

パラメータ同定器を有する2リンクロボットアームのセンサレス制御*

深尾 洋一郎^{*1}, 野波 健蔵^{*2}, 大貫 修^{*3}
伊藤 貴之^{*3}, 藤本 拓馬^{*4}, 成毛アルベルト仙三^{*4}Sensorless Positioning Control of Two Link Robot Arms
by Means of Parameter IdentificationYoichiro FUKAO, Kenzo NONAMI^{*5}, Osamu OHNUKI,
Takayuki ITO, Takuma FUJIMOTO and Senzo Aruberuto NARUKE^{*5} Chiba University, 1-33 Yayoi-cho, Inage-ku, Chiba, Chiba, 263-8522 Japan

In this study, we have extended the previous sensorless positioning control of single-link robot arm to a two-link robot arm system. Sliding mode control is useful for multiple-link robot arm which contains the nonlinear characteristics at the drive system. And, in the sensorless control, a variation of coil resistance which is used as an uncertain parameter of the actuator. Such uncertain parameter has been estimated by using parameter identifier. Moreover, It has been verified that our proved control scheme is very useful for the sensorless control system with unknown parameters. we proved the usefulness by experiments.

Key Words: Parameter Identifier, Robust Control, Nonlinear Control, Positioning, Two Link Robot Arm, Sliding Mode Control, Sensorless Control, Nonlinear Friction Torque

1. 緒 言

センサレス制御とは力学量検出用変位センサ, 速度センサ, 加速度センサなどを用いずに制御を行うことをいう⁽¹⁾⁻⁽³⁾. このような手法は, アクチュエータそのものがセンサとしての役割も兼ねるという性質を利用した制御方法であるため, セルフセンシングとも呼ばれる.

本研究において, センサレス制御にする利点として(1)コスト低減(2)小形, 軽量化(3)省スペース化などがあげられる. 著者らは1リンクロボットアームについてスライディングモードオブザーバ・制御系を適用したセンサレス制御による位置決め制御系を実現した⁽⁴⁾. 本研究はこうした一リンクロボットアームのセンサレス制御法を多リンクロボットアームに拡張することを考える.

「センサレス化が可能である理論的背景」として「本研究では, システムの全状態量がアクチュエータ

に発生する電流により推定可能である. すなわち, 可観測性が成立しているため, センサレス化が可能である」と考える.

また, 多リンクロボットアームのような非線形摩擦システムを高速, 高精度で制御するには, 高速運転時に現れる遠心力, コリオリ力の影響, 慣性モーメントの変動による影響などを速やかに補償する必要がある. しかしこれらの影響は数学モデルを立てた場合, 多変数系の非線形干渉項として現れるため, その補償は容易ではない. 特にロボットアームが何らかの対象物をハンドリングする場合, 対象物の重量変動に伴い, ロボットアームの動特性は大きく変動する. このような非線形と不確かさを有する系に対する制御手法として, スライディングモード制御は極めて有力である.

本研究では, 多リンクロボットアームの一例として二リンクアームを扱いロバストなセンサレス制御系の定式化を行った. 具体的には, 多リンク機構に伴う非線形なリンクの干渉, 駆動系の非線形摩擦, 未知質量を有する物体のハンドリングを想定したアームの動特性の変動分をすべてスライディングモード制御の非線形入力により打ち消し, これらに対してロバストなセンサレス制御系を構築した. 特に, 多リンクアーム系の非線形項, 不確かさの項をとりまとめ, この上界値

* 原稿受付 1999年11月10日.

^{*1} 学生員, 千葉大学大学院 (〒263-8522 千葉市稲毛区1-33).^{*2} 正員, 千葉大学工学部.^{*3} 正員, 千葉大学大学院.^{*4} 千葉大学大学院.

E-mail: nonami@meneth.tm.chiba-u.ac.jp

を越える切換入力を見積もることでスライディングモードを実現した。一方、1リンクで適用したスライディングモードオブザーバは多リンクでは適用が容易でないために観測電流から全状態を得ている。また、センサレスの制御において特に問題となるアクチュエータのコイル抵抗の変動に対しては、パラメータ同定器を併用することにより対処した。そして、得られたセンサレス制御系の有効性をシミュレーションと実験により検証している。

2. 制御系設計のためのモデリング

図1に示すような水平面で運動する二リンクロボットアームのモデルを考える。運動方程式は次式となる。

$$J(\theta)\ddot{\theta} + C(\theta, \dot{\theta}) + D\dot{\theta} = u + T_f \dots\dots\dots(1)$$

ただし、

$$J = \begin{bmatrix} J_{11} & J_{12} \\ J_{21} & J_{22} \end{bmatrix}, C = \begin{bmatrix} C_1 \\ C_2 \end{bmatrix}, D = \begin{bmatrix} D_1 & 0 \\ 0 & D_2 \end{bmatrix}$$

$$u = \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{bmatrix}, T_f = \begin{bmatrix} T_{f1} \\ T_{f2} \end{bmatrix}, \theta = \begin{bmatrix} \theta_1 \\ \theta_2 \end{bmatrix}$$

$$J_{11} = (M_1 + M_2)L_1^2 + M_2L_2^2 + 2M_2L_1L_2\cos\theta_2 + J_1$$

$$J_{12} = J_{21} = M_2L_2^2 + M_2L_1L_2\cos\theta_2$$

$$J_{22} = M_2L_2^2 + J_2$$

$$C_1 = -M_2L_1L_2\dot{\theta}_2^2\sin\theta_2 - 2M_2L_1L_2\dot{\theta}_1\dot{\theta}_2\sin\theta_2$$

$$C_2 = M_2L_1L_2\dot{\theta}_1^2\sin\theta_2$$

ここで、 $J(\theta)$ は慣性行列、 $C(\theta, \dot{\theta})$ は遠心力とコリオリ力をまとめた項、 $D\dot{\theta}$ は粘性摩擦に関する項、 T_f は非線形摩擦力の項を表す。また、1形のサーボ系を構成するため次式の変数 z_1, z_2 を導入する。

$$\begin{aligned} z_1 &= \int_0^t (\theta_{r1} - \theta_1) dt \\ z_2 &= \int_0^t (\theta_{r2} - \theta_2) dt \end{aligned} \dots\dots\dots(2)$$

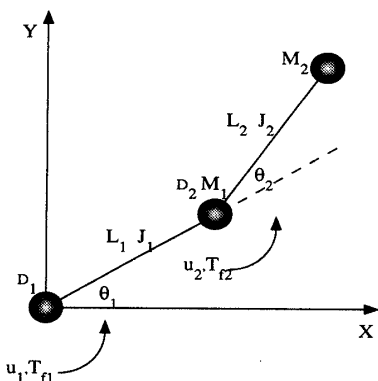


Fig. 1 Model of two-link robot arm

θ_{r1}, θ_{r2} はそれぞれ第1関節と第2関節の目標回転角度を表す。式(1)より、次の状態方程式が得られる。

$$\dot{x} = Ax + B(u + T_f + T_{NL}) + E\theta_r \dots\dots\dots(3)$$

ここで、

$$A = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, B = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ \tilde{b}_1 & 0 \\ 0 & \tilde{b}_2 \end{bmatrix},$$

$$E = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}, \theta_r = \begin{bmatrix} \theta_{r1} \\ \theta_{r2} \end{bmatrix}, x = \begin{bmatrix} z_1 \\ z_2 \\ \theta_1 \\ \theta_2 \\ \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \end{bmatrix}$$

$$\tilde{b}_1 = \frac{1}{(M_1 + M_2)L_1^2 + M_2L_2^2 + 2M_2L_1L_2\cos\theta_{r2} + J_1}$$

$$\tilde{b}_2 = \frac{1}{M_2L_2^2 + J_2}$$

$$T_{NL1} = M_2L_1L_2\dot{\theta}_2^2\sin\theta_2 + 2M_2L_1L_2\dot{\theta}_1\dot{\theta}_2\sin\theta_2 - (M_2L_2^2 + M_2L_1L_2\cos\theta_2)\dot{\theta}_2 - D_1\dot{\theta}_1$$

$$T_{NL2} = -M_2L_1L_2\dot{\theta}_2^2\sin\theta_2 - (M_2L_2^2 + M_2L_1L_2\cos\theta_2)\dot{\theta}_2 - D_2\dot{\theta}_2$$

式(3)より、ロボットアームによる物体のハンドリングに伴う質量変動や姿勢変化によって B が変動することがわかる。ある条件における B の値をノミナル値と定義したときのノミナル値からの変動分 ΔB を考えると式(3)は次のように表される。

$$\begin{aligned} \dot{x} &= Ax + (B + \Delta B)(u + T_f + T_{NL}) + E\theta_r \\ &= Ax + B(u + T_f + T_{NL}) \\ &\quad + \Delta B(u + T_f + T_{NL}) + E\theta_r \dots\dots\dots(4) \end{aligned}$$

また B の要素の関係から B の変動分 ΔB に関する項が次式のようなマッチング条件を満たすことは明らかである。

$$\Delta B(u + T_f + T_{NL}) = B\lambda \dots\dots\dots(5)$$

ここで λ は次のようなある大きさの成分をもつベクトルである。

$$\lambda = [\lambda_1, \lambda_2]^T \dots\dots\dots(6)$$

よって式(4)は次式のように書き換えられる。

$$\begin{aligned} \dot{x} &= Ax + B(u + T_f + T_{NL}) + B\lambda + E\theta_r \\ &= Ax + B(u + T_f + T_{NL} + \lambda) + E\theta_r \\ &= Ax + B(u + \nu) + E\theta_r \dots\dots\dots(7) \end{aligned}$$

ただし、

$$\nu = T_f + T_{NL} + \lambda$$

である。すなわち $\nu = [\nu_1 \ \nu_2]^T$ は不確かさをひとまと

めにした項とみなすことができる。式(7)の物理的意味はすべてのモデルの不確かさや外部からの擾乱が制御入力のチャンネルから入ってくることを意味している。このマッチング条件が満たされると、スライディングモード制御の最もきわだった特性の一つである、モデル誤差や、外乱に対して不変になることができる(不変とは、パラメータや入力の変動の影響を全く受けない性質のことである)。

一方、スライディングモードコントローラ的设计は全状態が検出できるものとしているが、センサレス制御の場合、検出可能なのがアクチュエータへの電流信号のみであるため、大貫らの研究では、スライディングモードオブザーバを用いて全状態量を推定している。しかし、高次のモデルになればなるほどスライディングモードオブザーバ的设计のための条件式を満たすことが困難になる。よってスライディングモードオブザーバが本来もっている非線形摩擦やシステムの不確かさに対する不変性を高次のシステムで保つことは難しい。そこで本研究では、オブザーバを用いることなく以下の手法を用いる。

アクチュエータであるDCモータは図2のような等価回路で表され、モータのコイル電流 i_{c1} , i_{c2} に関するダイナミクスは、第1関節および第2関節について

$$\begin{aligned} L_{c1} \frac{di_{c1}}{dt} + R_{c1} i_{c1} + K_{e1} \dot{\theta}_1 &= e_{m1} \\ L_{c2} \frac{di_{c2}}{dt} + R_{c2} i_{c2} + K_{e2} \dot{\theta}_2 &= e_{m2} \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (8)$$

ここで、 L_{c1} , L_{c2} はコイルのインダクタンス、 R_{c1} , R_{c2} はコイルの抵抗、 K_{e1} , K_{e2} は逆起電力定数、 e_{m1} , e_{m2} はモータに与える端子電圧を表す。式(8)から角速度 $\dot{\theta}_1$, $\dot{\theta}_2$ は次式のように得られる。

$$\begin{aligned} \dot{\theta}_1 &= \frac{e_{m1} - \bar{R}_{c1} i_{c1} - L_{c1} (di_{c1}/dt)}{K_{e1}} \\ \dot{\theta}_2 &= \frac{e_{m2} - \bar{R}_{c2} i_{c2} - L_{c2} (di_{c2}/dt)}{K_{e2}} \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (9)$$

よって、初期値を零にして、式(9)をオンラインで積分することにより、関節の角度の推定値、 $\bar{\theta}_1$, $\bar{\theta}_2$ を得ることが可能となる。なお (di_{c1}/dt) , (di_{c2}/dt) は差分演算により求める。ここで、コイルの抵抗値としてパ

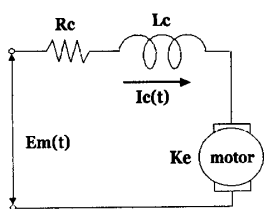


Fig. 2 Equivalent circuit of DC motor

ラメータ同定器により同定された値 \bar{R} を使用する。また、逆起電力定数は既知であり、公称値からの変動も極めて少ないとする。これらを用いて次式を計算する。

$$\begin{aligned} \bar{z}_1 &= \int_0^t (\theta_{r1} - \bar{\theta}_1) dt \\ \bar{z}_2 &= \int_0^t (\theta_{r2} - \bar{\theta}_2) dt \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (10)$$

こうして間接的に状態ベクトル

$$\bar{x} = [\bar{z}_1 \ \bar{z}_2 \ \bar{\theta}_1 \ \bar{\theta}_2 \ \bar{\theta}_1 \ \bar{\theta}_2]^T$$

を得ることができる。ここで上のような手法を適用する理由として次のようなことが挙げられる。式(8)の電気系方程式を状態方程式に含まないようにして、制御入力をアーム・モータ系の運動方程式中に存在するモータから与える入力トルクとすることで、「摩擦トルクに対してマッチング条件を成立させることが可能」となる。

ところで、制御入力トルク u_1 , u_2 は電流 i_{c1} , i_{c2} とトルク定数 K_{t1} , K_{t2} の積として次式で表せる。

$$\begin{aligned} u_1 &= K_{t1} i_{c1} \\ u_2 &= K_{t2} i_{c2} \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (11)$$

式(9)と同様に式(8)から次式が得られる。

$$\begin{aligned} e_{\bar{m}1} &= \frac{\bar{R}_{c1}}{K_{t1}} u_1 + K_{e1} \bar{\theta}_1 + L_{c1} \frac{di_{c1}}{dt} \\ e_{\bar{m}2} &= \frac{\bar{R}_{c2}}{K_{t2}} u_1 + K_{e2} \bar{\theta}_2 + L_{c2} \frac{di_{c2}}{dt} \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (12)$$

ここで、トルク定数 K_{t1} , K_{t2} は既知であり、公称値からの変動も極めて小さいとする。求まった端子電圧 $e_{\bar{m}1}$, $e_{\bar{m}2}$ は実際にモータに与える電圧であると同時に検出した電流値から関節角速度を間接的に求める際に式(9)における e_{m1} , e_{m2} としても使われる。

3. 制御系設計

本研究における位置決め制御のシーケンスを図3に示す。図3に示すように、1回の位置決めを3段階のステップに分割する。これは、アームを動かしながら

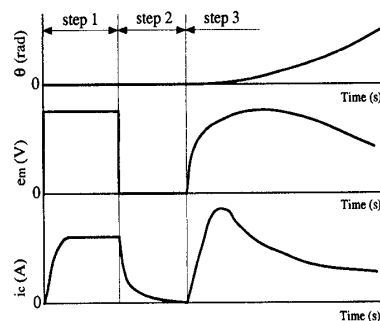


Fig. 3 Sequence of positioning control

同定を行うと、摩擦による非線形項が出てくるため正しく同定できなくなるためである。そこで、1ステップめにはモータにミリ秒単位の微小時間の間に電圧を与えたときの電流の検出値から、パラメータ同定器により、 \hat{L}_c , \hat{R}_c を求め、2ステップめには与えていた電圧を零にして電流が零に減衰するのを待つ。そして、3ステップめに得られた \hat{R}_c を用いて実際に位置決め制御を行うといった手法をとる。また、同定は、アームを動かすたびにを行うということと、同定時にモータが動くことを防ぐため、ゲインを上げ微小時間で同定を行うことが望ましいと考えられる。

3・1 パラメータ同定器の設計 ここでは、パラメータ同定器として先行研究の流れから、K形表現に基づく離散時間適応オブザーバのパラメータ同定機構を用いる。ブロック線図を図4(a)に示す。以下、第1関節のモータのパラメータ同定器の設計について述べる。第2関節についても同様の手法で求める。式(8)において位置決め開始直後では $K_{e1} \dot{\theta}_1$ の項は微小であるため、次の一次遅れ系の方程式が近似的に成立する。

$$L_{c1} \frac{di_{c1}}{dt} + R_{c1} i_{c1} = e_{m1} \quad (13)$$

これを次の連続時間系の状態方程式で表す。

$$\frac{di_{c1}}{dt} = a_1 i_{c1} + b_1 e_{m1} \quad (14)$$

ここで

$$a_1 = -\frac{R_{c1}}{L_{c1}}, \quad b_1 = \frac{1}{L_{c1}}$$

式(14)をサンプリング時間 T により離散化すると

$$i_{c1}(k+1) = a_{D1} i_{c1}(k) + b_{D1} e_{m1}(k) \quad (15)$$

$$a_{D1} = e^{a_1 T}, \quad b_{D1} = \int_0^T e^{a_1 \tau} d\tau b_1 = \frac{b_1}{a_1} (e^{a_1 T} - 1)$$

固有値を単位円内にもつスカラー g_1 を用いて式(15)は

$$i_{c1}(k+1) = g_1 i_{c1}(k) + (a_{D1} - g_1) i_{c1}(k) + b_{D1} e_{m1}(k) \quad (16)$$

となる。ここで、次の状態変数フィルタを考える。

$$\begin{aligned} z_1(k+1) &= g_1 z_1(k) + i_{c1}(k), \quad z_1(0) = 0 \\ z_2(k+1) &= g_1 z_2(k) + e_{m1}(k), \quad z_2(0) = 0 \end{aligned} \quad (17)$$

上式の解を用いて、式(16)の解を

$$i_{c1}(k) = \mathbf{Z}(k)^T \Phi_1 + g_1^k i_{c1}(0) \quad (18)$$

と表せる。ただし、

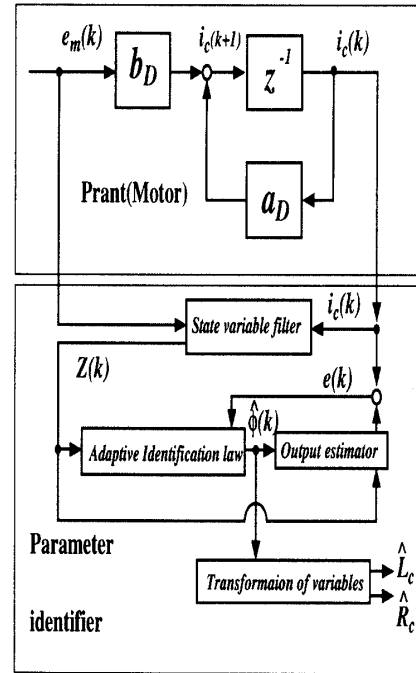
$$\mathbf{Z}(k) = [z_1(k) \quad z_2(k)]^T, \quad \Phi_1 = [(a_{D1} - g_1) \quad b_{D1}]^T$$

とおく。 $i_{c1}(k)$ の推定値 $\hat{i}_{c1}(k)$ を

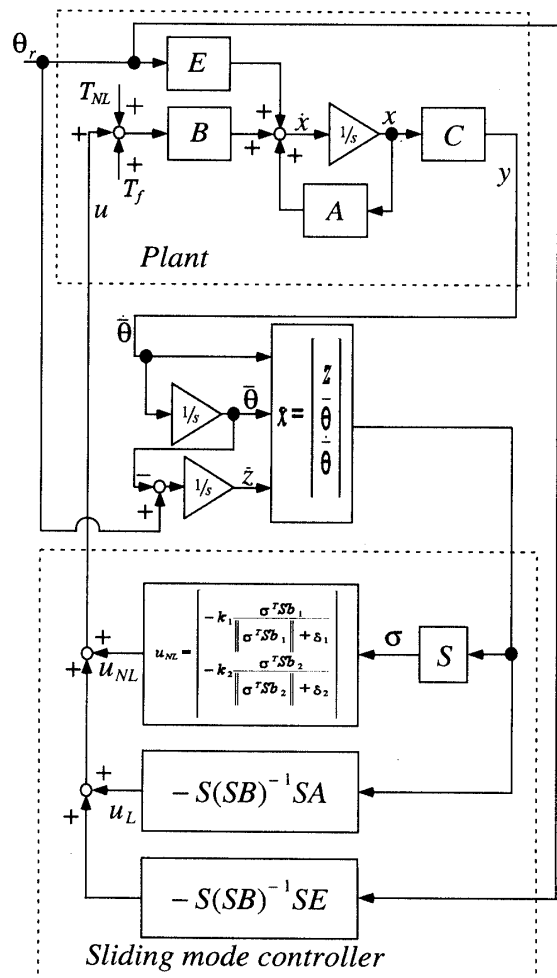
$$\hat{i}_{c1}(k) = \mathbf{Z}_1(k)^T \hat{\Phi}_1$$

と定める。ここで、

$$\hat{\Phi}_1(k) = [(\hat{a}_{D1} - g_1) \quad \hat{b}_{D1}]^T$$



(a) Parameter identifier



(b) Sliding mode controller

Fig. 4 Block diagram of control algorithm

本研究では、適応同定則として次のような離散時間系の重みつき最小自乗適応同定則を用いる。

$$\begin{aligned} \hat{\Phi}_1(k+1) &= \hat{\Phi}_1(k) \\ & - \frac{\Gamma_1(k-1)\mathbf{Z}_1(k)e_1(k)}{\lambda_1 + \mathbf{Z}_1(k)^T\Gamma_1(k-1)\mathbf{Z}_1(k)} \\ \Gamma_1(k+1) &= \frac{1}{\lambda} \left[\Gamma_1(k) \right. \\ & \left. - \frac{\Gamma_1(k)\mathbf{Z}_1(k+1)\mathbf{Z}_1(k+1)^T\Gamma_1(k)}{\lambda_1 + \mathbf{Z}_1(k+1)^T\Gamma_1(k)\mathbf{Z}_1(k+1)} \right] \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (19)$$

ただし、

$$0 < \lambda < 1, \Gamma_1(-1) > 0$$

ここで、

$$e_1(k) = \hat{i}_{c1}(k) - i_{c1}(k)$$

回帰ベクトル $\mathbf{Z}_1(k)$ の要素が一次独立であるとき、パラメータ同定誤差 $\zeta_1(k) = \hat{\Phi}_1(k) - \Phi_1$ に関して

$$\lim_{k \rightarrow \infty} \zeta_1(k) = 0$$

が成立しその収束は指数減衰的である。インダクタンスと抵抗の同定値 \hat{R}, \hat{L} は式(14), (15)により次のように得られる。

$$\hat{a}_1 = \frac{\ln \hat{a}_{D1}}{T}, \hat{b}_1 = \frac{\hat{a}_1 \hat{b}_{D1}}{\hat{a}_{D1} - 1}$$

$$\hat{L}_{c1} = \frac{1}{\hat{b}_1}, \hat{R}_{c1} = -\frac{\hat{a}_1}{\hat{b}_1}$$

3.2 スライディングモードコントローラ的设计

スライディングモードコントローラのブロック線図を図4(b)に示す。また、切換関数 σ を次式のようにおく。

$$\sigma = S\bar{x} \quad \dots\dots\dots (20)$$

切換超平面 S の设计法としてはシステムの零点を利用する设计法を用いる。また、制御入力 u を最終スライディングモード设计法により

$$u = u_L + u_{NL} \quad \dots\dots\dots (21)$$

とおく。ここで、

$$u_L = -(SB)^{-1}S(A\bar{x} + E\theta_r),$$

$$u_{NL} = -k_i \frac{\sigma^T S b_i}{\|\sigma^T S b_i\| + \delta_i}$$

u_L は線形状態フィードバック制御項、 u_{NL} は非線形制御項である。なお、ゲイン k はシステムのもつ不確かさを十分に打ち消すことができる大きさとする。

4. シミュレーション

设计した制御系を用いて位置決め制御のシミュレーションを行った。その際に用いた実際の実験装置の諸元を表1に示し、これをノミナル値とする。ただし、スライディングモード制御の場合、マッチング条件が成立する不確かさに対するロバスト性の観点から、本研究の場合、抵抗やインダクタンス、さらには摩擦ト

Table 1 Characteristics of two-link robot arm

link 1		link 2	
L_1	0.3[m]	L_2	0.3[m]
J_1	2.4[kg·m ²]	J_2	0.1[kg·m ²]
M_1	0.5[kg]	M_2	0.5[kg]
D_1	2.8[Nm·s/rad]	D_2	0.28[Nm·s/rad]
L_{c1}	3.2[mH]	L_{c2}	1.6[mH]
R_{c1}	5.0[Ω]	R_{c2}	8.5[Ω]
K_{e1}	20[V·s/rad]	K_{e2}	4.76[V·s/rad]
K_{t1}	20[Nm/A]	K_{t2}	4.91[Nm/A]

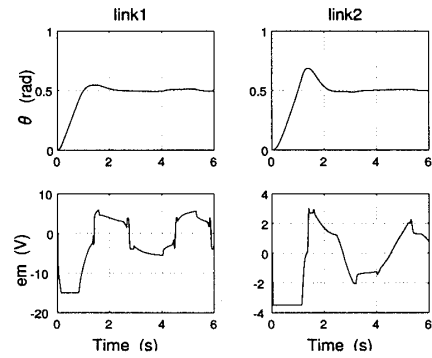


Fig. 5 Positioning control without taking into account the inductance term of Eq.(9)

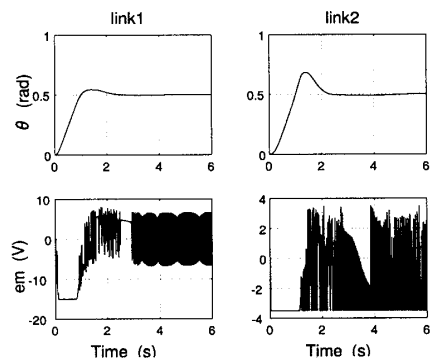


Fig. 6 Positioning control with taking into account the inductance term of Eq.(9)

ルクの値を厳密に同定してモデリングする必要性は線形制御系と比較してさほどない。また、本来不確かさを厳密にモデリングすることは不可能であり、数学モデルと実モデルの間には必ず誤差が存在する。したがって、計算値と実験値の比較で図8と14、図10と16、図11と17、図12と18のように制御入力に違いが生じているのはこのためと思われる。以下に制御系設計パラメータを示す。

パラメータ同定器：

$$g_1 = 0.9995, \Gamma_1(-1) = \Gamma_1(0) = 10^4, I_{2 \times 2}, \lambda_1 = 0.1$$

$$g_2 = 0.9995, \Gamma_2(-1) = \Gamma_2(0) = 10^4, I_{2 \times 2}, \lambda_2 = 0.1$$

スライディングモードコントローラ：

$$Q = \text{diag}[5 \times 10^4, 10^3, 1, 1, 1, 1] R = [1, 1],$$

$$k_1 = 15, k_2 = 2,$$

$$\delta_1 = 1.5, \delta_2 = 5$$

さらに、パラメータ同定器については、 $\hat{\Phi}$ の初期値を、表1の値を用いて式(15)の状態方程式を作成したときの a_D 、 b_D を用いて

$$\hat{\Phi}_1 = [(a_{D1} - g_1), b_{D1}]^T$$

$$\hat{\Phi}_2 = [(a_{D2} - g_2), b_{D2}]^T$$

同定のためにモータに与える電圧 e_{m1} 、 e_{m2} は直流成分と微小な正弦波信号の和として、

$$e_{m1} = e_{m2} = 3 + 0.03\sin(300\pi t) + 0.04\sin(200\pi t) + 0.05\sin(400\pi t)$$

とする。なお、サンプリング時間は1.0 msとし、3章で述べた位置決めシーケンスにおけるstep 1, step 2の時間をそれぞれ12 ms, 6 msとする。シミュレーションの際には以下の条件を設定した。

- (1) 位置決めの目標角度は、0.5 rad(約30°)とする。
- (2) 駆動部の静摩擦トルクの大きさを13 Nm, 0.6 Nmと仮定する。
- (3) 駆動部の動摩擦トルクの大きさを7 Nm, 0.4 Nmと仮定する。
- (4) 実プラントを考慮して、制御力制約時の性能を検討するために制御入力 u_1 、 u_2 にそれぞれ ± 15 V, ± 3.5 V,のリミッタを挿入する。

シミュレーション結果を図5から示す。図5は $L_c(di_c/dt)$ の項を無視した場合、図6は $L_c(di_c/dt)$ の項を考慮した場合のアームの位置と入力電圧を示した

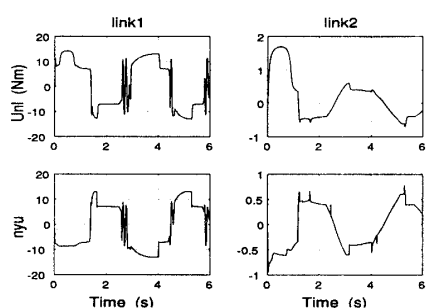


Fig. 7 The upper bound of uncertainty and nonlinear control input

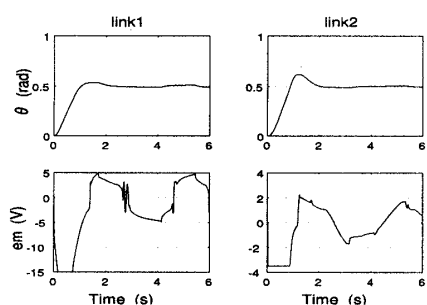


Fig. 8 Simulation result of positioning control

ものである。図より、 $L_c(di_c/dt)$ の項を考慮した場合の方が位置決め性能はよいが、入力電圧に激しいチャタリングが発生している。これは電流を差分して微分値を得ているために発生するもので、このチャタリングを抑えるために $L_c(di_c/dt)$ の項を無視している。無視したことで位置決め性能は少し悪くなるが、入力電圧の最大値に変化もなく、チャタリングも抑制できているため、本研究では無視することにした。

図7において、不確かさをひとまとめにした項である ν の最大値が非線形入力ゲイン k 以下であることがわかる。これから、不確かさは非線形入力により打ち消されており、図8の目標値追従性は良好であることがわかる。パラメータ変動がない場合の位置決め制御の結果は、同定器を用いた場合、用いない場合ともに、良好な位置決め性能をもつことはいうまでもない。

図9は、リンク1, 2の抵抗値がノミナル値から、2 Ω 変動した場合の結果を示す。実線は同定器を用いた場合を、破線は用いない場合を表す。図9より同定器を用いない場合には大きな定常偏差が生じていることがわかる。これは、式(9)、(12)の両式で用いられている抵抗値を、真の値ではなくノミナル値としているためアーム回転角度の計算値が正確な値を持たないので、目標値追従性が劣化している。それに対して、同定器を用いる場合には、アームが動かない間に同定が完了し、その結果、定常偏差の少ない良好な位置決め

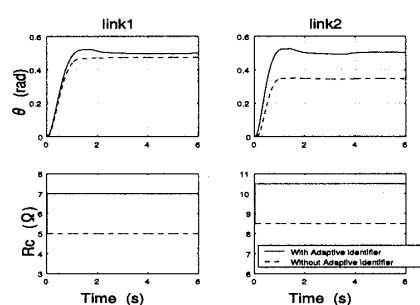


Fig. 9 Simulation result in the case of parameter variation

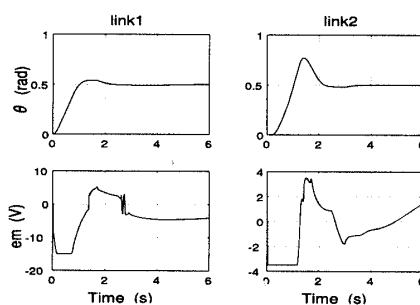


Fig. 10 Positioning control in the case of mass variation

性能となっている。ちなみに、インダクタンスの変動については、(8)式左辺第1項が他の項に比べて位置決め制御において影響が小さいとして、無視されているため省略する。

次に、ロボットアームが、ある物体をハンドリングした場合を想定して、リンク2の質量を変動(+1 kg)させシミュレーションを行った。その結果を図10に示す。スライディングモードコントローラの非線形入力により変動が打ち消され、ノミナル値の場合と同様、良好な結果が見られる。ただ、質量を増加させると、入力電圧が大きくなり、リミッタとの関係によりオーバershootが大きくなる。

目標角度を変動させた時の図を図11, 12に示す。図からもわかるように、目標角度が大きくなると入力電圧が大きくなり、その電圧があまりにも大きくなって、リミッタで制限されると、目標値追従性が悪くなることがわかる。これは、スライディングモードの存在領域を越えた場合に対応しており、図12からもわかるように切換関数 σ が発散し、スライディングモードに到達できなくなったためと思われる。逆にリミッタがなければ、どんなに目標値が大きくても追従す

ることができる。これは図12のシミュレーションで確認できる。実線がリミッタを考慮した場合、破線がリミッタを考慮しない場合である。実験では、このことを考慮して大きな目標値にすることは避けた。

5. 実験

実験装置を図13に示す。DCモータの発生したトルクは、無視できないほど大きな非線形摩擦をもったハーモニックドライブを介してアームに伝えられる。唯一の観測量であるモータのコイル電流は、モータとパワーアンプの間に直列に抵抗を挿入して、この抵抗間の電圧を測定することによって得ている。実験装置の諸元はシミュレーションと同一であり、またDCモータには実験データ検出用にロータリーエンコーダを取付けた。制御系の実現にはDSPを用いて演算処理の高速化を図っている。

上述した実験装置を用いて位置決め制御の実験を行った。また、設計パラメータはシミュレーションとほぼ同じものを用いた。実験結果を図14に示す。シミュレーション結果と同様、減速機構に伴う非線形摩擦は、非線形入力により打ち消されていて、目標値追従性は良好であった。

次に、同定器が正常に作動するかどうか調べた。その結果を図15に示す。抵抗変動をさせる前と後を比較すると、挿入した抵抗値と同様、リンク1では 5Ω から 7.5Ω 、リンク2では 8.5Ω から 10.5Ω まで、それぞれ 2Ω の変動が見られる。よって同定器が正常に作用していることがわかる。このとき、目標値追従性は良好だった。

さらに、ハンドリングしていた物体を離した場合や、未知質量の物体をハンドリングした場合を想定して、リンク2の先端に1.0 kgの質量を取付け実験を行っ

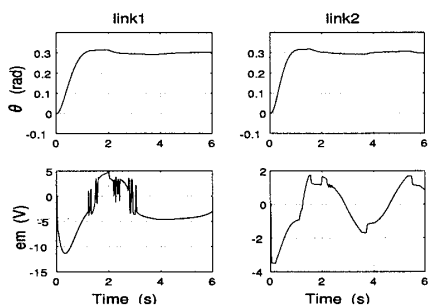


Fig. 11 Simulation result of positioning control (0.3 rad)

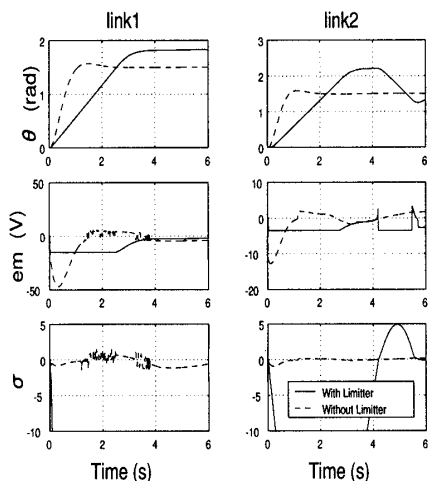


Fig. 12 Simulation result of positioning control (1.5 rad)

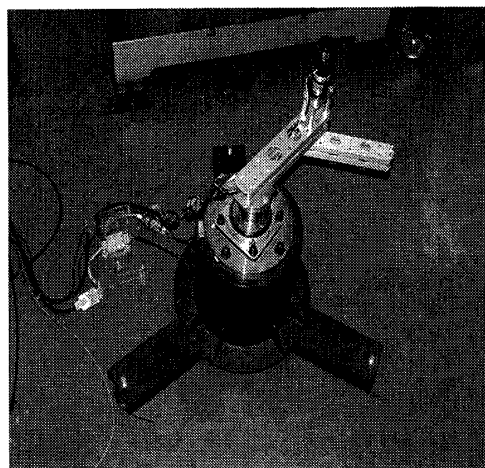


Fig. 13

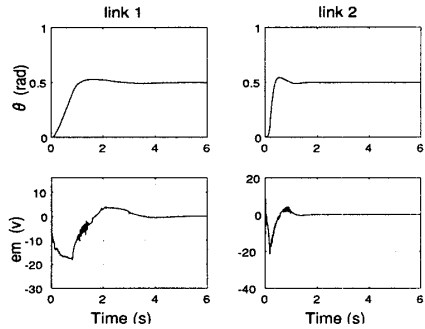


Fig. 14 Experimental result of positioning control

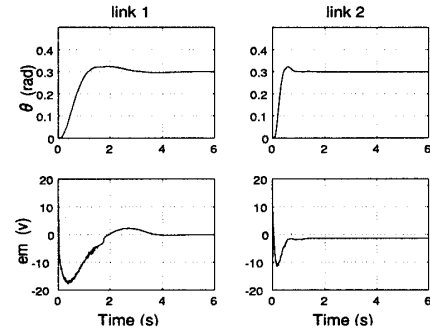


Fig. 17 Experimental result of positioning control (0.3 rad)

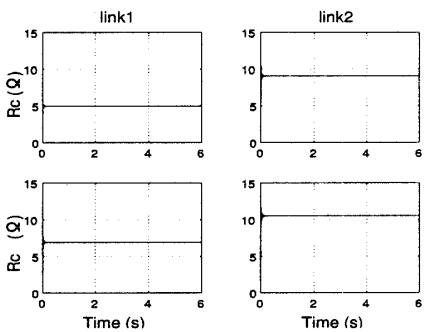


Fig. 15 Identification of electric resistance

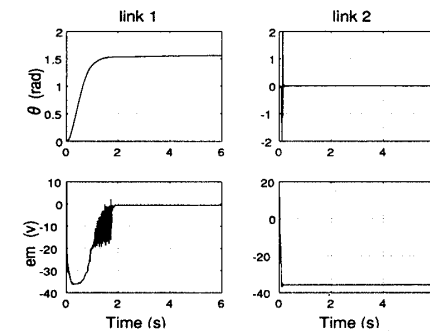


Fig. 18 Experimental result of positioning control (1.5 rad)

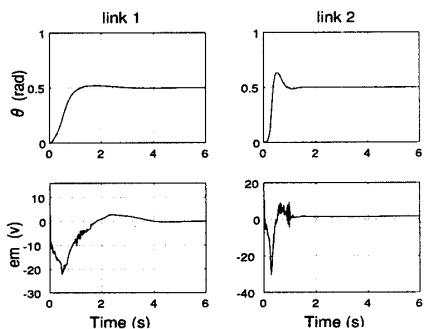


Fig. 16 Experimental result of positioning control in the case of mass variation

た。その結果を図16に示す。これも非線形入力により打ち消されて、変動を与えない場合と同様、良好な結果が得られた。

最後に、目標角度を変動させた場合の実験結果を図17, 18に示す、ただ、実験の時に設定したりミッタはリンク1, 2ともに、 $\pm 36.0\text{ V}$ とした。シミュレーション結果と同様、目標角度が大きくなりすぎると入力電圧がリミッタにより制限され、目標値追従性が劣化する。

6. 結 言

本研究では、多リンクロボットアームのセンサレス型位置決め制御系設計法の定式化および有効性の検証を目的として、パラメータ同定器を有する不確かな多

リンクロボットアームのセンサレス位置決め制御について述べた。その際に、多リンクロボットアームの一例として、2リンクロボットアームを扱った。また、実際的な問題を考へて、駆動系に無視できないほどの非線形摩擦が存在する場合を扱った。得られた結果を以下にまとめる。

(1) 多リンク機構に伴って生じる非線形なリンク間の干渉、駆動系の非線形摩擦、未知質量を有する物体のハンドリングを想定したロボットアームの動特性の変動分は、すべてスライディングモード制御のマッチング条件を満たすため、スライディングモード制御の非線形入力により打ち消すことが可能となる。このことを利用して、スライディングモード制御を用いて、これらの不確かさや非線形性に対してロバストなセンサレス制御系を構築した。

(2) センサレス制御において特に問題となるアクチュエータのコイル抵抗値の変動については、パラメータ同定器を用いて位置決め開始時に瞬時に電気系の未知パラメータを同定してから、スライディングモード制御を用いて実際の位置決め制御を行うことにより対処した。

(3) 得られたセンサレス制御系の有効性を位置決め制御のシミュレーションと実験により検証した。その結果、アーム先端の集中質量およびモータのコイル抵抗にパラメータ変動がある場合においても、パラメ

ータ変動がない場合と同様に良好な位置決め性能が得られた。

(4) リミッタを挿入し大きな目標角度にすると、入力電圧がリミッタにより制限され、追従性が劣化する。これは、スライディングモードの存在領域を越えた場合に対応しており、図12に示すように切換関数 σ が発散し、スライディングモードに到達できなかったためである。

文 献

- (1) Vischer, D. and Bleuler, H., A New Approach to Sensor-less and Voltage Controlled AMBs Based on Network Theory Concepts. *Proc. 2nd Int. Sym. Magnetic Bearing*, (1990), 301-306.
- (2) 水野毅・Blerler, H.・田中博昭・橋本秀紀・原島文雄・上山拓知, 変位センサレス磁気軸受の実用化に関する研究, *電学論*, **116**-1, D (1996), 35-41.
- (3) 大貫修・野波健蔵・西村秀和・有我祐一, センサレスアクティブ動吸振器による多自由度構造物のスライディングモード制御, *機論*, **63**-606, C (1997), 328-334.
- (4) 大貫修・野波健蔵, スライディングモードオブザーバ・コントローラによる1リンクロボットアームのセンサレス位置決め制御, *機論*, **63**-606, C (1997), 3194-3200.
- (5) 大貫修・野波健蔵・西尾仁志, パラメータ適応同定に基づく不確かなロボットアームのセンサレススライディングモード位置決め制御, *機論*, **64**-619, C (1998), 910-917.
- (6) 野波健蔵・田宏奇, スライディングモード制御, (1994), 63-93, コロナ社.
- (7) 岩井善太・井上昭・川路茂保, オブザーバ, (1988), 198-204, コロナ社.