

Title	伸縮脚を用いた衝突姿勢の非対称化に基づく高速動的歩容生成
Author(s)	浅野, 文彦
Citation	日本ロボット学会誌, 29(1): 99-110
Issue Date	2011-01-15
Type	Journal Article
Text version	publisher
URL	http://hdl.handle.net/10119/9583
Rights	Copyright (C) 2011 日本ロボット学会. 浅野文彦, 日本ロボット学会誌, 29(1), 2011, 99-110.
Description	

伸縮脚を用いた衝突姿勢の非対称化に基づく高速動的歩容生成

浅野 文彦*

High-speed Dynamic Gait Generation Based on Asymmetrization of Impact Posture Using Telescopic Legs

Fumihiko Asano*

This paper proposes a novel method for generating a dynamic gait based on anterior-posterior asymmetric impact posture tilting the robot's center of mass forward. The primary purpose of this method is to asymmetrize the impact posture by actuating the robot's telescopic-legs to make overcoming the potential barrier at mid-stance easy, and the mechanical energy is accordingly restored. First, we introduce a planar rimless wheel model with telescopic legs, and investigate the validity of the stance-leg extension control. The basic properties and efficiency of the generated gait are also numerically analyzed. Second, we extend the method to a planar telescopic-legged biped model, and investigate the validity through numerical simulations. Furthermore, we discuss the role of asymmetric shape of human foot from the brake effect point of view through efficiency analysis taking the ankle-joint actuation into account.

Key Words: Dynamic Bipedal Walking, Gait Generation, Asymmetry, Impact Posture, Potential Barrier

1. はじめに

ロボットによる高効率な2脚歩行運動を実現する有力な手段として、受動歩行に代表されるリミットサイクルを規範としたアプローチが注目されている。近年では、この手法を積極的に取り入れた高効率2脚歩行機も数多く開発されるようになってきた[1]~[6]。しかしながら、これまでに提案されてきた手法においては、「次の衝突が適切に起こるならば」「歩容が安定に収束するならば」といった仮定が必要とされており、安定歩容生成の保証は別問題として試行錯誤による調節に大きく依存していたのが実状であった。特に適切な初期値の探索は、数値シミュレーションや実機実験において最も困難な問題の一つとして位置付けられていた。

安定歩容生成にとって最も大きな困難となるのは、立脚中期に現れるポテンシャル・バリア (Potential barrier; 以下, PB と略記) の突破問題 (Fig. 1 (a) 参照) である。そしてこれを達成するためには、適切な初期値から歩行運動を開始し, PB 突破のために適切な相での力学的エネルギー回復を継続していかなければならない。PB 突破を可能にする「勢い」を一度でも失えば、歩行の継続が不可能となるためである。そもそも PB が立脚中期に存在する理由は、前後に対称な衝突姿勢を選択して

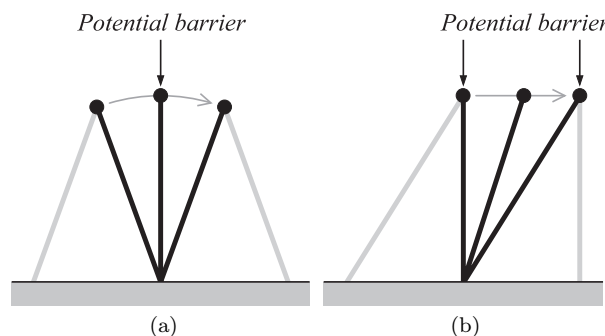


Fig. 1 Relations between impact posture and potential barrier

いる点にある。特に最小自由度を持つ最も単純なコンパス型2脚モデルは、対称な衝突姿勢以外に選択の余地がない。そして、その最適なエネルギー回復方法を見出すため、筆者らは様々な問題設定の下で性能解析を行ってきた。そして、立脚前期にエネルギー回復を集中させることで高性能な歩容生成が可能になる。すべての関節で正の入力パワーが発生し続ける場合に最大効率条件が達成される、などの数理的知見を得ていた[7]。

ここでバイオメテイクスの観点から新たな疑問が一つ発生する。高効率歩行ロボットの足部は、以下に述べる理由から、人間と逆の非対称形状をしていなければならない、という点である。これが本論文におけるもう一つの主題である。

まず仮想重力など効果的なエネルギー回復に基づく歩容生成法では、効率的に支持脚を前方に駆動する結果、Zero moment point (ZMP) が足首関節よりも後方(踵側)にシフトするこ

原稿受付 2010年4月11日

*北陸先端科学技術大学院大学情報科学研究科

*School of Information Science, Japan Advanced Institute of Science and Technology

■ 本論文は学術性で評価されました。

とになる。つまり支持脚を前方に駆動し続ける限りは、足首関節より前方の部分（爪先側）は不要ということである。そして更なる高性能化を求めれば、歩行性能と ZMP との間に存在するトレードオフの困難に直面し、踵側だけが非常に長い足部が要求されることとなる [7]。そしてこれを克服するために、半円形状をした足部（半円足）が持つ転がりや衝撃緩和の効果を利用する手法 [8] [9] や、これらの効果とパラメータ励振原理を融合させた手法 [10] などを提案したが、同じ理由により、半円足が必要な位置は爪先よりも踵側であるとの見解を得た（ただし衝撃緩和効果を十分に得るためには両側に必要である）。以上の事実から、高効率歩行の実現には、常に爪先側よりも踵側が長い足形状が求められることになる。そしてこの事実から人間の足形状を考えると、支持脚の運動にブレーキをかけるような位置にしか足部が存在しない、という結論に辿り着く。このことについては、古荘らも文献 [11] の中で「人間の足底も、くるぶしより後方の部分をほとんど持たないため、足首トルクにより歩行速度を加速することは不可能であり、減速および蹴りの際のみ効果的に働く形状をしている」と指摘している。

以上に述べた二つの問題に対する回答を得るために、本論文では衝突姿勢の非対称化に基づく動的歩容生成法の提案およびその有効性の検証を行い、PB の問題と衝突姿勢の関係、更には人間の前後非対称な足形状の必要性について考察していく。衝突姿勢を非対称化する最も簡単な手段として、本論文では脚伸縮機構の利用を考える。Fig. 1 (b) に示すように立脚期に支持脚を伸長させることで、PB の突破を確実に保証する動的歩容を生成することができる。この場合、確実に起こる次の衝突までに姿勢を整える（支持脚を目標値まで伸長する）ことが制御の第一目標となる。本論文では、まず最も簡単な歩行モデルとして、脚伸縮機構を持つ Rimless wheel（以下、RW と略記）を対象として考え、提案する手法の有効性を数値シミュレーションを通して検証する。そして RW の結果を踏まえ、手法を伸縮脚を持つ平面 2 足モデルへと拡張する。特に人間の足部が持つ前後非対称な形状の必要性について、足首関節トルクのブレーキ効果の観点から議論する。

本論文は以下の構成からなる。まず第 2 章で衝突姿勢の非対称化を伴うリミットサイクル型動歩行の関連研究についてまとめ、本研究の位置付けと目的をより明確にする。第 3 章では脚伸縮機構を持つ RW を、第 4 章では伸縮脚で構成される 2 足ロボットをそれぞれ制御対象として考え、提案する手法の有効性を数値シミュレーションを通して検証する。最後に第 5 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。姿勢制御を主に、エネルギー回復を従に置く従来とは異なる歩容生成法の検討を通して、「姿勢制御 + ブレーキ = 2 足歩行」という新しい理解を目指す。

2. 関連研究

関らは脚伸縮機構を持つ 2 脚モデルを考え、主に支持脚の伸長によるエネルギー回復に基づく動的歩容生成について検討した [12]。文献中に十分な説明がないため手法の詳細は不明であるが、仮想傾斜角度から導かれる衝突姿勢の幾何学的拘束条件を達成するよう駆動することで、結果的にエネルギー回復が達成

されるというものである。Zhang らは“Virtual slope walking”と称して同様のアプローチを膝関節を持つモデルで実現している [4]。これらの研究は支持脚の伸長によるエネルギー回復を第一目標としたものであり、PB の突破を直接的には意識していない。しかしながら、自動的に PB の突破を有利にする衝突姿勢が実現され、その効果が大きく歩容生成に反映されていることは明らかである。なお、これらの研究ではエネルギー回復メカニズムとパラメータ励振の関係について考察されているが、脚の伸長のみ（あるいは収縮のみ）の動作によるエネルギー変化は励振効果 [2] と同一視できないため、並進力によりエネルギーが回復されたという説明に留めるべきであろう。

Harata らの研究は、支持脚と遊脚の伸縮運動を効果的に組み合わせることで、より高性能な歩容生成を目指したものである [13]。この手法では、支持脚の伸長と遊脚の励振による二段階のエネルギー回復が行われることで安定な歩容が生成される。遊脚の膝関節を曲げたまま倒れ込むことで衝突姿勢が前後非対称になるが、これは支持脚に切り替わったあとでエネルギー回復のために伸長させることを目的としたものであり、PB の観点からの議論はされていない。文献中では、遊脚の励振に支持脚の伸長を組み合わせることで、大幅な移動効率の改善が可能であると報告されている。

筆者らが提案したパラメータ励振原理に基づく動歩行の実機実験においても、同様の効果が確認されている [3]。実験の初期段階では、パラメータ励振や半円足の効果は個別には現れているものの、衝突時にロボットの体重が後脚から前脚（衝突直前の支持脚から遊脚）へと適切に移行せず、安定な歩行の継続に至らないという問題があった。これを解消したのが腰位置に取り付けられたカウンターウェイトの効果であり、重心位置を適切に前方へ移動させることで、安定な平地動歩行が実現される結果となった。

上記のすべての関連研究は、エネルギー回復を主眼に置いた制御系設計を行っている。これに対して本論文では、衝突姿勢の非対称化を第一の制御目標として制御系設計を行い、その効果と問題点を PB の観点から詳細に検討していく。

3. 脚伸縮型 Rimless Wheel による検証

本章では最も簡単な歩行系として脚伸縮型 RW を考え、その制御系設計と運動特性の解析を通して、実現に伴い発生する諸問題を整理する。

3.1 モデリング

Fig. 2 に本論文で扱う脚伸縮型 RW のモデルを示す。脚フレーム間の角度を α [rad] とする対称形状であり、以下の仮定を満たすものとする。

- 床面に接している脚フレームを支持脚と呼ぶ。また、これは床面に対して滑らない。
- 全質量を M [kg] とし、これは支持脚の伸縮運動に無関係に常に中心点に位置する。また、重心回りの慣性モーメントは無視できるほど小さい。
- 伸縮部より先の脚フレームの質量は無視できるほど小さく、支持脚以外のそれらの伸縮運動は影響を与えない。運動を決定する本質的部分を抜き出したものが Fig. 3 であり、

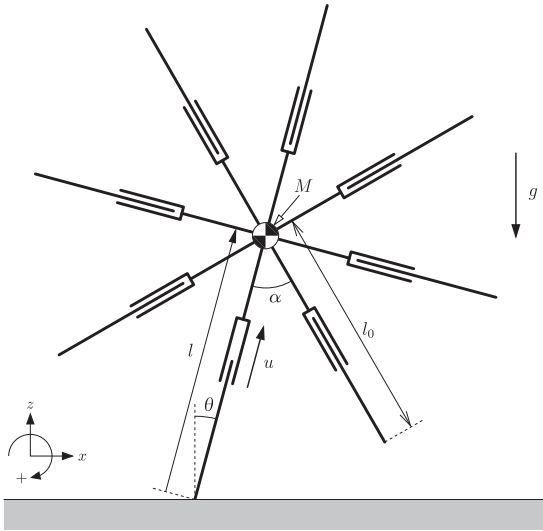


Fig. 2 Model of planar telescopic-legged rimless wheel

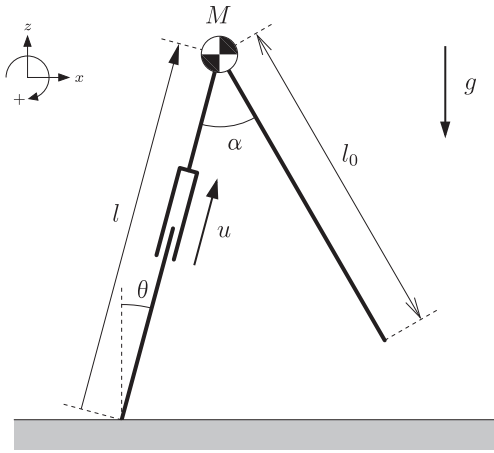


Fig. 3 Essential part of telescopic-legged rimless wheel

その立脚期の運動は単純な可変長倒立振子系として扱うことができる。各脚フレームは直動関節を持ち、ここに制御入力 u [N] を発生できるものとする。本論文では支持脚のみがこれを駆動するものとする。支持脚に対して角度 α で前方に配置された脚フレーム（長さを l_0 [m] とする）は、次の衝突条件を決定するだけで立脚期の運動には一切の影響を与えない。一般化座標を $\mathbf{q} = [\theta \quad l]^T$ とすると、RW の運動方程式は

$$\mathbf{M}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{h}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \mathbf{S}u = \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix} u \quad (1)$$

となる。ただし、

$$\mathbf{M}(\mathbf{q}) = \begin{bmatrix} Ml^2 & 0 \\ 0 & M \end{bmatrix} \quad (2)$$

$$\mathbf{h}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \begin{bmatrix} 2Ml\dot{\theta} - Mlg \sin \theta \\ -Ml\dot{\theta}^2 + Mlg \cos \theta \end{bmatrix} \quad (3)$$

である。また、全力的エネルギーを E [J] とすると、 $\dot{E} = \dot{l}u$

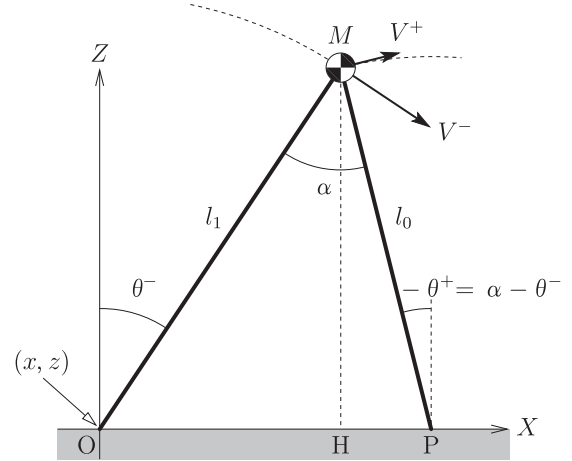


Fig. 4 Asymmetric impact posture

が成り立つ。

支持脚交換の衝突方程式は、「非弾性衝突により瞬間的に切り替わる」という仮定の下でモデル化する。衝突直前と直後の座標の関係は Fig. 4 の幾何学的拘束条件よりただちに

$$\theta^+ = \theta^- - \alpha, \quad l^+ = l_0 \quad (4)$$

で与えられることが分かる。角速度の関係式は

$$\dot{\theta}^+ = \frac{l_1 \cos \alpha}{l_0} \dot{\theta}^- \quad (5)$$

となる（導出過程の詳細については省略）。ここで $l_1 = l_0$ （衝突姿勢が前後対称）とすると、

$$\dot{\theta}^+ = \cos \alpha \cdot \dot{\theta}^- \quad (6)$$

となり、Simplest walking model のものと一致する [14]。また、衝突時に伸縮関節はロックされている、つまり $\dot{l}^+ = 0$ であることを仮定する。

3.2 出力追従制御系設計

支持脚の長さを制御出力とすると、これは $l = \mathbf{S}^T \mathbf{q}$ と書けるので、その 2 階微分が

$$\ddot{l} = \mathbf{S}^T \ddot{\mathbf{q}} = \mathbf{S}^T \mathbf{M}(\mathbf{q})^{-1} (\mathbf{S}u - \mathbf{h}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})) \quad (7)$$

と求まる。これよりただちに、制御入力を

$$u = \left(\mathbf{S}^T \mathbf{M}(\mathbf{q})^{-1} \mathbf{S} \right)^{-1} \left(\ddot{l} + \mathbf{S}^T \mathbf{M}(\mathbf{q})^{-1} \mathbf{h}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \right) \quad (8)$$

とすれば $\ddot{l} = \ddot{u}$ と入出力線形化できることが分かる。目標軌道 l_d として、次のような五次の時間関数を与えることとする。

$$l_d(t) = \begin{cases} a_5 t^5 + a_4 t^4 + a_3 t^3 + a_0 & (0 \leq t < T_{\text{set}}) \\ l_1 & (t \geq T_{\text{set}}) \end{cases} \quad (9)$$

境界条件として、 $l_d(0^+) = l_0$, $l_d(T_{\text{set}}) = l_1$, $\dot{l}_d(0^+) = \dot{l}_d(T_{\text{set}}) = 0$, $\dot{l}_d(0^+) = \dot{l}_d(T_{\text{set}}) = 0$ を考えると、各係数は

$$a_5 = \frac{6(l_1 - l_0)}{T_{\text{set}}^5}, \quad a_4 = \frac{15(l_0 - l_1)}{T_{\text{set}}^4},$$

$$a_3 = \frac{10(l_1 - l_0)}{T_{\text{set}}^3}, \quad a_0 = l_0$$

と定まる。 $\ddot{l}(0^+) = 0$ であるので、 $\bar{u} = \ddot{l}_d$ であれば厳密に目標時間軌道との一致 ($l(t) \equiv l_d(t)$) が達成される。

また、衝突直前の支持脚 (Fig. 4における後脚) については、衝突後に速やかにその長さを l_1 から l_0 へと戻すこと、その伸縮運動がダイナミクスに影響を与えないこと、を仮定する。

3.3 直立姿勢からの定常歩容生成

まず衝突姿勢が直角三角形になる (Fig. 4における点 H と点 P が一致する) ように $l_1 = l_0 / \cos \alpha$ と設定して平地における動的歩容生成を試みた。 Fig. 5 に $\alpha = \pi/4$ [rad], $l_0 = 1.0$ [m], $M = 1.0$ [kg], $T_{\text{set}} = 0.40$ [s] とした平地動歩行のシミュレーション結果を示す。 RW は初期状態 $\theta = 0$ [rad], $l = l_0$ [m], $\dot{\theta} = 0.001$ [rad/s], $\dot{l} = 0$ [m/s] (わずかな初速度を持つ倒立姿勢) から歩行を開始している。歩容は速やかに 1 周期の安定リミットサイクルへと収束し、歩行周期 0.425 [s], 歩行速度 2.354 [m/s] となった。衝突姿勢拘束が保証されているので、回復エネルギーの収束性さえ示せば安定性を説明できるが、この議論はまた別の機会に譲りたい。 $0 < T_{\text{set}} \leq T$ であれば回復エネルギーの有界性は自明と言えるが、その特性に自由度 (非線形性) が残されている限りは、必ず 1 周期の安定歩容に収束すると断言することはできない (2 周期歩容が現れる可能性が残されている [15])。

冒頭でも述べたように、これまでに提案されてきたリミットサイクル型歩容では、PB を突破するために初期姿勢から十分な勢いを持って歩行を開始しなければならなかった。人間のよう直立静止状態からスムーズに歩行を開始できないという点は、受動歩行が度々指摘されてきた人間との大きな相違点である。しかし、PB 突破の臨界状態 $\theta^+ = 0$ からわずかな運動エネルギーを与えて歩行を開始すれば次の衝突は必ず保証されるため、歩容生成問題は次の衝突までに姿勢を整える (支持脚を目標値まで伸長する) ことが可能か否か (歩行周期 T に対して

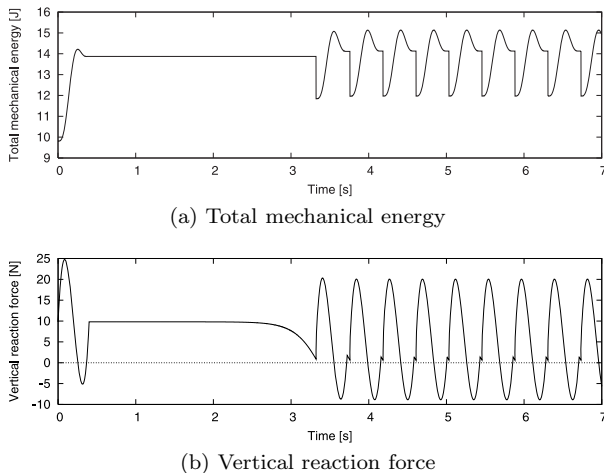


Fig. 5 Simulation results of dynamic walking from standing posture where $l_0 = 1.0$, $l_1 = \sqrt{2}$ [m] and $T_{\text{set}} = 0.40$ [s]

$T_{\text{set}} \leq T$ が成立するか) という点に移行する。ただし、定常歩容においては衝突直後に初速度を持つ ($\dot{\theta}^+ > 0$ である) ため、 $\theta^+ = 0$ は保守的な条件と言える。また、本論文においても、整定条件 $T_{\text{set}} \leq T$ が成り立つ場合のみ歩容生成可能と判断することとした。

しかしながら、ここで別の問題が新たに発生する。 Fig. 5 (a) に示すように、力学的エネルギーが回復され安定な 1 周期の定常歩容へと収束しているが、(b) の鉛直方向の床反力を見ると、立脚終期にその符号が負に変わっていることが分かる。これは支持脚の床面からの浮上 (走行状態への移行) を意味するものである。 Fig. 2 のモデルは床面から離れることがないため、このような結果となっているが、現実を考慮すると無視できない問題である。これは鉛直方向の加速度の激しい変化に起因するものであるが、より根本的な原因は歩行周期の短さである。重心の推進が PB により抑制されない分、歩行周期が短くなり、結果として短時間での伸長制御の完了が要求されるのである。

この問題を解消するために、保守的な PB 突破条件 ($\theta^+ = 0$) の緩和を考えよう。具体的には、支持脚長さの終端値の初期値に対する比 $s := l_1/l_0$ を定め、これをパラメータとして伸長量の調節を行う、というものである。 $s = 1$ の場合は制御が行われず、力学的エネルギーや角運動量の変化がゼロとなるため、歩容生成可能性は消滅する。つまり、 $s > 1$ が必要である。以上を考慮して、次の三つの条件

- $s > 1$
- 支持脚が床面から離れない (浮上しない)
- $T \geq T_{\text{set}}$ (整定条件) が成立する

が同時に満たされる場合に、歩容生成が可能であると判断する。

Fig. 6 に $s = 1.15$, $T_{\text{set}} = 0.50$ [s] としたシミュレーション結果を示す。また、 Fig. 7 はこの場合の定常歩容のスティック線図であるが、衝突姿勢の非対称性が視覚的によく分かる。歩行周期は 0.563 [s], 歩行速度は 1.481 [m/s] にそれぞれ収束した。

Fig. 6 (a) の位相平面図より、原点近傍から定常歩容へと推移している様子が確認できる。また (b)(c) より、衝突前までに支持脚の伸長制御が完了し、単調に力学的エネルギーが回復されていることも確認できる。(d) に示すように制御入力に常に正となっているので、最大効率条件が達成され (c) のような単調増加するエネルギー軌道となっていることにも注意されたい。(e) の床反力が常に正値を保っていることから、支持脚の接地が保証されている。これは s を小さく設定 (PB 突破条件を緩和) することで歩行周期が長くなり、目標整定時間に余裕が生まれた結果である。ただし、先に比べて歩行速度は減少することとなった。

3.4 性能解析

制御パラメータに伴う歩行性能の変化を解析する。移動効率の指標として、Specific resistance (以下、SR と略記) を用いる。これは、平均入力パワー p [J/s] および歩行速度 v [m/s] を

$$p := \frac{1}{T} \int_{0^+}^{T^-} |i u| dt, \quad v := \frac{\Delta X_g}{T} \quad (10)$$

で定義するとき (ただし ΔX_g は 1 歩あたりの重心の水平移動距離)、 $SR := p/Mgv$ [-] で定義される無次元量であり、その

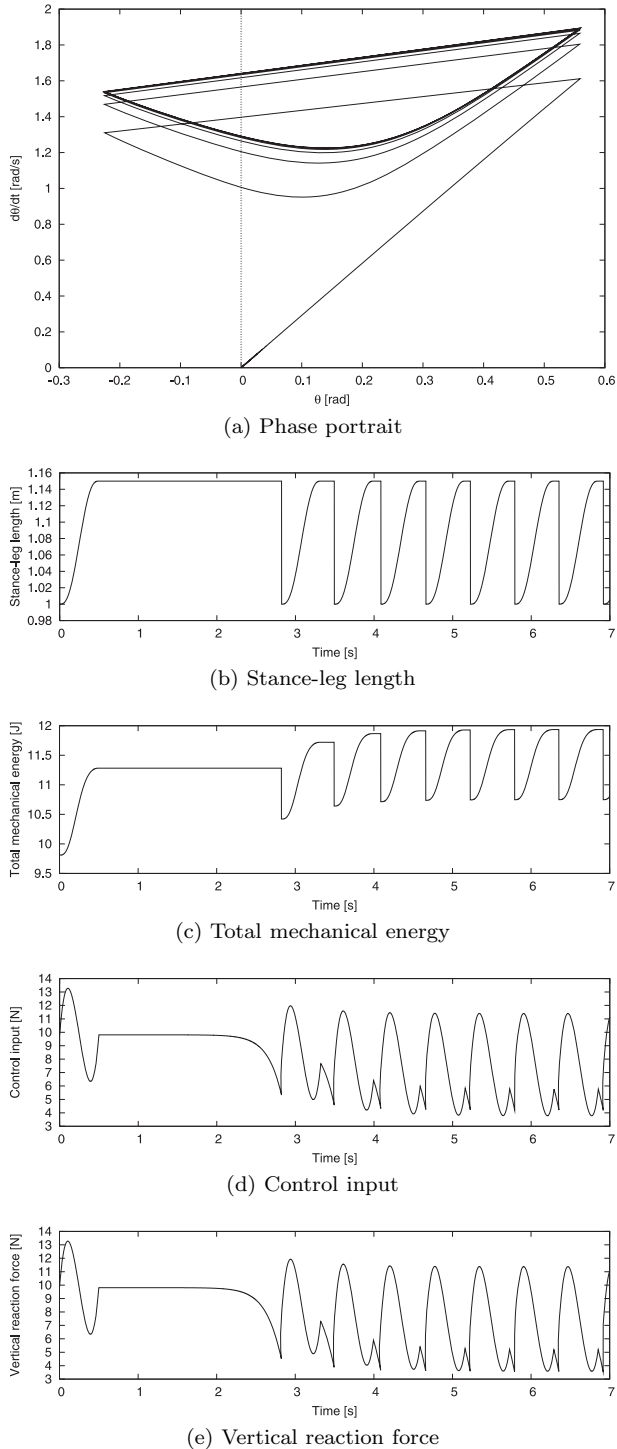


Fig. 6 Simulation results of dynamic walking from standing posture where $s = 1.15$ and $T_{\text{set}} = 0.50$ [s]

値が小さいほど高効率を意味するものである。また、 ΔE を 1 歩あたりの回復エネルギーとすると、次の不等式

$$p \geq \frac{1}{T} \int_{0^+}^{T^-} \dot{u} dt = \frac{\Delta E}{T} \quad (11)$$

が成り立つことから、その最小値が

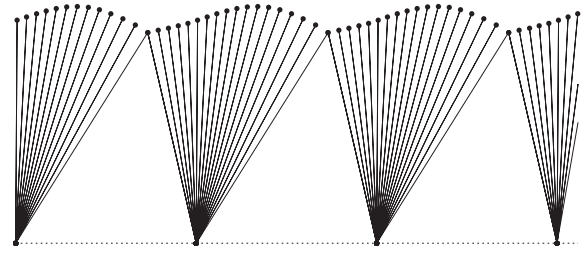


Fig. 7 Stick diagram for steady gait where $s = 1.15$ and $T_{\text{set}} = 0.50$ [s]

$$\text{SR} \geq \frac{\Delta E}{Mg\Delta X_g} \quad (12)$$

と求まる。前述のように、 $l(t) \equiv l_d(t)$ 、つまり $\dot{l}(t) \equiv \dot{l}_d(t) \geq 0$ が達成されているため、最大効率条件 (式 (12) の等号成立条件) は制御入力 u の符号が常に正であることにほかならない。

Fig. 8 (a) より、すべての場合で歩行周期が s に対して単調減少していることが分かる。 $T_{\text{set}} = 0.3, 0.4$ [s] の場合は s の増大により床反力の値が負になることで、 $T_{\text{set}} = 0.5$ [s] の場合は整定条件が成り立たなくなることで、それぞれ歩容生成が不可能となった。プロットが重なっているため識別が困難であるが、 $T_{\text{set}} = 0.3$ [s] の場合は $s = 1.13$ まで、 $T_{\text{set}} = 0.4$ [s] の場合は $s = 1.19$ までの範囲で歩容が生成されている。 $T_{\text{set}} = 0.5$ [s] の場合は **Fig. 8 (a)** より、歩行周期が 0.5 [s] まで減少することで整定条件の限界に達していることが分かる。

Fig. 8 (b) より、すべての場合で歩行速度が s に対して単調増加していることが分かるが、この理由を以下に考察する。本アプローチでは衝突姿勢が常に等しくなるため、**Fig. 4** に示されるように歩幅 (距離 OP) は重心の移動距離 ΔX_g と一致する。このとき、脚長と歩幅の間には

$$\Delta X_g^2 = l_0^2 + l_1^2 - 2l_0l_1 \cos \alpha \quad (13)$$

なる幾何学的関係が成り立つが、その l_1 に対する変化率は

$$\frac{\partial \Delta X_g^2}{\partial l_1} = 2l_0(s - \cos \alpha) > 0 \quad (14)$$

となる。これは $s > 1$ であれば常に正值となる、つまり非対称化に伴い歩幅は単調増加することを意味する。以上より、歩行速度の増加は歩行周期の減少と歩幅の増大の相乗効果の結果であると結論される。ただし、 ΔX_g の変化は s に対して小さいので、基本的には T に反比例するかたちで増大していると理解してよい。

Fig. 8 (c)(d) より、SR と回復エネルギー ΔE もすべての場合で s に対して単調増加していることが分かる。伸縮長に対して ΔE が増加するのは自然な結果と言えるが、 ΔX_g の増加がわずかであるため SR も増加する結果となる。また、(c) と (d) のプロットが近い形状の曲線を描いている理由は、負の入力パワーが発生せず最大効率条件が満たされているためである。

4. 2 足モデルによる検証

前章の結果を踏まえ、本章では伸縮脚と足部から構成される平面 2 足ロボットへの手法の適用について検討する。また、人

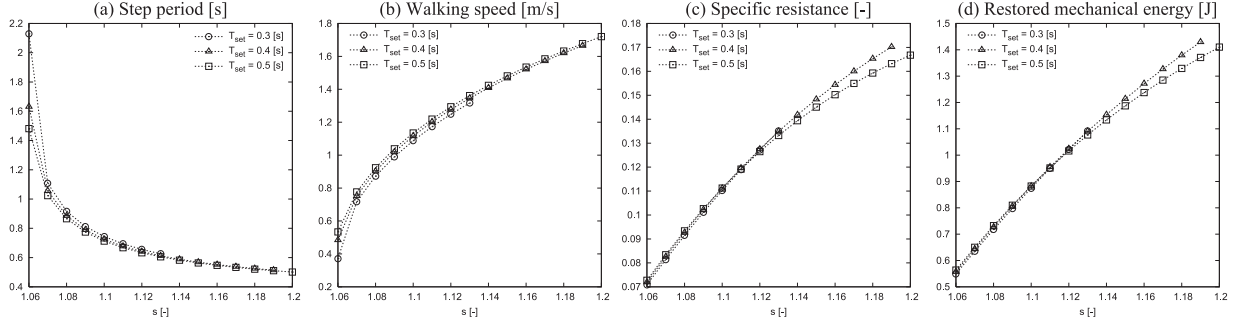


Fig. 8 Gait descriptors with respect to s for three values of T_{set}

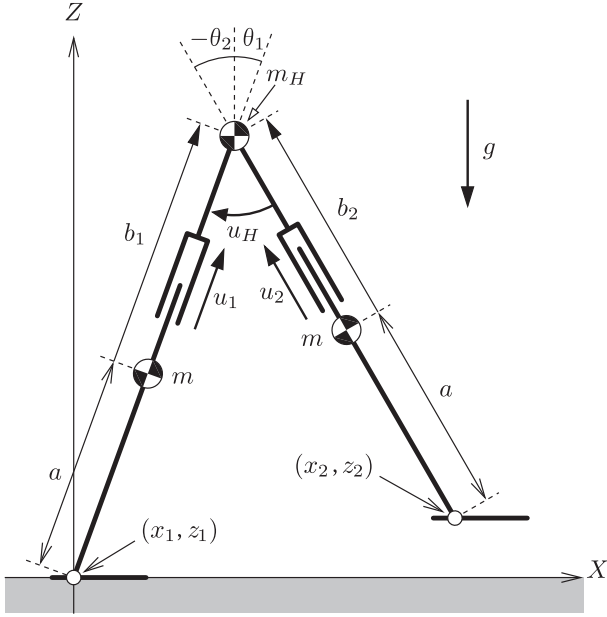


Fig. 9 Model of planar telescopic-legged biped robot with feet

間の前後非対称な足形状の必要性について、ブレーキ効果の観点から歩行性能を解析し、得られた結果について考察する。

4.1 2足ロボットのモデリング

4.1.1 運動方程式

Fig. 9 に本章で扱う平面 2 足ロボットのモデルを示す。支持脚を Leg 1、遊脚を Leg 2 とする。Leg i の一般化座標を $\mathbf{q}_i = [x_i \ z_i \ \theta_i \ b_i]^T$ として、その制御入力ゼロの運動方程式

$$\mathbf{M}_i(\mathbf{q}_i)\ddot{\mathbf{q}}_i + \mathbf{h}_i(\mathbf{q}_i, \dot{\mathbf{q}}_i) = \mathbf{0}_{4 \times 1} \quad (15)$$

を導出し、両脚を腰位置で結合して制御入力を与える、というアプローチをとる。ただし、足部の質量と厚さは無視できるものとし、その存在が歩行運動の一切に影響しないことを仮定する。系全体の一般化座標を $\mathbf{q} = [\mathbf{q}_1^T \ \mathbf{q}_2^T]^T$ とすると、運動方程式は

$$\mathbf{M}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{h}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \mathbf{S}\mathbf{u} + \mathbf{J}(\mathbf{q})^T \boldsymbol{\lambda}, \quad \mathbf{J}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{q}} = \mathbf{0}_{4 \times 1} \quad (16)$$

となる。ただし、 $\mathbf{S}\mathbf{u} \in \mathbb{R}^8$ は制御入力ベクトル、 $\mathbf{J}(\mathbf{q})^T \boldsymbol{\lambda} \in \mathbb{R}^8$

は両脚が股関節で結合されるために必要なホロノミック拘束力ベクトルである。 $\mathbf{J}(\mathbf{q})$ の詳細については付録 A を参照されたい。また、

$$\mathbf{M}(\mathbf{q}) = \begin{bmatrix} \mathbf{M}_1(\mathbf{q}_1) & \mathbf{0}_{4 \times 4} \\ \mathbf{0}_{4 \times 4} & \mathbf{M}_2(\mathbf{q}_2) \end{bmatrix} \quad (17)$$

$$\mathbf{h}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = \begin{bmatrix} \mathbf{h}_1(\mathbf{q}_1, \dot{\mathbf{q}}_1) \\ \mathbf{h}_2(\mathbf{q}_2, \dot{\mathbf{q}}_2) \end{bmatrix} \quad (18)$$

である。式 (16) から $\boldsymbol{\lambda}$ を消去すると

$$\mathbf{M}(\mathbf{q})\ddot{\mathbf{q}} = \mathbf{Y}(\mathbf{q})(\mathbf{S}\mathbf{u} - \mathbf{h}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})) - \mathbf{J}(\mathbf{q})^T \mathbf{X}(\mathbf{q})^{-1} \dot{\mathbf{J}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} \quad (19)$$

$$\mathbf{Y}(\mathbf{q}) = \mathbf{I}_8 - \mathbf{J}(\mathbf{q})^T \mathbf{X}(\mathbf{q})^{-1} \mathbf{J}(\mathbf{q})\mathbf{M}(\mathbf{q})^{-1} \quad (20)$$

$$\mathbf{X}(\mathbf{q}) = \mathbf{J}(\mathbf{q})\mathbf{M}(\mathbf{q})^{-1} \mathbf{J}(\mathbf{q})^T \quad (21)$$

と整理させる。また、制御入力ベクトルの詳細は

$$\mathbf{S}\mathbf{u} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_H \end{bmatrix} \quad (22)$$

である。足首関節トルク u_A は後で個別に与える。

4.1.2 衝突方程式

位置の交換は幾何学的関係を考慮して以下のように定まる。

$$x_1^+ = 0, \quad z_1^+ = 0, \quad \theta_1^+ = \theta_2^-, \quad \theta_2^+ = \theta_1^- \quad (23)$$

$$x_2^+ = x_1^+ + l_1 \sin \theta_1^+ - l_2 \sin \theta_2^+ = -x_2^- \quad (24)$$

$$z_2^+ = z_1^+ + l_1 \cos \theta_1^+ - l_2 \cos \theta_2^+ = -z_2^- = 0 \quad (25)$$

次に速度の更新則について説明する。支持脚と遊脚の交換を行わないまま衝突直後の速度を導出したあと、Leg 1 と 2 の速度を交換する、という方法をとる。Leg 2 が床面に衝突した瞬間に Leg 1 は床面から離れるという仮定の下で以下のようにモデリングされる。

$$\mathbf{M}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{q}}^+ = \mathbf{M}(\mathbf{q})\dot{\mathbf{q}}^- - \mathbf{J}_I(\mathbf{q})^T \boldsymbol{\lambda}_I \quad (26)$$

$$\mathbf{J}_I(\mathbf{q})\dot{\mathbf{q}}^+ = \mathbf{0}_{7 \times 1} \quad (27)$$

まず、衝突直後に Leg 2 の脚先が床面に固定されて動かないという条件

$$\dot{x}_2^+ = 0, \quad \dot{z}_2^+ = 0 \quad (28)$$

が必要である。また、脚の伸縮部は機械的にロックされているものとし、次の条件

$$\dot{b}_1^+ = 0, \quad \dot{b}_2^+ = 0 \quad (29)$$

を与える。これらより両脚の長さ $l_1 := a + b_1$, $l_2 := a + b_2$ は衝突時に定数として扱われる。更に、両脚の股関節位置が等しいという条件

$$\frac{d}{dt}(x_1 + l_1 \sin \theta_1)^+ = \frac{d}{dt}(x_2 + l_2 \sin \theta_2)^+ \quad (30)$$

$$\frac{d}{dt}(z_1 + l_1 \cos \theta_1)^+ = \frac{d}{dt}(z_2 + l_2 \cos \theta_2)^+ \quad (31)$$

より、以下の速度関係式が導かれる。

$$\dot{x}_1^+ + l_1 \dot{\theta}_1^+ \cos \theta_1 = \dot{x}_2^+ + l_2 \dot{\theta}_2^+ \cos \theta_2 \quad (32)$$

$$\dot{z}_1^+ - l_1 \dot{\theta}_1^+ \sin \theta_1 = \dot{z}_2^+ - l_2 \dot{\theta}_2^+ \sin \theta_2 \quad (33)$$

また、軌道追従誤差を解消するために、股関節も機械的にロックされていると仮定し、次の条件を加える。

$$\dot{\theta}_H^+ = 0 \quad (34)$$

これらの条件により衝突直後の出力の速度 $\dot{\mathbf{y}}^+$ のすべての成分がゼロになるため、PD フィードバックを行わなくても、加速度のフィードフォワードのみで制御入力を構成することが可能となる。結果として軌道追従誤差が完全に解消され、設計された目標時間軌道が与える歩行性能を精密に調べることが可能となる。

上述の7個の速度拘束条件式 (28) (29) (32) (33) (34) をまとめることで、 $\mathbf{J}_I(\mathbf{q}) \in \mathbb{R}^{7 \times 8}$ が以下のように定まる。

$$\mathbf{J}_I(\mathbf{q}) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & J_{13} & J_{14} & -1 & 0 & J_{17} & J_{18} \\ 0 & 1 & J_{23} & J_{24} & 0 & -1 & J_{27} & J_{28} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 \end{bmatrix} \quad (35)$$

ただし、

$$J_{13} = l_1 \cos \theta_1, \quad J_{14} = \sin \theta_1, \quad J_{17} = -l_2 \cos \theta_2,$$

$$J_{18} = -\sin \theta_2, \quad J_{23} = -l_1 \sin \theta_1, \quad J_{24} = \cos \theta_1,$$

$$J_{27} = l_2 \sin \theta_2, \quad J_{28} = -\cos \theta_2$$

である。以上より求めた $\dot{\mathbf{q}}^+ = [\dot{q}_1^+ \quad \dot{q}_2^+]^T$ の \dot{q}_1^+ と \dot{q}_2^+ を交換することで、速度の更新が完了する。

4.2 制御系設計

制御量として、両脚の伸縮長と股角度をとる。制御出力 $\mathbf{y} \in \mathbb{R}^3$ を

$$\mathbf{y} = \begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \\ \theta_H \end{bmatrix} = \mathbf{S}^T \mathbf{q} \quad (36)$$

と設定すると、その時間による2階微分は

$$\ddot{\mathbf{y}} = \mathbf{S}^T \ddot{\mathbf{q}} = \mathbf{A}(\mathbf{q})\mathbf{u} + \mathbf{B}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \quad (37)$$

となる。ただし、

$$\mathbf{A}(\mathbf{q}) = \mathbf{S} \left(\mathbf{I}_8 - \mathbf{M}(\mathbf{q})^{-1} \mathbf{J}(\mathbf{q})^T \mathbf{X}(\mathbf{q})^{-1} \mathbf{J}(\mathbf{q}) \right) \mathbf{M}^{-1} \mathbf{S} \quad (38)$$

$$\mathbf{B}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) = -\mathbf{S}^T \mathbf{M}(\mathbf{q})^{-1} \mathbf{h}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) + \mathbf{S}^T \mathbf{M}(\mathbf{q})^{-1} \mathbf{J}(\mathbf{q})^T \mathbf{X}(\mathbf{q})^{-1} \times \left(\mathbf{J}(\mathbf{q}) \mathbf{M}(\mathbf{q})^{-1} \mathbf{h}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) - \dot{\mathbf{J}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) \dot{\mathbf{q}} \right) \quad (39)$$

である。これより制御入力を

$$\mathbf{u} = \mathbf{A}(\mathbf{q})^{-1} (\mathbf{v} - \mathbf{B}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})) \quad (40)$$

$$\mathbf{v} = \ddot{\mathbf{y}}_d + \mathbf{K}_D (\dot{\mathbf{y}}_d - \dot{\mathbf{y}}) + \mathbf{K}_P (\mathbf{y}_d - \mathbf{y}) \quad (41)$$

とすれば目標軌道追従 $\mathbf{y} \rightarrow \mathbf{y}_d$ が達成される。しかしながら、上述のように式 (34) の衝突条件を加えることですべての初期速度がゼロになるため、加速度のフィードフォワードのみ ($\mathbf{K}_D = \mathbf{K}_P = \mathbf{0}_{3 \times 3}$) で $\mathbf{y} \equiv \mathbf{y}_d(t)$ を達成することができる。

目標時間軌道 $\mathbf{y}_d(t)$ については、先と同様に五次の時間関数で内挿するものとした。これにより、脚伸縮部の長さ b_1 , b_2 および股角度 $\theta_H := \theta_1 - \theta_2$ は以下に述べる初期値から終端値へとスムーズに駆動される。

4.3 直立静止状態からの歩行開始

まず完全な直立静止状態からの歩行開始制御および定常歩容生成を考える。ロボットは直立姿勢 ($b_1 = b_2 = b$, $\theta_1 = \theta_2 = 0$) かつ完全な静止状態 ($\dot{\theta}_1 = \dot{\theta}_2 = 0$, $\dot{b}_1 = \dot{b}_2 = 0$) を初期値として、以下に述べる方法により目標軌道を更新しながら運動を生成していく。まず支持脚の伸縮部の長さ b_1 に対する目標軌道 $b_{1d}(t)$ は、その衝突直後の長さ b_1^+ から終端値 $b + \Delta b$ へと内挿されるように、毎回の衝突毎に五次関数の係数を更新することで生成する。遊脚の伸縮部の長さ b_2 と股角度 θ_H の目標軌道 $b_{2d}(t)$, $\theta_{Hd}(t)$ についても、同様の方針により設計されるものとする。この結果、最初の衝突以降は、 b_1 は $b - \Delta b$ から $b + \Delta b$ へ、 b_2 は $b + \Delta b$ から $b - \Delta b$ へ、 θ_H は $-\alpha$ から α へとスムーズに内挿する目標時間軌道が生成されることになる。2足モデルの場合は先の RW とは異なり、完全な直立静止状態からでも衝突姿勢の生成により自動的に重心の推進（最初の衝突生成）が可能となる。

Fig. 10 は $\Delta b = 0.05$ [m] として完全な直立静止状態から歩行運動を開始させたシミュレーション結果である。結果より、1周期の安定歩容が生成されていることが分かる。また、**Fig. 11** はその1歩分の定常歩容のスティック線図である。システムパラメータは **Table 1** のように設定した。ただし、 T_{set}^1 , T_{set}^2 , T_{set}^H はそれぞれ b_1 , b_2 , θ_H の軌道追従における目標整定時間である。 T_{set}^2 は遊脚の先端位置の床面に対するクリアランスを保証するために、他より短く設定している。

次節にて詳細な性能解析を行うが、最も注目すべきは歩行

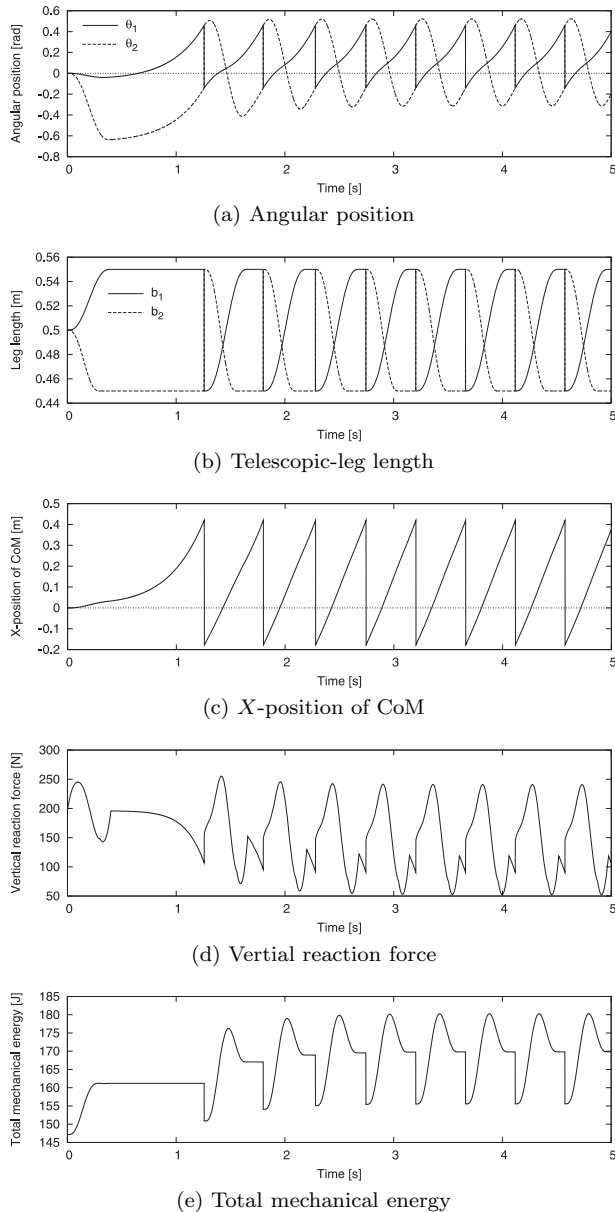


Fig. 10 Simulation results of dynamic walking from standing posture where $\Delta b = 0.05$ [m]

速度である。上記の結果では定常歩行速度が 1.31 [m/s] であった。文献[16]の中で、成人の平均歩行速度は 82 [m/min] ($= 1.367$ [m/s]) であると報告されている。これと比較すると、生成された歩容の速度は人間のそれに匹敵するものであることが分かる。同じ脚長と質量分布を持つ2足ロボットの仮想受動歩行やエネルギー追従制御などの結果[7][17]と比較しても、かなり高速な歩容が生成されていると言える。脚伸縮運動による移動効率の悪化は避けられないが、これまでに提案されてきた主要な準受動歩行の結果と比較すると、注目に値する高速歩行である。これが半円足の効果[8][9]を伴わない状態で実現されていることも付記しておきたい。

Fig. 10 (d) より床反力に十分な余裕が生まれていることが分かるが、これは脚の直動関節よりも下の部位に質量を与えたこ

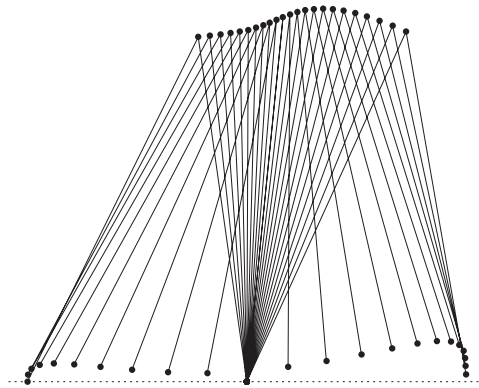


Fig. 11 Stick diagram for steady gait where $\Delta b = 0.05$ [m]

Table 1 Physical and control parameters of biped walking system

m_H	10.0	kg	α	0.60	rad
m	5.0	kg	T_{set}^1	0.40	s
a	0.50	m	T_{set}^2	0.30	s
b	0.50	m	T_{set}^H	0.40	s

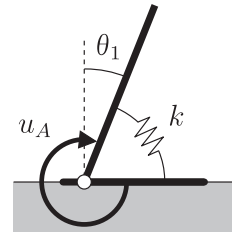


Fig. 12 Foot mechanism

とが影響しているものと思われる。また、Fig. 10 (e) より立脚期後半で負の入力パワーが発生していることが確認できる。これは主に股関節の目標時間軌道追従に起因するものである。後述するように、 Δb がゼロに接近すると、歩容生成は不可能となる。股関節のみの目標軌道追従を行ったとしても、仮想受動歩行やエネルギー追従制御と同様に、足首関節トルクを用いなければPBを突破するだけの十分な推進力を得られないということである[7][8]。このことは、10%に満たないわずかな脚伸縮による衝突姿勢の非対称化が、歩容生成可能領域を大きく広げていることを示唆している。

4.4 足首関節トルクを考慮した性能解析

前章で解析したRWでは、走行に至る一歩手前の極めて高速な動歩行が実現されたが、その代償として脚伸縮運動の整定条件が満たされないほど素早い運動となっていた。この問題解決のための有効な手段として、足首関節トルクによるブレーキ効果の利用が考えられる。支持脚に逆方向の回転モーメントを加えることで、その運動を適度に抑制し、脚伸縮のための整定時間を稼ぐという発想である。

本章ではFig. 12に示すように、支持脚と足部の間に仮想的な弾性要素を考え、その作用力を足首関節トルク u_A として与えることとする。直立姿勢 ($\theta_1 = 0$) のときに弾性要素が自然長をとると仮定すると、足首関節トルクは

$$u_A = -k\theta_1 \quad (42)$$

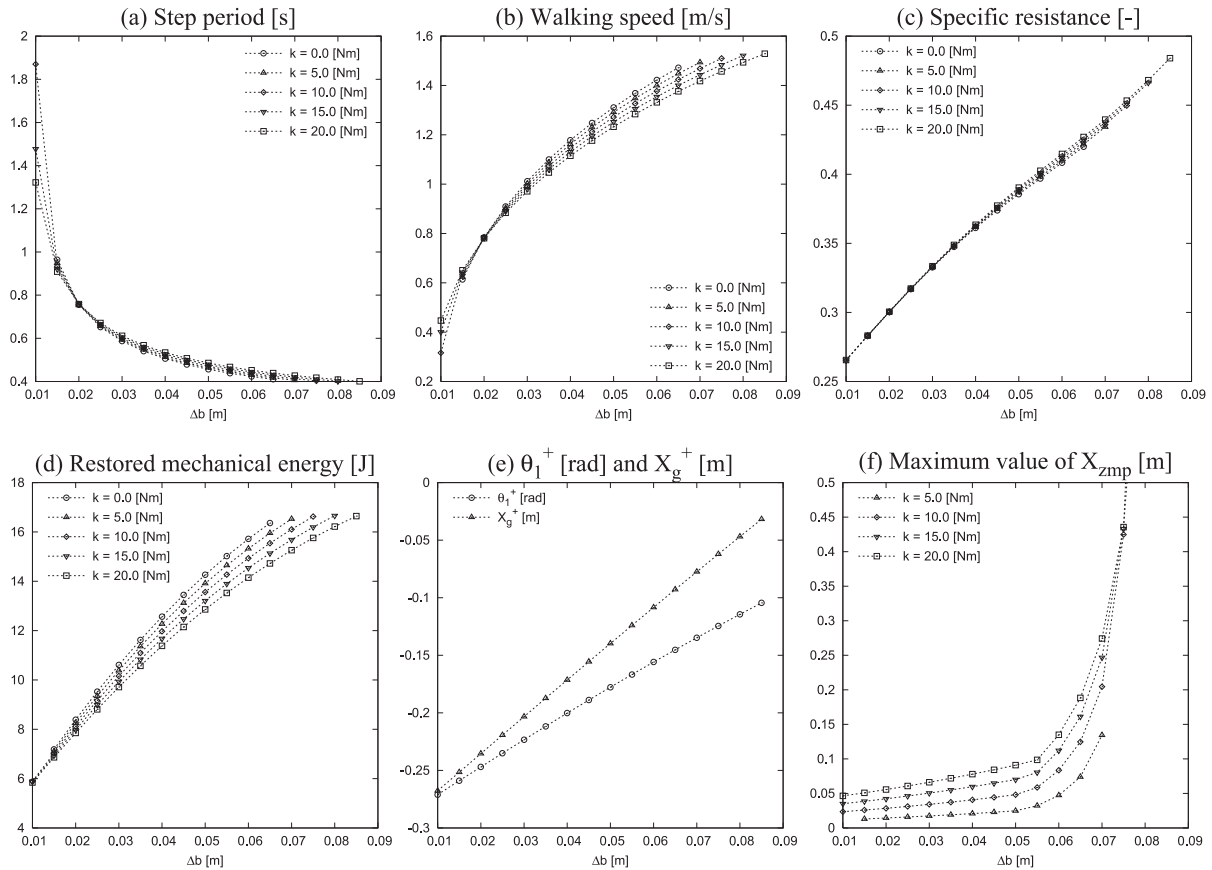


Fig. 13 Gait descriptors with respect to Δb for five values of k

となる。ただし、 k [N·m] は弾性係数に相当する正定数である。これより足首関節トルクベクトル

$$\mathbf{S}_{AuA} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T \mathbf{u}_A \quad (43)$$

を式 (16) の右辺に追加して λ を、式 (16) の $\mathbf{h}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})$ を $\mathbf{h}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}}) - \mathbf{S}_{AuA}$ と置き直して $\mathbf{B}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})$ を、それぞれ計算し直さなければならないことに注意されたい。

Fig. 13 は Δb を 0.005 [m] ずつ変化させて計算した各離散変数をプロットしたものである。ただし、歩容が安定な 1 周期のパターンに収束した場合のみをプロットした。 k は 0.0, 5.0, 10.0, 15.0, 20.0 [N·m] の 5 通りに設定した。

Fig. 13 (a) より、すべての場合で Δb に対して歩行周期が単調減少していること、 k が大きくなるほど整定時間に余裕が生まれていること、がただちに分かる。最大整定時間は $T_{\text{set}}^1 = T_{\text{set}}^H = 0.40$ [s] であるので歩行周期はこれよりも長くなければならないが (整定条件)、すべての k の場合において Δb の増大によりこの条件が満たされなくなり、歩容生成が不可能となっている。 Δb が大きい領域では、 k が大きいほど \mathbf{u}_A のブレーキ効果で歩行周期に余裕が生まれているが、 Δb が小さい領域 ($\Delta b \leq 0.02$ [m]) ではこの傾向が逆転している。更には、 $k = 10.0, 15.0, 20.0$ の場合は $\Delta b = 0.01$ [m] でも歩容が生成されている。この理由は、立脚前期に θ_1 が負の値をとることで \mathbf{u}_A が正値となり、PB の突破を助長するためであると考えられる。

Fig. 13 (b) より、すべての場合で歩行速度が単調増加していることが分かる。この場合も RW と同様の定義式により歩行速度を計算している。その歩幅は重心の水平移動距離 ΔX_g に等しいが、これは次の関係式

$$\Delta X_g^2 = (a + b + \Delta b)^2 + (a + b - \Delta b)^2 - 2(a + b + \Delta b)(a + b - \Delta b) \cos \alpha \quad (44)$$

$$\frac{\partial \Delta X_g^2}{\partial \Delta b} = 4(1 + \cos \alpha) \Delta b \quad (45)$$

を満たすため、 Δb に対して単調増加することが分かる。これより、歩行速度は ΔX_g の増加と歩行周期の減少との相乗効果によるものである、と結論される。ただし、 ΔX_g の増加傾向は Δb のそれに比べ弱いので、基本的には歩行周期に反比例するかたちで増加していると理解される。

Fig. 13 (c) より、すべての場合で SR は同じ単調増加の傾向を示している。伸縮長に対して消費エネルギーが増大するのは自然な結果であるが、この結果は歩行速度以上に消費エネルギー (平均入力パワー) の増加傾向が強いことを示すものである。移動効率を改善する方法として、 \mathbf{u}_A の効果で延長された歩行周期に併せて目標整定時間を極力長く設定することが考えられる。ただし、消費エネルギーの低減は期待できても同時に歩行速度も変化するため、実際に移動効率を計算しない限りは有効性を判断できない。その検証については、また別の機会に譲りたい。なお、 \mathbf{u}_A はアクチュエータが発生する制御

トルクではなく弾性力であるとして、SR の計算には用いていない。つまり、平均入力パワーを

$$p = \frac{1}{T} \int_0^T \left(|\dot{b}_1 u_1| + |\dot{b}_2 u_2| + |\dot{\theta}_H u_H| \right) dt \quad (46)$$

として SR を計算している。

Fig. 13 (d) は 1 歩当りの回復エネルギーであるが、同じ Δb では k が小さいほど回復量が大きくなっていることが分かる。ブレーキ効果が小さいほどエネルギー回復がスムーズに行われるという自然な結果と言えよう。

Fig. 13 (e) は衝突直後の θ_1 と X_g の値をプロットしたものである。衝突姿勢は k の値に関係なく Δb に対して一意に定まるので、 $k = 20.0$ の場合のみをプロットしてある。すべての場合で X_g^+ は負の値となった、つまり PB を突破を保証する領域には至らなかった。同じく θ_1^+ も常に負の値となった。これは、衝突時に腰位置が前脚着地点より前方にシフトすることはないことを示すものである。これらの結果を角運動量の観点から考察してみよう。ロボットの接地点回りの角運動量を L [kg·m²/s] とすると、その時間微分は関係式

$$\dot{L} = u_A + MgX_g \quad (47)$$

を満たす。ただし M [kg] はロボットの全質量である。立脚期に PB が存在する動歩行においては、角運動量は時間に対して下に凸な軌道を描く [11]。しかし PB 突破の十分条件 ($X_g^+ \geq 0$) を達成する歩容は u_A が存在しなければ常に $\dot{L} \geq 0$ となり、角運動量は単調に回復されることとなる。本論文の解析結果を通して言えることは、条件 $X_g^+ < 0$ の達成あるいは u_A による減速などを通して $\dot{L} < 0$ となる相を作り出し過大な推進を防ぐことで安定歩容生成が実現されている、ということである。換言すれば、単調な角運動量回復は実現が困難な超高速動歩行を意味する、ということになる。

Fig. 9 のモデルの ZMP の X 座標は、床反力の鉛直方向成分を R_Z とすると

$$X_{zmp} = \frac{k\theta_1}{R_Z} \quad (48)$$

で計算される。 R_Z の計算方法については付録 A を参照されたい。 Fig. 13 (f) は、この最大値をプロットしたものである。なお、 $k = 0.0$ [N·m] の場合は常にゼロであるので省略した。結果より、すべての場合で最大 ZMP は Δb に対して単調増加しており、その増大傾向は途中で大きく変化していることが分かる。 Fig. 14 は $k = 20.0$ とした定常歩行における ZMP の時間変化を二つおりの Δb についてプロットしたものである。いずれの場合も立脚終期に挙動が変化している（微分不可能な点が現れている）が、これは目標姿勢への整定が完了し 1 自由度の剛体としての自由落下状態に移行したためである。 $\Delta b = 0.040$ [m] の場合は制御相にピークが存在しているが、目標姿勢への整定後に更に増大し、最終的に衝突直前の ZMP がその最大値となっている。これに対して $\Delta b = 0.070$ [m] の場合は整定後の時間余裕が少なく、制御相に現れるピークが最大 ZMP となっている。このような差異は見られるものの、ZMP が後方（踵側）から前方（爪先側）へと移動したあと、前足部の足裏面に留ま

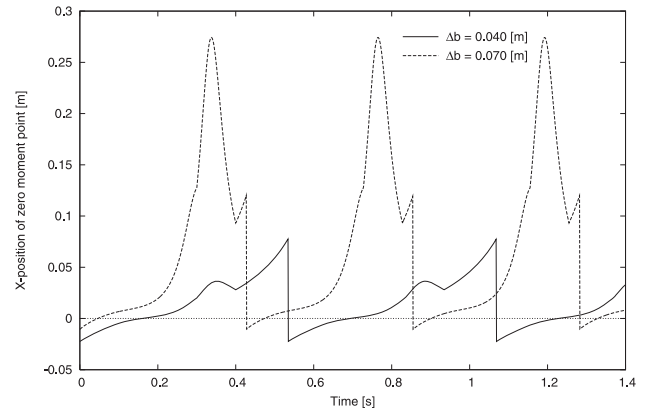


Fig. 14 Time evolutions of X_{zmp} for two values of Δb

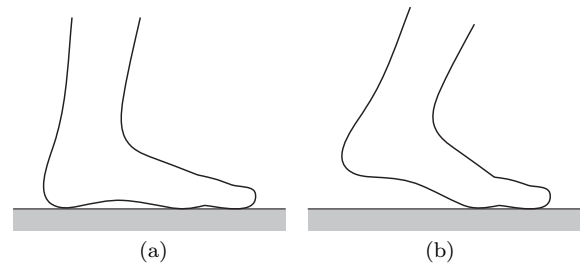


Fig. 15 Foot flat weight-bearing and forefoot weight-bearing

る点は共通しており、人間の足部の形状と運動を反映した挙動を示していると言える。

なお、ZMP の最小値については省略したが、観測された特性を述べておく。前述のように常に $\theta_1^+ < 0$ であれば、 $k = 0.0$ [N·m] 以外の場合は衝突直後に正の足首関節トルクが発生するため、ZMP の最小値は常に負となる。しかしながら、その絶対値は最大値のそれに比べて小さく、 Δb に対する変化も負の領域内でわずかに増大する程度である。前足部と比べて踵側に ZMP が留まる期間が短く、その要求される長さも短いという性質は、いずれも人間のそれに合致するものである。

また、 Δb がある程度大きくなると、非常に長い前足部が要求される結果となっているが、この場合は人間であれば Fig. 15 (a) の足裏を床面にフィットさせた状態（Foot flat weight-bearing）から (b) の踵が浮き上がる爪先立ちの姿勢（Forefoot weight-bearing）に移行すると考えられる [16]。ロボットにおいても、安定歩容生成のために必要な現象としてこれが現れる可能性があることを解析結果が示している。

5. まとめと今後の課題

本論文では、PB 突破の有利性の観点から衝突姿勢の非対称化に基づく動的歩容生成法を提案し、その有効性と基本的性質を数値シミュレーションを通して検証した。結果より、人間に匹敵する高速な平地動歩行が実現可能であることが分かった。

従来の手法と最も本質的に異なるのは、第一目標を姿勢制御に置いており、エネルギー回復が付随的に達成される、という点である。PB 突破の保証が初期値探索の困難の解消やスムーズな歩行開始の実現など、様々な利点を導いていることは注目

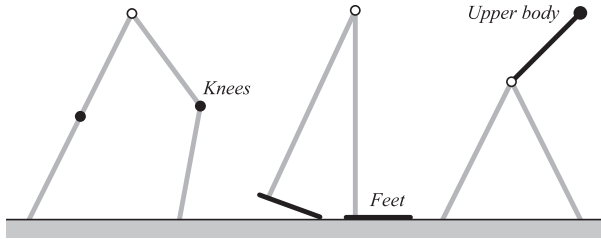


Fig. 16 Several approaches to asymmetrization of impact posture

すべき結果と言えよう。

2足歩行運動を実現するためには前方へ重心を推進し続ける必要がある、という従来の共通認識に対して、本論文の手法が示唆しているのは「前方へ倒れ込むのを抑制し続けるのが2足歩行である」という新しい見解である。そして、これが人間の前後非対称な足形状の必要性の理解に繋がるものと筆者は考察している。

本論文では衝突姿勢の非対称化を実現する最も簡単な方法として脚伸縮機構を採用したが、このほかにも様々な身体構造の利用が考えられる。幾つかの例を Fig. 16 に示す。中央は足部の前後非対称性を利用したもの (Forefoot weight-bearing [16]) である。これが暗示するのは、前方にだけ長い足部は支持脚にブレーキをかけるだけでなく、衝突姿勢の非対称化においても必要であるということである。前章における ZMP の解析結果は、足部が有限長であればこの状態が必然的に発生することを示唆している。このとき同時に、蹴り動作の効果 [5] [11] が得られる可能性もあろう。このアプローチの有用性の検証は今後の課題の一つである。また本論文で生成された歩容の移動効率は、従来の手法と比べて大幅に悪化していたことも忘れてはならない。その改善も今後検討すべき重要な課題として残されている。

参考文献

- [1] S. Collins, A. Ruina, R. Tedrake and M. Wisse: "Efficient bipedal robots based on passive-dynamic walkers," *Science*, vol.307, no.5712, pp.1082–1085, 2005.
- [2] F. Asano, T. Hayashi, Z.W. Luo, S. Hirano and A. Kato: "Parametric excitation approaches to efficient dynamic bipedal walking," *Proc. of the IEEE/RSJ Int. Conf. on Intelligent Robots and Systems*, pp.2210–2216, 2007.
- [3] T. Hayashi, F. Asano, Z.W. Luo, A. Nagano, K. Kaneko and A. Kato: "Experimental study of a parametrically excited dynamic bipedal walker with counterweights," *Proc. of the IEEE/RSJ Int. Conf. on Intelligent Robots and Systems*, pp.81–86, 2009.
- [4] J. Zhang, M. Zhao and H. Dong: "Effect of energy feedbacks on virtual slope walking: I. Complementary energy feedback," *Proc. of the IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation*, pp.1959–1965, 2009.
- [5] 秋元, 松元: "蹴り足による足首駆動型準受動歩行機械の開発", *日本機械学会論文集 C 編*, vol.73, no.733, pp.2537–2542, 2007.
- [6] 米田, 佐藤: "自励運動に同期する 2 足歩行ロボットの研究", *日本ロボット学会誌*, vol.27, no.1, pp.96–106, 2009.
- [7] 浅野, 羅, 山北: "力学的エネルギー回復に基づく動的歩容生成と制御", *日本ロボット学会誌*, vol.23, no.7, pp.821–830, 2005.
- [8] 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.

- [9] 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.
- [10] 浅野, 羅: "パラメータ励振に基づく伸縮脚ロボットの動的歩行制御", *日本ロボット学会誌*, vol.23, no.7, pp.910–918, 2005.
- [11] 古荘, 山田: "角運動量を考慮した 2 足歩行ロボットの動的制御— 両脚支持期に蹴りを行う歩行—", *計測自動制御学会論文集*, vol.22, no.4, pp.451–466, 1986.
- [12] 関, 中澤, 藤江: "着地姿勢に基づく脚伸縮ロボットの歩容生成", 第 25 回日本ロボット学会学術講演会予稿集 CD-ROM, 1G17, 2007.
- [13] Y. Harata, F. Asano, K. Taji and Y. Uno: "Parametric excitation walking for four-linked bipedal robot," *Proc. of the 9th Int. IFAC Symp. on Robot Control*, pp.589–594, 2009.
- [14] M. Garcia, A. Chatterjee, A. Ruina and M. Coleman: "The simplest walking model: Stability, complexity, and scaling," *ASME J. of Biomechanical Engineering*, vol.120, no.2, pp.281–288, April 1998.
- [15] 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.
- [16] J. Perry: *Gait analysis: Normal and pathological function*. SLACK Inc., 1992.
- [17] A. Goswami, B. Espiau and A. Keramane: "Limit cycles in a passive compass gait biped and passivity-mimicking control laws," *Autonomous Robots*, vol.4, no.3, pp.273–286, 1997.

付録 A. 立脚期のヤコビアンと床反力の計算について

式 (16) における立脚期のヤコビアン $\mathbf{J}(\mathbf{q})$ と床反力の計算方法について以下に述べる。

両脚の腰位置が等しいという幾何学的拘束条件は

$$x_1 + (a + b_1) \sin \theta_1 = x_2 + (a + b_2) \sin \theta_2 \quad (\text{A.1})$$

$$z_1 + (a + b_1) \cos \theta_1 = z_2 + (a + b_2) \cos \theta_2 \quad (\text{A.2})$$

で与えられるので、これらを時間微分して

$$\dot{x}_1 + (a + b_1) \dot{\theta}_1 \cos \theta_1 + \dot{b}_1 \sin \theta_1 = \dot{x}_2 + (a + b_2) \dot{\theta}_2 \cos \theta_2 + \dot{b}_2 \sin \theta_2 \quad (\text{A.3})$$

$$\dot{z}_1 - (a + b_1) \dot{\theta}_1 \sin \theta_1 + \dot{b}_1 \cos \theta_1 = \dot{z}_2 - (a + b_2) \dot{\theta}_2 \sin \theta_2 + \dot{b}_2 \cos \theta_2 \quad (\text{A.4})$$

を得る。また、支持脚の先端が床面に拘束される条件は

$$\dot{x}_1 = 0, \quad \dot{z}_1 = 0 \quad (\text{A.5})$$

で与えられる。これら四つの条件式をまとめて

$$\mathbf{J}(\mathbf{q}) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & (a + b_1) \cos \theta_1 & \sin \theta_1 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & -(a + b_1) \sin \theta_1 & \cos \theta_1 & 0 & -1 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -(a + b_2) \cos \theta_2 & -\sin \theta_2 \\ (a + b_2) \sin \theta_2 & -\cos \theta_2 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} =: \begin{bmatrix} \mathbf{J}_1(\mathbf{q}) \\ \mathbf{J}_2(\mathbf{q}) \\ \mathbf{J}_3 \\ \mathbf{J}_4 \end{bmatrix} \quad (\text{A.6})$$

となる。

式 (16) の未定乗数ベクトル $\boldsymbol{\lambda} \in \mathbb{R}^4$ は

$$\boldsymbol{\lambda} = -\mathbf{X}(\mathbf{q})^{-1} \left(\mathbf{J}(\mathbf{q})\mathbf{M}(\mathbf{q})^{-1}(\mathbf{S}\mathbf{u} - \mathbf{h}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})) + \dot{\mathbf{J}}(\mathbf{q}, \dot{\mathbf{q}})\dot{\mathbf{q}} \right) \quad (\text{A.7})$$

と求まる. これを式 (16) に代入して整理したものが式 (19) (20) (21) である. この $\boldsymbol{\lambda}$ の各成分を

$$\boldsymbol{\lambda} = \begin{bmatrix} \lambda_1 & \lambda_2 & \lambda_3 & \lambda_4 \end{bmatrix}^T \quad (\text{A.8})$$

とすると, 式 (A.6) の関係よりホロノミック拘束力項は

$$\mathbf{J}(\mathbf{q})^T \boldsymbol{\lambda} = \mathbf{J}_1(\mathbf{q})^T \lambda_1 + \mathbf{J}_2(\mathbf{q})^T \lambda_2 + \mathbf{J}_3^T \lambda_3 + \mathbf{J}_4^T \lambda_4 \quad (\text{A.9})$$

と分解される. この右辺第四項が鉛直方向の床反力を表すものであり, λ_4 がその床反力 R_Z となっている.



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. 2008年10月より北陸先端科学技術大学院大学情報科学研究科准教授, 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)