フレキシブルアームの仮想受動関節モデルに基づく制御系の一設計法*

大川 不二夫^{*1}, 小林 順^{*1}
小川 裕文^{*2}, 本田 英己^{*3}

A Control Method Based on Virtual Joint Model of a Flexible Arm

Fujio OHKAWA^{*4}, Jun KOBAYASHI,
Hirofumi OGAWA and Hideki HONDA^{**}Department of Control Engineering, Kyushu Institute of Technology,
680-4 Kawazu, Iizuka-shi, Fukuoka, 820-8502 Japan

This paper proposes a control method of a flexible arm using virtual joint model. The virtual joint model of a flexible arm has many parameters that have to identify from measured dynamic and static characteristics. An adaptive control scheme is introduced to avoid a difficulty and complexity of this identification. But, a model reference adaptive control system cannot be applied for a tip position control of a flexible arm due to its non-minimum phase characteristic. Then, we designed an adaptive-type predictive control system to achieve the tip position control. Simulation and experimental results demonstrate an effectiveness of the proposed control system.

Key Words: Flexible Arm, Virtual Joint Model, Adaptive Control, Adaptive-Type Predictive Control

1. ま え が き

作業の高速化, 省エネルギー化のために軽量化されたマニピュレータは, その剛性の低さからきしみ振動を生じる。この例に代表されるように, フレキシブルマニピュレータなどフレキシブルシステムの振動の抑制については数多くの研究がなされている^{(1)~(6)}。まず, 制御系設計の前提として必要となるフレキシブルマニピュレータのモデリング法に関しては, 集中定数系によるモデリング法が数多く提案されている^{(6)~(8)}。吉川らは, 集中定数系モデルの一つとして, 仮想受動関節モデルを提案し, このモデルが分布定数系モデルと同程度の精度を持たせえることを示した⁽⁸⁾。このモデルは, 分布定数系モデルと比較すると簡潔であるために, 制御系設計がより容易に実現可能と考えられるが, このモデルパラメータには多くの自由度があり, その決定には試行錯誤が要求される。その結果, このモデルを用いた制御系設計に関しては,

今のところ報告は見られない。

本論文では, まず, 仮想受動関節モデルを用いた適応制御系の設計法を示した。すなわち, 仮想受動関節モデルの制御系設計に用いる場合の問題点と考えられるモデルパラメータ決定に関して, パラメータをリアルタイムで調整することにより制御目的を達成する適応制御系⁽⁹⁾を導入することにより解決できることを示した。次に, 設計した制御系の有効性をシミュレーションと実験により確認した。なお, モデル規範形適応制御系は逆ダイナミクスに基づいた設計手法であるため, 先端位置制御には適用できない。すなわち, フレキシブルアームにおいては, 関節トルクに対する関節角度のダイナミクスは最小位相系となるが, 先端位置のダイナミクスは非最小位相系となるためである⁽¹⁰⁾。したがって, 先端位置制御においては, 制御対象が非最小位相系である場合でも適用可能である適応形予測制御系⁽¹¹⁾⁽¹²⁾を設計するとともに, 実験装置により実験を行った。その結果, 比較的簡潔な制御系構成でもって, 良好な制御性能が得られ, 提案した制御系の有効性が確認された。

2. 適 応 制 御

ここでは, モデル規範形適応制御系を設計し, その

* 原稿受付 2001年4月23日。

^{*1} 正員, 九州工業大学情報工学部(☎820-8502 飯塚市川津680-4)。^{*2} 九州工業大学大学院。^{*3} (株)安川電機(☎806-0004 北九州市八幡西区黒崎城石2-1)。

E-mail: ohkawa@ces.kyutech.ac.jp

有効性を確認する。

2・1 モデリング ここで対象とする1リンクフレキシブルアーム系のモデル図は図1である。関節に加えられるトルクを τ 、関節角度を ϕ_1 とする。また、先端に取付けられたペイロードの重心位置 (x_e, y_e) と慣性座標系の原点を結ぶ直線の角度(以下では先端位置角度と呼ぶ)を ϕ_e とする。

仮想受動関節モデルによるモデリングは、ばね、ダンパの仮想受動関節によって結合されたリンクの連結により、フレキシブルアームを近似する方法である。

図1のフレキシブルアームを仮想受動関節を用いてモデル化した例を図2に示す。なお、ここでは簡単化のため、同じ長さの2本の仮想剛体リンクと1個の仮想受動関節でモデリングした。また、 ϕ_{v1} は仮想受動関節角度であり、次式により求める。

$$\phi_{v1} = 2 \left(\arctan \left(\frac{y_e}{x_e} \right) - \phi_1 \right) \quad (1)$$

なお、必要とされるリンクの本数は柔軟性に依存するが、これらの定量的な決定法はいまのところ明らかではない。

図2で示したモデルの運動方程式を導出すると次式を得る。

$$\begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} \\ M_{21} & M_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\phi}_1 \\ \ddot{\phi}_{v1} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} H_1 \\ H_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \tau \\ -d_{v1}\dot{\phi}_{v1} - k_{v1}\phi_{v1} \end{bmatrix}$$

Fig. 1 Flexible Arm

Fig. 2 Virtual Joint Model

ただし、

$$M_{11} = J_1 + J_2 + 2\alpha \cos \phi_{v1},$$

$$M_{12} = M_{21} = J_2 + \alpha \cos \phi_{v1}, M_{22} = J_2$$

$$H_1 = -\alpha \dot{\phi}_{v1} \{2\dot{\phi}_1 + \dot{\phi}_{v1}\} \sin \phi_{v1}, H_2 = \alpha \dot{\phi}_1^2 \sin \phi_{v1}$$

$$J_1 = I_{cv0} + m_{v0}l_{gv0}^2 + m_{v1}l_{v0}^2, J_2 = I_{cv1} + m_{v1}l_{gv1}^2,$$

$$\alpha = m_{v1}l_{v0}l_{gv1}$$

ϕ_1 : アーム関節角度 ϕ_{v1} : 仮想受動関節角度

τ : 入力トルク d_{v1} : 仮想受動関節のダンピング係数

k_{v1} : 仮想受動関節のばね係数

m_{v0}, m_{v1} : 仮想剛体リンクの質量

l_{v0}, l_{v1} : 仮想剛体リンクの長さ

l_{gv0}, l_{gv1} : 各リンク質量中心までの距離

I_{cv0}, I_{cv1} : 各リンクの質量中心周りの慣性モーメントである。

式(2)を用いて離散化すると、次式が得られる。

$$\tau(k) = Y(k+1)\sigma \quad (3)$$

ただし、

$$\begin{cases} Y = [y_1 \ y_2 \ y_3 \ y_4 \ y_5 \ y_6 \ y_7]^T: \text{回帰ベクトル} \\ \sigma = [\sigma_1 \ \sigma_2 \ \sigma_3 \ \sigma_4 \ \sigma_5 \ \sigma_6 \ \sigma_7]^T: \text{未知パラメータベクトル} \\ y_1(k) = \frac{\phi_1(k+1) - 2\phi_1(k) + \phi_1(k-1)}{T^2} \\ \quad = \Delta^2 \phi_1(k+1) \\ y_2(k) = -\cos \phi_{v1}(k) [\cos \phi_{v1}(k) \cdot \Delta^2 \phi_1(k+1) \\ \quad + \sin \phi_{v1}(k) \cdot \{\Delta \phi_1(k)\}^2] \\ y_3(k) = -\sin \phi_{v1}(k) [\{\Delta \phi_1(k)\}^2 \\ \quad + \Delta \phi_{v1}(k) \cdot \{2\Delta \phi_1(k) + \Delta \phi_{v1}(k)\}] \\ y_4(k) = -\cos \phi_{v1}(k) \cdot \Delta \phi_{v1}(k), \\ y_5(k) = -\cos \phi_{v1}(k) \cdot \phi_{v1}(k) \\ y_6(k) = -\Delta \phi_{v1}(k), \quad y_7(k) = -\phi_{v1}(k) \\ \Delta = \frac{1-z^{-1}}{T} \\ (z: 1 \text{ サンプル周期シフト演算子}) \\ \sigma_1 = J_1, \ \sigma_2 = \frac{\alpha^2}{J_2}, \ \sigma_3 = \alpha, \ \sigma_4 = \frac{\alpha d_{v1}}{J_2}, \\ \sigma_5 = \frac{\alpha k_{v1}}{J_2}, \ \sigma_6 = d_{v1}, \ \sigma_7 = k_{v1} \end{cases}$$

である。

2・2 適応則 式(3)の未知パラメータ σ を、可調整パラメータ $\hat{\sigma}(k)$ で置き換えた同定モデルを

$$\hat{\tau}_1(k) = Y(k+1)\hat{\sigma}(k+1) \quad (4)$$

とすると、入力誤差 $\eta(k)$ は、

$$\eta(k+1) \triangleq \hat{\tau}_1(k) - \tau_1(k) = Y(k+1)\{\hat{\sigma}(k+1) - \sigma\} \quad (5)$$

となる。式(5)は誤差方程式の一般形であるので、種々の適応アルゴリズムにより、 $k \rightarrow \infty$ に対し、 $\eta(k)$

$+1) \rightarrow 0$ と $\bar{\sigma}(k+1) - \bar{\sigma}(k) \rightarrow 0$ が保証される⁽⁹⁾.

次に, $Y(k+1)$ に含まれる $\phi_1(k)$ の未来値 $\phi_1(k+1)$ を目標値 $\phi_{1d}(k+1)$ で置き換えたものを $Y_d(k+1)$ とし, 制御入力を次式で合成する.

$$\begin{aligned} \tau_1(k) = & \bar{\sigma}_1(k) \cdot \frac{\phi_{1d}(k+1) - 2\phi_1(k) + \phi_1(k-1)}{T^2} \\ & - \bar{\sigma}_2(k) \left\{ \cos^2 \phi_{v1}(k) \right. \\ & \times \frac{\phi_{1d}(k+1) - 2\phi_1(k) + \phi_1(k-1)}{T^2} \\ & + \cos \phi_{v1}(k) \sin \phi_{v1}(k) \{ \Delta \phi_1(k) \}^2 \} \\ & - \bar{\sigma}_3(k) \{ \sin \phi_{v1}(k) \{ \Delta \phi_1(k) \}^2 \\ & + \sin \phi_{v1}(k) \Delta \phi_{v1}(k) \{ 2\Delta \phi_1(k) + \Delta \phi_{v1}(k) \} \} \\ & - \bar{\sigma}_4(k) \cos \phi_{v1}(k) \Delta \phi_{v1}(k) \\ & - \bar{\sigma}_5(k) \cos \phi_{v1}(k) \phi_{v1}(k) \\ & - \bar{\sigma}_6(k) \Delta \phi_{v1}(k) - \bar{\sigma}_7(k) \phi_{v1}(k) - Ke(k) \\ = & Y_d(k+1) \bar{\sigma}(k) - Ke(k) \\ e(k) = & \phi_{1d}(k) - \phi_1(k) \end{aligned} \quad (6)$$

ただし, K はフィードバックゲインである.

式(4)と(6)より, 入力誤差方程式は次式となる.

$$\begin{aligned} \eta(k+1) = & Y(k+1) \{ \bar{\sigma}(k+1) - \bar{\sigma}(k) \} \\ & - \frac{\bar{\sigma}_1(k) - \bar{\sigma}_2(k) \cos^2 \phi_{v1}(k)}{T^2} e(k+1) + Ke(k) \end{aligned} \quad (7)$$

$k \rightarrow \infty$ に対して, 適応アルゴリズムにより $\eta(k+1) \rightarrow 0$ と $\bar{\sigma}(k+1) - \bar{\sigma}(k) \rightarrow 0$ が保証されているので,

Table 1 Physical Parameters

Length (m)	0.5500
Linear Density (kg/m)	0.3140
Young's Modulus (N/m ²)	2.060×10^{11}
Polar Moment of Inertia of Area (m ⁴)	3.333×10^{-11}
Damping Coefficient (Nm ³ s/kg)	2.080×10^{-4}

Fig. 3 Schematic Diagram of Experimental Apparatus

$$\begin{aligned} & \frac{\bar{\sigma}_1(k) + \bar{\sigma}_2(k) \cos^2 \phi_{v1}(k)}{T^2} e(k+1) - Ke(k) \rightarrow 0 \\ & \dots\dots\dots (8) \end{aligned}$$

が成り立つ. したがって, フィードバックゲイン K を適切に設定することにより, $e(k) \rightarrow 0 (k \rightarrow \infty)$ を実現できる.

2.3 シミュレーションおよび実験

シミュレーションおよび実験により構成した適応制御系の有効性を検証した. なお, 用いた適応則は, 最小二乗法形で, フィードバックゲイン K は 10 である. また, 実験装置の概念図を図 3 に示す. このときのフレキシブルアームのパラメータを表 1 に示す. ペイロードは質量 0.1979 (kg) の質点, サンプル周期は 0.01 s とした.

Fig. 4 Simulation Result

Fig. 5 Experimental Result

すなわち、サーボモータの駆動軸に一端を固定され、水平面内を回転するフレキシブルアームの先端に、位置検出用2リンクアームが連結されているものとする。ただし、連結はこれらが一つの軸を共有し、その軸周りに自由に回転するような状態にある、いわゆる回転対偶であるとする。従って、フレキシブルアームは2リンクアームに対して力を与えることはできるがトルクを与えることはできない状態にある。また、この2リンクアームにはそれぞれのアームの回転角度を検出するエンコーダが取付けられており、それらによりフレキシブルアームの先端位置を検出する構成になっている。シミュレーション結果を図4、実験結果を図5に示す。

図4と5では、適応アルゴリズムでパラメータが調整されることにより、関節角度が目標値に良好に追従しており、構成した適応制御系の有効性が確認された。なお実験(図5)では、入力により大きな振動現象が生じ、その結果関節角度の過渡特性に振動がみられる。これは駆動部の静止摩擦の影響によるものと考えられる。

3. 適応形予測制御

ここでは予測制御系を設計し、その有効性を確認した。

3・1 数式モデルの誘導 図1に示す1リンクフレキシブルアームを、図6に示す仮想受動関節モデルにより、モデル化した。

ここで、仮想受動関節角度の変動は十分小さいと仮定し先端位置角度 ϕ_e は次式で近似できるとする。

$$\phi_e \cong \phi_1 + \frac{l_{v1}\phi_{v1} + l_{v2}(\phi_{v1} + \phi_{v2})}{l_{v0} + l_{v1} + l_{v2}} \quad \dots\dots\dots (9)$$

仮想受動関節モデルの運動方程式を導出すると次式を得る。

Fig. 6 Virtual Joint Model

$$\begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} & M_{13} \\ M_{21} & M_{22} & M_{23} \\ M_{31} & M_{32} & M_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\phi}_1 \\ \ddot{\phi}_{v1} \\ \ddot{\phi}_{v2} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} H_1 \\ H_2 \\ H_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \tau \\ -d_{v1}\dot{\phi}_{v1} - k_{v1}\phi_{v1} \\ -d_{v2}\dot{\phi}_{v2} - k_{v2}\phi_{v2} \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots (10)$$

ただし、

$$\begin{aligned} M_{11} &= J_0 + J_1 + J_2 + 2\alpha_1 \cos \phi_{v1} + 2\alpha_2 \cos \phi_{v2} \\ &\quad + 2\alpha_3 \cos \phi_{v1} + 2\alpha_4 \cos (\phi_{v1} + \phi_{v2}) + m_{v1}l_{v0}^2 \\ &\quad + m_{v2}l_{v0}^2 + m_{v1}l_{v1}^2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} M_{12} &= M_{21} = J_1 + J_2 + \alpha_1 \cos \phi_{v1} + 2\alpha_2 \cos \phi_{v2} \\ &\quad + \alpha_3 \cos \phi_{v1} + \alpha_4 \cos (\phi_{v1} + \phi_{v2}) + m_{v2}l_{v1}^2 \end{aligned}$$

$$M_{13} = M_{31} = J_2 + \alpha_2 \cos \phi_{v2} + \alpha_4 \cos (\phi_{v1} + \phi_{v2})$$

$$M_{22} = J_1 + J_2 + 2\alpha_2 \cos \phi_{v2} + m_{v2}l_{v1}^2$$

$$M_{23} = M_{32} = J_2 + \alpha_2 \cos \phi_{v2}$$

$$M_{33} = J_2$$

$$\begin{aligned} H_1 &= (-\alpha_1 \sin \phi_{v1} - \alpha_3 \sin \phi_{v1} \\ &\quad - \alpha_4 \sin (\phi_{v1} + \phi_{v2}))\dot{\phi}_{v1}^2 + ((-2\alpha_2 \sin \phi_{v2} \\ &\quad - 2\alpha_4 \sin (\phi_{v1} + \phi_{v2}))\dot{\phi}_{v2} - 2\alpha_1 \sin \phi_{v1} \cdot \dot{\phi}_1(t) \\ &\quad - 2\alpha_4 \sin (\phi_{v1} + \phi_{v2})\dot{\phi}_1 - 2\alpha_3 \sin \phi_{v1} \cdot \dot{\phi}_1)\dot{\phi}_{v1} \\ &\quad + (-\alpha_2 \sin \phi_{v2} - \alpha_4 \sin (\phi_{v1} + \phi_{v2}))\dot{\phi}_{v2}^2 \\ &\quad + (-2\alpha_4 \sin (\phi_{v1} + \phi_{v2}) \cdot \dot{\phi}_1 \\ &\quad - 2\alpha_2 \sin \phi_{v2} \cdot \dot{\phi}_1)\dot{\phi}_{v2} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} H_2 &= -2\alpha_2 \sin \phi_{v2} \cdot \dot{\phi}_{v2}\dot{\phi}_{v1} - \alpha_2 \sin \phi_{v2} \cdot \dot{\phi}_{v2}^2 \\ &\quad + ((-2\alpha_2 \sin \phi_{v2} - \alpha_4 \sin (\phi_{v1} + \phi_{v2}))\dot{\phi}_1 \\ &\quad + \alpha_4 \sin (\phi_{v1} + \phi_{v2})\dot{\phi}_1)\dot{\phi}_{v2} \\ &\quad - (-\alpha_1 \sin \phi_{v1} - \alpha_3 \sin \phi_{v1} \\ &\quad - \alpha_4 \sin (\phi_{v1} + \phi_{v2}))\dot{\phi}_1^2 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} H_3 &= \alpha_2 \sin \phi_{v2} \cdot \dot{\phi}_{v1}^2 \\ &\quad + ((-2\alpha_2 \sin \phi_{v2} - \alpha_4 \sin (\phi_{v1} + \phi_{v2})) \cdot \dot{\phi}_1 \\ &\quad - \alpha_4 \sin (\phi_{v1} + \phi_{v2}) \cdot \dot{\phi}_1) \cdot \dot{\phi}_{v1} \\ &\quad - (-\alpha_2 \sin \phi_{v2} - \alpha_4 \sin (\phi_{v1} + \phi_{v2}))\dot{\phi}_1^2 \end{aligned}$$

$$J_0 = I_{cv0} + m_{v0}l_{gv0}^2, J_1 = I_{cv1} + m_{v1}l_{gv1}^2,$$

$$J_2 = I_{cv2} + m_{v2}l_{gv2}^2$$

$$\alpha_1 = m_{v1}l_{v0}l_{gv1}, \alpha_2 = m_{v2}l_{v1}l_{gv2}, \alpha_3 = m_{v2}l_{v0}l_{gv1},$$

$$\alpha_4 = m_{v2}l_{v0}l_{gv2}$$

ϕ_1 : アーム関節角度 ϕ_{v1}, ϕ_{v2} : 仮想受動関節角度

τ : 入力トルク

d_{v1}, d_{v2} : 仮想受動関節のダンピング係数

k_{v1}, k_{v2} : 仮想受動関節のばね係数

m_{v0}, m_{v1}, m_{v2} : 仮想剛体リンクの質量

l_{v0}, l_{v1}, l_{v2} : 仮想剛体リンクの長さ

$l_{gv0}, l_{gv1}, l_{gv2}$: 各リンク質量中心までの距離

$I_{cv0}, I_{cv1}, I_{cv2}$: 各リンクの質量中心周りの慣性モーメント

式(9)の近似を用いて、式(10)における関節角度 ϕ_1

を先端位置角度 ϕ_e に変換し、さらに非線形項を無視すると、次の運動方程式が得られる。

$$\begin{bmatrix} \bar{M}_{11} & \bar{M}_{12} - \bar{M}_{11}\beta_1 & -\bar{M}_{11}\beta_2 + \bar{M}_{13} \\ \bar{M}_{12} & \bar{M}_{22} - \bar{M}_{12}\beta_1 & -\bar{M}_{12}\beta_2 + \bar{M}_{23} \\ \bar{M}_{13} & \bar{M}_{23} - \bar{M}_{13}\beta_1 & -\bar{M}_{13}\beta_2 + \bar{M}_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\phi}_e \\ \ddot{\phi}_{v1} \\ \ddot{\phi}_{v2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \tau \\ -d_{v1}\dot{\phi}_{v1} - k_{v1}\phi_{v1} \\ -d_{v2}\dot{\phi}_{v2} - k_{v2}\phi_{v2} \end{bmatrix}$$

ただし、

$$\begin{aligned} \bar{M}_{11} &= J_0 + J_1 + J_2 + 2\alpha_1 + 2\alpha_2 + 2\alpha_3 + 2\alpha_4 \\ &\quad + m_{v1}l_{v0}^2 + m_{v2}l_{v0}^2 + m_{v2}l \\ \bar{M}_{12} &= J_1 + J_2 + \alpha_1 + 2\alpha_2 + \alpha_3 + \alpha_4 + m_{v2}l_{v1}^2 \\ \bar{M}_{13} &= J_2 + \alpha_2 + \alpha_4, \quad \bar{M}_{22} = J_1 + J_2 + 2\alpha_2 + m_{v2}l_{v1}^2 \\ \bar{M}_{23} &= J_2 + \alpha_2, \quad \bar{M}_{33} = J_2 \\ \beta_1 &= \frac{l_{v1} + l_{v2}}{l_{v0} + l_{v1} + l_{v2}}, \quad \beta_2 = \frac{l_{v2}}{l_{v0} + l_{v1} + l_{v2}} \end{aligned}$$

である。

さらに、適応形予測制御系を設計するために必要となるフレキシブルアームの離散時間モデルを導出する。

入力トルク τ_1 から先端位置角度 ϕ_e の関数を求めると(11)式を得る。なお、演算時間として1サンプリング周期のむだ時間を考慮している。

$$\phi_e(k+1) = Y^T(k)\sigma \quad (11)$$

ただし、 $Y(k)$ と σ は以下のとおりである。

$$\begin{aligned} Y^T(k) &\triangleq [\phi_e(k), \dots, \phi_e(k-5), \tau(k-1), \dots, \tau(k-6)] \\ \sigma^T &\triangleq [a_{d1}, \dots, a_{d6}, b_{d1}, \dots, b_{d6}] \end{aligned}$$

a_{di}, b_{di} : 仮想受動関節モデルから構成されるパラメータ

3.2 適応形予測制御の概説 適応形予測制御の基本となっているモデル予測制御は、概念として“制御量の将来の動きを予測し、その予測する動きが希望としている動きになるように操作量をサンプル時刻ごとに

に決め直していく”であり、その概念図を図7に示す。

まず、現時刻 k において $y(k)$ を観測し、 $y(k)$ を始点として、設定値 R に近づく目標値の軌道

$$y_R(k+j), \quad (L \leq k \leq L+P-1: \text{評価区間})$$

を計算する。これは、出力を一気に設定値にもっていくとするのではなく、ある滑らかな軌道に沿って最終的に設定値に到達させる手法である。その軌道を参照軌道と呼ぶ。

軌道を決めた後、さらに、 $y(k)$ を始点として L ステップ先の未来から P ステップにわたる出力の値、 $y_P(k+L), \dots, y_P(k+L+P-1)$ をプロセスのモデルを使って予測し、その評価区間で予測値が参照軌道に近くなるように、 M ステップの入力 $u(k), \dots, u(k+M-1)$ を計算する。計算した入力のうち、 $u(k)$ のみを用い、時刻 $(k+1)$ において出力 $y(k+1)$ を再び観測するというものである。これに適応の概念を導入した手法が適応形予測制御である。ここで設計する適応形予測制御系の目的は、設定した評価区間 $[N_1, N_2]$ において、先端位置角度の予測値 ϕ_{ep} が先端位置角度の目標値 ϕ_{ed} と等しくなるようにすることである。これは、評価関数

$$J(N_1, N_2) = \sum_{j=N_1}^{N_2} \{\phi_{ep}(k+j) - \phi_{ed}(k+j)\}^2 \quad (12)$$

を最小にする $\tau(k)$ は次式より得られる。

$$\frac{\partial J(N_1, N_2)}{\partial \tau(k)} = 0 \quad (13)$$

3.3 適応形予測制御の設計 まず、線形離散時間モデル式(11)に基づき、先端位置角度 $\phi_e(k)$ を次式により推定する。

$$\hat{\phi}_e(k) = Y^T(k-1)\hat{\sigma}(k) \quad (14)$$

ここで、 $\hat{\phi}_e(k)$ は先端位置角度の推定値、 $\hat{\sigma}(k)$ はパラメータベクトルの推定値である。

推定誤差 $\varepsilon(k)$ は、式(11)と(14)より以下のようになる。

$$\begin{aligned} \varepsilon(k) &\triangleq \phi_e(k) - \hat{\phi}_e(k) \\ &= Y^T(k-1)\{\sigma - \hat{\sigma}(k)\} \quad (15) \end{aligned}$$

これは、誤差方程式の一般形であるので、種々の提案されている適応アルゴリズムにより、 $\varepsilon(k) \rightarrow 0 (k \rightarrow \infty)$ が保証される⁽⁹⁾。

次に、現時点の推定誤差と現時点より先の推定誤差は一定と考え、 j 時点先の先端位置角度の予測値を次式で推定する。

$$\phi_{ep}(k+j) = \hat{\phi}_e(k+j) + \varepsilon(k) \quad (16)$$

ここで、入力トルクの未来値は現時点の入力トルクと等しく、先端位置角度の未来値は現時点での予測値に等しい、すなわち、

Fig. 7 Model Predictive Control Conception

$$\tau_1(k+j) = \tau_1(k), \quad \phi_e(k+j) = \phi_{ep}(k+j)$$

と仮定する。未来の推定パラメータと現在の推定パラメータを一定と考えると、 j 時点先の予測値は次式で得られる。

$$\phi_{ep}(k+j) = g_j(k)\tau_1(k) + h_j(k) \quad \dots\dots\dots (17)$$

ただし、

$$\begin{cases} g_j(k) = \sum_{i=1}^{2N} \{ \hat{a}_{di}(k)g_{j-i}(k) + \hat{b}_{di}(k)m_{j-i} \} \\ h_j(k) = \sum_{i=1}^{2N} \{ \hat{a}_{di}(k)h_{j-i}(k) + \hat{b}_{di}(k)n_{j-i} \} + \varepsilon(k) \\ g_j(k) = 0 \quad (j \leq 0) \\ m_j = \begin{cases} 0 & (j \leq 0) \\ 1 & (j \geq 1) \end{cases} \\ h_0(k) = \phi_e(k), \quad h_{-1}(k) = \phi_e(k-1) \\ h_{-2}(k) = \phi_e(k-2), \quad h_{-3}(k) = \phi_e(k-3) \\ n_j = \begin{cases} \tau_1(k+j-1) & (j \leq 0) \\ 0 & (j \geq 1) \end{cases} \end{cases}$$

$\hat{a}_{di}(k), \hat{b}_{di}(k)$: パラメータ a_{di}, b_{di} の推定値である。

したがって、式(8)を満足する入力トルクは、次式で与えられる。

$$\tau_1(k) = \left\{ \sum_{j=N_1}^{N_2} g_j^2(k) \right\}^{-1} \sum_{j=N_1}^{N_2} g_j(k) \{ \phi_{ed}(k+j) - h_j(k) \} \quad \dots\dots\dots (18)$$

3・4 シミュレーションおよび実験 ここでは、式(5)に対して適応形予測制御系を構成し、その有効性を計算機シミュレーションおよび実験により検証した。用いたフレキシブルアームの物理パラメータを表2に示す。ペイロードは質量0.1979 kgの質点、サンプリング周期は0.1 sとした。

シミュレーション結果を図8と9に、実験結果を図10と11に示す。図8は評価区間を[1, 4]とし、図9は評価区間を[1, 10]とした場合のシミュレーション結果である。図8における推定パラメータの初期値は、すべて1としてある。これにより推定されたパラメータを図9の推定パラメータの初期値としている。図8より、目標値によく追従していることがわかる。しかし、図9では、振幅・位相ともに目標値からの誤差が見られる。これは、評価区間を広くすることにより、制御系の帯域幅が狭くなったためと考える。

次に、実験結果図10と11から、先端位置角度に振動がみられる。また、推定パラメータも一定値に落ち着いていない。これは、実験装置の駆動部における摩擦の変化により、パラメータの収束が十分でないこと

Table 2 Physical Parameters

Length (m)	0.5500
Linear Density (kg/m)	0.6920
Young's Modulus (N/m ²)	1.255×10^{11}
Polar Moment of Inertia of Area (m ⁴)	2.667×10^{-11}
Damping Coefficient (Nm ³ s/kg)	5.564×10^{-4}

Fig. 8 Simulation Result

Fig. 9 Simulation Result

Fig. 10 Experimental Result

Fig. 11 Experimental Result

によるものと考えられる。しかし、駆動部の摩擦変化があるにもかかわらず、目標値への追従性は良好な結果が得られている。より高速・高精度な追従性能を得るためには、摩擦も考慮した制御系を設計する必要があると考えられる。

また、剛性の異なる2種類のアーム A, アーム B に

Fig. 12 Experimental Result (Arm A)

Fig. 13 Experimental Result (Arm B)

ついて、同じ条件の下で実験を行った。その結果を図 12 と 13 に示す。ここで、アーム A とアーム B の物理パラメータは、アーム A が表 2, アーム B が表 1 に示している。

実験結果図 12 と 13 から、適応形予測制御を使うことにより、剛性の異なるアームに対しても同一のアルゴリズムで制御可能であり、本制御手法がフレキシブルアームの制御に適していることが裏付けられた。

なお、ここで対象とした実験装置に対しては、開ループ実験より二次モードまでが顕著に表れており、仮想受動関節 2 個と仮想剛体リンク 3 本でモデリングすることにより、満足いく結果が得られた。

4. あとがき

本論文では、フレキシブルマニピュレータに対して仮想受動関節モデルに基づき、適応制御系と適応形予測制御系を設計し、その有効性を 1 リンクフレキシブルマニピュレータにより検証した。

まず、仮想受動関節モデルの問題点のひとつであるパラメータ決定問題を、適応制御手法を導入して解決できることを示した。また、角度制御実験により、そ

の有効性を裏付けた。

次に、先端位置制御に対しては、ダイナミクスが、非最小位相系となる場合でも適用可能な適応形予測制御系を設計し、その有効性をシミュレーションと実験により確認した。さらに、剛性の異なる2種類のアームにおいても、同条件で実験を行い有効性を確認した。また、評価区間と帯域幅の関係について考察した。

これらのことから、仮想受動関節モデルに基づく適応形予測制御系が、フレキシブルマニピュレータの制御において有用であることが確認できた。

なお、仮想受動関節モデルは低次近似モデルで、基本的にはアームの顕著に表れるモード数に応じて仮想受動関節数を設定する手法である。したがって、他の近似手法と同様に省略した高次成分の影響が問題となり、目標とする制御性能が達成できない場合には、さらに仮想受動関節を増加させる必要がある。しかし、関節の増加とともにパラメータ数が増大し制御系設計が複雑となる。これらに関しては今後の課題とした。

文 献

- (1) 日本ロボット学会編, フレキシブルマニピュレータ特集: 日本ロボット学会誌, 12-2 (1994), 169-223.
- (2) 大川不二夫・ほか4名, フレキシブルマニピュレータの単純化デジタル制御, 機論, 65-629, C, (1999), 154-160.
- (3) 福田敏男, フレキシブルロボットアームの制御, 機論, 51-468, C(1985), 2140-2144.
- (4) 土屋和雄・渡辺誠治, 柔軟多体系の運動方程式のラグランジェ形式による定式化, 機論, 59-468, C(1993), 411-421.
- (5) 坂和愛幸・松野文俊, フレキシブル・アームのモデリングと制御, 計測と制御, 25-1 (1988), 64-70.
- (6) Sakawa, Y., Matuno, F. and Fukushima, S., Modeling and Feedback Control of a Flexible Arm, *J. Rob. Systems*, 2-4 (1985), 43-81.
- (7) Jiang, Z. H.・内山勝・箱守京次郎, 有限要素法近似モデルを用いたnリンク弾性ロボットの動的補償制御, 第30回自動制御連合講演会, (1987), 169-170.
- (8) 吉川恒夫・ほか1名, フレキシブルアームに対する仮想受動関節モデルの有効性, 日本ロボット学会誌, 17-2 (1999), 250-259.
- (9) 金井喜美雄, ロバスト適応制御入門, (1989), オーム社.
- (10) Spector, V. A. and Flashner, H., *Modeling and Design Implications of Noncollocated Control Flexible Systems*, 112 (1990-6), 186-193.
- (11) Kaynak, O., Predictive Control of a Robotic Arm, *IFAC Robot Control Karlsruhe*, (1988), 213-218, FRG.
- (12) 大川不二夫・ほか4名, 水中マニピュレータの適応予測制御, 機論, 61-583 (1995), 1072-1077.