振れ補正用三自由度アクチュエータの動的モデリング

Dynamic Modeling of Three-Degree-of-Freedom Actuator for Image Stabilization

部矢 明^{*1} (学生員), 平田 勝弘^{*1} (正員), 新口 昇^{*1} (正員),
吉元 崇倫^{*2}, 太田 智浩^{*2}

Akira HEYA (Stu. Mem), Katsuhiro HIRATA (Mem.), Noboru NIGUCHI (Mem.),
Takamichi YOSHIMOTO, Tomohiro OTA

Recently, image quality deteriorations due to vibrations have become a problem in an autonomous system. A lens-unit swing system which consists of a lens and an imaging device is a kind of image stabilization technologies that generate an inverse motion against camera shakes. This system can correct an image from camera shakes over wide rotation ranges around three axes. However, this system has some problems such as an increase in size and weight. In order to solve these problems, we proposed a novel three-degree-of-freedom actuator for image stabilization. In this paper, we create a dynamic model for the actuator. The motion equation and state equation are derived by Lagrangian method. The validity of the dynamic model is investigated by the comparison of dynamic analyses using 3-D finite element method. In addition, the optimal servo system is designed using the dynamic model, and the effectiveness of the dynamic modeling method is verified.

Keywords: 3-degree-of-freedom actuator, image stabilization, electromagnetic actuator, 3-D finite element method.

(2017 年 10 月 26 日受付, 2017 年 12 月 29 日再受付, 2018 年 2 月 1 日再々受付)

1 緒言

災害調査, 介護ロボット, ドローンシステム, 自動運転車等の自律システムにおいて周囲の環境の認識は重要な課題であり, 視覚によって得られる情報が大きな役割を果たす。これらのロボットやシステムでは, カメラによって移動しながら情報を取得しなければならないだけでなく, 実環境内で人のような高い空間認識能力が求められる[1-3]。しかし, 移動時に発生する振れによる画質劣化に起因した認識精度の低下とサイズが問題となる。振れ補正方式の一つであるレンズユニットスイング方式は, レンズと撮像素子を一つのユニットとして振れ振動と逆相に駆動することで振れ補正を行う[4]。本方式は, 三軸方向に広角で振れを補正可能であるという大きな利点を持つ。一方で, 複数のモータとリンクによりユニットを駆動させるためシステムの大型化と重量の増加が課題となる。

そこで, 複数のリンクを用いずに 1 台で三自由度駆動可能な三自由度アクチュエータの振れ補正システム

への適用により, システムの小型化が期待できる[5-11]。

筆者らはこれまで, 振れ補正システムへの適用を目的とした小型かつ制御装置の簡素な三自由度アクチュエータを提案し, 三次元有限要素法を用いた電磁場解析と運動方程式の連成解析により, そのトルク特性と制御性能の評価を行ってきた[12-13]。しかし, 高速な動作を評価する場合, タイムステップの細かい解析を行う必要があり, 解析時間の増加を招く。特に, 三次元有限要素法を用いた電磁場解析においてはタイムステップと解析精度はトレードオフの関係となることが一般的であり, 十分な解析精度を得るためにタイムステップを細かくするほど多くの解析時間を要す。

そこで本研究では, 計算時間の短縮と状態方程式の導出を目的とした動的モデリングを構築する。まずラグランジュ法をもとに提案したアクチュエータの運動方程式を導出した。次にトルク発生式, 電気回路方程式と運動方程式を連成し, モータの駆動特性を考慮した状態方程式を導出した。そして, 導出したシステムの時間応答と三次元有限要素法を用いた動解析の解析結果を比較し, 導出したシステムの有効性を検証した。加えて, 導出した状態方程式を用いることで提案したアクチュエータに対して最適制御が適用可能であることを示すため, 最適サーボシステムを設計し, 制御システムの動特性を検証した。

連絡先: 部矢 明, 〒565-0871 大阪府吹田市山田丘 2-1,
大阪大学大学院工学研究科知能・機能創成工学専攻,
e-mail: akira.hey@ams.eng.osaka-u.ac.jp

^{*1}大阪大学 ^{*2}パナソニック株式会社

2 アクチュエータ概要

2.1 基本構造と仕様

振れ補正用三自由度アクチュエータの構成を Fig. 1 に示す[13]。また、本アクチュエータの可動子と固定子の構造を Fig. 2 に示す。内側の可動子は永久磁石とインナーヨークから構成され、外側の固定子はアウターヨーク、Z 軸駆動用ヨークとコイルから構成される。X 軸・Y 軸駆動用コイルはアウターヨークに沿って巻かれており、Z 軸駆動用コイルは Z 駆動用ヨークに沿って巻かれている。

アクティブな撮影環境に対応するため、本アクチュエータの振れ補正可能周波数の最大値は 100 Hz としている。また、X 軸・Y 軸まわりは最大 25 度、Z 軸まわりは最大 5 度まで駆動可能である。各軸まわりのコイル抵抗、インダクタンス、ターン数、トルク定数、ディテント定数を Table 1 に示す。ここで、トルク定数はコイルに 1 A 印加時の電流トルクの平均値として算出した。また、数値モデル簡略化のために可動子角度に対するディテントトルクの傾きをディテント定数と

Fig. 1 Basic structure of the actuator.

Fig. 2 Basic structure of the actuator.

Fig. 3 Operation principle of the actuator.

して定義し、ディテントトルクの線形近似を行った[12]。なお、この線形近似はアクチュエータの駆動範囲が狭いために成立するものである。

2.2 駆動原理

提案する三自由度アクチュエータの動作原理を Fig. 3 に示す。各軸駆動用コイルに電流を流すことでコイルはローレンツ力を受け、その反力によって可動子にトルクが働き、駆動する。本アクチュエータの動作の特徴は 2 つある。まず 1 つ目として、3 相のみの制御で三自由度駆動が可能であることが挙げられる。これにより、従来の三自由度アクチュエータと比較して簡易な制御装置で可動子の回転運動を制御できる。次に 2 つ目として、ディテントトルクが可動子を安定点に引き込む役割を果たすことが挙げられる。これにより、可動子を安定点に戻すための復帰機構が不要となり、アクチュエータの小型化に貢献する。

3 動的モデリング

本章では、三入力三出力システムである振れ補正用三自由度アクチュエータの動的モデリングについて述べる。まず可動子の姿勢表現を定め、トルク発生式、回路方程式と運動方程式を連成し、モータの駆動特性を考慮した状態方程式を導出する。

3.1 可動子の姿勢表現

可動子姿勢を Fig. 4 に示す XYZ 系のオイラー角により表現する。可動子座標系 A_M から固定子座標系 A_S への変換式と回転行列 R は次のように表される。

$$A_S = R_x(\alpha)R_{y1}(\beta)R_{z2}(\gamma)A_M \quad (1)$$

$$R = \begin{bmatrix} c\beta c\gamma & -c\beta s\gamma & s\beta \\ c\gamma s\alpha s\beta + c\alpha s\gamma & c\alpha c\gamma - s\alpha s\beta s\gamma & -c\beta s\alpha \\ -c\alpha c\gamma s\beta + s\alpha s\gamma & c\gamma s\alpha + c\alpha s\beta s\gamma & c\alpha c\beta \end{bmatrix} \quad (2)$$

ただし、 $s\alpha = \sin\alpha$, $c\alpha = \cos\alpha$ という略記法を用いており、 β , γ についても同様な記号を用いることとする。

Table 1. Specifications of the actuator.

Symbol	Parameter	X/Y-axis	Z-axis
R_c	Coil resistance [Ω]	4.8	39.7
L	Coil inductance [H]	1.1×10^{-2}	2.2×10^{-2}
N_{coil}	Number of turns of coil	800	1200
K_T	Torque constant [Nm/A]	1.3×10^{-2}	3.7×10^{-2}
K_D	Detent constant [Nm/rad]	9.2×10^{-3}	5.7×10^{-2}

3.2 運動方程式の導出

振れ補正用三自由度アクチュエータの運動方程式をラグランジュ法に基づき導出した。一般化座標 $q \in \mathbb{R}^m$ としたラグランジュの運動方程式は次のように表される。

$$\frac{d}{dt} \frac{\partial L}{\partial \dot{q}_i} - \frac{\partial L}{\partial q_i} = \tau_i \quad (i=1, 2, \dots, m) \quad (3)$$

また、式(3)におけるラグランジュ関数 $L(q, \dot{q})$ は次のように表される。

$$L(q, \dot{q}) = K(q, \dot{q}) - P(q) \quad (4)$$

そして、可動子の運動エネルギー $K(q, \dot{q})$ は次式で求めることができる。

$$K(q, \dot{q}) = \frac{1}{2} \omega^T R^T I R \omega \quad (5)$$

ここで、角速度ベクトル ω と慣性テンソル I は次のように表される。

$$\begin{aligned} \omega &= \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \dot{\alpha} + R_x(\alpha) \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \\ 0 \end{bmatrix} \dot{\beta} + R_x(\alpha) R_{y1}(\beta) \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \dot{\gamma} \\ &= \begin{bmatrix} \dot{\alpha} + \dot{\gamma} s \beta \\ \dot{\beta} c \alpha - \dot{\gamma} s \alpha c \beta \\ \dot{\beta} s \alpha + \dot{\gamma} c \alpha c \beta \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (6)$$

$$I = \text{diag.} [I_{xx} \quad I_{yy} \quad I_{zz}] \quad (7)$$

ここで、 $I_{xx}=I_{yy}=I_1=4.3 \times 10^{-7} \text{kgm}^2$ 、 $I_{zz}=I_3=7.1 \times 10^{-7} \text{kgm}^2$ である。さらに、可動子は球面軸受により支持されるため、回転動作を行う際に質量中心の移動はないことから、位置エネルギーは $P(q)=0$ となる。以上より、本アクチュエータの運動方程式は $q=[\alpha \ \beta \ \gamma]^T$ として式(3)を解くことで次のようにまとめられる。

$$\begin{aligned} H \ddot{q} + C \dot{q} &= \tau \\ H &= \begin{bmatrix} I_1 c^2 \beta + I_3 s^2 \beta & 0 & I_3 s \beta \\ 0 & I_1 & 0 \\ I_3 s \beta & 0 & I_3 \end{bmatrix} \\ C &= \begin{bmatrix} 2 \dot{\beta} (I_3 - I_1) s \beta c \beta & \dot{\gamma} I_3 c \beta & 0 \\ \dot{\alpha} (I_1 - I_3) s \beta c \beta & 0 & -\dot{\alpha} I_3 c \beta \\ \dot{\beta} I_3 c \beta & 0 & 0 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (8)$$

Fig. 4 Coordinate transformation.

3.3 トルク発生式と回路方程式の連成

トルク発生式、回路方程式と運動方程式を連成することでモータの駆動特性を考慮する。出力トルク τ はトルク定数行列 K_T 、電流ベクトル I_a 、ディテント定数行列 K_D 、粘性摩擦係数行列 D 、摩擦トルク τ_f を用いて次のように表される。

$$\tau = K_T I_a - K_D q - D \dot{q} - \tau_f \quad (9)$$

$$\tau = [\tau_x \ \tau_y \ \tau_z]^T, \tau_f = [\tau_{fx} \ \tau_{fy} \ \tau_{fz}]^T$$

$$K_T = \text{diag.} [K_{Tx} \ K_{Ty} \ K_{Tz}], K_D = \text{diag.} [K_{Dx} \ K_{Dy} \ K_{Dz}]$$

$$I_a = [I_{ax} \ I_{ay} \ I_{az}]^T, D = \text{diag.} [D_x \ D_y \ D_z]$$

ここで、トルク定数とディテント定数は三次元有限要素法を用いた電磁場解析により得た。

また、印加電圧ベクトル V 、コイルの抵抗行列 R_c 、インダクタンス行列 L 、逆起電圧定数行列 K_B より、回路方程式は次のように表される。

$$V = R_c I_a + L \frac{dI_a}{dt} + K_B \dot{q} \quad (10)$$

$$V = [V_x \ V_y \ V_z]^T, R_c = \text{diag.} [R_{cx} \ R_{cy} \ R_{cz}]$$

$$L = \text{diag.} [L_x \ L_y \ L_z], K_B = \text{diag.} [K_{Bx} \ K_{By} \ K_{Bz}]$$

3.4 状態方程式の導出

式(9)のトルク発生式、式(10)の回路方程式と式(8)の運動方程式を連成することでモータの駆動特性を考慮した状態方程式を導出する。本アクチュエータの状態方程式は、次のような三入力三出力の時変モデルとして状態方程式を導出することができる。

$$\dot{q} = \begin{bmatrix} \dot{q}_1 \\ \dot{q}_2 \\ \dot{q}_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & I & 0 \\ -H^{-1} K_D & -H^{-1} C_m & H^{-1} K_T \\ 0 & -L^{-1} K_B & -L^{-1} R_c \end{bmatrix} \begin{bmatrix} q_1 \\ q_2 \\ q_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ L^{-1} \end{bmatrix} V \quad (11)$$

$$q_1 = [\alpha \ \beta \ \gamma]^T, q_2 = [\dot{\alpha} \ \dot{\beta} \ \dot{\gamma}]^T, q_3 = [I_{ax} \ I_{ay} \ I_{az}]^T$$

$$C_m = C + D$$

Table 2 Analysis condition.

Number of elements	1853,988
Number of nodes	322,571
Number of steps	2000
Total CPU time	66.7 [h]

Fig. 5 3-D finite element mesh (except the air).

また、出力を現在姿勢 y とした出力方程式は次のように表すことができる。

$$y = [I \quad 0 \quad 0] \begin{bmatrix} q_1 \\ q_2 \\ q_3 \end{bmatrix} \quad (12)$$

4 数値シミュレーションによる妥当性検証

導出した状態方程式と出力方程式により表現されるシステムの時間応答と三次元有限要素法を用いた電磁場解析の動解析結果を比較し、導出したシステムの妥当性を検証する。サンプリング周期は 0.1 ms として、各軸駆動用コイルに振幅 5 V、100 Hz の交流電圧を入力した。なお、この入力歩行撮影時の最大振幅を想定して設定した[14]。また、電磁場解析の解析諸元を Table 2 に、有限要素分割モデルを Fig. 5 に示す。

システムの時間応答と有限要素法を用いた動解析の解析結果を Fig. 6 に示す。結果より、過渡応答時のピーク値に誤差が発生しているが、定常状態においては両者が良好に一致していることがわかる。X・Y 軸駆動における定常状態での可動子角度の振幅は、有限要素法を用いた解析結果において 4.02 度、導出したシステムを用いた計算結果において 3.04 度であり、24% の誤差があった。次に、Z 軸駆動における定常状態での可動子角度の振幅は、有限要素法を用いた解析において 1.07 度、状態方程式を用いた計算結果において 1.29 度であり、21% の誤差があった。これらの誤差は式(9)に示すトルク発生式におけるトルク定数の線形化による影響であると考えられる。X・Y 軸まわりに

Fig. 6 Analysis results of the proposed method.

においてトルク定数は最大で約 30% の相違がある。また、Z 軸まわりにおいてトルク定数は最大で約 27% の相違があることがわかっている[12]。しかし、有限要素法を用いた動解析と比較して位相がずれることなく、近似した結果を得られていることから、導出したシステムの計算結果は妥当であると考えられる。

三次元有限要素法を用いた電磁場解析の動解析での解析時間は 66.7 h であり、1 ステップあたり平均 120 s を要した。一方で、導出したシステムによる時間応答の解析時間は 1.53 s であり、1 ステップあたり平均 765 μ s を要した。以上の結果より、導出した状態方程式を用いて三自由度アクチュエータのシステムを導出することで約 157000 分の 1 まで解析時間を短縮できることがわかった。

5 制御系設計と動特性検証

5.1 積分型コントローラを用いた最適サーボシステム

3.4 節において導出した状態方程式を用いることで提案したアクチュエータに対して最適制御が適用可能であることを示すため、定値の目標値に対する最適サーボシステムを設計する。なお、外乱の影響を除去するために積分型コントローラを用いた[15]。制御システムのブロック線図を Fig. 7 に示す。

式(11), 式(12)より, 未知の外乱 $d(t)$ が加わっている制御対象に対する拡大偏差システムは偏差 $e(t)$ を用いて次のように表される。

$$\begin{cases} \dot{\tilde{q}}_e(t) = A_e \tilde{q}_e(t) + B_e \tilde{u}(t) \\ e(t) = C_e \tilde{q}_e(t) \end{cases} \quad (13)$$

$$A_e = \begin{bmatrix} A & \mathbf{0} \\ -C & \mathbf{0} \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{12 \times 12}, B_e = \begin{bmatrix} B \\ \mathbf{0} \end{bmatrix} \in \mathbb{R}^{12 \times 3}$$

$$C_e = [-C \quad \mathbf{0}] \in \mathbb{R}^{3 \times 12}$$

ここで, 偏差 $e(t)$ の積分値 $w(t)$ の定常値を w_∞ とし, 定常値 q_∞ , u_∞ からの変動は次式のように表される。

$$\tilde{q}_e(t) = \begin{bmatrix} \tilde{q}(t) \\ \tilde{w}(t) \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} q_\infty \\ w_\infty \end{bmatrix}, \tilde{u}(t) = u(t) - u_\infty \quad (14)$$

$$w(t) = \int_0^t e(t) dt \quad (15)$$

次に, 次式で示される評価関数 J_e を最小化するようにコントローラを設計する。

$$J_e = \int_0^\infty (\tilde{x}_e(t)^T Q_e \tilde{x}_e(t) + \tilde{u}(t)^T R_e \tilde{u}(t)) dt \quad (16)$$

$$Q_e = \begin{bmatrix} C^T Q_{11} C & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & Q_{22} \end{bmatrix}, Q_{11} = Q_{11}^T > 0$$

$$Q_{22} = Q_{22}^T > 0, R_e = R_e^T > 0$$

なお, Q_e は状態に対する重み行列, w_∞ は操作量に対する重み行列である。

ここで, コントローラのゲイン K_S は最適レギュレータ理論より, 次式に示すリッカチ方程式の正定対象解 P_e を用いて求めることができる。

$$P_e A_e + A_e^T P_e - P_e B_e R_e^{-1} B_e^T P_e + Q_e = 0 \quad (17)$$

$$P_e = P_e^T = \begin{bmatrix} P_{11} & P_{12} \\ P_{12}^T & P_{22} \end{bmatrix} > 0$$

$$K_S = -R_e^{-1} B^T P_{11} \quad (18)$$

$$G = -R_e^{-1} B^T P_{12} \quad (19)$$

このとき, 操作量 $u(t)$ は次のように表すことができる。

$$u(t) = K_S q(t) + G w(t) + F_a y_{ref}(t) + F_b q_0 \quad (20)$$

$$F_a = [-K_S + 2GP_{22}^{-1}P_{12}^T I] \begin{bmatrix} A & B \\ C & \mathbf{0} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \mathbf{0} \\ I \end{bmatrix}$$

$$F_b = -2GP_{22}^{-1}P_{12}^T$$

Fig. 7 Block diagram of the control system.

5.2 動特性検証

設計した最適サーボシステムの性能を検証するため, 三軸同時駆動でのステップ応答を求めた。このとき, ステップ状目標値は 0.1 s において発生させた。また, 外乱に対するロバスト性を検証するため, 0.3 s において大きさ 1 のステップ外乱を発生させた。

システムの時間応答を Fig. 8 に示す。加えて, 応答時の操作量を Fig. 9 に示す。まず Fig. 8 より, 可動子がステップ状目標値に対して定常偏差なく良好に追従していることがわかる。また, ステップ状外乱を加えた際には目標値に対して誤差が発生したが, 即座に対応し, 外乱の影響を抑制していることがわかる。次に Fig. 9 より, ステップ状目標値と外乱が与えられた際に操作量が適時加えられていることから, アクチュエータが適切に応答していることがわかる。

以上の結果から, 導出した状態方程式を用いることで最適サーボシステムを設計することが可能であることを示した。

6 結言

本稿では, 動特性の計算に要する時間の短縮と最適制御系設計を目的として, 振れ補正用三自由度アクチュエータの動的モデリング手法を提案した。まず, アクチュエータの基本構造と駆動原理を示した。次に, ラグランジュ法をもとに運動方程式を導出した。また, モータダイナミクスと運動方程式を連成し, 状態方程式を求めた。そして, 導出したシステムと三次元有限要素法を用いた動解析の解析結果を比較し, 両者が良好に一致すること, 導出したシステムを用いることで大幅に解析時間を短縮できることを示した。さらに, 導出したシステムを用いて動特性を検証するため, 積分型コントローラを用いた最適サーボシステムを設計し, 導出した状態方程式を用いることで最適制御を実装可能であることを示した。今後は, 試作機と導出したシステムの挙動を比較し, 妥当性を検証する。

Fig. 8 Step response of the control system.

Fig. 9 Control input of the control system.

参考文献

- [1] W. G. Aguilar, and C. Angulo, Real-time video stabilization without phantom movements for micro aerial vehicles, *EURASIP J. on Image and Video Processing*, vol. 46, Dec. 2014.
- [2] R. Kura zume, and S. Hirose, Development of image stabilization for remote operation of walking robots, *Proc. of the 2000 IEEE Inter. Conf. on Robotics and Automat.*, pp. 1856-1861, San Francisco, CA, Apr. 2000.
- [3] S.-C. Hsu, S.-F. Liang, K.-W. Fan, and C.-T. Lin, A Robust In-Car Digital Image Stabilization Technique, *IEEE Trans. on Systems, Man, and Cybernetics, Part C: Applications and Reviews*, vol. 37, no. 2, pp. 234-247, Mar. 2007.
- [4] 新谷大, 三谷芳史, 真島拓士, 柴谷一弘, 糸原俊夫, レンズユニットスイング方式手振れ補正ユニットの開発, *KONICA MINOLTA Tech. Rep.*, Vol. 3, pp. 149-152, 2006.
- [5] W. Wang, J. Wang, G. W. Jewel and D. Howe, Design and Control of a Novel Spherical Permanent Magnet Actuator With Three Degrees of Freedom, *IEEE/ASME Trans. on Mechatron.*, Vol. 8, No. 4, pp. 457-468, 2003.
- [6] K. Kahlen, I. Voss, C. Priebe and R. De Doncker, Torque Control of a Spherical Machine With Variable Pole Pitch, *IEEE Trans. on Power Electron.*, Vol. 19, No. 6, pp. 1628-1634, 2004.
- [7] L. Yan, I.-M. Chen, C. K. Lim, G. Yang, W. Lin and K.-M. Lee, Design and Analysis of a Permanent Magnet Spherical Actuator, *IEEE/ASME Trans. Mechatron.*, Vol. 13, No. 2, pp. 239-248, 2008.
- [8] H. J. Lee, H. J. Park, G. H. Ryu, S.Y. Oh and J. Lee, Performance Improvement of Operating Three-Degree-of-Freedom Spherical Permanent-Magnet Motor, *IEEE Trans. Magn.*, Vol. 48, No. 11, pp. 4654-4657, 2012.
- [9] 佐々木亮, 五福明夫, 矢野智昭, 柴田光宣, 切頂八面体と正十二面体にもとづく球面モータの開発, *日本 AEM 学会誌*, Vol. 21, No. 2, pp. 184-189, 2013.
- [10] B. van Ninhuijs, J. W. Jansen, B. L. J. Gysen and E. A. Lomonova, Topology Comparison of Slotless Permanent Magnet Semispherical Actuators, *IEEE Trans. Magn.*, Vol. 50, No. 11, 8206104, 2014.
- [11] 西浦悠介, 平田勝弘, 大矢桂資, 堺谷洋, 新口昇, 遺伝的アルゴリズムを用いた三自由度球面アクチュエータの磁極配置最適化, *日本 AEM 学会誌*, Vol.23, No.2, pp. 332-337, 2015.
- [12] 部矢明, 平田勝弘, 吉元崇倫, 太田智浩, 高速動作可能な振れ補正用 3 自由度アクチュエータの提案, リニアドライブ研究会, 電気学会, LD17-19, pp. 107-112, 大阪, 2017 年 1 月
- [13] A. Heya, K. Hirata, N. Niguchi, T. Yoshimoto, T. Ota, Dynamic Analysis of High-Speed Three-Degree-of-Freedom Electromagnetic Actuator for Image Stabilization, *IEEE Trans. Magn.*, Vol. 53, No. 11, 2706942, 2017.
- [14] 大嶋昭, 映像情報機器の脆弱性改善のための要素技術に関する研究, 早稲田大学博士論文, 2006.
- [15] 池田雅夫, 須田信英, 積分型最適サーボ系の構成, 計測自動制御学会, Vol. 24, No. 1, pp. 40-46, 1988