外乱オブザーバにファジィ推論機能を付加したロボットアームの軌道制御法

外乱オブザーバにファジィ推論機能を付加したロボットアームの軌道制御法

上里　勝實*　千住　智信*　安次嶺　伸吾**　上古殿　寿***

Trajectory Control of Two-Link Robot Arm Using Disturbance Torque Observer with Fuzzy Reasoning.

Katsumi UEZATO*　Tomonobu SENJYU*
Shingo ASHIMINE**　Hisashi KAMIFURUTONO***

Abstract

It is expected that a direct drive (DD) robot can keep high positioning accuracy and quick-response and so on, because it does not have back-lash without gear. Therefore, DD robot is working in many plants in recent years.

However, it is found that non-linear force of joints interference is big, so the control performance is inferior. Therefore, to keep the control performance with a high-performance, the control system which can make up for the non-linear force is needed. In order to make up for the non-linear force, we consider the non-linear force as a disturbance, and we estimate the disturbance using observer, and add it to the control input. However the estimated disturbance torque contains estimation error. So, the control system which can compensate the estimation error is needed. The observer-based robot arm controller with fuzzy reasoning, which can infer the estimation error and can compensate the influence of estimation error, is proposed in this paper.

Key Wards: Direct Drive Robot, Fuzzy Control, Disturbance Torque Observer, Estimation Error.

1．まえがき

人間に代わって作業を実行できる産業用ロボットは，作業の多様化や高度化に伴いより高い制御性能を持たせることが必要となった．そのため現在制御手法の研究開発が活発に行われている．

その中で，ダイレクトドライブロボット（DDロボット）はギヤによるバックラッシュがないため，高制御性能が期待され，現在多くの工場で稼働している．しかし減速機構を用いていないため，各関節の非線形干

受理：1995年5月12日

* 工学部電気電子工学科
Dept. of Electrical and Electronic Engineering, Fac. of Eng.
** 大学院工学研究科電気・情報工学専攻
Graduate Student, Electrical and Information Engineering.
*** 中部電力株式会社
Chubu Electric Power Company, Inc.

渉力が非常に大きくなる問題点があり，それが高精度かつ高速応性を必要とする用途に対して悪影響を与える．

このような問題を解決するため多くの研究が行われている．その中で，各関節に加わる重力や遠心力等の非線形な外乱トルク成分を等価外乱トルクオブザーバで推定し，その影響を抑制する手法がすでに紹介され，その有効性が知られている[1]〜[3]．しかし，パラメータ変動やオブザーバの推定誤差等が大きくなると，従来の制御装置は十分に対応できない．従って，システムを高性能に制御するためには，その影響を補償できる高性能な制御法が必要である．

そこで本論文で提案する制御法では，等価外乱トルクオブザーバと速度オブザーバの２つのオブザーバを用いて，それらの影響を補償する．まず等価外乱トルクオブザーバは，ロボットアームの各関節に加わる非線形干渉力や，パラメータ変動等により生じる外乱トルクの和を等価外乱トルクとし，それを推定するために用いる．このオブザーバの推定する推定値を基に制御入力を決定することで，等価外乱トルクの影響を抑制し，高性能化をはかることができる．

しかし，等価外乱トルクオブザーバの推定する推定値には種々の要因により推定誤差が生じる．その推定誤差は高精度な軌道制御を行う際に悪影響を及ぼす原因となる．そこで，等価外乱トルクの推定誤差を補償するためのフィードバック制御を併用する．さらにロバスト性を高めるためにスライディングモード制御[4]を導入する．

スライディングモード制御はロバスト制御法の１つである．その最大の特長は，状態空間内に設定した超平面の両側で制御構造を切り換えることにある．この切り換えによってsliding mode（すべり動作）を発生させることができる．sliding modeにある制御対象は超平面に拘束されるため，パラメータ変動，非線形性，雑音等に対してロバストなシステムを実現することが可能になる．

またフィードバック制御時のフィードバックゲインの決定にはリヤプノフの直接法を用いる．リヤプノフの直接法は微分方程式の解を直接求めることなしに，システムの安定性を調べることが可能なことから，非線形なシステムの安定性判別や適応制御におけるゲイン調整則等に用いられている．リヤプノフの直接法により導出されたフィードバックゲインを用いることで，システムの安定性は保障されている．

ところが，リヤプノフの直接法に基づいて導出されたフィードバックゲイン決定式には，現実に得ることのできない情報である等価外乱トルクオブザーバの推定誤差を含んでいる．この推定誤差の影響は，位置制御性能に顕著に現れると思われる．そこで，本制御法では，位置誤差とスライディングラインの時間的変化の２つの情報を基に，ファジィ推論により等価外乱トルクオブザーバの推定誤差を推定する．その値を用いてフィードバックゲインを決定する．また，等価外乱トルクの推定誤差は時間と共に変化すると考えられることから，最大許容誤差を設け，その条件が満足されている場合には，制御エネルギーを小さくするためフィードバックゲインを減少させる調整則も考慮する．

一般に，リヤプノフの直接法により導出されたフィードバックゲインはハインゲンとなりやすいが，フィードバックゲインを減少させる調整則を考慮しているため，必要以上のハイゲインとなることが避けられる．

また，本制御法を用いることで等価外乱トルクに推定誤差が含まれている場合においても，高精度な軌道制御が達成されることを，シミュレーションにより確認する．

2．ロボットアームの運動方程式

本章では，２リンクロボットアームのパラメータ変動等を考慮した運動方程式を導出する．

本研究で検討するロボットアームは，図１に示す２リンクロボットアームである．ここでＸ軸を水平方向，Ｙ軸を鉛直方向に取り，第１リンクの回転角はＹ軸を基準とし時計回転方向を正とする．第２リンクの回転角は，第１リンクの延長上を基準とし時計回転方向を正と定義する．また，各関節の駆動アクチュエータはDCサーボモータを想定している．

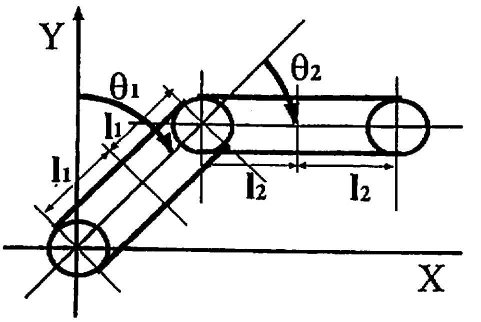

図１　２リンクロボットアーム
Fig. 1　Two-link robot arm.

2．2　ロボットアームの運動方程式

関節角 θ で表現したロボットアームの運動方程式は，$\beta=2m_2l_1l_2$ として次式で表すことができる[3].

$$
\begin{pmatrix} J_1+J_2+2\beta\cos\theta_2 & J_2+\beta\cos\theta_2 \\ J_2+\beta\cos\theta_2 & J_2 \end{pmatrix}\begin{pmatrix}\ddot{\theta}_1\\ \ddot{\theta}_2\end{pmatrix}+\begin{pmatrix} D_1 & 0\\ 0 & D_2\end{pmatrix}\begin{pmatrix}\dot{\theta}_1\\ \dot{\theta}_2\end{pmatrix}
+\begin{pmatrix}T_{l1}\\ T_{l2}\end{pmatrix}+\begin{pmatrix}(m_1+2m_2)l_1g\sin\theta_1+m_2l_2g\sin(\theta_1+\theta_2)\\ m_2l_2g\sin(\theta_1+\theta_2)\end{pmatrix}
+\begin{pmatrix}-\beta(2\dot{\theta}_1\dot{\theta}_2+\dot{\theta}_2^2)\sin\theta_2\\ \beta\dot{\theta}_1^2\sin\theta_2\end{pmatrix}=\begin{pmatrix}K_1 & 0\\ 0 & K_2\end{pmatrix}\begin{pmatrix}i_1^*\\ i_2^*\end{pmatrix} \tag{1}
$$

ここで，J：慣性係数，D：粘性係数，K：トルク出力係数，i^*：制御入力，添字1，2：リンクの番号，m：アームの質量，l：アームの先端から重心までの距離（アーム長は $2l$），g：重力加速度，T_l：負荷トルク

なお，本論文ではDCサーボモータの電流が指令電流に完全に一致すると仮定している．

ここで J をノミナル値（J_n）とノミナル値からの変動分の和（$J=J_n+\triangle J$）と考え，他のパラメータについても同様とすると，(1)式は次式になる．

$$
\begin{pmatrix}J_{1n} & 0\\ 0 & J_{2n}\end{pmatrix}\begin{pmatrix}\ddot{\theta}_1\\ \ddot{\theta}_2\end{pmatrix}+\begin{pmatrix}D_{1n} & 0\\ 0 & D_{2n}\end{pmatrix}\begin{pmatrix}\dot{\theta}_1\\ \dot{\theta}_2\end{pmatrix}+\begin{pmatrix}T_{d1}\\ T_{d2}\end{pmatrix}
=\begin{pmatrix}K_{1n} & 0\\ 0 & K_{2n}\end{pmatrix}\begin{pmatrix}i_1^*\\ i_2^*\end{pmatrix} \tag{2}
$$

ここで，等価外乱トルク T_d は(3)式で表される．

$$
\begin{pmatrix}T_{d1}\\ T_{d2}\end{pmatrix}=\begin{pmatrix}\Delta J_1+J_2+2\beta\cos\theta_2 & J_2+\beta\cos\theta_2\\ J_2+\beta\cos\theta_2 & \Delta J_2\end{pmatrix}\begin{pmatrix}\ddot{\theta}_1\\ \ddot{\theta}_2\end{pmatrix}
+\begin{pmatrix}\Delta D_1 & 0\\ 0 & \Delta D_2\end{pmatrix}\begin{pmatrix}\dot{\theta}_1\\ \dot{\theta}_2\end{pmatrix}+\begin{pmatrix}-\beta(2\dot{\theta}_1\dot{\theta}_2+\dot{\theta}_2^2)\sin\theta_2\\ \beta(\dot{\theta}_1^2)\sin\theta_2\end{pmatrix}
+\begin{pmatrix}(m_1+2m_2)l_1g\sin\theta_1+m_2l_2g\sin(\theta_1+\theta_2)\\ m_2l_2g\sin(\theta_1+\theta_2)\end{pmatrix}
-\begin{pmatrix}\Delta K_1 & 0\\ 0 & \Delta K_2\end{pmatrix}\begin{pmatrix}i_1^*\\ i_2^*\end{pmatrix}+\begin{pmatrix}T_{l1}\\ T_{l2}\end{pmatrix} \tag{3}
$$

つまり，各アームに加わる重力や遠心力等によるトルクや，負荷トルク及びパラメータ変動等により生ずる等価外乱トルクの和を等価外乱トルク T_d として定義し，各リンクの運動方程式を表すと(2)式で表せる．

(3)式の等価外乱トルクを等価外乱トルクオブザーバ（構成については第3章で述べる）により推定し，その推定値を制御入力として加えることで等価外乱トルクの影響を補償する．

3．ファジィ推論を用いた可変フィードバックゲイン決定則

3．1　軌道制御法

本論文では2リンクロボットアームを研究対象としているが，数学的取り扱いが第1リンク，第2リンクとも等しいことから，以降第1リンクについてのみ議論を行う．

ロボットアームの第1リンクに関する運動方程式は(2)式より次式で表される．

$$
J_{1n}\ddot{\theta}_1+D_{1n}\dot{\theta}_1+T_{d1}=K_{1n}i_1^* \tag{4}
$$

ここで J_1：慣性係数，D_1：粘性係数，K_1：トルク出力係数，添字n：ノミナル値，$T_{d1}=\triangle J_1\ddot{\theta}_1+\triangle D_1\dot{\theta}_1+T_{l1}-\triangle K_1 i_1^*$：等価外乱トルク，$\triangle J_1$，$\triangle D_1$，$\triangle K_1$：ノミナル値からの変動分，$T_{l1}$：負荷トルク，$i_1^*$：制御入力

ここで，指令電流 i_1^* と実電流 i_1 が $i_1^*=i_1$ と制御されていると仮定している．

次に，実際の位置 θ_1 と指令位置 θ_1^* との位置誤差を $e_{\theta 1}=\theta_1-\theta_1^*$，速度オブザーバによって推定された速度の推定値 $\hat{\omega}_1$ と指令速度 $\dot{\theta}_1^*$ との速度誤差 $e_{\omega 1}=\hat{\omega}_1-\dot{\theta}_1^*$ と定義し，制御入力として次式を考える．ここで，速度オブザーバによって推定される速度推定値 $\hat{\omega}_1$ に付随する推定誤差は通常小さいため，(5)式の制御入力ではその推定誤差を考慮していない．

$$
i_1^*=\frac{1}{K_{1n}}\left\{J_{1n}\ddot{\theta}_1^*+D_{1n}\dot{\theta}_1^*+\hat{T}_{d1}-\alpha_1e_{\theta 1}-\beta_1e_{\omega 1}\right\} \tag{5}
$$

(5)式の制御入力 i_1^* はフィードフォワード項，等価トルク，及び速度誤差との位置誤差のフィードバック項から構成されている．

ここで $\hat{T}_{d1}$ は等価外乱トルクオブザーバで推定された等価外乱トルク（構成については次節で示す）であり，α_1 は位置フィードバックゲイン，β_1 は速度フィードバックゲインである．

等価外乱トルクの影響は，(5)式の制御入力に等価外乱トルクオブザーバで推定された等価外乱トルク $\hat{T}_{d1}$ を加えることで，そのほとんどを抑制することが可能であると考えられるが，等価外乱トルクオブザーバで推定された等価外乱トルクには推定誤差が存在するために，制御性能が劣化してしまう．そこで，その影響を小さくするためにフィードバック項を付加している．

次節以降では，オブザーバの構成とフィードバックゲインの決定則の導出について示す．

3．2　等価外乱トルクオブザーバと速度オブザーバ[8]

第1リンクに関する等価外乱トルクT_{d1}及び速度ω_1 ($=\dot{\theta}_1$)を推定するオブザーバを構成する．等価外乱トルクのモデルは簡単化のため$\dot{T}_{d1}=0$を採用する．(4)式及び$\dot{T}_{d1}=0$を基にゴピナスの手法[7]により，等価外乱トルクT_{d1}及び速度ω_1に対する最小次元オブザーバを構成すると(6)式になる．

$$\begin{pmatrix}\dot{\xi}_{11}\\ \dot{\xi}_{12}\end{pmatrix}=\mathbf{A}_1\begin{pmatrix}\xi_{11}\\ \xi_{12}\end{pmatrix}+\mathbf{k}_1\theta_1+\mathbf{b}_1 i_1^*$$
$$\begin{pmatrix}\hat{\omega}_1\\ \hat{T}_{d1}\end{pmatrix}=\mathbf{D}_1\begin{pmatrix}\xi_{11}\\ \xi_{12}\end{pmatrix}+\mathbf{h}_1\theta_1 \tag{6}$$

ここでξは中間変数であり，$\mathbf{A}_1$，$\mathbf{k}_1$，$\mathbf{b}_1$，$\mathbf{D}_1$，$\mathbf{h}_1$ はそれぞれ下記のように表される．

$$\mathbf{A}_1=\begin{pmatrix}\frac{-D_{1n}}{J_{1n}}-L_{11} & \frac{-1}{J_{1n}}\\ -L_{12} & 0\end{pmatrix},\ \mathbf{k}_1=\begin{pmatrix}\frac{-D_{1n}L_{11}}{J_{1n}}-L_{11}{}^2-\frac{-L_{12}}{J_{1n}}\\ -L_{11}L_{12}\end{pmatrix}$$

$$\mathbf{b}_1=\begin{pmatrix}\frac{K_{1n}}{J_{1n}}\\ 0\end{pmatrix},\ \mathbf{D}_1=\begin{pmatrix}1 & 0\\ 0 & 1\end{pmatrix},\ \mathbf{h}_1=\begin{pmatrix}L_{11}\\ L_{12}\end{pmatrix}$$

ここで，L：設計パラメータ，$L_{11}=-\frac{D_{1n}}{J_{1n}}-P_{11}-P_{12}$，$L_{12}=-J_{1n}P_{11}P_{12}$，$P$：オブザーバの極

第2リンクに関する等価外乱トルクT_{d2}及び速度ω_2($=\dot{\theta}_2$)に対する最小次元オブザーバも同様にして構成すると(7)式になる．

$$\begin{pmatrix}\dot{\xi}_{21}\\ \dot{\xi}_{22}\end{pmatrix}=\mathbf{A}_2\begin{pmatrix}\xi_{21}\\ \xi_{22}\end{pmatrix}+\mathbf{k}_2\theta_2+\mathbf{b}_2 i_2^*$$
$$\begin{pmatrix}\hat{\omega}_2\\ \hat{T}_{d2}\end{pmatrix}=\mathbf{D}_2\begin{pmatrix}\xi_{21}\\ \xi_{22}\end{pmatrix}+\mathbf{h}_2\theta_2 \tag{7}$$

ここでξは中間変数であり，$\mathbf{A}_2$，$\mathbf{k}_2$，$\mathbf{b}_2$，$\mathbf{D}_2$，$\mathbf{h}_2$ はそれぞれ下記のように表される．

$$\mathbf{A}_2=\begin{pmatrix}\frac{-D_{2n}}{J_{2n}}-L_{21} & \frac{-1}{J_{2n}}\\ -L_{22} & 0\end{pmatrix},\ \mathbf{k}_2=\begin{pmatrix}\frac{-D_{2n}L_{21}}{J_{2n}}-L_{21}{}^2-\frac{-L_{22}}{J_{2n}}\\ -L_{21}L_{22}\end{pmatrix}$$

$$\mathbf{b}_2=\begin{pmatrix}\frac{K_{2n}}{J_{2n}}\\ 0\end{pmatrix},\ \mathbf{D}_2=\begin{pmatrix}1 & 0\\ 0 & 1\end{pmatrix},\ \mathbf{h}_2=\begin{pmatrix}L_{21}\\ L_{22}\end{pmatrix}$$

ここで，L：設計パラメータ，$L_{21}=-\frac{D_{2n}}{J_{2n}}-P_{21}-P_{22}P_{21}$，$L_{22}=-J_{2n}P_{21}P_{22}$，$P$：オブザーバの極

3．3　フィードバックゲイン決定則

システムが非線形であるため，安定性の解析にリヤプノフの直接法[9]を用いる．

リヤプノフの直接法は，微分方程式の解を直接求めることなく安定性を調べることができるため，非線形なシステムの安定判別や適応制御におけるパラメータ調整則の決定等に利用されている．

まずシステムの誤差方程式を示すと(4)，(5)式より次式になる．

$$J_{1n}\dot{e}_{\omega 1}+(\beta_1+D_{1n})e_{\omega 1}+\alpha_1 e_{\theta 1}=\eta_1 \tag{8}$$

ここで$\eta_1=\hat{T}_{d1}-T_{d1}$：等価外乱トルクオブザーバにより推定された等価外乱トルク$\hat{T}_{d1}$と実際の等価外乱トルクT_{d1}との差

次に(9)式で表されるスライディングラインs_1を導入する．[11]

$$s_1=e_{\omega 1}+\lambda_1 e_{\theta 1}\ (\lambda_1>0) \tag{9}$$

システムの安定性を保証するフィードバックゲインα_1，β_1を決定するため，リヤプノフ関数$V(s_1)=\frac{1}{2}s_1^2$を導入する．

位置誤差$e_{\theta 1}$の許容できる最大誤差（以後最大許容位置誤差とする）を$\varepsilon_{\theta 1}$（>0）で与え，位置誤差が次式を満たすようにフィードバックゲインを決定する．

$$|e_{\theta 1}|\leq\varepsilon_{\theta 1} \tag{10}$$

リヤプノフ関数の時間微分$\dot{V}$($=s_1\dot{s}_1$)は(8)式の誤差方程式及びスライディングライン(9)式を考慮すると次式になる．

$$\begin{aligned}V &= s_1\left(\dot{e}_{\omega 1}+\lambda_1\dot{e}_{\theta 1}\right)\\ &= s_1\left(-\frac{\beta_1+D_{1n}}{J_{1n}}e_{\omega 1}-\frac{\alpha_1 e_{\theta 1}}{J_{1n}}+\frac{\eta_1}{J_{1n}}+\lambda_1\dot{e}_{\theta 1}\right)\\ &= s_1^2\left(\lambda_1-\frac{\beta_1+D_{1n}}{J_{1n}}\right)\\ &+ s_1e_{\theta_1}\left(\frac{\beta_1+D_{1n}}{J_{1n}}\lambda_1-\frac{\alpha_1}{J_{1n}}-\lambda_1^2\right)+\frac{\eta_1}{J_{1n}}s_1\\ &\leq s_1^2\left(\lambda_1-\frac{\beta_1+D_{1n}}{J_{1n}}\right)\\ &+ |s_1e_{\theta_1}|\left(\frac{\beta_1+D_{1n}}{J_{1n}}\lambda_1-\frac{\alpha_1}{J_{1n}}-\lambda_1^2\right)+\frac{\eta_1}{J_{1n}}|s_1|\end{aligned} \tag{11}$$

ここで位置誤差$e_{\theta 1}$が最大許容位置誤差$\varepsilon_{\theta 1}$以下の場合には，システムは安定であることから議論を避ける．したがって$e_{\theta 1}>\varepsilon_{\theta 1}$である．

$\dot{V}<0$となるように位置フィードバックゲインα_1及び速度フィードバックβ_1を求めると，(11)式の右辺

第１項を負とする条件より(13)式になる．

$$\beta_1 > J_{1n}\lambda_1 - D_{1n} \tag{12}$$

$$\alpha_1 > (\beta_1 + D_{1n})\lambda_1 - J_{1n}\lambda_1^2 + \left|\frac{\eta_1}{\varepsilon_{\theta 1}}\right| \tag{13}$$

ここで，(11)式中の η_1 は等価外乱トルクの推定値に含まれる推定誤差を表しているが，その値を実際に測定することは不可能である．この推定誤差が存在すれば位置を制御する際に悪影響を与え，位置誤差を生じると考えられる．また，この値を不必要に大きくすると過度なハイゲインフィードバック制御になりチャタリングが生じたりシステムが不安定になったりする．そこで，この値を位置誤差の情報とスライディングラインの時間的変化の情報を基に，ファジィ推論により推定し，その同定値 $\hat{\eta}_1$ を用いてフィードバックゲインを決定し，等価外乱トルクの推定誤差の影響を補償する．

すなわち(13)式の $\hat{\eta}_1$ を

$$\hat{\eta}_{1(t_n)} = \hat{\eta}_{1(t_{n-1})} + \Delta\hat{\eta}_1 \tag{14}$$

として，$\Delta\hat{\eta}_1$ をファジィ推論を用いて決定する．ここで $\hat{\eta}_{1(t_n)}$ は現時点の $\hat{\eta}_1$ の状態を表し，$\hat{\eta}_{1(t_{n-1})}$ は現時点から１サンプリング前の $\hat{\eta}_1$ を表す．

よって，最終的なフィードバックゲインは次のようになる．

$$\beta_1 > J_{1n}\lambda_1 - D_{1n} \tag{15}$$

$$\alpha_1 > (\beta_1 + D_{1n})\lambda_1 - J_{1n}\lambda_1^2 + \left|\frac{\hat{\eta}_1}{\varepsilon_{\theta 1}}\right| \tag{16}$$

上記(15)，(16)式のフィードバックゲイン α_1，β_1 を用いれば，リヤプノフ関数の時間微分 $\dot{V}$ が負となることから，位置誤差 $e_{\theta 1}$ は最大許容位置誤差内に収束する．第２リンクについても全く同様な議論に基づいて，フィードバックゲイン α_2，β_2 を決定する．

$$\beta_2 > J_{2n}\lambda_2 - D_{2n} \tag{17}$$

$$\alpha_2 > (\beta_2 + D_{2n})\lambda_2 - J_{2n}\lambda_2^2 + \left|\frac{\hat{\eta}_2}{\varepsilon_{\theta 1}}\right| \tag{18}$$

３．４　ファジィルールとメンバシップ関数[8]

本論文で用いるメンバシップ関数を図２に，ファジィルールを表１にそれぞれ示す．表１のルールマトリックスは(19)式のファジィルールを表している．

if $|e_{\theta 1}|$ is A^i_θ and $|\Delta s_1|$ is B^i_θ then $\Delta\hat{\eta}_1$ is C^i_θ　(19)

A^i_θ，B^i_θ，C^i_θ はZR，ＰＢなどで表され，前件部関数 $|e_{\theta 1}|$，$|\Delta s_1|$ や後件部関数 $\Delta\hat{\eta}_1$ の状態を表す．例えばNVBは，"Negative Very Big" のことであり，負で非常に大きいことを表している．フィジィルールについては，例えば次のルールは「$|e_{\theta 1}|$ が正で大きく $|\Delta s_1|$ も正で大きい時，推定誤差が大きいと考えられるのでその調整量 $\Delta\hat{\eta}_1$ を正で大きくする」ことを表す．

if $|e_{\theta 1}|$ is PB and $|\Delta s_1|$ is PB then $\Delta\hat{\eta}_1$ is PB　(20)

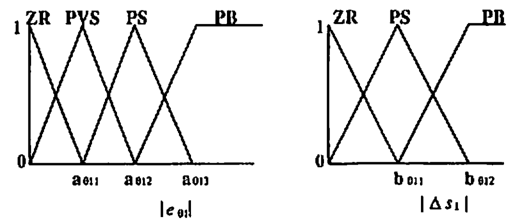

図２　メンバシップ関数
Fig. 2 Membership functions.

表１　ファジィルール
Table. 1 Fuzzy rules.

Rule	$\|e_{\theta 1}\|$	$\|\Delta s_1\|$	$\Delta\hat{\eta}_1$
R^1	PB	PB	PB
R^2	PB	PS	PS
R^3	PB	ZR	PS
R^4	PS	PB	PS
R^5	PS	PS	PVS
R^6	PS	ZR	PVS
R^7	PVS	PB	NVS
R^8	PVS	PS	NS
R^9	PVS	ZR	NB
R^{10}	ZR	PB	NVS
R^{11}	ZR	PS	NB
R^{12}	ZR	ZR	NVB

P : Positive, N : Negative, ZR : Zero
B : Big, S : Small, V : Very
$\Delta e_{\theta 1} = e_{\theta 1}(t_n) - e_{\theta 1}(t_{n-1})$

また，$|e_{\theta 1}|$ が(10)式を満たす場合（$|e_{\theta 1}|$ is ZR or PVS）には，制御エネルギーを小さくすることを目的にゲインを減少させるルールを構成している($a_{\theta 11}=\varepsilon_{\theta 1}$としている)．

実際の推定値 $\hat{\eta}_1$ の計算にはC_θ^i に対応する推定誤差の調整値$\triangle\hat{\eta}_1$ を調整する．最終的な推論結果は重み付き平均値により次式で決定される．

$$\triangle\hat{\eta}_1=\sum_{i=1}^{12} W_\theta^i \triangle\hat{\eta}_1^i \Big/ \sum_{i=1}^{12} W_\theta^i \tag{21}$$

ここで，W_θ^iは前件部の適合度であり，メンバシップ関数の積で定義する．例えば，前件部変数 $|e_{\theta 1}|=x_{11}$，$|\triangle s_1|=x_{12}$ に関する適合度W_θ^iは次式で表される．

$$W_\theta^i=A_\theta^j(x_{11})B_\theta^k(x_{12}) \tag{22}$$

等価外乱トルク推定誤差の推定値 $\hat{\eta}_1$ は(21)式で得られた$\triangle\hat{\eta}_1$ を用いて(14)式で計算される．

4．シミュレーション結果及び考察

上記の手法の有効性を確認するためシミュレーションを行った．本シミュレーションは，第1リンク，第2リンク共に2秒間で時計方向へ360° 回転させた（第2リンクの回転角の基準は第1リンクの延長上であるため，2秒間で720° 回転することになる）．またパラメータ変動はすべてのパラメータで−30%発生させ，負荷トルクとして運動開始 0.6 秒後から質量 2 (kg) を第2リンクの先端に付加している．シミュレーションの条件及びパラメータを表2に示す．

本シミュレーションに用いた第1リンクに関するメンバシップ関数パラメータを表3，第2リンクに関するメンバシップ関数パラメータを表4に，フィードバックゲイン調整則を表5にそれぞれ示す．

表2　シミュレーション条件およびパラメータ値
Table.2 Simulation conditions and parameters.

$J_{1n}=8.0\times10^{-1}(\mathrm{kg{\cdot}m^2})$,　$J_{2n}=2.0\times10^{-1}(\mathrm{kg{\cdot}m^2})$,
$D_{1n}=5.0\times10^{-1}(\mathrm{N{\cdot}m{\cdot}s/rad})$, $D_{2n}=1.0\times10^{-1}(\mathrm{N{\cdot}m{\cdot}s/rad})$,
$K_{1n}=0.8(\mathrm{N{\cdot}m/A})$,　$K_{2n}=0.8(\mathrm{N{\cdot}m/A})$,
$m_1=5.0(\mathrm{kg})$, $m_2=1.0(\mathrm{kg})$,　$l_1=l_2=1.5\times10^{-1}(\mathrm{m})$,
$\lambda_1=1.0\times10^1$, $\lambda_2=4.5\times10^1$, $\beta_1=\beta_2=8.0$

表3　メンバシップ関数パラメータ（第1リンク）
Table. 3　Paramenters of membership function (1st link).

$(a_{\theta 11},\ a_{\theta 12},\ a_{\theta 13})(\times10^{-3})$	$(b_{\theta 11},\ b_{\theta 12})(\times10^{-5})$
(1.0, 3.0, 5.0)	(5.0, 8.0)

表4　メンバシップ関数パラメータ（第2リンク）
Table. 4　Paramenters of membership function (2nd link).

$(a_{\theta 21},\ a_{\theta 22},\ a_{\theta 23})(\times10^{-4})$	$(b_{\theta 21},\ b_{\theta 22})(\times10^{-4})$
(2.0, 4.0, 8.0)	(1.0, 5.0)

表5　フィードバックゲイン調整値
Table. 5　Adjustment values of feedback gain.

PB	PS	PVS	NVS	NS	NB	NVB
30.0	5.0	1.0	−0.005	−0.01	−0.2	−0.5

($\times10^{-4}$)

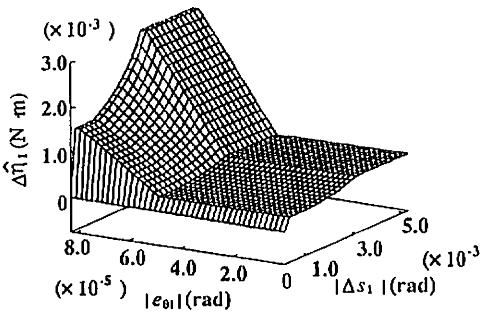

図3　ファジィ推論の結果
Fig. 3　Result of Fuzzy reasoning.

ファジィ推論結果を図3に示す．

図4～図25のシミュレーション結果は下記のように，等価外乱トルクオブザーバの極を2ケース想定している．

1．図4～図14：等価外乱トルクオブザーバの極を−3,000に設定している．

2．図15～図25：等価外乱トルクオブザーバの極を−300に設定している．

以下，各シミュレーション結果に基づき考察する．

図4および図5は，第1リンク第2リンクそれぞれの位置，速度，等価外乱トルクである．等価外乱トルクの推定値は若干の推定誤差を含んでいる．また，運動開始0.6秒後に負荷トルクを印加しているために，

大きく変動している．しかし，速度及び位置の実際値は指令値にほぼ正確に追従している．このことは，推定誤差を含む等価外乱トルクを用いて位置制御を行った場合においても，その推定誤差の影響を補償し，高精度な位置制御が可能であることを意味している．

図6は第1リンクにおける等価外乱トルクの推定誤差を表している．この図より等価外乱トルクの推定誤差の大きさが，最大で0.2N•m 程度であることがわかる．しかし，ファジィ推論を用いて推定した推定誤差 $\hat{\eta}_i^*$ は，実際の推定誤差 $\hat{\eta}_i$ を推定できない．これは，等価外乱トルクの推定誤差が位置誤差やスライディングラインの時間変化に，大きな影響を及ぼしていない時（例えば位置誤差が最大許容位置誤差内にあるとき）は，フィードバックゲインを小さくすることを目的に，等価外乱トルクの調整量△ $\hat{\eta}_i$ を負にするために起こる現象である．

図7は第2リンクにおける等価外乱トルクの推定誤差を示している．この結果についても第1リンクと同様なことがいえる．

図8は第1リンクの制御入力を示している．これより制御入力は等価外乱トルクの影響を抑制するように大きく変化しており，等価外乱トルクオブザーバで等価外乱トルクを推定することの有効性が確認できる．また，チャタリング等の現象も見られない．

図9に第2リンクの制御入力を表す．負荷トルクを印加した後の変動がかなり大きくなっていることがわかる．

図10は第1リンクにおけるフィードバックゲインと位置誤差ならびにスライディングラインの時間的変化を示している．この結果より，フィードバックゲインは，システムの状態に応じその値が変化していることが確認できる．さらに位置誤差が許容位置誤差内に収束する様子もわかる．

図11は第2リンクについてのフィードバックゲインと位置誤差ならびにスライディングラインの時間的変化を示しているが，第1リンクと同様なことがいえる．

図12～図14に第2リンクの先端の軌道に関するシミュレーション結果を示しているが，指令軌道と実際の軌道との誤差は最大でも10^{-3}m程度であり，高精度な軌道制御法であることが確認できる．しかし，図4から図14に示したシミュレーション結果は等価外乱トルクオブザーバの極が−3,000と大きく，推定値に含まれる推定誤差が小さいため，かなり高い精度で軌道制御が達成できたと考えられる．そこで，図15から図25に等価外乱トルクオブザーバの極を−300に変更してシミュレーションした結果を示す．

まず，図15，図16に等価外乱トルクオブザーバの極を−300としたときの第1リンク，第2リンクそれぞれの位置，速度，等価外乱トルクを示している．等価外乱トルクオブザーバの極を変更し，推定値に含まれる推定誤差を大きくした場合においても，位置および速度を指令値にかなり正確に追従させることが可能であることがわかる．

図17と図18に等価外乱トルクの推定誤差を示している．各リンクとも等価外乱トルクオブザーバの極を小さくしたために，等価外乱トルクの推定が正確でないため，推定誤差が大きくなっている．

図19，図20は制御入力である．制御入力が等価外乱トルクと同様な変動をすることから，制御入力が等価外乱トルクの影響を抑制するように変化していることが確認できる．

図21及び図22から，フィードバックゲインはオブザーバの極が−3,000のときと比べかなり大きい．しかし，大きなフィードバックゲインを必要としない場合にはその値を小さくする調整則が働き，フィードバックゲインを小さく抑えていることがわかる．

図23から図25に第2リンクの先端の軌道に関する波形を示す．これと図12から図14のオブザーバの極が−3,000であるときのシミュレーション波形を比較すると，両者に大きな差異は見られない．このことから，推定誤差が大きい場合においても，本制御法を用いることでその影響を抑制することが可能であり，第2リンク先端の指令軌道に高精度に追従可能であることが確認できる．

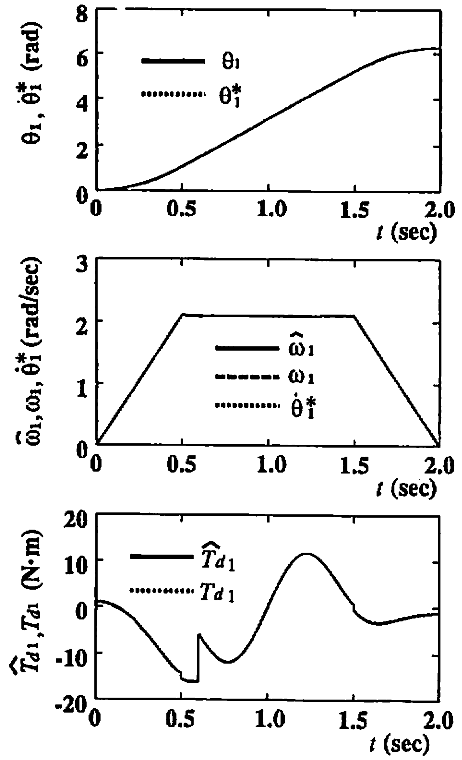

図4　第1リンクの位置、速度、等価外乱トルク
（等価外乱トルクオブザーバの極 −3,000）

Fig. 4　Position, velocity and disturbance torque of 1st link.
(Pole of disturbance torque observer : −3,000)

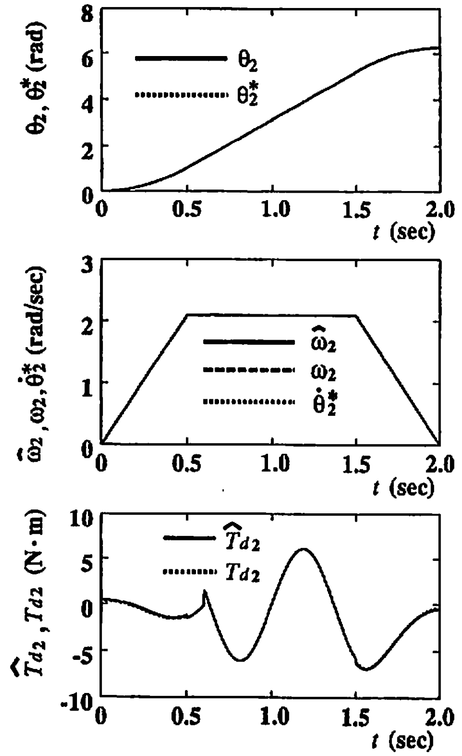

図5　第2リンクの位置、速度、等価外乱トルク
（等価外乱トルクオブザーバの極 −3,000）

Fig. 5　Position, velocity and disturbance torque of 2nd link.
(Pole of disturbance torque observer : −3,000)

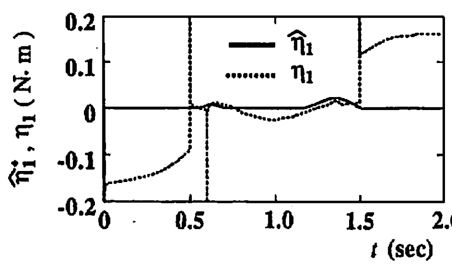

図6　第1リンクの等価外乱トルクの推定誤差
（等価外乱トルクオブザーバの極 −3,000）

Fig. 6　Estimation error of disturbance observer (1st link).
(Pole of disturbance torque observer : −3,000)

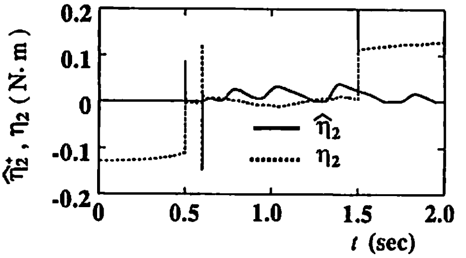

図7　第2リンクの等価外乱トルクの推定誤差
（等価外乱トルクオブザーバの極−3,000）

Fig. 7 Estimation error of disturbance observer (1st link).
(Pole of disturbance torque observer : −3,000)

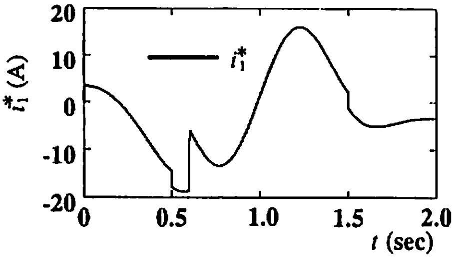

図8　第1リンクの制御入力
（等価外乱トルクオブザーバの極−3,000）

Fig. 8 Control input (1st link).
(Pole of disturbance torque observer : −3,000)

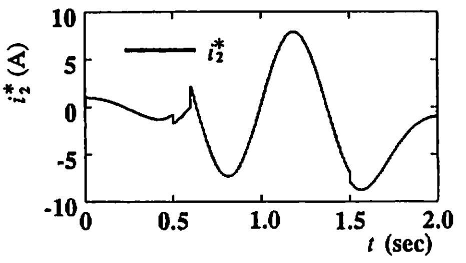

図9　第2リンクの制御入力
（等価外乱トルクオブザーバの極−3,000）

Fig. 9 Control input (2nd link).
(Pole of disturbance torque observer : −3,000)

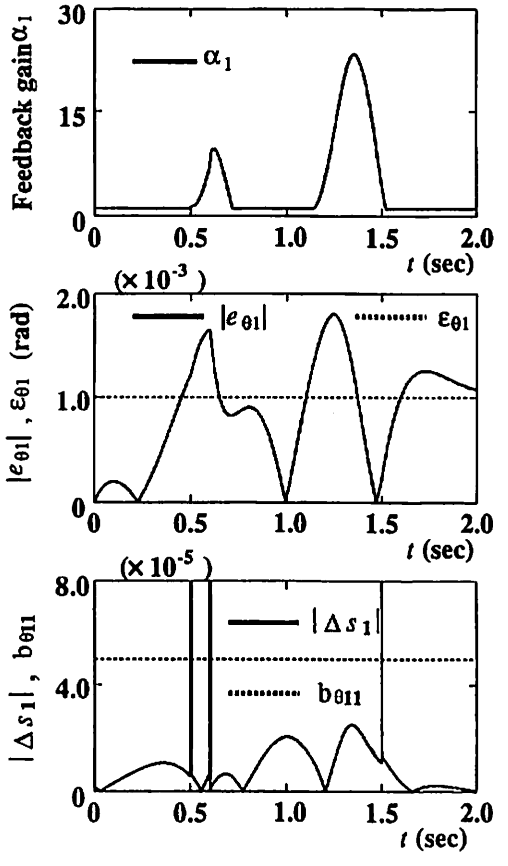

図10　第1リンクのフィードバックゲイン、
位置誤差、スライディングラインの
時間変化
（等価外乱トルクオブザーバの極−3,000）

Fig.10 Feedback gain, position error, and the time variation of sliding line (1st link).
(Pole of disturbance torque observer : −3,000)

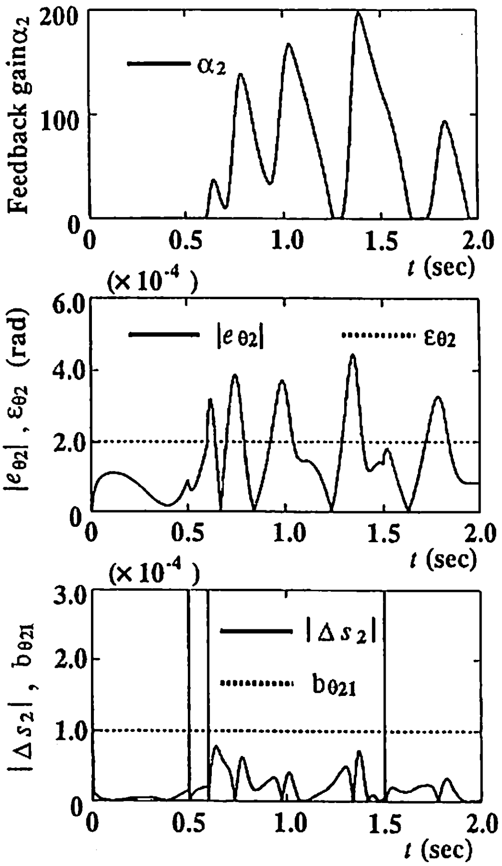

図11　第２リンクのフィードバックゲイン、
位置誤差、スライディングラインの
時間変化
（等価外乱トルクオブザーバの極−3,000）

Fig.11　Feedback gain, position error, and the time variation of sliding line (2nd link).
(Pole of disturbance torque observer : −3,000)

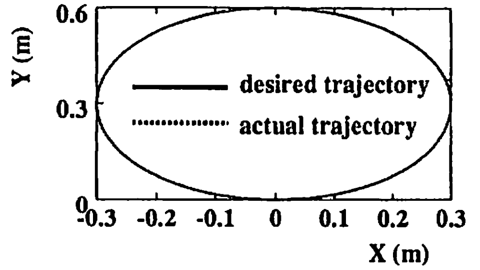

図12　第２リンクの先端の軌跡

Fig.12　Trajectory of the tip of 2nd link.

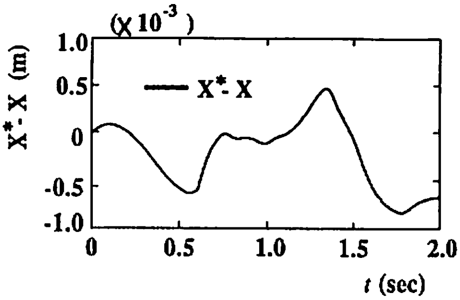

図13　先端の軌跡のＸ軸方向へのずれ

Fig.13　Position error for x-axis of the tip of 2nd link.

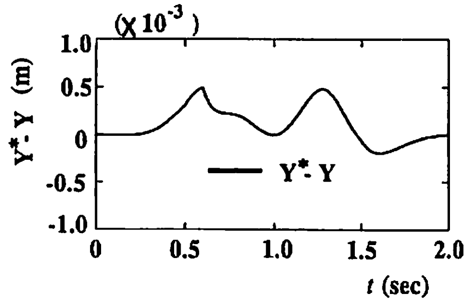

図14　先端の軌跡のＹ軸方向へのずれ

Fig.14　Position error for y-axis of the tip of 2nd link.

（等価外乱トルクオブザーバの極−3,000）
(Pole of disturbance torque observer : −3,000)

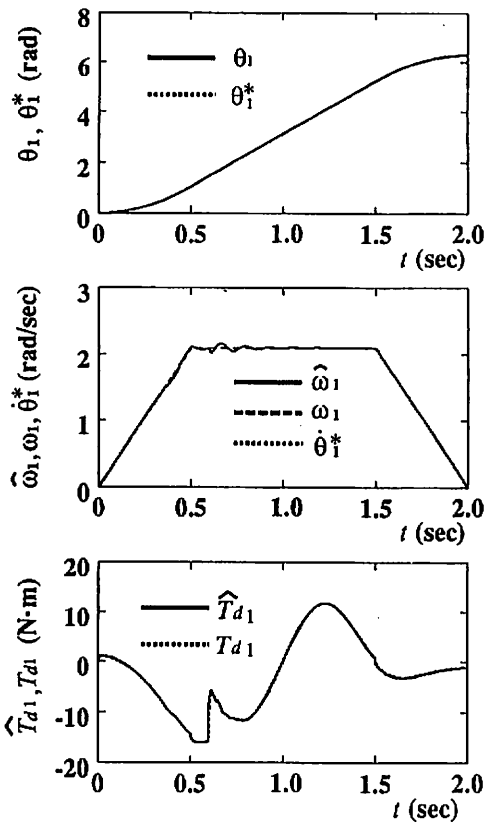

図15　第１リンクの位置、速度、等価外乱トルク
（等価外乱トルクオブザーバの極－300）

Fig.15　Position, velocity and disturbance torque of 1st link.
(Pole of disturbance torque observer : －300)

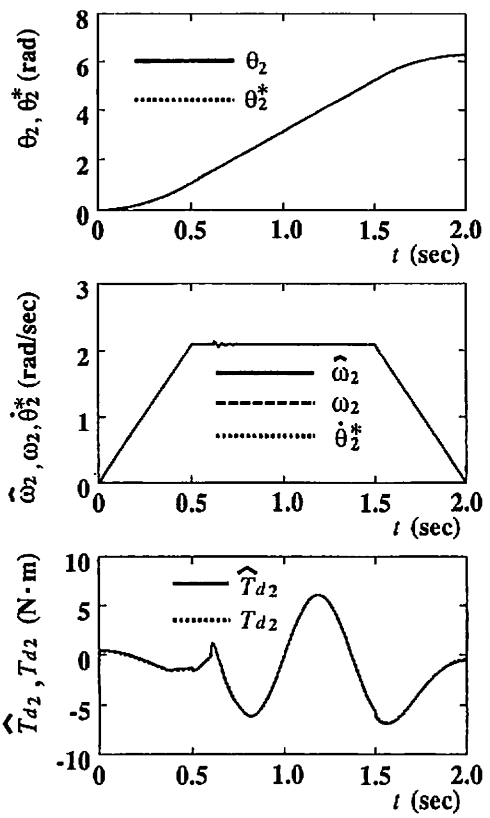

図16　第２リンクの位置、速度、等価外乱トルク
（等価外乱トルクオブザーバの極－300）

Fig.16　Position, velocity and disturbance torque of 2nd link.
(Pole of disturbance torque observer : －300)

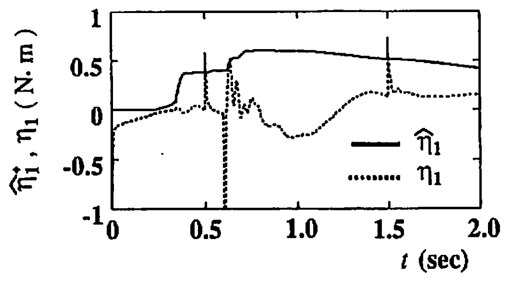

図17　第１リンクの等価外乱トルクの推定誤差
（等価外乱トルクオブザーバの極－300）

Fig.17　Estimation error of disturbance observer (1st link).
(Pole of disturbance torque observer : －300)

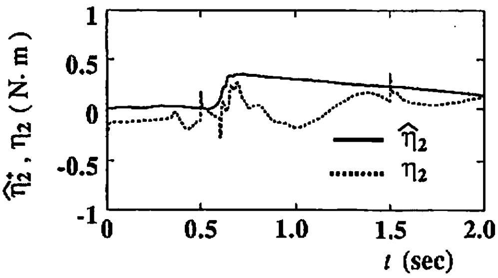

図18　第２リンクの等価外乱トルクの推定誤差
（等価外乱トルクオブザーバの極−300）

Fig.18 Estimation error of disturbance observer (2nd link).
(Pole of disturbance torque observer : −300)

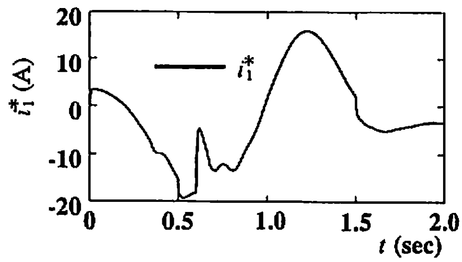

図19　第１リンクの制御入力
（等価外乱トルクオブザーバの極−300）

Fig.19 Control input (1st link).
(Pole of disturbance torque observer : −300)

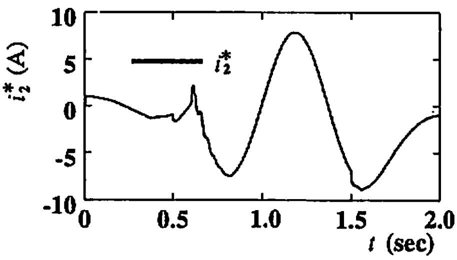

図20　第２リンクの制御入力
（等価外乱トルクオブザーバの極−300）

Fig.20 Control input (2nd link).
(Pole of disturbance torque observer : −300)

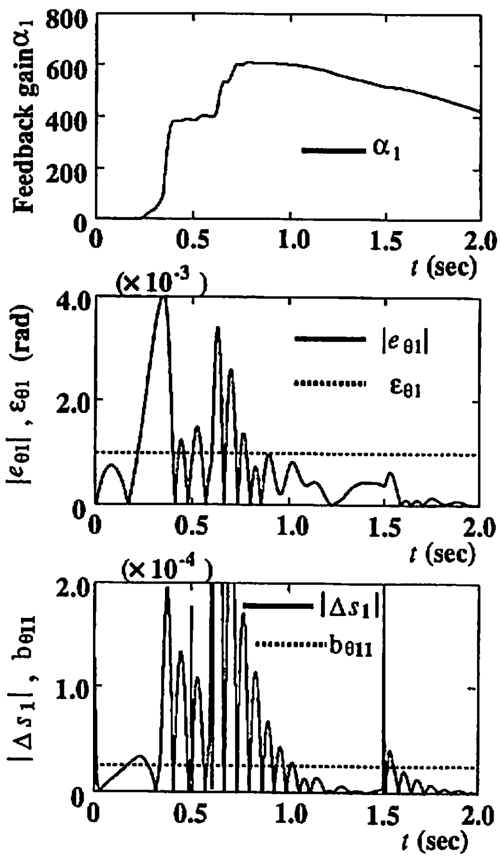

図21　第１リンクのフィードバックゲイン、位置誤差、スライディングラインの時間変化
（等価外乱トルクオブザーバの極−300）

Fig.21 Feedback gain, position error, and time variation of sliding line (1st link).
(Pole of disturbance torque observer : −300)

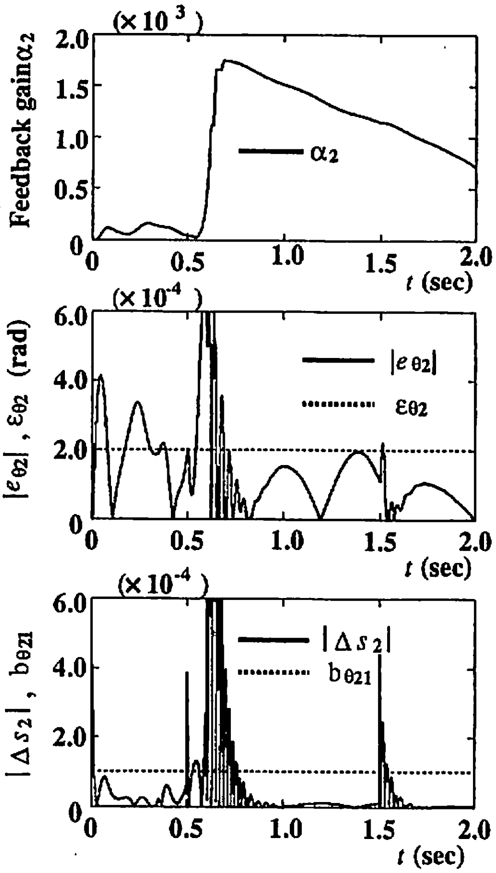

図22　第２リンクのフィードバックゲイン、
位置誤差、スライディングラインの
時間変化
（等価外乱トルクオブザーバの極−300）

Fig.22　Feedback gain, position error, and time variation of sliding line (2nd link).
(Pole of disturbance torque observer : −300)

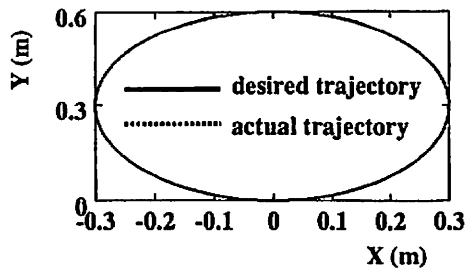

図23　第２リンクの先端の軌跡

Fig.23　Trajectory of the tip of 2nd link.

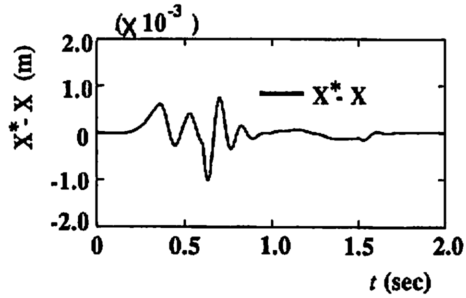

図24　先端の軌跡のX軸方向へのずれ

Fig.24　Position error for x-axis of the tip of 2nd link.

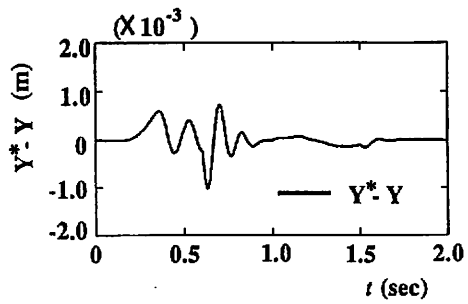

図25　先端の軌跡のY軸方向へのずれ

Fig.25　Position error for y-axis of the tip of 2nd link.

（等価外乱トルクオブザーバの極−300）
(Pole of disturbance torque observer : −300)

5．あとがき

等価外乱トルクオブザーバを用いて高精度な軌道制御を行う際に，等価外乱トルクオブザーバの推定値に含まれる推定誤差が問題となる．

そこで本論文では，ファジィ推論を用いて等価外乱トルクの推定誤差を推定し，その値をフィードバックゲインの決定に用いることで，等価外乱トルクの推定誤差の影響を補償する制御法を提案した．

本制御法において，等価外乱トルクオブザーバの推定する等価外乱トルクの推定誤差は，位置誤差を生じる原因と考えられることから，位置誤差情報とスライディングラインの状態の2つの情報を基にファジィルールを構成している．

ファジィルールを構成する際，過度なハイゲインを避けるため，等価外乱トルクの推定誤差の影響が小さいと考えられる範囲では，フィードバックゲインを減少させるルールを採用している．この結果，フィードバックゲインは小さく抑えられ，しかも高精度な軌道制御が達成された．

また，フィードバックゲインの導出にはリヤプノフの直接法を用いているため，安定性が保障されている．

しかし，本制御法において速度オブザーバの推定誤差は考慮していない．また，各関節の駆動アクチュエータとして考えているDCサーボモータに流れる制御入力は，指令電流に追従していることを前提にしている．

そこで，速度オブザーバの推定誤差を考慮し，電流制御法を併用した制御法の構築と，本制御法の実機への適用による有効性の確認を行うことが今後の課題である．

参考文献

(1) 島田：「外乱トルク，速度推定オブザーバとモーションコントロール－DDロボットへの適用－」，平成4年電気学会産業応用部門全国大会論文集pp,s,248-s,251

(2) 河村：「外乱オブザーバを併用したスライディングモード制御」，平成4年電気学会産業応用部門全国大会論文集pp,s,232-s,237

(3) 林，黒江：「VSS外乱オブザーバによるDDロボットマニピュレータの非干渉化制御」，平成5年電気学会産業応用部門全国大会論文集pp,761-766

(4) 原島，橋本：「Sliding Mode とその応用-Ｉ」，システムと制御Vol,29, №2, pp,94-103 (1985)

(5) 美多，大須賀：ロボット制御理論入門，コロナ社 (1989)

(6) 小郷，美多：システム制御理論入門，実教出版 (1979)

(7) 川路，井上，岩井：「オブザーバ」，コロナ社 (1988)

(8) 千住，上古殿，上里：「ファジィ適応則を用いた直流サーボモータのロバスト速度制御」，半導体電力変換研究会資料，SPC-94-72，(0994)