学術論文

外乱オブザーバを用いた空気圧マニピュレータの力制御

則 次 俊 郎^{*1} 朴 最 圭^{*2}Force Control of Pneumatic Manipulator
Using Disturbance ObserverToshiro Noritsugu^{*1} and Jung-Gyu Park^{*2}

In this paper, a compensation method of disturbances using a disturbance observer is proposed for a force control of a pneumatic robot manipulator. The generated torque by a pneumatic actuator can be estimated based on the pressure signals. The inner torque control system is constructed by feeding back the generated torque to improve the dynamic characteristics of the actuator. In order to reduce the influence of disturbances comprising friction torque, parameter variations of plant and environment and so on, the reaction torque control system is constructed with a disturbance observer which estimates the disturbances based on the reference input to the inner torque control system and the reaction torque sensed with a force sensor. Further, to control the reaction torque without a force sensor, we construct the reaction torque estimation observer using the generated torque, the nominal friction torque and the angular velocity. In the above reaction torque control system, the estimated reaction torque is used instead of the sensed torque, so that the force sensorless torque control system can be constructed. From some simulations and experiments, it is confirmed that the proposed control system is effective to improve the robustness for the friction torque and the parameter change of object in the force control of a pneumatic robot manipulator.

Key Words: Robust Control, Disturbance Observer, Pneumatic Robot, Force Control, Force Sensorless Control

1. 緒 言

空気の圧縮性は空気圧サーボ系の剛性を低下させ、摩擦力や負荷外力の影響を受けやすくする。そのため空気圧サーボ系は、高精度な位置制御には不向きであるが、変位外乱に起因する力変動の抑制に有利であり力制御に適する。特に、衝突力などの緩和に有効であるため、未知の対象物との接触作業などへの応用が期待される。

本論文では、空気圧マニピュレータの力制御について考察する。対象物の特性変化に対して低感度な力制御の一手法として、2自由度力制御系[1]、環境変動を補償する外乱オブザーバを用いた力制御系[2]などが提案され、接触および衝突過程の制御によりそれらの有効性が確認されている。これらの研究では、アクチュエータの速応性が優れているため、反作用力の応答は主として対象物の特性に依存するが、空気圧アクチュエータを用いた力制御系の応答は対象物とアクチュエータの両者の特性に依存する。そのため、アクチュエータの特性が反作用

力に与える影響を考慮して制御系を設計する必要がある。

筆者らは先に、空気圧ロボットマニピュレータの位置制御において、制御弁への制御入力と角速度を入力とする外乱オブザーバを用いた位置制御系[3]を構成し、外力、摩擦力などの外乱に対して低感度となることを確認している。本論文では、これを空気圧マニピュレータの力制御に拡張する。アクチュエータの吐き出し容積が既知であれば、圧力信号を用いることによりアクチュエータの理論発生トルク（吐き出し容積×圧力）を計算できる。まず、この理論発生トルクをフィードバックして内部トルク制御系を構成することにより、アクチュエータの非線形性および応答特性を改善する。次に、外乱に対して低感度な力制御系を構成するため、内部トルク制御系の目標トルクと反作用トルクを入力とする外乱トルクオブザーバを構成して対象物の特性変化、摩擦力などの外乱を推定する。この推定外乱を目標トルクへフィードバック補償するトルク制御系を構成することにより外乱の影響を抑制する。

また、力センサを用いることができない場合においても反作用力の制御を可能とするため、力センサレストルク制御系を提案する。この種の制御系としては、マニピュレータの動特性モデルと外乱オブザーバの出力を用いて反作用力を求める力センサレス力制御系[4][5]などが提案されているが、対象物の特性変化の影響は議論されていない。本論文では、外乱オブザー

平成6年7月1日 ロボティクス・メカトロニクス講演会'94において一部発表，原稿受付 1994年7月28日

^{*1}岡山大学工学部

^{*2}岡山大学大学院自然科学研究科

^{*1}Faculty of Engineering, Okayama University

^{*2}Graduate School, Okayama University

バを用いることにより対象物の剛性変化に対して低感度である力センサレトルク制御系を構成する。

以下では、制御系の構成を示した後、シミュレーションおよび実験により提案する制御系の有効性を示す。

2. 制御系の構成

2.1 空気圧駆動系および対象物の等価モデル

Fig. 1 はメータアウト方式を用いた空気圧駆動回路と対象物の等価モデルを示す。ベーン型アクチュエータの一方のチャンバに一定圧力 P_s を供給し、他方は制御弁の開口面積を変化させ、それに相当する質量流量を大気圧 P_a へ排出する。これにより、両チャンバに差圧が生じ、マニピュレータが駆動される [3]。対象物は等価剛性 K_e でモデル化できるとする。ベーンがチャンバの中央で停止している状態を基準状態として線形化したチャンバ内部の状態方程式と駆動部の運動方程式は次式となる。

$$(T_a s + 1)P_L(s) = K_a u(s) - K_a K_v \omega(s) \quad (1)$$

$$T(s) = D P_L(s) \quad (2)$$

$$(J s + b) \omega(s) = T(s) - T_f(s) - T_L(s) \quad (3)$$

$$T_L(s) = K_e \theta(s) \quad (4)$$

ここで、 T_a : アクチュエータの時定数、 K_a : 制御入力 $u(s)$ と圧力のゲイン定数、 K_v : 角速度 $\omega(s)$ が圧力に与える影響を制御入力の次元に換算する係数、 D : 吐き出し容積、 J : 慣性モーメント、 b : 粘性摩擦係数、 $P_L(s)$: 両チャンバの圧力差、 $T(s)$: アクチュエータの理論発生トルク、 $T_L(s)$: 反作用トルク (力センサの信号とアームの長さから計算)、 $T_f(s)$: 摩擦トルク、 $\theta(s)$: 回転角。以後、ラプラス変換を表す各変数の (s) は省略する。

吐き出し容積 D が既知であれば、理論発生トルク T は圧力信号を用いて式 (2) により計算できる。これに注目して、アクチュエータの応答特性を改善するため、Fig. 2 のように理論発生トルク T をフィードバックして比例制御系 $u = K_{pa}(T_r - T)$ を構成する。以後、これを内部トルク制御系と呼ぶ。なお、 ω と T_L からのフィードバックは自然現象をモデル化したものである。式 (1) と式 (2) より次式が成り立つ。

$$\left. \begin{aligned} (T_a s + 1) T &= K_m T_r - \frac{K_m K_v}{K_{pa}} \omega \\ T_a &= \frac{T_a}{1 + K_a D K_{pa}}, \quad K_m = \frac{K_a D K_{pa}}{1 + K_a D K_{pa}} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

ここで、 K_{pa} は比例ゲイン、 T_r は内部トルク制御系の目標ト

Fig. 1 Pneumatic drive circuit and equivalent model of object

ルクである。 K_{pa} をできるだけ大きく設定することによりアクチュエータの応答特性を改善できる。簡単のため、Fig. 2(a) を Fig. 2(b) のように等価変換する。以下では、次式の伝達関数を用いる。

$$\left. \begin{aligned} A &= \frac{K_a D}{T_a s + 1}, \quad P = \frac{1}{J s + b} \\ G_A &= \frac{K_m}{T_a s + 1}, \quad G_p = \frac{P K_e}{\left(1 + \frac{G_A P K_v}{K_{pa}}\right) s + P K_e} \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

2.2 外乱オブザーバの構成

アクチュエータ G_A 、プラント P および対象物 K_e の各パラメータのノミナル値とその変動量の関係を次式で表す。

$$\left. \begin{aligned} K_m &= K_{mn} + \Delta K_m, \quad T_a = T_{an} + \Delta T_a \\ J &= J_n + \Delta J, \quad b = b_n + \Delta b \\ K_e &= K_{en} + \Delta K_e \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

ここで、下付き添え字 n は各量のノミナル値、 Δ は各量の変化量を示す。式 (7) を式 (3) ~ 式 (5) に代入して、 T_L について整理すれば、次式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} T_L &= G_{An} G_{pn} (T_r - T_{dis}) \\ G_{An} &= \frac{K_{mn}}{T_{an} s + 1}, \quad G_{pn} = \frac{K_{en}}{J_n s^2 + b_n s + K_{en}} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

ここで、 G_{An} 、 G_{pn} は G_A 、 G_p のノミナルモデルを表す。 T_{dis} は未知の外乱トルクであり、次式で表される。

$$\begin{aligned} T_{dis} &= \frac{1}{G_{An}} \left\{ T_f + \left(\Delta J s + \Delta b - \frac{\Delta K_e}{K_{en} P_n} \right) \omega \right\} \\ &\quad - \frac{1}{K_{mn}} \left(\frac{K_m K_v}{K_{pa}} \omega + \Delta T_a s T - \Delta K_m T_r \right) \end{aligned} \quad (9)$$

T_r と T_L を入力とする外乱トルクオブザーバを構成すれば、未知の外乱トルク T_{dis} は次式により推定される。

$$T_{dis} = \frac{G_{An} G_{pn} T_r - T_L}{G_{An} G_{pn}} \quad (10)$$

これはノンプロパであるため、少なくとも $G_{An} G_{pn}$ と同次数のローパスフィルタ H を挿入する必要がある、このとき外乱トルク T_{dis} は次式の $\hat{T}_{dis}$ として推定される。

$$\hat{T}_{dis} = R (G_{An} G_{pn} T_r - T_L) \quad (11)$$

R は $H(G_{An} G_{pn})^{-1}$ と設定される補償器である。

Fig. 3 は推定外乱トルク $\hat{T}_{dis}$ を内部トルク制御系の目標ト

Fig. 2 Block diagram of pneumatic drive system

Fig. 3 Torque control system using disturbance torque observer

ルク T_r へフィードバック補償して構成したトルク制御系を示す。 T_{cr} は実際の目標トルクである。反作用トルク T_L は次式のようになる。

$$T_L = \frac{G_A P K_e T_{cr} - P K_e (1 - R G_{An} G_{pn}) T_f}{\left(\frac{G_A P K_v}{K_{pa}} + 1 \right) (1 - R G_{An} G_{pn}) s} * \frac{1}{1 - R G_{An} G_{pn}} + \frac{P K_e (G_A R + 1 - R G_{An} G_{pn})}{1 - R G_{An} G_{pn}} \quad (12)$$

$1 - R G_{An} G_{pn} = 0$ を満たす周波数域においては、 $T_L = R^{-1} T_{cr}$ となり、反作用トルクの応答 T_L は R の特性に固定される。そのため、外乱トルクオブザーバを用いた本制御系は摩擦トルクや対象物の剛性変化などの外乱に対して低感度である。

次に、対象物の剛性変化に対するロバスト性と安定性を考察する。解析を簡単にするため、 $G_{An} = G_A$ 、 $P_n = P$ と仮定し、Fig. 3(a) を Fig. 3(b) のように等価変換する。対象物の剛性変化 ΔK_e に起因する変動 ΔG_p は次式で与えられる。

$$\Delta G_p = G_p - G_{pn} = \frac{G_{pn} \left(\Delta K_e - \frac{K_{en} G_A P K_v}{K_{pa}} \right) s}{\left\{ \left(1 + \frac{G_A P K_v}{K_{pa}} \right) s + P K_e \right\} K_{en}} \quad (13)$$

等価変換した系に対してスモールゲイン定理を用いれば、Fig. 3の制御系が安定であるための条件は次式となる[6]。

$$\left\| \frac{\gamma R \Delta G_p}{1 + \gamma G_{pn} R} \right\|_\infty < 1, \quad \gamma = \frac{G_A}{1 - R G_{An} G_{pn}} \quad (14)$$

また、相補感度関数 T および感度関数 S は次式で与えられる。

$$T = \frac{\gamma G_{pn} R}{1 + \gamma G_{pn} R}, \quad S = 1 - T \quad (15)$$

$1 - R G_{An} G_{pn} \rightarrow 0$ を満たす周波数域では、 $\gamma \rightarrow \infty$ であり、 $T \rightarrow$

Fig. 4 Force sensorless torque control system

1, $S \rightarrow 0$ となるため、制御系は対象物の剛性変化に対して低感度となるが、ロバスト安定性が著しく低下する。このため、制御系設計時には、 T と S のトレードオフを考慮して R を設定する必要がある。

2.3 カセンサを用いないトルク制御系

Fig. 4 は外乱オブザーバとは別に反作用トルク推定オブザーバを構成した力センサレストルク制御系を示す。アクチュエータの理論発生トルク T と角速度 ω を入力とする反作用トルク推定オブザーバを構成した場合、そのオブザーバは反作用トルク T_L と摩擦トルク T_f の和を推定することになるため、摩擦トルクを別途同定して新たな入力として加えておく必要がある。

摩擦トルクをそのノミナル値 T_{fn} およびその変動量 ΔT_f を用いて次式で表す。

$$T_f = T_{fn} + \Delta T_f \quad (16)$$

Fig. 4 に示すように T_{fn} を反作用トルク推定オブザーバの入力に加えれば、推定反作用トルク $\hat{T}_L$ は次式となる。

$$\begin{aligned} \hat{T}_L &= Q \left(T - T_{fn} - \frac{1}{P_n} \omega \right) \\ &= Q \left(1 - \frac{P}{P_n} \right) \left(T - T_{fn} \right) + \frac{Q P}{P_n} (\Delta T_f + T_L) \end{aligned} \quad (17)$$

ここで、 Q は P_n と同次数のローパスフィルタである。 $P_n = P$ と仮定すれば、 $\hat{T}_L$ には、反作用トルク T_L と摩擦トルクの同定誤差 ΔT_f が含まれる。 T_r と $\hat{T}_L$ を入力とする外乱オブザーバを式 (11) と同様な方法で構成すれば、推定外乱トルク $\hat{T}_{dis}$ は次式となる。

$$\hat{T}_{dis} = R (G_{An} G_{pn} T_r - \hat{T}_L) \quad (18)$$

$\hat{T}_{dis}$ を T_r へフィードバックして構成した力センサレストルク制御系における反作用トルクは

$$\begin{aligned} T_L &= \frac{G_A P K_e T_{cr} - G_A P K_e R Q \Delta T_f}{\left\{ \left(\frac{G_A P K_v}{K_{pa}} + 1 \right) (1 - R G_{An} G_{pn}) \right\} * \frac{-P K_e (1 - R G_{An} G_{pn}) T_f}{+ G_A R Q \left(1 - \frac{P}{P_n} \right)} s} * \frac{1}{1 - R G_{An} G_{pn}} + \frac{P K_e (G_A R Q + 1 - R G_{An} G_{pn})}{1 - R G_{An} G_{pn}} \end{aligned} \quad (19)$$

Fig. 5 Control circuit of pneumatic manipulator

となる。 $P_n \neq P$ の場合、 $\omega \approx 0$ の状態ではプラント変動 ΔP の影響は推定反作用トルク $\hat{T}_L$ に現れないが、その他の状態では反作用トルク推定オブザーバの精度は低下する。ここでは、力センサを用いないトルク制御系を構成するための前提として $P_n = P$ と仮定する。このとき、 $1 - RG_{An}G_{pn} = 0$ を満たす周波数域において、 $T_L = (RQ)^{-1}T_{cr} - \Delta T_f$ となり、反作用トルクの応答は RQ の特性に固定される。これより、提案した力センサレストルク制御系は対象物の剛性変化などのパラメータ変動に対して低感度であるが、 ΔT_f の影響は残る。

3. 空気圧マニピュレータ

Fig. 5 は空気圧駆動マニピュレータの制御回路を示す。計算機からの出力信号 u はバーンモータからの排気流量を制御する PCM 弁およびマニピュレータの回転方向を制御する 3 ポート電磁弁を駆動する。排気流量はオンオフ電磁弁の開閉により 2⁶ 段階に調整でき、メータアウト方式により多段階の速度調節が可能である [3]。対象物に接触力を加えるためには、 a の 3 ポート弁を ON にして一定圧力 P_s を一方のチャンバに供給する。同時に、 b の 3 ポート弁は OFF として、他方のチャンバ内の空気を PCM 弁を通して大気へ排気する。

マニピュレータの回転角を検出するため、分解能が 1.56×10^{-4} [rad] のロータリーエンコーダを取り付ける。アクチュエータの両チャンバには、分解能が 0.234 [kPa] の圧力センサを取り付けて圧力を検出する。また、分解能が 0.03 [N] の力センサをマニピュレータ (0.15 [m]) の手先に取り付けて反作用トルクを検出する。対象物にはスポンジあるいはゴムを固定する。供給圧力 $P_s = 490$ [kPa]、制御時のサンプリング周期は 7.7 [ms] である。

4. 結果および考察

4.1 パラメータ同定

Table 1 は以下で述べる各パラメータの同定値を示す。 K_m と T_A は Fig. 2 の制御系においてマニピュレータを固定して

Table 1 Identified parameters of control system

D	[m ³]	3.5×10^{-5}
K_{pa}	[1/Nm]	15
K_m		0.98
T_A	[s]	0.067
K_v	[s/rad]	10
K_a	[kPa]	131.15
T_a	[s]	4.76
J	[Nm · s ² /rad]	0.02
b	[Nm · s/rad]	0.25
T_f	[Nm]	0.9
$K_e(\text{Sponge})$	[Nm/rad]	20
$K_e(\text{Rubber})$	[Nm/rad]	670

Fig. 6 Equivalent stiffness of object

$\omega = 0$ とした状態における理論発生トルク T のステップ応答より、 K_v は $\omega \neq 0$ の状態で同定した。 K_a と T_a は式 (5) により求める。 J , b , T_f は T_r を種々に変化させたときの ω の応答より同定した。

Fig. 6 は、対象物にマニピュレータを接触させた状態において、回転角 θ と反作用トルク T_L の関係を測定したものである。これにより、対象物の等価剛性 K_e を求める。

Table 2 は各ノミナルモデルのパラメータと反作用トルクをフィードバックした PI 制御系のゲインを示す。PI 制御系では、Fig. 2 のような内部トルク制御系を構成しないで、 $u = (K_p + K_i/s)(T_{cr} - T_L)$ とする。

4.2 シミュレーションによる考察

(1) 内部トルク制御系の有効性

Fig. 2 において、式 (3)～式 (5) を考慮すれば、 T_r と T_L の関係は次式で表される。

$$\left. \begin{aligned} \frac{T_L}{T_r} &= \frac{K_m g_A \omega_n^2}{(s + g_A)(s^2 + 2\zeta \omega_n s + \omega_n^2)} \\ g_A &= \frac{1}{T_A}, \zeta = \frac{b}{2\omega_n J}, \omega_n = \sqrt{\frac{K_e}{J}} \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

式 (5) の右辺第 2 項の ω の影響は、 $\omega = sK_e^{-1}T_L$ のように、 K_e に依存するため、対象物の剛性変化による外乱とみなして、ここでは無視する。 $g_A \gg \zeta \omega_n$ であれば、反作用トルク T_L には駆

Table 2 Parameters of nominal model and gains of controller

K_{pa} [1/Nm]	5, 15
K_{mn}	1
T_{An} [s]	0.2, 0.067
J_n [Nm · s ² /rad]	0.02
b_n [Nm · s/rad]	0.25
T_{fn} [Nm]	0.9
K_{en} [Nm/rad]	20
K_P [1/Nm]	10
K_I [1/Nm · s]	2
T_h [s]	0.067
T_q [s]	0.02

(a) Sponge

(b) Rubber

Fig. 7 Effect of inner torque control system

動負荷部の極に代表される応答が得られる。しかし、空気圧アクチュエータは空気圧縮性により g_A に限界があり、その応答遅れは T_L に影響を与える。

Fig. 7 は $T_r=5$ [Nm] に対して **Table 1** に示すパラメータ値を用いて計算した T_L の応答である。点線は駆動負荷部のみ、すなわち **Fig. 2** において $T=T_r$ と仮定した場合、実線は $K_{pa}=5, 10, 15, 20$ [1/Nm] と変化させた場合の応答を示す。各 K_{pa} に対してアクチュエータの極 $-g_A$ は $-5.05, -9.85, -14.67, -19.5$ 、駆動負荷部の極は、対象物がスポンジの場合 $-6.25 \pm$

(a) PI control system

(b) Torque control system with force sensor

(c) Force sensorless torque control system

Fig. 8 Effect of disturbance torque observer

$j 30.98$, ゴムの場合 $-6.25 \pm j 182.95$ である。アクチュエータの応答遅れの影響を小さくするためには $g_A \gg \zeta \omega_n$ とすればよい。逆に、ある程度の応答遅れが許容できる場合には、 $g_A < \zeta \omega_n$ とすることにより空気圧アクチュエータの応答遅れが制御系の特性を支配することになり対象物の剛性変化に対してロバストな応答が得られる。

(2) 外乱トルクオブザーバの効果

Fig. 8 は対象物の剛性変化が反作用トルクの応答に与える影響を調べるため、ゲイン特性を計算したものである。(a) は **Fig. 2** のような内部トルク制御系を構成しない PI 制御系によるものであり、 $K_P=10$ [1/Nm]、 $K_I=2$ [1/Nm · s] と設定した。対象物の変化により特性は大きく異なる。(b) は **Fig. 3**

(a) Sponge

(b) Rubber

Fig. 9 Estimated reaction torque in contact

(a) Sponge

(b) Rubber

Fig. 10 Estimated reaction torque with collision

の外乱オブザーバを用いたトルク制御系、すなわち式(12)により T_L/T_{cr} を計算したものである。補償器 R は次式のように設定している。

$$R = \frac{(T_{Ans} + 1)(J_n s^2 + b_n s + K_{en})}{(T_h s + 1)^3 K_{mn} K_{en}} \quad (21)$$

ここで、 K_{en} はスポンジの等価ノミナル値を用いた。 $T_h = 0.067[s]$ は実験においてセンサノイズの影響が大きく現れない範囲で設定可能なローパスフィルタ H の最小の時定数である。また、対象物がゴムの場合、 ΔK_e に起因する変動 ΔG_p に対して式(14)を満足することは確認している。 $T_h = 0.001[s]$ は制御系の性能を把握するため与えたものである。 T_h が小さい程対象物の変化に対するロバスト性が向上する。(c)は、Fig. 4 の力センサレストルク制御系における T_L/T_{cr} を式(19)を用いて計算したものである。

$T_q = 0.02[s]$ はローパスフィルタ Q の時定数である。 $P_n = P$ と設定したので、式(12)との相異は分母の $PK_e G_A R$ の項に Q が付加されていることのみであり、対象物がゴムの場合における共振の抑制はフィルタ Q の効果によると考えられる。 $T_q = T_h = 0.001[s]$ と設定すれば、力センサレストルク制御系も対象物の変化に対して低感度となる。

4.3 実験による考察

(1) 反作用トルク推定オブザーバ

Fig. 9 は、対象物に空気圧マニピュレータを接触させた状態から反作用トルクを制御した結果である。Fig. 4 の制御系において、 $\hat{T}_{dis}$ はフィードバックしない状態で実験を行う。 $T_{cr} =$

$5[Nm]$, $K_{pa} = 15[1/Nm]$, $T_q = 0.02[s]$ と設定した。静止摩擦トルクおよびクーロン摩擦トルクのノミナル値は事前の測定により $T_{fn} = 0.9[Nm]$ とした。推定反作用トルク $\hat{T}_L$ は対象物の剛性が変化しても反作用トルク T_L とほぼ一致した応答を示しており、反作用トルク推定オブザーバの有効性が確認できる。なお、ここでは、推定外乱 $\hat{T}_{dis}$ をフィードバックしないため、摩擦トルク T_f の影響により T_L , $\hat{T}_L$ の両者ともに目標トルク T_{cr} に対して定常偏差を残している。また、応答がほぼ整定した後に、 T_L に大きな変化が生じているが、これはアクチュエータの排気側チャンバの圧力が排気されて低下することにより $u = K_{pa}(T_r - T)$ により計算される制御入力 u の符号が反転し、その結果 3 ポート弁の切換えが生じるためである。これは本研究で用いた駆動方式特有の問題である。これについては、後で詳しく考察する。

Fig. 10 は、Fig. 9 と同じ制御系を用いてマニピュレータが $\omega = 4[rad/s]$ の角速度で対象物に衝突するように $T_{cr} = 4[Nm]$ としたときの T_L と $\hat{T}_L$ の応答である。マニピュレータが柔らかい対象物（スポンジ）に衝突したときには衝突力が生じないが、硬い対象物（ゴム）に衝突した場合には衝突力が生じた。この場合、 $\hat{T}_L$ にも衝突時のピークが現れ、提案した反作用トルク推定オブザーバは衝突力も推定できることが分かる。

(2) 外乱トルクオブザーバ

Fig. 3 と Fig. 4 の制御系において、Fig. 9 と同じ条件で $T_{cr} = 5[Nm]$, $T_h = 0.067[s]$ としたときの $\hat{T}_{dis}$ の応答を Fig. 11

(a) With force sensor (Fig. 3)

(a) PI control

(b) Without force sensor (Fig. 4)

(b) With force sensor

Fig. 11 Estimated disturbance torque

に示す。補償器 R は式 (21), K_{en} はスポンジの等価剛性を用いた。(a)は Fig. 3 の制御系を用いた場合である。対象物がスポンジの場合に見られる $\hat{T}_{dis}$ の立ち上がり時のピークは静止摩擦トルクに相当する。対象物がゴムの場合には、剛性変化 ΔK_e が追加される。式 (9) によれば、これが静止摩擦トルクと相殺することになり立ち上がり時のピークが生じないものと考えられる。 $\omega=0$ となれば、対象物の剛性変化は推定外乱には含まれない。Fig. 4 の力センサレストルク制御系を用いた (b) においても、外乱トルクオブザーバは剛性変化 ΔK_e を推定していると考えられるが、(a) と異なる立ち上りを示す。これはフィルタ Q の影響によるものと考えられる。

(3) 反作用トルクの応答特性

Fig. 12 は対象物にマニピュレータを接触させた状態から $\hat{T}_{dis}$ をフィードバックして反作用トルクを制御した結果である。 $T_{cr}=5[\text{Nm}]$ とした。(a) は対象物がゴムのときに良好な応答が得られるよう $K_p=10[1/\text{Nm}]$, $K_I=2[1/\text{Nm}\cdot\text{s}]$ と設定した PI 制御系による反作用トルクの応答である。対象物がスポンジの場合、応答はかなり振動的となる。振動を抑制するためにはゲインを再調整する必要がある。(b) は Fig. 3 の力センサを用いたトルク制御系において $K_{pa}=5, 15[1/\text{Nm}]$ と設定したときの応答である。Fig. 9 の応答と比較すれば、 $\hat{T}_{dis}$ をフィードバックすることにより対象物の剛性変化や摩擦トルク T_f などの影響が低減されていることが分かる。また、比例ゲイン K_{pa} により反作用トルクの速応性が調節できる。(c) は Fig. 4 の力センサレストルク制御系による応答である。(b) と

(c) Without force sensor

Fig. 12 Response of reaction torque

比較すれば対象物変化に対するロバスト性が若干低下する傾向にあるが、(a) の PI 制御による結果と比べれば、その有効性は明らかである。

(4) 目標トルク変化の影響

Fig. 13 はゴムの対象物に対して 2 秒ごとに $T_{cr}=5, 7, 4[\text{Nm}]$ に切替えた場合 T_L の応答を示す。(a) の PI 制御系において、目標トルクが増加する場合には良好な応答を示しているが、減少する場合には次のような本研究で用いた駆動方式特有の現象が生じる。 T_L を $7[\text{Nm}]$ から $4[\text{Nm}]$ まで減らすためには、Fig. 5 に示した 3 ポート弁 b を ON に切換えて一定圧力 P_s を b 側チャンバへ供給する必要がある。 a 側のチャンバにはそれまで P_s が供給されていたため、 b 側のチャンバに P_s を供給すると両チャンバの圧力差は非常に小さくなり、アクチ

(a) PI control

(b) With disturbance torque observer

Fig. 13 Influence of variation in reference torque

Fig. 14 Effect of sinusoidal dither

ュータの発生トルクも減少する。その結果、再び3ポート弁 b をOFFにして $T_L = T_{cr}$ となるようにチャンバ内の空気を排出する。(b)はFig. 3とFig. 4の外乱オブザーバを用いたトルク制御系において $K_{pa} = 15 [1/\text{Nm}]$ と設定したときの T_L の応答である。 T_{cr} が増加する場合、良好な応答が得られたが、 T_{cr} を減らす場合に、いずれも振動的な応答が得られた。これは、弁の応答遅れと圧力応答の遅れに起因したリミットサイクルが発生して、先に述べた3ポート弁の切換えが連続的に起こったものである。

このような振動的応答を抑制する方法としては、補償器の特性を改善することと3ポート弁の切換え信号に周期的信号を付加する方法[7]が考えられる。補償器の特性は各パラメータの

ノミナル値を固定パラメータと考えれば、自由パラメータの T_h を再調整することにより改善できる。しかし、この方法は反作用トルクの応答特性に影響を与えるため、本論文では後者の方法により制御量の安定化を図る。3ポート弁の制御入力 u_p を新たに次式において生成する。

$$u_p = u + 10 \sin(400\pi t) \quad (22)$$

$u_p \geq 0$ の場合はFig. 5の制御回路における3ポート弁 a がONになり、 b はOFFとなる。 $u_p < 0$ 場合は b がON、 a はOFFとなる。制御入力 u が小さくなる目標値近傍においては正弦波ディザにより制御量は安定化する。 u が正弦波の振幅より大きい場合には、正弦波ディザの効果は現れない。

Fig. 14はFig. 13と同様な条件で正弦波ディザを付加した u_p を用いて3ポート弁を駆動したときの応答である。目標トルク T_{cr} を減らした場合において、力センサを用いたトルク制御系は良好な応答が得られたが、力センサレストルク制御系は定常偏差を残した。反作用トルクを7[Nm]から4[Nm]まで減らすためには、両チャンバの差圧を減らしてアクチュエータの発生トルクを減少させる。このとき、マニピュレータの運動方向が変わり摩擦トルク T_f も変化するが、ノミナル摩擦トルク T_m を一定値に設定したため、 ΔT_f の影響により定常偏差を残したと考えられる。

5. 結 言

本論文では、空気圧アクチュエータの発生トルクをフィードバックして内部トルク制御系を構成し、その目標トルクと反作用トルクを入力とする外乱オブザーバを構成した。これにより、摩擦トルクおよび対象物の剛性変化などを一つの外乱として推定し、これを内部トルク制御系の目標トルクへフィードバック補償するトルク制御系を構成した。また、反作用トルクを推定するため、アクチュエータの発生トルク、摩擦トルクのノミナル値および角速度を入力とする反作用トルク推定オブザーバを構成し、力センサレストルク制御系を構成した。シミュレーションおよび実験により以下の結果が得られた。

(1) 内部トルク制御系によりアクチュエータの応答特性および反作用トルクの応答特性を調節できる。

(2) 接触力や衝突力を推定する反作用トルク推定オブザーバは力センサとして十分利用できる。

(3) 外乱トルクオブザーバにより推定される外乱トルクを目標トルクへフィードバックすることにより摩擦トルクや対象物の剛性変化などの影響が低減できる。

(4) ローパスフィルタの時定数を小さく設定すれば、摩擦トルクや対象物の剛性変化などに対して、より低感度な制御系を構成できるが、これはセンサノイズの影響により制限される。この場合、反作用トルクの応答遅れがある程度許容できる場合には、内部トルク制御系の比例ゲインを下げることで対象物の剛性変化に対してロバストな応答を実現することも可能である。

参 考 文 献

- [1] 志村, 堀: “ロボットマニピュレータにおける力制御のロバスト化と衝突過程の制御”, 日本ロボット学会誌, vol. 11, no. 2, pp. 235-245,

- 1993.
- [2] 野村, 駒田, 石田, 堀: “環境変動を補償するオブザーバを用いた力の2階微分量に基づくモータの制御”, 日本電気学会論文集, vol. 113-D, no. 12, pp. 1465-1473, 1993.
 - [3] 則次, 朴: “外乱オブザーバを用いた空気圧ロボットの制御性能向上”, 日本ロボット学会誌, vol. 12, no. 4, pp. 590-595, 1994.
 - [4] T. Murakami, F. Yu and K. Ohnishi: “A Dynamical Approach to Force Control without Force Sensor”, Proc. IMACS/SICE '92, pp. 1361-1366, 1992.
 - [5] K. Ohishi, M. Miyazaki, M. Fujita and Y. Ogino: “Force Control without Force Sensor Based on Mixed Sensitivity H^∞ Design Method”, Proc. IEEE '92, pp. 1356-1361, 1992.
 - [6] M. J. Chen and C. A. Desoer: “Necessary and Sufficient for Robust Stability of Linear Disturbed Feedback Systems”, International Journal of Control, vol. 35, no. 2, pp. 255-267, 1982.
 - [7] 計測自動制御学会: “自動制御ハンドブック (基礎編)”, p. 423, オーム社, 1983.

則次俊郎 (Toshiro Noritsugu)

1949年10月19日生。1974年岡山大学大学院工学研究科修士課程修了。津山工業高等専門学校を経て、1986年岡山大学工学部助教授、1991年同教授。空気圧サーボ技術を中心としたロボティクス、振動制御などの研究に従事。日本機械学会、計測自動制御学会、日本油空圧学会などの会員。

工学博士。

(日本ロボット学会正会員)

朴 最圭 (Jung-Gyu Park)

1961年6月23日生。1987年韓国嶺南大学校工科大学機械工学科卒業。1992年岡山大学大学院工学研究科修士課程修了。1995年同大学院自然科学研究科博士課程修了。空気圧ロボットの研究に従事。電気学会正会員。工学博士。

(日本ロボット学会正会員)