

〔原著論文〕

# 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

荒井 裕彦\* 館 暲\*

マニピュレータを人力で操作する場合、慣性力・摩擦力・重力等による操作抵抗を軽減する必要がある。本論文では、直接駆動マニピュレータにおいてモータを用いて操作力を補助する能動的力補助、及びそのための操作力検出について述べる。この方法は、モータ電流によるモータトルク検出と内界センサ（タコジェネレータ等）による回転検出との組み合わせによって操作力を検出し、[力センサを必要としない、また力補助システムのいくつかの構成法について述べ、実験によって力補助の効果を示す。

## 1. はじめに

マニピュレータの操作方法の一つとして、操作者がマニピュレータに直接手を添え、力を加えることによってマニピュレータを動かす場合がしばしばある。例えば、産業用ロボット、特に塗装・溶接ロボット等では、ダイレクトティーチングと称して操作者がアーム先端のガン等を直接持って動かすことによって作業の教示を行うことがある。また、遠隔作業用のマスタスレーブ方式マニピュレータにおいては、操作者がマスタアームを人力で動かすことによって、作業環境下のスレーブアームを操作する。

このようなマニピュレータの使い方においては、アームの慣性力・摩擦力・重力等により必要な操作力が大きくなり、スムーズな作業の妨げになる。そこで、操作者が小さな力を加えただけでアームを軽く動かせるように、操作者が負担する力を補助することが必要である。市販の産業用ロボットでは、電磁クラッチでモータを切り離し、バランスウェイトやスプリングによって主に重力を補償する受動的力補助が行なわれている。しかしこの方法では慣性力や摩擦力は軽減できず、バランスウェイトを用いると慣性力はかえって増加する。マスタスレーブマニピュレータのマスタアームには、モータによる重力補償を行なっているものもあるが、慣性力・摩擦力の補償は行なわれていない。

またこの他に、アーム先端に力センサを設けて操作力を検出し、それに基づいてアクチュエータによる能動的

力補助を行う方法もある<sup>1)</sup>。操作力の検出にセンサを用いるのは最も直接的で簡便ではあるが、次のようないくつかの問題点が生ずる。

- 1) 力センサには現在一般に歪ゲージが用いられているが、得られる信号が微弱で環境に影響されやすく、動作の安定性・信頼性に問題がある。
- 2) 複数軸方向の力を検出する場合、センサの構造が複雑になり、信号を各軸方向に分離するために変換計算が必要である。
- 3) 従来のエンコーダ・タコジェネレータ等の内界センサ信号系の他に、新たに力センサ信号系をつけ加えることになり、そのままコスト増につながる。
- 4) 力センサがアーム先端に取り付けられる場合、力検出は局所的であり、アーム中間部での干渉、衝突は検出できない。

以上の理由から、精密組み立て作業のような高い精度の力検出を必要としない能動的力補助では、力センサの利用はあまり有利な方法ではないように思われる。

従来のマニピュレータにも必ず備えられている、エンコーダ・タコジェネレータ等の内界センサ構成のみを用いて操作力の検出が可能になれば、非常に有効な方法になると考えられる。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を用いる井上・黒野の方法<sup>2)3)</sup>、それに動的補償を加えた内山の方法<sup>4)</sup>が既に発表されている。動的補償を考えた内山の方法は原理的には力補助にも適用可能ではあるが、サーボ剛性に対抗する、モータトルクとは逆向きの外力に着目しており力補助の観点は含まない。また実験装置の点でも、減速器式マニピュレータによるため、力補助が可

原稿受付 1985年5月21日

\* 機械技術研究所 ロボティクス部

能な程度の検出特性は得られていない。

近年、マニピュレータの高速化・高精度化の要求から、モータと関節との間に減速器を介さない直接駆動方式のマニピュレータに関する研究が盛んになっている<sup>5)6)</sup>。産業用ロボットへの応用例<sup>7)</sup>も発表されていて、この方式の普及の兆がみられる。本研究では、このような直接駆動マニピュレータにおいて、内界センサ構成のみで能動的力補助を行うための方法について論じ、実験によって力補助の効果を示す。この方法では、モータ電流により関節トルクを直接検出し、それにタコジェネレータ等の内界センサ信号による動的トルク補償を加えることにより外力を検出する。直接駆動方式の採用により、モータの駆動トルクと同じ方向の外力も含めて、力補助には十分な精度で外力が検出できる。また、検出された操作力をもとに電流によりトルクを直接制御することによって、シンプルで応答性のよい能動的力補助システムが構成できる。

## 2. 操作力の検出

### 2.1 減速器方式と直接駆動方式の比較

操作力検出を考えるにあたって、まず従来の減速器を用いたマニピュレータと直接駆動マニピュレータの比較を行う。内界センサによる情報のみから操作力成分を抽出するには、アームの力学モデルに基づく補償計算が必要である。

減速器方式では、モータ回転子とアームが、減速器に含まれるバックラッシュ要素・ばね要素によって結合されているため、モータ回転子の変位とアームの変位は一致しない。また、モータ回転子による慣性、減速器やモータ整流子で発生する摩擦は、通常アーム自体の慣性、摩擦と比較して無視できない程度の値となるため、モータトルクとアームに加えられる駆動トルクは一致しない。

このように複雑なモデルを用いても、それから形式的に操作力を求めることはできる。しかしその際にバックラッシュ要素・ばね要素に起因する時間遅れが生ずる。しかもこのモデルにはバックラッシュや摩擦等の変動幅

の大きな未知パラメータが含まれており、求められる操作力の値がその中に埋もれてしまう恐れがある。

それに対して直接駆動方式では、モータ回転子とアームが直結されているため、モータ回転子の変位がそのままアームの変位を表わし、モータトルクがそのままアームに加えられる。摩擦もモータとアームのパラメータの和の形で扱える。これによりモデルは格段に簡潔なものになる。また減速器において生ずる大きな摩擦もない。摩擦の値自体が小さいため未知パラメータの影響も少ない。

以上のような比較から、直接駆動方式では減速器方式よりもはるかに容易に力センサを用いない操作力検出・力補助の実現が期待できる。

### 2.2 操作力検出の方法

操作力検出は基本的に次のような考え方に基づく。まず、エンコーダ・タコジェネレータ等の内界センサによってマニピュレータの運動状態を知り、その状態を引き起こすために関節に作用しているトルクを推定する。次にモータ電流からモータによる駆動トルクを求める。両者の差を取り、それを操作力に起因するトルクとみなす。

最初に、単一軸の直接駆動マニピュレータについて考える。関節に作用するトルクと関節の運動状態との間には、次のような関係が成立する。

$$T_m(I) + T_0 = J\ddot{\theta} + F_b\dot{\theta} + F_c + g(\theta) \quad (1)$$

ただし、

$\theta$  : モータ回転角

$I$  : モータ電流

$T_m(I)$  : モータ駆動トルク

$T_0$  : 操作力に起因するトルク

$J$  : モータとアームの慣性モーメントの和

$F_b$  : 粘性摩擦係数

$F_c$  : クーロン摩擦

$g(\theta)$  : 重力等のポテンシャルによるトルク

直流モータではモータ駆動トルク  $T_m(I)$  はトルク定数を  $K_t$  とすると、次のように表わされる。

$$T_m(I) = K_t \cdot I \quad (2)$$

また、クーロン摩擦  $F_c$  はクーロン静止摩擦とクーロン動摩擦に場合分けできる。クーロン静止摩擦はモータが停止している時、すなわち  $\dot{\theta} = 0$  の時の摩擦トルクである。静止摩擦はモータが動き出す瞬間の最大値のみが決まっており、それ以下では関節に作用する他のトルクの和と釣り合う値を示す。  $\dot{\theta} \neq 0$  の時のクーロン動摩擦は、回転方向で符号が定まる大きさ一定の摩擦トルクであり、

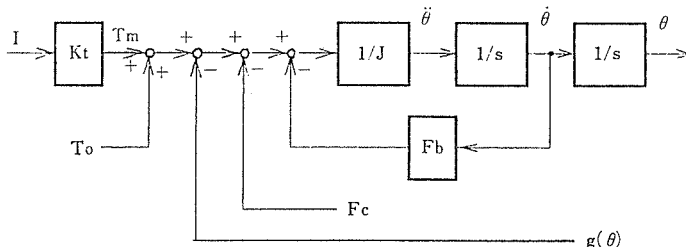


Fig. 1 Block diagram of the control system

$$\begin{cases} F_c = F_{dyn}(\dot{\theta} > 0) \\ F_c = -F_{dyn}(\dot{\theta} < 0) \end{cases} \quad (F_{dyn} \text{ は定数}) \quad (3)$$

と表わされる。以上のシステムのブロック線図を Fig. 1 に示す。

(1) 式より次の関係が得られる。

$$T_o = J\ddot{\theta} + F_b\dot{\theta} + F_c + g(\theta) - T_m(I) \quad (4)$$

(4) 式の右辺のうち、 $\dot{\theta}=0$  の時の  $F_c$  (クーロン静止摩擦) を除いた項はすべて  $\theta, \dot{\theta}, \ddot{\theta}, I$  の関数として表わせる。 $\theta, \dot{\theta}, \ddot{\theta}, I$  は実測可能である。またこれらの関数に含まれるパラメータも実測または設計データから同定できる。

こうして得られたパラメータないし関数に  $\wedge$  をつけて表わすと、操作力の検出値  $T_o$  は、

$$\hat{T}_o = \hat{J}\ddot{\theta} + \hat{F}_b\dot{\theta} + \hat{F}_c + \hat{g}(\theta) - \hat{T}_m(I) \quad (5)$$

検出システムのブロック線図を Fig. 2 に示す。

多軸マニピュレータの場合、他の軸における慣性トルクの影響や、コリオリ力・遠心力等の干渉トルクの影響が表われる。軸数  $n$  の場合、第  $i$  軸の操作力トルクの検出値  $\hat{T}_{oi}$  は次のような形で求められる。

$$\begin{aligned} \hat{T}_{oi} = & \sum_{j=1}^n \hat{J}_{ij}(\theta) \ddot{\theta}_j + \sum_{j=1}^n \sum_{k=1}^n \hat{D}_{ijk}(\theta) \dot{\theta}_j \dot{\theta}_k + \hat{F}_{bi} \dot{\theta}_i \\ & + \hat{F}_{ci} + \hat{g}_i(\theta) - \hat{T}_{mi}(I_i) \end{aligned} \quad (6)$$

ただし、

$$\theta = (\theta_1, \dots, \theta_n)$$

$\theta_i$ : 第  $i$  軸の回転角

$I_i$ : " モータ電流

$J_{ij}(\theta)$ : 第  $i$  軸の第  $j$  軸に対する有効慣性モーメント

$D_{ijk}(\theta)$ : 第  $j, k$  軸の第  $i$  軸に対する干渉トルク係数

$g_i(\theta)$ : 重力等のポテンシャルトルク

$F_{bi}$ : 第  $i$  軸の粘性摩擦係数

$F_{ci}$ : " クーロン摩擦

$T_{mi}(I_i)$ : " モータ駆動トルク

第1項の慣性項、第2項の干渉項、第5項の重力項はアームの動特性を表わす運動方程式から求めることができる。

### 2.3 カセンサ方式との比較

さて、ここで提案する操作力検出の方法と、力センサを用いる従来の方法とを比較する。

(6) 式において、操作力は関節に作用するトルクの形で求められる。後述の能動的力補助ではマニピュレー

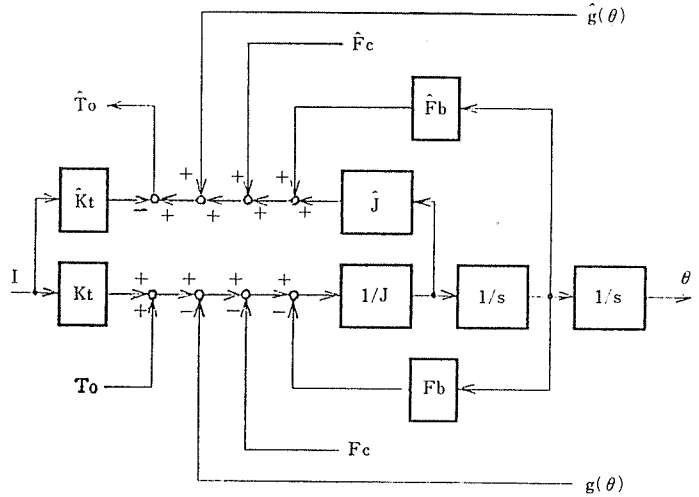


Fig. 2 Block diagram of the torque detection system

タ先端に作用する操作力の値自体を必要としないため、操作力トルクの値がいったん求められれば、それをそのまま制御に用いることができる。計算の手間としては(6)式からわかるように通常の位置決め制御におけるフィードフォワード動的トルク補償と同程度の計算になる。本方法では検出プロセスに計算が不可欠であるが、力センサを用いた方法でも計算は必要である。能動的力補助のために簡単な力フィードバック方式を採用したとしても、センサ座標系から関節座標系への座標変換の計算は少なくとも必要であり、さらに動的補償も行おうとすれば、計算の手間はかえって本方式より多くなる。

(6) 式右辺の第1~4項は、通常の位置決め制御におけるフィードフォワード補償項の計算と同じ形のものである。最近のマニピュレータにおいては、さらに高速化・高精度化をめざすため、フィードフォワード補償を併用するケースが多い<sup>6)</sup>。そのためのアルゴリズムや専用プロセッサを備えたマニピュレータにおいては、位置決めのための目標値の代わりに実際に計測された値をそこに入力すれば、それらを容易に操作力検出に流用でき、コントローラ側でも新たなハードウェア・ソフトウェア上の追加点が少なく済む。

また、本方法では操作力検出が各関節で行なわれているため、アーム中間の関節での干渉・衝突や(6)式に含まれるパラメータと実際のパラメータの食い違い等も検知できる。能動的力補助の場合、これらが操作力として検出されればそれにならったトルク制御が行なわれるため、マニピュレータに無理な力がかからないという特長をもつ。これらはアーム先端の力センサでは検出不可能である。

### 2.4 検出の条件と実現可能性

次に(6)式の右辺の各量が計算または実測によって得られることを示す。(6)式によって検出が可能であるための条件は次の3つである。

- 1) 各項のトルク成分を求めるための  $\int_{ij}(\theta)$ ,  $\hat{D}_{ijk}(\theta)$ ,  $\hat{\theta}_i(\theta)$  等の関数の形が、実際のトルク成分を正確に表わせるものになっていること。
- 2) 関数に含まれるパラメータが正しく同定されていること。
- 3) 変数  $\theta$ ,  $\dot{\theta}$ ,  $\ddot{\theta}$ ,  $I_i$  等がリアルタイムで正確に計測できること。

まず1), 2)に関して考える。(6)式右辺第1項の慣性項, 第2項の干渉項, 第5項のポテンシャル項は, アームの物理的配置から力学法則に基づいて正確に関数の形を定めることができる。またこれらが含むパラメータは, リンクの寸法, 質量配分等から正確に計算できる。第6項のモータトルクが(2)式の通りに発生しているかどうかはモータの性能による。しかし直接駆動マニピュレータ用のモータは, 概して線形性が良好でトルクリップルも数パーセント程度に抑えられているものが多い。第3項, 第4項の摩擦項は主にモータ・タコジェネレータのブラシ摩擦に起因する。(6)式のうちで最も求めにくく, 不安定な部分がこの摩擦項であると考えられる。とはいえ直接駆動マニピュレータはもともと低摩擦を特長としており, 操作力検出への影響は少ない。一般にブラシ摩擦はモータ定格トルクの7~8%程度であり, 今後, モータや回転センサのブラシレス化によって摩擦の影響はさらに少なくなると思われる<sup>9)</sup>。

次に3)変数の計測精度について考える。回転角 $\theta$ はロータリーエンコーダ等で正確に計測できる。角速度 $\dot{\theta}$ , 角加速度 $\ddot{\theta}$ はタコジェネレータから得られるが, 回転が低速であるためリップルの影響が生ずる。しかし直接駆動マニピュレータ用に各種の高精度回転検出デバイスが開発されており<sup>9)</sup>, それらを用いれば改善が期待できる。モータ電流は容易に検出できるが, PWM制御を行っている場合, 強い高周波成分をカットしなくてはならない。内部電流フィードバックによる電流制御型サーボアンプでは追従性・線形性が良いため, 出力電流値が入力電圧値に比例するとみなせる。その場合モータ電流値の代わりにアンプの入力電圧値を使えば, PWM制御の搬送波による高周波ノイズを捨てる恐れもなくなる。

## 3. 操作力の補助

### 3.1 一定ゲイン方式

2.の方法で検出された操作力トルク $T_0$ をもとに能動的力補助を行う。まず, 再び単一軸マニピュレータに

戻って考える。能動的力補助とは, (1)式の関係

$$T_m(I) + T_0 = J\ddot{\theta} + F_b\dot{\theta} + F_c + g(\theta)$$

において操作力トルク $T_0$ の効果が大きく現われるようにモータ駆動トルク $T_m(I)$ を制御することである。

(5)式から得られた操作力トルク検出値 $T_0$ を用いて,

$$T_m(I) = (G-1)\hat{T}_0 + \hat{g}(\theta) \quad (7)$$

とおけば,

$$(G-1)\hat{T}_0 + T_0 = J\ddot{\theta} + F_b\dot{\theta} + F_c + g(\theta) - \hat{g}(\theta) \quad (8)$$

$\hat{T}_0 \equiv T_0$ ,  $\hat{g}(\theta) \equiv g(\theta)$  とすれば,

$$GT_0 \equiv J\ddot{\theta} + F_b\dot{\theta} + F_c \quad (9)$$

より, あたかも操作力トルクが $G$ 倍, 重力トルクがゼロになったかのような効果が現われる。

$$T_m(I) = K_t K_a V_{in} \quad (10)$$

ただし,

$K_t$ : モータのトルク定数

$K_a$ : サーボアンプの電圧-電流増幅率

$V_{in}$ : サーボアンプの入力電圧

とすると, 入力電圧を,

$$V_{in} = \{(G-1)\hat{T}_0 + \hat{g}(\theta)\} / (\hat{K}_t \hat{K}_a) \quad (11)$$

とすれば(7)式のようなモータ駆動トルクが得られる。

Fig. 3にブロック線図を示す。

操作力トルクの値そのものが不要でない場合, Fig. 3のシステムはもっと簡単な形にまとめられる。

$$\hat{T}_m(I) = \hat{K}_t \hat{K}_a V_{in} \quad (12)$$

とおく。(5), (11), (12)式から $T_0$ を消去すると,

$$V_{in} = \left\{ \left(1 - \frac{1}{G}\right) (J\ddot{\theta} + F_b\dot{\theta} + F_c) + \hat{g}(\theta) \right\} / (\hat{K}_t \hat{K}_a) \quad (13)$$

Fig. 4にブロック線図を示す。これにより電流検出も実質上不要になり, 内界センサ信号のみによって力補助を行うことができる。

多軸マニピュレータの場合, (7)式に相当する式は, (6)式で求められた操作力トルク $\hat{T}_{0i}$ を用いて,

$$T_{mi}(I_i) = (G_i - 1)\hat{T}_{0i} + \hat{g}_i(\theta) \quad (14)$$

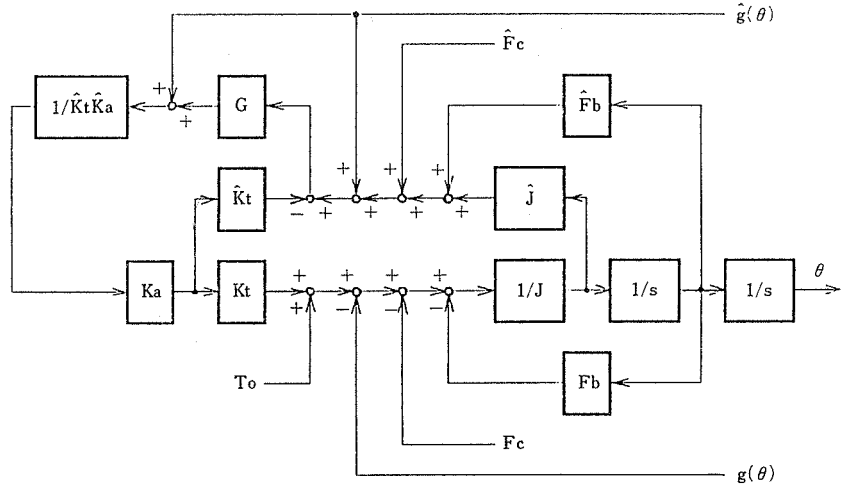
第 $i$ 軸のモータ駆動トルクを上式のように与えれば, 第 $i$ 軸に加えられた操作力トルクが $G_i$ 倍になったような効果が現われる。

### 3.2 可変パラメータ方式

ところで, (1), (10), (13)式から $V_{in}$ を消去すると,

$$\begin{aligned} T_0 = & \left\{ J - \left(1 - \frac{1}{G}\right) \frac{K_t K_a}{\hat{K}_t \hat{K}_a} \right\} \ddot{\theta} \\ & + \left\{ F_b - \left(1 - \frac{1}{G}\right) \frac{K_t K_a}{\hat{K}_t \hat{K}_a} F_b \right\} \dot{\theta} \\ & + \left\{ F_c - \left(1 - \frac{1}{G}\right) \frac{K_t K_a}{\hat{K}_t \hat{K}_a} F_c \right\} \\ & + (g(\theta) - \hat{g}(\theta)) \end{aligned} \quad (15)$$

Fig. 3 Block diagram of the active power assistance system (1)



下線を施した部分は力補助によるものである。したがって上の方法はマニピュレータの慣性モーメントや摩擦係数をみかけ上それだけ減少させるという意味を持っている。3.1の場合その減少率は一様にGの値によって定まるが、それらを独立に変えることを考える。すなわち、

$$T_m(I) = \alpha \hat{f} \ddot{\theta} + \beta \hat{F}_b \dot{\theta} + \gamma \hat{F}_c + \delta \hat{g}(\theta) \quad (16)$$

とおけば、

$$T_0 = (J - \alpha \hat{f}) \ddot{\theta} + (F_b - \beta \hat{F}_b) \dot{\theta} + F_c - \gamma \hat{F}_c + g(\theta) - \delta \hat{g}(\theta) \quad (17)$$

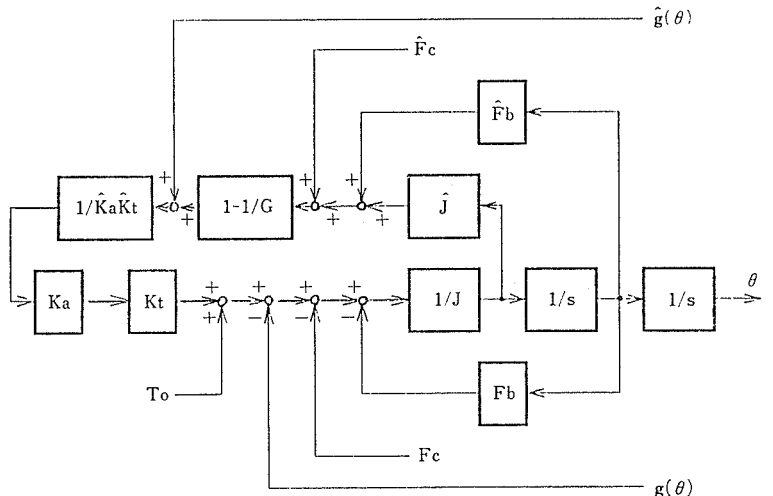
Fig. 5 にブロック線図を示す。マニピュレータの慣性や摩擦を独立に変えることにより、操作感を自由に選べる。また、弱いポテンシャル力をかけておくことによって、手を離しただけでアームが自然に原点位置に戻るようになることも可能である。換言すれば、系の運動方程式をフィードバックにより好ましい形に設計しなおせることになる。

多軸マニピュレータの場合、各項の係数は定数ではなく各軸の回転角  $\theta$  の関数になる。((6) 式の  $\hat{J}_{ij}(\theta)$ ,  $\hat{D}'_{ijk}(\theta)$ ,  $\hat{g}'_i(\theta)$ ) そこでこれらの項については、力補助の結果として得ようとする特性を  $\theta$  の関数として表わし、( $J'_{ij}(\theta)$ ,  $D'_{ijk}(\theta)$ ,  $g'_i(\theta)$  とする。) 本来の特性との差をモータにおいて発生する。(16) 式に相当する式は、

$$T_m(I_i) = \sum_{j=1}^n (\hat{J}_{ij}(\theta) - J'_{ij}(\theta)) \ddot{\theta}_j + \sum_{j=1}^n \sum_{k=1}^n (\hat{D}'_{ijk}(\theta) - D'_{ijk}(\theta)) \dot{\theta}_j \dot{\theta}_k + (\hat{g}'_i(\theta) - g'_i(\theta)) + \beta_i \hat{F}_{bi} \dot{\theta}_i + \gamma_i \hat{F}_{ci} \quad (18)$$

この結果、各軸の有効慣性は  $J'_{ij}(\theta)$ 、干渉トルク係数は  $D'_{ijk}(\theta)$ 、重力トルクは  $g'_i(\theta)$ 、粘性摩擦係数は  $(1 - \beta_i) F_{bi}$ 、クーロン摩擦は  $(1 - \gamma_i) F_{ci}$  になったかのような効果が現われる。

Fig. 4 Block diagram of the active power assistance system (2)



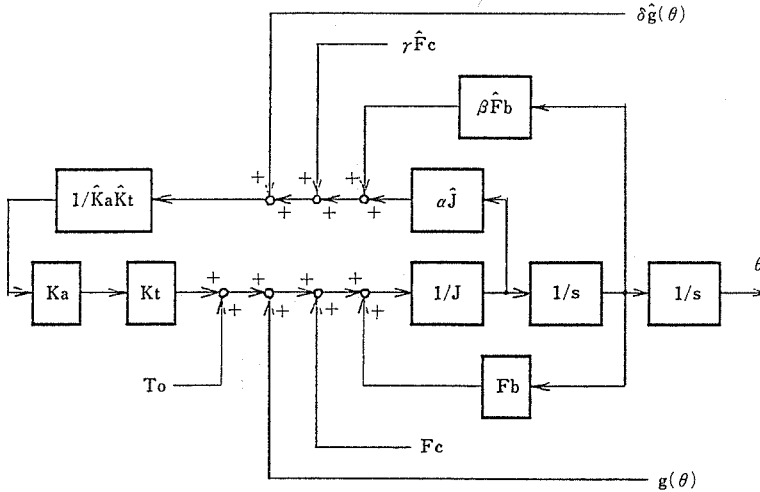


Fig. 5 Block diagram of the active power assistance system (3)

具体的な  $J'_{ij}(\theta)$ ,  $D'_{ijk}(\theta)$ ,  $g'_i(\theta)$  の決め方を以下に述べる。  $\hat{J}_{ij}(\theta)$ ,  $\hat{D}_{ijk}(\theta)$ ,  $\hat{g}_i(\theta)$  は、マニピュレータのラグランジアンを  $L$  として、動特性方程式

$$\hat{J}_{ij}(\theta)\ddot{\theta}_j + \hat{D}_{ijk}(\theta)\dot{\theta}_j\dot{\theta}_k + \hat{g}_i(\theta) = \frac{d}{dt} \frac{\partial L}{\partial \dot{\theta}_i} - \frac{\partial L}{\partial \theta_i} \quad (19)$$

から求められる。これと同様に、このマニピュレータと同じ形状・寸法で各リンクの質量のみが異なる仮想的なマニピュレータを考えれば、そのラグランジアン  $L'$  をもとにした動特性方程式

$$J'_{ij}(\theta)\ddot{\theta}_j + D'_{ijk}(\theta)\dot{\theta}_j\dot{\theta}_k + g'_i(\theta) = \frac{d}{dt} \frac{\partial L'}{\partial \dot{\theta}_i} - \frac{\partial L'}{\partial \theta_i} \quad (20)$$

から  $J'_{ij}(\theta)$ ,  $D'_{ijk}(\theta)$ ,  $g'_i(\theta)$  を求めることができる。これを (18) 式に適用すれば、みかけ上その仮想的なマニピュレータと同じ特性が得られる。リンク  $l$  ( $l=1 \sim n$ ) の質量を元のマニピュレータについては  $M_l$ 、仮想的なマニピュレータについては  $M'_l$  とすると、 $J'_{ij}(\theta)$ ,  $D'_{ijk}(\theta)$ ,  $g'_i(\theta)$  は  $\hat{J}_{ij}(\theta)$ ,  $\hat{D}_{ijk}(\theta)$ ,  $\hat{g}_i(\theta)$  に含まれる  $M_l$  を  $M'_l$  に置き換えたものになる。 $M_l$  は一般に 1 次の係数の形で  $\hat{J}_{ij}(\theta)$ ,  $\hat{D}_{ijk}(\theta)$ ,  $\hat{g}_i(\theta)$  に含まれるので、(18) 式における  $\hat{J}_{ij}(\theta) - J'_{ij}(\theta)$ ,  $\hat{D}_{ijk}(\theta) - D'_{ijk}(\theta)$ ,  $\hat{g}_i(\theta) - g'_i(\theta)$  の各項は  $\hat{J}_{ij}(\theta)$ ,  $\hat{D}_{ijk}(\theta)$ ,  $\hat{g}_i(\theta)$  中の  $M_l$  を  $M_l - M'_l$  に置き換えたものとして得られる。

$J'_{ij}(\theta)$ ,  $D'_{ijk}(\theta)$ ,  $g'_i(\theta)$  のそれぞれについて  $M'_l$  の選び方を変え、 $J'_{ij}(\theta)$  については  $(M_l - M'_l)/M_l = \alpha_l$ 、 $g'_i(\theta)$  については  $(M_l - M'_l)/M_l = \delta_l$  とおけば、1 軸の場合の  $\alpha, \delta$  の選定に準ずることができる。なお  $D'_{ijk}(\theta)$  については、ここで考えている手動操作による比較的動作速度の遅い条件下での干渉項の影響は通常無視できる程度に小さく、場合によっては補償を省くこ

とも可能である。

### 4. 実験

#### 4.1 実験装置の構成と実験の概要

能動的力補助の効果を実際のハードウェアで実験的に確認するため、単一軸マニピュレータに関する実験を行った。実験装置の構成を Fig. 6 に示す。

タコジェネレータによる角速度信号及びそれをアナログ微分回路に通した角加速度信号を A/D 変換器を介して計算機 (PC-9801 F) に取り込む。リップルノイズ等を取り除くため、タコジェネレータ信号はローパスフィルタ (2 次バターワースフィルタ, 10 Hz) を通した。計算機において力補助の計算を行ない、D/A 変換器を介して電流制御型サーボアンプへ制御信号を出力する。言語は C を用い、サンプル間隔は約 0.26 ms である。

効果を調べやすくするため、Fig. 6 のような直接駆動方式のウィッチ ( $r=10$  cm) を用いた。モータの諸元を Table 1 に示す。Z 方向の伸縮がマニピュレータの自由度にあたり、主錘 ( $M=1.0$  kg) がアームの質量に相当する。主錘にはたらく重力・慣性力及びモータの摩擦力をモータの巻き上げ力で補償して力補助を行う。主錘による等価慣性モーメントは  $J=Mr^2$  である。このシステムは等価的にアームの非常に短いマニピュレータになるため慣性モーメントの影響が通常のアーム構成よりも小さくなっているが、低摩擦でバックラッシュ・ばね要素等がない点では、十分直接駆動マニピュレータの性質を持った実験装置になっている。重力によるトルク  $g(\theta)$  は一定であるから、サーボアンプの入力に一定のバイアスをかけることにより重力補償が可能である。

力補助の方法としては (16) 式を用いた。この場合、

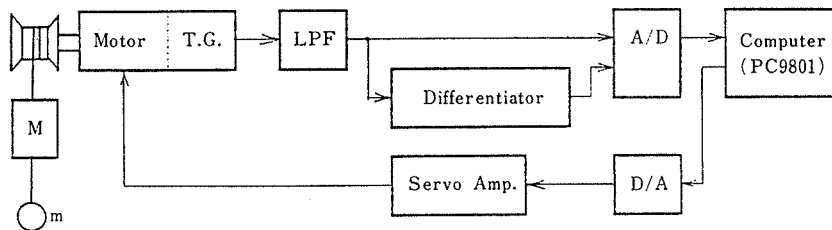


Fig. 6 Experimental system

運動方程式は、

$$T_0 = (1-\alpha)J\ddot{\theta} + (1-\beta)F_b\dot{\theta} + (1-\gamma)F_c + (1-\delta)g(\theta) \quad (21)$$

で近似できる。α, β, γ, δ の値が1に近いほど力補助の効果は大きい。

さて設計上はこれらの値をどのように決めるかが問題となる。(21)式より、

$$\dot{\theta} = \frac{T_0 - (1-\gamma)F_c - (1-\delta)g(\theta)}{(1-\alpha)Js + (1-\beta)F_b} \quad (22)$$

γ, δ を含む項は操作力 T<sub>0</sub> に対して加算的にはたらくから、γ=δ=1 においても問題は生じない。それに対し α, β は分母に含まれるため、α=β=1 とおくと θ が発散し、振動等が起こる恐れがある。そこで α, β については、0 < α, β < 1 の範囲内で適切な値を選ぶ必要がある。

以下の3つの実験により力補助の効果を調べ、設計上のパラメータとしての α, β の値を選びかたを示す。

- 1) ステップ状操作力に対する応答
- 2) 操作力ゼロにおける速度減衰
- 3) 実際の手動操作

#### 4.2 ステップ状操作力に対する応答

まず主錘に補助錘 (m=0.1 kg) を加え、それに働く重力を操作力として主錘を静止状態から引き下げる。その際のモータ回転をタコジェネレータ信号で調べる。主錘の落下加速度は重力加速度より十分小さいため、補助錘による操作力はほぼ一定である。このステップ状の操作力を加えた時の主錘の速度応答によって、操作力をかけ始めた時に現われる力補助の効果が見られる。

時刻 t=0 において θ̇=0 として (21) 式を解くと、

$$\dot{\theta} = \frac{T_0 - (1-\gamma)F_c - (1-\delta)g(\theta)}{(1-\beta)F_b} \left( 1 - e^{-\frac{(1-\beta)F_b}{(1-\alpha)J}t} \right) \quad (23)$$

Fig. 7 は実験結果の速度応答をプロットしたものである。太線は実験結果、細線は (23) 式に基づく理論的応答曲線である。

力補助の効果を調べる基準としては、まず、

- 1) 操作力トルクをかけた瞬間の角速度立ち上がり θ̇<sub>t=0</sub>

Table 1 Specifications of D. D. Motor

Motor Diameter	80.8 mm
Motor Weight	340g
Peak Torque T <sub>p</sub>	11.3 kgf·cm
Peak Current I <sub>p</sub>	9.8A
Torque Sensitivity K <sub>t</sub>	1.15 kgf·cm/A

2) 一定の操作力トルクをかけたときの角速度の収束値 θ̇<sub>t→∞</sub>

の2つを考える。(23)式より、

$$\dot{\theta}_{t=0} = \{T - (1-\gamma)F_c - (1-\delta)g(\theta)\} / \{(1-\alpha)J\} \quad (24)$$

$$\dot{\theta}_{t \rightarrow \infty} = \{T_0 - (1-\gamma)F_c - (1-\delta)g(\theta)\} / \{(1-\beta)F_b\} \quad (25)$$

重力補償のみの場合 (α=β=γ=0, δ=1) は、補助錘による操作力とクーロン摩擦が釣り合い、角速度立ち上がり・角速度収束値ともにほとんど0になる。クーロン動摩擦補償を行った Fig. 7 a) (α=β=0, γ=δ=1) では、角速度立ち上がりは 61 rad/s<sup>2</sup>、角速度収束値は 28 rad/s に改善される。Fig. 7 a) に示すように実際の応答と理論的応答はよく一致している。

粘性摩擦補償を行った Fig. 7 b) (α=0, β=0.5, γ=δ=1) の場合、理論的には (24) 式より角速度立ち上がりは変化せず、(25) 式より角速度収束値は2倍になる。実際の角速度立ち上がりは 61 rad/s<sup>2</sup>、角速度収束値は 58 rad/s でこの結果に近く、応答曲線も理論とよく一致している。粘性摩擦を完全に補償した Fig. 7 c) (α=0, β=γ=δ=1) の場合、角速度は一定値に収束せず、一定角加速度で増加を続ける。実際の応答は 66 rad/s でタコジェネレータ出力が D/A コンバータの飽和値に達しているが、そこまではほぼ直線的な増加を示す。角加速度は 58 rad/s<sup>2</sup> でやはり (24) 式の通りほとんど変化がない。

さらに慣性力補償を行なった Fig. 7 e) (α=0.5, β=γ=δ=1) では、角速度立ち上がりは (24) 式より2倍になる。実際の角速度立ち上がりは 107 rad/s<sup>2</sup> で、理論値にほぼ等しい。

#### 4.3 慣性力抑制の効果

次に補助錘を外して主錘のみとし、操作力ゼロにおける速度減衰特性を調べる。主錘が一定の初速 (60 rad/s)

で落下するように制御しておき、次いで力補助をはたらかせる。その後の速度減衰の様子から、操作力を加えるのを止めた後の慣性力を抑える力補助の効果がわかる。 $t=0$  において  $\dot{\theta}=\omega_0$  として (21) 式を解くと、

$$\dot{\theta}=\omega_0 + \left( \omega_0 + \frac{(1-\gamma)F_c + (1-\delta)g(\theta)}{(1-\beta)F_b} \right) \left( e^{-\frac{(1-\beta)F_b}{(1-\alpha)J}t} - 1 \right) \quad (26)$$

(ただし  $\dot{\theta}>0$ ) Fig. 8 に結果の速度応答を示す。太線は実験結果、細線は (26) 式に基づく理論的応答を表わす。

Fig. 8 a) は重力・クーロン動摩擦を補償した場合 ( $\alpha=\beta=0, \gamma=\delta=1$ ) の応答である。さらに粘性摩擦補償を行った Fig. 8 b) ( $\alpha=0, \beta=0.5, \gamma=\delta=1$ ) をこれ

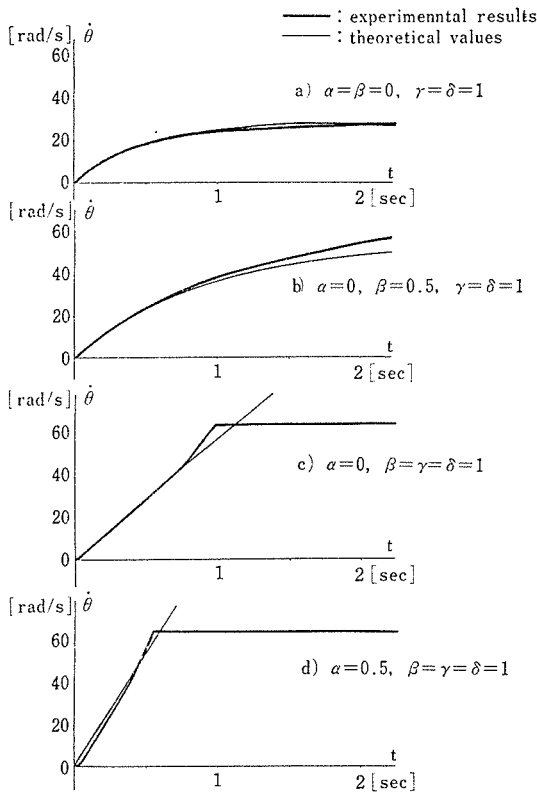


Fig. 7 Effect of the active power assistance (Step response)

- a) gravity/Coulomb friction compensation ( $\alpha=\beta=0, \gamma=\delta=1$ )
- b) gravity/Coulomb friction/viscous friction compensation ( $\alpha=0, \beta=0.5, \gamma=\delta=1$ )
- c) gravity/Coulomb friction/viscous friction compensation ( $\alpha=0, \beta=\gamma=\delta=1$ )
- d) gravity/Coulomb friction/viscous friction/inertia compensation ( $\alpha=0.5, \beta=\gamma=\delta=1$ )

と比べると、角速度の減衰率は b) の方が劣っている。このことは、アームに力を加えるのを止めてもアームがそのまま動き続けることを意味し、慣性力が大きい場合はオーバーシュートにより操作しにくくなる恐れがある。

慣性力補償を行なった Fig. 8 c) ( $\alpha=\beta=0.5, \gamma=\delta=1$ ) では a) と同じ程度の角速度の減衰率が得られており、(26) 式と一致する。これにより慣性力補償を行うと減速時に必要な逆向きの力が小さくなることが確認できた。

#### 4.4 安定性と $\alpha, \beta$ の値の限界

さきにも述べたように (16) 式に基づいて力補助を行う場合、 $\alpha, \beta, \gamma, \delta$  の値が 1 に近づくほど力補助の効果は大きい。 $\gamma, \delta$  については  $\gamma=\delta=1$  としても差しつかえないと述べたが、それは 4.2, 4.3 の実験でも確認された。そこで今度は  $\alpha, \beta$  の値をどこまで 1 に近づけられるかを考える。

慣性力補償のパラメータ  $\alpha$  については、4.2, 4.3 の実験ともに、 $\alpha$  の値を大きくしてゆくと速度応答にオーバーシュートが生ずるようになる (Fig. 9 a), b)).  $\alpha$

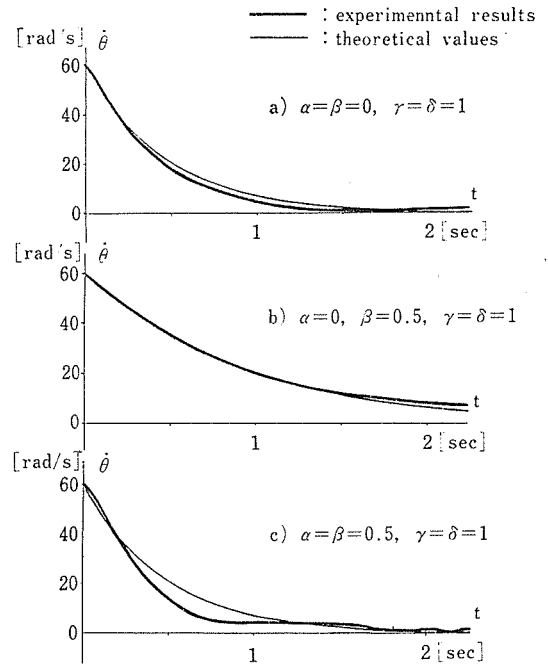


Fig. 8 Effect of the active power assistance (Damping characteristic)

- a) gravity/Coulomb friction compensation ( $\alpha=\beta=0, \gamma=\delta=1$ )
- b) gravity/Coulomb friction/viscous friction compensation ( $\alpha=0, \beta=0.5, \gamma=\delta=1$ )
- c) gravity/Coulomb friction/viscous friction/inertia compensation ( $\alpha=\beta=0.5, \gamma=\delta=1$ )



をさらに1に近づけると最後には振動が起こる (Fig. 9 c), d)).  $\beta$  の値をどのように変えてもこの振動は避けられなかった。振動が起こる限界値は  $\alpha=0.9\sim 0.95$  程度、振動周期は  $0.7\text{ Hz}\sim 1.3\text{ Hz}$  である。 $\alpha=1$  においてこのように振動が起こる原因としては、まず (22) 式の積分要素の係数が0に近くなるため系が不安定になっていること、アナログ処理部・サーボンプの飽和等により非線形性が持ち込まれること、慣性力補償を与えるための角加速度信号がローパスフィルタによる位相ずれを含んでいること等が考えられる。モータ制御系の線形性や角速度信号の検出法の改善により  $\alpha$  の値をさらに1に近づけることも可能と思われるが、 $\alpha=1$  では非常に大きい加速度が要求される場合も起こり得るため、モータや機構部に無理がかからない程度に  $\alpha$  の値を設定する必要があるだろう。

粘性摩擦補償のパラメータ  $\beta$  については、すでに 4.2 の実験において  $\beta=1$  としても角速度の安定した増加を示すことが確かめられている。4.3 の実験では  $\beta=1$  とすると角速度の減衰がなくなり初速のまま落下を続けるが、角速度そのものは安定している。これらは  $\alpha$  を  $0\sim 0.8$  程度の範囲で変化させても同様の結果が得られる。以上のように  $\beta=1$  とおくことは物理的にも可能である。減衰項がなくなるためにアームから手を放しても自然には止まらなくなるので実際の応用ではその対策が必要と

思われるが、それ自体が原因で振動等が生ずることはない。

4.5 実際の手動操作

以上のような、能動的力補助の効果を定量的に調べる実験の他に、主錘を直接手で持って上下に動かすことにより操作感を調べる実験を行なった。重力補償のみを行なった場合と比較して、慣性力・粘性摩擦力・クーロン摩擦力・重力のすべての項について補償を行なった場合は、加減速操作・定速操作のいずれも小さな力で可能であった。

$\gamma=\delta=1$  として、 $\alpha, \beta$  の値を様々に変えて操作感を調べると、やはり  $\alpha, \beta$  が1に近づくと操作感は軽くなる。慣性力補償のパラメータ  $\alpha$  の限界としては、 $\alpha=0.85$  程度までは安定した操作が可能であった。 $\alpha=0.9$  以上になると、主錘を動かしている間は安定しているのだが、止めようとするときオーバーシュートと振動が生じて操作しにくくなる。 $\alpha=0.85$  の場合も 4.4 の実験ではかなり大きいオーバーシュートが見られるのだが、手動操作ではそれは余り感じられなかった。その原因として、まず主錘の質量に手の質量が加わって実質的な  $\alpha$  の値が下がること、また人間の手動操作は単に一方に一定の力を加える力制御ではなく、力を調節しながらの位置制御も兼ねていること等が考えられる。

粘性摩擦補償のパラメータ  $\beta$  については、 $\beta=1$  とお

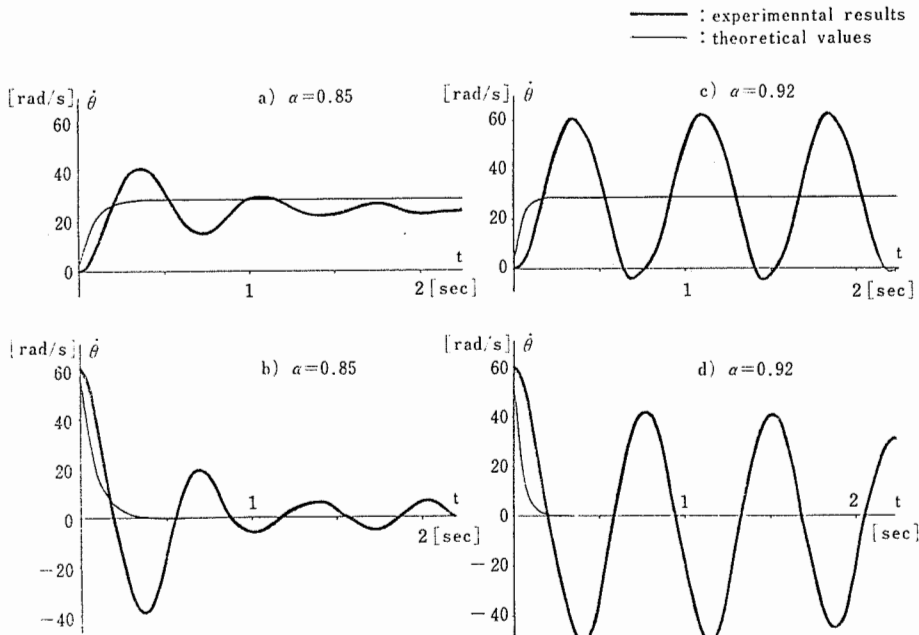


Fig. 9 Overshoot and hunting with excessive inertia compensation  
 a) step response ( $\alpha=0.85$ )    b) damping characteristic ( $\alpha=0.85$ )  
 c) step response ( $\alpha=0.92$ )    d) damping characteristic ( $\alpha=0.92$ )  
 ( $\beta=0, \gamma=\delta=1$ )

いても問題なく軽快な操作が可能である。ただし、位置決めを行う場合は減衰項を残して  $\beta=0.8$  程度に設定する方が、主錘を容易に止めることができた操作性が良好である。

## 5. ま と め

本研究では直接駆動マニピュレータにおいて特別のセンサを用いず、タコジェネレータ等の内界センサのみを用いて操作力検出及び能動的力補助を行う方法を提案し、単一軸マニピュレータについて実験により提案した力補助の有効性を確認した。

また、試作した単一軸ハードウェアを用いた実験により、

- 1) 慣性項については 85% 程度まで補償して取り去ることが可能である、
  - 2) 粘性摩擦補償は 100% 行うことが可能であるが、位置決めを行う場合には 80% 程度の補償の方が使いやすい、
  - 3) クーロン動摩擦・重力は 100% の補償が可能である、
- 等の結果が得られ、この種のシステムの設計上の指針となるデータが得られた。

今後の研究の課題としては、

- 1) 回転検出デバイスの高精度化、
- 2) 摩擦等のパラメータの確実な同定方法、
- 3) 複数軸の力補助における各軸のバランス、

等があげられる。

本研究で得られた結果は、物理的にはある一定の運動方程式で記述される系の特性をフィードバックを行うことにより見かけ上種々の特性を持つ別のシステムに設計

しなおせるということを意味しており、広い応用が可能である。

最後に、日頃お世話頂いている機械技術研究所阿部稔ロボティクス部長、藤川昭雄前感覚機構課長（現在国際ロボット FA 技術センター）と遠隔制御課、感覚機構課諸氏に深く感謝の意を表する。

## 参 考 文 献

- 1) 平井ほか：“パワーアシスト形操作機構の開発”，第 22 回計測自動制御学会学術講演会予稿集，pp. 547-548, 1983
- 2) 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
- 3) 黒野：“一対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
- 4) 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
- 5) 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
- 6) 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
- 7) 桑原ほか：“6 自由度垂直多関節形直接駆動ロボット”，第 2 回日本ロボット学会学術講演会予稿集，pp. 21-22, 1984
- 8) 津田・竹下：“AC サーボモータのダイレクトドライブマニピュレータへの応用”，機械設計，Vol. 28, No. 7, pp. 56-60, 1984
- 9) 小野ほか：“ダイレクト・ドライブロボット用高分解能ロータリーエンコーダ”，第 23 回計測自動制御学会学術講演会予稿集，pp. 557-558, 1984
- 10) 藤田・井上：“力覚信号の処理に関する研究”，第 1 回日本ロボット学会学術講演会予稿集，pp. 151-152, 1983
- 11) 内山ほか：“ロボット手先 6 軸力のダイナミックセンシング”，第 2 回日本ロボット学会学術講演会予稿集，pp. 137-138, 1984



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）



館 暲 (Susumu TACHI)

昭和 21 年 1 月 1 日誕生。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修了。工学博士。同年同大工学部助手，50 年通産省工業技術院機械技術研究所に移り，現在ロボティクス部遠隔制御課長。バイスペクトルなどの統計的信号処理，電気刺激による情報伝達，盲導犬ロボット，テレビジョンスタンスなどの研究を行う。54 年～55 年，マサチューセッツ工科大学 (MIT) 客員研究員。58 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)

---

## Handling Force Detection and Active Power Assistance in Human Handling of Direct Drive Manipulator\*

Hirohiko ARAI\*\* Susumu TACHI\*\*

---

### ABSTRACT

When a manipulator is handled with human force, it is necessary to reduce reaction force caused by inertia, friction, gravity, etc. This paper describes an active power assistance system for a direct-drive manipulator, which assists handling force with motor, and force detection system for that purpose. This method detect handling force by combination of motor-torque detection with motor-current and rotation detection with internal sensors (tacho-generator etc.). It does not need special force sensors. Some configurations of power assistance system are also shown. Effectiveness of the proposed method is demonstrated by feasibility experiments.

**Key words:** Human handling of a manipulator, Reaction force, Force detection, Active power assistance, Direct-drive manipulator

---

\* Received May 21, 1985

\*\* Robotics Department, Mechanical Engineering Laboratory