

Title	股関節二分機構を用いて上体を付加した劣駆動2脚ロボットの動歩行解析
Author(s)	浅野, 文彦; 羅, 志偉
Citation	日本ロボット学会誌, 26(8): 932-943
Issue Date	2008-11
Type	Journal Article
Text version	publisher
URL	http://hdl.handle.net/10119/8812
Rights	Copyright (C) 2008 日本ロボット学会. 浅野 文彦, 羅 志偉, 日本ロボット学会誌, 26(8), 2008, 932-943.
Description	

股関節二分機構を用いて上体を付加した 劣駆動2脚ロボットの動歩行解析

浅野文彦^{*1} 羅志偉^{*1*2}

Dynamic Walking Analyses of Underactuated Biped Robot That Added Upper Body by Means of Bisecting Hip Mechanism

Fumihiko Asano^{*1} and Zhi-Wei Luo^{*1*2}

Achieving energy-efficient dynamic walking has become one of the main subjects of research in the area of robotic biped locomotion. It has been clarified that approaches based on passive-dynamic walkers accomplish it. In general, however, passive dynamic walking is realized by only the legs and the effect of an upper body has not been clarified. Based on the observations, this paper deeply investigates what effects an upper body had on the performances and stability of dynamic biped locomotion. We first consider adding an upper body, which is introduced as a simple 1-link torso, by means of a bisecting hip mechanism so as not to destroy natural dynamics of the biped model. In the second, we analyze the robot's driving mechanism and apply underactuated virtual passive dynamic walking as a method for generating efficient dynamic gait. We confirm that highly efficient dynamic walking is realized with a specific resistance of 0.01, and investigate the effects of physical parameters of the upper body through numerical simulations.

Key Words: Dynamic Walking, Gait Generation, Upper Body, Efficiency, Bisecting Hip Mechanism

1. はじめに

高速かつ高効率な2脚動歩行の実現は、脚式ロボットの研究分野における近年の主要な課題の一つである。McGeerの受動歩行[1]は高効率な歩容生成問題に対して最適解を与えるものとして、その力学原理を応用した様々な歩行研究がこれまでに多く報告されてきた。受動歩行は下肢のみのリンク構造で生成される運動であるが、その足首や股の関節を小型のアクチュエータで補助的に駆動する、足裏形状などの身体的構造を工夫する、などすれば高効率な平地歩行が実現可能であることについては、すでに多くの成果が報告されている。しかしながら、上体を付加した複雑な歩行モデルで高効率な平地動歩行を実現したという報告はそれほど多くない。一つの理由として、上体がそれ自体として、あるいは下肢と連動して安定リミットサイクルを形成するのが難しい、という事実が挙げられよう。そもそも上体は倒立させるべきものであるため、下向きの振子運動を積極的

に利用する受動歩行とは根本的に相対する力学的対象と言える。そして、これを駆動力を利用して付加することで、効率が悪化するなどのリスクを背負うことも必然と思われる。McGeerは上体を有する準受動歩行の実現法についても研究の初期段階で考察していたが[2]、歩行性能にいかなる影響を与えるかについて詳細に検討するには至っていなかった。

上体の存在が歩行の安定性や性能にとって重大な影響をもつのではないかという意見は、過去の2足ロボット研究のなかでもしばしば述べられてきた。その一方で、受動歩行の特長を意識した研究においても、幾つかの成果が報告されてきた。Spongらは上体を有するコンパス型2脚モデルに対して、入出力線形化による歩容生成手法を提案した[3]。しかしモデルを簡略化するために、脚と上体の重心すべてが股関節に位置することを仮定した。衣笠は上体の重心位置が股関節に位置するコンパス型モデルを考え、仮想重力から決定される一定トルクに上体姿勢維持のためのPD制御を加えることで、平地2脚動歩行を実現した[4]。一方でHarunaら[5]およびNarukawaら[6]は、より一般的な上体付き2脚モデルを考え、McGeerが考察したPD制御による上体の姿勢維持制御を適用することで下り斜面上または平地における安定歩容生成について検討し、PDゲインや上体の角度が性能に与える影響について詳細な解析を行った。佐々木らは、全駆動の仮想受動歩行の性能解析を行い、上体の有無により効率に差が生じることを指摘した[7]。これらに代表

原稿受付 2007年7月17日

^{*1}独立行政法人理化学研究所バイオ・ミメティックコントロール研究グループ

^{*2}神戸大学大学院工学研究科情報知能学専攻

^{*1}Bio-Mimetic Control Research Group, RIKEN

^{*2}Department of Computer Science and Systems Engineering, Graduate School of Engineering, Kobe University

■ 本論文は学術性で評価されました。

される多くの先行研究においては、上体を付加することで脚リンクのみのコンパス型モデルと比べてエネルギー効率が悪化する、という結果が報告されていた。下り斜面上の受動歩行であっても、上体を付加すればその姿勢維持には PD 制御などによる安定化が必要となるため [5]、このふんのエネルギー消費は避けられない。宮腰はこの問題に対して、関節を駆動することなく上体の自由運動を利用して高効率な歩容生成を実現したが [8]、一般には安定リミットサイクルを得るための物理パラメータの選定や初期値の探索が困難である、ロバスト性に乏しい、などの性質があるため、実現可能性を考慮すると得策と言えるものではない。

以上に述べたように、準受動歩行機への上体の付加においては様々な難題が存在する。そのなかで、安定化の困難の克服においては、Wisse らが提案した股関節二分機構 (Bisecting hip mechanism; 以下 BHM と略記) の利用が有用な手段として考えられる。BHM は Fig. 1 に示すように、上体リンクに対して股関節の相対角度を二等分する機構である (実機については次章で述べる)。これがもつ受動的な拘束力を利用することで、上体の姿勢維持のためのトルクを発生させることなく、これを脚リンクに付加することが可能となる。Wisse らはすでに、BHM による上体付き受動歩行 [9] や少ない駆動力による平地動歩行の実現 [10] などが可能であることを示している。しかしながら、上体を付加することで発生する諸問題や性能の変化については、依然としてシステムティックな理論的考察が行われていない。本論文は以上の背景を踏まえて、BHM を利用することで得られる 2 脚歩行システムのダイナミクスや歩行性能などの基本的性質について、より深い理解を目指すものである。特に、BHM により PD 制御の負担を解消した上体を有する歩行系の性能が、いかなる理由で性能の悪化を引き起こすのか、数理的に深く考察していく。

本論文は次の構成からなる。まず第 2 章で BHM のメカニズムについて説明し、試作器の動作確認を通して実現への妥当性を検証する。第 3 章では BHM を用いて 1 リンクの胴体を付加した劣駆動平面 2 脚ロボットのモデリングを行い、力学的エ

ネルギーや移動効率に関する基礎事項をまとめる。第 4 章では BHM による 1 自由度の低次元化から導かれる重心の駆動メカニズム、および BHM を介した胴体もつかウンターウェイトとしての効果について解析する。第 5 章では高効率な歩容を生成する手法として劣駆動仮想受動歩行の適用を考え、性能変化の特性を明らかにしたうえで得られた結果について議論する。その比較のために、続く第 6 章では股関節角度に目標軌道を与えることで実現される歩行系の性能を解析し、その変化が何に起因するものであるのかを深く追求する。最後に第 7 章で本論文をまとめ、今後の研究の方向性について述べる。

2. 股関節二分機構

これまでに数種類の BHM が開発され、高効率な平地動歩行の実現に利用されてきた [10] [11]。筆者らも実際にこれを試作することで、その特性を確認することとした。BHM はコンパス (両脚器) の自動中心器機構をはじめとする様々な方法で実現できるものであるが、高効率な歩行運動の実現を目指す場合には、脚を開いてもその状態から自由運動を開始できるくらいの十分なバック・ドライバリティを有していなければならない。筆者らは最もスムーズな動力伝達法として、スプロケットとチェーンによる機構を採用した。

試作した BHM の外観を Fig. 2 に示す。その特長を以下にまとめる。

- 外側の脚の回転運動をチェーンを介して胴体内部に取り付けられた回転軸へと順方向に伝達する
- その回転運動を交差させた別のチェーンでもう一方の脚の回転軸へと逆方向に伝達する
- チェーンを三次元的に交差させて巻くことが困難であるので、これを途中で切断し“S”の字にして巻く (その両端はスプロケットに固定する) ことで二次元平面運動とした。これはデルフト工科大学が開発した “Max” [10] や “Denise” [11]

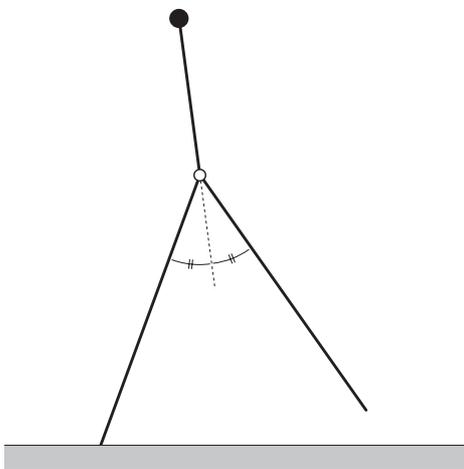


Fig. 1 Geometric relation between upper body and legs according to bisecting hip mechanism

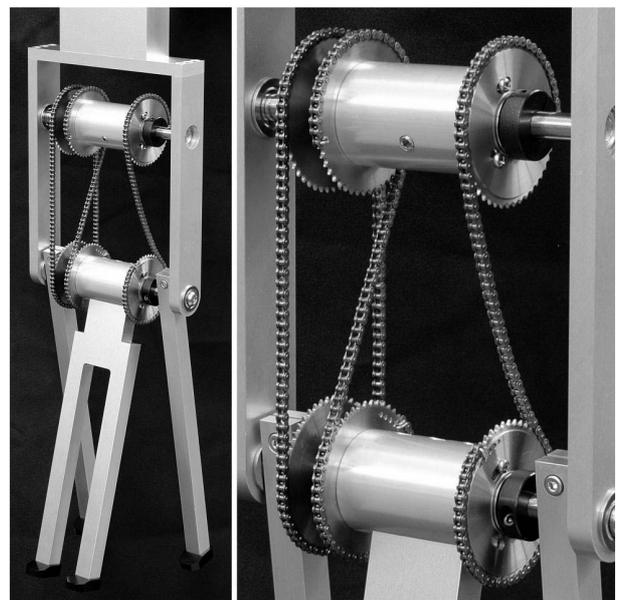


Fig. 2 Overview of prototype bisecting hip mechanism

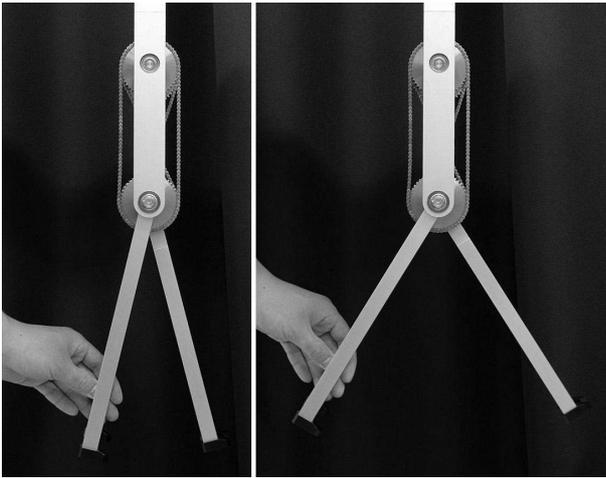


Fig. 3 Symmetric motion of legs

に採用されているものに等しい。なお、チェーンによる8の字の動力伝達は、S字を逆向きに二つ取り付けることによって実現されることに注意されたい。また、チェーンの長さはわずかに余裕をもたせてあるため、一方のS字チェーンが駆動力を伝達しようとして張るとき、もう一方は弛むことになる。したがって、この関係が切り替わる際には不感帯を通過することになるため、歩行機の駆動においては深刻な問題となり得る。上体を有する歩行機の開発および制御実験は今後の課題であるが、BHMの設計に当たってはアイドラの導入など、種々の再検討が必要と思われる。

Fig. 3の写像是脚の開閉の様子を示したものである。胴体に対して対称な姿勢を保持したまま、任意の角度で静止させることができる。また、適当な角度で手を離せば、ベアリングの粘性摩擦はあるものの、完全な自由運動に近い振り運動が実現される。ただし、この自由運動は上体を鉛直に固定した場合に実現されるものであり、脚を固定するなどした場合には、また別の特性が現れる。その詳細については第4章で述べる。以下、本論文ではBHMを伴う股関節を完全な自由関節と考えて歩行システムに適用し、その特性を理論と数値解析の両面から深く考察する。

3. 劣駆動2脚歩行システムのモデリング

本章では、本論文で扱う平面2脚ロボットのモデリングおよび歩行性能の評価指標などについてまとめる。

3.1 運動方程式の導出と整理

筆者らは過去に、半円形状をした足部(半円足)がもつ転がりや衝撃低減などの効果を有効に利用することで非常に高効率な2脚歩行が実現可能であることを示した[12][13]。そこで本論文では、半円足をもつコンパス型モデルにBHMを用いて1リンクの胴体(本論文では以下、簡単のためこれを統一して「上体」と呼ぶことにする)を付加したものを対象として扱うこととする。Fig. 4にその2脚モデルを示す。これはMcGeerが考察したものと本質的に同じであるが、半円足の円弧の中心点は脚リンク上にあるものとする。半円足と一体の脚リンク2本と上体1リンクからなる合計3自由度のシステムであり、駆動力は

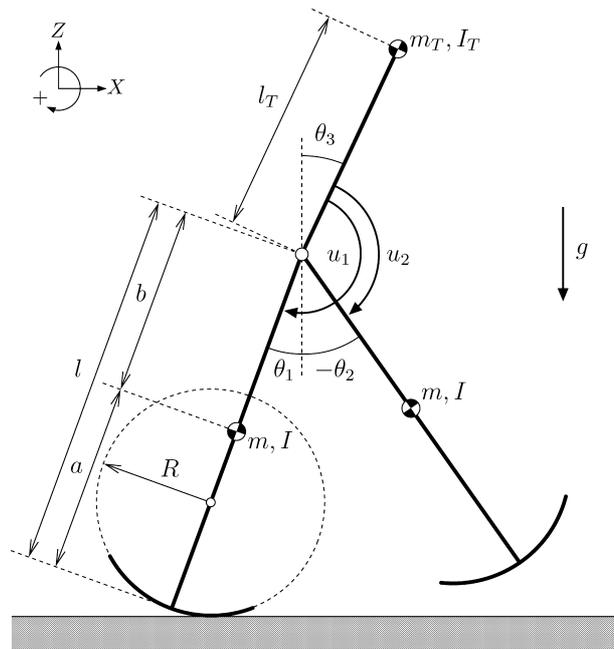


Fig. 4 Model of planar underactuated biped robot with semi-circular feet and torso

上体と支持脚の間の u_1 、上体と遊脚の間の u_2 の二つを発生できるものとする。一般化座標ベクトルを $\theta = [\theta_1 \ \theta_2 \ \theta_3]^T$ とする(各リンクの絶対角度)と、ロボットの立脚期の運動方程式は

$$M(\theta)\ddot{\theta} + h(\theta, \dot{\theta}) = Su + J_H^T \lambda_H \quad (1)$$

となる。左辺の各項の詳細は付録Aを参照されたい。右辺(制御入力と拘束力)の詳細については、ここでまとめておく。まず $Su \in \mathbb{R}^3$ は、次式で定義される制御入力ベクトルである。

$$Su = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \\ -1 & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{bmatrix} \quad (2)$$

一見すると、二つの駆動力で3自由度の状態を制御する劣駆動システムと捉えてしまうが、BHMを導入することで、実質的には2自由度へと低次元化される。また、 u_1 と u_2 はどちらも股関節の駆動力として同じ意味をもつため、結果として一つの駆動力で2自由度を制御することと等価になる。詳細は第4章にて述べる。

BHMが実現する幾何学的拘束条件は

$$\theta_3 = \frac{\theta_1 + \theta_2}{2} + \psi \quad (3)$$

で表されるものとなる。ただし ψ [rad] はFig. 5に示すように、上体のオフセット角度(定数)であり、股関節角の二等分線に対する定常的な傾きを意味するものである。式(3)を時間微分することで、次の速度拘束条件式を得る。

$$\dot{\theta}_3 = \frac{\dot{\theta}_1 + \dot{\theta}_2}{2} \quad (4)$$

これはさらに次のように整理される。

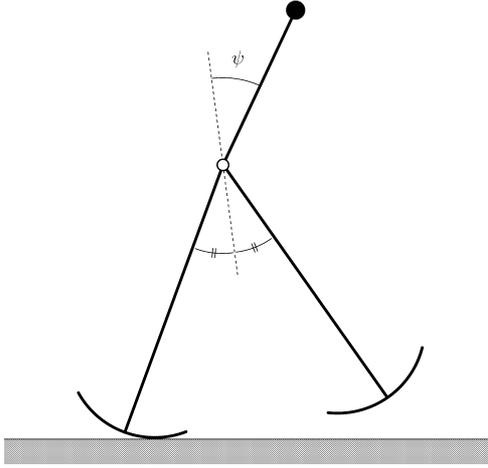


Fig. 5 Geometric relation of angular positions according to bisecting hip mechanism

$$\mathbf{J}_H \dot{\boldsymbol{\theta}} = 0, \quad \mathbf{J}_H = \begin{bmatrix} 1 & 1 & -2 \end{bmatrix} \quad (5)$$

式 (1), (5) より λ_H が解析的に

$$\lambda_H = -X_H(\boldsymbol{\theta})^{-1} \mathbf{J}_H \mathbf{M}(\boldsymbol{\theta})^{-1} (\mathbf{S} \mathbf{u} - \mathbf{h}(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}})) \quad (6)$$

$$X_H(\boldsymbol{\theta}) = \mathbf{J}_H \mathbf{M}(\boldsymbol{\theta})^{-1} \mathbf{J}_H^T \quad (7)$$

と求まる. これを式 (1) に代入して λ_H を消去すると, BHM による拘束を付加された歩行システムのダイナミクスは

$$\mathbf{M}(\boldsymbol{\theta}) \ddot{\boldsymbol{\theta}} = \mathbf{Y}_H(\boldsymbol{\theta}) (\mathbf{S} \mathbf{u} - \mathbf{h}(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}})) \quad (8)$$

と整理される. ただし,

$$\mathbf{Y}_H(\boldsymbol{\theta}) = \mathbf{I}_3 - X_H(\boldsymbol{\theta})^{-1} \mathbf{J}_H^T \mathbf{J}_H \mathbf{M}(\boldsymbol{\theta})^{-1} \quad (9)$$

である.

3.2 支持脚交換のための非弾性衝突モデル

支持脚交換の衝突については非弾性モデルを導入するが, 詳細は付録 B にまとめたので, ここでは概要だけまとめておく.

Fig. 6 は衝突時の歩行システムの拡大座標系を示したものである. ただし, この X - Z 座標系の原点は, $\theta_1 = 0$ のときの足裏の接地点に一致するように設定している. 衝突直前の支持脚 (Leg 1), 遊脚 (Leg 2) および上体 (Torso) の各リンクの運動方程式を個別に導出し, 幾何学的関係から導かれる速度拘束条件式を付加することでモデリングを行う. 拡大系の一般化座標ベクトルを $\mathbf{q} \in \mathbb{R}^9$ とすると, 支持脚交換の非弾性衝突モデルは次式で与えられる.

$$\bar{\mathbf{M}}(\mathbf{q}) \dot{\mathbf{q}}^+ = \bar{\mathbf{M}}(\mathbf{q}) \dot{\mathbf{q}}^- - \mathbf{J}_I(\mathbf{q})^T \boldsymbol{\lambda}_I \quad (10)$$

$$\mathbf{J}_I(\mathbf{q}) \dot{\mathbf{q}}^+ = \mathbf{0}_{7 \times 1} \quad (11)$$

ただし, $\bar{\mathbf{M}} \in \mathbb{R}^{9 \times 9}$ は \mathbf{q} に対応する慣性行列, $\mathbf{J}_I \in \mathbb{R}^{7 \times 9}$ は衝突時の速度拘束から導かれるヤコビアンである.

3.3 力学的エネルギーに関する性質

ロボットの全力学的エネルギー E は, 運動エネルギーと位置

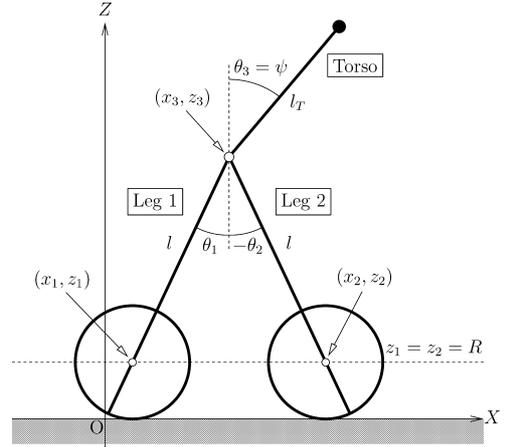


Fig. 6 Configuration at instant of heel-strike

エネルギーの和として

$$E(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}}) = \frac{1}{2} \dot{\boldsymbol{\theta}}^T \mathbf{M}(\boldsymbol{\theta}) \dot{\boldsymbol{\theta}} + P(\boldsymbol{\theta}) \quad (12)$$

と与えられる. ただし, $P(\boldsymbol{\theta})$ が位置エネルギーである. E の時間微分は

$$\dot{E} = \dot{\boldsymbol{\theta}}^T \mathbf{S} \mathbf{u} = (\dot{\theta}_1 - \dot{\theta}_3) u_1 + (\dot{\theta}_2 - \dot{\theta}_3) u_2 \quad (13)$$

となるが, 式 (4) の関係を利用して $\dot{\theta}_3$ を消去すると, 次式を得る.

$$\dot{E} = \frac{\dot{\theta}_H u_1}{2} - \frac{\dot{\theta}_H u_2}{2} \quad (14)$$

ただし, $\theta_H := \theta_1 - \theta_2$ は股関節の相対角度である.

3.4 エネルギー効率

脚式ロボットの移動効率は, 単位質量を単位距離移動させるのに必要な消費エネルギーを意味する Specific resistance: $= p/Mgv$ [-] (以下, SR と略記) により評価される. つまり, この値が小さいほど, エネルギー効率が高いということになる. ここで, $M := m_T + 2m$ [kg] はロボットの全質量, $g = 9.81$ [m/s²] は重力加速度である. p [J/s] は平均入力パワーであり, 本モデルでは

$$p := \frac{1}{T} \int_{0^+}^{T^-} \frac{|\dot{\theta}_H u_1| + |\dot{\theta}_H u_2|}{2} dt \quad (15)$$

で定義される. ただし T [s] は定常歩行周期である. また歩行速度 v [m/s] は, 重心の X 座標 X_g [m] の時間平均変化率として, 次式

$$v := \frac{1}{T} \int_{0^+}^{T^-} \dot{X}_g dt = \frac{\Delta X_g}{T} \quad (16)$$

により計算されるものである. $\Delta X_g := X_g(T^-) - X_g(0^+)$ は一歩分の重心移動距離であり, 歩幅に等しい.

4. 劣駆動 2 脚モデルの駆動力学

本章では, BHM の拘束により低次元化される歩行システムの駆動メカニズム, および上体の存在が脚の振り運動に与える影響について考察する.

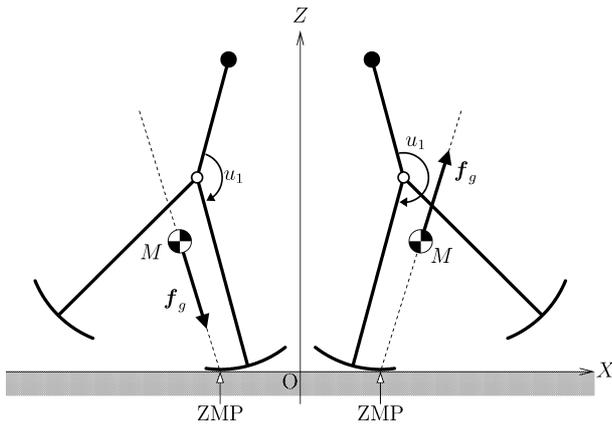


Fig. 7 Generalized virtual gravity mechanism

4.1 駆動メカニズムと制御入力の決定

式 (2) で表される関節トルクと力学的エネルギーの関係を、もう少し深く解析してみよう。前述のように、 θ_3 は BHM の拘束下では不要な状態変数であるため、低次元化された一般化座標ベクトルを $\bar{\theta} = [\theta_1 \ \theta_2]^T$ とすると、式 (8) の最小実現は次式のように表すことができる。

$$\mathbf{M}^\#(\bar{\theta})\ddot{\bar{\theta}} + \mathbf{h}^\#(\bar{\theta}, \dot{\bar{\theta}}) = \bar{\mathbf{S}}\mathbf{u} \quad (17)$$

ただし、 $\mathbf{M}^\# \in \mathbb{R}^{2 \times 2}$ 、 $\mathbf{h}^\# \in \mathbb{R}^2$ である。導出の過程については付録 C にまとめたので、そちらを参照されたい。このシステムの力学的エネルギーの時間微分を、角速度と制御入力の内積のかたちで改めて表現すると、

$$\dot{E} = \dot{\bar{\theta}}^T \bar{\mathbf{S}}\mathbf{u} = \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \end{bmatrix}^T \begin{bmatrix} 1/2 & -1/2 \\ -1/2 & 1/2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{bmatrix} \quad (18)$$

となる。ここで制御入力ベクトルが

$$\bar{\mathbf{S}}\mathbf{u} = \begin{bmatrix} 1/2 \\ -1/2 \end{bmatrix} (u_1 - u_2) \quad (19)$$

なる構造をもつことから、 u_1 と u_2 は力学的エネルギーの時間微分（パワー）の決定において同じ立場関係にあることが分かる。換言すると、どちらも同じ股関節を独立に駆動している、ということである。なお、ここではパワーの観点から駆動行列を導出したが、座標変換による説明も可能である（付録 C 参照）。

4.2 重心の推進メカニズム

関節トルクの作用を重心における並進力に等価変換することで、重心の推進メカニズムを解析する。なお、筆者らはこの等価並進力を一般化仮想重力と呼んでいる [12]。

低次元化されたシステムの重心位置ベクトルを $\bar{\mathbf{r}}_g \in \mathbb{R}^2$ とする。ただし、

$$\bar{\mathbf{r}}_g = \begin{bmatrix} X_g & Z_g \end{bmatrix}^T \quad (20)$$

$$\begin{aligned} MX_g &= MR(\theta_1 - \sin \theta_1) + (m_T l + ma + ml) \sin \theta_1 \\ &\quad - mb \sin \theta_2 + m_T l_T \sin \left(\frac{\theta_1 + \theta_2}{2} + \psi \right) \end{aligned} \quad (21)$$

$$\begin{aligned} MZ_g &= MR(1 - \cos \theta_1) + (m_T l + ma + ml) \cos \theta_1 \\ &\quad - mb \cos \theta_2 + m_T l_T \cos \left(\frac{\theta_1 + \theta_2}{2} + \psi \right) \end{aligned} \quad (22)$$

である。また、前章で述べたように X - Z 座標系の原点を設定しているため、各瞬間の ZMP の X 座標は $X_{ZMP} = R\theta_1$ [m] となる。 $\bar{\mathbf{r}}_g$ の時間微分を計算すると、次のようになる。

$$\dot{\bar{\mathbf{r}}}_g = \bar{\mathbf{J}}_g(\bar{\theta})\dot{\bar{\theta}} = \begin{bmatrix} J_{11} & J_{12} \\ J_{21} & J_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_1 \\ \dot{\theta}_2 \end{bmatrix} \quad (23)$$

$$\begin{aligned} MJ_{11} &= MR(1 - \cos \theta_1) + (m_T l + ma + ml) \cos \theta_1 \\ &\quad + \frac{m_T l_T}{2} \cos \left(\frac{\theta_1 + \theta_2}{2} + \psi \right) \end{aligned} \quad (24)$$

$$\begin{aligned} MJ_{12} &= -mb \cos \theta_2 + \frac{m_T l_T}{2} \cos \left(\frac{\theta_1 + \theta_2}{2} + \psi \right) \end{aligned} \quad (25)$$

$$\begin{aligned} MJ_{21} &= -MR \sin \theta_1 - (m_T l + ma + ml) \sin \theta_1 \\ &\quad - \frac{m_T l_T}{2} \sin \left(\frac{\theta_1 + \theta_2}{2} + \psi \right) \end{aligned} \quad (26)$$

$$MJ_{22} = mb \sin \theta_2 - \frac{m_T l_T}{2} \sin \left(\frac{\theta_1 + \theta_2}{2} + \psi \right) \quad (27)$$

制御入力は一般化仮想重力を $\mathbf{f}_g \in \mathbb{R}^2$ として

$$\bar{\mathbf{S}}\mathbf{u} = \bar{\mathbf{J}}_g(\bar{\theta})^T \mathbf{f}_g \quad (28)$$

で与えられることになるが、逆変換により \mathbf{f}_g を求めると、

$$\mathbf{f}_g = \bar{\mathbf{J}}_g(\bar{\theta})^{-T} \bar{\mathbf{S}}\mathbf{u} = -\frac{1}{2\Delta_g} \left(\bar{\mathbf{r}}_g - \begin{bmatrix} R\theta_1 \\ 0 \end{bmatrix} \right) \quad (29)$$

となり、脚リンクのみの半円足モデルの場合 [12] と同様に、接地点（ZMP 位置）から重心位置への中心力となっていることが分かる。なお、 $\Delta_g := \det(\mathbf{J}_g)$ は非常に複雑であるので省略する。足首関節以外のトルクの一般化仮想重力への逆変換は、必ず重心における中心力となるため [12]、自明な結果とも言えよう。

中心力のみで重心を適切に推進することは一般に困難であるため、文献 [12] で論じたように、半円足の転がり効果の利用が必要不可欠となる。また、衝突時の衝撃緩和効果も同時に得られるため [13]、高速歩行の実現においては採り入れるべき形態と言えよう。

4.3 カウンターウェイトとしての上体の効果

Fig. 8 は Fig. 2 の 2 脚モデルの (a) 上体を天井に固定した場合、(b) 支持脚を床面に固定した場合、をそれぞれ表したものである。まず (a) の場合は、運動方程式が

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} I + mb^2 & 0 \\ 0 & I + mb^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\theta}_1 \\ \ddot{\theta}_2 \end{bmatrix} &+ \begin{bmatrix} mbg \sin \theta_1 \\ mbg \sin \theta_2 \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} 1 \\ 1 \end{bmatrix} \lambda \end{aligned} \quad (30)$$

となる。ただし右辺は、BHM によるホロノミック拘束力ベクトルであり、次の角速度拘束条件 $\dot{\theta}_1 = -\dot{\theta}_2$ から導かれるもの

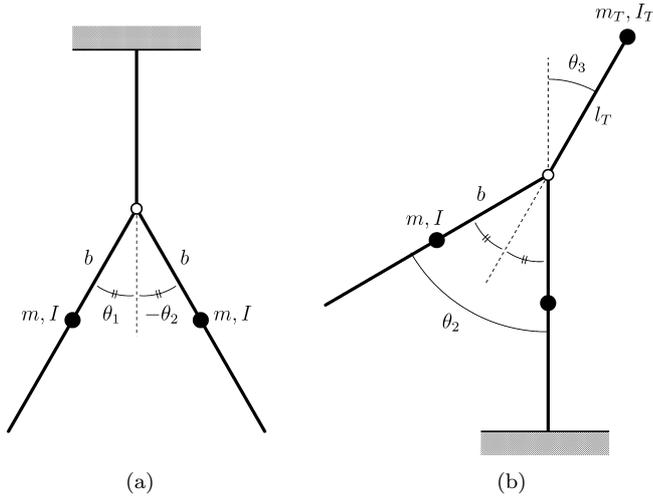


Fig. 8 Two effects of bisecting hip mechanism on leg-swinging motion

である。拘束力を表す未定乗数 λ は、この条件式を利用することで

$$\lambda = \frac{mbg(\sin \theta_1 + \sin \theta_2)}{2} \quad (31)$$

と求まる。ここで幾何学的対称性 $\theta_1 = -\theta_2$ より $\lambda = 0$ が結論され、この場合は BHM の拘束による脚の振り運動の阻害は一切起こらないことが分かる。

次に (b) の場合は、支持脚以外のリンクのダイナミクスを考慮することになるが、その運動方程式は

$$\begin{bmatrix} I + mb^2 & 0 \\ 0 & I_T + m_T l_T^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\theta}_2 \\ \ddot{\theta}_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} mbg \sin \theta_2 \\ -m_T l_T g \sin \theta_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 \\ -2 \end{bmatrix} \lambda \quad (32)$$

となる。この場合も同じく右辺は、BHM による角度拘束条件式

$$\theta_2 = 2\theta_3 \quad (33)$$

を時間微分して得られる次の角速度拘束条件式

$$\dot{\theta}_2 = 2\dot{\theta}_3 \quad (34)$$

より導かれるものである。そして $\sin \theta_i \approx \theta_i$ と線形近似を行い、式 (32) を代入して整理すると、以下の 2 式を得る。

$$\ddot{\theta}_2 = \frac{(m_T l_T - 4mb)g\theta_2}{I_T + 4I_0 + m_T l_T^2 + 4mb^2} \quad (35)$$

$$\ddot{\theta}_3 = \frac{(m_T l_T - 4mb)g\theta_2}{2(I_T + 4I_0 + m_T l_T^2 + 4mb^2)} \quad (36)$$

ここでさらに、BHM による角加速度拘束条件 $\ddot{\theta}_3 = 2\ddot{\theta}_2$ を考慮すれば、式 (35) と (36) は互いに等しいものであることが分かる。BHM の拘束により実質的に式 (35) のみで運動が記述できる 1 自由度のシステムになっている、ということである。

式 (35) より、 $m_T l_T = 4mb$ のとき、股関節回りの回転モーメント力がゼロとなることが分かる。つまり、カウンターウエイ

トとしての上体の効果が遊脚の自然な振り運動を完全にキャンセルする、ということである。 $m_T l_T < 4mb$ のときは、 $\theta_3 = 0$ (上体が倒立した状態) を安定平衡点としたその周りでの単振動となる。 $m_T l_T > 4mb$ のときは、上体の倒立状態が不安定平衡点となり、遊脚は進行方向とは逆の方向 (Fig. 3 では時計回りの方向) へと振られる。 l_T が負の場合は、幾何学的には上体が股下にぶら下がっている状態であり、式 (35) の右辺は必ず負の値、つまり安定モードとなる。また、Fig. 3 (b) のようなサイクル前半の姿勢においては、遊脚の振り運動を促進するよう作用する (反時計回りの回転モーメント力を増大させる) こととなる。この理由から、仮想受動歩行のようにダイナミクスを積極的に利用した手法では、 l_T を負にとることで遊脚の振り運動が促進される、と結論できよう。

また、上体のオフセット角度を考慮した場合の線形化システムの方程式は

$$\ddot{\theta}_2 = \frac{(m_T l_T - 4mb)g(\theta_2 + 2\psi)}{I_T + 4I_0 + m_T l_T^2 + 4mb^2} \quad (37)$$

となり、その平衡点が $\theta_2 = 0$ から -2ψ へとシフトすることが分かる。 ψ が増大する、つまり上体が前傾することで、ポテンシャル・バリアの突破には有利になるであろうことが予想される。しかしその一方で、定常的に時計回りの回転モーメント力が加わり、遊脚の進行方向への自然な振り運動を妨げることもなるため、一概に歩容生成に有利と結論することもできない。この影響については、次章にて詳しく解析する。

5. 劣駆動仮想受動歩行

本章では劣駆動仮想受動歩行 [12] [13] による平地動歩行の実現、およびその性能解析を行う。

5.1 制御入力決定

まず簡単のため、 $u_2 = 0$ として考える。仮想受動歩行の目標エネルギー回復条件は

$$\dot{E} = \frac{\dot{\theta}_H u_1}{2} = Mg \tan \phi \dot{X}_g \quad (38)$$

で与えられる。ただし、 ϕ [rad] は仮想傾斜角度である。これより u_1 は一意に

$$u_1 = \frac{2Mg \tan \phi \dot{X}_g}{\dot{\theta}_H} \quad (39)$$

と定まる。この制御入力も特異点 $\dot{\theta}_H = 0$ をもつが、後述するようにシステムがこれを自動的に回避するため問題にはならない。この理由については、文献 [12] にて説明したものと同様であるので、そちらを参照されたい。

一方、 $u_1 = 0$ として仮想受動歩行の実現を考えると、上体と遊脚の間のトルクを

$$u_2 = -\frac{2Mg \tan \phi \dot{X}_g}{\dot{\theta}_H} \quad (40)$$

として与えることになるが、これが式 (39) で定まる u_1 を与える場合とまったく同じ運動を生成することは自明である。一方、 u_1 と u_2 に分配する場合は、互いの符号関係により最大効

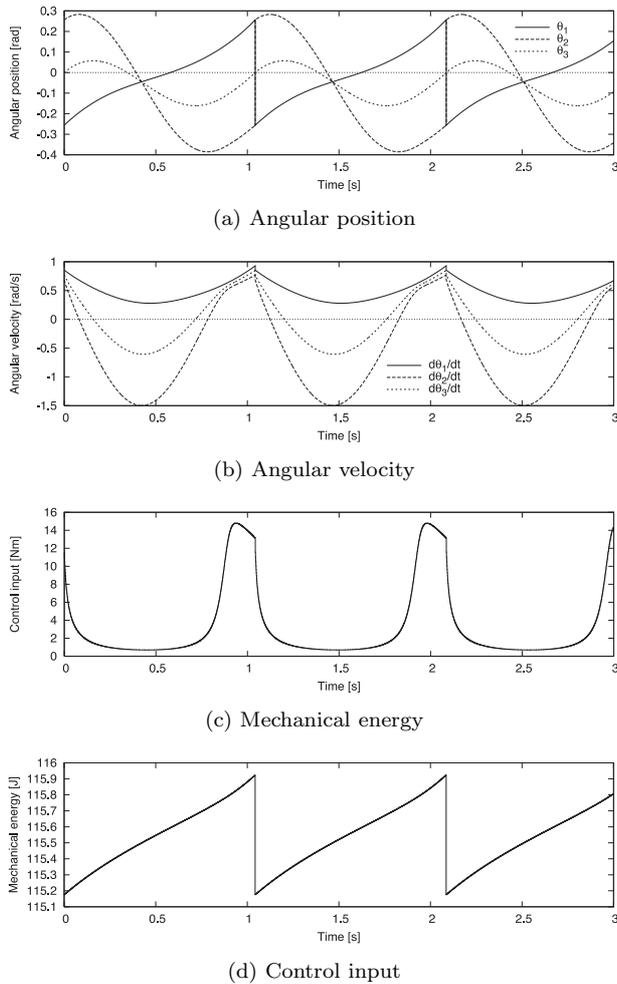


Fig. 9 Simulation results for underactuated virtual passive dynamic walking

率条件を満たさずにエネルギーロスが発生する、つまり上体をもたない劣駆動仮想受動歩行 [12] に比べて移動効率が悪化する可能性が生じる。この不合理を解消するため、本論文では以下、 $u_2 = 0$ として制御系設計を行うこととする。

5.2 典型的歩容

なお、本論文におけるすべてのシミュレーションにおいては、力学系としての歩行性能を厳密に解析するため、制御入力を連続時間信号として与えた。Fig. 9 に $\phi = 0.01$ [rad] としたときの定常歩容を示す。Fig. 10 はその一步分のスティック線図である。ただし、ロボットの物理パラメータは Table 1 のように選んだ。Fig. 9 (a) (b) より、関節角度と角速度がともに BHM の拘束に従って変化していることを確認できる。また (b) より、特異点 $\dot{\theta}_H = 0$ が自動的に回避されている (サイクル終盤で $\dot{\theta}_1 = \dot{\theta}_2$ とならない) ことが分かる。これは最大効率条件の達成を意味するものであり、エネルギー効率が式 (15), (16), (38) から

$$\frac{p}{Mgv} = \frac{1}{Mg\Delta X_g} \int_{0^+}^{T^-} \frac{\dot{\theta}_H u_1}{2} dt = \frac{Mg \tan \phi \Delta X_g}{Mg\Delta X_g} = \tan \phi \quad (41)$$

となり、SR = 0.01 という極めて高効率な平地動歩行が実現さ

Table 1 Physical parameters of biped robot

m_T	5.0	[kg]	l_T	0.3	[m]
m	5.0	[kg]	$l (= a + b)$	1.0	[m]
I_T	0.001	[kg·m ²]	a	0.5	[m]
I	0.001	[kg·m ²]	b	0.5	[m]
ψ	0.0	[rad]	R	0.3	[m]

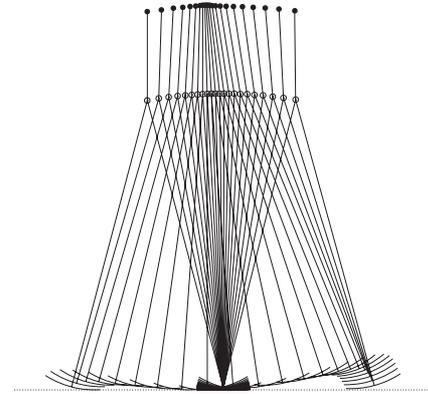


Fig. 10 Stick diagram of steady gait in Fig. 9

れていることが分かる。

5.3 性能解析

上体を有する劣駆動仮想受動歩行の性能を数値シミュレーションで解析する。仮想傾斜角度を $\phi = 0.01$ [rad] で統一した、つまり SR = 0.01 でエネルギー効率は一定値に保たれているので、本章では歩行速度のみの比較を行う。

5.3.1 上体の長さ l_T の影響

まず上体の長さ l_T (股関節から上体重心位置までの距離) に対する性能変化を解析した。Fig. 11 (a) は R を 0.2, 0.3, 0.4, 0.5 [m] の四通りに設定してデータをプロットしたものである。各場合において、 l_T に対して単調に歩行速度が減少すること、 R が大きいほど高速であること、などが分かる。前章で解析したように、 l_T が大きくなれば上体のカウンターウェイトとしての影響が遊脚の自然な振り運動および股関節の駆動を妨げるように作用してくるため、結果は予測に従うものと言えよう。

5.3.2 上体の質量 m_T の影響

次に上体の質量 m_T に対する性能変化を解析する (ただし I_T は一定とした)。 l_T を 0.30 [m] で固定した以外は、先と同じ条件である。Fig. 11 (b) に解析結果を示す。各場合において、 m_T が大きくなりすぎると歩行速度が大幅に減少し、歩容生成が不可能になっていることが分かる。また $R = 0.50$ [m] の場合は最高速度を与える最適な m_T (約 4 [kg]) が存在していること、それ以外は m_T が小さいほど高速化すること、などの性質があることも分かる。 R が大きい場合には、半円足がもつ転がりや衝撃吸収の効果が歩行運動に大きく影響してくるため [12] [13]、複雑な特性を示すようになってくるが、これ以上の議論はまた別の機会に譲りたい。ここで注目すべき結果は、 m_T の増大がカウンターウェイトとしての先と同様の影響をもたらすため、歩行速度を減少させることとなる、という点である。

5.3.3 上体のオフセット角度 ψ の影響

最後に上体のオフセット角度 ψ の影響を解析する。この場合

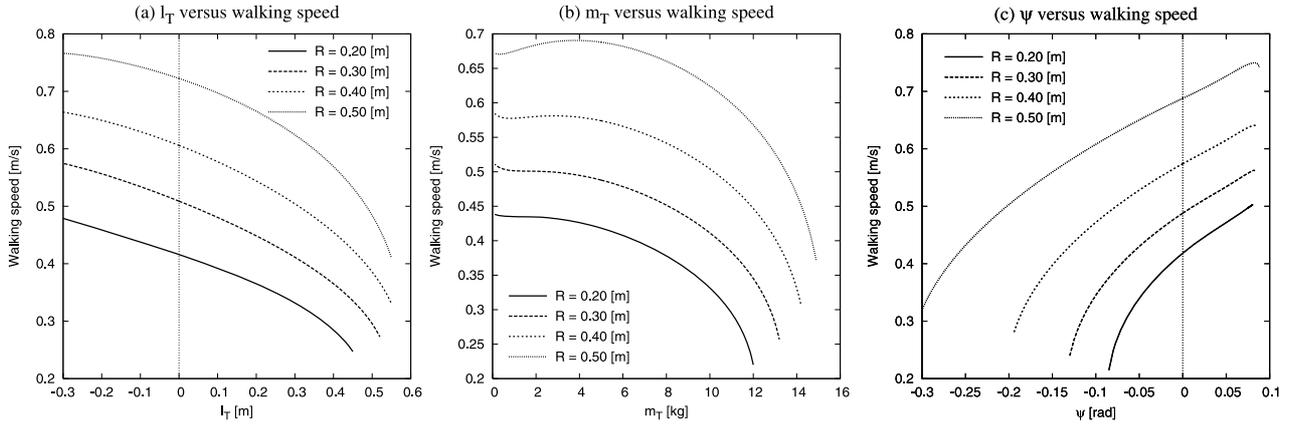


Fig. 11 Walking speed with respect to physical parameters of upper body for four values of R

も R を四通りに設定して性能変化を観測した。Fig. 11 (c) に解析結果を示す。各場合で ψ に対してほぼ単調に歩行速度が増大していることが分かる。半円足をもつモデルでは上体の有無に依らずに $-MRg \sin \theta_1$ [N·m] で定まる足首関節トルクが仮想的に発生するが [12], ψ が正の値をとる場合にはこれに正のオフセットトルクが加算されるため、過剰な重心の推進が引き起こされる。さらには、前傾姿勢を保つことで立脚中期のポテンシャル・バリアを突破しやすくなることも、過剰な推進を助長していると思われる。また、 ψ が負の領域では広く歩容が生成されているが、これは後方へ倒そうとする上体の作用に半円足の効果が自動的に対抗するためである。 R が大きいほどその許容領域が拡大されることも、結果より確認できる。

6. 目標股関節角度軌道を利用した動的歩容生成

本章では前章で得た結果との比較を行うために、股関節角度に対して目標時間軌道を導入し、それへの追従制御を行うことで実現される歩容について検討する。特に歩行性能の数値解析を通して、効率の悪化の理由について議論する。

6.1 目標軌道追従制御系設計

まず股関節角度の目標股関節軌道を設計する。本論文では股関節のスムーズな動作を考慮して、以下の五次の時間関数を用いることとした。

$$\theta_{Hd}(t) = \begin{cases} a_5 t^5 + a_4 t^4 + a_3 t^3 + a_0 & (0 \leq t < T_{set}) \\ \theta_H^* & (t \geq T_{set}) \end{cases} \quad (42)$$

ここで、時間を表す変数 t [s] は、衝突ごとに 0 にリセットされるものであるので注意されたい。各係数 a_i については、次の境界条件

$$\begin{aligned} \ddot{\theta}_{Hd}(0) &= 0, \dot{\theta}_{Hd}(0) = 0, \theta_{Hd}(0) = -\theta_H^*, \\ \ddot{\theta}_{Hd}(T_{set}) &= 0, \dot{\theta}_{Hd}(T_{set}) = 0, \theta_{Hd}(T_{set}) = \theta_H^* \end{aligned}$$

を満たすように、次式で決定されるものとした。

$$\begin{bmatrix} a_5 \\ a_4 \\ a_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} T_{set}^5 & T_{set}^4 & T_{set}^3 \\ 5T_{set}^4 & 4T_{set}^3 & 3T_{set}^2 \\ 20T_{set}^3 & 12T_{set}^2 & 6T_{set} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} 2\theta_H^* \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (43)$$

また、 $a_0 = -\theta_H^*$ である。目標整定時間 T_{set} [s] は試行錯誤的に与えるものであり、定常歩行周期を T [s] として $T \geq T_{set}$ が成り立つことを前提とする。本論文では、この条件が満たされなければ安定リミットサイクルに収束したとしても、適切に歩容生成が行われたと判断しないこととした。

次に制御出力の目標軌道追従制御系を設計する。股関節角度を制御出力にとると、これは

$$\theta_H = \begin{bmatrix} 1 & -1 \end{bmatrix} S^T \theta \quad (44)$$

と書けるため、その 2 階微分は

$$\begin{aligned} \ddot{\theta}_H &= \begin{bmatrix} 1 & -1 \end{bmatrix} S^T \ddot{\theta} \\ &= \begin{bmatrix} 1 & -1 \end{bmatrix} S^T M^{-1} Y_H \left(\begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ -1 \end{bmatrix} u_1 - h \right) \\ &= A u_1 - B \end{aligned} \quad (45)$$

となる。ただし、

$$A = \begin{bmatrix} 1 & -1 \end{bmatrix} S^T M^{-1} Y_H \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \\ -1 \end{bmatrix} \quad (46)$$

$$B = \begin{bmatrix} 1 & -1 \end{bmatrix} S^T M^{-1} Y_H h \quad (47)$$

である。これより $\theta_H \rightarrow \theta_{Hd}$ を実現する制御入力

$$u_1 = A^{-1} (\ddot{u} + B) \quad (48)$$

$$\ddot{u} = \ddot{\theta}_{Hd} + k_d (\dot{\theta}_{Hd} - \dot{\theta}_H) + k_p (\theta_{Hd} - \theta_H) \quad (49)$$

とすればよいことが分かる。ただし、 k_p , k_d は PD ゲインである。

6.2 典型的歩容

Fig. 12 に劣駆動コンパス型歩容の数値シミュレーション結果を示す。Fig. 13 はその一歩分のスティック線図である。ロボットの物理パラメータおよび制御系のパラメータは Table 2 に示すように設定した。十分な精度をもって目標値に整定する（衝突時の姿勢を拘束する）よう、PD ゲインは大きくとってあ

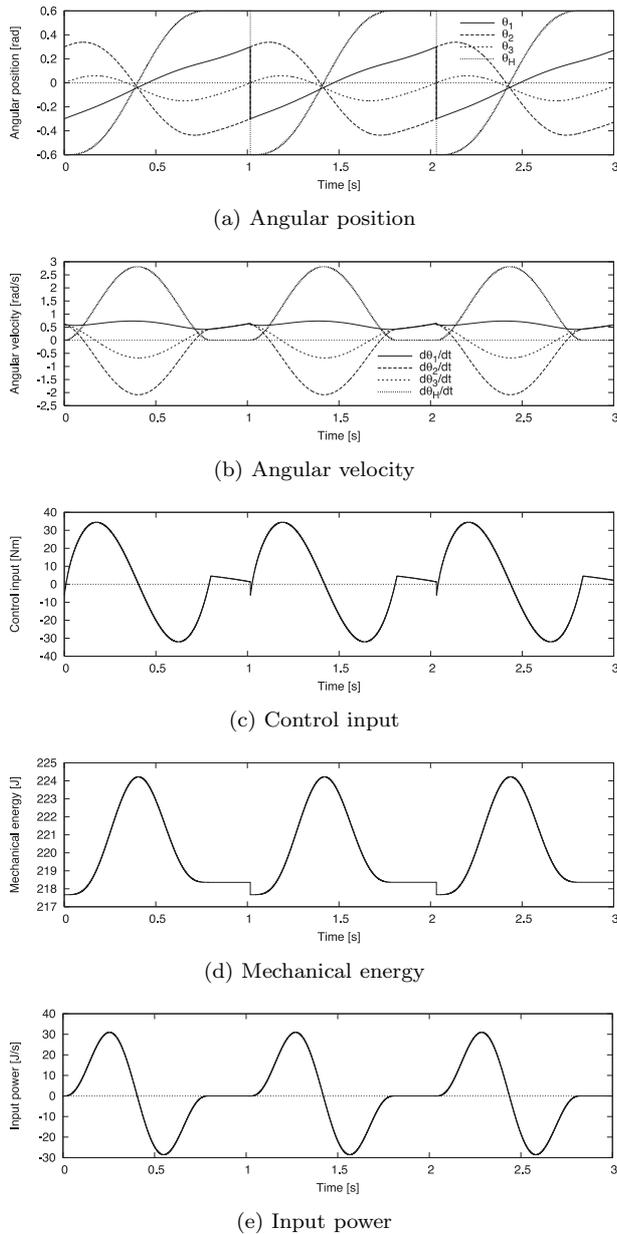


Fig. 12 Simulation results for constraint compass-gait with upper body

る。まず結果 (a) (b) より、BHM の拘束により脚と上体が角度と角速度に関して連動していることが確認できる。一方 (c) より、Fig. 9 に比べてかなり大きいトルクが発生していることが分かるが、これはアクチュエータの許容範囲内であるとする。(d) の力学的エネルギーを見ると、サイクル前半でいったん増大したあと、後半では減少していることが分かる。これは (e) に示されたように、サイクル後半で発生する負の入力パワーによるものであるが、実際に SR を計算すると 0.0631 と大幅に効率が悪化していることが確認された。これが何に起因するものであるのか、性能解析を通してその根元的理由を以下に追求する。

6.3 性能解析

Fig. 14 は R を四とおりに設定して、 l_T に対する (a) 歩行速

Table 2 Parameter settings for biped walking system

m_T	10.0	[kg]	a	0.50	[m]
m	5.0	[kg]	b	0.50	[m]
I_T	0.001	[kg·m ²]	R	0.30	[m]
I	0.001	[kg·m ²]	θ_H^*	0.60	[rad]
ψ	0.00	[rad]	k_d	100	[s ⁻¹]
l_T	0.70	[m]	k_p	2500	[s ⁻²]
$l (= a + b)$	1.00	[m]	T_{set}	0.80	[s]



Fig. 13 Stick diagram of steady gait in Fig. 12

度、(b) SR、(c) 回復エネルギー（制御入力により 1 歩当たり回復される力学的エネルギー）の各変化をプロットしたものである。 l_T 以外のシステムパラメータは、Table 2 のものと同じである。歩行速度は式 (16) で計算されるものであるが、この歩容の場合は ΔX_g が一定であり T は v に反比例する（逆算が可能である）ため、歩行周期のプロットは省略した。

Fig. 14 (b) より、各場合で移動効率が $l_T = 0.0$ [m] の付近で最高レベルに達している（SR が最小値をとっている）ことが分かる。いずれも SR が 0.01 から 0.03 の範囲に収まっており、劣駆動仮想受動歩行とほぼ同等の移動効率で歩行が実現されていると言える。一方、文献 [15] では $\phi = 0.02$ [rad] として式 (42) と同じ目標軌道を与えた全駆動の仮想受動歩行を解析したが、SR = 0.0333 となり大幅な悪化は見られなかった。非常に基本的な時間関数を目標軌道として与えていながら $l_T = 0.0$ [m] の場合は効率の悪化がほとんど見られない、つまり駆動中に負の入力パワーが殆ど発生しない、という結果は次の二つの理由から説明できる。

- (A) $l_T = 0.0$ [m] という設定により、BHM を介した上体のカウンターウェイトとしての効果による遊脚の自然な振り運動の抑制が低減される（式 (35) 参照）
- (B) 同じくこの設定により、駆動関節である股関節から見た上体の回転モーメント力をキャンセルするための負荷が解消されるため、消費エネルギーが低減される

つまり脚リンクのみのコンパス型モデルは、それ自体が駆動力をもたなくても遊脚を進行方向へと降り出すように振る舞うため、仮にロボットの動特性をキャンセルしたとしても、この動きに沿った目標軌道への追従では負の入力パワーは発生し難い、ということである。先の $l_T = 0.7$ [m] の場合の SR = 0.0631 という値は、(B) の理由に大きく起因するものであると考えら

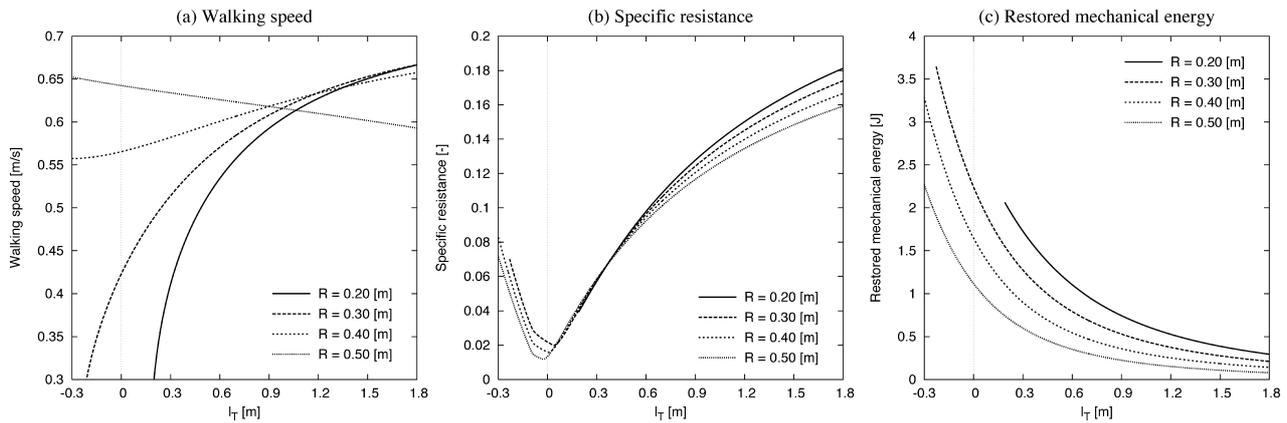


Fig. 14 Gait descriptors with respect to l_T for four values of R

れる。これに対して劣駆動仮想受動歩行の結果は、前章で述べたとおり (A) の性質に大きく依存するものである。

以上の考察より、 l_T の増大により駆動関節の負荷も増大し、結果として効率が悪化する事実は理解することができた。これに対して、 l_T が 0 より減少していても同じような現象が起きているが、これは前章の劣駆動仮想受動歩行とは相対する結果であることに注意されたい。前章で述べたように、 l_T が負の場合は上体が遊脚の振り運動を促進するため、自然な動特性を活用した手法においては性能の向上が見られた。しかしながら本章のように自然な脚の振り運動をキャンセルする手法においては、駆動関節の負荷を増大させる結果になる、ということである。

上記の内容を踏まえて、Fig. 14 (a) の結果を考察しよう。 $R = 0.2, 0.3, 0.4$ [m] の場合は l_T に対して歩行速度が単調に増大していることが分かるが、 $R = 0.5$ [m] の場合は単調減少している。これは遊脚の自然な振り運動からではなく、「転がる半円足の上に質点に乗っている」という観点から理解することができる。 R が小さいときはポテンシャル・バリアを突破するのに十分な推進力をもたないため、これが小さくなるほど歩行の実現が難しくなる。しかし l_T が大きければ、立脚前期に前方へ傾く上体のモーメントが半円足の転がり効果を補うように作用するため (Fig. 13 参照)、歩行の実現が可能となる。ただし、ポテンシャル・バリア付近で大きく失速するため、歩行速度は大幅に減少する。 R が大きい場合には十分な推進力を得ることでポテンシャル・バリアの問題が解消され、駆動関節を介して床面に取り付けられた倒立振子としての動特性が支配的になる。この結果、全重心位置が高くなるほど周期が長くなるため、歩行速度が減少する、と理解される。

その一方で (c) の結果は、また別の理由に依存したものである。 l_T が小さくなる、つまり全重心位置が低くなることでエネルギー損失係数が小さくなり、支持脚交換の衝突による損失エネルギーが増大するため、片脚支持期に必要なエネルギー回復量も同時に増大する、という結果である。さらなる詳細については文献 [16] を参照されたい。

7. まとめと今後の課題

本論文では、上体を有する 2 脚ロボットによる高効率な動歩

行の実現問題について、機構と制御の両面から考察を行った。BHM を用いて上体を付加した劣駆動 2 脚歩行モデルの駆動メカニズムを明らかにするとともに、この上体もつかウンターウェイトとしての効果および駆動関節に与える負荷についても、性能変化に沿って理論的に深く追求した。

劣駆動仮想受動歩行と目標股関節軌道追従制御の性能比較を通して、前者は受動歩行器として生来的にもつ自然な遊脚の振り運動を活用した歩容、後者は倒立振子としての動特性に強く依存した歩容、であることが分かった。ただし、いずれも半円足の転がり効果を利用することで初めて実現されるものであることを付記しておく。ここで注意しなければならないのは、いずれもダイナミクスベースな歩行運動である、という点である。後者のように目標軌道追従のために部分的に動特性をキャンセルしても、ダイナミクスベースでなくなったということではなく、システム全体として別の動特性に移行した、と理解すべきである。そして、倒立振子モードにおける性能の大幅な悪化は上体のモーメント力による負荷のためであり、目標軌道追従が直接の原因ではない、ということも記憶に留めておくべき重要な事実である。

最後に、議論の内容をまとめておく。

- 劣駆動仮想受動歩行では遊脚の自然な振り運動を促進するように股関節を駆動するため、負の入力パワーを発生させることなく高効率な動歩行を実現できる。しかし、上体のカウンタウェイトとしての影響があるため、その長さをあまり伸ばせない。
- 股関節に目標軌道を与え、それへの追従のために自然な動特性をキャンセルする場合は、半円足の転がり効果を加えた倒立振子としての動特性が支配的になる。上体の長さに対して安定歩容生成が可能な領域は大幅に拡大されるが、そのモーメント力が駆動関節回りの負荷として加わり、移動効率が大幅に悪化する。
- いずれの性質も、上体を駆動関節である股関節から伸ばすことで顕在化してくるものであり、脚リンクのみの歩行機構では両者に大きな差が現れない。

性能が悪いからダイナミクスベースな歩行と言えない、という短絡した思考に流されることなく、歩行システム全体として如何なる動特性に従っているのかを冷静に捉え分析していく

ことが、よりよい歩行制御系設計への近道であると筆者らは考える。

謝辞 股関節二分機構の設計と製作には、株式会社小野電機製作所にご協力いただきました。また本研究の一部は、日本学術振興会科学研究費基盤研究 (B) (課題番号 18360115) の助成を受けて行われました。

参考文献

- [1] T. McGeer: "Passive dynamic walking," Int. J. of Robotics Research, vol.9, no.2, pp.62-82, 1990.
- [2] T. McGeer: "Dynamics and control of bipedal locomotion," J. of Theoretical Biology, vol.163, no.3, pp.277-314, 1993.
- [3] M.W. Spong, R. Lozano and R. Mahony: "An almost linear biped," Proc. of the 39th IEEE Conf. on Decision and Control, pp.4803-4808, vol.5, 2000.
- [4] 衣笠: "水平面上における 2 足歩行ロボット Emu の受動的歩行", 第 19 回日本ロボット学会学術講演会講演論文集, pp.43-44, 2001.
- [5] M. Haruna, M. Ogino, K. Hosoda and M. Asada: "Yet another humanoid walking - Passive dynamic walking with torso under simple control," Proc. of the IEEE/RSJ Int. Conf. on Intelligent Robots and Systems, vol.1, pp.259-264, 2001.
- [6] T. Narukawa, M. Takahashi and K. Yoshida: "Biped locomotion on level ground by torso and swing-leg control based on passive-dynamic walking," Proc. of the IEEE/RSJ Int. Conf. on Intelligent Robots and Systems, pp.3431-3436, 2005.
- [7] 佐々木, 山北: "上体を考慮した受動歩行規範 2 足歩行の高効率歩行の実現", 第 7 回 SICE システムインテグレーション部門講演会論文集 CD-ROM, pp.9-10, 2006.
- [8] 宮腰: "メモリ・ベースト二足歩行制御における倒立振子状の上体の付加", 第 23 回日本ロボット学会学術講演会予稿集 CD-ROM, 3F36, 2005.
- [9] M. Wisse, A.L. Schwab and F.C.T. van der Helm: "Passive dynamic walking model with upper body," Robotica, vol.22, no.6, pp.681-688, 2004.
- [10] M. Wisse, D.G.E. Hobbelen and A.L. Schwab: "Adding an upper body to passive dynamic walking robots by means of a bisecting hip mechanism," IEEE Transactions on Robotics, vol.23, no.1, pp.112-123, 2007.
- [11] S. Collins, A. Ruina, R. Tedrake and M. Wisse: "Efficient bipedal robots based on passive dynamic walkers," Science Magazine, vol.307, no.5712, pp.1082-1085, 2005.
- [12] 浅野, 羅: "半円足の転がり効果を利用した劣駆動仮想受動歩行— (I) コンパス型モデルの駆動力学—", 日本ロボット学会誌, vol.25, no.4, pp.566-577, 2007.
- [13] 浅野, 羅: "半円足の転がり効果を利用した劣駆動仮想受動歩行— (II) 性能解析と冗長モデルへの拡張—", 日本ロボット学会誌, vol.25, no.4, pp.578-588, 2007.
- [14] M. Garcia, A. Chatterjee, A. Riuna and M. Coleman: "The simplest walking model: stability, complexity and scaling," ASME J. of Biomechanical Engineering, vol.120, no.2, pp.281-288, 1998.
- [15] 浅野, 羅, 山北: "Rimless Wheel の安定原理に基づくコンパス型 2 足ロボットの漸近安定歩容生成", 日本ロボット学会誌, vol.26, no.4, pp.351-362, 2008.
- [16] F. Asano and Z.W. Luo: "Asymptotic stability of dynamic bipedal gait with constraint on impact posture," Proc. of the IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, pp.1246-1251, 2008.

付録 A. 運動方程式の詳細

運動方程式 (1) の各項の詳細は次のとおりである。

$$\mathbf{M}(\boldsymbol{\theta}) = \begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} & M_{13} \\ & M_{22} & 0 \\ \text{Sym.} & & M_{33} \end{bmatrix} \quad (\text{A.1})$$

$$\mathbf{h}(\boldsymbol{\theta}, \dot{\boldsymbol{\theta}}) = \begin{bmatrix} h_1 \\ h_2 \\ h_3 \end{bmatrix} \quad (\text{A.2})$$

$$M_{11} = I + MR^2 + m_T(l-R)(l-R+2R\cos\theta_1) + m((a-R)^2 + (l-R)^2 + 2R(a+l-2R)\cos\theta_1) \quad (\text{A.3})$$

$$M_{12} = -mb(R\cos\theta_2 + (l-R)\cos(\theta_1-\theta_2)) \quad (\text{A.4})$$

$$M_{13} = m_T(Rl_T\cos\theta_3 + l_T(l-R)\cos(\theta_1-\theta_3)) \quad (\text{A.5})$$

$$M_{22} = I + mb^2 \quad (\text{A.6})$$

$$M_{33} = I_T + m_Tl_T^2 \quad (\text{A.7})$$

$$h_1 = -R\dot{\theta}_1^2 \sin\theta_1 (m(a+l-R) + m_T(l-R)) + mb\dot{\theta}_2^2 (R\sin\theta_2 - (l-R)\sin(\theta_1-\theta_2)) - m_Tl_T\dot{\theta}_3^2 (R\sin\theta_3 - (l-R)\sin(\theta_1-\theta_3)) - (m(a+l) + m_Tl - MR)g\sin\theta_1 \quad (\text{A.8})$$

$$h_2 = mb(l-R)\dot{\theta}_1^2 \sin(\theta_1-\theta_2) + mbg\sin\theta_2 \quad (\text{A.9})$$

$$h_3 = -m_Tl_T(l-R)\dot{\theta}_1^2 \sin(\theta_1-\theta_3) - m_Tl_Tg\sin\theta_3 \quad (\text{A.10})$$

付録 B. 衝突方程式の詳細

衝突方程式 (10), (11) の詳細について以下にまとめる。Leg 1, 2, 上体の拡大一般化座標をそれぞれ $\mathbf{q}_1, \mathbf{q}_2, \mathbf{q}_3$ として導入する。ただし,

$$\mathbf{q}_i = [x_i \quad z_i \quad \theta_i]^T \quad (\text{B.11})$$

であり, x_i, z_i は $i=3$ 以外の場合は足裏円弧の中心点の X, Z 座標を, $i=3$ の場合は上体リンクの脚リンクとの接合位置 (股関節に相当) を表すものとする。 \mathbf{q}_i に対応する慣性行列を $\mathbf{M}_i \in \mathbb{R}^{3 \times 3}$ とすると, 拡大系の慣性行列は

$$\bar{\mathbf{M}}(\mathbf{q}) = \begin{bmatrix} \mathbf{M}_1(\mathbf{q}_1) & \mathbf{0}_{3 \times 3} & \mathbf{0}_{3 \times 3} \\ \mathbf{0}_{3 \times 3} & \mathbf{M}_2(\mathbf{q}_2) & \mathbf{0}_{3 \times 3} \\ \mathbf{0}_{3 \times 3} & \mathbf{0}_{3 \times 3} & \mathbf{M}_3(\mathbf{q}_3) \end{bmatrix} \quad (\text{B.12})$$

なる構造をもち, 各リンクごとの慣性行列 $\bar{\mathbf{M}}_i$ は $i=1, 2$ ならば

$$\bar{\mathbf{M}}_i(\mathbf{q}_i) = \begin{bmatrix} m & 0 & m(a-R)\cos\theta_i \\ & m & -m(a-R)\sin\theta_i \\ \text{Sym.} & & m(a-R)^2 + I \end{bmatrix} \quad (\text{B.13})$$

であり, また

$$\bar{M}_3(\mathbf{q}_3) = \begin{bmatrix} m_T & 0 & m_T l_T \cos \theta_3 \\ & m_T & -m_T l_T \sin \theta_3 \\ \text{Sym.} & & m_T l_T^2 + I_T \end{bmatrix} \quad (\text{B.14})$$

である。衝突直後の速度 $\dot{\mathbf{q}}^+$ を求めるためには、 $\bar{M}(\mathbf{q})$ の逆行列を計算する必要があるが、 $\bar{M}_i(\mathbf{q}_i)$ の行列式は

$$\det(\bar{M}_i(\mathbf{q}_i)) = m^2 I \quad (i = 1, 2) \quad (\text{B.15})$$

$$\det(\bar{M}_3(\mathbf{q}_3)) = m_T^2 I_T \quad (\text{B.16})$$

となるため、質量だけでなく慣性モーメント I 、 I_T もゼロにできないことが分かる。そこで本論文では、これらに十分に小さい値を設定することで対処した。

次に \mathbf{J}_I の導出について述べる。Leg 1 と Torso が股関節位置で結合されているという幾何学的拘束条件と、同じく Leg 2 と Torso に関するそれは、次式で表される。

$$x_1 + (l - R) \sin \theta_1 = x_3 \quad (\text{B.17})$$

$$z_1 + (l - R) \cos \theta_1 = z_3 \quad (\text{B.18})$$

$$x_2 + (l - R) \sin \theta_2 = x_3 \quad (\text{B.19})$$

$$z_2 + (l - R) \cos \theta_2 = z_3 \quad (\text{B.20})$$

これらを時間微分して

$$\dot{x}_1^+ + (l - R) \dot{\theta}_1^+ \cos \theta_1 = \dot{x}_3^+ \quad (\text{B.21})$$

$$\dot{z}_1^+ - (l - R) \dot{\theta}_1^+ \sin \theta_1 = \dot{z}_3^+ \quad (\text{B.22})$$

$$\dot{x}_2^+ + (l - R) \dot{\theta}_2^+ \cos \theta_2 = \dot{x}_3^+ \quad (\text{B.23})$$

$$\dot{z}_2^+ - (l - R) \dot{\theta}_2^+ \sin \theta_2 = \dot{z}_3^+ \quad (\text{B.24})$$

を得る。また、衝突直後に Leg 2 の足裏と床面との間に転がり拘束が発生するという条件は

$$\dot{x}_2^+ = R \dot{\theta}_2^+ \quad (\text{B.25})$$

$$\dot{z}_2^+ = 0 \quad (\text{B.26})$$

の 2 式で表される。さらに、BHM による速度拘束条件は

$$\dot{\theta}_1^+ + \dot{\theta}_2^+ = 2\dot{\theta}_3^+ \quad (\text{B.27})$$

で与えられる。以上の七つの速度拘束条件をまとめることで、

$\mathbf{J}_I(\mathbf{q})$ が次のように得られる。

$$\mathbf{J}_I(\mathbf{q}) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & J_{13} & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & J_{23} & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & J_{36} & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & J_{46} & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & -R & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & -2 \end{bmatrix} \quad (\text{B.28})$$

$$J_{13} = (l - R) \cos \theta_1 \quad (\text{B.29})$$

$$J_{23} = -(l - R) \sin \theta_1 \quad (\text{B.30})$$

$$J_{36} = (l - R) \cos \theta_2 \quad (\text{B.31})$$

$$J_{46} = -(l - R) \sin \theta_2 \quad (\text{B.32})$$

付録 C. 拘束付き運動方程式の最小実現について

まず元の一般化座標と低次元化されたそれとの関係を整理する。角度については、式 (3) の関係を用いて θ_3 を消去すれば良い。角速度と角加速度に関しては、次の関係

$$\dot{\theta} = \mathbf{T} \dot{\bar{\theta}}, \quad \ddot{\theta} = \mathbf{T} \ddot{\bar{\theta}}, \quad \mathbf{T} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \\ 1/2 & 1/2 \end{bmatrix} \quad (\text{C.33})$$

が成り立つ。これを用いると、運動方程式 (1) は次のように表現できる。

$$\mathbf{M}(\bar{\theta}) \mathbf{T} \ddot{\bar{\theta}} + \mathbf{h}(\bar{\theta}, \dot{\bar{\theta}}) = \mathbf{S} \mathbf{u} + \mathbf{J}_H^T \lambda_H \quad (\text{C.34})$$

ここで、次の関係

$$\mathbf{J}_H^T \in \text{Ker}(\mathbf{T}^T) \quad (\text{C.35})$$

に注意して式 (C.34) に左から \mathbf{T}^T をかけると、拘束力項が消えて

$$\mathbf{T}^T \mathbf{M}(\bar{\theta}) \mathbf{T} \ddot{\bar{\theta}} + \mathbf{T}^T \mathbf{h}(\bar{\theta}, \dot{\bar{\theta}}) = \mathbf{T}^T \mathbf{S} \mathbf{u} \quad (\text{C.36})$$

となる。つまり $\mathbf{M}^\#(\bar{\theta}) = \mathbf{T}^T \mathbf{M}(\bar{\theta}) \mathbf{T}$ 、 $\mathbf{h}^\#(\bar{\theta}, \dot{\bar{\theta}}) = \mathbf{T}^T \mathbf{h}(\bar{\theta}, \dot{\bar{\theta}})$ であり、駆動行列に関しても簡単な計算により $\mathbf{T}^T \mathbf{S} = \bar{\mathbf{S}}$ となることが確認できる。



浅野文彦 (Fumihiko Asano)

2002 年東京工業大学大学院理工学研究科制御工学専攻博士後期課程修了。同年、理化学研究所バイオ・ミメティックコントロール研究センター環境適応ロボットシステム研究チーム研究員となり、現在に至る。博士 (工学)、ロボティクス、制御工学の研究に従事。計測自動制御学会、システム制御情報学会、IEEE の会員。(日本ロボット学会正会員)



羅 志偉 (Zhi-Wei Luo)

1984 年中国華中工学院自動制御と計算機学部卒業。同年中国蘇州大学教師、1986 年より愛知工業大学客員研究員。1991 年名古屋大学大学院工学研究科情報工学専攻博士課程前期課程修了。1992 年同大学大学院博士課程後期課程修了。同年豊橋技術科学大学助手。理化学研究所フロンティア研究員、山形大学工学部助教授、理化学研究所バイオ・ミメティックコントロール研究センター環境適応ロボットシステム研究チーム・チームリーダーを経て、現在、神戸大学大学院工学研究科情報知能学専攻教授。ロボティクス、制御工学の研究に従事。博士 (工学)、計測自動制御学会、日本神経回路学会、IEEE などの会員。(日本ロボット学会正会員)