

# 力センサを用いないダイレクト・ドライブ・ マニピュレータのインピーダンス制御

館 障\* 榊 泰輔\*\* 荒井裕彦\*

西澤昭一郎\* ホセ・フェリペ ペラエス・ポロ\*\*\*

この研究は、安定的な接触作業を実現するマニピュレータのインピーダンス制御法に関するものである。この方法は、マニピュレータの機械的インピーダンスを見かけ上変化させることにより、ロボットと環境との間の動的な相互作用を制御する。

従来のインピーダンス制御法では、力センサまたはトルクセンサを用いているため、マニピュレータの部品点数が増えたり構造が複雑になるという問題があった。

この報告では、力センサやトルクセンサを使用せずにインピーダンス制御を行う方法を提案する。マニピュレータの各軸の角速度・角加速度を推定し、目標とするインピーダンスを実現するために各軸に必要なトルクを内部モデルから計算し各軸に加え制御する。2自由度のDDマニピュレータをもちいた接触作業によりその有効性を検証した。

## 1. はじめに

拘束条件下の運動や物体との接触を伴うマニピュレータの運動に於いて、位置のみではなく力の情報を考慮することの重要性は古くから論じられており、種々の方式の分類や比較もなされている<sup>1)</sup>。力制御を行う一つの代表的な方式は、位置と力のハイブリッド制御<sup>2)</sup>であるが、実際の組立作業における位置と力を加える位置や方向の選択の問題や、境界の検出とモードの切り替えの方法など未解決の課題が残されている。

もう一つの代表的な方法がインピーダンス制御である。インピーダンス制御は、ロボットと環境の動力学的作用を中心概念とする制御であり、特に接触作業を行うときに安定的な力制御が実現できる。この制御では、ロボットが接触作業を行う場合、ロボットと環境との関係をインピーダンスで規定し、ロボットと環境との動力学的作用の変化をインピーダンスの変化としてとらえる。これは、具体的には、ロボットの見かけのダイナミクス(慣性・粘性・剛性)の変化として現れる。

インピーダンス制御は、剛性制御<sup>3)</sup>ないしはコンプラ

イアンス制御<sup>4)</sup>及びダンピング制御<sup>5,6)</sup>を一般化したものである<sup>7)</sup>。剛性制御やコンプライアンス制御はインピーダンス制御に似ているが、これは静的な接触力のみを制御するものである。また、コンプライアンス制御を拡張したダンピング制御は速度の効果を考慮するが慣性項は含まない。一方、インピーダンス制御は動的インピーダンスの変化を制御し、エンドエフェクタの剛性や粘性だけでなく見かけ上の慣性も変化させることを主な特徴としている。

この制御法は、N. Hoganにより体系化され<sup>7)</sup>、高い剛性を持つ対象物への接触作業に於ける有効性が検証された<sup>8)</sup>。また、C. H. AnとJ. M. Hollerbachにより、力制御を行う際の動的安定性についての研究がなされている<sup>9)</sup>。しかし、いずれの方法でも力センサまたはトルクセンサを用いているため、マニピュレータの部品点数が増えたり構造が複雑になるため製造コストが上がるのと同時に、力を測定する機構のためにマニピュレータの剛性が低下したり構造が脆弱になる可能性があった。また、力センサをマニピュレータの先端部に取り付けた場合にはマニピュレータの先端部以外の場所では外力を計測できないという問題があった。

一方、力センサ等を用いず内界センサ構成のみによる外力検出・力制御の方法としては、サーボ系の位置偏差

原稿受付 1989年7月5日

\* 機械技術研究所

\*\* 安川電機製作所

\*\*\* メキシコ国立大学

を用いる井上・黒野の方法<sup>10,11)</sup>、それに動的補償を加えた内山の方法<sup>12)</sup>、力補助の観点から内部フィードバックを用いる荒井・館の方法<sup>13)</sup>があるが、インピーダンスという考え方は含まれていない。

そこで、本研究では力センサ等を用いずに内部状態を推定するインピーダンス制御法を提案し、その有効性を3自由度の垂直多関節型DDマニピュレータを試作し、それを用いて検証する。この方式によれば、力センサを用いないためマニピュレータの構造が簡単になり、力制御を導入することによるマニピュレータの機械的強度の低下はない。また、マニピュレータのどの部分に外力を受けてもそれに応じてインピーダンスを制御しうる。

## 2. 力センサを用いないインピーダンス制御

まず、マニピュレータの運動方程式を次のように定義する。

$$I \frac{d^2\theta}{dt^2} + D_v \frac{d\theta}{dt} + C(\theta, \frac{d\theta}{dt}) = T_a + J^T F_e \quad (1)$$

但し、

$I$  : 慣性行列

$D_v$  : 粘性摩擦行列

$C(\theta, \frac{d\theta}{dt})$  : 重力項、クーロン摩擦等の非線形項

以上の係数は既知とする。また、

$T_a$  : アクチュエータの出力ベクトル

$F_e$  : 環境から受ける外力のベクトル

$\theta$  : 各軸の回転角度ベクトル

$J$  : ヤコビアン

$J^T$  : ヤコビアン の 転置行列

次に、環境と接触した際の目標インピーダンス(先端の目標位置および姿勢  $X_0$  の各方向へのインピーダンス)  $Z(j\omega)$  を次のように設定する。但し、ここでいうインピーダンスは、電圧-力対応型で定義されている。

$$Z(j\omega) = B + j \left( M\omega - \frac{K}{\omega} \right) \quad (2)$$

目標とするインピーダンスを持つシステムの運動方程式は次式で与えられる。

$$F_e = M \frac{d^2 X}{dt^2} + B \frac{dX}{dt} + K(X - X_0) \quad (3)$$

但し、

$M$  : 仮想イナーシャ行列

$B$  : 仮想粘性摩擦行列

$K$  : 仮想剛性行列

$X$  : カートesian空間上の座標ベクトル

$X_0 = X_0(t)$  : 仮想平衡点、時間  $t$  の関数でマニピュレータの目標位置および姿勢の軌道を表す。

ここで、 $\theta$  と  $X$  は、座標変換により次の関係を持つ。

$$X = L(\theta) \quad (4)$$

$$\frac{dX}{dt} = J \frac{d\theta}{dt} \quad (5)$$

$$\frac{d^2 X}{dt^2} = J \frac{d^2 \theta}{dt^2} + \frac{dJ}{dt} \frac{d\theta}{dt} \quad (6)$$

これらを(3)式に代入すると、

$$J^T F_e = J^T M J \frac{d^2 \theta}{dt^2} + J^T M \frac{dJ}{dt} \frac{d\theta}{dt} + J^T B J \frac{d\theta}{dt} + J^T K (L(\theta) - X_0) \quad (7)$$

従って、目標インピーダンスを実現するために必要なアクチュエータの出力トルク  $T_a$  は次のように決定される。

$$T_a = (I - J^T M J) \frac{d^2 \theta}{dt^2} + \left( D_v - J^T M \frac{dJ}{dt} - J^T B J \right) \times \frac{d\theta}{dt} + J^T K (X_0 - L(\theta)) + C \left( \theta, \frac{d\theta}{dt} \right) \quad (8)$$

この(8)式からわかるように、マニピュレータの正確なモデルが得られマニピュレータの内部センサからモータの回転角度・角速度・角加速度が計測できれば、力センサを用いることなくアクチュエータのトルクが計算

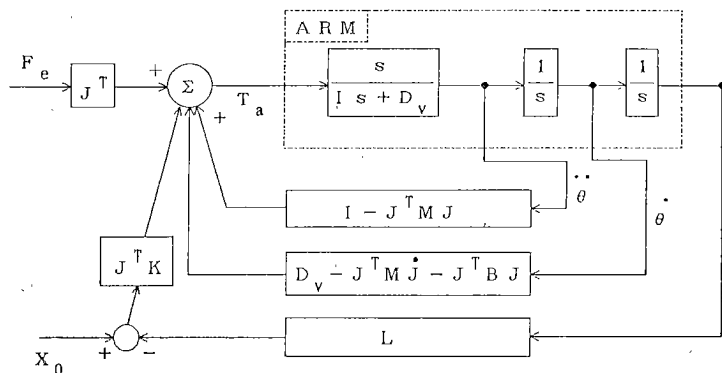


Fig. 1 Block diagram of the proposed impedance control

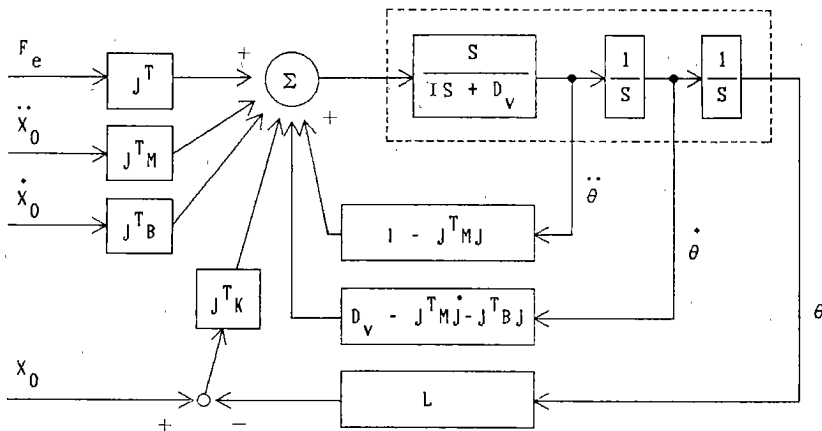


Fig. 2 Block diagram of the impedance control for desired general motion

でき、(2)式の目標とするインピーダンスを持った制御ができる。

Fig. 1 にそのブロック線図を示す。但し、図では  $C(\theta, \frac{d\theta}{dt})$  の項は省いてある。

指定位置・姿勢である  $X_0$  が時間の関数である場合には以下の方法を用いる。

指令として与える運動を  $\frac{d^2X_0}{dt^2}$ ,  $\frac{dX_0}{dt}$ ,  $X_0$  とし、今フィードバックによりシステムのダイナミクスが次のように変化したとする。

$$F_e + F = M \frac{d^2X}{dt^2} + B \frac{dX}{dt} \quad (9)$$

但し、

$F_e$ : 外力

$F$ : アクチュエータへのトルクをカーテシアン空間座標へ変換した力

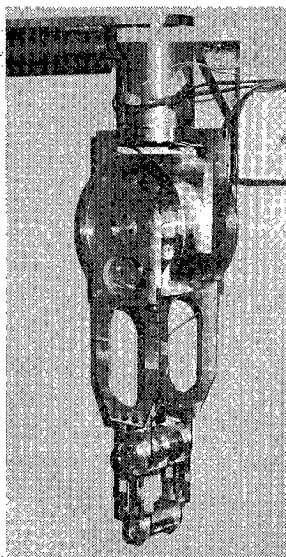


Fig. 3 DD Manipulator

$M, B$ : 目標とするダイナミクス

ここで、アクチュエータのトルクを制御して次の力を与える。

$$F = M \frac{d^2X_0}{dt^2} + B \frac{dX_0}{dt} + K(X_0 - X) \quad (10)$$

すると、与えられた外力に対し、マニピュレータは指定した運動の各時点に於いて目標とするインピーダンスを保ちながら、見かけ上次のように動作する。

$$F_e = M \left( \frac{d^2X}{dt^2} - \frac{d^2X_0}{dt^2} \right) + B \left( \frac{dX}{dt} - \frac{dX_0}{dt} \right) + K(X - X_0) \quad (11)$$

従って、このシステムを実現するのに必要なアクチュエータの出力トルクは次のように決定できる。

$$T_a = (I - J^T M J) \frac{d^2\theta}{dt^2} + \left( D_v - J^T M \frac{dJ}{dt} - J^T B J \right) \frac{d\theta}{dt} + J^T M \frac{d^2X_0}{dt^2} + J^T B \frac{d^2X_0}{dt} + J^T K (X_0 - L(\theta)) + C \left( \theta, \frac{d\theta}{dt} \right) \quad (12)$$

Fig. 2 にそのブロック図線を示す。但し、図では  $C(\theta, \frac{d\theta}{dt})$  の項は省いてある。

ところで、これまで述べたインピーダンス制御法は、対象物との接触作業を前提としているが<sup>3</sup>、このマニピュレータが自由空間を動作する場合について考察する。

システムが次式で与えられるとする。

$$F_e + F = M \frac{d^2X}{dt^2} + B \frac{dX}{dt} \quad (13)$$

いま、目標軌道を  $\frac{d^2X_0}{dt^2}$ ,  $\frac{dX_0}{dt}$ ,  $X_0$  と設定し、制御則として、

$$F = M \frac{d^2X_0}{dt^2} + B \frac{dX_0}{dt} + K(X_0 - X) \quad (14)$$

を与えるとすると、

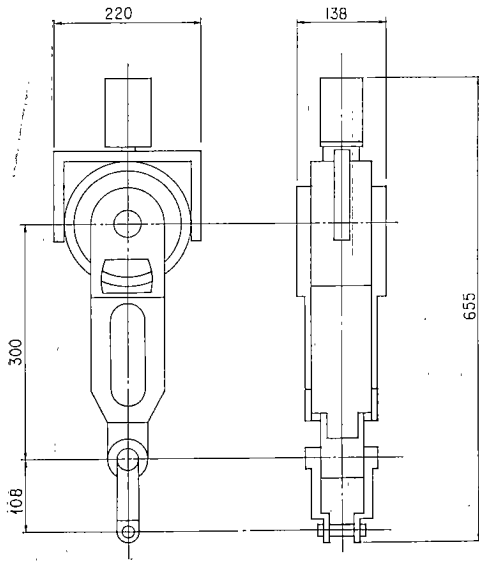


Fig. 4 Configuration of the manipulator

$$F_e = M \left( \frac{d^2 X}{dt^2} - \frac{d^2 X_0}{dt^2} \right) + B \left( \frac{dX}{dt} - \frac{dX_0}{dt} \right) + K(X - X_0) \quad (15)$$

となる。いま、自由空間での運動であるので、この場合には外力は零になる。

$$F_e = 0 \quad (16)$$

するとシステムの動作は、次のようになる。

$$\ddot{e} + M^{-1}B \cdot \dot{e} + M^{-1}K \cdot e = 0 \quad (17)$$

但し、

$$e = X - X_0 \quad (18)$$

一般に誤差  $e$  は 6 次元ベクトルであるので、

$$e = \begin{bmatrix} e_1 \\ \vdots \\ e_6 \end{bmatrix} \quad (19)$$

とする。

この誤差  $e$  が安定かつ高速に零に収束する条件を考え

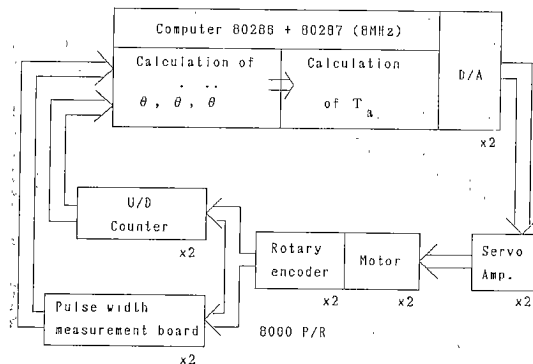


Fig. 5 Control system of the manipulator

Table 1 Specification of DD Motors

Joint	Peak Torque (kg-cm)	Speed(Load=0) (rpm)	Weight (kg)
1 (QT-2404A)	41.5	580	1.09
2 (QT-6202)	152	210	2.81
3 (QT-1405)	11.3	2989	0.34

る。すなわち、この  $e$  は次の条件の下で安定かつ高速に（臨界制動の条件で）零に収束する。

$$(M^{-1}B)^2 = 4M^{-1}K \quad (20)$$

$$|sI + M^{-1}B/2| = 0 \quad (21)$$

この特性方程式の各根  $s$  の実部を可能な限り絶対値の大きい負の値に設定し、上の条件を満たすように目標インピーダンスを定めれば、 $e$  は安定かつ高速に零に収束し、安定した軌道制御が実現できる。このとき、自由空間を動作するマニピュレータの軌道制御については、通常のフィードバックあるいはフィードフォワードの制御と一致する<sup>14,15)</sup>。しかも、インピーダンスもこれらの条件の範囲内で自由に調節できる。

### 3. マニピュレータの構成

#### 3.1 ハードウェア

Fig. 3 が、試作したマニピュレータの概観である。

Fig. 4 にその構造を示す。

このマニピュレータは、垂直多関節型であり 3 自由度を持つ。

アクチュエータとしては、正確な内部モデルを推定するためと精密な力制御のために DD (ダイレクトドライブ) モータを採用した、ダイレクトドライブ方式<sup>16,17)</sup>である。各軸には Inland 社製の DC トルクモータを使用している。その諸元を Table 1 に示す。

リンクは全てジュラルミン製である。Table 2 に各リンクの寸法と重量を示す。

4.2 の実験では、第一軸を固定し垂直平面内で稼働する 2 自由度マニピュレータとして使用している。

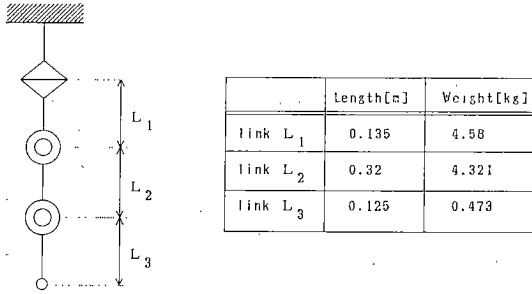
#### 3.2 制御回路及びプログラム

Fig. 5 に制御回路の構成を示す。

各軸の回転センサからの信号をコンピュータに取り込み、回転角度・角速度・角加速度を計算した後、(8)式に示した適当なゲインをかけてモータトルクとし、サーボアンプへ出力する。サーボアンプでは電流制御を行う。

各軸の回転センサとして 2000 p/r のロータリエンコーダを 4 通倍して用いた。(8)式の制御を行う場合、角速度・角加速度の正確な値が必要となるが、それをパルス数の差分によって求めると、低速回転域では有効桁

**Table 2** Specification of the links of the manipulator



数が小さくなって、精度が非常に悪くなる。そこで本制御回路では、パルス間隔測定装置にてパルス間隔を基準クロック 1 MHz で測定し、その逆数をもって角速度とした<sup>18)</sup>。

角加速度は、角速度を 4 点差アルゴリズムにて微分しさらにローパスフィルタをかけて求めている。

なお、プログラミング言語には C を用い、制御周期は 2.0 ms である。

**3.3 運動方程式の導出とパラメータの同定**

一般の減速機付きマニピュレータでは、摩擦力が大きくマニピュレータのモデル化は容易ではない。この場合には摩擦項・干渉項の補償値を得るには複雑な手法が用いられる。例えば、大西らはオブサーバによる外乱補償法を用いて力制御を実現している<sup>19)</sup>。本論文の方式では DD マニピュレータの特徴をいかして、以下に述べるような簡単な方法でモデルを作ることができる。

マニピュレータの運動方程式の導出には、Lagrange の方法を用いた。(Appendix A)

摩擦やバックラッシュがなく機械剛性の高い DD マニピュレータは、理想的な剛体が各関節で自由に軸結合をなしたシステムであるとみなせる。従って、運動方程式が (A-8) 式で表現されているときに、そのパラメータを同定するためには、各軸を振子の支点として各リンクを個別に減衰振動させ、その周期と振幅から、各軸についての慣性  $I$  と粘性摩擦係数  $D_v$ 、及びクローン摩擦係数  $C_r$  を求めればよい。

剛体振子の運動方程式が次で表されるとする。

$$I \frac{d^2\theta}{dt^2} + D_v \frac{d\theta}{dt} + C_r = T_a - M \cdot g \cdot \sin \theta \quad (22)$$

パラメータを算出する際によく用いられるのは、モータを駆動せずに振子を自然減衰 ( $T_a=0$ ) させる方法である。この時、 $\theta$  を微小角とし  $\sin \theta = \theta$  とおいて (22) 式の線形近似を行うが、実際には  $\theta$  を微小角で振動させることは困難である。また、実際の粘性摩擦はモータを駆動しているときに計測する必要がある。そこで、この剛体振子を自然減衰させるのではなく、次の方法でパラ

**Table 3** Estimated parameters of the equation of motion

Joint	Inertia (kg·m <sup>2</sup> )	Viscous damping coefficient(N·m/(rad/s))	Coulomb Friction (N·m)
1	0.72	0.0022	0.1057
2	0.1671	0.057	0.4998
3	0.0351	0.001	0.0031

メータを同定した。

まず仮想バネ係数  $K$  を定め、モータへのトルクを次のように設定する。

$$T_a = M \cdot g \cdot \sin \theta - K\theta \quad (23)$$

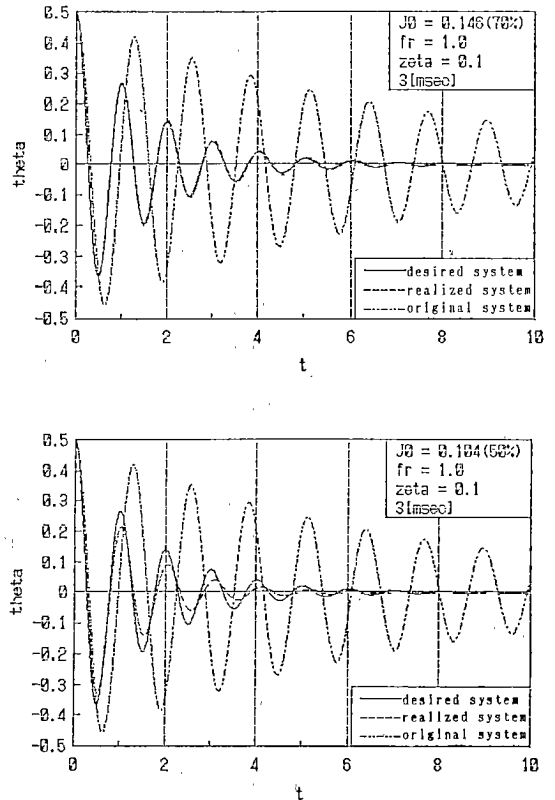
すると、(22) 式は次のように線形化され、正確に各パラメータを算出できる。

$$I \frac{d^2\theta}{dt^2} + D_v \frac{d\theta}{dt} + C_r = -K\theta \quad (24)$$

Appendix B にパラメータの同定方法を示す。

**Table 3** に同定された各軸のパラメータを表わす。

なお、このマニピュレータは垂直平面内で動作するため、重力項の補償も行っている。



**Fig. 6** Experimental results of the impedance control for Link 2

4. 制御実験

4.1 1自由度マニピュレータの制御実験

3.3 で求めた各軸の運動方程式のパラメータを用いて、それぞれのリンクに対してインピーダンス制御を行った。これは、各リンクに対し設定した目標インピーダンス通りの制御がなされていることを確認し、同時に各軸のパラメータが正しく同定されていることを検証することが目的である。

各リンクについての運動方程式は、

$$I \frac{d^2\theta}{dt^2} + D_v \frac{d\theta}{dt} + C(\theta, \frac{d\theta}{dt}) = T_a + J^T F_e \quad (25)$$

また、目標とするインピーダンスを

$$Z(j\omega) = B + j \left( M\omega - \frac{K}{\omega} \right) \quad (26)$$

とすると、外力  $F_e$  に対するシステムの見かけ上の運動方程式は、

$$J^T F_e = M \frac{d^2\theta}{dt^2} + B \frac{d\theta}{dt} + K(\theta - \theta_0) \quad (27)$$

よってアクチュエータの出力トルク  $T_a$  は、

$$T_a = (I - M) \frac{d^2\theta}{dt^2} + (D_v - B) \frac{d\theta}{dt}$$

$$+ K(\theta_0 - \theta) + C\left(\theta, \frac{d\theta}{dt}\right) \quad (28)$$

但し (25)~(28) 式の各係数はスカラー値である。

目標インピーダンスの設定には二つの方法があるが、(Appendix C) ここでは、実慣性に対する見かけ上の慣性の比率  $\phi$ 、振動周波数  $fr$ 、減衰係数  $\zeta$  を指定した。ステップ入力を与えたときの実験値と目標インピーダンスによる理論値を比較する。

実験は、リンク3を取り外し第1軸を固定してリンク2のみの1自由度マニピュレータとして制御を行った。目標インピーダンスの設定のために次のパラメータを入力する。

$$\phi = 70\%, fr = 2.0 \text{ [Hz]}, \zeta = 0.1, S.T. = 3 \text{ [ms]}$$

$$\phi = 50\%, fr = 2.0 \text{ [Hz]}, \zeta = 0.1, S.T. = 3 \text{ [ms]}$$

Fig.6 に実験結果を示す。実線が理論値、点線が実験値を示す。また、二点鎖線が制御前のリンクの固有振動 ( $fr = 0.781 \text{ [Hz]}, \zeta = 0.028$ ) を表わす。

慣性を50%補償してもサンプリングタイム (S.T.) が十分に小さければ、ほぼ目標インピーダンス通りの応答を得ることができた。また、このことから第2軸のパラメータは正しく同定されていることが確認できた。

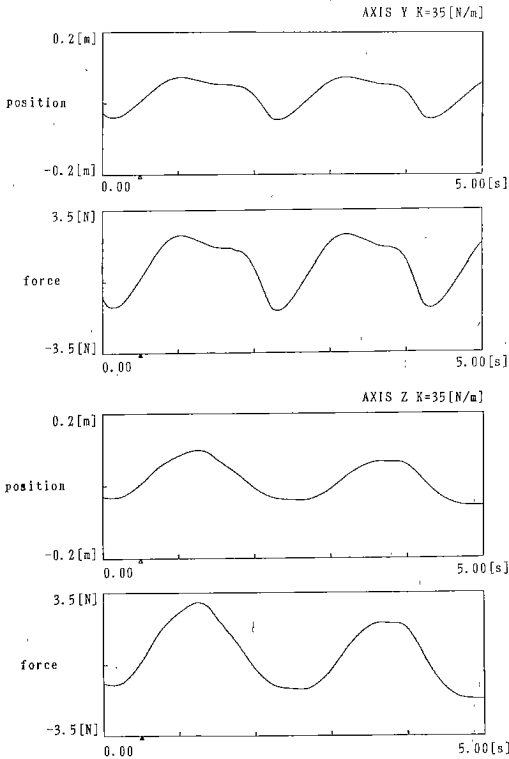


Fig. 7 Experimental results of the compliance control

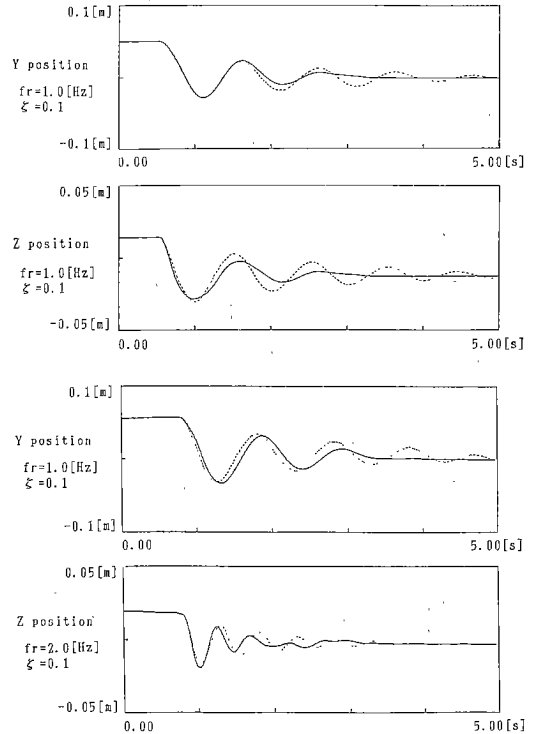


Fig. 8 Step responses of the system with desired impedance

なお、リンク1; リンク3の制御でも同様の結果が得られた。

#### 4.2 2自由度マニピュレータの制御実験

次に、2自由度マニピュレータを用いてインピーダンス制御を行った。インピーダンス制御に必要なトルクの計算式を Appendix D に示す。制御実験は以下の5種類である。

1) 水平軸、垂直軸方向に各々目標インピーダンスのうちコンプライアンスのみを設定し、ある仮想平衡点で静止させる。

水平軸、垂直軸方向に沿ってマニピュレータを押した時に生じる反力を Fig. 7 に示す。グラフはそれぞれ水平軸方向の位置偏差と反力、垂直軸方向の位置偏差と反力を表わす。

各軸方向へのバネ係数を次に示す。

$k_y=35.0$  [N/m]: 水平軸方向へのバネ係数

$k_z=35.0$  [N/m]: 垂直軸方向へのバネ係数

図より、仮想平衡点からの位置偏差に比例して反力が生じるのがわかる。これはシステムのコンプライアンスを制御しているとも考えられる。

2) 水平軸、垂直軸方向に各々目標インピーダンスを設定し、ある仮想平衡点に対して減衰振動させる。

各軸方向へ設定したパラメータを次に示す。

1)  $fr_y=1.0$  [Hz],  $\zeta_y=0.1$

$fr_z=1.0$  [Hz],  $\zeta_z=0.1$

2)  $fr_y=1.0$  [Hz],  $\zeta_y=0.1$

$fr_z=2.0$  [Hz],  $\zeta_z=0.1$

但し、 $\phi_y=20\%$ ,  $\phi_z=5\%$  (総重量 4.727 [kg])。また、仮想平衡点は、リンク3を水平に持ち上げたときの位置 (0.125 [m], -0.42 [m]) とした。

水平軸、垂直軸方向に沿った振動の様子を Fig. 8 に示す。実線が実験値、点線が理論値である。これを見ると各軸方向に対しほぼ設定したインピーダンス通りに減

衰振動していることがわかる。

しかし、設定する目標インピーダンスや仮想平衡点の位置によっては、実際に制御した際にマニピュレータが発振を起こす場合がある。これは主としてアクチュエータの出力限界に起因する。従って、目標インピーダンスが実際のアクチュエータにより実現可能かどうかを制御する前に予め調べる必要がある。(Appendix E)

3) 水平軸、垂直軸方向に各々目標インピーダンスを設定し、ある平面に接触させながらその面に沿って動作させる。

各軸方向へ設定したパラメータを次に示す。

振動周波数:  $fr_y=1.0$  [Hz]

$fr_z=1.0$  [Hz]

減衰係数:  $\zeta_y=0.5$

$\zeta_z=0.5$

仮想質量:  $\phi_y=10\%$ ,  $\phi_z=5\%$

この時、水平軸方向と垂直軸方向に働く力を Fig. 9 に示す。仮想平衡点は、平面の少し下をその面から一定の距離を保ちながら面に沿って動かしていく。するとマニピュレータは、平面に接触して面に垂直に一定の力を加えながら仮想平衡点に追従する。

4) 途中で障害物がある場合には、これを回避する。

3) と同じ目標インピーダンスを設定し同様の動作をさせる際、途中で半円上の障害物を置くと、仮想平衡点からの位置偏差に比例した力を障害物に加えながらこれに沿って動作する。この時各軸方向に加える力を Fig. 10 に示す。

この図を見ると、時間軸に沿った垂直方向の力の値は半円状ではないが、これは、マニピュレータが曲面上を動作するとき、その接線方向に一定の力を必要とするからである。従って、障害物の前半部分では、接線方向に十分な力を得られるほど仮想平衡点との位置偏差が大きくなるまで待機し、後半では逆に小さな位置偏差で動作

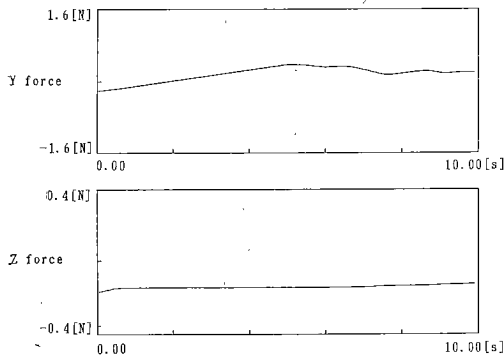


Fig. 9 Contact task without obstacles

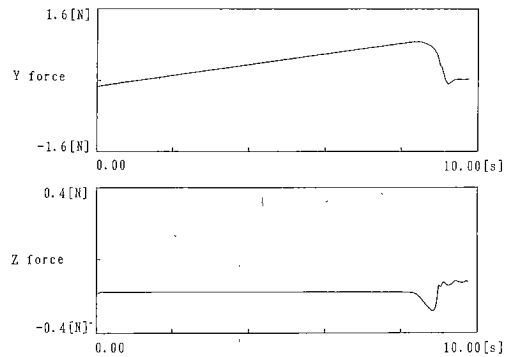


Fig. 10 Contact task with an obstacle

$$z(t) = -\frac{F_z(t)}{K_z} \quad (31. b)$$

(31) 式の関係を用いて、先の実験結果から実際の環境の形状を推定してみる。Fig. 11 にその推定結果及び実際の形状を示す。この方法により環境の形状を良く推定できることがわかる。

5) 対象物接触時の過渡応答の比較。

コンプライアンス制御は静的接触を制御する。一方、インピーダンス制御は見かけ上の慣性  $m$  を変化させ動的接触を制御するのが特徴である。従って、インピーダンスを制御すれば、対象物接触時にその速度  $v$  を等しくとっても、運動量  $mv$  を変化させて対象物に対する衝撃を制御できる。例えば、見かけ上の慣性  $m$  を小さくして低インピーダンスになるように設定しておけば、マニピュレータを高速で動かしているときに予期しない対象物に衝突した場合でもマニピュレータと対象物を破損する危険が大幅に減少する。このことは、2. で述べたように、自由空間を移動する時に軌道制御を十分に行いつつインピーダンスの低減を図ることができるので可能である。

いまインピーダンス制御により、マニピュレータの見かけ上の慣性を低下させた場合の衝突実験に於ける効果を以下の実験で検証する。

Fig. 12 に示すように対象物である振子をマニピュレータの前に置き、エンドエフェクタを振子の側面に垂直にある一定速度  $v$  で衝突させる。一定速度であるため、慣性  $m$  との積  $mv$  の運動量が振子に与えられるので、振子の運動を観測することにより逆にマニピュレータの実効慣性を推定することができる。ただし、衝突時のマニピュレータの万一の破損を防ぐためと、マニピュレータのインピーダンスの調整が十分に保障されるように振子の先端にテニス硬球をつけてある。

いま、マニピュレータのインピーダンスについては、

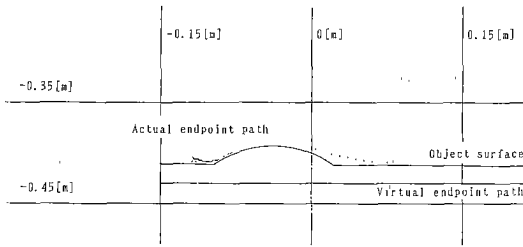


Fig. 11 Endpoint trajectory and object surface

している。ここで、得られたデータと接触面との間にある写像を決定することができれば、実際の接触面を再現することができる。

その方法の一つを以下に述べる。

仮想平衡点を水平軸 ( $Y$  軸) 方向に速度  $V_y(t)$ 、垂直軸 ( $Z$  軸) 方向に速度  $V_z(t)$  で移動させたとする。仮想平衡点とマニピュレータの先端との位置偏差と、マニピュレータから環境への反力の関係は次で与えられる。

$$F_y(t) = K_y \cdot \delta_y(t) \quad (29. a)$$

$$F_z(t) = K_z \cdot \delta_z(t) \quad (29. b)$$

ただし、

$F_y(t), F_z(t)$  :  $Y, Z$  軸方向への反力

$K_y, K_z$  :  $Y, Z$  軸方向へのバネ係数

$\delta_y(t), \delta_z(t)$  :  $Y, Z$  軸方向におけるマニピュレータの先端と仮想平衡点との位置偏差

このときマニピュレータの先端の位置は次で与えられる。

$$y(t) = \int_0^t V_y(t) dt - \frac{F_y(t)}{K_y} \quad (30. a)$$

$$z(t) = \int_0^t V_z(t) dt - \frac{F_z(t)}{K_z} \quad (30. b)$$

先の実験では、 $V_y(t) = V, V_z(t) = 0$  としたので、

$$y(t) = V \cdot t - \frac{F_y(t)}{K_y} \quad (31. a)$$

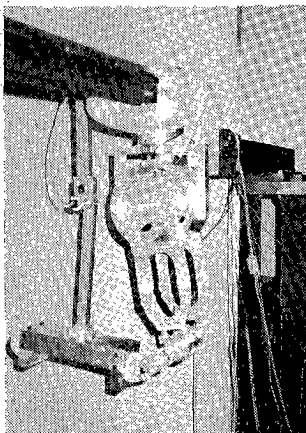


Fig. 12 Collision experiment system

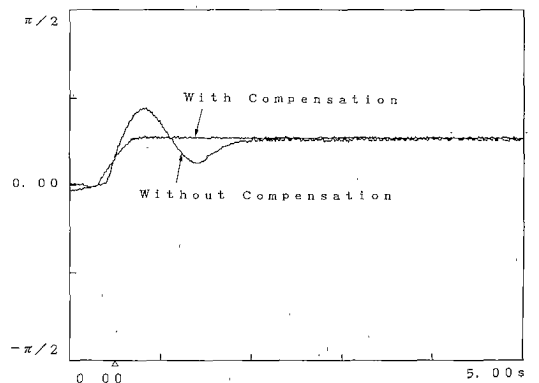


Fig. 13 Results of the collision experiment



加速度信号を用いてインピーダンス制御を行い見かけ上の慣性を小さくした場合、すなわち低インピーダンスにした場合と、加速度信号を用いず慣性を変えない場合、すなわち高インピーダンスの場合を比較する。振子は与えられた運動量に応じた角度すなわちマニピュレータの実効慣性に対応して振れるが、Fig. 13 に示した結果を見ると、低インピーダンスを設定したときが高インピーダンスの場合に比べ衝撃が少なくインピーダンス低減の動的な効果が表れている。

## 5. まとめと今後の課題

インピーダンス制御は、ロボットと環境の動力学的相互作用を中心概念とする制御であり、特に接触作業では安定的な力制御が実現できる。

本研究では、力センサを用いず内部状態を推定するインピーダンス制御法を提案し、2自由度の垂直多関節型 DD マニピュレータを用いてその有効性を検証した。この方式は、自由空間の軌道に沿う運動から接触作業に移行する場合でも、同一のインピーダンスを保ちながら行うことができるという利点を持つ。

ところで、今回の接触作業実験では、非常に高い剛性を持つ対象物を扱った。ところが、一般の場合の接触作業を考えると、次のような問題が残っている。即ち、マニピュレータが接触する対象物がいかなるダイナミクス(慣性・粘性・剛性)を持ち、またどの場所に存在するかは一般に既知ではない。従って、その場合には、マニピュレータのみを制御するだけでは安定した接触作業を実現するのは困難になると予想される。

しかしながら、インピーダンス制御の中心概念は、本来マニピュレータだけではなく、マニピュレータと環境の両者を統合して制御対象とみることであり、この手法により、一般の場合の接触作業を考えることができる。例えば、環境が未知であればこれを同定したり、既知となった環境を制御して見かけ上異なる性質を持つ環境をつくり出すといった「マニピュレータ+環境」の制御という方向への発展が考えられる。

次の段階では、マニピュレータの作業空間を3次元空間に拡張し、未知の環境の同定とそれにもとづく制御を試みる所存である。

## 謝 辞

日頃よりご支援頂いている機械技術研究所曾田長一郎所長、阿部稔次長、矢田恒二ロボティクス部長に厚く御礼申し上げます。また、本研究を進めるにあたり、(株)安川電機製作所前波武研究所長、坪井定一筑波研究室長、下園直登氏、井上康之氏、中村裕司氏、西正生氏から多大な協力を頂いた。ここに感謝の意を表する。

## 参 考 文 献

- 1) D. E. Whitney: "Historical Perspective and State of the Art in Robot Force Control" Proc. IEEE Int. Conf. Robotics & Automation, pp.262-268, 1985.
- 2) M. H. Raibert and J. J. Craig: "Hybrid Position/Force Control of Manipulators", ASME J. of Dynamic Systems, Measurement and Control, Vol. 102, pp.126-133, 1981.
- 3) J. K. Salisbury: "Active Stiffness Control of a Manipulator in Cartesian Coordinates", Proc. IEEE Int. Conf. on Decision and Control, Vol.102, 1980.
- 4) 平林・杉本・荒井・坂上: "多自由度ロボットの仮想コンプライアンス制御", 計測自動制御学会論文集, Vol. 22, No.3, 1986.
- 5) R. P. Paul and B. Shimano: "Compliance and Control", Proc. JACC, pp.694-699, 1976.
- 6) D. E. Whitney: "Force Feedback Control of Manipulator Fine Motions", ASME J. of Dynamic Systems, Measurement and Control, pp.91-97, 1977.
- 7) N. Hogan: "Impedance Control; An Approach to Manipulation, Part I, II, III", ASME J. of Dynamic Systems, Measurement and Control, Vol. 101, pp.1-24, 1985.
- 8) N. Hogan: "Stable Execution of Contact Tasks using Impedance Control", Proc. IEEE Int. Conf. Robotics & Automation, pp.1047-1054, 1987.
- 9) C. H. An and J. M. Hollerbach: "Dynamic Stability Issues in Force Control of Manipulators", Proc. IEEE Int. Conf. Robotics & Automation, pp.890-896, 1987.
- 10) 井上: "人工の手の計算機制御", 日本機械学会誌, Vol. 73, No.718, pp.946-954, 1970.
- 11) 黒野: "一对の人工の手の協調制御", 日本機械学会誌, Vol.78, No.682, pp.804-810, 1975.
- 12) 内山: "人工の手の運動制御に関する研究"(第2報数学モデルによる協調運動の制御), 日本機械学会論文集(C編), Vol.45, No.391, pp.323-335, 1979.
- 13) 荒井・館: "直接駆動マニピュレータの人力操作における操作力検出と能動的力補助", 日本ロボット学会誌, Vol.4, No.3, pp.209-219, 1986.
- 14) R. P. Paul: "Robot Manipulators; Mathematics, Programming, and Control, MIT Press, 1981.
- 15) J. J. Craig: "Introduction of Robotics. Mechanics & Control", Addison-Wesley, 1986.
- 16) 浅田: "ダイレクト・ドライブロボットの開発とその制御性能の評価", 計測自動制御学会論文集, Vol.19, No.1, pp.77-84, 1983.
- 17) 末広・高瀬: "直接計算方式による作業座標サーボに基づくマニピュレーションシステム", 日本ロボット学会誌, Vol.3, No.2, pp.95-105, 1985.
- 18) 荒井・館: "テレイグジスタンスのための力補助型可動ディスプレイの開発(第2報: 2自由度モデルの試作)", 機械技術研究所報, Vol.42, 1988. No.5, pp.24-32.
- 19) 駒田・村上・星伸・大西: "多自由度ロボットの力フィードバック制御", 電気学会産業応用部門全国大会, pp.707-712, 1988.

## Appendix

### A: 2自由度マニピュレータの運動方程式

Fig. A-1 に示された2自由度マニピュレータにおいて

て、Lagrange の運動方程式を適用する。

運動エネルギー：

$$I = \frac{1}{2} J_{G2} \dot{\theta}_2 + \frac{1}{2} M_2 \left\{ \left( \frac{d}{dt} (L_2 \sin \theta_2) \right)^2 + \left( \frac{d}{dt} (-L_2 \cos \theta_2) \right)^2 \right\} + \frac{1}{2} J_{G3} \dot{\theta}_3 + \frac{1}{2} M_3 \left\{ \left( \frac{d}{dt} (L_2 \sin \theta_2 + l_3 \sin \theta_3) \right)^2 + \left( \frac{d}{dt} (L_2 \cos \theta_2 + l_3 \cos \theta_3) \right)^2 \right\} \quad (A-1)$$

位置エネルギー：

$$U = M_2 g l_2 (1 - \cos \theta_2) + M_3 g \{ (L_2 + l_3) - (L_2 \cos \theta_2 + l_3 \cos \theta_3) \} \quad (A-2)$$

散逸エネルギー：

$$D = \frac{1}{2} D_2 \left( \frac{d\theta_2}{dt} \right)^2 + \frac{1}{2} D_3 \left( \frac{d\theta_3}{dt} - \frac{d\theta_2}{dt} \right)^2 \quad (A-3)$$

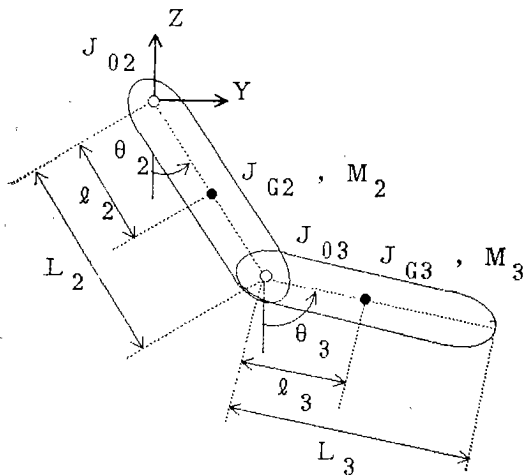
Lagrange の運動方程式：

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{\partial I}{\partial \dot{\theta}_i} \right) - \frac{\partial I}{\partial \theta_i} + \frac{\partial U}{\partial \theta_i} + \frac{\partial D}{\partial \dot{\theta}_i} = T_{ai} \quad (A-4)$$

(i=2, 3)

より、マニピュレータの運動方程式は次のように表わされる。

$$\begin{bmatrix} J_{02} + M_3 L_2^2 & M_2 L_2 l_3 \cos(\theta_2 - \theta_3) \\ M_2 L_2 l_3 \cos(\theta_2 - \theta_3) & J_{03} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{d^2 \theta_2}{dt^2} \\ \frac{d^2 \theta_3}{dt^2} \end{bmatrix}$$



- $M_i$ : mass of link  $i$
- $J_{0i}$ : moment of inertia of link  $i$  about joint  $i$
- $J_{Gi}$ : moment of inertia of link  $i$  about the center of gravity of link  $i$
- $l_i$ : length between joint  $i$  and the center of gravity of link  $i$
- $L_i$ : length of link  $i$

Fig. A-1 Configuration of two degree of freedom manipulator

$$+ \begin{bmatrix} D_2 + D_3 & -D_3 \\ -D_3 & D_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{d\theta_2}{dt} \\ \frac{d\theta_3}{dt} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} T_{a2} - T_{a3} - T_{c1} \\ T_{a3} - T_{c2} \end{bmatrix} \quad (A-5)$$

但し、

$$T_{c1} = M_3 L_2 l_3 \sin(\theta_2 - \theta_3) \left( \frac{d\theta_3}{dt} \right)^2 + (M_2 l_2 + M_3 L_2) (g \sin \theta_2) \quad (A-6)$$

$$T_{c2} = -M_3 L_2 l_3 \sin(\theta_2 - \theta_3) \left( \frac{d\theta_2}{dt} \right)^2 + M_3 l_3 g \sin \theta_3 \quad (A-7)$$

これを次のように置く。

$$I \dot{\theta} + D \dot{\theta} = T_a - T_c \quad (A-8)$$

但し、

$$T_a = \begin{bmatrix} T_{a2} \\ T_{a2} \end{bmatrix}, \quad T_c = \begin{bmatrix} T_{a3} + T_{c1} \\ T_{c2} \end{bmatrix}$$

(A-8) 式から、制御に必要なパラメータは各リンクの運動方程式から求めることができる。

### B: 剛体振子の同定方法

3.3 で述べたように剛体振子の運動方程式は次のように仮定できる。

$$I \frac{d^2 \theta}{dt^2} + D_v \frac{d\theta}{dt} + C_r = -K\theta \quad (B-1)$$

ここでバネ係数  $K$  を適当に与えたときのステップ応答から振幅と周期を計測し、減衰係数  $\zeta$  と振動周波数  $f_r$  及びクーロン摩擦係数  $C_r$  を計算する。その計算には、粘性摩擦と固体摩擦のある系の減衰振動における次の関係式を利用する。

$$X_k = X_{k+1} \exp \left[ \frac{\pi \zeta}{\sqrt{1 - \zeta^2}} \right] + 2A \left( 1 + \exp \left[ \frac{\pi \zeta}{\sqrt{1 - \zeta^2}} \right] \right) \quad (B-2)$$

但し、

$X_k, X_{k+1}$  ( $k=1, 2, \dots$ ): 全振幅

$A$ : 固体摩擦による(仮想)バネのたわみ

従って、求めるパラメータである  $I, D_v, C_r$  は、次の関係を用いて計算される。

$$\zeta = \frac{D_v}{2\sqrt{KI}} : \text{減衰係数} \quad (B-3. a)$$

$$f_r = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{K}{I}} : \text{振動周波数} \quad (B-3. b)$$

$$A = \frac{C_r}{K} \quad (B-3. c)$$

### C: 目標インピーダンスの指定法

目標とするインピーダンスを持つシステムの運動方程式が次で与えられているとする。

$$F_e = M \frac{d^2 \theta}{dt^2} + B \frac{d\theta}{dt} + K(\theta - \theta_0) \quad (C-1)$$

このとき目標インピーダンスを指定するには次の二つの方法がある。

- 1)  $M, B, K$  を直接指定する。
- 2) 実慣性に対する見かけ上の慣性の比率  $\phi$ , 減衰係数  $\zeta$ , 振動周波数  $fr$  を指定する。

すると,

$$M = I \frac{\phi}{100} \tag{C-2. a}$$

$$K = (2\pi fr)^2 M \tag{C-2. b}$$

$$B = 2\zeta\sqrt{KM} \tag{C-2. c}$$

従って, 1) または 2) で定めた各係数  $M, B, K$  を次式へ代入すれば, (B-1) 式で表された対象が目標インピーダンスを実現するために必要なアクチュエータの出力トルクが求められる。

$$T_a = (I - M) \frac{d^2\theta}{dt^2} + (D_v - B) \frac{d\theta}{dt} + K(\theta_0 - \theta) + C\left(\theta, \frac{d\theta}{dt}\right) \tag{C-3}$$

**D : インピーダンス制御時の駆動トルク**

外力  $F_e$  が加えられたときのマニピュレータの運動方程式は, (A-8) 式より次のようになる。

$$I\ddot{\theta} + D\dot{\theta} = T_a - T_c + J^T F_e \tag{D-1}$$

このとき外力  $F_e$  に対して目標インピーダンスを持つシステムの運動方程式は次式で与えられる。

$$F_e = M\ddot{X} + B\dot{X} + K(X - X_0) \tag{D-2}$$

従って, アクチュエータの出力トルクを次のように定めれば (2) 式の目標とするインピーダンスを伴った制御ができる。

$$T_a = (I - J^T M J) \ddot{\theta} + (D - J^T M j - J^T B J) \dot{\theta} + J^T K (X_0 - L(\theta)) + T_c \tag{D-3}$$

ここで, 次のように目標インピーダンスのパラメータを設定する。

$$M = \begin{bmatrix} m_y & 0 \\ 0 & m_z \end{bmatrix}, \quad B = \begin{bmatrix} b_y & 0 \\ 0 & b_z \end{bmatrix} \\ K = \begin{bmatrix} k_y & 0 \\ 0 & k_z \end{bmatrix}, \quad X_0 = \begin{bmatrix} y_0 \\ z_0 \end{bmatrix} \tag{D-4}$$

すると, Appendix A のマニピュレータの各アクチュエータへの出力は, 以下のようになる。

$$T_{a2} = \{J_{02} + M_3 L_2^2 - L_2^2 (C_2^2 m_y + S_2^2 m_z)\} \frac{d^2\theta_2}{dt^2} \\ + \{M_3 l_3 L_2 C_{23} - L_2 L_3 (C_2 C_3 m_y + S_2 S_3 m_z)\} \frac{d^2\theta_3}{dt^2} \\ + \{D_2 + D_3 - L_2^2 (C_2^2 b_y + S_2^2 b_z)\} \frac{d\theta_2}{dt} \\ + \{-D_3 - L_2 L_3 (C_2 C_3 b_y + S_2 S_3 b_z)\} \frac{d\theta_3}{dt} \\ + \{L_2 C_2 k_y (y_0 - L_2 S_2 - L_3 S_3) \\ + L_2 S_2 k_z (z_0 + L_2 C_2 + L_3 C_3)\}$$

$$-T_{a3} + T_{c1}', \tag{D-5}$$

$$T_{a3} = \{M_3 l_3 L_2 C_{23} - L_2 L_3 (C_2 C_3 m_y + S_2 S_3 m_z)\} \frac{d^2\theta_2}{dt^2} \\ + \{J_{03} - L_3^2 (C_3^2 m_y + S_3^2 m_z)\} \frac{d^2\theta_3}{dt^2} \\ + \{-D_3 - L_2 L_3 (C_2 C_3 b_y + S_2 S_3 b_z)\} \frac{d\theta_2}{dt} \\ + \{D_3 - L_3^2 (C_3^2 b_y + S_3^2 b_z)\} \frac{d\theta_3}{dt} \\ + \{L_3 C_3 k_y (y_0 - L_2 S_2 - L_3 S_3) \\ + L_3 S_3 k_z (z_0 + L_2 C_2 + L_3 C_3)\} + T_{c2}', \tag{D-6}$$

但し,

$$C_i = \cos \theta_i, \quad i=2, 3$$

$$S_i = \sin \theta_i, \quad i=2, 3$$

$$C_{23} = \cos(\theta_2 - \theta_3)$$

$$S_{23} = \sin(\theta_2 - \theta_3)$$

$$T_{c1}' = T_{c1} + L_2^2 C_2 S_2 (m_y - m_z) \left(\frac{d\theta_2}{dt}\right)^2 \\ + L_2 L_3 (C_2 S_3 m_y - S_2 C_3 m_z) \left(\frac{d\theta_3}{dt}\right)^2 \tag{D-7}$$

$$T_{c2}' = T_{c2} + L_3^2 C_3 S_3 (m_y - m_z) \left(\frac{d\theta_3}{dt}\right)^2 \\ + L_2 L_3 (S_2 C_3 m_y - C_2 S_3 m_z) \left(\frac{d\theta_2}{dt}\right)^2 \tag{D-8}$$

**E : インピーダンス制御可能空間について**

4.2.2) の実験においては, エンドイフェクタの位置により実慣性が変化するため, 場合によっては実慣性と

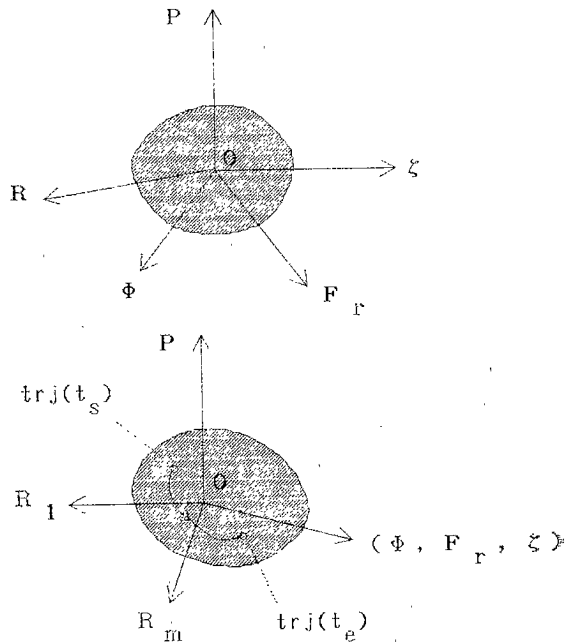


Fig. E-1 Impedance controllable space

仮想慣性に大きな差が生じ、アクチュエータの出力トルクがその出力限界を超えてしまう。この時、マニピュレータは目標インピーダンスに沿った制御が不可能となり発振する場合もある。そこで、与えられたマニピュレータに対し、設定可能な目標インピーダンスの範囲を考えることが重要である。

一般に  $n$  次元空間  $R$  内で動作する  $m$  自由度のマニピュレータに於て、次のベクトル空間を定義する。

$$P = \begin{bmatrix} p_1 \\ \vdots \\ p_m \end{bmatrix}, p_1, \dots, p_m: \text{各アクチュエータの出力}$$

また Appendix B より、

$$\phi = \begin{bmatrix} \phi_1 \\ \vdots \\ \phi_n \end{bmatrix}, Fr = \begin{bmatrix} fr_1 \\ \vdots \\ fr_n \end{bmatrix}, \zeta = \begin{bmatrix} \zeta_1 \\ \vdots \\ \zeta_n \end{bmatrix}$$

とすると、

$$p_1 < q_1, \dots, p_m < q_m$$

$q_1, \dots, q_m$ : 各アクチュエータの出力限界

と (28) 式より  $\phi, Fr, \zeta$  についてある制限が与えられ、また、作業空間  $R$  内の各点に対し実慣性が決まることから、ベクトル空間  $P, \phi, Fr, \zeta, R$  から成るインピーダン

ス制御可能な空間  $\Omega$  を決定することができる。

$$\Omega = \Omega(P, \phi, Fr, \zeta, R)$$

これをインピーダンス制御可能空間と呼ぶ。インピーダンス制御可能空間  $\Omega$  は、概念的には Fig. E-1 のように表わされる。

これは例えば次のように応用される。

1) あるマニピュレータのアクチュエータの性能及び作業空間  $R$  からインピーダンス制御可能空間  $\Omega$  が決定されているとする。作業空間  $R$  内にある軌道に沿ってマニピュレータを操作する場合、軌道内の各点  $trj(t)$  にたいし、設定した目標インピーダンス ( $\phi(t), Fr(t), \zeta(t)$ ) が  $\Omega$  内に含まれるかどうかを予め点検する。 $\Omega$  内に含まれていない点が存在する場合は、軌道または目標インピーダンスを修正する。

2) 作業空間  $R$  内の 2 点  $trj(t_0), trj(t_e)$  の間にある軌道に沿って動作させたい場合、目標インピーダンスに対し  $\int_{t_0}^{t_e} |P(t)| dt$  を最小にすると、エネルギー消費量の最も少ない軌道を設定できる。



館 暉 (Susumu TACHI)

昭和 21 年 1 月 1 日生まれ。昭和 43 年東京大学工学部計数工学科卒業。48 年同大学院博士課程終了。工学博士。48 年東京大学助手。50 年通産省機械技術研究所研究員、主任研究官を経て、現在ロボティクス部遠隔制御課長。バイスベクトルを用いる統計的信号処理、電気刺激による情報伝達、盲導犬ロボット、トレイグジスタンスなどの研究を行う。54~55 年、マサチューセッツ工科大学 (MIT) 客員研究員。55 年 IEEE/EMBS 論文賞受賞。計測自動制御学会、日本 ME 学会、バイオメカニズム学会、日本機械学会、IEEE などの会員。

(日本ロボット学会正会員)



榎 泰輔 (Taisuke SAKAKI)

昭和 35 年 11 月 5 日生まれ。昭和 60 年 3 月九州大学理学部数学科卒業。同 4 月 (株) 安川電機製作所入社。昭和 62 年からロボットシステムの開発に従事。計測自動制御学会会員。

(日本ロボット学会正会員)



荒井裕彦 (Hirohiko ARAI)

昭和 34 年 7 月 9 日生まれ。昭和 57 年 3 月東京大学工学部計数工学科卒業。同 4 月本田技研工業 (株) 入社。昭和 59 年 4 月通産省工業技術院機械技術研究所入所。現在ロボティクス部遠隔制御課。計測自動制御学会会員。

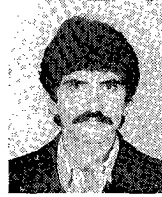
(日本ロボット学会正会員)



西澤昭一郎

(Shoichiro NISIZAWA)

昭和 3 年 12 月 28 日生まれ。昭和 20 年 4 月通産省工業技術院機械技術研究所入所。現在ロボティクス部遠隔制御課主任研究官。



ホセ・フェリペ ペラエス・ポロ (Jose Felipe PELAEZ-POLO)

1961 年 4 月 28 日メキシコ生まれ。1984 年 Universidad Autonoma Metropolitana 卒業。1984 年~1985 年 NISSAN MEXICANA 勤務。1985 年~1986 年日本政府技術協力制度により通産省機械技術研究所に於てロボットの研究に従事。現在メキシコ国立大学機械工学科助教授。

## Impedance Control of a Direct Drive Manipulator without Using Force Sensors\*

Susumu TACHI\*\* Taisuke SAKAKI\*\*\* Hirohiko ARAI\*\*  
Shoichiro NISHIZAWA\*\* Jose Felipe PELAEZ-POLO\*\*\*\*

---

### ABSTRACT

---

This research is concerned with impedance control of a manipulator which exerts stable contact task. The method controls dynamic interaction between a robot and its environment by changing the apparent mechanical impedance of the manipulator.

Previous impedance control methods required force or torque sensors, which made the manipulator system most complex.

In this paper a new method is proposed to control the impedance of a manipulator without using force or torque sensors. Angular velocity and acceleration of the manipulator joints are estimated, and by using the computer model of the manipulator necessary torque for each joint is calculated and applied to the joint to attain the desired impedance. The feasibility of the method is verified by the surface following experiments and collision experiments using a two degree of freedom DD manipulator.

**Key Words:** Impedance Control, Compliance Control, Direct Drive Manipulator, Model-based Control

---

\* Received July 5, 1988

\*\* Mechanical Engineering Laboratory

\*\*\* Yaskawa Electric Mfg. Co. Ltd.

\*\*\*\* National University of Mexico