

# 片脚ロボットの爪先による屈伸動作の適応姿勢安定化

水嶋亮直\*<sup>1</sup> 小谷齊之\*<sup>2</sup> 平田弘志\*<sup>3</sup>

## Adaptive Attitude Stabilization for Bending and Stretching Movement by Using Tiptoe of a One-legged Robot

by

Yorinao Mizushima, Nariyuki Kodani and Hiroshi Hirata

(received on Oct. 8, 2012 & accepted on Dec. 25, 2012)

### Abstract

In this paper, an autonomous attitude stabilization control based on a repetitive bending and stretching movement with standing on the tiptoe is proposed. Namely, the control performance is verified under a narrow situation of the stable range by using a tiptoe of one-legged robot. When a one-legged robot moves each joint by using the tiptoe without an attitude stabilization planning, the ZMP (Zero-Moment Point) of robot goes over the boundary of a contact surface often. As the result, the robot falls down due to the occurrence of an unstable situation. The compensation of ZMP by using a force sensor set up the ankle is a general method in conventional humanoid robots. However, the center of gravity and ZMP are calculated from motion data because providing a force sensor for the verification using a tiptoe is so difficult. The autonomous stabilization is achieved by controlling an imaginary inverted pendulum (IIP) that passes through the center of gravity from the robot tiptoe.

In other words, the VSS adaptive control suppresses the disturbance as much as possible concerning a change of the center of gravity caused by the robot movement. The I-PD control system is designed to both joints of an ankle and a knee, and two reference angles of sinusoid wave are given to their joints without inverse kinematics in an experiment. Simultaneously, VSS adaptive control input for the attitude stabilization is given to a tiptoe joint. Finally, the validity of the proposed system is demonstrated through some numerical simulations and experiments.

**Keywords:** one-legged robot, projection point of center of gravity, inverted pendulum, VSS adaptive control, I-PD control

## 1. まえがき

近年、倒立振り子制御は様々な分野に応用されている。中でも次世代の乗り物として、パーソナルモビリティや電動立ち乗り二輪車<sup>(1),(2)</sup>などが注目されている。また、ロボット分野としては二足歩行ロボット<sup>(3),(4),(5)</sup>の姿勢安定化制御に応用されており、姿勢制御における不可欠な理論である。現在、普及している歩行ロボットの殆どは足裏部分が扁平なものである。そのため歩行においては腰部を下げたやや不自然な動作となってしまう。一方、爪先を考慮<sup>(6)</sup>することにより関節自由度が増し、より高い運動性能を有する歩行ロボットの構成が期待できる。爪先を付加した片脚ロボットの制御性能を評価したものとして跳躍動作を考察した研究報告<sup>(7)</sup>があり、爪先自由度の効果により他の関節負荷が低減されることが示されている。

本研究においても爪先関節を付加した片脚ロボットを使用し、安定範囲の狭い状況下で動作(爪先立ち状態で屈伸動作)させ、制御性能を検証<sup>(8)</sup>する。一般に運動するロボットの動的な安定度規範としてZMP<sup>(5),(9)</sup>が知られている。ZMPは慣性力と重力によって発生する水平軸まわりのモーメントが零になる床面の

点と定義されている。片脚ロボットのZMP位置は安定姿勢では爪先と床面との接触面内に存在する。片脚ロボットの運動により、もしZMP位置が爪先接触面の外に出てしまうとロボット重心には倒れる方向にモーメントが発生し姿勢維持が困難になる。ゆえに、安定姿勢維持のためにはZMP位置を接触面内に保つことが必要である。即ち、爪先立ち状態で屈伸動作を行うと脚重心が前後に移動しZMPが接触面外に出てしまう為、直に不安定状態が発生して転倒してしまうことが想定される。従来の歩行ロボットでは足首付近に設置のカセンサによりZMPを補償する方法が一般的であるが、爪先運動を考察するにはセンサ実装に困難がある。そこで、片脚ロボットの小面積爪先部にカセンサを配置し、重量変化を検出している。片脚ロボット制御法として、通常よく使用されるロボットアームの軌道制御法とロボスタ制御法が挙げられる。

前者はロボットの特定部分が指定された経路を通るように逆運動学に基づき関節指令角度(軌道計画)が決定され、計画に基づきサーボ系が構成される。しかし、逆運動学計算には重心座標が考慮されていないので、ロボット脚を逆運動学で屈伸させるには拘束条件付問題を解く手法が必要となり、求解に時間を要する点や片脚ロボットは冗長リンク機構であり解は無数に存在する点で得策ではない。

\*1 東海大学大学院工学研究科情報理工学専攻

\*2 情報理工学部コンピュータ応用工学科 非常勤講師

\*3 情報理工学部コンピュータ応用工学科 教授

後者は片脚ロボットの重心を通る仮想の倒立振子を考え、これを対象とし屈伸動作に伴う重心投影点<sup>(5)</sup>の変化を極力抑える制御系を構成する。屈伸動作では片脚ロボットの膝と足首関節を適切な屈伸指令角で動作させると仮想倒立振子も運動し重心が変化するが、制御系の安定化機能により重心投影点の変化を抑えるように爪先関節角が自動的に調整される。このとき、屈伸動作により仮想倒立振子の長さや重心が変化する系となる。

本研究では片脚ロボットの運動制御法として、逆運動学によらず、制御系の自律安定化機能を利用して動作させるという新規性が挙げられる点、荷重変化が起きても重心計算部分のみ修正すれば良く、制御部を変更する必要がない優位性がある点などを考慮して、後者の倒立振子に基づくロバスト制御法を採用した。すなわち、運動パラメータが変化する仮想倒立振子に対して、Slotine<sup>(10),(11)</sup>らにより実証されたVSS型の適応制御系を構成する。いわゆる、スライディングモード制御(SMC)<sup>(12)</sup>はパラメータ変化に対して影響を受けないという不変性を有し、慣性変化および荷重変化があっても意図した運動性能が維持可能であり、姿勢安定化機能を備えたロボット脚が容易に構成できる。以上の提案に対して、数値シミュレーションおよび実機実験によりその有効性を確認した。

## 2. 制御対象

片脚ロボットの図式と実験機モデルを Fig. 1 と Fig. 2 にそれぞれ示す。片脚ロボットの運動方程式は Euler-Lagrange 方程式によりシステムティックに導出され、次式となる。

$$J(\theta)\ddot{\theta} + C(\theta, \dot{\theta})\dot{\theta} + G(\theta) + B\dot{\theta} + D(\theta) = \tau \quad (1)$$

$\theta, \dot{\theta}, \ddot{\theta}$  はそれぞれ角度、角速度、角加速度、 $\tau$  は関節トルクであり、 $J(\theta)\ddot{\theta}$  は慣性項、 $C(\theta, \dot{\theta})\dot{\theta}$  は遠心力およびコリオリ力などの非線形項、 $G(\theta)$  は重力項、 $B\dot{\theta}$  は粘性摩擦項、 $D(\theta)$  はクーロン摩擦項である。また、(1)式の各項は次式

$$\left\{ \begin{array}{l} J(\theta) = \begin{bmatrix} \tilde{J}_{11} & \tilde{J}_{12} & \tilde{J}_{13} \\ \tilde{J}_{21} & \tilde{J}_{22} & \tilde{J}_{23} \\ \tilde{J}_{31} & \tilde{J}_{32} & \tilde{J}_{33} \end{bmatrix}, \quad C(\theta, \dot{\theta})\dot{\theta} = \begin{bmatrix} h_1 \\ h_2 \\ h_3 \end{bmatrix}, \\ G(\theta) = \begin{bmatrix} g_1 \\ g_2 \\ g_3 \end{bmatrix}, \quad B\dot{\theta} = \begin{bmatrix} b_1\dot{\theta}_1 \\ b_2\dot{\theta}_2 \\ b_3\dot{\theta}_3 \end{bmatrix}, \quad D(\theta) = \begin{bmatrix} d_1 \operatorname{sgn}(\dot{\theta}_1) \\ d_2 \operatorname{sgn}(\dot{\theta}_2) \\ d_3 \operatorname{sgn}(\dot{\theta}_3) \end{bmatrix} \end{array} \right. \quad (2)$$

但し、

$$\begin{aligned} \theta^T &:= [\theta_1 \quad \theta_2 \quad \theta_3], \quad \tau^T := [\tau_1 \quad \tau_2 \quad \tau_3] \\ \tilde{J}_{11} &= J_1 + J_2 + J_3 - 2r_2l_1C_2 + 2r_3(l_1C_{23} - l_2C_3) + \gamma^2 J_{a1}, \\ \tilde{J}_{12} &= -J_2 - J_3 + r_2l_1C_2 + r_3(2l_2C_3 - l_1C_{23}), \quad \tilde{J}_{13} = \tilde{J}_{21}, \\ \tilde{J}_{13} &= J_3 + r_3(l_1C_{23} - l_2C_3), \quad \tilde{J}_{13} = \tilde{J}_{31}, \\ \tilde{J}_{22} &= J_2 + J_3 - 2r_3l_2C_3 + \gamma^2 J_{a2}, \\ \tilde{J}_{23} &= -J_3 + r_3l_2C_3, \quad \tilde{J}_{23} = \tilde{J}_{32}, \quad \tilde{J}_{33} = J_3 + \gamma^2 J_{a3}, \\ J_1 &= I_1 + m_1a_1^2 + (m_2 + m_3)l_1^2, \quad J_2 = I_2 + m_2a_2^2 + m_3l_2^2, \\ J_3 &= I_3 + m_3a_3^2, \quad r_1 = m_1a_1 + (m_2 + m_3)l_1, \\ r_2 &= m_2a_2 + m_3l_2, \quad r_3 = m_3a_3, \\ h_1 &= r_2l_1(2\dot{\theta}_1\dot{\theta}_2 - \dot{\theta}_2^2)S_2 + r_3l_2(\dot{\theta}_3 + 2\dot{\theta}_1\dot{\theta}_3 - 2\dot{\theta}_2\dot{\theta}_3)S_3 \\ &\quad + r_3l_1\{(\dot{\theta}_2 - \dot{\theta}_3)^2 - 2\dot{\theta}_1(\dot{\theta}_2 - \dot{\theta}_3)\}S_{23}, \end{aligned}$$

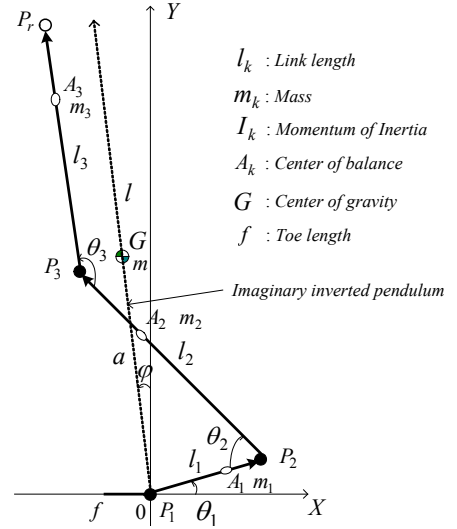


Fig. 1. Diagram of a one-legged robot.

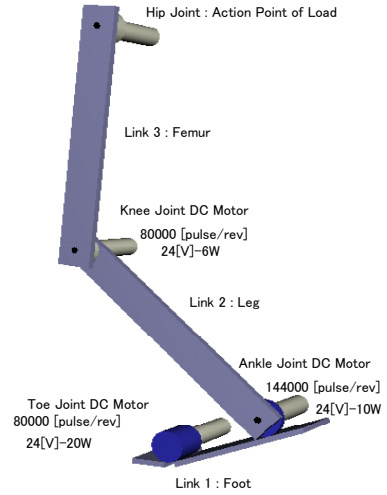


Fig. 2. Experiment model of a one-legged robot.

$$\begin{aligned} h_2 &= -r_2l_1\dot{\theta}_1^2S_2 + r_3\{l_2(2\dot{\theta}_2\dot{\theta}_3 - 2\dot{\theta}_1\dot{\theta}_3 - \dot{\theta}_3^2)S_3 + l_1\dot{\theta}_1^2S_{23}\}, \\ h_3 &= -r_3\{l_2(\dot{\theta}_1 - \dot{\theta}_2)^2S_3 + l_1\dot{\theta}_1^2S_{23}\}, \\ g_1 &= g(r_1C_1 - r_2C_{12} + r_3C_{123}), \quad g_2 = g(r_2C_{12} - r_3C_{123}), \\ g_3 &= gr_3C_{123}, \quad S_i := \sin \theta_i, \quad C_i := \cos \theta_i, \\ S_{ij} &:= \sin(\theta_i - \theta_j), \quad C_{ij} := \cos(\theta_i - \theta_j), \\ S_{123} &:= \sin(\theta_1 - \theta_2 + \theta_3), \quad C_{123} := \cos(\theta_1 - \theta_2 + \theta_3). \end{aligned}$$

のように記述される。このとき、 $a_i$  はリンク重心長、 $g$  は重力加速度、 $\gamma$  はギア比、 $J_{ai}$  は電気子慣性モーメントである。

## 3. 制御系設計

(1)式の導出は制御系設計後に数値シミュレーションによる制御系評価の為のものである。前述したように本研究では逆運動学に基づく軌道計画と追従制御は実施せず、仮想倒立振子に対する制御系を設計する。本制御系では最初に片脚ロボットを横たわった状態からロボットの踵部分を浮かせた爪先立ち状態に移動(第1段階)させる。次に提案する制御モードに移行して屈伸動作初期姿勢(Fig. 2に示すような姿勢)で一旦静止させる。この初期姿勢は無数に考えられるが、踵を20deg程度浮

かせ脚重心（仮想倒立振り子重心）の  $X$  軸への投影点（重心投影点）が爪先中心付近に位置するような姿勢とした。

屈伸動作は足首（第2関節）と膝関節（第3関節）に I-PD 制御<sup>(13)</sup>による位置制御系を構成し、各関節に正弦波角度指令値を与え動作させる。その際に生ずる脚重心変化を重心投影点の変位として捉え、この変位を極力抑えるような VSS 適応制御系を設計し爪先関節（第1関節）を制御する。

### (3.1) 重心および仮想倒立振り子系の導出

Fig. 1 に示す片脚ロボットの重心を通る長さ  $l$ 、質量  $m$ 、爪先関節  $P_1$  から重心までの長さ  $a$  の仮想倒立振り子を考える。

Fig. 1 より先端  $P_r$  を含めた各関節座標  $P_k = (P_{kx}, P_{ky})$  は

$$\begin{aligned} P_2 &= (l_1 C_1, l_1 S_1), \quad P_3 = (P_{2x} - l_2 C_{12}, P_{2y} - l_2 S_{12}), \\ P_r &= (P_{3x} + l_3 C_{123}, P_{3y} + l_3 S_{123}) \end{aligned} \quad (3)$$

で与えられ、また、各リンクの重心座標  $A_k = (A_{kx}, A_{ky})$  は

$$\begin{aligned} A_1 &= (a_1 C_1, a_1 S_1), \quad A_2 = (P_{2x} - a_2 C_{12}, P_{2y} - a_2 S_{12}), \\ A_3 &= (P_{3x} + a_3 C_{123}, P_{3y} + a_3 S_{123}) \end{aligned} \quad (4)$$

で与えられる。したがって、仮想倒立振り子の重心座標を  $G = (G_x, G_y)$  とするとき、その長さ  $l$ 、重心長  $a$  は次式

$$l = \sqrt{P_{rx}^2 + P_{ry}^2}, \quad a = \sqrt{G_x^2 + G_y^2} \quad (5)$$

$$\therefore P_{rx} = l_1 C_1 - l_2 C_{12} + l_3 C_{123}, \quad P_{ry} = l_1 S_1 - l_2 S_{12} + l_3 S_{123},$$

$$G_x = \frac{\sum m_k A_{kx}}{\sum m_k}, \quad G_y = \frac{\sum m_k A_{ky}}{\sum m_k}.$$

で与えられる。明らかに  $l$ 、 $a$  は一定ではなく屈伸動作により変化する変数である。また、単質点系の ZMP<sup>(5)</sup> 軌道として、 $X$  軸方向のみ考慮するものとし、これを  $Q_x$  とすると ZMP の定義から次式が成立する。

$$Q_x = G_x - \frac{G_y \ddot{G}_x}{\ddot{G}_y + g} \quad (6)$$

さらに、鉛直軸  $Y$  からの角度  $\varphi$  として、仮想倒立振り子の重心  $G$  の運動エネルギーと位置エネルギーを基に、伸縮倒立振り子の運動方程式を求め、回転運動式のみ記述すると

$$(ma^2 + I)\ddot{\varphi} + (2ma\dot{a} + \dot{I})\dot{\varphi} - mga \sin \varphi = \tau_1 \quad (7)$$

となる。ここで、 $I$  は仮想振り子慣性モーメント、 $g$  は重力加速度、 $\tau_1$  は爪先関節トルクである。また、トルクアンプの電圧指令値  $e$  と電圧電流変換定数  $K_{AV1}$ 、アクチュエータのトルク定数  $\gamma K_{\tau 1}$  と慣性モーメント  $\gamma^2 J_{a1}$ 、粘性摩擦  $B$  とクーロン摩擦  $D$  を考慮すると次式

$$J_r \ddot{\varphi} + B_r \dot{\varphi} - mga \sin \varphi + D \operatorname{sgn}(\dot{\varphi}) = N e \quad (8)$$

$$\therefore J_r = ma^2 + I + \gamma^2 J_{a1}, \quad B_r = 2ma\dot{a} + \dot{I} + B, \quad N = \gamma K_{\tau 1} K_{AV1}.$$

で記述される。さらに、重心位置  $G$  の  $X$  軸への重心投影点  $x$  ( $G_x$  に等しい) における次の関係

$$x = a \sin \varphi \quad (9)$$

より、変位角  $\varphi$  を微小とみなして平衡点近傍で線形化し、変数変換を行うと次式となる。

$$(J_r/a)\ddot{x} + (B_r/a)\dot{x} - mgx + D \operatorname{sgn}(\dot{x}) = N e \quad (10)$$

以後、(10)式を片脚ロボット初期姿勢における脚重心の  $X$  軸投影点を基準にした投影点変位  $x$  の運動方程式とする。

### (3.2) VSS 型適応制御系の設計

(10)式の仮想倒立振り子系の各係数は長さ  $l$ 、重心長  $a$  に依存し、屈伸動作により時変係数となる。ゆえに線形制御系では性能の劣化が予想される。ここでは、パラメータ変化に影響を受け難い VSS 適応制御系を設計する。すなわち、(10)式の重心投影点変位  $x$  の安定性を保証し、さらに  $x$  を可能な限り小さく抑える制御系を考える。まず、切換関数  $s_c$  を次のように

$$s_c = \dot{x} + hx, \quad (h > 0) \quad (11)$$

と定義する。(10)式の対象に対し外乱を考慮して

$$\begin{cases} \mathbf{Y}^T \boldsymbol{\alpha} + H \dot{s}_c = e + w \\ H := J_r / Na \end{cases} \quad (12)$$

のように表す。ここで、 $w$  はシステム外乱  $w_s$  を含む等価外乱項、 $\mathbf{Y}$  は計測値から構成されるベクトル、 $\boldsymbol{\alpha}$  はパラメータベクトルであり、次式で与えられる。

$$\begin{cases} \mathbf{Y}^T = [-h\dot{x} \quad \dot{x} \quad x] \\ \boldsymbol{\alpha}^T = [H \quad B_r/Na \quad -mg/N] \end{cases} \quad (13)$$

$$w := -(D/N) \operatorname{sgn}(\dot{x}) + w_s \quad (14)$$

以上の仮定の下で、次の定理が得られる。

**[定理]** VSS 適応制御の操作量  $e$  を(15)式、パラメータ適応則を(17)式とする。

$$\begin{cases} e = \mathbf{Y}^T \hat{\boldsymbol{\alpha}} - k_v \operatorname{sat}(s_c/\delta), \quad (k_v > 0) \\ \hat{\boldsymbol{\alpha}}^T := [\hat{\alpha}_1 \quad \hat{\alpha}_2 \quad \hat{\alpha}_3] \end{cases} \quad (15)$$

$$\operatorname{sat}(s_c/\delta) := \begin{cases} \operatorname{sgn}(s_c) & |s_c| > \delta \\ s_c/\delta & |s_c| \leq \delta \end{cases} \quad (16)$$

$$\dot{\hat{\boldsymbol{\alpha}}} = -\Gamma^{-1} \mathbf{Y} s_c, \quad (\Gamma > 0) \quad (17)$$

ここで、 $k_v$  は VSS ゲイン、 $\delta$  は境界層、 $\Gamma$  は適応則ゲインで対称行列とする。(12)式の外乱に関する次の条件

$$|s_c| > \delta \text{ のとき, } k_v > |w| \quad (18)$$

$$|s_c| \leq \delta \text{ のとき, } k_v |s_c|/\delta > |w| \quad (19)$$

の元で、 $t \rightarrow \infty$  で  $s_c \rightarrow 0$  となる。即ち、 $x \rightarrow 0$  となる。

(証明) まず、切換関数  $s_c$  が境界層外にある  $|s_c| > \delta$  では、 $\operatorname{sat}(s_c/\delta) = \operatorname{sgn}(s_c)$  ゆえ操作量は次式となる。

$$e = \mathbf{Y}^T \hat{\boldsymbol{\alpha}} - k_v \operatorname{sgn}(s_c), \quad (k_v > 0) \quad (20)$$

この証明は文献(14)に委ね、 $|s_c| \leq \delta$  の場合のみを示す。

いま、リアプノフ関数の候補として次の正值関数  $V$

$$V = \frac{1}{2} H s_c^2 + \frac{1}{2} \tilde{\boldsymbol{\alpha}}^T \Gamma \tilde{\boldsymbol{\alpha}}, \quad \tilde{\boldsymbol{\alpha}} = \boldsymbol{\alpha} - \hat{\boldsymbol{\alpha}} \quad (21)$$

を考えると、 $|s_c| \leq \delta$  では操作量は次式

$$e = \mathbf{Y}^T \hat{\boldsymbol{\alpha}} - k_v s_c/\delta, \quad (k_v > 0) \quad (22)$$

であり、(21)式の時間微分  $\dot{V}$  は、(22)式により

$$\begin{aligned} \dot{V} &= H s_c \dot{s}_c + \tilde{\boldsymbol{\alpha}}^T \Gamma \dot{\tilde{\boldsymbol{\alpha}}} = s_c (e - \mathbf{Y}^T \boldsymbol{\alpha} + w) + \tilde{\boldsymbol{\alpha}}^T \Gamma \dot{\tilde{\boldsymbol{\alpha}}} \\ &= s_c (e - \mathbf{Y}^T \hat{\boldsymbol{\alpha}} - \mathbf{Y}^T \tilde{\boldsymbol{\alpha}} + w) + \tilde{\boldsymbol{\alpha}}^T \Gamma \dot{\tilde{\boldsymbol{\alpha}}} \\ &= s_c (-k_v s_c/\delta + w) + \tilde{\boldsymbol{\alpha}}^T \Gamma (\dot{\tilde{\boldsymbol{\alpha}}} - \Gamma^{-1} \mathbf{Y} s_c) \end{aligned} \quad (23)$$

$$\leq -|s_c| (k_v |s_c|/\delta - |w|) \leq 0 \quad (\because k_v |s_c|/\delta > |w|)$$

となる。

Q.E.D.□

尚, (15)式の操作量  $e$  には飽和関数  $\text{sat}(s_c/\delta)$  を使用している. 理想的には符号関数  $\text{sgn}(s_c)$  が適当であるが, 現実には制御系の時間遅れがある為, 理想的なスイッチングは困難である. そこで, 切換えによるチャタリングを防止する為に, 飽和関数で代用している. また,  $X$  軸方向の速度  $\dot{x}$  は変位  $x$  を入力とする次の1次擬似微分フィルタ

$$G_v := \frac{s}{1 + \tau_v s} \quad (24)$$

により算出している.

### (3.3) 片脚ロボットの屈伸動作制御系

本研究では逆運動学に基づく軌道計画を行わずに簡単に屈伸制御を実施する. 片脚ロボット屈伸動作制御系において, 第2, 第3関節にはI-PD制御を使用している. その理由として, 軌道追従を重視する制御則は過激な操作量を発生する傾向があり, 脚に望ましくない加速度が発生してしまいZMPの観点からも適切ではない. 一方, 軌道追従を重視しない1型制御系の場合には関節角度に追従誤差が発生する. しかし, 関節角度誤差が生じても仮想倒立振子の重心投影点は実角度を用いて算出されるので, 倒立振子系の制御性に影響は少ないことが挙げられる. したがって, 本目的には制御開始時の過渡状態において過大な操作量を発生する2型サーボ系は避け, 1型I-PD制御の採用が妥当と判断した. I-PD制御系をFig. 3に示す.

本システムのI-PD制御は部分的モデルマッチング手法であり, 制御対象が低次モデルで記述される場合, 制御特性が容易に指定可能という利点がある. 一般にトルクアンプによりモータ駆動されるリンク系は次式

$$P_i(s) = \frac{\theta_i}{e_i} = \frac{q_i}{s(s + \mu_i)} \quad (25)$$

で記述される. このとき, 次の3次標準型伝達関数

$$T_i(s) = \frac{\omega_{0i}^3}{s^3 + \lambda_{2i}\omega_{0i}s^2 + \lambda_{1i}\omega_{0i}^2s + \omega_{0i}^3} \quad (26)$$

により制御特性を指定可能である. また, I-PD制御器  $C_{1i}(s)$  と  $C_{2i}(s)$  はそれぞれ次式で与えられる.

$$C_{1i}(s) = \frac{k_i}{s}, \quad C_{2i}(s) = f_{0i} + f_{1i}s \quad (27)$$

$$\sigma_i = \frac{\lambda_{1i}}{\omega_{0i}}, \quad k_i = \frac{\omega_{0i}^3}{q_i}, \quad f_{0i} = k_i\sigma_i, \quad f_{1i} = \frac{\lambda_{2i}\omega_{0i} - \mu_i}{q_i} \quad (28)$$

実際には, PD制御器  $C_{2i}(s)$  は近似微分の使用により

$$C_{2i}(s) = f_{0i} + \frac{f_{1i}s}{1 + \rho_i s} \quad (29)$$

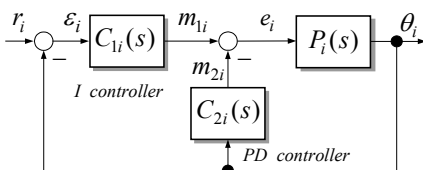


Fig. 3. Block diagram of I-PD control system.

Table 1. Link parameters.

	[m]	[kg]	[m]	[kgm <sup>2</sup> ]
Link 1:Foot	$l_1 = 0.20$	$m_1 = 1.050$	$a_1 = 0.115$	$I_1 = 3.50e-3$
Link 2:Leg	$l_2 = 0.40$	$m_2 = 0.640$	$a_2 = 0.210$	$I_2 = 8.533e-3$
Link 3:Femur	$l_3 = 0.38$	$m_3 = 1.475$	$a_3 = 0.295$	$I_3 = 1.775e-2$

Table 2. Parameters of joint and actuator.

	viscous friction coefficient	Coulomb friction	[kgm <sup>2</sup> ]
Joint 1:Toe	$b_1 = 11.57$	$d_1 = 1.70e-2$	$\gamma^2 J_{a1} = 8.10e-2$
Joint 2:Ankle	$b_2 = 5.06$	$d_2 = 1.14e-2$	$\gamma^2 J_{a2} = 4.30e-2$
Joint 3:Knee	$b_3 = 1.76$	$d_3 = 4.60e-3$	$\gamma^2 J_{a3} = 1.50e-2$

Table 3. Parameters of I-PD control system.

Ankle	$\mu_2 = 8.460$	$q_2 = 2147$	$k_2 = 12.5$	$f_{02} = 1.25$	$f_{12} = 0.038$
Knee	$\mu_3 = 1.616$	$q_3 = 799$	$k_3 = 33.8$	$f_{03} = 3.38$	$f_{13} = 0.111$

Table 4. Conditions for VSS adaptive control.

coefficient in switching function : $h$	$h = 10$
VSS scalar gain in control input : $k_v$	$k_v = 2.0$
VSS adaptive gain : $\Gamma$	$\Gamma = 10I$
boundary layer in saturation function : $\delta$	$\delta = 0.15$
filter constant for control system : $\tau_v$ [sec]	$\tau_v = 0.01$
sampling period : $T$ [sec]	$T = 0.002$

とする. さらに, それらの離散制御器は次の双一次変換式

$$s = \frac{2(z-1)}{T(z+1)}, \quad T: \text{sampling period} \quad (30)$$

により導出し実施される.

## 4. シミュレーション

提案法を検証する為に3Dビジュアル機能を組込んだ数値シミュレーションを実施した. Fig. 1に示したように片脚ロボットの各リンク運動パラメータと関節アクチュエータ情報をそれぞれTable 1とTable 2に示す.

制御対象は(1),(2)式の運動方程式をルングクッタ4次, 刻み時間0.5[msec]で計算している. まず, ロボットをFig. 4に示すような横たわった状態から立脚シーケンス(全関節I-PD制御で実施)に基づき各関節を駆動し爪先立ちの状態にした後, 重心投影点を爪先の中心位置付近(屈伸動作初期姿勢)に移動させる. 移動後に関節角度指令を停止し, 爪先(第1関節)を仮想倒立振子制御(VSS適応制御)モードに変更する.

次に, 屈伸動作は足首(第2関節)と膝関節(第3関節)のI-PD制御系はそのまま続行し, それぞれ振幅20[deg], 周期4[sec]の正弦波角度指令に応じた関節制御トルク  $\tau_2 = N_2 e_2$  ( $N_2 = 2.85$ )[Nm],  $\tau_3 = N_3 e_3$  ( $N_3 = 2.50$ )[Nm]を与える. また, 参照モデルとしてオーバーシュートの無い3次2項係数標準型伝達関数 ( $\lambda_{1i} = \lambda_{2i} = 3$ )を採用している. さらに, 速応性を決める定数  $\sigma_i$  を  $\sigma_2 = \sigma_3 = 0.1$  とし, 近似微分器のローパスフィルタ定数  $\rho_i$  を  $\rho_2 = \rho_3 = 0.01$  として使用している.

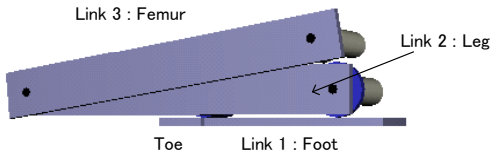


Fig. 4. Sleeping posture of a one-legged robot.

屈伸動作における足首関節と膝関節の動きに応じて仮想倒立振子の重心が変化するので、爪先関節（第1関節）には重心投影点  $G_x$  の変位  $x$  を極力抑えるような VSS 適応制御による操作トルク  $\tau_1 = Ne$  ( $N=3.31$ ) [Nm] を与え自律的安定化を実施する。I-PD 制御器設計用パラメータと適応制御系の諸定数をそれぞれ Table 3 と Table 4 に示す。

シミュレーション結果として、Fig. 5(a)~(g)は仮想倒立振子制御モード移行後における各関節操作量と各リンクの運動データである。とくに、Fig. 5(a)は VSS 適応制御の操作量  $e$  を示している。Fig. 5(g)の足首と膝関節の偏差  $\varepsilon_i$  は屈伸動作周期に依存し、各関節共に最大約  $\pm 3$  [deg]生じている。Fig. 5(h)は重心投影点  $G_x$  の推移であり、その変化は 1[cm]程度である。また、Fig. 5(i)は ZMP 式第二項を示したものであり、VSS 適応制御モードへの変更時と屈伸開始時に加速度の影響が現れている。しかし、最大 1[cm]程度であり、Fig. 5(j)の ZMP 位置推移からも爪先長  $f=5$ [cm]の接触面内にあり安定な屈伸動作となっている。Fig. 5(k)は爪先関節に施した VSS 適応制御系の切換関数  $s_c$  の推移を示している。制御中  $s_c$  が境界層  $\delta=0.15$  以内の値をもつことよりスライディングモード(SMC)に到達した制御となっている。さらに、Fig. 5(l),(m)は仮想倒立振子の  $Y$  軸からの傾斜角  $\varphi$  と振り長  $l$ 、重心  $a$  をそれぞれ示している。最後の Fig. 5(n)は積分型 VSS 適応則のパラメータ推移を示している。いずれのパラメータも収束することなく推移し、系内部に時変要素の存在を示唆している。

次に、境界層を  $\delta=0.05$  と小さくした場合の結果を示す。Fig. 6(a)は VSS 適応制御の操作量  $e$  であり、Fig. 6(b),(c)は重心投影点  $G_x$  と ZMP 位置の推移をそれぞれ示している。このとき、操作量  $e$  は Fig. 5(a)と比較し殆ど変化はないが、Fig. 6(b)  $G_x$  の変化は Fig. 5(h)に比して半分以下の 0.4[cm]程度に抑えられている。また、Fig. 6(c)の ZMP も制御モードへの変更時を除いて、同様に小さく抑えられていることがわかる。Fig. 6(d)の切換関数  $s_c$  についても  $\delta=0.05$  以内の値で推移し、SMC が達成されている。本シミュレーション結果から実験において境界層  $\delta$  を小さく選ぶことができれば、より SMC 効果が発揮でき、安定した屈伸動作が期待できる。

[最適レギュレータとの比較] (10)式の線形ノミナル系

$$(J_r/a)\ddot{x} + (B_r/a)\dot{x} - mgx = Ne, \quad B_r = b_1 \quad (31)$$

$$l = 0.69, a = 0.34, m = 3.165, J_r = 0.572, N = 3.312$$

に対して、状態変数を  $\mathbf{x}^T := [x \quad \dot{x}]$  とする。このとき、次式の 2 次形式評価関数  $J$

$$J = \int_0^{\infty} (\mathbf{x}^T \mathbf{Q} \mathbf{x} + e^T R e) dt, \quad (\mathbf{Q} \geq 0, R > 0) \quad (32)$$

を最小にする制御  $e = -\mathbf{F}_o^T \mathbf{x}$  を爪先関節に施す。

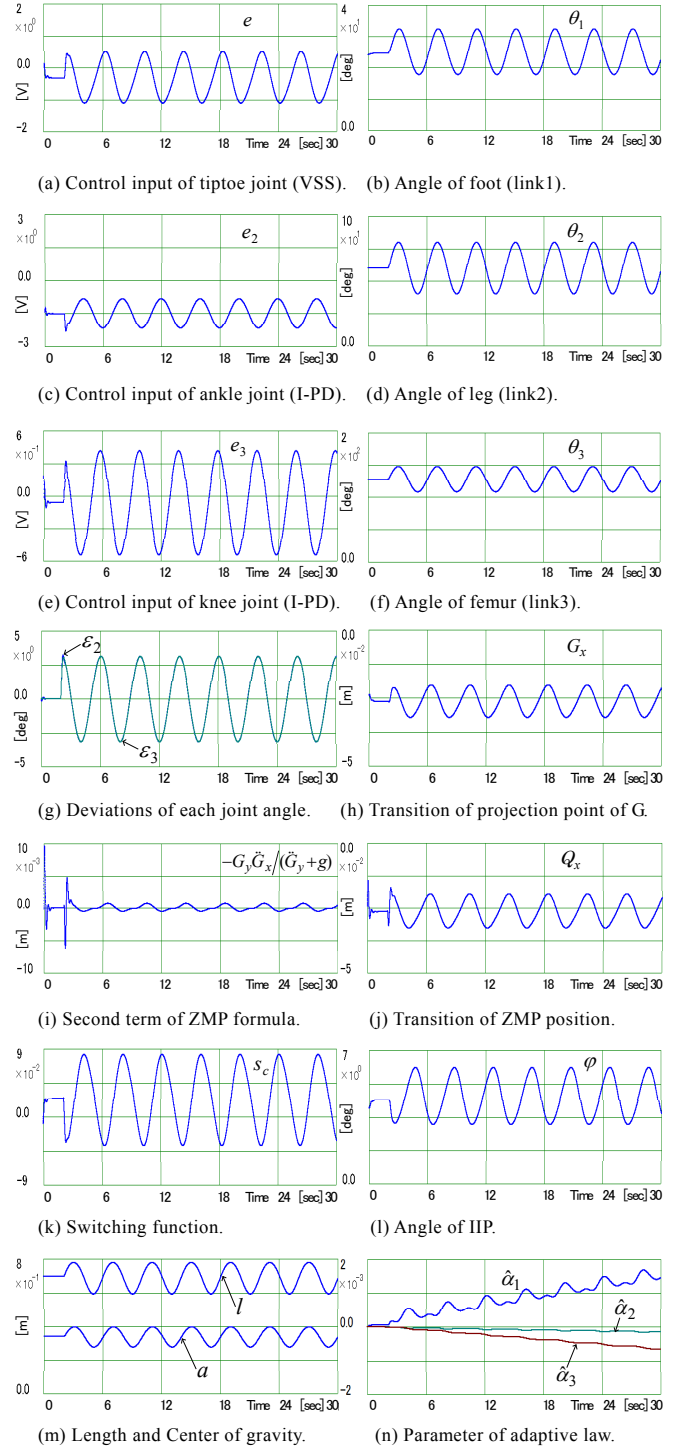
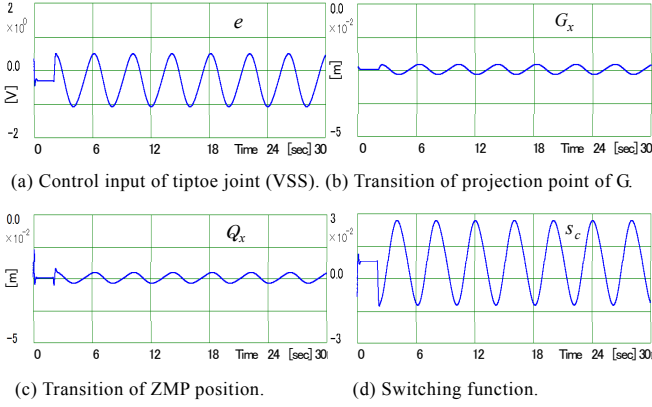


Fig. 5. Simulation of adaptive control ( $\delta = 0.15$ ).

提案法と比較するために LQ 制御の操作量が Fig. 5(a)と同程度になる設計例として、重み  $\mathbf{Q} = \text{diag}(30, 20)$ ,  $R = 0.005$  により得られるフィードバックゲイン  $\mathbf{F}_o^T = [87.38 \quad 54.5]$  を使用した制御結果を Fig. 7 に示す。Fig. 7(a) は LQ 制御の操作量  $e$  であり、Fig. 7(b) は  $G_x$  の推移である。Fig. 5(h) に示した  $\delta = 0.15$  の VSS 適応制御とほぼ同程度の結果が得られる。また、重みの調整により ZMP を抑えることは可能であるが、ハイゲイン系を招くことは否めず、パラメータ不一致の場面で安定度を劣化させることもある。

Fig. 6. Simulation of adaptive control ( $\delta = 0.05$ ).

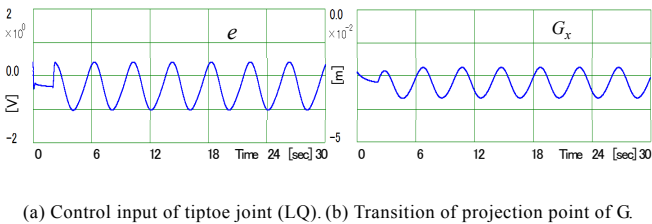
## 5. 実験結果

前章では提案法とLQ制御のシミュレーションを実施し、その有効性を確認した。また、提案法の境界層幅 $\delta$ が本制御目的に大きく影響することも判明した。本章では実機実験について説明する。本研究で使用した片脚ロボットをFig. 8に示す。各関節にはハーモニックギアを有するDCモータを使用した。制御用コンピュータとして、ペンティアム IV-3.2GHz クロックCPUを使用し制御ソフトウェアはC言語で開発した。尚、D/A変換器は分解能12bit、出力電圧制限値は $\pm 5$  [V]である。

実験諸条件の大部分はシミュレーションに準ずるが、ノイズの影響を低減する意味で第3関節における近似微分器ローパスフィルタおよびVSS系1次擬似微分フィルタ時定数を各々 $\rho_3 = 0.03$ 、 $\tau_v = 0.03$ と変更して使用している。また、ZMP算出における重心位置の2階導関数算出には以下の2次微分フィルタ( $\tau_s = 0.04$ )を離散化して使用した。

$$G_s := s^2 / (1 + \tau_s s)^2 \quad (33)$$

実験ではより安定した動作を確認するために境界層 $\delta$ を $\delta = 0.15$ と $\delta = 0.05$ の両者で実施した。どちらも安定した良好な結果が得られた。まず、 $\delta = 0.15$ の場合をFig. 9に示す。Fig. 9(a)~(f)は仮想倒立振子制御モード移行後における各関節操作量と各リンクの運動データである。とくに、Fig. 9(a)は本論文で提案したVSS適応制御の操作量 $e$ である。各関節操作量はシミュレーション結果と比べると滑らかさに欠けるが実機の応答としては良好な結果である。Fig. 9(g),(h)はそれぞれ重心投影点 $G_x$ とZMPを示している。 $G_x$ は0.6[cm]程度とシミュレーション結果を上回り、ZMPも爪先接触面( $f = 5$ [cm])内に位置し妥当な推移である。Fig. 9(i)は仮想倒立振子(IIP)の初期角からの推移であり、Fig. 9(j)は切換関数 $s_c$ を示している。制御中 $s_c$ が境



(a) Control input of tiptoe joint (LQ). (b) Transition of projection point of G.

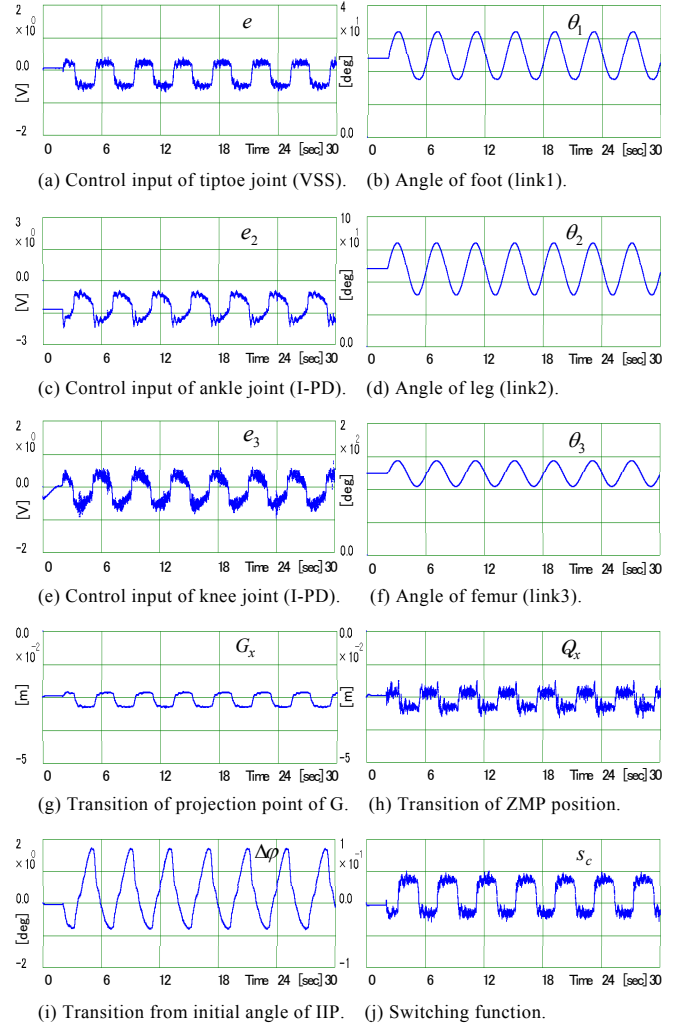
Fig. 7. Simulation of LQ control.



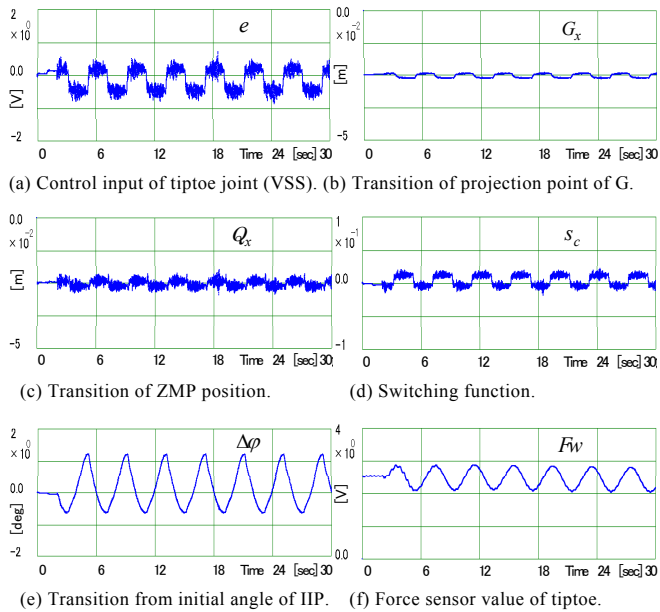
Fig. 8. Experiment device of a one-legged robot.

界層 $\delta = 0.15$ 以内を推移していて余裕を残した結果である。また、VSSパラメータはシミュレーション結果とあまり変わらないため省略する。

次に、 $\delta = 0.05$ の場合をFig. 10に示す。Fig. 10(a)は操作量 $e$ であり、Fig. 10(b),(c)は重心投影点 $G_x$ とZMP位置の推移をそれぞれ示している。また、Fig. 10(d), (e)は切換関数とIIP初期角からの推移 $\Delta\varphi$ である。操作量 $e$ はFig. 9(a)と比較すると少々

Fig. 9. Experiment result ( $\delta = 0.15$ ).



Fig. 10. Experiment result(  $\delta = 0.05$  ).

乱れるが問題は発生しない。Fig. 10(b)の  $G_x$  変化は Fig. 9(g)に比べ半分以下の  $0.2[\text{cm}]$ 程度に抑えられている。また、Fig. 10(c)の ZMP も Fig. 9(h)と比較し小さく抑えられることがわかる。Fig. 10(d)の切換関数  $s_c$  についても余裕をもって  $\delta = 0.05$  以内を推移している。Fig. 10(e) IIP 推移  $\Delta\phi$  も Fig. 9(i)と比べて一層抑えられている。したがって、SMC が達成され非常に安定した屈伸動作が実現されている。さらに、Fig. 10(f)は爪先部の力センサ応答であり、脚が伸びる部分で爪先部に掛かる力が大きくなっている。最後に、本研究では(8)式に基づく IIP の変位  $\Delta\phi$  を抑える安定化系に対しても同様の実験を実施した。この安定化法では提案法よりも遥かに  $\Delta\phi$  を小さく抑えられる。反面、 $G_x$  においては劣る結果となったので、本法を採用するに至ったことを付記する。

## 6. むすび

本研究では、爪先関節を付加した片脚ロボットを使用し爪先立ち状態で安定な屈伸動作の実施を目的とした制御系設計の一方法を提案した。提案法では片脚ロボットの重心を通る仮想の倒立振子を考え、屈伸動作に伴う重心投影点の変化を極力抑える VSS 適応制御系を構成した。その際、飽和関数を用いた VSS 適応則の外乱条件を明らかにした。また、数値シミュレーションと実機実験を実施し、提案法の有効性を検証した。本手法は逆運動学によらず制御系の自律安定化機能を利用する特徴があるので、倒立振子モデルを基本とする脚ロボット制御への応用性があり意義があると考えられる。さらに、実験では連続した屈伸動作を周期的に行ったが、ロバスト性を有する VSS 適応則の特徴から単発的な動作にも適用可能である。本研究では触れなかったが、設計法を容易に適用するためにも狭い接地面での力検出法の解決が期待される。最後に、実験結果にはアクチュエータの不感帯に起因して理論通りの制御性能がでない点および観測ノイズにより帯域制限を受ける点が挙げられる。これらの解決は工学的に重要であるので、今後の課題としたい。

## 参考文献

- 1) K. Pathak, J. Franch, and S.K. Agrawal: Velocity and position control of a wheeled inverted pendulum by partial feedback linearization, IEEE Trans. Robotics, 21 - 3, 505/513 (2005)
- 2) M. W. Spong: Project-Based Control Education, 7th IFAC Symposium on Advances in Control Education ACE'06, 39/47 (2006)
- 3) 鈴木, 田崎, 柴田: 二足歩行ロボットの重心加速度制御による踏み出し動作, 電学論 D, 124 - 10, 1017/1022 (2004)
- 4) Napoleon Nazir, 中浦, 三平: 人間型ロボットの ZMP フィードバック制御における制御性能の限界, 日本ロボット学会誌, 22 - 5, 656/665 (2004)
- 5) 梶田, 比留川, 横井, 原田: ヒューマノイドロボット, オーム社 (2005)
- 6) 小俣, 友國, 松木, 黄, 藪田: つま先を用いたヒューマノイドロボットの歩行評価, 第 1 2 回ロボティクスシンポジウム, 178/183 (2007)
- 7) 但馬, 菅: 1 脚ロボットによる跳躍動作の実現, 日本ロボット学会誌, 25 - 6, 1017/1022 (2007)
- 8) 山田, 平田, 大内: 重量変化を伴う 1 脚ロボットのつま先立ちによる屈伸動作安定化制御, 第 2 7 回日本ロボット学会学術講演会, 1S2-01 (2009)
- 9) 梶田: ゼロモーメントポイント (ZMP) と歩行制御, 日本ロボット学会誌, 20 - 3, 229/232 (2002)
- 10) J.-J. E. Slotine and W. Li: Adaptive manipulator control - A Case study -, IEEE Trans. AC, 33 - 11, 995/1003 (1988)
- 11) J.-J. E. Slotine and W. Li: Applied Nonlinear Control, Prentice Hall (1991)
- 12) 野波, 田: スライディングモード制御, コロナ社 (1994)
- 13) 須田: P I D 制御, システム制御情報ライブラリー 6, 朝倉書店 (1992)
- 14) H. Hirata, K. Haga, M. Anabuki, S. Ouchi and P. Ratiroch-Anant: Self-Tuning Control for Rotation Type Inverted Pendulum Using Two Kinds of Adaptive Controllers, Proc. IEEE RAM Conf., 418/423 (2006)
- 15) 平田, 高部, 穴吹, 大内: セルフチューニング制御器を組込んだ回転型倒立振子の V S S ロバスト適応制御, 電学論 C, 128 - 4, 618/627 (2008)
- 16) R. Phornsuk, M. Anabuki and H. Hirata: Adaptive motion control of a two-link Direct Drive Manipulator using disturbance observer, IEEE TENCON'02, Beijing, 1725/1728 (2002)