プラント変数最適ロバストサーボ系に基づく 2軸型空圧人工筋アームの軌道追従制御 —圧力情報を利用したオブザーバによる追従性能の向上—

金 盛 且 洋*・清 田 将五郎*・蛭 原 義 雄*
萩 原 朋 道*・岡 崎 安 直**・小 松 真 弓**

Trajectory Tracking Control of a Two-axis Arm Driven by Pneumatic Artificial Muscles:
Application of Plant-variable-optimal Control and
Performance Improvement with an Observer Using Pressure Data

Katsuhiro KANAMORI*, Shogoro KIYOTA*, Yoshio EBIHARA*,
Tomomichi HAGIWARA*, Yasunao OKAZAKI** and Mayumi KOMATSU**

This paper is concerned with trajectory tracking control of a two-axis arm driven by pneumatic artificial muscles, in which it is important for the plant output to track general reference inputs other than step signals. To comply with this control objective, this paper applies the plant-variable-optimal (PV-optimal) servo system derived in the framework of two-degree-of-freedom optimal control, and shows that trajectory tracking can be achieved with high accuracy by taking the intrinsic features of the arm into account in the design. That is, we first apply a minor feedback loop based on the pressure measurements about the pneumatic muscles, and then derive a plant model taking account of the relationship between the link angles and pressure measurements. We then adjust the weighting matrices for the PV-optimal servo system according to the physical meaning of the plant state, and design an observer that uses pressure measurements as well as link angle measurements. It is demonstrated with experiments that trajectory tracking with high accuracy can be achieved with such design procedures.

Key Words: trajectory tracking control, PV-optimal servo system, observer, pneumatic artificial muscle

1. はじめに

近年、少子高齢化社会の到来とともに医療、介護、福祉の現場における労働力不足が懸念されており、これらの現場で活躍するロボットに対する関心が高まっている。このようなロボットには安全性、清潔性が強く求められることから、とくに空気を駆動源とするロボットに注目が集まっている。空気駆動のロボットは、油圧や電気を駆動源とするロボットに比べて、空気の圧縮性により接触時の衝撃が少なく柔軟な動作が可能である。また、非常に清潔であり、環境保全性にも優れる。しかし一方で、剛性が低く高精度の制御が困難で

ある。こうした背景から、空気圧アクチュエータを対象とした研究が盛んに行なわれている^{1)~3)}。

本研究では、空気を駆動源とした2軸型空圧人工筋アームを対象とし、高精度の軌道追従制御の達成を目的とする。文献4)では、空気圧シリンダを対象として、2自由度LQI (Linear Quadratic Integral) サーボ系^{5)~7)}を適用することにより高精度の位置決め制御が行なえることが示されており、さらに、設計指針についても考察がなされている。しかし、この制御系はステップ目標値に対してのみロバスト追従性を保証するものであるため、より一般の目標値への追従を目的とする軌道追従制御への適用は、制御性能の観点からは得策ではない。本研究では、上記の既存研究を基礎とする形で、より一般的な目標値に対してロバスト追従性を保証できるプラント変数最適 (Plant Variable 最適; 以下、PV 最適と略記) ロバストサーボ系⁸⁾を適用することを考える。

本研究で対象とする2軸型空圧人工筋アームは各リンクが相互に影響を及ぼし合うため、精度の高い軌道追従制御の達成が困難である。この問題点を克服することを目的として、

* 京都大学大学院工学研究科 京都市西京区京都大学桂

** パナソニック株式会社 京都府相楽郡精華町光台 3-4

* Graduate School of Engineering, Kyoto University,
Kyotodaigaku-Katsura, Nishikyo-ku, Kyoto

** Panasonic Corporation, 3-4 Hikaridai, Seika-cho, Sorakugun, Kyoto

(Received May 21, 2008)

(Revised October 7, 2008)

文献 9) では、本研究で扱うものとはほぼ同様の試作アームを対象として、空圧人工筋内部の圧力情報を用いた、圧力差マイナーループとよばれるフィードバックループを施しており、これによりリンク間の相互作用を低減できることが示唆されている。さらに、ランプ状目標値を想定した形の PV 最適ロバストサーボ系をより一般的な目標値に対しても適用することの有効性が、実験により示されている。

本研究においては、上記のような設計指針に加えて、圧力差マイナーループの有効性に鑑み、人工筋圧力情報をより積極的に利用した制御則に基づく設計指針について論じ、その有効性を明らかにする。すなわち、制御入力および関節角度情報に加え空圧人工筋内部の圧力情報を用いてオブザーバを設計することを考える。また、このようなオブザーバを設計する上で必要となる、マイナーループを施した制御対象のモデルの導出についても論じ、2 軸型空圧人工筋アームの機構上の特徴に基づいたモデル化手法を示す。さらに、そのようなモデルにおける状態変数の物理的意味合いを考慮してプラント変数最適ロバスト系の設計重みを調整するとともに、圧力情報を適切に利用したオブザーバの設計を行なう。最後に、高精度の軌道追従制御が達成できることを、実機実験を通して示す。このことは、多変数制御対象に対する PV 最適ロバストサーボ系の有効性が実機を通して明らかにされたことといえることができる。したがって、1 入力 1 出力制御対象である空気圧シリンダを対象として 2 自由度 LQI サーボ系の有効性を実機を通して明らかにした文献 4) とあわせて、2 自由度最適制御系の適用範囲を広げることに寄与するものと考えられる。

本稿の構成は以下のとおりである。2 章では、実験装置である 2 軸型空圧人工筋アームの概要について述べ、圧力差マイナーループを導入するとともに、それを施したアームのモデルを、アームの機構上の特徴も意識した形で導出する。3 章では PV 最適ロバストサーボ系の設計法⁸⁾について述べる。4 章では、オブザーバの基本的な設計法について述べるとともに、測定可能な圧力情報を用いたオブザーバの設計指針について述べる。5 章では、以上の方法に基づいて設計された制御装置を実験装置に適用して軌道追従制御を行なう。これにより得られた実験結果より、人工筋の圧力情報を活用する形で PV 最適ロバストサーボ系を適用した本研究における設計方針の有効性を検証する。最後に 6 章で本論文のまとめを行なう。

2. 2 軸型空圧人工筋アームの概要およびそのモデルの導出

2.1 2 軸型空圧人工筋アームの概要

本節では、2 軸型空圧人工筋アームの基本構成と動作原理について述べる。2 軸型空圧人工筋アームの基本構成を Fig. 1 に示す。2 軸型空圧人工筋アームは、A 点を中心に水平面上で回転する長さ 0.35m のリンク (1 軸リンクとよぶ) と、B 点を中心に水平面上で回転する長さ 0.36m のリンク (2 軸

Fig. 1 The coordinates for two-axis arm

Fig. 2 Rotation of arm

リンクとよぶ) の 2 本のリンクを有する。2 軸リンクの先端部分 (C 点) を手先とよぶ。それぞれのリンクには一組のラバーマッスル (人工筋) とよばれる空気圧アクチュエータが取り付けられており、さらにこれらに流入する空気の流れを調整するための 2 つのサーボバルブ (市販 5 ポート流量制御弁) が設置されている。Fig. 2 は 2 軸リンクのラバーマッスルを模式的に表わしたものである。1 軸リンクにも同様の一組のラバーマッスルが取り付けられており、1 軸、2 軸リンクのラバーマッスルの内径はそれぞれ 20mm, 10mm である。1 軸、2 軸リンクに対応するサーボバルブへの供給電圧 u_1, u_2 を用いて流量を変化させると Fig. 2 のようにラバーマッスルが伸縮し、リンクは水平面上で回転運動する。このことを利用して、手先 C を所望の目標軌道に追従させるように制御を行なう。

本研究で用いる 2 軸型空圧人工筋アームは、左右のラバーマッスル内の空気圧が等しいとき、1 軸に対して 2 軸が 60 度傾いた状態となるように設計されており、この状態を中立状態とよぶ。この中立状態における 1 軸リンクの A から B に向かう方向を X 座標、1 軸リンクに垂直な方向を Y 座標と設定する。また、点 A, B にはエンコーダが取り付けられており、これにより 1 軸および 2 軸リンクの中立状態からの回転角度がそれぞれ出力 $y = [y_1, y_2]^T$ として測定可能である。ただし、角度出力 y は、左回りを正として測定される。さらに、すべてのラバーマッスルには圧力センサが取り付けられており、これにより

各軸の一組のラバーマッスル内の圧力差が出力 $y' = [y'_1, y'_2]^T$ として測定可能である。圧力出力 y' は、アームが中立状態より左回りの方向に存在するときを正として測定される。このようにして測定された角度出力 y および圧力出力 y' がそれぞれ制御量および観測量として計算機に取り込まれ、これらと角度出力 y に対する目標値から、制御則にしたがった操作量 $u = [u_1, u_2]^T$ が定められる。本研究では、この2軸型空圧人工筋アームに対して高精度の軌道追従制御を行なうことを目標とする。

2.2 圧力差マイナーループの適用

2軸型空圧人工筋アームは、リンク間の相互干渉に加え圧力系に特有の非線形性、空気の圧縮性といった制御を困難とするいくつかの要因を有している。これらの影響を低減し、制御性能を向上させる上で、圧力に関するマイナーフィードバックを施すことの有効性が知られている。実際に、文献10), 11) などでは圧力差マイナーフィードバックにより空圧人工筋の制御性能が向上することが示されており、また、文献12) ではロバスト制御の観点から圧力系にマイナーフィードバックを適用することの妥当性が理論的に示されている。

以上の既存結果に基づき、本稿では制御対象に対して圧力差に関するPI制御を行なうフィードバックループを施した新たな制御対象 (Fig. 3) を考える。ただし、本研究では、Fig. 3中の制御装置の伝達関数 $C(s)$ は

$$C(s) = \begin{bmatrix} C_1(s) & 0 \\ 0 & C_2(s) \end{bmatrix}, \quad (1)$$

$$C_i(s) = K_{P_i} + K_{I_i}/s \quad (i = 1, 2)$$

で与えられるものとする。このフィードバックループを圧力差マイナーループとよぶ。この新たな制御対象の入力 $u' = [u'_1, u'_2]^T$ に圧力差の目標値が入力されると、フィードバックループによりリンクはその圧力差付近で静止する。このような状態において何らかの要因でリンクの角度を変化させるような力が働くと、フィードバックループによりもとの位置に戻そうとする力が働く。すなわち、それぞれのリンクの剛性が上がり相互作用が低減されるため制御しやすくなると考えられる。本研究では、2軸型人工筋アームを中立状態とした上で $K_{P_2} = K_{I_2} = 1$ と固定し、ステップ目標値に対する1軸リンクの圧力差の追従が最適となるよう試行錯誤的に K_{P_1} , K_{I_1} を決定した。 K_{P_2} , K_{I_2} の決定についても同様である。この手順によって得られたゲインの値は $K_{P_1} = 1$, $K_{I_1} = 3$, $K_{P_2} = 1$, $K_{I_2} = 5$ となった。次項では、上述の圧力差マイナーループを施して得られた新たな制御対象に対し、周波数応答同定法により線形モデルを導出する。圧力差マイナーループを施しても制御対象は依然として非線形性を有するものと考えられるが、精度の良い線形モデルをもとにロバスト性の高いPV最適ロバストサーボ系を構成することで、高い制御性能が獲得できると期待できる。

2.3 モデルの導出

本研究で用いる2軸型空圧人工筋アームでは、角度出力

Fig. 3 New plant with minor loop of pressure data

$y = [y_1, y_2]^T$ に加えて、圧力出力 $y' = [y'_1, y'_2]^T$ が測定可能である。そこで、本項では、入力 $u = [u_1, u_2]^T$ から出力 y および y' それぞれへのモデルの導出法について述べる。なお、文献13) ではステップ応答をもとにしたロボットアームのモデルの導出法が示されているが、本稿ではより正確なモデルの構築を目指して周波数応答同定法を適用した。周波数応答同定法を適用する際の入力信号の振幅は、可動範囲内でできるだけ大きくなるようにした。単に周波数応答同定法を適用するのではなく、後述のような特別な工夫を施すことで、PV最適ロバストサーボ系の設計を合理的な形で行なえるモデルを、次数を低減した形で導出した。

まず角度のモデルに関しては、入力 u_1 から出力 y_1 , および入力 u_2 から出力 y_2 への2つの伝達関数 $G_{ii}(s)$ ($i = 1, 2$) を周波数応答同定法により求める。ここで、これらの伝達関数の相対次数は、PV最適ロバストサーボ系の設計における設計重みの選定に密接に関連する重要な要素である。とくに相対次数が2となるように伝達関数を定め可観測標準形で実現すると、状態変数の一部が角度、角速度に対応することになり、これらの物理的意味合いに基づいて設計重みを合理的に選定できるため都合が良い。このことに鑑み、周波数応答データにできる限り合致する、相対次数が2となる伝達関数を最小2乗法により求めた。得られた伝達関数を次ページの(2), (3)式に、またそれらのボード線図を周波数応答データとともに Figs. 4, 5 に示す。

つぎに、この2つの伝達関数を用いて残り2つの伝達関数 $G_{12}(s)$, $G_{21}(s)$ を求める。当然、 $G_{12}(s)$, $G_{21}(s)$ も $G_{ii}(s)$ ($i = 1, 2$) と同様に周波数応答同定法により導出することが可能ではあるが、次数の低いモデルを導出するという観点からは以下に記す導出法が有効であると考えられる。まず、先に導出した伝達関数 $G_{ii}(s)$ ($i = 1, 2$) を可観測標準形で書き下す。そのときの係数行列 A_{ii} , B_{ii} , C_{ii} ($i = 1, 2$) を用いて、次式で表わされる伝達関数行列を考える。

$$G(s) = C(sI - A)^{-1}B$$

$$A = \begin{bmatrix} A_{11} & 0 \\ 0 & A_{22} \end{bmatrix}, \quad B = \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} \\ B_{21} & B_{22} \end{bmatrix} \quad (6)$$

$$C = \begin{bmatrix} C_{11} & 0 \\ 0 & C_{22} \end{bmatrix}$$

ただし B_{12} , B_{21} は決定変数である。つぎに、上式中の $G_{21}(j\omega) = C_{22}(j\omega I - A_{22})B_{21}$, $G_{12}(j\omega) = C_{11}(j\omega I - A_{11})B_{12}$ が実験により得られた周波数応答データと一致する

$$G_{11}(s) = \frac{-24.2708s^3 + 2144.85s^2 + 4729.79s + 697727}{s^5 + 17.8603s^4 + 822.039s^3 + 8824.59s^2 + 85096.1s + 313750} \quad (2)$$

$$G_{22}(s) = \frac{-75.7118s^3 + 9943.072s^2 + 6738.78s + 2000012}{s^5 + 35.9592s^4 + 1052.39s^3 + 19221.24s^2 + 170514.0s + 1556742} \quad (3)$$

$$G_{21}(s) = \frac{64.9614s^3 - 4076.80s^2 - 2303.35s + 4171.50}{s^5 + 35.9592s^4 + 1052.39s^3 + 19221.24s^2 + 170514.0s + 1556742} \quad (4)$$

$$G_{12}(s) = \frac{25.9146s^3 - 1867.14s^2 - 4009.54s + 1325.94}{s^5 + 17.8603s^4 + 822.039s^3 + 8824.59s^2 + 85096.1s + 313750} \quad (5)$$

Fig. 4 Bode diagram of $G_{11}(s)$ and frequency response plots Fig. 5 Bode diagram of $G_{22}(s)$ and frequency response plots

ように最小 2 乗法を用いて B_{21} , B_{12} を定めることで $G_{21}(s)$, $G_{12}(s)$ を求める。とくに B_{21} , B_{12} の構造に制約を加えることで, $G_{21}(s)$, $G_{12}(s)$ の相対次数も 2 とすることができる。この手順によって得られた伝達関数を (4), (5) 式に示す。

つぎに, 圧力に関するモデルの導出法について述べる。制御対象のダイナミクスを確認すると, まずはじめに圧力差が生じてラバーマッスルが伸縮し, それにしたがいリンクの角度が変化することになる。したがって, 圧力と角度との間には何らかの因果関係があると考えられる。そこで, 圧力に関するモデルを導出する際に, 角度に関するモデルの係数行列

A , B を用いて C' を定めることを考える。すなわち, それぞれの角周波数において, $C'(j\omega I - A)^{-1}B$ で表わされる周波数応答と実際に 2 軸型空圧人工筋アームに対して周波数応答実験を行なうことにより得られた圧力出力に関する周波数応答データが一致するように最小 2 乗法を用いて係数行列 C' を定める。上述の方法で圧力に関するモデルを導出すると, 角度に関するモデルと合わせた制御対象全体のモデルは, 次式のようになり, 次数を上げることなくモデルの導出ができる。

$$\dot{x} = Ax + Bu, \quad \hat{y} = \hat{C}x, \quad (7)$$

$$\hat{y} = \begin{bmatrix} y \\ y' \end{bmatrix}, \quad \hat{C} = \begin{bmatrix} C \\ C' \end{bmatrix} \quad (8)$$

3. プラント変数最適ロバストサーボ系

プラント変数最適 (以下, PV 最適と略称する) ロバストサーボ系は, LQ 最適制御理論に基づき設計されるものであり, 目標値追従特性と外乱抑制特性を独立に設計できるという特長をもつ。ステップ目標値の場合に関しては, このような特長をもつ制御系として, 文献 5)~7), 14) などでも述べられている 2 自由度 LQI サーボ系がある。PV 最適ロバストサーボ系は, 文献 15) や 16) で議論されている類似の制御系と同様, より一般の目標値に対してロバスト追従性を得るように拡張された制御系である。これらの制御系の関係については, 文献 8) でも詳述されているとおりであるが, 本研究においては, 以下の観点などを踏まえて, PV 最適ロバストサーボ系に基づいて軌道追従制御を行なうこととする。

- 文献 15) と比較して, 外乱やモデル化誤差があるときにのみ定常偏差補償器が働くという構造が明確であるため, 2 自由度制御系の観点での設計が容易で使いやすい。また, Riccati 方程式を解くだけで設計可能であり, 簡便である。
- 文献 16) と比較して, 定常偏差補償器へのフィードフォワードを用いていることから, (後述の 5.1 節のように) 目標値を切り替えながら利用する際の定常偏差補償器の状態変数の取り扱いが, 実用的観点からより適切なものとなるのではないかと期待される。

PV 最適ロバストサーボ系の設計法の詳細は文献 8) に譲り, ここではその概要を簡単に述べる。なお, 本研究では伝達関数が (6) 式で表わされる 2 入出力の制御対象に対して PV 最適ロバストサーボ系の設計を行なうが, ここでは次式で表わ

Fig. 6 PV optimal robust servo system

される m 入力 n 次の制御対象に対する設計法について述べる。

$$\dot{x} = Ax + Bu, \quad y = Cx \quad (9)$$

この制御対象に対して、出力 y を以下の目標値に追従させることを考える。

$$r = a_1 e^{\lambda t} + a_2 t e^{\lambda t} + \cdots + a_L t^{L-1} e^{\lambda t} \quad (\lambda \geq 0) \quad (10)$$

ただし、 (A, B) は可安定、 (C, A) は可検出であり、

$$\det \begin{bmatrix} A - \lambda I & B \\ C & 0 \end{bmatrix} \neq 0 \quad (11)$$

と仮定する。目標値 r は、目標値発生機構とよばれるシステム

$$\dot{v} = \Phi v, \quad r = C_v v \quad (12)$$

により生成することができる。ただし、 $\Phi, C_v, v(0)$ は以下の式で与えられる (I は m 次の単位行列を表す)。

$$\Phi = \begin{bmatrix} \lambda I & I & & \\ & \lambda I & \ddots & \\ & & \ddots & I \\ & & & \lambda I \end{bmatrix} \quad \left. \vphantom{\begin{bmatrix} \lambda I & I & & \\ & \lambda I & \ddots & \\ & & \ddots & I \\ & & & \lambda I \end{bmatrix}} \right\} L \text{ ブロック} \quad (13)$$

$$C_v = \begin{bmatrix} I & 0 & \cdots & 0 \end{bmatrix} \quad (14)$$

$$v(0) = \begin{bmatrix} a_1^T \cdot 0! & a_2^T \cdot 1! & \cdots & a_L^T \cdot (L-1)! \end{bmatrix}^T \quad (15)$$

上述の制御対象および目標値発生機構に対して、Fig. 6 で表わされる PV 最適ロバストサーボ系を構成する。この制御系は、目標値追従特性と外乱抑制特性をそれぞれ独立に設計できるという特長をもつ。ここで、Fig. 6 において、上記の両特性を決める補償要素は F_0 および G であり、その他の要素は定数行列もしくは F_0 を用いて表わされる行列である。よって以下では、補償要素 F_0 および G の設計法について述べる。

まず、 F_0 の設計法について述べる。 F_0 は目標値追従特性を決定する要素であり、出力 y を目標値 r にできるだけ速やかに収束させることを目標に設計されるべきものである。そ

こで、状態変数 x および操作量 u を、定常状態 $y(t) \equiv r(t)$ を実現する状態変数 x_∞ および操作量 u_∞ にできるだけ速やかに収束させることを考える。ここで、 x, u のそれぞれの定常状態からの偏差を

$$\tilde{x} := x - x_\infty, \quad \tilde{u} := u - u_\infty \quad (16)$$

と定義すると、 $\tilde{x}, \tilde{u}$ が満たす偏差系の状態方程式は以下のようになる。

$$\dot{\tilde{x}} = A\tilde{x} + B\tilde{u}, \quad y - r = C\tilde{x} \quad (17)$$

この偏差系に対して、以下の評価関数を最小化することを考える。

$$J = \int_0^\infty (\tilde{x}^T Q \tilde{x} + \tilde{u}^T R \tilde{u}) dt, \quad Q \geq 0, \quad R > 0 \quad (18)$$

ただし、 $(Q^{1/2}, A)$ は可検出とする。この評価関数を最小化する $\tilde{u}$ は

$$\tilde{u} = -R^{-1} B^T P \tilde{x} =: F_0 \tilde{x} \quad (19)$$

となる。ただし、 P は、次式で表わされる Riccati 方程式の半正定唯一解である。

$$PA + A^T P - PBR^{-1} B^T P + Q = 0 \quad (20)$$

以上の方法により目標値追従特性を最適にする F_0 が設計できる。また、Fig. 6 中の行列 H, Γ, M は F_0 を用いて以下のように表わされる。

$$H = \begin{bmatrix} H_1 & \cdots & H_L \end{bmatrix} \quad (21)$$

$$H_1 = K_{22} - F_0 K_{12} \quad (22)$$

$$H_i = (K_{21} - F_0 K_{11}) K_{11}^{i-2} K_{12} \quad (i = 2, \dots, L) \quad (23)$$

$$\Gamma = \begin{bmatrix} C(A + BF_0 - \lambda I)^{-L} \\ \vdots \\ C(A + BF_0 - \lambda I)^{-2} \\ C(A + BF_0 - \lambda I)^{-1} \end{bmatrix} \quad (24)$$

$$M = -\Psi H - B_w C_v, \quad \Psi = \Gamma B \quad (25)$$

ただし、 K_{ij} ($i, j = 1, 2$), B_w は以下のように定義される行列である。

$$\begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} \\ K_{21} & K_{22} \end{bmatrix} := \begin{bmatrix} A - \lambda I & B \\ C & 0 \end{bmatrix}^{-1} \quad (26)$$

$$B_w := \begin{bmatrix} 0 & \cdots & 0 & I \end{bmatrix}^T \quad (27)$$

つぎに、 G の設計法について述べる。 G は外乱抑制特性を決定する要素であり、したがって速応性が最適になるように設計されるべきものである。そこで、可制御な対 (Φ, Ψ) に対して、重み $\Xi \geq 0, \Theta > 0$ のもとで最適レギュレータ問題を考える。ただし、 $(\Xi^{1/2}, \Phi)$ は可観測とする。この問題を解くことにより、外乱抑制を最適にする G は

$$G = -\Theta^{-1}\Psi^T\Pi \quad (28)$$

となる。ただし、 Π は Riccati 方程式

$$\Pi\Phi + \Phi^T\Pi - \Pi\Psi\Theta^{-1}\Psi^T\Pi + \Xi = 0 \quad (29)$$

の正定唯一解である。以上が PV 最適ロバストサーボ系の設計法である。なお本研究では、先行研究 9) に基づき $\lambda = 0$, $L = 2$ としてランプ状目標値に対してロバスト追従性を保証するサーボ系を構成する。

4. 圧力情報を利用したオブザーバの設計

前章で述べた PV 最適ロバストサーボ系の設計法は制御対象の状態が直接測定可能であることを前提としているが、2 軸型空圧人工筋アームはこの仮定を満たさない。そこで、入出力データから状態変数を推定するオブザーバの導入が必要となる。文献 17), 18) では、2 自由度 LQI サーボ系に対して、オブザーバを用いることによる外乱抑制特性の劣化を最小化する最適オブザーバの設計法が提案されている。本研究で用いる制御系は PV 最適ロバストサーボ系であるが、制御系の特性を決める補償要素 F_0 および G は、2 自由度 LQI サーボ系と同様に最適レギュレータ問題を考えることにより設計している。よって、PV 最適ロバストサーボ系に対して、文献 17), 18) で提案されているオブザーバを設計した場合、2 自由度 LQI サーボ系に対して設計した場合と同様の望ましい制御特性が得られると期待できる。そこで本研究では、文献 17), 18) にならないオブザーバを設計する。文献 18) では、ルーエンバーガのオブザーバを用いた場合の 2 自由度 LQI サーボ系の制御特性として以下の 2 つが示されている。

- 2 自由度 LQI サーボ系の各補償要素は、オブザーバを用いた 2 自由度 LQI サーボ系においても最適な特性を与える。つまり、目標値応答特性と外乱抑制特性を独立に設計できる。
- オブザーバを用いることによる外乱抑制特性の劣化を最小限にする最適オブザーバを導くことができる。さらに、それは、カルマンフィルタ構造をもつ。

ここで、カルマンフィルタ構造をもつ最適オブザーバは次式で与えられる。

$$\hat{x} = (A + K_{\text{obs}}C)\hat{x} + Bu + K_{\text{obs}}y \quad (30)$$

ただし、外乱による過渡応答の劣化を最小にする最適なオブザーバゲイン K_{obs} は、外乱の期待値に対応する、適切に設定された重み行列 ($Q_{\text{obs}}, R_{\text{obs}}$) に対する代数 Riccati 方程式

$$PA^T + AP - PC^TR_{\text{obs}}^{-1}CP + Q_{\text{obs}} = 0 \quad (31)$$

の半正定唯一解 P を用いて、次式で表わされる。

$$K_{\text{obs}} = -PC^TR_{\text{obs}}^{-1} \quad (32)$$

本研究では、(30) 式で表わされるオブザーバを用いることとする。

つぎに、入力 u および角度出力 y に加えて圧力出力 y' を用いてオブザーバを設計することを考える。前述のとおり、本研究で用いる 2 軸型空圧人工筋アームは、角度出力 y に加えて、圧力出力 y' も測定可能であるので、入力 u および角度出力 y に加えて圧力出力 y' をも利用したオブザーバの設計が可能である。とくに本研究では、上述の最適オブザーバ ((30) 式) の自然な拡張と考えられる、つぎのオブザーバを設計することを考える。

$$\dot{\hat{x}} = (A + \hat{K}_{\text{obs}}\hat{C})\hat{x} + Bu + \hat{K}_{\text{obs}}\hat{y} \quad (33)$$

ただし、 $\hat{K}_{\text{obs}}$ は、(31), (32) 式において C を $\hat{C}$ と置き換え、 R_{obs} を

$$\hat{R}_{\text{obs}} = \begin{bmatrix} R_{\text{obs}} & 0 \\ 0 & R'_{\text{obs}} \end{bmatrix} \quad (R'_{\text{obs}} > 0) \quad (34)$$

と置き換えることで得られる行列である。 $\hat{R}_{\text{obs}}$ を上式のように定めると、(31) 式で表わされる Riccati 方程式は次式のようにになる。

$$PA^T + AP - PC^TR_{\text{obs}}^{-1}CP - PC'^TR_{\text{obs}}^{-1}C'P + Q_{\text{obs}} = 0 \quad (35)$$

これより、 R_{obs} に対して R'_{obs} を相対的に小さくすると、圧力出力 y' をより積極的に利用したオブザーバが設計できることになる。一方、 R_{obs} に対して R'_{obs} を相対的に大きくすれば、圧力出力 y' をあまり考慮しない、すなわち、角度出力 y のみを用いて設計した (30) に近いオブザーバが設計できる。次節では、 R_{obs} に対する R'_{obs} の相対的な大きさを変化させて軌道追従制御を行なうことにより、圧力出力 y' を用いて設計したオブザーバを用いることの有効性を検証する。

5. 圧力情報を利用したオブザーバの有効性の検証

本章では、圧力出力 y' を利用して設計したオブザーバを用いて PV 最適ロバストサーボ系を構成し、2 軸型空圧人工筋アームに適用することで軌道追従制御を行なう。得られた実験結果より、圧力情報を利用してオブザーバを設計することの有効性を検証する。

5.1 実験とその評価の方法

本節では、2 軸型空圧人工筋アームに対して軌道追従制御実験を行なう方法およびその結果を評価する方法について述べる。まず、目標軌道 ($X_r(t), Y_r(t)$) を生成し、各サンプル時刻において軌道上の座標をリンクの角度に変換し目標値とする。ただし、目標軌道は可動範囲内で極力大きく選んだ 4 点 P(0.45,0.25), Q(0.45,0.05), R(0.65,0.05), S(0.65,0.25) を頂点とする一辺 0.2m の正方形に沿うものとし、アームの手先を中立状態 (0.53,0.32) → P → Q → R → S の順に反時計周りに一周するように動かすものとする。各頂点間を移動する時間は 1 秒とした。なお、目標軌道は滑らかなものが望ましいと考えられることから、 $X_r(t)$ および $Y_r(t)$ は指定された各時刻で各頂点 P, Q, R, S の座標値をとるという上述の要求

に加えつぎの要求を満足するものを選んだ。

$$\begin{aligned}\dot{X}_r(t) &= 0, \quad \ddot{X}_r(t) = 0, \\ \dot{Y}_r(t) &= 0, \quad \ddot{Y}_r(t) = 0 \quad (t = 1, 2, 3, 4, 5).\end{aligned}$$

より具体的には、 $X_r(t)$ および $Y_r(t)$ を t に関する 5 次の多項式とし、上述の要求を満足するよう係数を決定した。

本稿では、(10) 式において $\lambda = 0$, $L = 2$ として、ランプ状目標値に対してロバスト追従性を保証する PV 最適ロバストサーボ系を構成する。したがって、角度に対する目標値を時刻 t の 1 次関数として表現する必要がある。実際には制御装置を離散化して実装するため、Fig. 6 における入力 $v(t)$ に対応する離散時間信号 $v(k)$ ($k = 0, 1, 2, \dots$) を求める必要が生じるが、目標値が $r(t) = a_1 + a_2 t$ なる 1 次関数で表現できる場合には (12), (13), (14) 式より $v(k) = [r(kh) \ a_2]^T$ として自然な形で実装が行なえる。ここで h はサンプリング周期を表わし、実機実験においては $h = 1$ msec である。しかし、上述の目標軌道により定まる座標を運動学に基づいて角度に変換すると、これは時刻 t の 1 次関数とはならず特別な工夫が必要となる。そこで本研究では、各サンプル時刻 $t = kh$ において運動学により定まる目標値 $r(kh)$ を用いて、離散時間信号 $v(k)$ を $v(k) = [r(kh) \ r'(kh)]^T$ と定めるものとする。ただし、目標値 $r(t)$ は各サンプル時刻において運動学により定まり、その微分を解析的に求めることは困難であるため、本研究では後退差分を用いて $r'(kh)$ を近似するものとする。

つぎに、PV 最適ロバストサーボ系の設計重みの選定方針について述べる。選定すべき設計重みは Q , R , Ξ および Θ であるが、 Q と R および Ξ と Θ 相対的な重みであるから $R = \Theta = I$ とし、 Q , Ξ を選定する。先述のように、制御対象を (6) 式の形の可観測標準形で実現していること、さらに相対次数が 2 であることから、角度および角速度はそれぞれ Cx , CAx と表わされることがわかる。したがって、重み行列 Q を

$$\begin{aligned}Q &= C^T W_p C + (CA)^T W_v (CA) \\ W_p &= \text{diag}(W_{p1}, W_{p2}), \quad W_v = \text{diag}(W_{v1}, W_{v2})\end{aligned}\quad (36)$$

と定めると、評価関数 (18) において各関節の角度偏差、角速度偏差にそれぞれ独立に重みをかけることが可能となる。これらの有する物理的意味合いに基づいて 4 つのパラメータ W_{p1} , W_{p2} , W_{v1} , W_{v2} を試行錯誤的に調整することで、効率的かつ効果的な重み行列の選定を行なうことができる。

一方、重み行列 Ξ に関しては、

$$\Xi = \text{diag}(\xi_{11}, \xi_{21}, \xi_{12}, \xi_{22})\quad (37)$$

とすれば積分器の各状態変数に対して独立に重みをかけることが可能となり、この事実に基づいてやはり効率的な選定が行なえる。

最後に、軌道追従制御における追従性能を評価するための指標を次式で定義する。

$$J_{XY} = \int_0^T \{(X_r(t) - X(t))^2 + (Y_r(t) - Y(t))^2\} dt\quad (38)$$

ただし、上式中の $X(t)$, $Y(t)$ は応答軌道の時刻 t における X 座標、Y 座標を表わす。また、 T は実験時間である。上式は目標軌道と応答軌道の差の 2 乗積分を表わしており、この値が小さいほどよい制御であるといえる。本研究においては、同じ実験を繰り返し 30 回行ないその中で最も小さい J_{XY} の値を $J_{XY}(\text{Best})$, 相加平均を $J_{XY}(\text{Ave.})$ として求め、これら評価指標の値を比較することで追従性能の優劣を判断する。

5.2 実験結果

実験結果について述べる。まず、入力 u と角度出力 y のみを用いて設計したオブザーバを用いて軌道追従制御を行なった結果について述べる。最もよい軌道追従制御が行なえたときの評価指標の値を Table 1 に示す。この際の PV 最適ロバストサーボ系の設計重み Q , Ξ は (36), (37) 式において

$$\begin{aligned}W_p &= \text{diag}(9 \times 10^3, 2 \times 10^3), \quad W_v = \text{diag}(5, 1), \\ \Xi &= \text{diag}(4 \times 10^4, 1 \times 10^4, 4 \times 10^4, 1 \times 10^4)\end{aligned}$$

としたものであった。また、オブザーバの設計重みは

$$Q_{\text{obs}} = 10^3 BB^T, \quad R_{\text{obs}} = I\quad (39)$$

であった。以上で用いた PV 最適ロバストサーボ系の重み行列を $W_{\text{PV}}^{\text{nopress}}$ と名付けておく。

最後に、30 回の繰り返し実験の中で、最良の制御結果が得られたときの X, Y 座標の時間応答を Figs. 7, 8 に示す。ただし、破線、実線はそれぞれ目標軌道、応答軌道を表わす。

Table 1 The values of the performance index (only the degree data is used)

$J_{XY}(\text{Best})$ [m^2s]	$J_{XY}(\text{Ave.})$ [m^2s]
1.76×10^{-4}	2.41×10^{-4}

つぎに、入力 u と角度出力 y に加えて圧力出力 y' を利用して設計したオブザーバを用いて軌道追従制御を行なった結果について述べる。圧力出力 y' をオブザーバの設計に用いることの有効性を検証するため、PV 最適ロバストサーボ系の設計に関する重みを、 $W_{\text{PV}}^{\text{nopress}}$ に固定し、オブザーバの設計に関する重みを変化させた。オブザーバの設計重み Q_{obs} , $\hat{R}_{\text{obs}}$ は、(34), (39) 式をもとに

$$Q_{\text{obs}} = 10^3 BB^T, \quad \hat{R}_{\text{obs}} = \begin{bmatrix} I & 0 \\ 0 & R'_{\text{obs}} I \end{bmatrix}\quad (40)$$

Table 2 The values of the performance index (both the degree and pressure data are used)

R'_{obs}	$J_{XY}(\text{Best})$ [m^2s]	$J_{XY}(\text{Ave.})$ [m^2s]
3.0×10^2	1.72×10^{-4}	1.87×10^{-4}
5.0×10^2	1.49×10^{-4}	1.66×10^{-4}
7.0×10^2	1.57×10^{-4}	1.68×10^{-4}

Fig. 7 Response along the X-coordinate (only the degree data is used)

Fig. 9 Response along the X-coordinate (both the degree and pressure data are used)

Fig. 8 Response along the Y-coordinate (only the degree data is used)

Fig. 10 Response along the Y-coordinate (both the degree and pressure data are used)

で与えられるものとし, R'_{obs} を 3.0×10^2 , 5.0×10^2 , 7.0×10^2 と変化させて実験を行なった. この実験により求めた評価指標の値を Table 2 に示す.

Table 2 より, $R'_{\text{obs}} = 5.0 \times 10^2$ のとき最もよい実験結果が得られていることがわかる. また, Table 1 と Table 2 を比較すると, 圧力出力 y' を利用して設計したオブザーバを用いたほうが評価指標の値を小さくできていることがわかる. これより, 入力 u および角度出力 y に加えて圧力出力 y' を用いてオブザーバを設計することが有効であるといえる.

ここでは, PV 最適ロバストサーボ系の設計に関する設計重みを $W_{\text{PV}}^{\text{nopress}}$ と固定して実験を行なったが, この重みは入力 u と角度出力 y のみを用いて設計したオブザーバを用いたときに最もよい制御が行なえたときの重みであり, これらに加えて圧力出力 y' も利用して設計したオブザーバを用いたときに最適な重みとなっているとは限らない. そこで, オブザーバの設計に関する重み Q_{obs} , $\hat{R}_{\text{obs}}$ を $R'_{\text{obs}} = 5.0 \times 10^2$ とした (40) 式で与えられる重みに固定し, PV 最適ロバストサーボ系の設計に関する重みを変化させて実験を行なった. 最も

よい結果が得られたときの評価関数の値を Table 3 に示す. この際の PV 最適ロバストサーボ系の設計重み Q , Ξ は (36), (37) 式において

$$W_p = \text{diag}(2 \times 10^4, 4 \times 10^3), \quad W_v = \text{diag}(5, 2), \\ \Xi = \text{diag}(3 \times 10^5, 2 \times 10^5, 3 \times 10^5, 2 \times 10^5)$$

としたものであった. また, この 30 回の実験の中で最もよい制御結果が得られたときの X 座標, Y 座標それぞれの時間応答は Fig. 9, Fig. 10 となった.

Table 3 と Table 1 を比較すると, 圧力出力 y' を利用して設計したオブザーバを用いたほうが評価指標の値を大幅に小さくできていることがわかる. また, X 座標の時間応答 (Fig. 7 と Fig. 9) を比較すると, 1.5~2.5 秒および 3.0~4.0 秒付近で追従性能が向上していることが確認できる. 同様に, Y 座標の時間応答 (Fig. 8 と Fig. 10) を比較しても, 2.5~3.5 秒および 4.0~5.0 秒付近で追従性能の向上が確認できる. この結果からも, 圧力出力 y' をオブザーバの設計に用いることが有効であるといえる.

6. 結 論

本研究では, PV 最適ロバストサーボ系の設計手法に基づいた 2 軸型空圧人工筋アームの軌道追従制御について検討を行なった. PV 最適ロバストサーボ系の重み行列の選定を合

Table 3 The best result

$J_{XY}(\text{Best})$ [m^2s]	$J_{XY}(\text{Ave.})$ [m^2s]
7.67×10^{-5}	8.96×10^{-5}

理的な形で進めるための制御対象のモデル化や、アームの手先の軌道追従制御を達成するための関節角目標値の生成など、実機実験において良好な成果を得るための特別な工夫を施した。これらに加え、本研究ではとくにオブザーバの設計に着目し、制御入力および関節角度情報に加え空圧人工筋内部の圧力情報をも利用したオブザーバを設計することで、制御性を大幅に向上し得ることを実機実験により確認した。

謝辞 本研究を進めるにあたり松下電器産業(現パナソニック)株式会社の足達勇治様には多大なるご協力を賜りました。ここに深く感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 黒住, 山本: 空気圧駆動による可動式首サポータの開発における適応学習機能の実装, 日本機械学会論文集, **71**-706, 1946/1954 (2004)
- 2) 細田 耕: 動特性を利用した空気圧拮抗駆動二足歩行, システム/制御/情報, **49**-10, 411/416 (2005)
- 3) 則次俊郎: 空気圧ゴム人工筋の開発と人間支援ロボットへの応用, 日本 AEM 学会誌, **14**-2, 186/190 (2006)
- 4) 萩原, 一木, 金星, 福光, 荒木: デジタル型 2 自由度 LQI サーボ系—設計法とその空気圧シリンダの位置決め制御への応用, システム制御情報学会論文誌, **42**-2, 51/60 (1998)
- 5) 萩原, 大谷, 荒木: 2 自由度 LQI サーボ系の設計法, システム制御情報学会論文誌, **4**-12, 501/510 (1991)
- 6) 藤崎, 池田: 2 自由度積分型最適サーボ系の構成, 計測自動制御情報学会論文集, **27**-8, 907/914 (1991)
- 7) T. Hagiwara, T. Yamasaki and M. Araki: Two-degree-of-freedom design method of LQI servo systems: disturbance rejection by constant state feedback, *Int. J. Contr.*, **63**-4, 703/719 (1996)
- 8) 萩原, 大谷, 荒木: プラント変数最適な 2 自由度ロバストサーボ系, 計測自動制御学会論文集, **28**-1, 77/86 (1992)
- 9) 清田, 蛭原, 萩原, 岡崎, 足達: LQ 最適制御理論を用いた 2 軸型空圧人工筋アームの軌道追従制御, システム制御情報学会研究発表講演会講演論文集, 579/580 (2006)
- 10) K. Kawashima et al.: Development of robot using pneumatic artificial rubber muscles to operate construction machinery, *Journal of Robotics and Mechatronics*, **16**-1, 8/15 (2004)
- 11) 岡崎, 足達, 山本: 内部圧力制御系による 6 自由度空気圧人工筋アームの位置決め精度の向上, 第 46 回自動制御連合講演会, 193/196 (2003)
- 12) 木村, 原, 富坂: マイナーフィードバックを併用した H_∞ 制御とその圧力制御系への応用, システム制御情報学会論文誌, **10**-6, 331/337 (1997)
- 13) 壺内, 池田: ゴム空気圧駆動型ロボットアームによる倒立振子の制御, システム制御情報学会論文誌, **3**-3, 76/83 (1990)
- 14) K. Aida and T. Kitamori: Design of a PI-type state feedback optimal servo system, *Int. J. Contr.*, **52**-3, 613/625 (1990)
- 15) 愛田, 北森: 感度を考慮した最適ロバストサーボ系の設計, 計測自動制御学会論文集, **27**-6, 647/654 (1991)
- 16) 藤崎, 池田: 最適サーボ系の 2 自由度構成—参照入力の一般化—, 計測自動制御学会論文集, **28**-3, 343/350 (1992)
- 17) T. Hagiwara, E. Furutani and M. Araki: Two-degree-of-freedom design method of linear-quadratic servo system with an integral compensator: analysis of performance deterioration by the introduction of an observer, *Int. J. Contr.*, **64**-5, 941/958 (1996)
- 18) T. Hagiwara, E. Furutani and M. Araki: Optimal observers for disturbance rejection in two-degree-of-freedom

LQI servo systems, *IEE Proc.-Control Theory Appl.*, **144**-6, 575/581 (1997)

[著者紹介]

金 盛 且 洋

2006 年京都大学工学部電気電子工学科卒業。2008 年京都大学大学院工学研究科電気工学専攻修士課程修了。在学中は最適制御理論を用いた空気圧駆動ロボットの追従制御の研究に従事。修士課程修了後は理工系企業において制御系設計業務に携わる。

清 田 将五郎

2006 年京都大学大学院工学研究科電気工学専攻修士課程修了。在学中は 2 自由度制御系の設計法を用いたサーボ系設計の研究に従事。修士課程修了後は理工系企業において制御系設計業務に携わる。

蛭 原 義 雄 (正会員)

2002 年京都大学大学院工学研究科電気工学専攻博士後期課程修了。2002 年京都大学大学院工学研究科助手, 2006 年同研究科講師となり現在に至る。数値最適化手法を用いた制御系の解析, 設計に関する研究に従事。京都大学博士(工学)。システム制御情報学会, IEEE などの会員。

萩 原 朋 道 (正会員)

1986 年京都大学大学院工学研究科修士課程修了。同年京都大学工学部助手, 91 年助教授, 改組に伴い, 京都大学大学院工学研究科電気工学専攻助教授を経て, 2001 年より教授。サンプル値制御理論, 2 自由度制御系の設計法などの研究に従事。京都大学工学博士。システム制御情報学会, 電気学会, IEEE などの会員。

岡 崎 安 直

1991 年京都大学大学院工学研究科応用システム科学専攻修士課程修了。同年松下電器産業(現パナソニック)(株)入社, 現在に至る。ロボットの機構, 制御開発に従事。システム制御情報学会会員。

小 松 真 弓 (正会員)

2001 年京都大学大学院情報学研究科システム科学専攻修士課程修了。2007 年松下電器産業(現パナソニック)(株)入社, 現在に至る。ロボットの制御開発に従事。