

モデル化誤差を含むダイレクト・ドライブ・ロボットの インピーダンス制御

非会員 畑 木 道 生
正 員 辻 敏 夫
非会員 金 子 真

電 気 学 会 論 文 誌 C
(電子・情報・システム部門誌)

平 成 8 年 12 月 号 抜 刷

Trans. IEE of Japan, Vol. 116-C, No. 12, Dec., 1996

モデル化誤差を含むダイレクト・ドライブ・ロボットのインピーダンス制御

非会員 畑木 道生 (広島大)

正員 辻 敏夫 (広島大)

非会員 金子 真 (広島大)

Impedance Control of a Direct-Drive Robot in the Presence of Modeling Error

Michio HATAGI, Hiroshima University

Toshio TSUJI, Hiroshima University

Makoto KANEKO, Hiroshima University

Impedance control is one of the most effective control method for a manipulator in contact with its environment. The method, however, cannot control the end-effector impedance perfectly without an accurate model of the manipulator. Also, unexpected external disturbances are often applied to the manipulator, so that errors between a target impedance and a realized one may arise. The present paper proposes an impedance control of a manipulator in the presence of modeling error, and validity of the proposed method is verified through experiments using a direct-drive robot.

キーワード: ロボットマニピュレータ, インピーダンス制御, ダイレクト・ドライブ・ロボット

1. はじめに

インピーダンス制御^{1)~3)}とは、目的とする作業に応じてマニピュレータの手先に機械インピーダンスを設定し、位置と力の制御を統一的に取り扱う方法で、マニピュレータの運動方程式を目標とするインピーダンスモデルに一致させるといふモデルマッチング制御の考え方に基づいている。モデルマッチング制御を実現して手先の目標インピーダンスを達成するためには、マニピュレータの正確な動特性のモデルが必要となる。しかしながら、マニピュレータの動特性を正確に同定することは難しく、また、制御中に予期せぬ外乱が混入することも多い。この問題に対して、従来からいくつかの制御法が提案されている。

例えば、Carelli and Kelly⁴⁾は適応インピーダンス制御法を、Colbaugh and Engelmann⁵⁾は、ロバスト制御に基づいたインピーダンス制御法を構成した。しかし、これらの方法はインピーダンス制御そのものをロバスト化しようとしているため、制御系が複雑となり計算量も大きく、実用化はまだ難しいのが現状である。

また、マニピュレータの手先の目標インピーダンスを、環境から手先に作用する外力に応じた目標軌道に変換し、位置制御を利用して実現するという方法も提案されている。例えば、Lu and Meng⁶⁾やLiu and Goldenberg⁷⁾は適応制御法をこの位置制御に適用し、間接的にインピーダンス制御を実現している。しかしながら、適応制御はオンラインでパラメータを

調節するため、制御の初期段階における正確な制御は難しいと言わざるを得ない。

本論文では、後者のアプローチに基づきモデル化誤差を含むマニピュレータのインピーダンス制御を2つのステップに分けて実現することを考える。第一のステップでは、手先の目標インピーダンスを達成するための仮想的な目標軌道を求める。そして、第二のステップでその軌道を実現するために状態フィードバック制御系を構成する。本論文では、提案する制御法の動作原理を説明するとともに、ダイレクト・ドライブ・ロボットを用いた実験によりその有効性を検討する。

2. インピーダンス制御

マニピュレータの運動方程式は、作業空間の自由度を l 、関節自由度を m とすると

$$M(\theta)\ddot{\theta} + h(\theta, \dot{\theta}) = \tau + J^T(\theta)F_{ext} \quad (1)$$

で与えられる。ここで $\theta \in \mathcal{R}^m$ は関節角度ベクトル、 $M(\theta) \in \mathcal{R}^{m \times m}$ は慣性行列、 $h(\theta, \dot{\theta}) \in \mathcal{R}^m$ はコリオリ力、関節摩擦力、遠心力、重力などを表す項、 $\tau \in \mathcal{R}^m$ は関節駆動トルク、 $F_{ext} \in \mathcal{R}^l$ は外力、 $J \in \mathcal{R}^{l \times m}$ はヤコビ行列を表す。

いま、手先の目標インピーダンスを

$$Me d\ddot{X} + Be d\dot{X} + Ke dX = F_{ext} \quad (2)$$

により記述する。ただし、 $Me, Be, Ke \in \mathcal{R}^{l \times l}$ はそれぞれ、手先の目標慣性行列、目標粘性行列、目標剛性行列で、

$dX = X - X_d$ は目標手先位置 $X_d = [x_d^1, x_d^2, \dots, x_d^l]^T \in \mathcal{R}^l$ と現在位置 $X = [x^1, x^2, \dots, x^l]^T \in \mathcal{R}^l$ との偏差を表す。

このとき、ヤコビ行列の逆行列を用いないインピーダンス制御則は次のようになる²⁾。

$$\tau = \tau_{effector} + \tau_{comp} \quad (3)$$

$$\tau_{effector} = J^T \{ \hat{M}_x(\theta) [Me^{-1}(-Ked\dot{X} - Bed\ddot{X}) + \ddot{X}_d - \dot{J}\dot{\theta}] - [I - M_x(\theta)Me^{-1}]F_{ext} \} \quad (4)$$

$$\tau_{comp} = \hat{h}(\theta, \dot{\theta}) \quad (5)$$

ただし、 $\hat{h}(\theta, \dot{\theta})$ は $h(\theta, \dot{\theta})$ の推定値、 $\hat{M}_x(\theta) = (JM^{-1}(\theta)J^T)^{-1} \in \mathcal{R}^{l \times l}$ は正則な等価慣性行列の推定値で、 $\hat{M}(\theta)$ は慣性行列の推定値を表す。(4)式の $\tau_{effector}$ はマニピュレータの手先のインピーダンスを調節するための関節トルク、(5)式の τ_{comp} は運動方程式に含まれる $h(\theta, \dot{\theta})$ を補償するための関節トルクである。

以上より、マニピュレータの正確なモデルが与えられれば ($\hat{h}(\theta, \dot{\theta}) = h(\theta, \dot{\theta})$, $\hat{M}(\theta) = M(\theta)$)、マニピュレータの手先のインピーダンスを自由に調節することができる。しかしながら、各式に必要なパラメータを正確に知ることは、一般に非常に困難である。

3. モデル化誤差を含むマニピュレータのインピーダンス制御

本手法は、[1]仮想目標軌道の生成、[2]フィードバック位置制御の2つの部分から構成される(Fig.1 参照)。

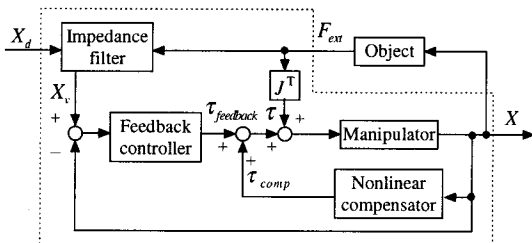


Fig.1 Impedance control of manipulator in the presence of modeling error

3.1 仮想目標軌道の生成

まず、マニピュレータの目標インピーダンス、目標手先位置、外力から仮想的な目標軌道を計算する。マニピュレータの仮想的な目標位置を $X_v \in \mathcal{R}^l$ とすると、 X_v は

$$Me\ddot{X}_v + Be\dot{X}_v + KeX_v = V_d \quad (6)$$

$$V_d = F_{ext} + Me\ddot{X}_d + Be\dot{X}_d + KeX_d \quad (7)$$

与えられる。ただし $X_v = [x_v^1, x_v^2, \dots, x_v^l]^T$ で、 $V_d = [v_d^1, v_d^2, \dots, v_d^l]^T \in \mathcal{R}^l$ は目標位置 X_d によって修正された外力である(Fig.1 参照)。ここで、 $X_v, \dot{X}_v, \ddot{X}_v$ の初期値は既知、目標インピーダンス Me, Be, Ke 及び目標手先軌道 $X_d, \dot{X}_d, \ddot{X}_d$ は与えられているから、外力 F_{ext} を計測することが

できれば仮想目標軌道 X_v を計算することができる。

3.2 状態フィードバック制御

3.1 で求めた仮想的な目標軌道に対してフィードバック制御系を構成する。(1)式のマニピュレータの運動方程式を作業空間に変換すると、

$$M_x(\theta)\ddot{X} + \mu_x(\theta, \dot{\theta}) = F + F_{ext} \quad (8)$$

を得る。ただし、 $\mu_x(\theta, \dot{\theta}) = (M^{-1}(\theta)J^T M_x)^T h(\theta, \dot{\theta}) - M_x J \dot{\theta} \in \mathcal{R}^l$ で、 $F \in \mathcal{R}^l$ は関節駆動力 τ によって発生する手先駆動力である。ここで、 F を

$$F = \hat{M}(\theta)_x a^* + \hat{\mu}_x(\theta, \dot{\theta}) - F_{ext} \quad (9)$$

$$a^* = Me^{-1}V - Me^{-1}Be\dot{X} - Me^{-1}KeX \quad (10)$$

のように構成する。 $V = [v^1, v^2, \dots, v^l]^T \in \mathcal{R}^l$ はフィードバック制御系への入力を表す。マニピュレータのモデルに誤差がある場合は、 $\hat{M}_x(\theta) \neq M_x(\theta)$, $\hat{\mu}_x \neq \mu_x$ となってしまう、(9),(10)式を(8)式に代入すると誤差 $E_m = [E_m^1, E_m^2, \dots, E_m^l]^T \in \mathcal{R}^l$ を生じる。

$$Me\ddot{X} + Be\dot{X} + KeX = V + E_m \quad (11)$$

そこで、誤差 E_m を修復し、(11)式を(6)式に一致させる制御入力 V を求めることを考えよう。Kuo and Wang⁸⁾はこの誤差 E_m のモデルとして

$$[E_m]^{(p)} = \sum_{j=1}^p b_j [E_m]^{(p-j)} \quad (12)$$

を仮定し、作業空間におけるマニピュレータの位置制御のためのフィードバック制御法を提案している。ただし、 $[E_m]^{(p)}$ は E_m の p 階微分を表す。この方法では、制御入力の実線形項を打ち消した後、線形項に対して比較的、簡単なサーボ機構を適用することにより、高速で、正確な位置制御を実現することができる。

本稿では簡単のため、(12)式に含まれるパラメータを $p=1$, $b_1=0$ とし、(6),(11),(12)式から次のような微分方程式を導出する。

$$\dot{Z} = LZ + MS \quad (13)$$

$$e = NZ \quad (14)$$

ただし、 $Z = [e, \dot{e}, \ddot{e}]^T \in \mathcal{R}^{3l}$, $S = \dot{E}_v \in \mathcal{R}^l$ で、 $e = X - X_v$, $E_v = V - V_d$ である。また、 L, M, N は、

$$L = \begin{bmatrix} 0 & I & 0 \\ 0 & 0 & I \\ 0 & -b & -a \end{bmatrix} \in \mathcal{R}^{3l \times 3l},$$

$$M = [0 \ 0 \ c]^T \in \mathcal{R}^{3l \times l},$$

$$N = [I \ 0 \ 0] \in \mathcal{R}^{l \times 3l},$$

$$a = Me^{-1}Be, \quad b = Me^{-1}Ke, \quad c = Me^{-1} \in \mathcal{R}^{l \times l}$$

で与えられる。ただし、 $I \in \mathcal{R}^{l \times l}$ は l 次の単位行列、 $0 \in \mathcal{R}^{l \times l}$ は零行列を表す。ここで、状態フィードバック則、

$$S = -KZ \quad (15)$$

を用い, (13), (14)式の Z が(6)式の X_v の時間変化よりも速く 0 に収束するようにフィードバックゲイン $K = [K_1 \ K_2 \ K_3] \in \mathcal{R}^{l \times 3l}$ を選択する. ただし, $K_i = \text{diag.}[k_i^1 \ k_i^2 \ \dots \ k_i^l] \in \mathcal{R}^{l \times l}$ とする. このとき \dot{E}_v は,

$$\dot{E}_v = -K_1 e - K_2 \dot{e} - K_3 \ddot{e} \quad (16)$$

となり, これから, 制御入力 V を求めることができる.

以上より, マニピュレータへの制御トルク τ は(9)式から

$$\tau = \tau_{\text{feedback}} + \tau_{\text{comp}} \quad (17)$$

$$\tau_{\text{feedback}} = J^T (\hat{M}_x(\theta) a^* - F_{\text{ext}}) \quad (18)$$

$$\tau_{\text{comp}} = J^T \hat{\mu}_x(\theta, \dot{\theta}) \quad (19)$$

となる.

このとき, マニピュレータの手先の位置 X は 3.1 で求めた仮想目標手先位置 X_v に一致し, 見かけ上, 手先の目標インピーダンスが実現されたことになる.

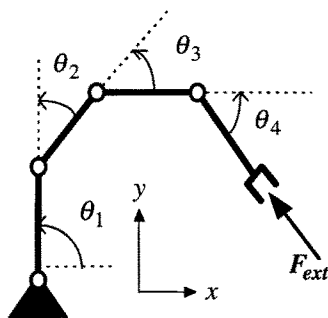
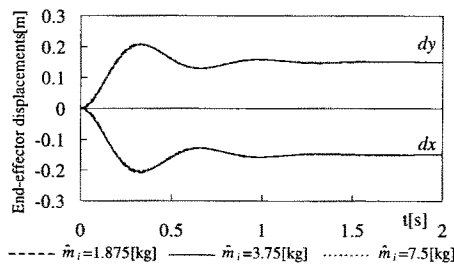
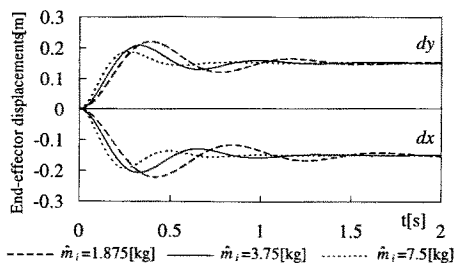


Fig.2 A four-joint planar manipulator



(a) Proposed impedance control



(b) Conventional impedance control

Fig. 3 Time history of end-effector displacements

4. シミュレーション実験

本手法の有効性を示すために, Fig.2 に示す 4 リンクの平面マニピュレータのシミュレーション実験を行った($l=2$). 各パラメータは, リンクがそれぞれ長さ $l_i=0.4$ [m], 質量 $m_i=3.75$ [kg], 関節からリンクの質量中心までの距離 $l_{g_i}=0.2$ 関節の粘性摩擦係数は $d_i=10.0$ [Nm s/rad] とした($i=1, \dots, 4$). そして, このマニピュレータの手先に外力 $F_{\text{ext}} = [-15, 15]^T$ [N] を加えたときの手先の位置変化をアッペル法⁹⁾を用いて計算した.

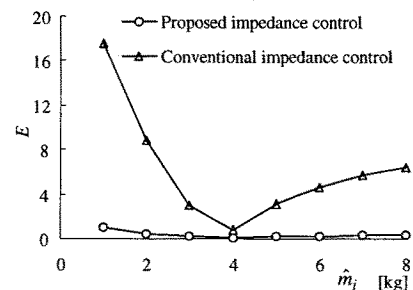
Fig.3 はリンクの質量 m_i にモデル化誤差がある場合のシミュレーション結果で, (a)が本手法((17)~(19)式), (b)が通常のインピーダンス制御((3)~(5)式)を適用したときの手先位置の時間変化である. Fig.3 (b)では, 用いたパラメータ \hat{m}_i の誤差によって手先の軌道が大きく変化するが, (a)ではほとんど変化していない. なお, 目標手先インピーダンスは $Me = \text{diag.}[1, 1]$ [kg], $Be = \text{diag.}[6, 6]$ [Ns/m], $Ke = \text{diag.}[100, 100]$ [N/m] に設定し, 状態フィードバック制御に用いたフィードバックゲインは $K_i = [112.5 \ 14.75 \ 0.64]$ ($i=1, 2$), サンプルング時間は 1ms としている.

Fig.4 は, 手先変位 dX と, (6)式から計算した理想的な手先変位 dX_v との誤差 E を

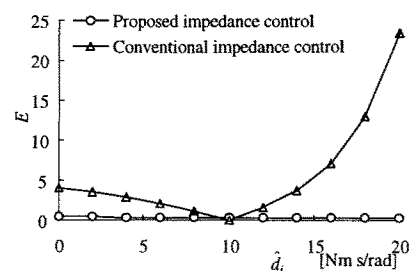
$$E = \frac{\int_0^{t_f} \|dX_v(t) - dX(t)\| dt}{\int_0^{t_f} \|dX_v(t)\| dt} \times 100 \quad (20)$$

と定義し, 本手法と通常のインピーダンス制御について比較した結果である. ただし, $t_f=2.0$ [s] とした.

Fig.4(a) は制御則に用いた各リンクの質量 \hat{m}_i にモデル化



(a) mass \hat{m}_i



(b) joint viscous friction \hat{d}_i

Fig.4 Changes of control error E with parameter error

誤差がある場合 (Fig.3 に対応), (b)は各関節の粘性摩擦係数 \hat{d}_i にモデル化誤差がある場合の制御誤差 E を表している. 本論文で提案したインピーダンス制御, 通常のインピーダンス制御とも, モデル化誤差がなくパラメータが正確な場合 (Fig.4 (a): $\hat{m}_i=3.75[\text{kg}]$, Fig.4 (b): $\hat{d}_i=10[\text{Nms/rad}]$) では $E=0$ となり, 正確なインピーダンス制御が実現されていることがわかる. しかしながらパラメータに誤差がある場合は, 通常のインピーダンス制御ではパラメータ誤差とともに制御誤差 E が増加するのに対して, 本論文で提案するインピーダンス制御では制御誤差の増加はほとんど見られない.

5. DDロボット制御実験

5.1 ステップ応答

本手法の有効性を示すために, Fig. 6 に示す DD ロボット (2 関節平面型: (株) 神戸製鋼所製) による実験を行った. 実験ではマニピュレータの目標手先位置 X_d を y 軸方向にステップ状に変化させ (0.05m), 手先変位 dX の時間変化を調べた. なお, サンプリング間隔は 1ms とし, 制御に必要なマニピュレータのパラメータは, 設計仕様を参考に, Table 1 のように設定した.

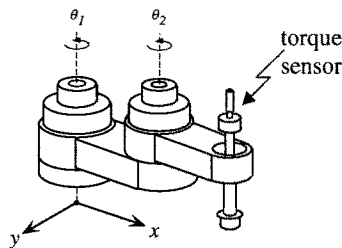


Fig. 5 Direct drive robot

Table 1 Link parameters of the direct drive robot

	link 1	link 2
length [m], \hat{l}_i	0.25	0.25
center of mass [m], \hat{l}_{g_i}	0.064	0.036
moment of inertia [kgm^2], \hat{I}_i	0.501	0.186
mass [kg], \hat{m}_i	20.8	11.4
joint friction [Nms/rad], \hat{d}_i	2.69	1.88

Fig. 6 は, 通常のインピーダンス制御((3)~(5))を行った結果で, 手先の目標インピーダンスを x 方向, y 方向とも固有振動数 $\omega_n = 4.0[\text{rad/s}]$ とし, 減衰係数 ξ を変化させている. Fig. 6(a)はロボットの手先変位 dy , (b)は(6)式から求めた理想的な目標軌道 X_v と実際の軌道 X との誤差 e^y , (c)は手先変位 dX と理想的な手先変位 dX_v との制御誤差 E を表す. ただし, $t_f=3.5[\text{s}]$ とした. 通常のインピーダンス制御では, 制御に使用したマニピュレータのモデルに誤差が存在すると考えられるため, 正確なインピーダンス制御を行うのは難しい.

一方, Fig.7 は本手法を用いた場合の実験結果である. 図から手先の動きが早くなるにつれて誤差が増加する傾向が

見られるが, 手先の軌道 (図(a)) は設定された ξ をよく反映している.

次に, Fig.8 は, 状態フィードバック制御部において設定した(13)式の極を変化させた場合の実験結果である. この極は, 式(13)の Z_i の過渡応答特性を支配するパラメータで, (15)式のフィードバックゲイン K_i を用いて調節することができる. 実験で用いたフィードバックゲイン $K_i(i=1,2)$ と極 $P_i(i=1,2)$ の関係を Table 2 に示す. Fig.8 は, $\xi=0.4$, $\omega_n=4.0[\text{rad/s}]$ と設定した場合の結果で, (a)はロボットの手先変位 dy , (b)は(6)式から求めた理想的な目標軌道 X_v と実際の軌道 X との誤差 e^y , (c)は(20)式から求めた制御誤差 E を表す ($t_f=3.5[\text{s}]$). また, 極の相違による影響を明確にするため, (17)式に外乱要素として粘性摩擦 $d=[d_1, d_2, \dots, d_l] \in \mathcal{R}^l$ を加えた.

$$\tau = \tau_{feedback} + \tau_{comp} - d\dot{\theta} \tag{21}$$

図から設定した極が複素平面上の原点から遠ざかるにつれて制御精度が向上している様子がわかる.

Table 2 Feedback gain K_i and poles P_i of control systems

case	$K_i = [K_1^i \ K_2^i \ K_3^i]$	$P_i = [P_1^i \ P_2^i \ P_3^i]$
1	[1.6825 0.6875 0.3625]	[-3 -3 -3]
2	[7.8125 3.6875 0.7375]	[-5 -5 -5]
3	[21.4375 8.1875 1.1125]	[-7 -7 -7]
4	[45.5625 14.1875 1.4875]	[-9 -9 -9]
5	[83.1875 21.6875 1.5625]	[-11 -11 -11]
6	[137.3125 30.6875 1.9375]	[-13 -13 -13]

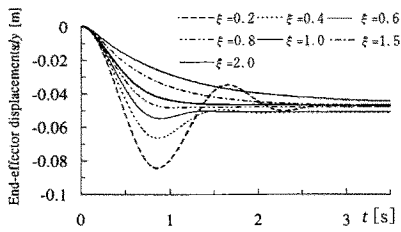
5.2 インピーダンス推定実験

本手法が設定した手先のインピーダンスをどの程度, 正確に実現しているかを検討するために, インピーダンス推定実験を行った. まず, 5つの正弦波(x 方向 20.9, 3.3, 2.2, 0.9, 0.8 [Hz], y 方向 12.8, 2.3, 2.0, 0.9, 0.7 [Hz])を合成して疑似ランダム波を生成し, これをマニピュレータの手先に加わる外力 F_{ext} とし本論文で提案するインピーダンス制御を行う. 制御により生成された軌道 X, \dot{X}, \ddot{X} と外力 F_{ext} から最小二乗法を用いて手先のインピーダンス $\hat{M}_e, \hat{B}_e, \hat{K}_e$ を推定し, 予め設定した手先のインピーダンス M_e, B_e, K_e と比較する. 実験は, 1種類のインピーダンスについて各 10 回行い, サンプリングタイムは 1ms とした. また, 予備実験の結果から, $\hat{d}_1=5.4$, $\hat{d}_2=2.7$ とし, その他のパラメータについては Table 1 を用いた. 本実験では作業空間の自由度は $l=2$ としているので手先インピーダンス行列はそれぞれ

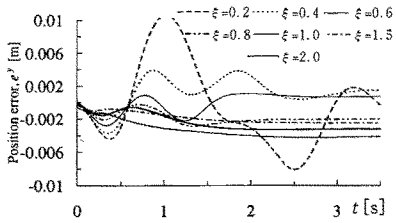
$$K_e = \begin{bmatrix} K_{e_{xx}} & K_{e_{xy}} \\ K_{e_{yx}} & K_{e_{yy}} \end{bmatrix} \tag{22}$$

$$B_e = \begin{bmatrix} B_{e_{xx}} & B_{e_{xy}} \\ B_{e_{yx}} & B_{e_{yy}} \end{bmatrix} \tag{23}$$

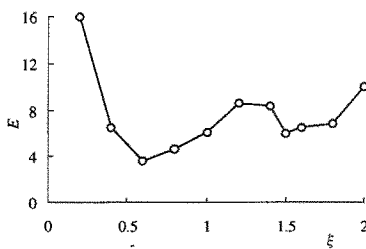
$$M_e = \begin{bmatrix} M_{e_{xx}} & M_{e_{xy}} \\ M_{e_{yx}} & M_{e_{yy}} \end{bmatrix} \tag{24}$$



(a) End-effector displacements, dy

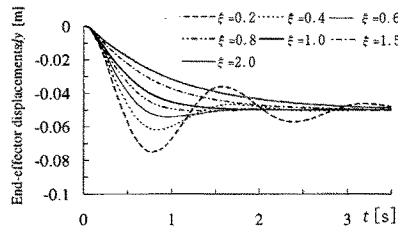


(b) Position error, e^y

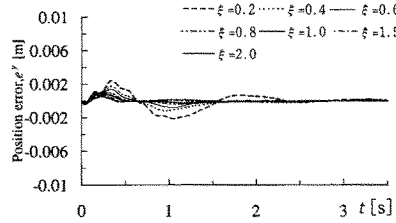


(c) Control error, E

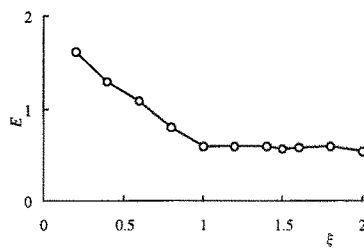
Fig.6 Conventional impedance control



(a) End-effector displacements, dy

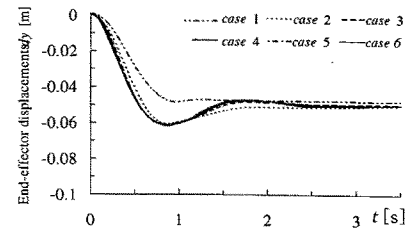


(b) Position error, e^y

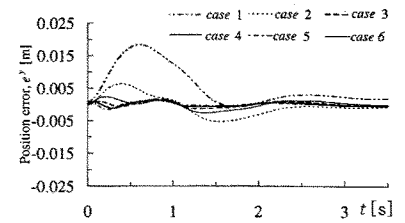


(c) Control error, E

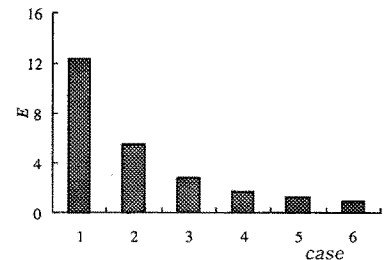
Fig. 7 Changes of step responses with damping coefficient ξ under the proposed method



(a) End-effector displacements, dy



(b) Position error, e^y



(c) Control error, E

Fig.8 Changes of step responses with poles under the proposed method

となる。そこで、 $Be = \text{diag.}[200.0 \ 200.0]$ [Ns/m], $Me = \text{diag.}[25.0 \ 25.0]$ [kg] と設定し Ke を変化させた場合 (Fig. 9(a)), $Ke = \text{diag.}[400.0 \ 400.0]$ [N/m], $Me = \text{diag.}[25.0 \ 25.0]$ [kg] と設定し Be を変化させた場合 (Fig. 9(b)), $Ke = \text{diag.}[400.0 \ 400.0]$ [N/m], $Be = \text{diag.}[200.0 \ 200.0]$ [Ns/m] と設定し Me を変化させた場合 (Fig. 9(c)) の 3 つの場合について調べた。Fig. 9 から設定したインピーダンスが、ほぼ正確に実現されていることがわかる。

6. まとめ

本論文では、インピーダンス制御そのものにロバスト性を導入するのではなく、状態フィードバック制御を利用して手先のインピーダンスを調節する方法を示した。また、DD ロボットを用いた実験によってその有効性を確認した。本手法は基本的に作業空間での位置制御に基づいて制御系を構成しているので、計算量はマニピュレータの関節自由度にあまり依存せず、一般に大きな自由度を有するマニピュレータを対象とした場合でも計算量の点で実現的な制御系を構成できる。今後は、冗長マニピュレータによる実験を行っていく

予定である。

(平成 7 年 11 月 17 日受付, 同 8 年 4 月 26 日再受付)

文献

- 1) N.Hogan, "Impedance Control; An Approach to Manipulation, Part I, II, III, " ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, 107, 1, pp.1-24(1985).
- 2) N.Hogan, "Stable Execution of contact tasks using impedance control," Proc.IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.1047 -1054(1987).
- 3) 館, 榊, 荒井, 西澤, ポロ, "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, 7,3,pp.172-183(1989).
- 4) R.Carelli and R.Kelly, "An Adaptive Impedance/ Force Controller Robot Manipulators," IEEE Trans.Automatic Control, vol.36, no.8, 967-971(1991).
- 5) R.Colbaugh and A.Engelmann, "Adaptive Compliant Motion Control of Manipulator," IEEE International Conference on Robotics and Automation vol4,pp2719-2726,(1994).

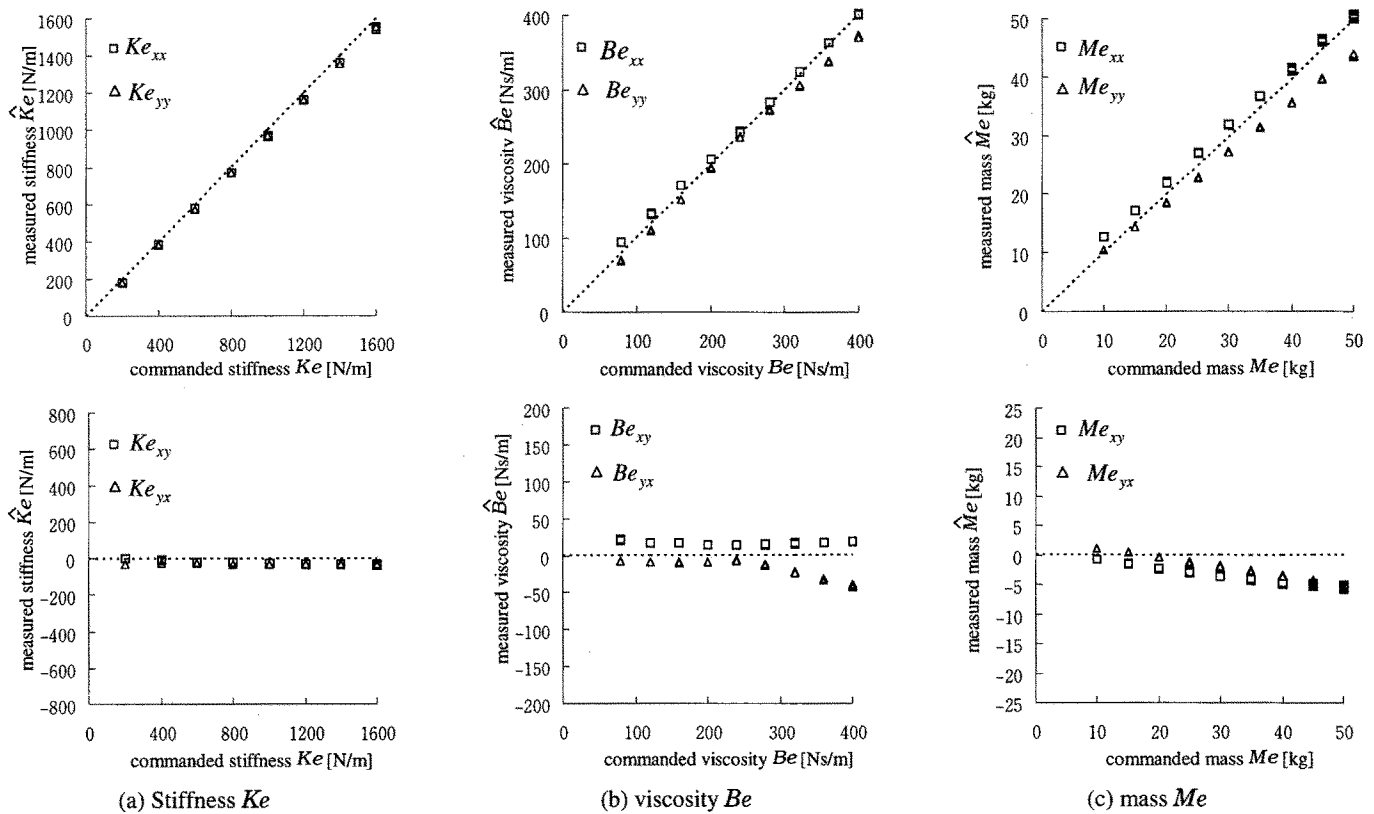


Fig.9 Comparison between commanded and measured impedance of the end-effector

- 6) W.-S.Lu and Q.-H.Meng, "Impedance Control with Adaptation for Robotic Manipulations," IEEE Transactions on Robotics and Automation, vol.7,no.3,pp.408-415(1991).
- 7) G.Liu and A.A.Goldenberg, "Robust hybrid impedance control of robot manipulators via a tracking control method," Proc.of the 1994 International Conference on Intelligent Robot and Systems,pp.1594-1601(1994).
- 8) C.Y.Kuo and S.P.T.Wang, "Robust Position Control of Robotic Manipulator in Cartesian Coordinates," IEEE Transactions on Robotics and Automation, vol.7, no.5, pp.653-659 (1991).
- 9) V.Potkonjak and M.Vukobratovic, "Two new methods for computer forming of dynamic equation of active mechanisms," Mechanism and Machine Theory, vol.14, no.3, pp.189-200(1987).

畑木 道生



1971年4月18日生まれ。1995年3月広島大学工学部第二類（電気系）卒業。同年4月、広島大学大学院工学研究科（博士課程前期）情報工学専攻入学、現在に至る。主にマニピュレータのインピーダンス制御の研究に従事。

辻 敏夫



（正員）1959年12月25日生。1985年広島大学大学院工学研究科博士課程前期修了。同年同大学工学部助手、1994年同助教、現在に至る。工学博士。人間とロボットの運動制御、ニューラルネット、マン・マシンシステムなどの研究に従事。計測自動制御学会、日本機械学会、日本ロボット学会、電子情報通信学会などの会員。

金子 真



1981年3月東京大学工学系研究科博士課程卒業。工学博士。同年4月、通産省工業技術院機械技術研究所入所。1990年4月、九州工業大学情報工学部助教授。1993年10月、広島大学教授、現在に至る。ロボットハンド、力覚センサ、触覚ベースアクティブセンシングなどの研究に興味を持つ。IEEE、計測自動制御学会、日本機械学会、日本ロボット学会などの会員。