

マスタスレーブ・マニピュレータの インピーダンス制御の一方法

井上 康之* 舘

障** 荒井 裕彦***

A Method of Impedance Control of a Master-slave Manipulation System

Yasuyuki INOUE Susumu TACHI Hirohiko ARAI

A control method of an anthropomorphic redundant master-slave manipulation system is proposed to be applied to advanced human robot systems, e. g., tele-existence.

The impedance control method can be classified into torque-control type and motion-control type. It is proved by both theoretically and experimentally that the motion-control type is suitable for the impedance control of manipulators with reduction gear mechanism. Next control methods of redundant unilateral/bilateral manipulators are proposed and their stabilities are discussed. Efficiency of the proposed methods are demonstrated using a hardware robot system.

Key Words : Impedance Control, Master Slave Manipulator, Tele-Existence, Redundant Manipulator

1. ま え が き

人が直接作業を行うことが危険な環境下でロボットに作業を行わせるような場合、オペレータが直接そのロボットの存在する場所にいるような臨場感を有し作業を行えることが望ましい。そのようなトレイグジスタンスを実現するためには、実時間で視覚、聴覚などの感覚情報を人間に提示するとともに、まるで自分自身の腕で作業を行っているかのような違和感のないマニピュレーションシステムにより実際の作業を行うことができなければならない。我々はこのような臨場感を伴う操作感についてはマスタ・スレーブ方式に着目して研究を行ってきた。

マスタ・スレーブ方式は人間の持っているスキルをスレーブマニピュレータで再現するという性格を持っている。そのため、マスタマニピュレータ（以下マスタと呼ぶ）は人間の腕の運動をできるだけ制限せず、軽い操作

感覚が必要である。また、スレーブマニピュレータは（以下スレーブと呼ぶ）人間の有するスキルの伝達効率を低下させないよう、人間に類似した冗長自由度を有すると共に、作業に必要な十分な力の発生と環境インピーダンスとのマッチングを取ることが可能な高い動特性が望まれる。

こうした要求の中でもトレイグジスタンスで必要とする高度な臨場感を得るためには、人間に類似した自由度をもつマニピュレータが不可欠である。そのような冗長マニピュレータを制御する方法として、外骨格型のマスタをオペレータの腕に装着させスレーブを操る方式がよく使用されている¹⁾。その場合、マスタとスレーブは機構的に相似な同構造とし、対応する関節の組でバイラテラルマスタスレーブ制御系を構成する方法が一般的である。これらのなかで、よく知られている方法として対称型、力逆送型、力帰還型などがある。ところが、スレーブで行う作業は通常環境との接触を伴うので、スレーブ側では力の制御が不可欠であるが、いくつかのリンクを介した関節で力の検出を行うことは、制御上重要なエンドイフェクタでの力の精度を高く保つことが困難にな

原稿受付 1991年8月2日

* (株)安川電機

** 東京大学先端科学技術研究センター

*** 機械技術研究所

る。また、従来の方法では力制御を行う上での座標系の選択も、作業対象物を基準としていないため、半自律的な動作（オペレータによる遠隔操作とスレーブによる自律動作を時間分割的に組み合わせた制御や、空間的自由度を遠隔と自律で分担する制御など）へスムーズに移行できない等の問題があった。

本論文は、環境との接触作業を想定した人間に類似した冗長性を有するマスタスレーブの制御方式に関するもので、作業対象物の近傍でダイレクトに力の検出を行い、作業座標系を基準としたインピーダンス制御を基本とした制御を行うことで、安定で作業性のよい制御系を実現する方法を提案する。ここでのマスタスレーブシステムは、オペレータに力フィードバックを行わないユニラテラルマスタスレーブ方式、および力フィードバックを有するバイラテラルマスタスレーブ方式の2種類に関して述べており、またインピーダンス制御手法は関節の位置制御系を内部ループとするものである。インピーダンス制御として位置制御系を内部ループとしているため、減速機などの非線形摩擦に影響されにくい制御系を構成することができる。

本論文中、バイラテラル制御の構成は古田、小菅²⁾、また宮崎ら³⁾の方法と同様に位置制御を用いているが、マスタ・スレーブのインピーダンスを一致させ力情報の交換を行っている点では、舘、榊⁴⁾の方法を一般化した方法と考えられる。

本論文の構成は、まず、第2章でインピーダンス制御系の制御性に関して減速機を用いた機構構成のもとで考察を行う。つぎに、第3章では、冗長な自由度機構をもつ同構造ユニラテラル制御系においてインピーダンス制御系を用いる制御方法に関して述べる。第4章では、冗長な自由度機構を有するバイラテラル制御系においてインピーダンス制御を用いた制御方法に関して、その構造的な構成方法と制御的な安定性に関して検討を行う。最後の第5章では2、3、4章に述べた内容の有効性を実験を用いた実験を通して確認を行う。

2. インピーダンス制御方式と制御特性

インピーダンス制御は外界から加えられた力に対して機械的な特性である慣性、粘性、剛性を指定した目標値どおりに制御を行う方式⁵⁾で、以下の(1)式の関係式が満足されるように制御方略が施される。ここでは簡単のため一自由度系で考えるものとする。

$$T_{EX} = I_a \ddot{\theta} + B_a \dot{\theta} + K_a \theta \quad (1)$$

ここで、 T_{EX} : アーム先端に作用するトルク

θ : アームの回転角

I_a, B_a, K_a : 目標インピーダンス

(1)式を実現するためのアプローチは大きくふたつに分類することができる⁶⁾。

- ① トルク制御型: (1)式及び制御機構の動力学方程式から外力 T_{EX} または加速度 $\ddot{\theta}$ を計測することによってアクチュエータ発生トルクを決定する方式⁵⁾⁷⁾
- ② 運動制御型: カセンサで検出した外力 T_{EX} から(1)式を用いて各関節の運動指令を決定し、運動の管理は内部ループである関節のフィードバック制御系で行う方式⁸⁾⁹⁾¹⁰⁾

通常のマニピュレータでは、アクチュエータの有するパワーを効果的に利用するため、減速機を用いてマニピュレータのリンクを駆動する方式が一般的である。ところが、減速機を使用する機構では動力学モデルは一般に正確には求められない。また、所要のトルクを正確に発生することも困難である。その主な原因は、減速機構に存在するトルク伝達特性の非線形性である。すなわち、トルクの伝達効率や回転数、発生トルク、減速比などにより変動しモデル化はむずかしい。一方、付録A. に示すようにトルク変動やパラメータ誤差がある場合には、運動制御型がトルク制御型に比べてそれらの影響を受けにくい点で優れていることが分かっている。

このことから減速機構を有するマニピュレータのインピーダンス制御では②の方式が望ましい。なお、このことの実験による比較検証の結果は第5章で示す。

3. 冗長性を持つマスタスレーブ・マニピュレータのユニラテラル制御

ユニラテラルマニピュレータは、対象物とスレーブマニピュレータの間に作用する力をオペレータにフィードバックしない方式のマスタスレーブシステムであり、次のような特徴を有している。

- ・システム全体の構成が単純化するため、実現が比較的容易である。
- ・マスタシステムの機構構成がシンプルになるため、オペレータに大きな負担をかけずに広い動作域をもつ外骨格型のマスタ装置が可能である。また、関節はアクティブでないのでオペレータにとって安全である。
- ・制御系が単純化し制御的な安定性が得られやすい、など現実的な面からのメリットの多いシステムである。ところが、オペレータには対象物を扱っている感覚がないため、予想外の力がマニピュレータ自身や対象物に作用する可能性がある。

この問題に対しては、オペレータに対する力フィードバックに代わって、スレーブ側に力制御機能を付加することで外界接触に対処することが必要である。すなわち、外界からスレーブマニピュレータに作用する力に対して

機械的な柔軟性を持たせることで、環境との接触が可能なシステムを構成する方法が考えられる。ここで、インピーダンス制御を用いた以下の制御則によるユニラテラル制御系を構成する。

$$F_{ex} = M_d \ddot{e} + B_d \dot{e} + K_d e \quad (2)$$

ここで、 $F_{ex} = (f_x, f_y, f_z, n_x, n_y, n_z)^T$

ただし、 $f_i (i=x, y, z)$: スレーブに作用する作業座標系の並進外力

$n_i (i=x, y, z)$: 作業座標系のモーメント外力

$e = (\Delta x, \Delta y, \Delta z, \Delta \phi, \Delta \psi, \Delta \gamma)^T$:

マスタスレーブ間の並進位置・姿勢誤差

ただし、

$\Delta x, \Delta y, \Delta z$: x, y, z 方向のマスタスレーブ間の並進位置偏差

$\Delta \phi, \Delta \psi, \Delta \gamma$: x, y, z 軸回りのマスタスレーブ間の回転位置偏差

M_d, B_d, K_d の選択は通常以下のように行われる。

M_d : $\text{diag} (M_{dx}, M_{dy}, M_{dz}, M_{d\phi}, M_{d\psi}, M_{d\gamma})$

B_d : $\text{diag} (B_{dx}, B_{dy}, B_{dz}, B_{d\phi}, B_{d\psi}, B_{d\gamma})$

K_d : $\text{diag} (K_{dx}, K_{dy}, K_{dz}, K_{d\phi}, K_{d\psi}, K_{d\gamma})$

(2) 式は連続系の形で与えられているため、計算機処理を考慮して以下の差分式に置き換える。

$$e_k = (F_{ex} + C_1 e_{k-1} + C_2 e_{k-2}) / C_3 \quad (3)$$

ただし、

$$C_1 = (2M_d + B_d T_{sp}) / T_{sp}^2$$

$$C_2 = -M_d / T_{sp}^2$$

$$C_3 = (M_d + B_d T_{sp} + K_d T_{sp}^2) / T_{sp}^2$$

e_k : k 番目の演算データ

T_{sp} : サンプリングタイム

また、 e は作業座標系表示であるため関節座標系への変換が必要である。その方法の1つとして(3)式からスレーブの先端位置および姿勢の指令値を決定し機構的逆変換をする方法が考えられる。この方式での問題点は、姿勢回転を表すインピーダンスの定数設定が作業座標系を基準とした直交座標軸回りの回転表現になっているため、基準座標系からの偏角を用いた姿勢表現(たとえばオイラー角や方向余弦行列など)では演算が複雑になっ

てしまう。また、冗長マニピュレータで機構的な逆運動学の解を求めることは先端位置・姿勢以外の情報を必要とし、演算が複雑化する。その場合、冗長性を利用しないで、7自由度の中から6自由度を選んで逆運動学を計算する方法も考えられるが、マスタの腕姿勢からのかい離が大きい場合があり、効果的な方法とは言えない。

以上述べた逆変換の問題点を解決する方式として、同構造の特徴を活かした2種類の運動分解の方法を以下に示す。これらの方法では、スレーブマニピュレータの腕姿勢はマスタマニピュレータの腕姿勢を規範として決定するものとする。従って、マスタマニピュレータにできるだけ近似した姿勢をスレーブマニピュレータで実現することがここでの目標である。以下に、それぞれの運動分解の関係式を示す。

① 関節角の偏差を利用する方法

冗長マニピュレータの逆運動学の一般解を微分関係の式で表すと次式になる。

$$\dot{\theta} = J^+ \dot{x} + (I - J^+ J) r \quad (4)$$

ここで、

J^+ : ヤコビアン疑似逆行列 ($J^T (J J^T)^{-1}$)

r : θ と同次元の任意ベクトル

\dot{x} : マニピュレータ先端の速度ベクトル

$\dot{\theta}$: 関節角の速度ベクトル

ここで、マスタの姿勢とスレーブ姿勢の関節角度偏差の評価を手先軌道に続き実行するサブタスクとする¹⁾と次の関係式により、冗長なスレーブアームの姿勢を決定することができる。

$$\Delta \theta_{sr} = J_s^+ ((x_m)_{K+1} + (e)_{K+1} - (x_m)_{K+1} - (e)_{K+1}) \cdot 1/T_{sp} + (I - J_s^+ J_s) H (\theta_m - \theta_s) \quad (5)$$

$$\theta_{sr} = \theta_{m0} + \sum \Delta \theta_{sr} \quad (6)$$

ここで、

J_s^+ : スレーブアームのヤコビアン疑似逆行列

I : 単位行列

H : ゲイン行列

x_m : マスタ先端の位置姿勢ベクトル

x_s : スレーブ先端の位置姿勢ベクトル

θ_m : マスタ関節角

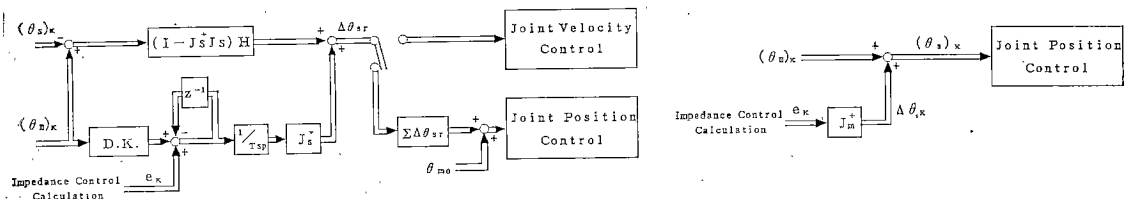


Fig. 1 (a) Motion-resolving Method 1

(b) Motion-resolving Method 2

- θ_s : スレーブ関節角
- θ_{sr} : スレーブ関節角指令
- $\Delta\theta_{sr}$: スレーブ関節角指令の微小変化
- θ_{m0} : マスタアームの初期姿勢
- k : 離散時間系のK番目を表す

ロボットの各関節の個別コントローラでは、(5)式
の速度指令または(6)式の位置指令にしたがって運動
制御を行うことになる。制御ブロック図を Fig. 1(a)に
しめす。

② マスタマニピュレータのヤコビアンを用いる方法

マスタマニピュレータのヤコビアンにはスレーブの規
範となる姿勢情報が含まれていると考えられる。作業座
標系の並進位置偏差、姿勢偏差などが比較的小さい値で
あると仮定すると、以下の座標変換の関係式によりスレ
ーブマニピュレータの関節角を決定することができる。

$$\theta_{sr} = \theta_m + Jm^+e \quad (7)$$

ただし、

Jm^+ : マスタアームのヤコビアン疑似逆行列

制御ブロック図を Fig. 1(b) にしめす。ここで用い
ているヤコビアン疑似逆行列は関節角変位のノルムが
最小であるという意味で最適解を与えるため、マスタ
とスレーブの姿勢変化を小さくすることができる。また、
①の方式に比較した場合、演算量を大幅に減らすことが
できるため、リアルタイム制御に適している。具体的
には、新井らの方法¹²⁾を用いた7自由度の運動分解で、①
の方式では、乗除算726回、加減算188回、②の方式で
は、乗除算271回、加減算188回となっている。

ところで、(7)式は近似式であるため、特異点近傍で
は近似誤差が大きくなる可能性があるが、冗長マニピ
ュレータの場合には、通常の動作域での特異点をなくす設
計が可能なので誤差を小さく押えることが可能である。

4. 冗長性を持つマスタスレーブ・マニピ
ュレータのバイラテラル制御

4.1 マスタスレーブの機構構成

バイラテラル制御はシステムのハードウェアと制御系
に対する負荷が大きくなる点では、ユニラテラル制御に
比較した場合デメリットが生じるが、力感覚のフィード
バックによりオペレータの負担が軽減されるメリットが
ある。1章でも触れたように、冗長性を有するバイラテ
ラルマスタスレーブ制御で従来よく用いられている方法
は、外骨格型のアクティブなマスタ装置をオペレータに
装着し、対応する関節間で対称型や力逆送型ループをほ
どこす方式が一般的である。このように、アクティブな
マスタ装置で人間を拘束してしまうことは危険であるば
かりでなく、オペレータの腕の自由な動きを制限したり、
モータや検出器などの構成要素により動作範囲を狭くす
るなどの原因となる。

外骨格型ではないマスタ装置により、冗長なスレーブ
マニピュレータの関節角を決定するためには、手先の作
業座標系に関する目標位置・姿勢以外の情報を必要とす
る。この情報を得るための最も簡便な方法の一つはオペ
レータの腕の関節角情報を利用することである。すなわ
ち、レイグジスタンスにおけるスレーブマニピュレー
タは人間に類似した関節配置のマニピュレータであるこ
とを利用して、マスタ装置を操作している人間の腕の姿
勢を規範としてスレーブの関節角を決定することが可能
となる。その場合、アクティブなマスタ装置は冗長性
を持つ必要はなく、6自由度の異構造マニピュレータ¹³⁾
とオペレータの自由度を計測するパッシブな装置の組み合
わせにより実現できることになる。Fig. 2 に冗長なス
レーブマニピュレータを使用したバイラテラルシステム

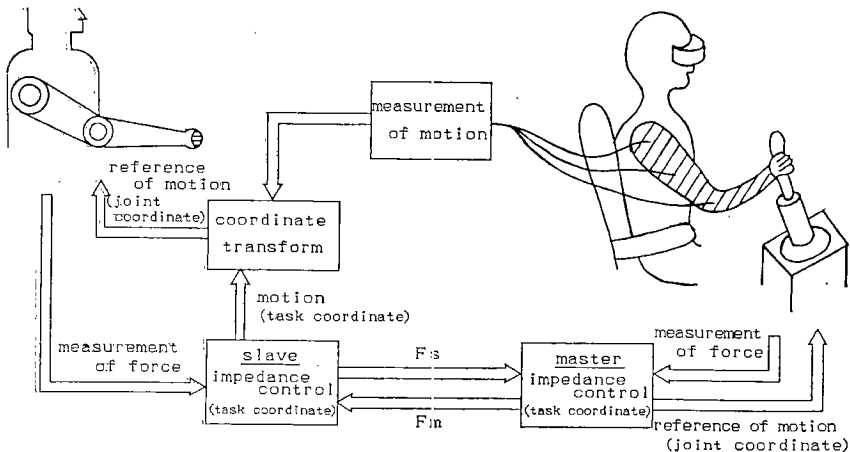


Fig. 2 Concept of anthropomorphic bilateral manipulator

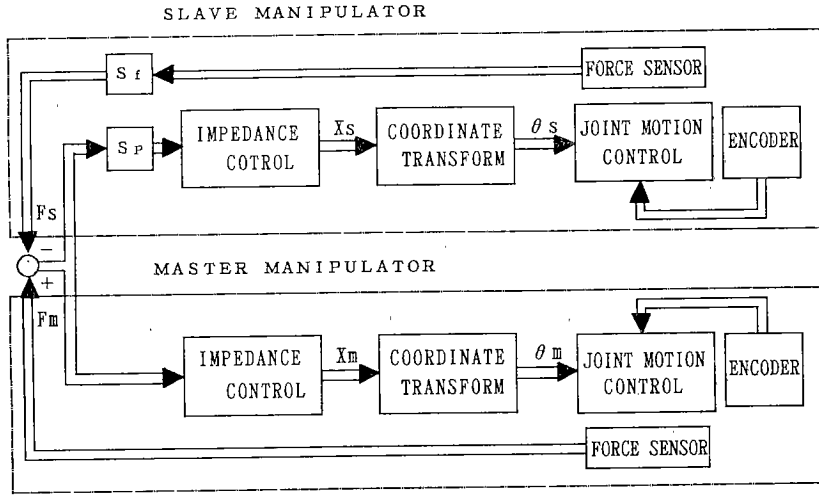


Fig. 3 Block diagram of impedance-controlled master-slave manipulation system

の概念図を示す。

4.2 バイラテラル制御則

次に、運動制御形インピーダンス制御を用いたバイラテラル制御方式について考察を行う。バイラテラル制御の理想応答は、マスタとスレーブの運動と力の応答が共に一致する時に成立することが示されている¹⁴⁾。関節の運動制御を内部ループとした場合、外乱抑制の効果によって運動の追従性は良好であると考えられるので、次のような制御関係式によりマスタ・スレーブ間で運動の収束が保証される。

$$F_m - s_f F_s = (M_d \ddot{x}_m + B_d \dot{x}_m + K_d x_m) \quad (8)$$

$$F_m - s_f F_s = s_p (M_d \ddot{x}_s + B_d \dot{x}_s + K_d x_s) \quad (9)$$

ここで、 F_m : マスタ力センサ検出値
 F_s : スレーブ力センサ検出値
 s_f : カスケール比
 s_p : 運動スケール比

(8), (9) 式において

$$s_p x_s = x_s'$$

$$e = x_m - x_s'$$

とおくと以下の関係が成立する。

$$M_d \ddot{e} + B_d \dot{e} + K_d e = 0 \quad (10)$$

従って、ある時点でマスタとスレーブ運動状態が異なっている場合には、 M_d, B_d, K_d を適当に選択することによって x_s は x_m に収束する。それ以降は両システムのカフィードバックと目標インピーダンスが等しいので、関節制御系の応答を等しく設定することにより、マスタとスレーブの応答は一致する。制御系のブロック図を Fig. 3 に示す。ここで、運動比と力比を1とおいた最も単純な場合を考えると、(8), (9) 式は (11), (12)

式になる。

$$F_m - F_s = M_d \ddot{x}_m + B_d \dot{x}_m + K_d x_m \quad (11)$$

$$F_m - F_s = M_d \ddot{x}_s + B_d \dot{x}_s + K_d x_s \quad (12)$$

この関係をモデルで表すと Fig. 4 になる。スレーブアームが環境に接触しない状態では、オペレータは設定インピーダンスの感覚を感じ、 x_m は x_s に一致する。物体接触後にマスタとスレーブの検出力が異なった場合には (10) 式に従って x_m は x_s に集束する。従って、この介在するインピーダンスを接触対象物のインピーダンスに比較して十分小さく設定することができれば、オペレータの操作感覚はマスタスレーブアームを使わずに直接オペレータの腕を操作する感覚に近いものが得られる³⁾。

なお、介在インピーダンスの考え方は、横小路らにより提案された¹⁵⁾が、本論文における介在インピーダンスは発生力の限界を回避するものではなく、制御系の安定性を保つと共にマスタスレーブ間での運動特性を等しくするためのものである。

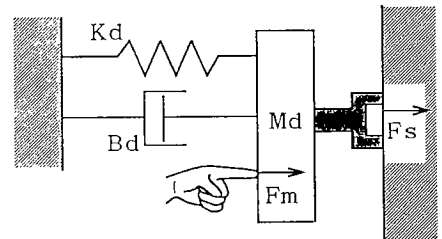


Fig. 4 Equivalent system of impedance-controlled master-slave.

4.3 安定性の解析

目標インピーダンスの設定は、操作感覚と同時に制御系全体の安定性に大きく係わってくるので、両者の関係を考慮して決定しなければならない。以下では、制御パラメータと制御的安定性の関連性に関して述べる。ここでは問題を単純化するために、Fig. 5 の連続系1自由度モデルで制御系の安定性を検討する。解析のための条件は、オペレータと接触対象物の特性は剛性要素としてモデル化すること、及び内部ループである位置制御系のサーボ特性はマスタ・スレーブで等しいものとする。また、力検出や演算の無駄時間は考慮しないものとする。これらの条件のもとでオペレータと対象物を含む閉ループの特性方程式は (13) 式になる。

$$(Mds^2 + Bds + Kd)(as^2 + bs + 1) \cdot \{(Mds^2 + Bds + Kd)(as^2 + bs + 1) + Kobj - Kop\} = 0 \quad (13)$$

ただし、 $a=1/Kp/Kv$, $b=1/Kp$

方向を考慮すると $Kop < 0$

ここで (13) 式を次の2つの式に分解して考察する。(13) 式の安定条件は (14) 式 (15) 式の根が共に安定領域に存在することである。

$$(Mds^2 + Bds + Kd)(as^2 + bs + 1) = 0 \quad (14)$$

$$(Mds^2 + Bds + Kd)(as^2 + bs + 1) + Kobj - Kop = 0 \quad (15)$$

それぞれの式の性質をみると、(14)式はインピーダンス制御されたスタンドアロン型のアームが外界の物体に接触せずに自由状態にある場合の特性方程式と等価であり、(15) 式は同様のアームが $(Kobj - Kop)$ の剛性をもつ物体に接触している状態での特性方程式と等しいものになっている。

安定条件を求めると、(14) 式は目標インピーダンスと位置の制御系の根が共に安定であれば常に安定が保た

れる。一方、(15) 式はサーボ系の遅れにより不安定な状態になる場合がある。例えば、次の (16) 式の特性方程式には位置サーボ系の遅れが存在しないため、この根軌跡はパラメータの変動に応じて虚軸に平行に移動する。

$$Mds^2 + Bds + Kd + Kobj - Kop = 0 \quad (16)$$

従って、粘性項の符号が正である限り根は左半平面に存在して不安定になることはない。これは、対象物特性として慣性、粘性を含めた系を考えた場合と同様である。ところが、サーボ系の遅れを考慮した場合には、設定インピーダンスに関する根は対象物の剛性である $Kobj$ の上昇と共に右半平面に移動し、制御系は不安定化する。

(Fig. 6(a), パラメータは Table 1) よって、(16) 式の系を安定化させるためには、 a , b をできるだけ小さくすること、すなわち位置制御系のサーボ遅れを極力小さくすることが重要になる。また、インピーダンス制御のパラメータ Md, Bd, Kd と安定性の関係は、(15) 式で $a=0, b=0$ とした場合の傾向と等しく、 Bd を変化させる事が直接安定化と係わってくる。Fig. 6(b) に Bd を変化させた場合の (16) 式の根軌跡を表す。この関係からオペレータの操作性を考慮しながら Bd を上昇させることにより、安定で操作性の良いマスタスレーブシステムが得られることがわかる。

5. 制御実験

5.1 実験システム

実験用マニピュレータシステムは、スレーブ側がアクティブな7自由度アーム、マスタ側がパッシブな7自由度アームとアクティブな1自由度リニアテーブルにより構成されている。Fig. 7 にマニピュレータ外観を、また Fig. 8 に制御装置のブロック図を示す。マスタの7自由度アームとスレーブとの組合せでユニラテラル制御系を、またマスタの1自由度テーブルとスレーブの組合

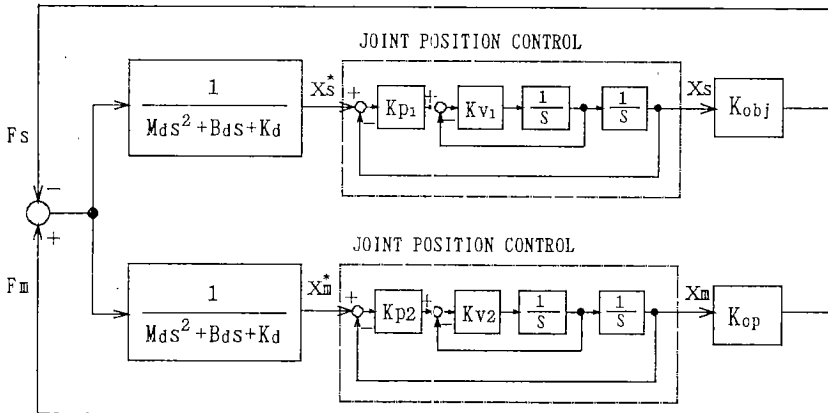


Fig. 5 Block diagram for root-locus analysis

せでバイラテラル制御系の実験が可能となっている。以下で各システムの構成について説明する。

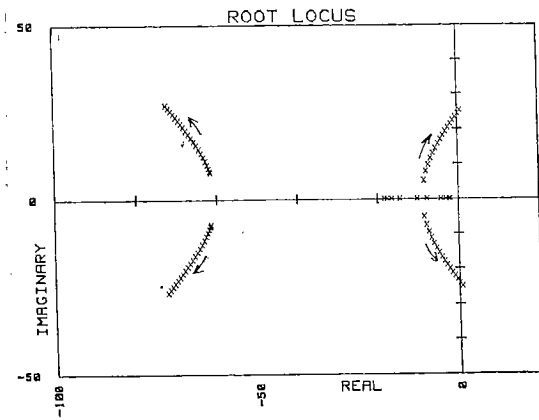
スレーブマニピュレータ (Fig.7(a)) は、冗長性を持った7自由度を有し、形状や動作範囲を可能な限り人間に近づけている。肩部は、胴体側から前後 (B_4)、左右 (B_5)、回内外 (T_5) で、それらの回転軸は一点で交わる。肘は、屈曲 (B_2) と回転 (T_2)、手首部も屈曲 (B_1) 回転 (T_1) からなっている。各関節とも減速器を介した駆

動を行っており、関節位置の計測はモータ軸端のエンコーダにより、また、マニピュレータ先端に作用する外力は手首部の6軸力センサにより検出を行っている。各関節のサーボコントローラは位置制御形であり、制御用コンピュータから送られるパルス列で動作する。マスタの7自由度マニピュレータ (Fig.7(b)) はスレーブマニピュレータと同構造かつ同型の7自由度構成で、各関節は72000 pulse/rev. の高分解能エンコーダにより回転角度の検出を行っている。

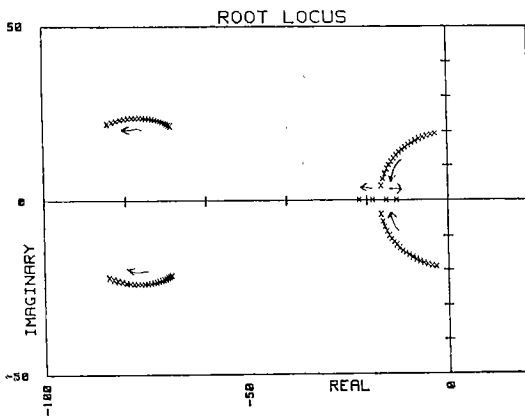
マスタの1自由度リニアテーブル (Fig.7(c)) は、DC サーボモータとボールネジにより直動1自由度の運動を行い、モータ軸端のエンコーダにより直動方向 $10^4 \mu\text{m}$ の位置検出分解能を有している。またテーブル上には力センサとそれに直結した握りがあり、オペレータとの間に作用する力を分解能 3g で検出することが可能で

Table 1 Simulation parameters

M [Kg]	1	
B [Ns/m]	20	(Fig.6(a))
	20→80	(Fig.6(b))
K [N/m]	20	
Kv [s ⁻¹]	120	
Kp [s ⁻¹]	30	
Kop [N/m]	100	
Kobj [N/m]	1→1000	(Fig.6(a))
	500	(Fig.6(b))

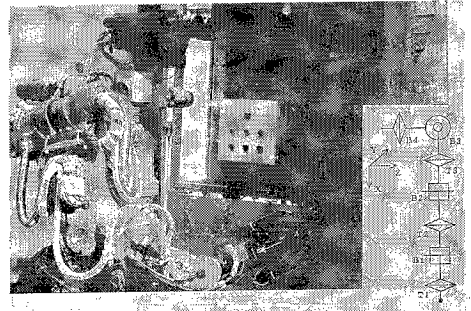


(a) parameter Kobj

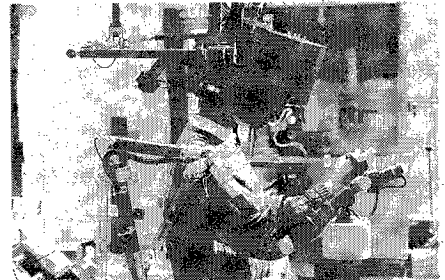


(b) parameter Bd

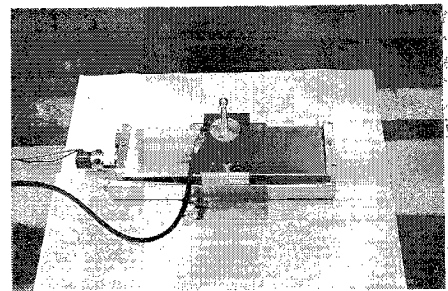
Fig. 6 Root locus



(a) 7 dof slave arm



(b) 7 dof master arm



(c) 1 dof linear table

Fig. 7 General view of experimental system

ある。モータのサーボコントローラはアナログ電圧によりモータの電流制御を行うことができる。

5.2 実験方法と制御系

実験は制御性の実験と作業性の評価実験を行った。

制御性の評価実験は3種類行なった。第一の実験では、インピーダンス制御の応答特性をトルク制御型と運動制御型（位置制御型）により比較した。この比較実験にはリニアテーブルを用いている。比較の方法は、リニアテーブルにステップ力を作用させた場合の位置の応答波形と、計算機内で発生させた理想応答とを比較することにより行なった。このとき、実際には外力を作用させずに、計算機内部で発生させた力フィードバックを用いている。この仮想力は、リニアテーブルの摩擦力（約 52N）に比較して十分小さなステップ力としているため、実際に外力が加わる場合の制御条件と等しいと見なすことができる。

第二の実験では3章の運動分解の有効性の確認を行った。図中に示した関節角の状態、任意の方向に力を加えた場合の x , z 方向の応答を求めている。ここでの運動分解の方法は3章-2)の方法を用いており、印加された力をもとに計算した理想応答との比較を行った。

第三の実験では、バイラテラルマスタスレーブの制御性の評価を行った。この実験では7自由度パッシブマスタアームを、スレーブアームの初期姿勢決定と目標インピーダンスのばね剛性の平衡点を決定するために使用し、バイラテラル制御は1自由度リニアテーブルを用いている。具体的な実験手順は、3自由度アームを用いてスレーブアームを接触対象物の近傍まで誘導し、一定姿勢を決定した後は制御系を切り替え、1自由度テーブルを操作して対象物との接触動作を行う。このときのスレーブ各関節の運動分解には、初期姿勢のヤコビアン行列を使用して行なった。本実験では制御系の無駄時間が大きいので安定性を確保するため、ロボットアーム手先と

対象物の接触状態を力センサの値から判断し、制御系の粘性係数を変化させている。制御パラメータは Table 2 を用いた。なお、バイラテラル制御時のサーボサイクルは 4.5ms である。

作業性の評価実験はユニラテラルマスタスレーブ制御方式を用いて行っている。作業内容は、位置制御ではむずかしいとされている接触作業を中心に行なった。

5.3 実験結果

Fig. 9 は第一の実験の結果である。(a)のトルク制御形の応答では、正確な摩擦の補償を行うことが困難であるため、目標応答との偏差を生じ最終的な収束位置からもずれが生じている。一方、(b)の位置制御形の応答では、関節の位置制御系の遅れにより、目標応答から多少の偏差が発生しているが、(a)に比較して良好な特性を示している。

Fig. 10 は第二の実験結果である。実際の応答と理想応答の差はおもにサーボ遅れを原因としており、運動分解によるものは小さい。

Fig. 11 は第三の実験結果である。はじめに対象物と逆方向にアームの先端を移動し、そののち対象物と接触させ、最終的には初期位置に戻る運動を行った場合の位置、及び力の変化を示している。スレーブが対象物に接触していない状態では、マスタ及びスレーブの目標インピーダンスを十分小さく設定しているため、オペレータは非常に軽い操作感覚でマスタを動かすことができる。また、接触状態を力覚センサの情報に基づき判断し目標インピーダンスの粘性項を変化させて、良好な操作性と制御的安定性が得られるようにしている。これにより安定的な接触が実現できると共に、物体に接触した感覚も違和感を感じることはなかった。

Fig. 12 は制御性評価実験の様子を示している。a) b) は煙が充滿する特殊環境下での作業を想定して行なったものであるが、手先部が周囲物体と衝突した場合や、

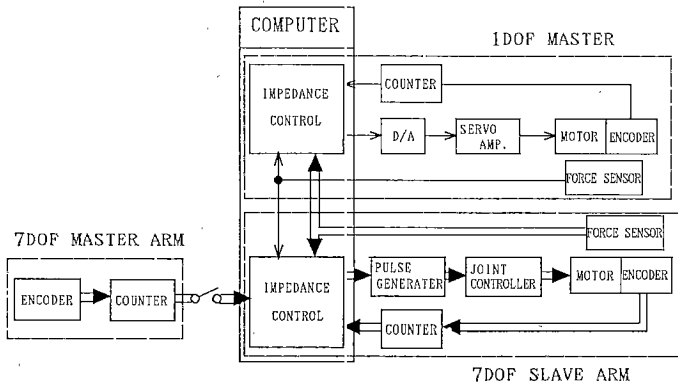
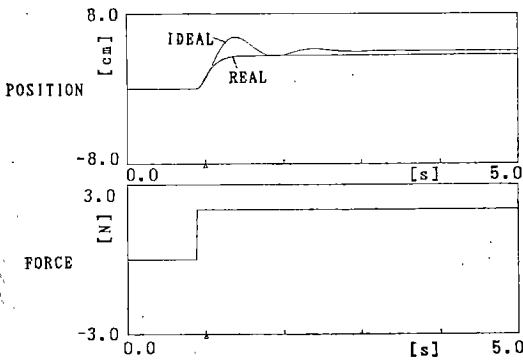


Fig. 8 Block diagram of experimental control system

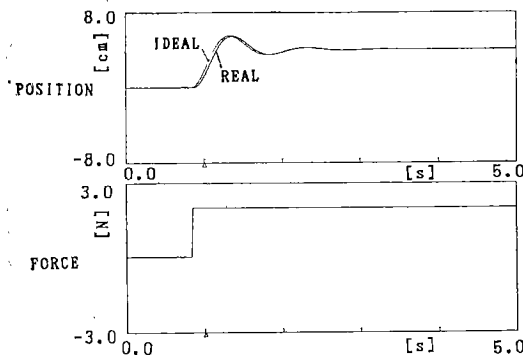
マスタによる位置指令の行き過ぎがあった場合でもインピーダンス特性により人間の普通のスピードで作業を行うことができた。c) の作業では、人間へのフィードバックがないユニラテラルシステムでは、過大な力を発生し、食いつき現象を起こしやすいが、トレイグジスタンスの設計法による視覚フィードバックにより¹⁶⁾作業の遂行は十分可能であることがわかった。

本論文では、ユニラテラルとバイラテラルを比較することを目的とはしていないが、システムと作業性について以下に考察をつけ加える。

トレイグジスタンスのユニラテラルシステムではオペレータへの力フィードバックが無くても、スレーブに運動型のインピーダンス制御方式を施すことで高い作業特性が得られた。これは、おもに臨場感の高いトレイグジスタンス視覚システムとオペレータの腕の姿勢を素直に反映するマニピュレータ制御方式(体性感覚フィードバック)の結果と考えられる。しかし、トレイグジスタンスを用いない従来のシステムではバイラテラルの力フィードバックは不可欠であろう。また、トレイグジスタンスシステムにおいても力のフィードバックが作業性の向



(a) torque control



(b) position control

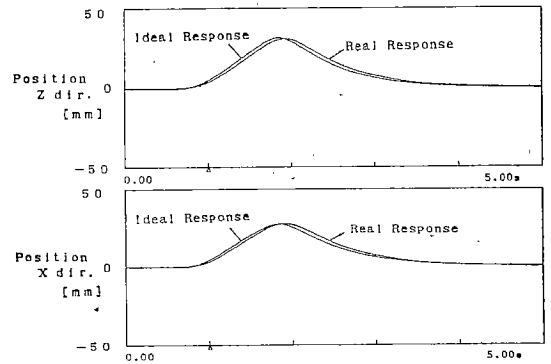
Fig. 9 Experimental results of impedance control

上に有効であると思われる。システム構成とバイラテラル制御の効果の関連について今後の検討が必要である。

6. まとめ

本論文はトレイグジスタンスにおいて作業性、操作性にすぐれたマニピュレーションシステムの構成方法に関して述べた。本研究で得られた結果は以下のとおりである。

- ・減速機を有するマニピュレータでインピーダンス制御



$B_1=0.5^\circ, B_2=0.3^\circ, T_3=8.5^\circ$ $M: 20 \text{ [Kg]}$
 $B_2=5.4^\circ, T_2=3.7^\circ$ $B: 150 \text{ [Ns/m]}$ $\omega: 3.16 \text{ [rad/s]}$
 $B_1=-25.0^\circ, T_1=102.5^\circ$ $K: 200 \text{ [N/m]}$ $\zeta: 1.19$

Position response by xz-dir. force (Jacobian method)

Fig. 10 Experimental results

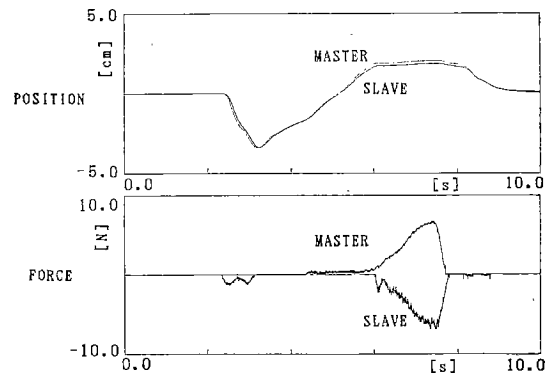
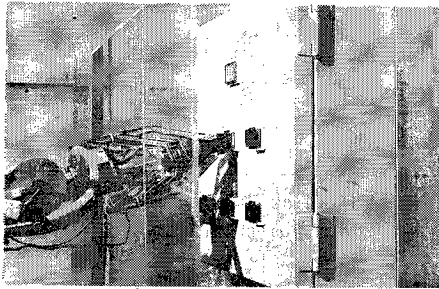


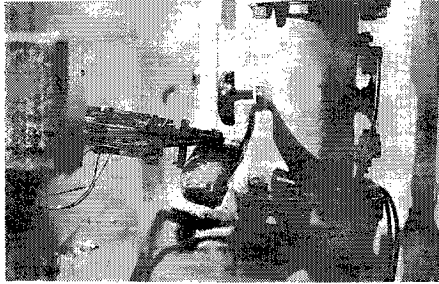
Fig. 11 Experimental result of bilateral control

Table 2 Experimental parameters

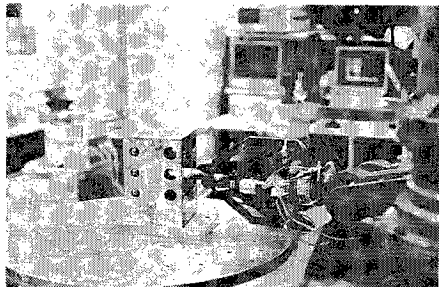
Fig. No.	Md[Kg]	B d[Ns/m]	K d[N/m]
Fig.8	1.0	4.23	10.0
Fig.9	non-contact	1.0	10.0
	contact	1.0	200.0



(a) pushing a button



(b) turning a lever



(c) Peg insertion

Fig. 12 Experiments of master-slave manipulation

を行う場合、運動制御型のインピーダンス制御がすぐれていることを考察と実機を用いた実験で示した。

・冗長自由度を有するユニラテラルマニピュレータシステムにおいて、運動型インピーダンス制御を用いた制御系の構成法を示し、制御方式の有効性と作業性を実験を通して確認した。

・冗長自由度を有するスレーブシステムのバイラテラル制御方法を提案し、その安定性を低自由度モデルで考察するとともに実機実験を行い有効性を確認した。

実際のシステム構成でユニラテラル、バイラテラルを選択することは、制御性、操作性だけでなくハードウェアやソフトウェアの構成など、システム全体のエンジニアリングの問題と深くかかわってくる。その場合のマニピュレーションの作業性は、制御上の問題だけではなく、

視覚など力覚以外の感覚フィードバックにより大きく改善される場合が多い。すなわち、テレレジスタンスにおいては、個々の要素技術が互いに補完される関係になるため、システム全体としてのまとまりが重要であると思われる。

今後の課題として、オペレータに対する負荷を軽減するため、遠隔操作に自律的な動作を組み込むなど、さらに作業性の向上を行う研究を行う必要があろう。

謝 辞

本研究を行うに当たり、機械技術研究所バイオロボティクス課々員の方々、(株)安川電機坪井前研究所長には多大な協力をいただいた。ここに感謝の意を表す。

参 考 文 献

- 1) 中野：多関節マニピュレータの機構と制御、計測と制御, Vol.15, No.8, pp.1-8, 1976
- 2) 古田, 小菅：仮想内部モデルに基づくマスタ・スレーブマニピュレータの制御, 計測自動制御学会論文集, Vol.24, No.2, pp.176-182, 1988
- 3) 宮崎, 萩原：バイラテラル・マスタ・スレーブマニピュレータの並列制御方式, 日本ロボット学会誌, Vol.7, No.5, pp.446-452, 1989
- 4) 館, 榊：インピーダンス制御型マスタ・スレーブシステム (I), 日本ロボット学会誌, Vol.8, No.3, pp.241-252, 1990
- 5) N. Hogan : Impedance Control Part I-III, ASME DSMC, Vol.101, pp.1-24, 1985
- 6) 館, 井上他：テレレジスタンスの研究第 24 報, 第 8 回日本ロボット学会学術講演会予稿集, pp.269-272, 1990
- 7) 館, 榊, 荒井他：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, 日本ロボット学会誌, Vol.7, No.3, pp.172-184, 1989
- 8) 平林, 杉本他：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, pp.343-350, 1986
- 9) 古田, 小菅, 横山：ロボットの仮想内部モデル追従制御系, 計測自動制御学会論文集, Vol.24, No.1, pp.55-62, 1988
- 10) 駒田, 村上, 大西：加速度制御に基づく多自由度ロボットの力フィードバック制御, 電気学会論文誌 D, Vol.109-D, No.5, pp.325-332, 1989
- 11) Y. Nakamura, H. Hanafusa, and T. Yoshikawa : Task-Priority Based Redundancy Control of Robot Manipulators, The Int. J. of Robotics Reserch vol. 6, No.2, pp.3-15, 1987
- 12) 新井他：3次元縫製技術の研究, 機械技術研究所報告第 151 号
- 13) 新井, 中野：異自由度マニピュレータ間におけるバイラテラルマスタスレーブ制御, 日本ロボット学会誌, Vol. 4, No.5, pp.480-488, 1986
- 14) 横小路, 吉川：マスタ・スレーブ型遠隔操縦システムの操作性, 計測自動制御学会論文集, Vol.26, No.5, pp.572-579, 1990
- 15) 横小路, 吉川：理想的な筋運動感覚を与えるマスタ・スレーブ制御, 計測自動制御学会論文集, Vol.27, No.1, pp.56-63, 1990
- 16) 前田, 大山, 館：両眼視覚提示系と現実感, 計測自動制

御学会 ヒューマン・インターフェイス 部会報, Vol6,
No.2, 1991, pp.146-151, 1991

付録A.

アームの運動方程式を以下とする.

$$T_a - T_{EX} = i\ddot{\theta} + \tau_L \quad (A1)$$

T_a : アクチュエータ発生トルク

i : アームの慣性

τ_L : 慣性力以外のトルク

(A1) 式の動力学方程式の推定においてモデル誤差 Δi と指令トルクと発生トルクの誤差 ΔT_a が発生した場合, 実際の発生トルクは (A2) 式になる.

$$T_a = \{T_{EX}(1 + I_d/(i + \Delta i)) - B_d\dot{\theta} - K_d\theta\} \cdot (i + \Delta i)/I_d + \Delta T_a \quad (A2)$$

そのとき実現されるインピーダンスは

$$\begin{aligned} & \theta / (T_{EX} + \Delta T_a) \\ &= 1 / \{I_d s^2 + B_d(1 + \Delta i/i)s + K_d(1 + \Delta i/i)\} \end{aligned} \quad (A3)$$

従って, 発生トルク誤差, パラメータ推定誤差ともに応答特性, 収束位置精度に影響を与えることになる.

一方, ②の方式ではパラメータ変動やトルク外乱の影響は, 運動制御系のループゲインや歯車による減速効果により低く抑えられる. 例えば, Fig. A1 のブロック図で表されるような位置制御系で外乱トルクが加わった場合, 位置制御系の応答特性は (A4) 式の伝達関数で表され最終位置はループゲインに応じた速さで指令値に収束する.

$$\theta / \tau_L = Ts / \{Ts^3 + KvTs^2 + Kv(Kp+1)s + KvKp\} \quad (A4)$$

- ここで, Kv : 速度制御系ループゲイン
- Kp : 位置制御系ループゲイン
- T : 速度制御系の積分定数
- τ_L : 外乱トルク

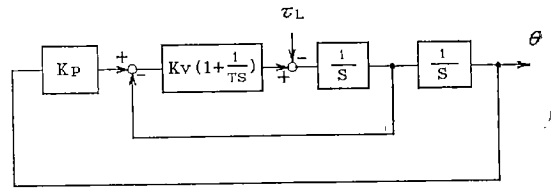


Fig. A1 Block diagram for analysis of disturbance

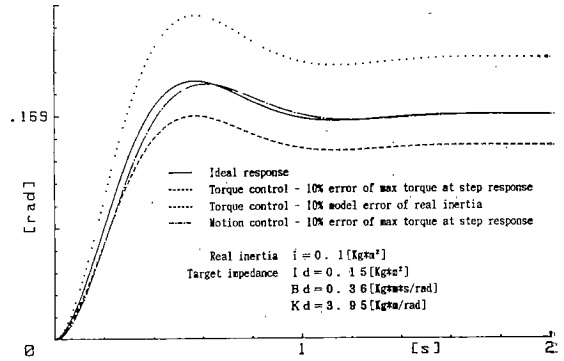


Fig. A2 Simulation result of impedance control

運動制御型において, 目標インピーダンスの応答特性に最も影響を与える要因は, 内部ループの運動制御系のサーボ遅れである. ところが, 一般的には, 位置制御系の定数は, 目標インピーダンスより十分速い応答が得られるように設定されるため, インピーダンス制御系の応答にはほとんど影響を与えない.

Fig. A2 にトルク外乱とパラメータ誤差の影響のシミュレーション結果を示す. この結果は, 動力学方式の推定が十分行えず, トルク外乱の発生する場合には, トルク制御型に比べて運動制御型がそれらの影響を受けにくいことを示している.



井上康之 (Yasuyuki INOUE)

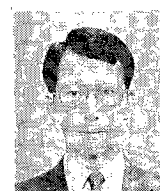
1958年4月27日生. 1982年早稲田大学理工学部電気工学科卒業. 同年(株)安川電機入社. 1989年から90年通産省工業技術院機械技術研究所研修員. 現在安川電機つくば研究所在籍, 電動機制御, マニピュレータ制御などの研究に従事. 電気学.
(日本ロボット学会正会員)



館 瞳 (Susumu TACHI)

1946年1月1日生. 1968年東京大学工学部計数工学科卒業. 1973年同大学院工学系研究科博士課程修了. 工学博士. 同年より東京大学助手, 通産省機械技術研究所主任研究官, バイオロボティクス課長, 東京大学助教授などを経て, 1992年東京大学先

端科学技術研究センター教授に就任, 現在に至る. 1979年から1980年米国マサチューセッツ工科大学 (MIT) 客員研究員. バイセクトルを用いる信号処理, 盲導犬ロボット, テレグジスタンスなどの研究を行う. IEEE/EMBS 学会賞, 通産産業大臣賞研究業務優秀者表彰などを受賞. IMEKO TC 17 (Robotics) 議長. SICEフェロー. (日本ロボット学会正会員)



荒井裕彦 (Hirohiko ARAI)

1959年7月9日生. 昭1982年東京大学工学部計数工学科卒業. 同年本田技研工業(株)入社. 1984年通産省工業技術院機械技術研究所入所. 現在ロボット工学部バイオロボティクス課研究員. マニピュレータの動的制御, テレグジスタンスなどの研究に従事. 1991年日本ロボット学会技術賞受賞, 計測自動制御学会, 日本機械学会, IEEE の会員.
(日本ロボット学会正会員)