安全な2足ロボットの実現に向けた弾性アクチュエータの 各軸独立による多軸制振制御

須賀 貴裕* 藤本 康孝*

Independent Joint Vibration Suppression Control of Elastic Actuators for Safe Biped Robot

Takahiro Suga* and Yasutaka Fujimoto*

We have developed safe, soft, and energy-saving actuators which have the elastic mechanism. Using proposed soft actuators, a robot with twelve joints has been developed. Due to the elasticity of the actuator, vibration of joints arises when usual joint control is adopted. In this paper, a new vibration suppression control based on Lie algebra is proposed. Robustness for inertia fluctuation is evaluated by experiments. Finally, standing experiment by using the proposed control has been carried out.

Key Words: Elastic Joint, Safe Actuator, Biped Robot, Vibration Suppression Control

1. はじめに

少子高齢化問題を背景とした労働力不足を補うため、人間と同じ資源を使えるヒューマノイドに注目が集まっている。そのため、現在までに多くのヒューマノイドやその歩行原理を研究するための2足歩行ロボットが開発されてきた。しかし、これらは高減速比のギアをもつため、バックドライバビリティが低く、外界からの衝撃を吸収することが難しいので、転倒時の自損や人を巻き込んだ事故が起こりうる。さらにギアの摩擦による消費エネルギーの増加は内部電源での駆動を想定した場合、駆動時間の減少をもたらす。そこで、筆者らは小型かつ省エネルギーで安全性の高いアクチュエータを目指し、関節にエラストマによる弾性機構を組み込んだアクチュエータを開発した[1]。このアクチュエータ出力トルクはバネのねじれに比例するためトルク制御が行いやすい。また、運動エネルギーを弾性エネルギーとしてバネに蓄えることができるため、省エネルギーなアクチュエータであると言える。また、バネにより、モータの出力軸と負荷側の回転軸が切り離されるため、擬似的なダイレクトドライブとなり安全なアクチュエータであると言える。

同様に、アクチュエータに弾性機構を組み込んだ研究として、MITで開発された金属バネを用いたSeries elastic actuator[2]やPisa大学で開発された複数バネを用いた可変バネ係数機構を

有するVSA-II (Variable Stiffness Actuators-II) [3]、可変剛性機構を有するアクチュエータを有するANLES [4]がある。これらのアクチュエータに比べ、本アクチュエータは部品数が少なく構造が簡単であり、アクチュエータ自体の制御が行いやすいという利点がある。またエラストマを用いたことで蓄積可能なエネルギーが非常に大きいという利点がある。また、弾性機構を埋め込んだロボットとして千歳科学大学のロボット[5]や同様に着地衝撃の緩和やそのエネルギーの回生を目的として空気アクチュエータを足首に埋め込んだ大阪大学のロボット[6]などが挙げられる。それらのロボットは筆者らの開発したロボットと違い、一部のみ弾性機構が埋め込まれている点が異なる。これらのロボットは制御が容易なと考えられるが、エネルギー回生や接触エネルギーの吸収能力が十分でなくなるものと考えられる。

固定点を持たない本システムに組み込まれた二慣性系となる弾性アクチュエータの制御手法として、一次側と二次側の慣性比に主眼をおいた従来の二慣性系制御手法[7]では、二次側の慣性変動が大きい本システムのアクチュエータを制御することは難しいと考える。そこで、筆者らはこのアクチュエータの制御に二慣性系外乱オブザーバを用いた制御[1]や、計算トルク法による位置制御系[8]を構築し、これらを制御してきた。しかし、これらの方法は二慣性系特有の振動を消すことができなかったり、コントローラが複雑になるなど、様々な問題が生じロボットの直立に至っていない。そのため本稿では各関節を独立に制御する新たな制御手法を提案し、シミュレーションおよび実験によりその効果を検証し、ロボットの直立を目指した。

原 2010年12月21日

*横浜国立大学大学院工学府物理情報工学専攻電気電子ネットワークコース

*Department of Electric and Computer Engineering Graduate School of Engineering Yokohama National University

■ 本論文は有用性で評価されました。

Fig. 1 Actuator model

Fig. 2 Elastomer spring

2. 弾性アクチュエータとロボット

開発した弾性アクチュエータはACモータとニトロブレングムを用いたエラストマバネ、ロボットのリンクを直列に接続した簡易な構造をしている。このエラストマバネを用いた弾性アクチュエータのプラントモデルをFig. 1と式(1), (2)に示す。

$$J_L \ddot{\theta}_L + K_s(\theta_L - \theta_M) = -\delta_L \quad (1)$$

$$J_M \ddot{\theta}_M - K_s(\theta_L - \theta_M) = \tau - \delta_M \quad (2)$$

変数の添字 L, M はバネを挟んで二次側（負荷側）、一次側（モータ側）のそれぞれの識別子で、 $\theta_i (i = L, M)$ は回転角を示し、 J_i はイナーシャ、 δ_i は粘性摩擦や床反力や接触力などの外力を含む外乱項、 K_s はバネ定数、 τ はモータの出力トルクである。

Fig. 1に組み込まれたエラストマバネをFig. 2に示す。Fig. 2に示した円柱状のエラストマバネは、モータの回転軸とリンクの回転軸の角度差によりねじりトルク $\tau_s = K_s(\theta_L - \theta_M)$ が生じる。エラストマバネのバネ定数は計算によって求めることができる。エラストマバネの大きさを高さ l 、半径 a 、剛性率 G とし、角度差 $\phi = \theta_L - \theta_M$ ねじったとする。このとき、Fig. 3に示したように円柱の軸から距離 r の位置にある直方体の体積要素 ABCDEFGH が変形により ABCDIJKL になったとする。面積要素 EFGH, IJKL に対する中心角を $d\psi$ とすると、EFGH の面積は $r d\psi dr$ となり、この部分の受けたずり歪は $\phi r/l$ である。このずり歪を生じさせるのに必要な力 df は、応力と面積の積によって式(3)で与えられる。

$$df = \text{歪} \times \text{剛性率} \times \text{面積} = \frac{\phi r}{l} G r d\psi dr \quad (3)$$

ずり歪を生じさせた力 df によって生じる回転軸まわりのトル

Fig. 3 Deforming of the elastomer spring

Fig. 4 Biped robot with elastic joint

クは距離 r を掛けた $df r$ となる。したがって、ねじり ϕ を与えるのに必要なトルク τ_s はこれを積分することで求めることができ、式(4)で与えられる。

$$\tau_s = \int_0^{2\pi} d\psi \int_0^a \frac{\phi r^3}{l} G dr = \frac{\pi a^4}{2l} G \phi \quad (4)$$

剛性率 G は物体の伸びにくさを表すヤング率 E とポアソン比 μ を用いて $G = E/2(1+\mu)$ と表すことができることから、エラストマバネのバネ係数は式(5)で表すことができる。

$$K_s = \frac{\pi a^4}{2l} G = \frac{\pi a^4}{2l} \frac{E}{2(1+\mu)} \quad (5)$$

筆者らはこの弾性アクチュエータを各関節に用いた2足ロボットを開発した。ロボットとROCOS上でのモデルをFig. 4に示す。この2足ロボットは、身体寸法は身長155[cm]の人の平均的な体格を基準としている。全12自由度の関節を持ち、そのすべてに弾性アクチュエータを用いている。筆者らは従来の剛体アクチュエータと弾性アクチュエータの消費エネルギーの比較実験[9]を行っており、この実験から弾性アクチュエータを用いることで、消費エネルギーを10%程度改善できることが分かっている。この弾性アクチュエータはバネの共振周波数に近い動作をするほど消費エネルギーの低減率が大きく、歩行動作の周期に合わせてバネ係数を設計することで、ロボットの消費エネルギーをより減らすことが可能と言える。また足部には人間用のカーボン製義足を用いている。これは、歩行、走行時に義足のしなりによってエネルギーを一時的に蓄えられるため、消費電力を低減する効果を期待できる。

この2足ロボットは、これまでに開発したアーム[1]と異なり、多軸の系である。そのため2軸側にリンク間干渉があり、各

軸を二慣性系システムとして独立に制御した場合、振動が生じるため安定させることが難しい。

3. 制 御 手 法

筆者らはこれまでに劣駆動系を制御するために非線形制御とリ一代数を用いた制御手法を開発した [10]。この手法はイナーシャ変動に対してロバストな制御手法である。しかし、この手法では非駆動軸に加わる外乱の影響が考慮されていないため、他関節の影響や外界からの影響を大きく受ける本システムに適用した場合、目標値に追従できなくなる。そこで本論文では外乱オブザーバにより外乱を推定し、推定した外乱により二次側外乱を抑圧することのできる制御手法を提案する。

提案手法では式 (1), (2) のノミナルモデルの運動方程式 (6), (7) を用いて制御手法を構築する。

$$J_{Ln}\ddot{\theta}_L + K_s(\theta_L - \theta_M) = -\delta_L \quad (6)$$

$$J_{Mn}\ddot{\theta}_M - K_s(\theta_L - \theta_M) = \tau - \delta_M \quad (7)$$

式 (6), (7) に示したノミナルモデルは、外乱をゼロとして取り扱った場合、式 (8), (9) の一般式で表すことができる。

$$M_{11}\ddot{\theta}_L + M_{12}\ddot{\theta}_M + F_1(\theta_L, \theta_M) = 0 \quad (8)$$

$$M_{21}\ddot{\theta}_L + M_{22}\ddot{\theta}_M + F_2(\theta_L, \theta_M) = \tau \quad (9)$$

式 (8) において仮想入力 $u = \ddot{\theta}_M$ を用いて式 (9) に代入すると一般式で与えられるモータトルク指令値は式 (10) によって与えられる。

$$\tau_{ref} = \left(M_{22} - \frac{M_{12}M_{21}}{M_{11}} \right) u - \frac{M_{21}}{M_{11}} F_1 + F_2 \quad (10)$$

続いて、制御出力 (関節角度) $y = \theta_L$ と仮想入力 u との関係を導出し、仮想入力を定める式を導出する。非線形システムの出力は次式 (11) によって示される。

$$y = h(z) \quad (11)$$

$$\dot{z} = f(z) + g(z)u \quad (12)$$

この出力 y をリ一微分を用いて偏微分を行うと式 (13) ~ (15) を得る。

$$\dot{y} = \frac{\partial h}{\partial z} \dot{z} = \frac{\partial h}{\partial z} f(z) = L_f h(z) \quad (13)$$

$$\ddot{y} = \frac{\partial L_f h(z)}{\partial z} \dot{z} = \frac{\partial L_f h(z)}{\partial z} f(z) = L_f^2 h(z) \quad (14)$$

⋮

$$y^{(4)} = L_f^4 h(z) + L_g L_f^3 h(z) u \quad (15)$$

$$u = \frac{y^{(4)} - L_f^4 h(z)}{L_g L_f^3 h(z)} \quad (16)$$

式 (15) を u について解くと、式 (16) を得ることができ、式 (10) に代入することでモータのトルク指令値を得ることができる。

以上の議論を用い一次側、二次側の外乱の影響を考慮した上

で、式 (6), (7) からモータトルクの指令値を導出する。式 (8) と同様に式 (7) よりモータのトルク指令値 τ^{ref} は式 (17) で表される。

$$\tau^{ref} = J_{Mn}\ddot{\theta}_M - K_s(\theta_L - \theta_M) \quad (17)$$

ここで、 τ_{ref} を式 (2) の τ に代入することを考慮すると、一次側外乱の推定値 $\hat{\delta}_M$ を式 (18) のように τ^{ref} に上乘せすることで、外乱を打ち消すことが可能となる。

$$\tau^{ref} = J_{Mn}\ddot{\theta}_M - K_s(\theta_L - \theta_M) + \hat{\delta}_M \quad (18)$$

続いて式 (13) ~ (15) までの変形を用いて再帰的に u の導出を行う。プラントモデルが線形であるため容易に解を得ることができる。

$$y = \theta_L \quad (19)$$

$$\dot{y} = \dot{\theta}_L \quad (20)$$

$$\ddot{y} = \ddot{\theta}_L = -\frac{K_s}{J_L}(\theta_L - \theta_M) - \frac{\delta_L}{J_L} \quad (21)$$

$$y^{(3)} = \theta_L^{(3)} = -\frac{K_s}{J_L}(\dot{\theta}_L - \dot{\theta}_M) - \frac{\dot{\delta}_L}{J_L} \quad (22)$$

$$y^{(4)} = \theta_L^{(4)} = -\frac{K_s}{J_L}(\ddot{\theta}_L - \ddot{\theta}_M) - \frac{\ddot{\delta}_L}{J_L} \quad (23)$$

式 (23) を仮想入力 u について解き、式 (21) を代入すると式 (24) を得る。

$$u = \ddot{\theta}_L + \frac{J_L}{K_s} y^{(4)} = \frac{J_L}{K_s} y^{(4)} - \frac{K_s}{J_L}(\theta_L - \theta_M) - \frac{\delta_L}{J_L} \quad (24)$$

ただし、式 (24) では制御周期中における二次側外乱 δ_L の変化は小さくステップ外乱であるとして、 $\dot{\delta}_L = \ddot{\delta}_L = 0$ として扱っている。ここでさらに $y^{(4)}$ を所望の値にするため、 y をフィードバックすることで与えるフィードバック出力を ν とおく。 ν はフィードバック係数 λ_i を用いて式 (25) で与えられる。

$$\begin{aligned} \nu &= y^{(4)} \\ &= y^{(4)cmd} \\ &\quad + \lambda_3(y^{(3)cmd} - y^{(3)}) + \lambda_2(\ddot{y}^{cmd} - \ddot{y}) \\ &\quad + \lambda_1(\dot{y}^{cmd} - \dot{y}) + \lambda_0(y^{cmd} - y) \\ &= y^{(4)cmd} + \lambda_3 y^{(3)cmd} + \lambda_2 \ddot{y}^{cmd} + \lambda_1 \dot{y}^{cmd} + \lambda_0 y^{cmd} \\ &\quad - (\lambda_3 s^3 + \lambda_2 s^2 + \lambda_1 s + \lambda_0) y \end{aligned} \quad (25)$$

ここで、 y , y^{cmd} はそれぞれ二次側角度 (関節角度) θ_L 、二次側角度指令値 (関節角度) θ_L^{cmd} である。実装時には $\ddot{y}$, $y^{(3)}$ を直接得ることや、 y の差分法による微分で得ることはノイズなどの問題から難しい。そこで、 $\ddot{y}$, $y^{(3)}$ は式 (21), (22) で示されるノミナルモデルによる推定値、式 (27), (28) を用いて式 (26) を計算する。

$$\hat{\theta}_L^{(3)} = -\frac{K_s}{J_{Ln}}(\dot{\theta}_L - \dot{\theta}_M) \quad (27)$$

$$\hat{\ddot{\theta}}_L = -\frac{K_s}{J_{Ln}}(\theta_L - \theta_M) - \frac{\delta_L}{J_{Ln}} \quad (28)$$

$$\begin{aligned} \nu = & \theta_L^{(4)cmd} + \lambda_3 \theta_L^{(3)cmd} + \lambda_2 \ddot{\theta}_L^{cmd} + \lambda_1 \dot{\theta}_L^{cmd} + \lambda_0 \theta_L^{cmd} \\ & - \lambda_3 \hat{\theta}_L^{(3)} - \lambda_2 \hat{\ddot{\theta}}_L - \lambda_1 \dot{\theta}_L - \lambda_0 \theta_L \end{aligned} \quad (29)$$

式 (26) 中の λ_i は左半平面に存在する極 μ_i によって与えられるフィードバックゲインである。ただし, $\mu_i < 0 (i = 0, \dots, 3)$ である。

$$(s - \mu_0) \cdots (s - \mu_{n-1}) = s^n + \lambda_{n-1} s^{n-1} + \cdots + \lambda_0 = 0 \quad (30)$$

最終的に, 式 (18) に式 (24), (29) を代入し整理することで, モータのトルク指令値 τ^{ref} は式 (31) で与えられる。

$$\begin{aligned} \tau^{ref} = & \frac{J_{Mn} J_{Ln}}{K_s} \nu - \left(1 + \frac{J_{Mn}}{J_{Ln}} \right) K_s (\theta_L - \theta_M) \\ & - \frac{J_{Mn}}{J_{Ln}} \delta_L + \hat{\delta}_M \end{aligned} \quad (31)$$

しかし, 式 (18) で δ_M を補償するための $\hat{\delta}_M$, 式 (29), (31) に含まれる δ_L を推定し置き換える必要がある。そこで外乱は式 (6), (7) より外乱オブザーバ[11]を構築し, 式 (32), (33) により推定する。

$$\begin{aligned} \hat{\delta}_L = & \frac{g_L}{s + g_L} \left(-K_s \theta_L + K_s \theta_M + g_L J_{Ln} \dot{\theta}_L \right) \\ & - g_L J_{Ln} \dot{\theta}_L \end{aligned} \quad (32)$$

$$\begin{aligned} \hat{\delta}_M = & \frac{g_M}{s + g_M} \left(\tau^{ref} + K_s \theta_L - K_s \theta_M + g_M J_{Mn} \dot{\theta}_M \right) \\ & - g_M J_{Mn} \dot{\theta}_M \end{aligned} \quad (33)$$

ここで, g_L, g_M はそれぞれ二次側, 一次側のオブザーバゲインである。最終的に, 式 (31) に式 (32), (33) を用いたモータのトルク指令値が式 (34) によって与えられる。

$$\begin{aligned} \tau^{ref} = & \frac{J_{Mn} J_{Ln}}{K_s} \nu(\hat{\delta}_L) - \left(1 + \frac{J_{Mn}}{J_{Ln}} \right) K_s (\theta_L - \theta_M) \\ & - \frac{J_{Mn}}{J_{Ln}} \hat{\delta}_L + \hat{\delta}_M \end{aligned} \quad (34)$$

式 (34) で与えられるモータのトルク指令値 τ_{ref} は Fig. 1 に示したモデルに基づいた制御則であり, 負荷側外乱を考慮したものとなっている。そのためモータのトルク指令値により, 負

Fig. 5 Block diagram of the system

荷側角度を直接制御するため, 一次側はトルク制御のみを行う加速度制御系となり, モータトルクと負荷外乱の遅れの関係が考慮されている。制御ブロック図を Fig. 5 に示す。

以上より, 設計すべきパラメータは各関節につきコントローラの極 $\mu_0 \sim \mu_3$, 外乱オブザーバのゲイン $g_L, g_M [\text{rad/s}]$, ノミナルなイナーシャ値 $J_{Ln}, J_{Mn} [\text{kg} \cdot \text{m}^2]$ である。現状バネ係数 K_s と一次側イナーシャ値 J_{Mn} はカタログ値を用い, それ以外の設計パラメータは実験的に決めている。また, コントローラの極配置も四重根としている。以上の議論において直接計測した値を用いるものは二次側, 一次側角度 θ_L, θ_M のみである。式 (29), (32), (33) 中の二次側, 一次側の角加速度 $\dot{\theta}_L, \dot{\theta}_M$ は θ_L, θ_M を擬微分したものを用いる。 θ_L, θ_M の両角度はエンコーダ値を直接用いているため, エンコーダの分解能の影響を受ける。

4. 伝達関数

式 (34) のトルクを使用したときの無外乱下におけるステップ応答の伝達関数は式 (35) で与えられる。

$$\frac{\theta_L}{\theta_L^{ref}} = \frac{\lambda_0}{As^4 + Bs^3 + Cs^2 + \lambda_1 s + \lambda_0} \quad (35)$$

ただし, $A \sim C$ は以下の式で与えられる。

$$A = \frac{J_L}{J_{Ln}} \frac{J_M}{J_{Mn}} \quad (36)$$

$$B = \frac{J_L}{J_{Ln}} \lambda_3 \quad (37)$$

$$C = \left(\frac{J_M}{J_{Mn}} - \frac{J_L}{J_{Ln}} \right) \frac{K_s}{J_{Ln}} + \frac{J_L}{J_{Ln}} \lambda_2 \quad (38)$$

ここでノミナル値がプラント値に一致するとき, すなわち $J_{Ln} = J_L, J_{Mn} = J_M$ となるとき式 (35) は式 (39) となる。

$$\frac{\theta_L}{\theta_L^{ref}} = \frac{\lambda_0}{s^4 + \lambda_3 s^3 + \lambda_2 s^2 + \lambda_1 s + \lambda_0} \quad (39)$$

式 (39) の伝達関数の特性方程式は式 (30) と一致する。したがって, $\mu_0 \sim \mu_3$ がシステム全体の極となる。

5. 負荷変動特性

提案手法は, 一つひとつの関節に独立に制御をかける手法であるため, 関節角度によって変動する制御対象の負荷側イナーシャ J_L に対して制御則が対応できる必要がある。膝関節の可動による腰関節まわりの負荷側イナーシャ J_L の変動を例にあ

Fig. 6 Inertia fluctuation of hip joint

Fig. 7 Characteristic of J_L variation ($J_L > J_{Ln}$) Fig. 8 Characteristic of J_L variation ($J_L < J_{Ln}$)

Table 1 Joint control simulation parameters

Parameter	Nominal value	Plant
Poles $\mu_0 \sim \mu_3$ [rad/s]	30	—
Secondary inertia J_L [kg/m ²]	1.400	Variable
Primary inertia J_M [kg/m ²]	0.173	0.173
Spring constant K_s [N·m/rad]	107.0	107.0
Sampling period ΔT [μ s]	500	10

げると、Fig. 6 より変動幅は最小値を基準として 3 倍程度の変動があることが分かる。ただし、このときの膝関節の可動範囲を $0 [\text{rad}] \sim 2 [\text{rad}]$ としている。

そこで、無外乱環境下においてプラント側の負荷イナーシャ J_L を変動させたときの様子を Fig. 7, 8 に示す。外乱推定の初期応答の影響により、コントローラのステップ応答が影響を受けるため、このシミュレーションでは外乱オブザーバを外してある。このシミュレーションに用いたパラメータを Table 1 に示す。Fig. 7 にはコントローラのノミナルイナーシャ J_{Ln} に比べプラントのイナーシャ J_L を大きい方向へ変化させたときの応答を示し、Fig. 8 にはコントローラのノミナルイナーシャ J_{Ln} に比べプラントのイナーシャ J_L を小さい方向に変化させたときの応答を示す。

Fig. 7 よりノミナルイナーシャ J_{Ln} に比べプラントのイナーシャ J_L が大きくなった場合応答は不足制動となる。しかしながら、 $J_L > 2J_{Ln}$ の程度範囲内では、収束速度がもっともよい条件である $J_L = J_{Ln}$ に比べ 2 倍程度であり、歩行等の関節のモーションコントロールを行うにあたり十分な速度でありロボットに要求される動きに追従することができるといえる。また、Fig. 7 に示した $J_L < J_{Ln}$ の条件下における応答は高速であるが、 J_{Ln} に対して J_L が小さくなりすぎると二次側角度 θ_L が発散してしまう。

これらの事象を解析するために、式 (35) の特性方程式にシミュレーションに使用したパラメータによる根軌跡を Fig. 9 に示す。Fig. 9 に示した根軌跡ではノミナル・プラント慣性比 J_L/J_{Ln} を 0.0067~148.2 まで動かしている。図より J_L/J_{Ln}

Fig. 9 Root locus of the system

が 0.186 以下である場合、不安定根を持つことが分かる。逆に J_L/J_{Ln} 以上では不安定根を持たない。慣性比が 0.186 以下で発散することは Fig. 8 の慣性比が 0.1 と 0.2 の間で発散する事実と一致する。

以上のことから、コントローラの側の負荷イナーシャ J_{Ln} を適当に決めることにより、 J_L は 1~4 倍程度の変動幅を許容することのできる制御則であり、筆者らが開発したロボットの制御則として実用上問題ないといえる。

6. 外乱抑圧特性

式 (32), (33) で示した外乱オブザーバが二慣性系となる弾性アクチュエータにおいても一次、二次双方の外乱を抑圧し本プラントで有用な効果を発揮するかどうかを検討する。式 (1) を θ_M について解き、式 (2) に代入すると等価プラントの運動方程式、式 (40) を得ることができる。

$$\theta_L = P_L \left(\tau - \delta_M - \frac{J_M s^2 + K_s}{K_s} \delta_L \right) \quad (40)$$

$$P_L = \frac{K_s}{J_L J_M s^4 + (J_L + J_M) K_s s^2} \quad (41)$$

さらに外乱環境下におけるバネのねじりトルク τ_s は式 (42) で表される。

$$\tau_s = K_s(\theta_L - \theta_M) = -J_L s^2 \theta_L - \delta_L \quad (42)$$

式 (42) を用いることで式 (34) の第二項は式 (43) となる。

$$\begin{aligned} & - \left(1 + \frac{J_{Mn}}{J_{Ln}} \right) K_s (\theta_L - \theta_M) \\ & = \left(J_L + J_{Mn} \frac{J_L}{J_{Ln}} \right) s^2 \theta_L + \delta_L + \frac{J_{Mn}}{J_{Ln}} \delta_L \end{aligned} \quad (43)$$

Fig. 5 に示したブロック図は式 (42), (43) によって Fig. 10 に書き換えることができる。ただし、 G_{τ_s} は以下の式で表される。

$$G_{\tau_s} = J_L + J_{Mn} \frac{J_L}{J_{Ln}} s^2 \quad (44)$$

ここで、外乱オブザーバの推定が式 (45) となる場合、Fig. 10 のブロック図は Fig. 11 と書き換えることができる。

Fig. 10 Equivalent block diagram of the system

Fig. 11 Influence of disturbances on the system

Fig. 12 Influence of disturbances with the estimated acceleration feedback

$$\hat{\delta}_L = \frac{g_L}{s + g_L} \delta_L, \quad \hat{\delta}_M = \frac{g_M}{s + g_M} \delta_M \quad (45)$$

Fig. 11 から、 δ_L の加速度、HPF を通した δ_L と δ_M が加わることが分かる。したがって、オブザーバゲイン g_L 、 g_M を遮断周波数として、それ以下の帯域の外乱を抑制することができる。さらに外乱の加速度影響項はステップ外乱と仮定した場合、ゼロとみなすことができる。しかし二次側外乱が振動する場合、外乱の周波数と同一周波数で応答が振動してしまうことを意味する。

以上の議論より、制御周期に比べ外乱の変化が十分に遅く、ステップ外乱とみなせる場合、二次側、一次側両方の外乱を抑制することが可能であると言える。

続いてフィードバックにおける外乱の影響について考慮する。断速度推定値 $\hat{\theta}_L$ は $\ddot{\theta}_L$ と δ_L を用いて式 (46) で表される。

$$\begin{aligned} \hat{\theta}_L &= -\frac{J_L}{J_{Ln}} \frac{K_s}{J_L} (\theta_L - \theta_M) - \frac{J_L}{J_{Ln}} \frac{1}{J_L} (\delta_L - \delta_L + \hat{\delta}_L) \\ &= \frac{J_L}{J_{Ln}} \ddot{\theta}_L + \frac{1}{J_{Ln}} \frac{s}{s + g_L} \delta_L \end{aligned} \quad (46)$$

Fig. 10 のブロック図において外乱の補償により δ_L と δ_M を打ち消せるとした上で、式 (46) を用いると Fig. 12 のブロック図を得る。このブロック図から伝達関数は式 (47) で与えられる。式 (47) より断速度推定値に用いた外乱の影響を補償することができる。ことが分かる。

Table 2 Disturbance suppression simulation parameters

Parameter	Nomial	Plant
Secondary observer gain g_L [rad/s]	100	—
Primary observer gain g_M [rad/s]	300	—
Secondary disturbance δ_L [N·m]	—	0 or -1
Primary disturbance δ_M [N·m]	—	0 or 10

Fig. 13 Primary estimated and input disturbances

Fig. 14 Secondary estimated and input disturbances

$$\theta_L = \frac{\lambda_0}{D(s)} \theta_L^{cmd} + \frac{s}{s + g_L} \frac{\lambda_2}{D(s)} \delta_L \quad (47)$$

$$D(s) = As^4 + Bs^3 + Cs^2 + \lambda_1 s + \lambda_0 \quad (48)$$

Fig. 12 に示した二次側外乱による断速度の影響項を含む場合、伝達関数は式 (49) で表される。

$$\theta_L = \frac{\lambda_0}{D(s)} \theta_L^{cmd} + \frac{s}{s + g_L} \frac{\lambda_2}{D(s)} \delta_L + \frac{1}{J_{Ln}} \frac{J_M}{J_{Mn}} \frac{1}{D(s)} s^2 \delta_L \quad (49)$$

ここで、バネのねじれトルク τ_s について考察を行う。ロボットの前回動作状況から、関節角度差 $(\theta_L - \theta_M)$ にオフセット角度差 $\Delta\theta$ が残った場合、一次側、二次側ともに外乱オブザーバにより、 $K_s \Delta\theta$ が推定されるため、目標角度に追従することが可能である。また、バネ係数 K_s は二次側イナーシャ J_L に比べ変動幅が小さいことからノミナル値とプラント値が等しいとして扱ってきたが、バネ係数のノミナル値が $(K_{sn} = K_s + \Delta K_s)$ で表される場合、 $\Delta K_s (\theta_L - \theta_M)$ が外乱として推定されるものの、ステップ外乱を想定しているため、 $(\theta_L - \theta_M)$ の制御周期中で変動が激しい場合、システムが不安定となることが想定される。

以上の議論から、外乱オブザーバのゲイン設計はフィードバックコントローラの設計に影響を与えないため、一次側、二次側それぞれ独立に設計することができる。

Table 1, Table 2 に示すパラメータを用いて外乱抑圧のシミュレーションを行った。Fig. 13, 14 に一次側、二次側に印加した外乱トルクを示し、そのときの二次側関節角度 θ_L の応答を Fig. 15 に示す。シミュレーション結果からオブザーバにより外乱の影響を打ち消すことで他リンクからの干渉を受けずロボスタな制御則であることが分かる。

Fig. 15 Characteristic of disturbance rejection

Fig. 16 ROCOS : angle response (hip roll axis)

Fig. 17 ROCOS : angle response (hip pitch axis)

Fig. 18 ROCOS : angle response (ankle pitch axis)

7. ROCOS シミュレーション

筆者が開発した力学シミュレータ [12] を用いて、2 足ロボットモデルにおける提案手法による関節制御シミュレーションを行った。Fig. 16~18 に関節制御シミュレーションの結果を示す。シミュレーション結果から互いの運動の影響を打ち消し、指令値に追従できていることが分かる。

8. 関節制御実験

ロボットを吊るした状態で制御をかける関節の制御実験を行った。このときの結果を Fig. 19~21 に示す。実験結果よりどの関節も他関節の影響や外乱の影響を受けず定常偏差もなく、目標値に追従できていることが分かる。Fig. 19, 20 に示した角度応答では、若干の振動が残っている。これらの振動周期が同じであることから Fig. 12 に示したように二次側外乱の加速度をゼロと近似しているものの、外乱の加速度は実際に存在するため、その影響を受け振動したものと思われる。また、二次側のエンコーダの分解能が低いため、二次側の外乱オブザーバゲイン g_L を高く設定できないことも振動の一因と考えられる。

Fig. 19 Angle response of the joint control experiments (hip roll axis)

Fig. 20 Angle response of the joint control experiments (hip pitch axis)

Fig. 21 Angle response of the joint control experiments (ankle pitch axis)

Fig. 22 Angle response of the standing experiment (hip pitch axis, angle reference = -0.25 [rad]) Fig. 23 Angle response of the standing experiment (knee pitch axis, angle reference = 0.55 [rad])

9. 直立制御実験

ロボットを吊るした状態で制御をかけ、その状態で接地させ徐々に体重をかけていくことで直立制御実験を行った。このとき、ロボットは重心制御を行わず、人間の手により前後方向を支持を行った。これは、ケーブル重量などにより正確な重心位置を求められない上に、足が小さいため、重心制御のない状態では ZMP が足裏のエッジ部に存在するため、前後方向に転倒してしまうためである。このときの結果を Fig. 22~27 に示す。

Fig. 24 Angle response of the standing experiment (ankle pitch axis, angle reference = -0.3 [rad])

Fig. 25 Estimated secondary disturbance of the standing experiment (ankle pitch axis)

Fig. 26 Estimated primary disturbance of the standing experiment (ankle pitch axis)

Fig. 27 Input torque of the standing experiment (ankle pitch axis)

Fig. 28 Detailed angle response of the standing experiment (hip pitch axis)

し、設計値および機器の性能を **Table 3** に示す。この実験では股 Pitch 軸、膝 Pitch 軸、足首 Pitch 軸の指令値をそれぞれ、 -0.25 [rad], 0.55 [rad], -0.3 [rad] としている。また、**Fig. 28** には Fig. 22 の詳細を示す。実験結果より 30 秒付近から 190 秒付近まで接地し、最終的に 80 秒付近で全自重が地面にかかって

Table 3 Standing experiment parameters

Parameter	Hip (Pitch)	Knee (Pitch)	Ankle (Pitch)
Secondary inertia J_{Ln} [kg/m ²]	0.08	0.022	0.3
Primary inertia J_{Mn} [kg/m ²]	0.17	0.11	0.3
Spring constant K_s [N·m/rad]	107.0	157.0	157.0
Secondary observer gain g_L [rad/s]	5.0	30.0	5.0
Primary observer gain g_M [rad/s]	300.0	300.0	100.0
Poles $\mu_0 \sim \mu_3$ [rad/s]	50.0	40.0	40.0
Resolution of secondary encoder [pulse/rev]	3000	3000	3000
Resolution of primary encoder [pulse/rev] (on the motor shaft)	2048	2048	2048
Output power of motor [W]	400	200	200
Maximum torque [N·m]	382	191	306
Reduction ratio of gear	100:1	100:1	160:1

いることが分かる。最終的に地面に接地し床反トルクの影響を受けても各関節は安定的に制御され目標値に追従し、人による支持があったものの直立することに成功したと言える。

10. ま と め

本稿では、弾性関節を用いたロボットのための新たな位置制御方法を提案した。二慣性モデルでのシミュレーション、理論解析や実機モデルを用いた ROCOS シミュレーション結果から、関節制御に有効な手法であることを示した。さらに実機にてこの提案手法によって他のリンクや関節の干渉を受けずに関節が制御できることを示した。今後は歩行など脚支持モードの切り替えを行うことで二次側の慣性変動がさらに大きくなることから、2 足ロボットの自立に向けたパラメータ調整方法や極配置の検討や負荷側イナーシャのオンライン推定法を取り入れた制御手法に改良する必要がある。さらに、実験経験より外乱オブザーバのゲインを調節することにより、関節の剛性を決定できることを感じられた。そのため、安全なモーションを実現するゲイン決定法も検証していく必要がある。

謝 辞 本論文の執筆にあたり、協力をいただいた阿部昂機氏に謝意を表する。

参 考 文 献

- [1] 太田実, 藤本康孝: “弾性関節を有するロボットマニピュレータのパラメータ同定と制御”, 電気学会産業計測制御研究会, IIC-08-135, 2008.
- [2] G. Pratt and M. Williamson: “Series elastic actuators,” Proc. IEEE Int. Conf. on Intelligent Robots and Systems, pp.399–406, 1995.
- [3] A. Luca and A. Bicchi: “Nonlinear Decoupled Motion-Stiffness Control and Collision Detection/Reaction for the VSA-II Variable Stiffness Device,” Proc. IEEE Int. Conf. on Intelligent Robots and Systems, pp.5487–5494, 2009.
- [4] 高見岳, 小金澤銅一: “非線形弾性要素を有するアクチュエータ (ANLES) を用いた拮抗駆動関節の剛性および姿勢制御”, 第 28 回日本ロボット学会学術講演会予稿集 DVD-ROM, 1N3-3, 2010.

- [5] 伊藤正紀, 小田尚樹: “柔軟足首関節を有する二足歩行ロボットのレーザ変位センサを利用した安定化制御”, 電気学会論文誌 D, vol.130-D, no.3, pp.368–374, 2010.
- [6] 田熊隆史, 細田耕: “足首弾性関節を有する二足歩行ロボット”, 第 51 回システム制御情報学会研究発表講演会論文集, CD-ROM, 4T4-4, 2007.
- [7] 堀洋一, 澤田英行, 全瑩煥: “共振比制御と真鍋多項式による二慣性系の制御”, 電気学会論文誌 D, vol.117, no.1, pp.50–56, 1997.
- [8] 奥村俊平, 藤本康孝: “弾性関節を有する 2 足歩行ロボットの多軸振動抑制制御”, 電気学会産業計測制御研究会, IIC-09-129, 2009.
- [9] 奥村俊平, 村井荘太, 藤本康孝: “弾性機構を有するアクチュエータの制御と 2 足ロボットへの応用”, 電気学会産業計測制御研究会, IIC-07-107, 2007.
- [10] Issam A. Smadi, 藤本康孝: “Nonlinear Control of Mono-wheel Robot”, 電気学会産業計測制御研究会, IIC-08-64, 2008.
- [11] 大西公平: “外乱オブザーバによるロバスト・モーションコントロール”, 日本ロボット学会誌, vol.11, no.4, pp.486–493, 1993.
- [12] Y. Fujimoto and A. Kawamura: “Simulation of an Autonomous Biped Walking Robot Including Environmental Force Interaction,” IEEE Robotics and Automation Magazine, vol.5, no.2, pp.33–42, 1998.

須賀貴裕 (Takahiro Suga)

2011 年横浜国立大学大学院工学府物理情報工学専攻電気電子ネットワークコース修士課程修了。同年川崎重工業株式会社入社。在学中はモーションコントロール, ロボティクスの研究に従事。

(日本ロボット学会学生会員)

藤本康孝 (Yasutaka Fujimoto)

1998 年横浜国立大学大学院工学研究科博士課程修了。同年慶應義塾大学理工学部嘱託助手。1999 年横浜国立大学工学部助手。講師, 助教授を経て, 現在横浜国立大学大学院工学研究院准教授。博士 (工学)。システム工学およびモーションコントロール, アクチュエータの研究に従事。電気学会, IEEE 等の会員。

(日本ロボット学会正会員)