の許容範囲 \bar{U} に変換される。 \bar{U} を \ddot{x} 軸上に射影した線分 \bar{U}' が \ddot{x} の許容範囲を表わす。フィードバック出力 \ddot{x}_c が \bar{U}' の外側にある場合、実際発生する加速度は \ddot{x}_a に制限される。この場合には \ddot{s}_c は一意に決まる。 \ddot{x}_c が \bar{U}' の内側にある場合は、フィードバックで求められた \ddot{s}_c を \ddot{s} の許容領域内に制限して \ddot{s}_a を求める。

以上のようにして決定した加速度 \ddot{x}_a, \ddot{s}_a を運動方程式(7.17)に代入して関節トルク τ を求める。(ただし、多くの場合はここまでの手順のいずれかの段階で、すでにトルクが求められている。) Fig.7.5に制御系のブロック線図を示す。システムへの入力はずべて時間には依存しない。 x_a 及びトルク制限は一定値で、 \dot{s}_n, \ddot{s}_n はsの関数として与えられる。このためこの制御系は時間軸を伸縮させて経路追従を実現することが可能である。

経路の実行時間が公称軌道とは異なるものになるため、

$$\lambda = \frac{s - s_0}{s_t - s_0} \quad (7.24)$$

とおき、制御実行中は λ の値を監視する。目標経路上では $0 \leq \lambda \leq 1$ である。 $\lambda \geq 1$ となった時点で経路終了と判断する。

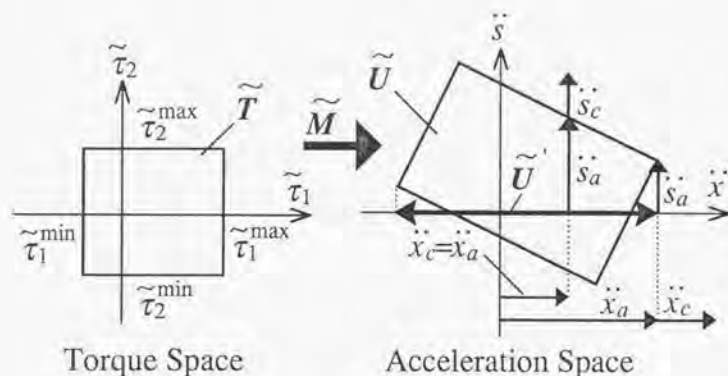


Fig. 7.4 加速度の制限($n=2$)

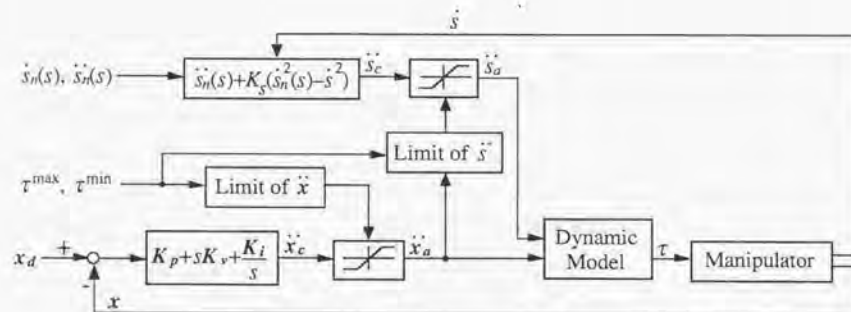


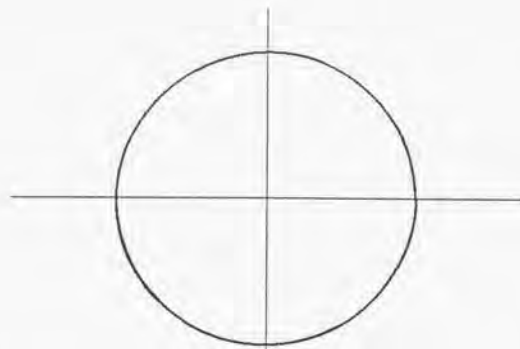
Fig. 7.5 経路追従制御系

7.5 シミュレーション

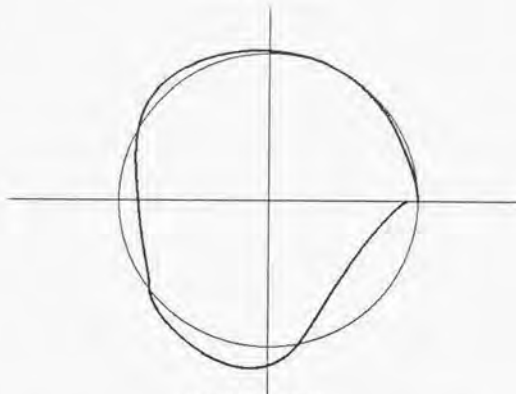
Fig. 7.1の2自由度マニピュレータに本手法を適用し、Fig. 7.2の経路に対する追従制御のシミュレーションを行なった。公称軌道としては7.3節で述べた最短時間軌道計画の結果 (Fig. 7.3) を用いた。まず軌道計画に対する外乱として、各関節に計画の際には考慮しなかった粘性摩擦・クーロン摩擦 (関節1: $0.2 \text{sgn}(\dot{\theta}_1) + 0.4 \dot{\theta}_1$ (N·m), 関節2: $0.1 \text{sgn}(\dot{\theta}_2) + 0.2 \dot{\theta}_2$ (N·m)) を加えた。コントローラにおけるマニピュレータの動力学モデルも摩擦は考慮していない。シミュレーションの実行結果をFig. 7.6に示す。従来の制御手法(b) (作業座標サーボによる計算トルク法) では経路が目標経路の円周から大きく外れるが、本手法(a)では目標経路からのずれはわずかである。本手法による追従結果の経路速度をFig. 7.7(a)に示す。追従結果をFig. 7.3の公称軌道と比較すると、時間軸を伸ばし、軌道を遅らせて追従が実現されている。しかし関節トルク (Fig. 7.7(b), (c)) はほとんど飽和していて、アクチュエータの能力を最大限に使っていることがわかる。

次に経路からの初期偏差 ($r-r_a=0.015\text{m}$) が存在する場合のシミュレーションを行なった (Fig. 7.8)。従来の手法(b)ではトルク飽和にもかかわらず強引に偏差を収束させようとして、かえって偏差が拡大されている。提案した手法(a)では経路初期で偏差が収束してそれ以後は正確な経路追従を実現している。追従結果の経路速度、トルク (Fig. 7.9) の収束後の部分は、時間軸をシフトすることによってFig. 7.3の軌道計画の結果にほぼ重ねることができる。このことは偏差の収束後の軌道が最短時間軌道そのものになっていることを意味する。

またいずれのシミュレーションにおいても、従来の手法ではこれ以上フィードバックゲインを上げると発生すべきトルクと実際のトルクの差が大きくなるためにかえって経路偏差が増大した。一方提案した手法ではゲインを上げることによって偏差をさらに小さく抑えることが可能であった。

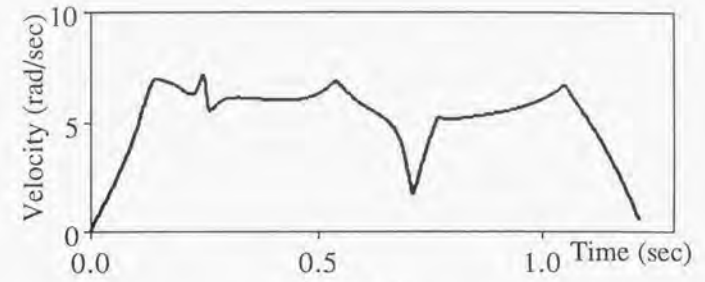


(a) 提案の方法

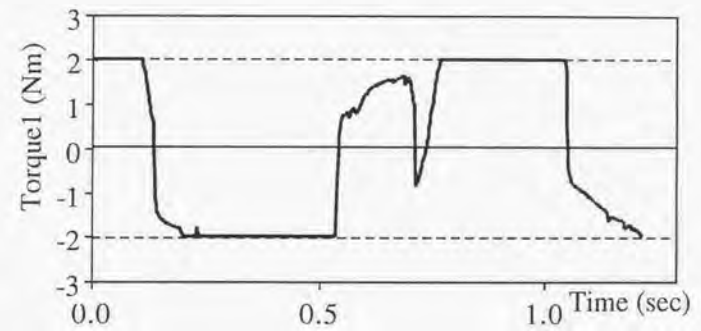


(b) 従来の方法

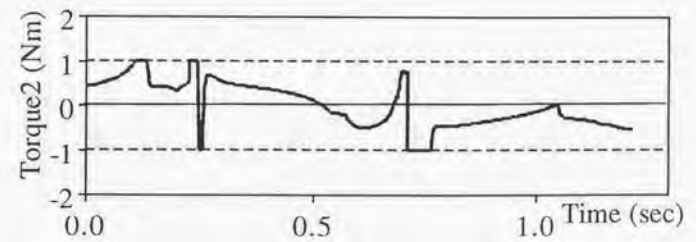
Fig.7.6 シミュレーション結果 (関節の摩擦)



(a) 経路速度 $\dot{\alpha}$

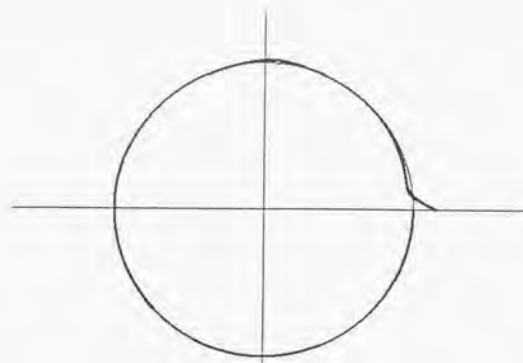


(b) 第1軸トルク

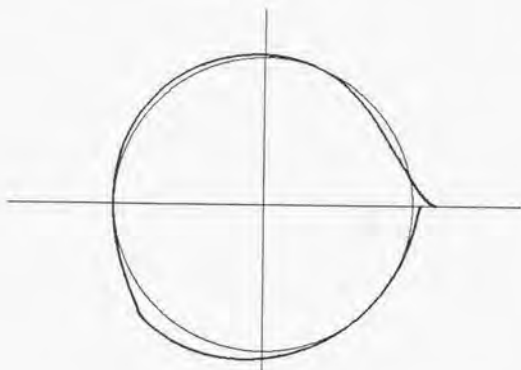


(c) 第2軸トルク

Fig.7.7 追従結果

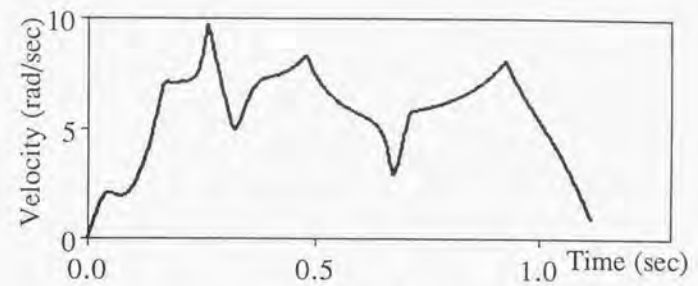


(a) 提案の方法

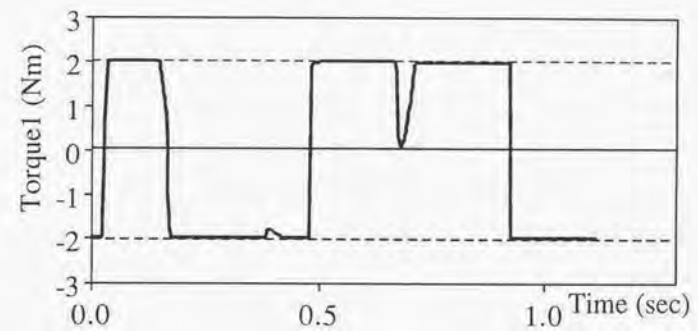


(b) 従来の方法

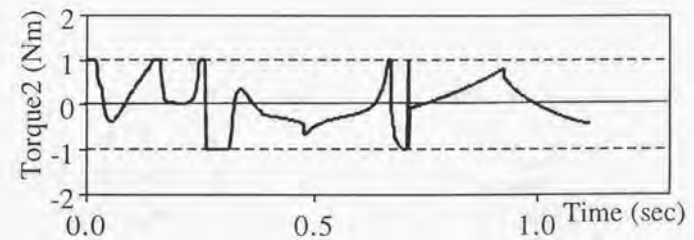
Fig.7.8 シミュレーション結果 (初期位置誤差)



(a) 経路速度 $\dot{\alpha}$



(b) 第1軸トルク



(c) 第2軸トルク

Fig.7.9 追従結果

第8章 結 論

関節の一部がアクチュエータを持たない非駆動関節であるマニピュレータを動力学的干渉性を利用して制御する手法について研究を行なった。本研究により得られた主要な結果は以下のようにまとめることができる。

1) アクチュエータよりも自由度の多いマニピュレータの提案

関節アクチュエータを保持ブレーキに置き換えた、全く新しい構造のマニピュレータを提案した。従来のマニピュレータはアクチュエータ数によって自由度が制約されていたが、これによってアクチュエータ数よりも自由度の多いマニピュレータが実現でき、軽量化、省エネルギー化、コストダウン等の効果を見込むことができる。保持ブレーキ（乾式単板電磁ブレーキ）とアクチュエータ（DCサーボモータ+ハーモニックドライブ減速機）との重量、エネルギー消費、コストの比較の例をFig.8.1に示す。このようなマニピュレータの用途としては、それらの効果を生かした簡易組立ロボット、冗長マニピュレータの冗長自由度制御等があげられる。また宇宙マニピュレータ、宇宙構造物の伸展等の宇宙分野への応用は、重力の影響がないため、より効果的であると考えられる。本手法を応用して関節アクチュエータが故障した宇宙マニピュレータを回収する手法¹⁾も提案されている。

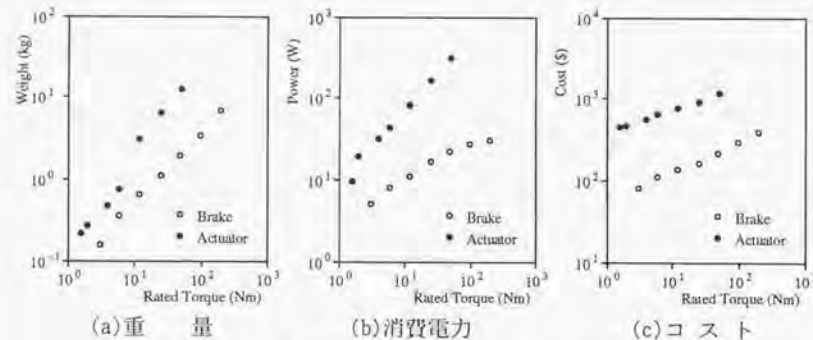


Fig.8.1 アクチュエータとブレーキの比較

2) 非駆動関節を有する力学系の制御手法の提案

上記のマニピュレータの制御を第一の目的として、従来のマニピュレータの制御においては外乱とみなされてきた動力学的干渉性を積極的に利用し、アクチュエータを持たない非駆動関節を含む力学系を制御する手法を提案した。動力学的干渉性のうち、慣性行列の非対角要素として表わされる慣性力の干渉を用い、まず関節座標系において非駆動関節の角加速度を能動関節トルクによって制御した。またブレーキ切替による2点間の位置決めの方法を提案した。次いでこの制御手法を拡張し、作業座標系における制御、目標経路の追従制御へと発展させた。ブレーキを解放した状態では能動関節と同じ数の関節または座標成分が同時に制御できることを示した。さらに能動関節1個、非駆動関節1個からなる基本的な構成の実験用マニピュレータを試作して各制御手法の有効性を確認した。

3) 非駆動関節を有するとみなせる系への応用

2)の制御手法の中でブレーキの主な役割は全関節を最終的に目標位置に位置決めする際の角度保持のみである。制御則の本質的な部分はブレーキを解放した状態における制御にあり、それらは非駆動関節と動力学的干渉性という二つの特徴にのみ着目した。対象の構造に依存しない一般的な形で表現されている。したがってそれらは駆動能力を持たない部分を含む広範な力学系に適用可能であり、動力学的な要素の影響が強い広い意味での非駆動関節を含む様々な系の制御に統一的な枠組みを与えることができる。本論文ではその一例として次の二つの問題を扱った。

①浮遊ベース上のマニピュレータの制御

宇宙ロボット等の浮遊ベース上に取り付けられたマニピュレータにおいて、浮遊ベースを6自由度の非駆動関節とみなし、作業座標系における制御を適用してアーム先端位置を制御する手法を提案した。外乱推定オブザーバを用いた外乱補償制御手法を併用することによって、従来の制御手法において問題となっていた制御計算の単純化とモデル変動への対応を解決した。

②関節トルクの飽和したマニピュレータの経路追従制御

オフラインの軌道計画によるマニピュレータの最短時間軌道では、いずれかの関節トルクが飽和しており、オンライン軌道実行において従来のフィー

ドバック制御は適用できなかった。トルクが飽和した関節を非駆動関節として扱い、経路座標系を用いた手法を拡張することにより、トルク飽和下でのオンラインの目標経路追従制御を実現した。

本論文の手法により非駆動関節を含む系の制御が可能である条件については、4・2節及び5・2節において考察を行なった。ここでは干渉性を表わす行列の正則性による定性的な判別にとどまっているが、出力可制御性ゲイン²¹のような定量的な評価基準によって制御のしやすさを表わすことが望ましい。また本手法の実用性をより高めるためには、制御が不可能となる動力学的特異点を回避する手法を開発する必要があると考えられる。

本論文で提案した手法は基本的にマニピュレータの動力学モデルに依存するものの、実験ではフィードバック制御により外乱やモデル誤差のかなりの部分が補償できることも明らかになった。さらに大きなパラメータの変動がある場合にも、これまでも多くの研究がなされているマニピュレータの動力学パラメータ同定手法⁹⁾や適応制御手法⁴⁾を併用すればより有効であると思われる。制御における動力学計算の複雑さも問題点の一つであるが、これについてはJainら⁹⁾がSpatial Operator Algebraを用いた反復計算による効率化手法を提案している。また第6章で用いた外乱補償制御法は計算の効率化と制御のロバスト化の両方に高い効果を示している。

本論文の手法では主にマニピュレータの動力学的干渉性を利用しており、非線形性についてはあまり重視していない。しかし最近、非駆動関節を含むマニピュレータ動力学の非線形項における不可積分性に注目し、これをノンホロノミック力学系として制御を試みる研究が行なわれている^{6) 7)}。大域的な非線形性を利用すればブレーキを使わなくとも任意の2点間の位置決めが実現できる可能性もあり、非常に興味深い研究である。

参考文献

第1章

- 1) S. Hirose and Y. Umetani: The Development of Soft Gripper for the Versatile Robot Hand, Proc. 7th Int. Symp. on Industrial Robots, 353/360 (1977).
- 2) 北川, 浅田: 単一のサーボモータによって駆動される形状可変式多自由度ロボットアームの設計, 日本ロボット学会第5回学術講演会予稿集, 407/408 (1987).
- 3) S. Arimoto and F. Miyazaki: Stability and Robustness of PID Feedback Control for Robot Manipulators of Sensory Capability, Proc. 1st Int. Symp. on Robotics Research, 783/799 (1984).
- 4) J. Y. S. Luh, M. H. Walker, and R. P. C. Paul: Resolved Acceleration Control of Mechanical Manipulators, IEEE Trans. Automatic Control, AC-25-3, 468/474 (1980).
- 5) E. Freund: Fast Nonlinear Control with Arbitrary Pole-Placement for Industrial Robots and Manipulators, Int. J. Robotics Research, 1-1, 65/78 (1982).
- 6) 浅田: 非干渉一定慣性アームの設計理論, 計測自動制御学会論文集, 23-2, 155/162 (1987).
- 7) K. D. Young: Controller Design for a Manipulator Using Theory of Variable Structure Systems, IEEE Trans. Systems, Man, and Cybernetics, SMC-8-2, 101/109 (1978).
- 8) J. R. Hewit and N. Tan: Dynamic Coordination of Robot Movement, Proc. 4th CISM-IFTOMM Symp. on Theory and Practice of Robots and Manipulators, RoManSy'81, 77/88 (1981).
- 9) M. Nakao, K. Ohnishi, and K. Miyachi: A Robust Decentralized Joint Control Based on Interference Estimation, Proc. IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, 326/331 (1987).

- 10) J. J. Slotine and W. Li: On the Adaptive Control of Mechanical Manipulators, *Int. J. Robotics Research*, 6-3, 49/59 (1987).
- 11) J. J. Craig, P. Hsu, and S. Sastry: Adaptive Control of Mechanical Manipulators, *Int. J. Robotics Research*, 6-2, 16/28 (1987).
- 12) 邱, 新井, 大隅: 関節間干渉特性を利用したロボットの制御, *日本ロボット学会第7回学術講演会予稿集*, 637/638 (1989).
- 13) 酒井, 江村: 反動力によって立位を維持する倒立振子の研究, *バイオメカニズム* 2, 321/328 (1973).
- 14) 林, 嘉納, 増淵: 倒立振子の姿勢制御—質量の横方向移動による安定化—, *計測自動制御学会論文集*, 13-5, 425/432 (1977).
- 15) 杉江, 井上, 木村: 結合倒立振子の安定化制御, *計測自動制御学会論文集*, 14-5, 591/597 (1978).
- 16) 梶原, 小菅, 古田: 傾斜されたレール上の二重倒立振子の位置制御, *計測自動制御学会論文集*, 15-7, 873/879 (1979).
- 17) 森, 西原, 古田: 倒立振子制御用ハイブリッド制御系, *計測自動制御学会論文集*, 12-4, 482/487 (1976).
- 18) 高橋, 猪岡: トルクに制限がある場合の振子の制御, *日本機械学会論文集 C 編*, 53-485, 107/112 (1987).
- 19) 林, 梶谷, 益田: 二重物理振り子の制御, *日本機械学会論文集 C 編*, 56-522, 431/434 (1990).
- 20) 松浦, 今井, 北村: 鉄棒ロボット, *第30回自動制御連合講演会予稿集*, 407/408 (1987).
- 21) S. Takashima: Dynamic Modeling of a Gymnast on a High Bar: Computer Simulation and Constructing a Gymnast Robot, *Proc. IEEE Int. Workshop on Intelligent Robots and Systems'90*, 955/962 (1990).
- 22) 福田, 細貝, 近藤: ブラキエーション形移動ロボットの研究 (第1報, 動特性の解析とシミュレーション), *日本機械学会論文集 C 編*, 56-527, 195/202 (1990).
- 23) 山藤, 福島, 山本: 励振作用を利用した空中移動ロボットの研究, *日本機械学会論文集 C 編*, 56-531, 2951/2956 (1990).

- 24) 川崎: クレーンにおけるつり荷の振れ止め制御について, *日本機械学会誌*, 72-605, 128/133 (1969).
- 25) 森下: 走行クレーン運転自動化のための振れどめ制御, *計測自動制御学会論文集*, 14-6, 739/744 (1978).
- 26) 美多, 金井: トロリーの最大速度に注目したクレーンの最適運転法, *計測自動制御学会論文集*, 15-6, 833/838 (1979).
- 27) M. Vukobratović (加藤, 山下訳): 歩行ロボットと人工の足, *日刊工業新聞社* (1975).
- 28) 宮崎, 有本: 特異振動法による多自由度二足歩行系の解析, *計測自動制御学会論文集*, 15-4, 498/504 (1979).
- 29) 下山: 竹馬型2足歩行ロボットの動的歩行, *日本機械学会論文集 C 編*, 48-433, 1445/1455 (1982).
- 30) 高西ほか: 2足歩行ロボットWL-10RDによる動歩行の実現, *日本ロボット学会誌*, 3-4, 325/336 (1985).
- 31) 梶田, 小林: 位置エネルギー保存形軌道を規範とする動的2足歩行の制御, *計測自動制御学会論文集*, 23-3, 281/287 (1987).
- 32) 梅谷, 吉田: 一般化ヤコビ行列を用いた宇宙用ロボットマニピュレータの分解速度制御, *日本ロボット学会誌*, 7-4, 327/337 (1989).
- 33) Z. Vafa, S. Dubowsky: On the Dynamics of Manipulators in Space Using the Virtual Manipulator Approach, *Proc. IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation*, 579/585 (1987).
- 34) M. Vukobratović (加藤監訳): ロボットの手—力学と運動—, *日刊工業新聞社* (1979).
- 35) R. P. Paul: *Robot Manipulators*, MIT Press (1981).

第4章

- 1) 岩月, 川又, 樋口: 可制御性と可観測性に着目したロボットアームの性能評価, *計測自動制御学会論文集*, 23-2, 149/154 (1987).
- 2) 福田, 細貝, 近藤: ブラキエーション形移動ロボットの研究 (第1報, 動特性の解析とシミュレーション), *日本機械学会論文集 C 編*, 56-527, 195/

202 (1990).

- 3) 古田, 川路, 美多, 原: メカニカルシステム制御, オーム社 (1984)
- 4) 有本: 線形システム理論, 産業図書 (1974)

第5章

- 1) K.G.Shin and N.D.McKay: Minimum-Time Control of Robotic Manipulators with Geometric Path Constraints, IEEE Trans. Automatic Control, AC-30-6, 531/541 (1985)
- 2) J.E.Bobrow, S.Dubowsky, and J.S.Gibson: Time-Optimal Control of Robotic Manipulators Along Specified Paths, Int. J. Robotic Research, 4-3, 3/17 (1985)
- 3) F.Pfeiffer and R.Johanni: A Concept for Manipulator Trajectory Planning, IEEE J. Robotics and Automation, RA-3-2, 115/123 (1987)

第6章

- 1) R.Lindberg, R.Longman, M.Zedd: Satellite-Mounted Robot Manipulators - New Kinematics and Reaction Moment Compensation, Int. J. Robotics Research, 6-3, 87/103 (1987).
- 2) Z.Vafa, S.Dubowsky: On the Dynamics of Manipulators in Space Using the Virtual Manipulator Approach, Proc. IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, 579/585 (1987).
- 3) 梅谷, 吉田: 一般化ヤコビ行列を用いた宇宙用ロボットマニピュレータの分解速度制御, 日本ロボット学会誌, 7-4, 327/337 (1989).
- 4) 升谷, 宮崎: 宇宙用マニピュレータのセンサフィードバック制御, 日本ロボット学会誌, 7-6, 647/655, (1989).
- 5) 吉田, ネンチェフ, 梅谷: 宇宙用冗長マニピュレータのモデリングと制御, 計測自動制御学会論文集, 26-12, 1421/1426, (1990).
- 6) 吉田, 倉爪, 梅谷: 宇宙ロボットの多腕協調制御 (スクビライジング・アームの利用による制御トルクの最適化), 日本ロボット学会誌, 9-6, 718/726 (1991).

- 7) 山田, 土谷: 宇宙ロボットのマニピュレータ制御における効率的計算法, 計測自動制御学会論文集, 26-7, 765/772 (1990).
- 8) 小松ほか: 宇宙ロボットにおけるマニピュレータの反力補償制御, 日本ロボット学会第1回ロボットシンポジウム予稿集, 121/126 (1991).
- 9) 田口ほか: 浮遊型水中用マニピュレータの運動制御, 第30回計測自動制御学会講演会予稿集, 811/812 (1991).
- 10) J.R.Hewit and N.Tan: Dynamic Coordination of Robot Movement, Proc. 4th CISM-IFTOMM Symp. on Theory and Practice of Robots and Manipulators, RoManSy'81, 77/88 (1981).
- 11) M.Nakao, K.Ohnishi, K.Miyachi: A Robust Decentralized Joint Control Based on Interference Estimation, Proc. IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, 326/331 (1987).
- 12) K.Kosuge, M.Umetsu, K.Furuta: Robust Linearization and Control of Robot Arm Using Acceleration Feedback, Proc. IEEE Int. Conf. on Control and Applications, ICCON'89, TP-3-1, (1989).
- 13) 申, 駒田, 石田, 堀: 外乱オブザーバを用いたダイレクトドライブロボットの位置と力のハイブリッド制御, ロボティクス・メカトロニクス'91講演会講演論文集, 509/512 (1991).

第7章

- 1) H.P.Geering, L.Guzzella, S.Hepner, and C.H.Onder: Time-Optimal Motions of Robots in Assembly Tasks, IEEE Trans. Automatic Control, AC-31-6, 512/518 (1986).
- 2) V.T.Rajan: Minimum Time Trajectory Planning, Proc. IEEE Int. Conf. Robotics and Automation, 759/764 (1985).
- 3) G.Sahar and J.M.Hollerbach: Planning of Minimum-Time Trajectories for Robot Arms, Int. J. Robotics Research, 5-3, 90/100 (1986).
- 4) K.G.Shin and N.D.McKay: Minimum-Time Control of Robotic Manipulators with Geometric Path Constraints, IEEE Trans. Automatic Control, AC-30-6, 531/541 (1985).

- 5) J. E. Bobrow, S. Dubowsky, and J. S. Gibson: Time-Optimal Control of Robotic Manipulators Along Specified Paths, *Int. J. Robotic Research*, 4-3, 3/17 (1985)
- 6) F. Pfeiffer and R. Johanni: A Concept for Manipulator Trajectory Planning, *IEEE J. Robotics and Automation*, RA-3-2, 115/123 (1987)
- 7) 尾崎, 秀田, 山本, 毛利: 空間経路が指定されるマニピュレータの軌道計画, *計測自動制御学会論文集*, 23-3, 288/293 (1987).
- 8) 阿部, 土谷: 可変速軌道計画による2自由度ロボット・マニピュレータ経路制御, *日本ロボット学会誌*, 8-1, 1/8 (1990).
- 9) O. Dahl and L. Nielsen: Torque Limited Path Following by On-line Trajectory Time Scaling, *IEEE Trans. Robotics and Automation*, RA-6-5, 554/561 (1990).
- 10) H. Y. Tam: Minimum Time Closed-Loop Tracking of a Specified Path by Robot, *Proc. 29th IEEE Conf. on Decision and Control*, 3132/3137 (1990).

第8章

- 1) E. Papadopoulos and S. Dubowsky: Failure Recovery Control for Space Robotic Systems, *Proc. 1991 American Control Conf.* (1991)
- 2) 岩月, 川又, 樋口: 可制御性と可観測性に着目したロボットアームの性能評価, *計測自動制御学会論文集*, 23-2, 149/154 (1987)
- 3) 大須賀, 前田: マニピュレータの動特性同定法, *計測自動制御学会論文集*, 22-6, 637/643 (1986)
- 4) J. J. Slotine and W. Li: On the Adaptive Control of Mechanical Manipulators, *Int. J. Robotics Research*, 6-3, 49/59 (1987).
- 5) A. Jain and G. Rodriguez: Kinematics and Dynamics of Under-Actuated Manipulators, *Proc. 1991 IEEE Int. Conf. Robotics and Automation*, 1754/1759 (1991).
- 6) Y. Nakamura and R. Mukherjee: Nonholonomic Path Planning of Space Robots via a Bidirectional Approach, *IEEE Trans. Robotics and Automation*, RA-7-4, 500/514 (1991).

- 7) G. Oriolo and Y. Nakamura: Free-Joint Manipulators: Motion Control under Second-Order Nonholonomic Constraints, *Proc. IEEE/RSJ Int. Workshop on Intelligent Robots and Systems '91*, 1248/1253 (1991)

関連発表リスト

(国内誌上发表)

- 1) 荒井, 館: 非駆動関節を有するマニピュレータの動学的干渉による位置制御, 計測自動制御学会論文集, 25-9, 1012/1017 (1989).
- 2) 荒井, 館: 非駆動関節を有するマニピュレータの動的制御 (2自由度マニピュレータの位置制御系), 日本機械学会論文集C編, 57-534, 619/624 (1991).
- 3) 荒井, 館: 非駆動関節を有するマニピュレータの作業座標系における動的制御, 日本機械学会論文集C編, 57-537, 1621/1624 (1991).
- 4) 荒井, 館: 非駆動関節を有するマニピュレータの経路追従制御, 計測自動制御学会論文集, 27-7, 800/805 (1991).
- 5) 荒井, 館: トルク飽和を考慮したマニピュレータの目標経路追従制御, 日本ロボット学会誌, 9-6, 727/734 (1991).
- 6) 荒井, 谷江, 館: 宇宙ロボットの外乱補償制御, 日本ロボット学会誌, 10-4, 481/489 (1992).

(海外誌上发表)

- 1) H. Arai and S. Tachi: Position Control System of a Two Degree of Freedom Manipulator with a Passive Joint, IEEE Trans. Industrial Electronics, IE-38-1, 15/20 (1991).
- 2) H. Arai and S. Tachi: Position Control of a Manipulator with Passive Joints Using Dynamic Coupling, IEEE Trans. Robotics and Automation, RA-7-4, 528/534 (1991).
- 3) H. Arai, K. Tanie, and S. Tachi: Dynamic Control of a Manipulator with Passive Joints in Operational Space, IEEE Trans. Robotics and Automation (掲載予定)

(国内口頭発表)

- 1) 荒井, 館: 非駆動自由度を有するマニピュレータの動学的干渉による位置

制御, 第27回計測自動制御学会学術講演会予稿集, 671/672 (1988).

- 2) 荒井, 館: 非駆動自由度を有するマニピュレータの動学的干渉による位置制御, ロボティクス・自動化システムシンポジウム講演論文集, 77/80 (1988).
- 3) 荒井, 館: 非駆動関節を有するマニピュレータの動的制御に関する研究-2 自由度マニピュレータによるPTP制御実験-, 第28回計測自動制御学会学術講演会予稿集, 273/274 (1989).
- 4) 荒井, 館: 非駆動関節を有するマニピュレータの動的制御に関する研究-重力が作用する場合-, 日本ロボット学会第7回学術講演会予稿集, 717/718 (1989).
- 5) 荒井, 館: 非駆動関節を有するマニピュレータの動的制御-2自由度マニピュレータの位置制御実験-, 第2回ロボティクス・自動化システムシンポジウム講演論文集, 63/68 (1990).
- 6) 荒井, 館: 非駆動関節を有するマニピュレータの動的制御 (作業座標系における制御), ロボティクス・メカトロニクス講演会'90講演論文集, 229/230 (1990).
- 7) 荒井, 館: 非駆動関節を有するマニピュレータの動的制御-目標経路の追従-, 第29回計測自動制御学会学術講演会予稿集, 89/90 (1990).
- 8) 荒井, 館: トルク飽和を考慮したマニピュレータの目標経路追従制御, 日本ロボット学会第8回学術講演会予稿集, 757/758 (1990).
- 9) 荒井, 館: トルク飽和を考慮したマニピュレータの目標経路追従制御, ロボティクス・メカトロニクス講演会'91講演論文集, 103/106 (1991).
- 10) 荒井, 谷江, 館: 宇宙ロボットの外乱補償制御, 日本ロボット学会第9回学術講演会予稿集, 103/106 (1991).

(海外口頭発表)

- 1) H. Arai and S. Tachi: Position Control of a Manipulator with Passive Joints Using Dynamic Coupling, Proc. 20th Int. Symp. on Industrial Robots, 617/624 (1989).
- 2) H. Arai and S. Tachi: Dynamic Control of a Manipulator with Passive

Joints - Position Control Experiments by a Prototype Manipulator -,
Proc. 1990 IEEE Int. Workshop on Intelligent Robots and Systems, 935
/940 (1990).

- 3) H. Arai and S. Tachi: Dynamic Control of a Manipulator with Passive
Joints in an Operational Coordinate Space, Proc. 1991 IEEE Int. Conf.
on Robotics and Automation, 1754/1759 (1991).
- 4) H. Arai, K. Tanie and S. Tachi: Path Tracking Control of a Manipulator
with Passive Joints, Proc. 1991 IEEE/RSJ Int. Workshop on
Intelligent Robots and Systems, 923/928 (1991).
- 5) H. Arai, K. Tanie and S. Tachi: Path Tracking Control of a Manipulator
Considering Torque Saturation, Proc. 1992 IEEE/RSJ Int. Conf. on
Intelligent Robots and Systems, 1004/1009 (1992).

(ビデオ)

- 1) 谷ほか: 機械技術研究所のロボット, 日本ロボット学会誌ビデオ特集号, 9,
(1991).
- 2) H. Arai and S. Tachi: Dynamic Control of a Manipulator with a Passive
Joint, Video Proc. 1992 IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation,
(1992).

(特許)

- 1) 特願昭63-80079, マニピュレータ及びその制御方法, (1988).
- 2) 特願平1-80032, マニピュレータ及びその制御方法, (1989).
- 3) USA PAT. 4928047, Manipulator and Control Method, (1990).

謝 辞

本研究を進めるにあたり懇切なる御指導をいただいた東京大学先端科学技術
研究センター館障教授(機械技術研究所ロボット工学部前バイオロボティクス
課長)に心から謝意を表します。

本論文をまとめるにあたって, 貴重な御助言をいただいた東京大学工学部山
崎弘郎教授に深い感謝の意を表します。

本研究を遂行するうえで暖かい御激励と御支援をいただいた機械技術研究所
ロボット工学部大山尚武部長, 矢田恒二前部長, 阿部稔元部長, 同バイオロボ
ティクス課谷江和雄課長, 藤川昭雄部付主任研究官に厚く御礼申し上げます。
また本研究をまとめる機会を与えていただいた機械技術研究所企画室野崎武敏
室長に深く感謝致します。

最後に, 機械技術研究所ロボット工学部感覚制御課小森谷清課長をはじめと
してバイオロボティクス課, 感覚制御課の方々からは種々の面で暖かい御協力を
いただきました。ここに感謝の意を表します。

