力センサを用いない 位置と力のハイブリッド制御

大 石 潔* 宮 崎 勝** 藤 田 昌 弘**

Hybrid Position and Force Control without Force Sensor

Kiyoshi OHISHI* Masaru MIYAZAKI** Masahiro FUJITA**

Generally, a hybrid control is realized by sensor signal feedback of position and force. However, some robot manipulators do not have a force sensor due to the environment of robot manipulator. Moreover, a precise force sensor is very expensive. In order to overcome these problems, this paper proposes the estimation system of reaction force without using a force sensor. This force estimation system consists of the torque observer and the inverse dynamics calculation. Using both this force estimation system and H^∞ acceleration controller, this paper realizes the hybrid control of position and force without force sensor. H^∞ acceleration controller is based on H^∞ control theory, and it takes account of the frequency characteristics of both sensor noise effect and disturbance rejection. The experimental results in this paper illustrate the fine hybrid control of the tested three-degrees-of-freedom DD robot manipulator without force sensor.

Key Words : Force estimation, Hybrid control, H^∞ Control theory, Torque observer, Acceleration control

1. ま え が き

ロボットマニピュレータに組立作業などの環境との接触を伴う動作をさせる場合、位置制御のみで高性能な制御を行うことは困難である。しかしながら、マニピュレータと環境との接触力を検知し、位置と力のハイブリッド制御ができれば、制御性能を向上させることができる^{1)~4)}。このような制御を高速で正確に行わせるために、外乱オブザーバやモデル追従加速度制御系などの加速度コントローラを用いる手法が提案され、その有効性が立証されてきた^{5),6)}。さらに、この加速度コントローラに対して、観測ノイズに対するロバスト安定性と外乱抑圧特性の両者を考慮するために、 H^∞ 制御理論の混合感度問題を用いて設計する方法が提案され、ロバストなモー

ション制御に有効であることが示された⁷⁾。これらのロバスト加速度コントローラに基づくモーション制御は、複雑な逆動力学計算を行わずに様々な外乱やパラメータ変動を瞬時に補償し、逆キネマティクスの計算だけで高速なモーション制御を実現することができる。

次に、力制御を行う場合、一般に力センサを用いている。しかしながら、マニピュレータに力センサを装着することは、マニピュレータの剛性上の問題や作業環境上の条件から困難な場合がある。そのため、マニピュレータが環境に印加した力を推定し、その推定値を力センサの信号の代わりにフィードバックして、力センサを必要としない力制御系を構成する方法が提案された^{8),9)}。この力推定機構は、トルクオブザーバに基づく逆動力学計算によって構成され、そのときの逆動力学計算は力推定演算だけに用いられている。この他に、位置センサの信号を疑似微分することにより、速度、加速度信号を生成し、逆動力学計算によって外力を算定する手法も提案さ

原稿受付 1992 年 10 月 28 日

* 長岡技術科学大学

** 大阪工業大学

れている¹⁰⁾。両者の考え方は基本的に同じである。これに対して、逆動力計算を力推定演算だけでなくマニピュレータのモーション制御まで用いる手法もある¹¹⁾。しかしながら、これは制御構造は簡単であるが、モーション制御のロバスト性とマニピュレータの各軸間の非干渉性の両者に不安を残している。

本論文では、 H^∞ 加速度コントローラとセンサレス力制御系を多関節マニピュレータのモーション制御に拡張させ、力センサを用いない位置と力のハイブリッド制御系を提案する。 H^∞ 加速度コントローラをモーション制御に使用し、力の推定だけにトルクオブザーバに基づく逆動力計算を用いると、モーション制御則と力推定則は分離される。すなわち、加速度指令に基づくモーション制御は相補感度関数の範囲内でロバストに維持されることになる。また、力推定では慣性行列内の非線形項も考慮するので、線形な力制御も力推定の応答周波数範囲内で構成できることになる。さらに本論文では、トルクオブザーバを用いたロボットマニピュレータのパラメータの同定方法について述べ、同定・設計・制御を通じて、いっさい力センサを用いないハイブリッド制御を実現する。

2. H^∞ 加速度コントローラを用いたハイブリッド制御系

ロボットマニピュレータの各関節に設置されるアクチュエータには、その動作時に摩擦力や重力等の外力が加わる。これらの影響を瞬時に抑圧して、高速で正確なモーション制御を実現する加速度コントローラとして H^∞ 加速度コントローラがある^{7), 12)}。

H^∞ 加速度コントローラは Fig. 1 のように構成される。ここで $K(s)$ は H^∞ 制御理論の混合感度問題を解いて得られる補償器である。この制御系における加速度指令 $\dot{\omega}^{cmd}$ から位置 θ までの伝達関数は (1) 式となり、外乱 d から位置 θ までの伝達関数は (2) 式ようになる。この加速度制御系では、相補感度関数 $T(s)$ で表される周波数範囲において、加速度制御が成立している⁷⁾。

Fig. 1 Schematic diagram of H^∞ acceleration controller

$$\frac{\theta}{\dot{\omega}^{cmd}} = \frac{P(s)K(s)}{1+P(s)K(s)} \cdot \frac{1}{s^2} = T(s) \cdot \frac{1}{s^2} \quad (1)$$

$$\frac{\theta}{d} = \frac{1}{1+P(s)K(s)} = S(s) \quad (2)$$

H^∞ 加速度コントローラを用いて、多関節ロボットマニピュレータの位置と力のハイブリッド制御系を位置センサと力センサの2つの信号をフィードバックして構成すると、Fig. 2 のようになる^{5), 6)}。Fig. 2 において、直交座標での位置 P 、速度 $\dot{P}$ 、加速度 $\ddot{P}$ と関節座標の位置 θ 、角速度 ω 、角加速度 $\dot{\omega}$ との関係式は (3) 式から (5) 式となる。また、加速度指令 $\ddot{P}^{cmd}$ から角加速度指令 $\dot{\omega}^{cmd}$ への変換式は (6) 式のようにになる。求められた $\dot{\omega}^{cmd}$ を、各関節座標空間に設置された H^∞ 加速度コントローラに入力する構造となっている。そのため、このハイブリッド制御系はロバストな制御を実現することができる。ここで、 J はヤコビアンを表し、 J^{-1} はその逆行列を表す。 M_0 は力制御の仮想質量行列である。 H は位置制御と力制御の選択対角行列を表し、その対角要素が1の方向は位置制御を行い、0の方向は力制御を行うことになる。また、 K_1 と K_2 は位置制御系の各ゲインである。特に K_2 は力制御のときの目標環境とマニピュレータとの間の振動を抑制するためのフィードバック項も兼ねている。これより、環境との接触を保って安定な制御を行うために、 K_2 はある程度大きくとる必要がある。

$$P = T(\theta) \quad (3)$$

$$\dot{P} = J\omega \quad (4)$$

$$\ddot{P} = J\dot{\omega} + \dot{J}\omega \quad (5)$$

$$\dot{\omega}^{cmd} = J^{-1}\ddot{P}^{cmd} - J^{-1}\dot{J}\omega \quad (6)$$

力センサは何らかの理由で使用できない場合がある。そこで本論文ではトルクオブザーバを用いて反力推定機構を構成し、その推定値を力センサの信号の代わりにフィードバックすることを提案する。

3. 反力推定機構の構成

本論文で用いるトルクオブザーバを Fig. 3 に示す⁸⁾。Fig. 3 において、 $F(s)$ は2次系のローパスフィルタ、 $H(s)$ は $F(s)$ とアクチュエータの規範モデル $P_m(s)$ の積からなる補償要素であり、(7) 式から (9) 式の関係式で表される。Fig. 3 に示すトルクオブザーバは外力トルクをステップ状の関数として定義して Gopinath のオブザーバ設計法に基づいて構成されたものと等価になる^{13), 14)}。

$$F(s) = \frac{\omega_n^2}{s^2 + 2\omega_n s + \omega_n^2} \quad (7)$$

$$P_m(s) = \frac{1}{J_n s} \cdot \frac{1}{s} \quad (8)$$

Fig. 2 Hybrid control system of position and force using acceleration controller

Fig. 3 Block diagram of torque observer

$$H(s) = F(s)P_m(s) \quad (9)$$

ここで、 ω_n はトルクオブザーバの周波数特性を決める固有振動数で、これにより外力 T_{dis} の推定速度を定義することができる。このトルクオブザーバにおいて、 $F(s)$ の出力と $H(s)$ の出力の偏差を $\hat{T}_{dis}$ とおくと、アクチュエータに加わる実際の外力 T_{dis} から $\hat{T}_{dis}$ までの伝達関数は (10) 式のように表すことができる。したがって、制御対象 $P(s)$ と規範モデル $P_m(s)$ が一致し、ローパスフィルタ $F(s)$ の周波数範囲内では、(10) 式は (11) 式ようになる。

$$\frac{\hat{T}_{dis}}{T_{dis}} = \frac{F(s)P_m^{-1}(s)P(s)}{1 - F(s)} \quad (10)$$

$$\approx 1 \quad (11)$$

多関節ロボットマニピュレータの各関節に設置されたアクチュエータには、その動作時に (12) 式に表されるような外力 T_{dis} が印加される。ここで、 T_{int} は遠心力やコリオリ力からなる干渉力、 T_g は重力、 T_{reac} は反力、 D は粘性摩擦係数、 F はクーロン摩擦である。(12) 式より、反力 T_{reac} は (13) 式のように求めることが出来る。

$$T_{dis} = T_{int} + T_g + T_{reac} + D\omega + F \quad (12)$$

$$T_{reac} = T_{dis} - T_{int} - T_g - D\omega - F \quad (13)$$

したがって、トルクオブザーバを使って外力 T_{dis} を推定すると、重力や摩擦などの反力 T_{reac} 以外の外力の項を求めさえすれば、反力 T_{reac} を推定できることになる。

4. ロボットのパラメータの同定

4.1 ロボットの動力学方程式

ここで、ロボットマニピュレータの動力学方程式について考えてみる。本論文では、最も基本的な垂直3関節DDロボットマニピュレータを扱い、これを Fig. 4(a) に示す。このロボットのパラメータは Fig. 4(b) のようになり、その動力学方程式を求めると (14) 式のように表される^{15), 16)}。

$$\tau = M(\theta)\dot{\omega} + \underbrace{B(\theta)[\omega\omega] + C(\theta)[\omega^2]}_{\Rightarrow T_{int}} + T_g(\theta) + D\omega + F \quad (14)$$

$$M(\theta) = \begin{bmatrix} J_{z1} + J_{x2} + s_2^2 + J_{x3}s_{23}^2 + 2r_3l_2s_2s_{23} & 0 & 0 \\ 0 & J_{y2} + J_{y3} + 2r_3l_2c_3 & J_{y3} + r_3l_2c_3 \\ 0 & J_{y3} + r_3l_2c_3 & J_{y3} \end{bmatrix}$$

$$B(\theta) = \begin{bmatrix} 2J_{x2}s_2c_2 + 2J_{x3}s_{23}c_{23} + 2r_3l_2s(2\theta_2 + \theta_3) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$C(\theta) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ -J_{x2}s_2c_2 - J_{x3}s_{23}c_{23} - r_3l_2s(2\theta_2 + \theta_3) & -J_{x3}s_{23}c_{23} - r_3l_2s_2c_{23} & 0 \\ -J_{x3}s_{23}c_{23} - r_3l_2s_2c_{23} & -J_{x3}s_{23}c_{23} - r_3l_2s_2c_{23} & 0 \end{bmatrix}$$

$$\begin{aligned}
 & \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & -r_3 l_2 \omega_3^2 s_3 \\ r_3 l_2 s_3 & 0 \end{bmatrix} \\
 & T_q(\theta) = \begin{bmatrix} 0 \\ -r_2 g s_2 - r_3 g s_{23} \\ -r_3 g s_{23} \end{bmatrix} \\
 & D = \begin{bmatrix} D_1 & 0 & 0 \\ 0 & D_2 & 0 \\ 0 & 0 & D_3 \end{bmatrix} \\
 & F = \begin{bmatrix} D_{frc1} \operatorname{sgn} \omega_1 \\ D_{frc2} \operatorname{sgn} \omega_2 \\ D_{frc3} \operatorname{sgn} \omega_3 \end{bmatrix} \\
 & [\omega \omega] = \begin{bmatrix} \omega_1 \omega_2 \\ \omega_2 \omega_3 \\ \omega_3 \omega_1 \end{bmatrix} \\
 & [\omega^2] = \begin{bmatrix} \omega_1^2 \\ \omega_2^2 \\ \omega_3^2 \end{bmatrix} \\
 & s_2 = \sin \theta_2, \quad s_{23} = \sin(\theta_2 + \theta_3) \\
 & c_2 = \cos \theta_2, \quad c_{23} = \cos(\theta_2 + \theta_3) \\
 & s(2\theta_2 + \theta_3) = \sin(2\theta_2 + \theta_3) \\
 & J_{z1} = I_{z1} + I_{z2} + I_{z3} \\
 & J_{x2} = I_{x2} - I_{z2} + m_2 a_2^2 + m_3 l_2^2 \\
 & J_{y2} = I_{y2} + m_2 a_2^2 + m_3 l_2^2 \\
 & J_{x3} = I_{x3} - I_{z3} + m_3 a_3^2 \\
 & J_{y3} = I_{y3} + m_3 a_3^2 \\
 & r_2 = m_2 a_2 + m_3 l_2 \\
 & r_3 = m_3 a_3
 \end{aligned}$$

ただし,

$M(\theta)$: 慣性行列

$B(\theta)$: コリオリ係数

$C(\theta)$: 遠心力係数

これらのパラメータを求めて, マニピュレータの逆動力学を解くと, 重力などの外力を推定することができる。

4.2 重力項と摩擦項の同定

マニピュレータの各リンクを1つずつ等角速度運動させると, $\dot{\omega} = 0$ となり (14) 式は (15) 式のようになる。このとき, 同定の対象とならないリンクは固定しておく。

$$\tau = T_q + D\omega + F \quad (15)$$

$$\begin{aligned}
 & \downarrow \\
 & \begin{cases} \tau_1 = D_1 \omega_1 + D_{frc1} \operatorname{sgn} \omega_1 \\ \tau_2 = -r_2 g s_2 - r_3 g s_{23} + D_2 \omega_2 + D_{frc2} \operatorname{sgn} \omega_2 \\ \tau_3 = -r_3 g s_{23} + D_3 \omega_3 + D_{frc3} \operatorname{sgn} \omega_3 \end{cases} \quad (16)
 \end{aligned}$$

この式からわかるように, リンク2とリンク3に加わる重力は位置 θ に関する正弦関数である。そのために, 等角速度運動時の位置 θ と入力トルク τ の関係を測定し, その正弦波の振幅を求めることで重力に関するパラ

(a) Schematic diagram of tested three-degrees-of-freedom DD robot manipulator

l_i : length of link i

a_i : length between joint i and the center of gravity of link i

m_i : mass of link i

$I_i = \begin{bmatrix} I_{xi} & 0 & 0 \\ 0 & I_{yi} & 0 \\ 0 & 0 & I_{zi} \end{bmatrix}$: moment of inertia of link i about the center of gravity of link i

(b) Parameter of tested DD robot manipulator

Fig. 4 Tested three-degree-of-freedom DD robot manipulator

メータを求めることができる。先ずリンク3において, $\theta_2 = 0$ として等角速度運動をさせる $r_3 g$ が求められる。次に, リンク2では $\theta_3 = 0$ として等角速度運動させると $r_2 g + r_3 g$ が求められる。 $r_3 g$ は最初に求めてあるため, $r_2 g$ を求めることができる¹⁶⁾。

また, リンク3の等角速度試験において, 位置 θ_3 が 0 [rad] のときの入力トルク τ_3 の大きさが摩擦力と等しくなることがわかる。同様に, リンク2のときは θ_2 が 0 [rad] のときに摩擦力を求めることができる。しかし, 摩擦力は角速度 ω の関数である粘性摩擦と, 角速度の符号のみに依存するクーロン摩擦からなる。そこで, この等角速度試験を色々な角速度において行うことによ

り、粘性摩擦係数とクーロン摩擦を求めて、アクチュエータの摩擦モデルを同定することになる。

リンク1に関しては Fig. 4 からわかるように、重力の影響は受けず、摩擦力だけを考慮しなければならない。従って、同様の等角速度試験を行って、そのときの入力トルクの大きさを測定して摩擦モデルを同定するだけでよい。

以上、各リンクにおける等角速度試験の結果を Fig. 5 に、そして求められた摩擦モデルを Fig. 6 に示す。

(a) 3rd axis

(b) 2nd axis

(c) 1st axis

Fig. 5 Experimental results of constant angular velocity test

4.3 慣性項の同定

慣性項の同定には Fig. 3 に示したトルクオブザーバを用いる。ここで外力の推定値の関係を表す (10) 式について考えると、(17) 式のようにも表すことができる。

$$\begin{aligned}\hat{T}_{dis} &= F(s) \{ (J - J_n) \dot{\omega} + T_{dis} \} \\ &\approx (J - J_n) \dot{\omega} + T_{dis}\end{aligned}\quad (17)$$

これより $s^2\theta \neq 0$ のとき、慣性のノミナル値と真値との間に差があれば、加速度が生じるときに、すなわち過渡応答時にトルクオブザーバの出力にその影響が現れる。従って、アクチュエータに対してステップ状の速度指令を与え、そのときのトルクオブザーバの出力を測定し、定常時の出力と比較することにより慣性の推定が可能となる¹³⁾。

これをロボットマニピュレータの慣性項の同定に用い

(a) 3rd axis

(b) 2nd axis

(c) 1st axis

Fig. 6 Friction model

る場合について考える。マニピュレータの場合、本実験では特にリンク2とリンク3の場合、重力の影響により一定速度の定常状態であっても外力の値が変化してしまい、慣性の推定が困難になる。そこで(17)式を(18)式のように変形する。

$$\hat{T}_{dis} - T_{dis} = (J - J_n)\dot{\omega} \quad (18)$$

すなわち、ステップ状の速度指令を与えたときのトルクオブザーバの出力と、定常状態のときのトルクオブザーバの出力と実際の外力の値を差し引いた値を比較することによって慣性を推定することになる。この場合、実際の外力は重力と摩擦力からなる。従って、先述の等角速度試験で求めたパラメータを用いて重力と摩擦力を推定することで代用することができる。これを(14)式と(18)式を用いて表すと(19)式と(20)式の様になる。

$$\hat{T}_{dis} + r_3 g s_{23} - D_3 \omega_3 - D_{frc3} \operatorname{sgn} \omega_3 = (J_3 - J_{y3})\dot{\omega}_3 \quad (19)$$

$$\begin{aligned} \hat{T}_{dis2} + r_2 g s_2 + r_3 g s_3 - D_2 \omega_2 - D_{frc2} \operatorname{sgn} \omega_2 \\ = \{J_2 - (J_{y2} + J_{y3} + 2r_3 l_2 c_3)\}\dot{\omega}_2 \end{aligned} \quad (20)$$

(19)式よりリンク3に対して速度ステップ応答試験を行うと J_{y3} が求められる。また、 $\theta_3=0$ としてリンク2に対して同様の試験を行うと、(20)式より $J_{y2} + J_{y3} + 2r_3 l_2$ が求められる。 J_{y3} 、 r_3 と l_2 は既知であるため、 J_{y2} を求めることができる。

なお、リンク1に関しては(17)式をそのまま用いる。従って、(17)式は(21)式のようになる。

$$\begin{aligned} \hat{T}_{dis1} = \{J_1 - (J_{z1} + J_{x2} s_2^2 + J_{x3} s_{23}^2 + 2r_3 l_2 s_2 s_{23})\}\dot{\omega}_1 \\ + D_1 \omega_1 + D_{frc1} \operatorname{sgn} \omega_1 \end{aligned} \quad (21)$$

(21)式から、このリンク1に関しては求めるべき慣性項が J_{z1} 、 J_{x2} 、そして J_{x3} と3種類存在する。そこで、ロボットマニピュレータの姿勢を変えることによって各々を求めることにする¹⁶⁾。まず、 $\theta_2=\theta_3=0$ として速度ステップ応答試験を行うと求める慣性は J_{z1} だけになる。次に、 $\theta_2=\theta_3=\pi/2$ として同様の試験を行うと、 $J_{z1} + J_{x2}$ が求められる。 J_{z1} は既知であるから J_{x2} がわかる。最後に、 $\theta_2=0$ 、 $\theta_3=\pi/2$ として同試験を行うと、 $J_{z1} + J_{x3}$ を求めることができる。先ほどと同様に J_{z1} は既知であるため、 J_{x3} を求めることができる。

次に、本論文で行ったロボットマニピュレータの慣性項の同定実験の結果について述べる。Fig. 7 ではリンク2とリンク3に関する速度ステップ応答試験の結果を示す。ここで、 e_{rr} は動力学モデルとの誤差を表し、この誤差はかなり小さいことがわかる。このような速度ステップ応答試験をいろいろな慣性のノミナル値で行って、統計をとると Fig. 8 のようになる。リンク1についても同様の結果が得られる。これらの実験結果からロボットマニピュレータの慣性項を求めることになる。

なお、遠心力やコリオリ力からなる干渉力に関しては(14)式からわかるように、これまで述べてきた同定試験で得られたパラメータを用いることで求めることができる。

5. 力センサを用いない位置と力のハイブリッド制御系

同定実験で得られたパラメータを用いてマニピュレータの逆動力学を解くことにより、重力などの外力を推定することができる。これより、(13)式の反力 T_{reac} を推定する反力推定機構を構成すると Fig. 9 のようになる。Fig. 9 からわかるように、逆動力学を解くことにより摩擦力と重力等の外力を算出し、トルクオブザーバで推定された外力 T_{dis} から差し引くことにより、反力 T_{reac} を推定する構造になっている。ただし、トルクオブザーバは線形システムであるために、正弦関数などの非線形項を有する慣性項について推定することはできない。そのため、そのような非線形項は逆動力学を解いて求め、重力項などと同様にオブザーバの推定値から差し引くシステムにしている。

この反力推定機構を多関節ロボットマニピュレータの各関節に設置する。入力値として H^∞ 加速度コントローラのトルク指令 T^{ref} と位置 θ を用いる。

この反力は各関節座標で求められる。ここで(22)式を用いることにより、各関節で求められた反力の推定値から直交座標で表した反力として、等しく写像される。

$$\hat{F}_{reac} = (J^T)^{-1} \hat{T}_{reac} \quad (22)$$

ただし、 J^T はヤコビアン配置行列を表す。すなわち

(a) 3rd axis

(b) 2nd axis

Fig. 7 Speed step response

(a) J_{y3} (b) $J_{y2} + J_{y3} + 2r_3l_2c_3$

Fig. 8 Experimental results of inertia

マニピュレータの先端に設置された力センサと同様に、環境に加えられた力を求めることができる。

以上より求められた反力の推定値を、Fig. 4 で示される力センサからのフィードバック信号の代わりに用いることで、力センサを用いない位置と力のハイブリッド制御系を実現することができる。Fig. 10 にそのブロック図を示す。

Fig. 9 Schematic diagram reaction force estimation system

6. ハイブリッド制御の実験結果

実験には、Fig. 4 (a) に示す垂直 3 関節 DD ロボットマニピュレータを使用する。実験のハードウェアシステムは Fig. 11 に示される。制御系は全て DSP (μ PD 77230) のソフトウェアアルゴリズムにより構築されている。先述のパラメータの同定試験でも同様のシステムを用いている。

Fig. 12 のように静止した壁に対する位置と力のハイブリッド制御の結果を示す。実験に用いた H^∞ 加速度コントローラの感度関数 $S(s)$ と相補感度関数 $T(s)$ の周波数特性は Fig. 13 に示す。実験は x 方向に力制御、 y, z 方向に位置制御を行った。力指令 F^{ref} として 1 [Hz] の方形波を与え、位置指令 P^{ref} として y 方向に

Fig. 10 Hybrid control system of position and force without force sensor

Fig. 11 Hardware system of tested DD robot manipulator

Fig. 12 Tested pose of robot manipulator

Fig. 13 Frequency characteristics of experimental H^∞ acceleration controller

0.02[m/sec] の一定速度で移動するように指令した。また、力制御に用いた仮想質量は 500 [kg] としている。

Fig. 14 (a) に力センサを用いた場合の結果を、Fig. 14 (b) に力センサを用いない場合の結果を示す。そして、

(a) With force sensor

(b) Without force sensor

(c) Without force sensor ($T_{int}=0$)

Fig. 14 Experimental results of hybrid control of position and force

Fig. 14 (c) には力センサを用いないで、さらに干渉力を考慮しない場合 ($T_{int}=0$) の結果を示す。その結果

より、力センサを用いない場合も位置と力の応答は所望のものが得られていることがわかる。また、干渉力を考慮しない場合も考慮した場合と何ら変わらない結果が得られている。これは、力制御のように動作の遅い制御では、干渉力による影響が無視できるほど小さいためであると考えられる。なお、実験のソフトウェアのサンプリング時間は1[msec]で、トルクオブザーバの $F(s)$ の固有振動数 ω_n は100[rad/sec]である。また、フィードバック定数 K_1 と K_2 は両者10である。実験に使用した力制御の環境は鉄であり、接触状態の安定性は定数 K_2 のこの値によって充分保たれる。

7. ま と め

本論文では、まず、 H^∞ 制御に基づき系統的に設計した H^∞ 加速度コントローラを用いて高性能な位置と力のハイブリッド制御系を構成した。次に、トルクオブザーバを用いて反力推定機構を構成することにより、力センサを必要としない位置と力のハイブリッド制御系を実現した。本論文の実験結果より、提案する力センサを用いない位置と力のハイブリッド制御系が所望の応答を実現し、有効に機能することを確認した。

提案するハイブリッド制御系は力センサを必要としないため、従来の力センサを用いた場合のマニピュレータと比較して、マニピュレータの構造上の剛性を強く保つことができ、且つ経済的である。また、本論文では、ロボットマニピュレータのパラメータをトルクオブザーバによって同定するので、同定・設計・制御を通じて小さい力センサを使用しない方法を提案している。

参 考 文 献

- 1) M. Raibert, et al.: "Hybrid Position/Force Control of Manipulators", ASME J. of Dynamic Systems, Measurement, and Control, Vol.102, No.2, pp.126-133, 1981.
- 2) C. H. An, et al.: "Model-Based Control of A Robot Manipulator", The MIT Press, 1988.
- 3) 有本:「ロボットの力学と制御」, 朝倉書店, 1990.
- 4) 吉川:「ロボット制御基礎論」, コロナ社, 1988.
- 5) 駒田 他:「加速度に基づく多自由度ロボットの力フィードバック制御」, 電学論D, 109 巻, 5 号, pp.325-332, 平成5.
- 6) 大石 他:「DD アクチュエータの力とコンプライアンスのロバスト制御」, 電学論D, 110 巻, 11 号, pp.1133-1140, 平成11.
- 7) 大石 他:「位置情報だけを用いたマニピュレータのモーションコントロール」, 日本ロボット学会誌, Vol.10, No.6, pp.799-805, 1992.
- 8) 大石 他:「モデル追従加速度制御系によるセンサレス力制御」, 第1回日本ロボット学会ロボットシンポジウム, No.1106, 平成3-5.
- 9) 大石 他:「 H^∞ 制御に基づくセンサレス力制御」, 電学論D, 112 巻, 9 号, pp.852-861, 平成4-9.
- 10) 武藤 他:「内界センサ情報に基づく加速度検出とその利用に関する検討」, 第9回日本ロボット学会学術講演会, No.1432, 平成3-11.
- 11) 館 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, 7 巻, 3 号, pp.60-71, 平成6.
- 12) 美多:「ロバスト制御」, 電学誌, 110 巻, 8 号, pp.649-652, 平成2-8.
- 13) 佐藤 他:「負荷トルクオブザーバを用いたイナーシャ推定法」, 電学論 D, 112 巻, 2 号, pp.181-182, 平成4-2.
- 14) 大石 他:「状態観測器を用いた他励直流器の一制御法」, 電学論B, 104 巻, 6 号, pp.373-379, 昭59-6.
- 15) J. J. Craig: "Introduction to Robotics, Mechanics & Control", ADDISON WESLEY, 1986.
- 16) 美多 他:「ロボット制御工学入門」, コロナ社, 1989.

大石 潔 (Kiyoshi OHISHI)

1957 年 10 月 14 日生。1986 年 3 月慶応義塾大学大学院工学研究科博士課程修了。同年 4 月大阪工業大学電気工学科講師。1989 年 4 月同大学助教授。1993 年 4 月長岡技術科学大学電気系助教授、現在に至る。工学博士。主として、電動機制御、ロボット

に関する研究に従事。IEEE, 計測自動制御学会, システム制御情報学会, 電気学会, 日本機械学会の会員。

(日本ロボット学会正会員)

宮崎 勝 (Masaru MIYAZAKI)

1968 年 10 月 1 日生。1991 年 3 月大阪工業大学工学部電気工学科卒業。1993 年 3 月同大学大学院工学研究科修士課程修了。在学中は、主として、ロボットのモーション制御の研究に従事した。

藤田昌弘 (Masahiro FUJITA)

1968 年 3 月 16 日生。1991 年 3 月大阪工業大学工学部電気工学科卒業。1993 年 3 月, 同大学大学院工学研究科修士課程修了。在学中は、主として、ロボットのモーション制御の研究に従事した。