トルク飽和を考慮した油圧ロボットの
適応インピーダンス制御*望月 宣宏^{*1}, 松井 隆^{*2}, 田辺 裕^{*3}Adaptive Impedance Control Subject to Torque Constraints
in a Hydraulic Robot

Yoshihiro MOCHIZUKI, Takashi MATSUI and Yutaka TANABE

This paper is concerned with the adaptive impedance control for a hydraulic robot. Because of joint torque constraints depending on the angular velocity, the parameter adaptation and the robot motion sometimes exhibit instabilities. In order to avoid the instabilities, an adaptive control scheme with a modification of Slotine's method is proposed and implemented in a 2-link articulated hydraulic robot. Stable impedance control is attained in the range of small external force input even if the dynamical parameters are unknown. The system is shown to be stable even though the saturation of the joint torque occurs due to application of large external force. Moreover, the effect of the torque control subsystem characteristics on the performance of the whole adaptive impedance control system is investigated.

Key Words: Adaptive Control, Impedance Control, Hydraulic Servo System, Saturation

1. 緒 言

ロボットにおけるインピーダンス制御は、一般にロボットと外界の動的な干渉動作に柔軟性を与えたり、力を制御するために応用される。このインピーダンス制御を、福田らが提案しているマン・ロボット協調作業システム⁽²⁾に応用し、インピーダンスを作業者に適した値に設定すれば、さらに能率的な協調作業が実現できると考えられる。また、マン・ロボット協調作業は、ロボットがその動作を正確に再生できれば、運動制御の直接教示としても利用できる。

ところでインピーダンス制御においてはロボットのダイナミクスが既知であることが要求される。これが正確に知られていない場合、あるいはペイロードが変化する場合には、目標インピーダンスを実現することは困難であり、また安定性も保証されない。このため正確な目標インピーダンスによる能率的な作業を実現するためには、適応インピーダンス制御系を構成することが望ましい。

本研究の目的は、油圧ロボットにおける適応インピー

ダンス制御を実現し、これを重量物を扱うマン・ロボット協調作業へ応用する、あるいはロボットの運動制御およびハイブリッド制御の直接教示へ応用する場合の基礎的検討を行うことである。一般に油圧モータは大きなトルク／慣性比を有するが、出力パワー特性は制御弁の圧力流量特性に支配される。このため定格パワーは大きいものの瞬時的に発生可能な過渡的パワーの定格値との比は電動モータよりも小さく、特に加速域(トルク×角速度>0)において制限される。このため低インピーダンスに設定されたロボットを作業者が自在に制御する場合、加速域の過大入力に対してトルクの飽和が生じ、その場合、目標インピーダンスを達成し得ないばかりでなく、適応推定およびロボットの動作の不安定化を招く危険性がある。従ってマン・ロボット協調作業あるいは直接教示作業の安全性の確保のためには、アクチュエータの飽和に対する対策が不可欠となる。

本研究においては油圧アクチュエータの飽和を考慮した安定な適応インピーダンス制御系の設計法を示し、その方法の妥当性を2リンク垂直関節形油圧ロボットを用いて実験的に確認する。また、油圧によるトルク制御部の遅れが適応インピーダンス制御に及ぼす影響についても検討を行う。

* 平成4年6月16日 ロボティクス・メカトロニクス講演会'92において講演、原稿受付 平成4年6月24日。

^{*1} 正員、静岡大学大学院 (〒432 浜松市城北3-5-1)。

^{*2} 正員、静岡大学工学部。

^{*3} 静岡大学大学院。

2. 制御対象の基礎方程式

一般に n リンクマニピュレータの関節空間における動力学方程式は次式で与えられる。

$$\tau = H(q)\ddot{q} + C(q, \dot{q})\dot{q} + g(q) - J^T(q)F_m \quad (1)$$

ここに τ は関節駆動トルクベクトル, q は関節変位ベクトル, $H(q)$ は正定対称なマニピュレータの慣性行列, $C(q, \dot{q})\dot{q}$ は遠心力とコリオリ力を表すベクトル, $g(q)$ は重力トルクベクトル, $J(q)$ はマニピュレータのヤコビ行列であり, F_m はマニピュレータ手先に働く力/モーメントを表すベクトルである。ただし式(1)において $J(q)$ は正則で, 既知であると仮定する。

マニピュレータの各関節は P (比例) 補償, PI (比例積分) 補償あるいはこれらの補償に角速度正フィードバック (PVF) 補償を加えた補償を施したトルク制御型油圧サーボ系によって構成される。第 i 関節 ($i = 1, \dots, n$) の目標トルク τ_{di} と駆動トルク τ_i との関係は, 電気油圧サーボ弁の特性に起因して速度 $\dot{q}_i$ に依存するアクチュエータの飽和特性として次式で表される (補遺参照)。

$$\tau_i = \tau_{di} + \sigma_i \quad (2)$$

$\dot{q}_i > 0$ のとき

$$\sigma_i = \begin{cases} \tau_{si}^+(\dot{q}_i) - \tau_{di} & \tau_{di} > \tau_{si}^+(\dot{q}_i) \\ 0 & \tau_{di} \leq \tau_{si}^+(\dot{q}_i) \end{cases}$$

$\dot{q}_i < 0$ のとき

$$\sigma_i = \begin{cases} \tau_{si}^-(\dot{q}_i) - \tau_{di} & \tau_{di} < \tau_{si}^-(\dot{q}_i) \\ 0 & \tau_{di} \geq \tau_{si}^-(\dot{q}_i) \end{cases}$$

上式において σ_i は飽和によりカットされるトルクである。また $\tau_{si}^+(\dot{q}_i)$, $\tau_{si}^-(\dot{q}_i)$ はサーボ弁圧力流量特性を油圧モータの吐き出し量 D_{vi} を用いて $\tau_i (= D_{vi} P_{Li})$, $\dot{q}_i (= Q_{Li}/D_{vi})$ の関係として表した場合の, 図1に示す正, 負の各飽和電流に対応する曲線を表す (補遺参照)。

3. 飽和特性を考慮した適応インピーダンス制御則

マニピュレータの台座に固定した基準座標系で表した手先位置の目標軌道 x_d は, 操作者が把持する操作用レバーに設置した力センサで検出される操作力 F_m に対し

図1 サーボ弁圧力流量特性

て次式の目標インピーダンスを満足するように決定される。

$$F_m = M_d \ddot{x}_d + C_d \dot{x}_d + K_d (x_d - x_0) \quad (3)$$

ここに M_d , C_d , K_d はそれぞれ適当な次元を持つ目標慣性行列, 目標粘性係数行列, 目標ばね定数行列であり, x_0 は平衡位置ベクトルである。上式から計算される目標軌道に追従し, 飽和に対してロバスト安定な適応制御則を以下に示す。

手先速度ベクトル $\dot{x}$ と関節速度ベクトル $\dot{q}$ との関係

$$\dot{x} = J(q)\dot{q} \quad (4)$$

を用いて, 式(1), 式(2)を基準座標空間の表現に書き直すと

$$F_x = M_x(q)\ddot{x} + C_x(q, \dot{q})\dot{x} + g_x(q) - F_m \quad (5)$$

$$F_x = F_{xd} + \sigma_x \quad (6)$$

となる。ここに

$$M_x(q) = J(q)^{-T} H(q) J^{-1}(q)$$

$$C_x(q, \dot{q}) = J^{-T}(q) [C(q, \dot{q}) - H(q) J^{-1}(q) \dot{J}(q)] J^{-1}(q)$$

$$g_x(q) = J^{-T}(q) g(q), \quad F_x = J^{-T}(q) \tau$$

$$F_{xd} = J^{-T}(q) \tau_d, \quad \sigma_x = J^{-T}(q) \sigma$$

$$J^{-T}(q) \triangleq [J^{-1}(q)]^T$$

である。ここで式(5)中の未知定数パラメータベクトルを a とし, その推定値を $\hat{a}$ とする。また $\hat{M}_x$, $\hat{C}_x$, $\hat{g}_x$ は実際のパラメータ a の代わりに推定パラメータ $\hat{a}$ を代入して得られる M_x , C_x , g_x の推定値とする。このとき制御入力 F_{xd} およびパラメータ適応則をそれぞれ式(7), 式(8)で与える。

$$F_{xd} = Y(q, \dot{q}, \ddot{q}, \ddot{x}_r) \hat{a} - F_m - K_D s \quad (7)$$

$$Y(q, \dot{q}, \ddot{q}, \ddot{x}_r) \hat{a} = \hat{M}_x \ddot{x}_r + \hat{C}_x \dot{x}_r + \hat{g}_x$$

$$\dot{x}_r = \dot{x}_d - \Lambda(x - x_d - x'_d) = \dot{x}_d - \Lambda \tilde{x}'$$

$$s = \dot{x} - \dot{x}_d + \Lambda \tilde{x}' = \dot{x} - \dot{x}_r$$

$$\dot{\tilde{a}} = -\Gamma Y^T(q, \dot{q}, \ddot{q}, \ddot{x}_r) s_c \quad (8)$$

$$\dot{x}_{rc} = \dot{x}_r + \dot{x}'_d, \quad s_c = s - \dot{x}'_d$$

ここに $\dot{x}_r$, s は目標軌道に対する追従の測度を表すベクトルであり, Λ , K_D は正定なゲイン行列, Γ は正定対称な適応ゲイン行列である。 x'_d は飽和による目標軌道の修正量ベクトルであり

$$\dot{x}'_d = -\hat{M}_x^{-1} (\hat{C}_x + K_D) \dot{x}'_d + \hat{M}_x^{-1} \sigma_x \quad (9)$$

を解いて求められる。

次に上記の適応制御則を用いた系の安定性について検討する。次式の正定値関数を定義する。

$$V(s, \tilde{a}) = \frac{1}{2} (s_c^T M_x s_c + \tilde{a}^T \Gamma^{-1} \tilde{a}) > 0 \quad (10)$$

$$\dot{\tilde{a}} = \tilde{a} - a$$

式(5), 式(6)に式(7)を代入し s で整理すると

$$M_x \dot{s} + (C_x + K_D)s - \sigma_x = Y(q, \dot{q}, \ddot{q}_r, \ddot{x}_r) \ddot{a}$$

となる。これを式(9)と $s = s_c + \dot{x}_d'$ の関係に注意して s_c で整理すると

$$M_x \dot{s}_c = -(C_x + K_D)s_c + Y(q, \dot{q}, \ddot{x}_{rc}, \ddot{x}_{rc}) \ddot{a}$$

を得る。上式と式(8)より $V(s_c, \ddot{a})$ の時間微分は

$$\dot{V}(s_c, \ddot{a}) = -s_c^T K_D s_c < 0$$

となる。ここで $\dot{H} = C + C^T$ ($\dot{M}_x = C_x + C_x^T$) なる関係を用いた。上式より $t \rightarrow \infty$ で $s_c \rightarrow 0$ および $\ddot{a} \rightarrow 0$ となり、ロボットの先端軌道 x は修正目標軌道 $x_d + x_d'$ に追従する。

上記の適応制御則は飽和がなく、式(6), 式(9)の $\sigma_x = 0$ (即ち $F_{xd} = F_x$) ならば、Slotineら⁽¹⁾の制御則と一致する。また目標軌道の修正量 x_d' は、武藤ら⁽³⁾がMRACSの構成において入力制限の影響を処理するために導入した可調整パラメータに対応する。しかし武藤らの可調整パラメータの物理的意味は必ずしも明確でないのに対し、上述のごとく x_d' は物理的に明確な意味を持つ。

ところで式(7), 式(8)の適応則は基準座標系で表現されており、実施においては座標変換のための計算量が多く高速サンプリングが困難となる。そこで以下の簡略化を行う。いま修正目標軌道と実際の軌道との偏差 $\ddot{a}'$ が小さいと仮定し

$$\ddot{x}_r = J(q) \ddot{q}_r \quad (11)$$

と近似する。この関係を用いて式(7), 式(8)を関節座標系表現に変換すれば、

$$\tau_d = \bar{Y}(q, \dot{q}, \ddot{q}_r, \ddot{q}_r) \ddot{a} - J^T(F_m + K_D s) \quad (12)$$

$$\ddot{a} = -\Gamma \bar{Y}^T(q, \dot{q}, \ddot{q}_{rc}, \ddot{q}_{rc}) s_q \quad (13)$$

$$\ddot{q}_{rc} = \ddot{q}_r + \ddot{q}_d', \quad s_q = \dot{q} - \dot{q}_{rc}$$

となる⁽⁴⁾。ここに

$$\bar{Y}(q, \dot{q}, \ddot{q}_r, \ddot{q}_r) \ddot{a} = \hat{H}(q) \ddot{q}_r + \hat{C}(q, \dot{q}) \dot{q}_r + \hat{g}(q) \quad (14)$$

$$\ddot{q}_d' = -\hat{H}^{-1}(q) [\hat{C}(q, \dot{q}) + J^T(q) K_D J(q)] \dot{q}_d + \hat{H}^{-1}(q) \sigma \quad (15)$$

である。

4. 実験装置

実験に用いたマニピュレータの模式図を図2に示す。マニピュレータは2自由度の垂直関節型で、天井から懸垂されている。各関節は揺動型油圧アクチュエータを用いた直接駆動方式である。各油圧モータの駆動軸に取り付けた歪ゲージ式トルクセンサによりマニピュレータの駆動トルクを測定する。また関節角変位はポテンシオメータで検出し、関節角速度は関節角変位信号を折点周

波数45Hzの不完全微分器を介することによって得る。コントローラはPC9801RX2 (i80286)+DSP(TMS32C30)+12ビットA/D変換器+14ビットD/A変換器から成り、サーボ弁は1,2軸共に東京精密測器製401F型[定格流量4.5ℓ/min (13.7 MPa)], 油圧モータはシングルペーン型揺動モータ(揺動角180度, 吐き出し量 $D_{v1}=4.55\text{cm}^3/\text{rad}$, $D_{v2}=1.79\text{cm}^3/\text{rad}$)である。また実験中のサンプリング時間 T は0.35msとし、供給圧力 P_s は10MPa, 作動油温度は $40 \pm 1^\circ\text{C}$ に設定した。その他2リンクロボットの動力学パラメータなどの系のおもな諸元を表1に示す。また実験装置全体の模式図は図3に示す。

なお2自由度マニピュレータの場合、式(14)の具体的な表式は次の様になる。

表1 実験系の諸元

K_A	3.0	mA/V	u_s	10	V
I_1	0.0926	kg·m ²	m_1	3.240	kg
L_1	0.5	m	L_{g1}	0.33	m
I_2	0.0520	kg·m ²	m_2	2.421	kg
L_2	0.4	m	L_{g2}	0.29	m

図2 2リンクマニピュレータの模式図

図3 実験系の模式図

$$\bar{Y}(q, \dot{q}, \ddot{q}_r, \ddot{q}_r) \hat{a} = \begin{bmatrix} \ddot{q}_{r1} & \ddot{q}_{r1} + \ddot{q}_{r2} & \{ \ddot{q}_2 \ddot{q}_{r1} + (\dot{q}_1 + \dot{q}_2) \ddot{q}_{r2} \} C_2 & + (2\ddot{q}_{r1} + \ddot{q}_{r2}) S_2 & S_1 \\ 0 & \ddot{q}_{r1} + \ddot{q}_{r2} & -\dot{q}_1 \dot{q}_{r1} C_2 & -g C_{12}/L_1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \hat{a}_1 \\ \hat{a}_2 \\ \hat{a}_3 \\ \hat{a}_4 \end{bmatrix} \quad (16)$$

ここに $C_2 = \cos(q_2)$, $C_{12} = \cos(q_1 + q_2)$, $S_1 = \sin(q_1)$, $S_{12} = \sin(q_1 + q_2)$, g は重力定数である. $\hat{a}_1 \sim \hat{a}_4$ は次のパラメータ $a_1 \sim a_4$ の推定値である.

$$\begin{aligned} a_1 &= m_1 L_{g1}^2 + I_1 + m_2 L_{g2}^2 & a_2 &= m_2 L_{g2}^2 + I_2 \\ a_3 &= m_2 L_1 L_{g2} & a_4 &= (m_1 L_{g1} + m_2 L_1) g \end{aligned}$$

また軌道のサーボゲイン $K_D(>0)$ および $A(>0)$ は

$$K_D = \text{diag}[k_{d1}, k_{d2}], \quad A = \text{diag}[\lambda_1, \lambda_2], \quad k_{di} = 2\lambda_i$$

と設定した.

5. 実験および考察

5・1 トルク飽和が生じない場合 図4は目標インピーダンスを $M_d = \text{diag}[0.5, 0.5]$ kg, $C_d = \text{diag}[2, 2]$ N·s/m, $K_d = 0$ N/m とし, アクチュエータの飽和が生じない範囲で, 力センサからの力指令信号の代わりに計算機から力指令信号を与えた場合の実験結果である. x_i 方向(図2参照)の力指令信号 F_{mi} を

$$F_{mi} = \begin{cases} A_i \sin\{\omega_i(t - t_0)\} & t \geq t_0 \\ 0 & t < t_0 \end{cases} \quad (i = 1, 2)$$

$A_1, A_2 = -1.5, -3.0$ Nm, $\omega_1, \omega_2 = 6.28, 12.5$ rad/s, $t_0 = 2$ s で与え, 推定パラメータ $\hat{a}$ の初期値を公称値の $1/2$ として与え, 十分に時間が経過したあとの手先の軌道を関節角信号から計算して描いたものである. 図4(a)は適応ゲイン Γ を $\Gamma = 0$ (即ち適応動作を行わない)とした場合の応答波形であり, 図4(b)は適応ゲインを $\Gamma = \text{diag}[0.5, 0.5, 0.5, 20]$ とした場合の結果である. ただし軌道のサーボゲインは $K_D = \text{diag}[50, 50]$, トルク制御系のPI補償ゲインは $K_{P1} = 0.1$, $K_{I1} = 2$, $K_{P2} = 0.3$, $K_{I2} = 6$ である. 図4(a)ではパラメータ $\hat{a}$ が不正確なために目標軌道に対して大きな偏差を生じているが, 図4(b)においては適応機能により偏差は減少し, 目標軌道にはほぼ追従している.

次に図5は, 推定パラメータ $\hat{a}$ の初期値を公称値の $1/2$ として与えて適応動作を行った後に, 手先を平衡位置 $x_{01} = 0.5$ m, $x_{02} = -0.4$ m に設定して x_1, x_2 の負方向にそれぞれ約 10 N の力を静かに加えた後, その力をステップ状に除去した場合のロボット手先位置 x_1, x_2 の時間応答である. 図5(a)は目標インピーダンスを $M_d = \text{diag}[0.5, 0.5]$ kg, $C_d = \text{diag}[1, 16]$ N·s/m,

(a) without adaptation.
($\Gamma = 0, K_D = \text{diag}[50, 50]$)

(b) with adaptation.
($\Gamma = \text{diag}[0.5, 0.5, 0.5, 20], K_D = \text{diag}[50, 50]$)

図4 手先位置軌道

(a) $M_d = \text{diag}[0.5, 0.5]$ kg, $C_d = \text{diag}[1, 16]$ N·s/m, $K_d = \text{diag}[32, 32]$ N/m

(b) $M_d = \text{diag}[0.5, 0.5]$ kg, $C_d = \text{diag}[16, 1]$ N·s/m, $K_d = \text{diag}[32, 32]$ N/m

図5 インピーダンス制御の結果

図6 位置、トルク及びパラメータ推定の精度に対するトルクコントローラの影響

$K_d = \text{diag}[32, 32]$ N/mとした場合、図5(b)は C_d のみを変えて $\text{diag}[16, 1]$ N·s/mとした場合の応答波形である。なお軌道のサーボゲインとトルク制御系のPI補償ゲインは図4と同じ値を用いている。図5(a), (b)において x_1, x_2 で表される実験応答波形は目標応答 x_{d1}, x_{d2} と良く一致している。これよりあらかじめロボットの動力学パラメータが正確に知られていなくとも適応推定により目標インピーダンスがかなり正確に実現できる事が示された。

次にトルク制御系の性能が適応系に与える影響を検討するために、図4の実験と同様に、計算機から力指令信号を与えた場合の実験結果を図6に示す。ただし目標インピーダンス、力入力信号、軌道のサーボゲインは図4と同じ値を用い、推定パラメータの初期値は公称値の1/2、適応ゲインは $\Gamma = \text{diag}[0.5, 0.5, 0.5, 20]$ である。図中上から軌道偏差 $\tilde{x}_1, \tilde{x}_2$ 、トルク偏差 $\tilde{\tau}_1, \tilde{\tau}_2$ 、推定パラメータ $\hat{a}_1$ から $\hat{a}_4$ のうち $\hat{a}_1, \hat{a}_2$ を示している。図6(a)はトルク制御部の補償器として比例(P)補償器、図6(b)はPI補償器を用いた場合であり、図中破線は表1の値から計算した推定パラメータの公称値、 $t=0$ sにおける●印は推定パラメータの初期値を表す。ここでトルク制御系のPI補償ゲインとして試行錯誤的に決定した値、 $K_{P1}=0.1, K_{I1}=2, K_{P2}=0.3, K_{I2}=6$ を用い、P補償の場合には積分補償ゲイン K_{I1}, K_{I2} を0とした。図から明らかなごとく、トルク制御系の性能が適応系や軌道の追従性に大きな影響を及ぼしており、特にP補償器を用いた場合には、適応推定に対し運動の影響が顕著に現れている。PI補償器を用いた図6(b)においては図(a)に比べて各信号の振動は小さいものの減衰していく様

図7 PVF補償の効果

子は見られない。実験においてさらにP, Iゲインの試行錯誤的な調整を行ったがあまり改善は見られず、また制御入力に飽和を生じる場合には後述するような別の問題が生じた。

ところで、筆者らはトルク制御系油圧サーボ系におけるトルク制御に及ぼす油圧モータの角速度の影響はサーボ増幅器の入力に

$$u_f = D_v \dot{q} / k_x \quad (17)$$

$$k_x = \text{sgn}(P_s \pm P_L) C_d K_A \sqrt{|P_s \pm P_L|} \quad (u \leq 0)$$

なる角速度の正フィードバック補償(以下PVF補償と略記する)入力を加えることにより低減できることを示した⁽⁵⁾。ここに C_d はサーボ弁の流出係数、 K_A はサーボ増幅器ゲイン、 P_L はアクチュエータの負荷圧力、 u はサーボ増幅器入力である。図7には、図6と同じトルク制御部にPVF補償を付加した場合の実験における $\tilde{x}_1, \tilde{x}_2, \tilde{\tau}_1, \tilde{\tau}_2, \hat{a}_1, \hat{a}_2$ の波形を示す。ただし本研究においては、負荷圧力を検出していないため、式(17)の負荷圧力 P_L のかわりに油圧モータの軸トルクの検出値 $\tau_i (i=1, 2)$ から計算した τ_i / D_{vi} を用いた。

図6, 図7の比較からPVF補償の付加によりトルク制御の性能が改善され、それに伴ってパラメータ推定、軌道の追従性能が向上したことがわかる。

5・2 トルク飽和が生ずる場合 次にトルク飽和の影響を検討するために、目標インピーダンスや適応ゲイン、トルク制御部のPI+PVF補償などの制御パラメータを、図7の場合と同様として、まず図6, 図7と同じ力指令入力を印加して6秒間動作させ、続いて力指令入力の振幅を2.5倍としてトルク飽和が生ずる条件で動作させた場合の $\tilde{x}_1, \tilde{x}_2, \hat{a}_1 \sim \hat{a}_4$ の応答波形を図8に示す。図8(a)は、飽和を考慮しない適応則を用いた[即ち、式(15)中の σ を零とした]場合、図8(b)は飽和を考慮に入れた適応制御則を用いた場合である。ただし飽和状態が継続すると、トルク制御部のPI補償器の積分器に“ワイン

図8 飽和時の実験結果

ドアップ”現象が生じ、これが直接の原因となって、適応制御則における飽和対策の有無にかかわらずロボットの不安定な挙動が生じた。このためトルクの目標値が図1の飽和域にある場合には、PI補償器の積分器出力を零とする(即ちP+PVF補償に切り換える)方法をとった。図8(a), (b)はいずれもこの方法をとった場合の結果である。

トルクの飽和を考慮しない適応制御則を用いた図8(a)においては、トルクの飽和の影響で推定パラメータが発散している。さらに飽和を考慮しない適応制御則を用いた場合には、油圧モータ軸が可動限界に衝突するような激しい不安定挙動が現象が生ずることがあった。これに対して、トルク飽和を考慮した適応制御則を用いた図8(b)の場合には、推定パラメータの発散が抑えられており、ロボットの不安定な挙動も生じなかった。

6. 結 論

油圧ロボットにおいて関節トルクの飽和を考慮した適応インピーダンス制御法を提案し、2リンク垂直関節型油圧ロボットを用いてその妥当性を実験的に検討した。その結果、以下のことが明らかになった。

(1) アクチュエータの飽和に起因して適応系の性能劣化や不安定化が生じる。これに対し、本研究で提案した飽和を考慮した適応制御則は、不安定化を防止するために有効であることが実験的に確認された。

(2) 適応制御ループ内の油圧トルク制御部の性能は適応系の性能に大きな影響を与える。トルク制御部に、P補償またはPI補償器に加えて角速度の正フィードバック補償を付加することにより、トルク制御の性能が向

上し、適応制御動作も改善される。

補 遺

第*i*関節の駆動トルク τ_i と制御入力電圧 u_i との関係はモータ内の摩擦を無視すれば式(A1)~式(A5)の基礎方程式で記述される。

$$\tau_i = D_{vi} P_{Li} \quad (A1)$$

$$\frac{V_{Ti}}{4\kappa} \dot{P}_{Li} = Q_{Li} - D_{vi} \dot{q}_i - k_{li} P_{Li} \quad (A2)$$

$$Q_{Li} = \text{sgn}(P_s \pm P_{Li}) C_{di} x_{si} \sqrt{|P_s \pm P_{Li}|} \quad (x_s \leq 0) \quad (A3)$$

$$\ddot{x}_{si} + 2\zeta_{vi} \omega_{vi} \dot{x}_{si} + \omega_{vi}^2 x_{si} = \omega_{vi}^2 \xi_i i_i \quad (A4)$$

$$i_i = \begin{cases} K_A u_i & |u_i| < u_s \\ \text{sgn}(u_i) K_A u_s & |u_i| \geq u_s \end{cases} \quad (A5)$$

ここに V_{Ti} 、 D_{vi} は油圧モータ内全容積(ベーンで仕切られた両側各容積を $V_{Ti}/2$ と仮定)と吐き出し量、 κ は作動油の体積弾性係数、 P_{Li} 、 Q_{Li} は負荷圧力および負荷流量、 k_{li} はモータ内部漏れ係数、 C_{di} はサーボ弁の流出係数、 $\text{sgn}(\cdot)$ は符号関数、 x_{si} はサーボ弁スプール変位、 ζ_{vi} 、 ω_{vi} はサーボ弁の減衰係数および固有角周波数、 ξ_i は(スプール変位/電流)変換係数、 i_i はサーボ弁電流、 K_A はサーボ増幅器ゲイン、 u_i は制御入力電圧、 u_s はサーボ増幅器飽和電圧であり、重複符号は同順とする。

式(A2)、式(A4)は定常状態を仮定し、さらに内部漏れ流量 $k_{li} P_{Li}$ が負荷流量 Q_{Li} に対し無視できるとすると

$$Q_{Li} = D_{vi} \dot{q}_i \quad (A6)$$

$$x_{si} = \xi_i i_i \quad (A7)$$

となる。また式(A1)、式(A3)、式(A6)、式(A7)より τ_i は

$$\tau_i = \text{sgn}(i_i) D_{vi} P_s - D_{vi} \left(\frac{D_{vi}}{C_{di} \xi_i i_i} \right)^2 |\dot{q}_i| \dot{q}_i \quad (A8)$$

と表される。結局、モータ軸角速度 $\dot{q}$ に対し、油圧モータの飽和トルクは

$$\begin{cases} \tau_{si}^+(\dot{q}_i) = D_{vi} P_s - K_{si} \dot{q}_i^2 & (\dot{q}_i > 0) \\ \tau_{si}^-(\dot{q}_i) = -D_{vi} P_s + K_{si} \dot{q}_i^2 & (\dot{q}_i < 0) \end{cases} \quad (A9)$$

$$K_{si} = \frac{D_{vi}^3}{(C_{di} K_A u_s)^2}$$

と表され、これを図示すると図1となる。

文 献

- (1) Slotine, J.-J.E., and Li, W., IEEE Trans. Auto. Control, **33**, 11(1988), 995.
- (2) 福田敏男ほか7名, 機論, **57**-451, C(1991), 160.
- (3) 武藤康彦・市川邦彦, 計測自動制御学会論文集, **24**, 11(1988), 1158.
- (4) Fossen, T.I., and Sagatun, S.I., J. Rob. Syst., **8**-3(1991), 393.
- (5) 松井隆・望月宜宏, 機論, **57**-537, C(1991), 1604.