〔原著論文〕

ロボットハンドトルクサーボ系の入力依存形安定性

金子 真*

Input-dependent Stability on Torque
Servo System of Robot Hands

Makoto KANEKO*

This paper discusses input-dependent stability on torque servo system of robot hands. With an insufficient space to mount actuators inside the finger joints, a finger joint is normally actuated by a tendon-sheath driving system. Although this driving system enables us to construct a finger system with simple mechanism and large flexibility, friction and compliance existing in tendon-sheath driving system generally bring a nonlinear characteristic involving a hysteresis into the dependence of joint torque output from actuator displacement. While this transmission characteristic is close to the well-known backlash behaviour appearing for the gears system, the author newly found input-dependent characteristics existing in the backlash region of the transmission system through the precise experiments. Namely, the characteristic is that the tendon-sheath transmission system behaves as if there were virtual springs in the backlash region and the strength of virtual spring depending on the input. Furthermore, it was confirmed that there are close relationships between the input-dependent backlash characteristics and the input-dependent stability. Based on the experiments, the transmission characteristics are modelled in simple equations, and the system stability is explored by using the techniques of sinusoidal-input-describing-function (SIDF). Resultantly, we obtained non-dimensional stability-criterion-maps explaining the experimental results successfully.

Key Words : Robot Hand, Joint Torque Control, Input-dependent Stability, Virtual Spring, Backlash-like Behaviour

1. はじめに

多指ロボットハンドの研究には、安定把握に関する研究^{1)~3)}、対象物の操りに関する研究^{4)~6)}などがある。この分野の研究は従来より、理論先行形で進められているため、最も基本的な指関節駆動系に着目しても、未だ明らかにされていない点が多い。

多指ロボットハンドの関節は、一般にワイヤとプーリにより駆動される。これは、指の各関節にアクチュエータが設置できるほどの十分なスペースが確保できないという物理的制約から採られた動力伝達方法であるが、指関節に対してアクチュエータの位置・方向を自由に選択

できるという大きな利点を持ち合わせている。この動力伝達方式には、ワイヤといくつかの中間プーリを組み合わせて動力を伝える方法^{7),8)}（プーリ・ワイヤ駆動方式）と、インナワイヤとアウトワイヤ（蛇管）を使って、アクチュエータ部から関節近傍または関節に直接動力を伝える方法^{4),9)~12)}（プーリ・蛇管駆動方式）がある。単純な機構でしかも経路構成上の自由度が大きい利点を生かしたプーリ・蛇管駆動方式は、これまでに開発された多くのロボットハンドにおいて採用されているが、この方式を用いたことによる固有の問題点もいくつか報告されている。Voussoughi らは蛇管を使用することによって生じるサーボ系の非線形性特性として、蛇管内のインナワイヤのコンプライアンスと蛇管内の摩擦によって引き起こされる入出力間のヒステリシス特性の存在を指摘し

原稿受付 1989 年 1 月 28 日

* 機械技術研究所

ている¹³⁾。また、Salisbury-HAND においては、明確な原因は明らかにされていないが、力サーボ系の安定性が入力に依存することが報告されている¹⁴⁾。一方、蛇管を使用したトルクサーボ系の安定性に関する研究は、これまでほとんど行われていない。わずかに Townsend らが蛇管系を二つのバネ要素と一つの摩擦要素にワイヤの微小質量を追加した簡単なモデルでトルクサーボ系の安定性を理論的に考察した報告がある程度である¹⁴⁾。この報告では、蛇管内のクーロン摩擦力がフィードバックループを通じて入力側にフィードバックされることにより入力依存形安定性が存在する可能性を指摘しているが、「不安定性リミットサイクルの存在=入力依存型安定性の存在」の論理の展開に飛躍がありすぎるし、実験的検証がない。

本論文では、蛇管を使用したトルクサーボ系において発生する入力依存形安定性について、実験的に現象を十分把握した上で基礎モデルの構築・安定性解析を行うことを目的としている。

なお、アクチュエータとしては DC サーボモータとハーモニックドライブのように減速比の大きい減速機により構成することを想定し、アクチュエータ出力軸からモータロータ軸側へのトルク伝達は無視できるほど小さいものと仮定する^{9), 15)}。一方、トルク(力)サーボ系における蛇管内非線形特性は、アクチュエータを位置サーボ系で構成したときのアクチュエータ変位と指関節トルクの入出力関係を調べることによりほぼ完全に把握することができる。この入出力特性では、一般に、蛇管内の摩擦とコンプライアンスに起因するヒステリシス特性が存在することが知られている¹³⁾。このヒステリシス特性は、歯車伝達系に存在するバックラッシュ特性と似ており、蛇管内のモデル化では、通常、歯車伝達系のバックラッシュ特性で置き換えられることが多い^{13), 16)}。ところが、筆者が Darmstadt-HAND の第一関節に実用的な長さの蛇管($L=2\text{m}$)を付加して、入出力間のヒステリシス特性を測定した際、よく知られたバックラッシュ特性のほかに、入力依存形安定性の原因を解明する上できわめて興味深い特性が確認された。すなわち、インナワイヤはバックラッシュ領域においてもバネ的特性を有していて、しかもこのバネの強さは入力の絶対値に依存するという特性(本論文ではこの特性を入力依存形バックラッシュ特性と呼ぶことにする)である。本研究では、この入力依存形バックラッシュ特性とトルクサーボ系の入力依存形安定性との間にきわめて密接な相関があることを実験的に確認するとともに、実験結果を踏まえてモデル化した入出力間のヒステリシス特性を使って、非線形制御系の安定性解析を行い、実験結果を定性的に説明するに十分か

つ汎用的な無次元安定性評価マップを示す。さらに、比例制御に積分制御を付加した場合の安定性についても考察する。

2. 理想的なトルク応答特性

実験的考察を行う前に、理想的なトルク応答特性を定式化しておく。ここで、理想的という意味は、蛇管が直管になっていて蛇管内に摩擦が無く、インナワイヤのコンプライアンスだけが存在する状態である。いま J_m , D_m , τ_m をそれぞれ減速機出力軸に換算したモータロータの等価慣性モーメント、減速機出力軸に換算した DC サーボモータのダンピング係数、及び減速機出力軸に換算した指令トルクとすると、アクチュエータ特性は、

$$J_m \ddot{\theta}_1 + D_m \dot{\theta}_1 = \tau_m \quad (1)$$

で表される⁹⁾。ただし、 θ_1 は減速機出力軸の回転角である。ここで、式(2)の制御則を考える。

$$\tau_m = G_t(\tau_r - \tau_a) - G_v \dot{\theta}_1 \quad (2)$$

ただし、 G_t , G_v はそれぞれトルクの前向きゲイン、速度フィードバックゲインである。また、 τ_r , τ_a はそれぞれ指令トルク、アーム部関節トルクである。通常、ロボットハンドのトルクサーボ系では、摩擦による誤差を補償するため、制御則として比例・積分制御が適用される^{13), 14), 16)}が、ここでは制御パラメータの数を極力減らして入力依存形バックラッシュ特性と入力依存形安定性との関係を明らかにすることを主目的とし、制御則は簡単な比例制御とする。なお、積分を付加した場合については、基本的な現象を解明した後、4.3 節において考察する。さて、理想モデルでは、インナワイヤの等価回転剛性 $K_{w\theta}$ 、センサの等価回転剛性 $K_{s\theta}$ 、外界の等価回転剛性 $K_{e\theta}$ として、

$$\tau_a = K_{t\theta} \theta_1 \quad (3)$$

$$\frac{1}{K_{t\theta}} = \frac{1}{K_{w\theta}} + \frac{1}{K_{s\theta}} + \frac{1}{K_{e\theta}} \quad (4)$$

の関係が成り立つから、式(1), (2), (3)より、

$$\frac{\tau_a}{\tau_r} = \frac{K_{t\theta} G_t}{J_m S^2 + (G_v + D_m) S + K_{t\theta} G_t} \quad (5)$$

の関係が得られる。式(5)より、系の応答はトルクの前向きゲイン G_t 、速度フィードバックゲイン G_v と系全体の等価回転剛性 $K_{t\theta}$ によって完全に規定されることがわかる。それにもかかわらず、トルクサーボ系のチューニングがむずかしいのは、系の応答が外界剛性 $K_{e\theta}$ に依存するからである。すなわち硬い外界に対しては、 $K_{t\theta}$ が大きくなり、柔らかい外界に対しては、 $K_{t\theta}$ が小さくなるからである。ここで、 G_t を固定して $K_{t\theta}$ を大きくすることと、 $K_{t\theta}$ を固定して G_t を大きくすることとは同じ効果が得られるから、両者をまとめてユニバーサル

(a) Single finger in the Darmstadt-HAND.

(b) The first joint with torque sensor and dummy arm.

Fig. 1 Overall view of experimental system.

ゲインとして Γ を定義する.

$$\Gamma = K_{t\theta} G_t \quad (6)$$

この Γ は文献 [15] で示されたループゲイン σ をより一般的な形で整理したものと理解することができる. したがって, 式 (5), (6) より

(a) Basic principle of the sensor.

(b) Static characteristic of the sensor.

Fig. 2 Tension-differential-type torque sensor.

$$\frac{\tau_a}{\tau_r} = \frac{\omega_0^2}{s^2 + 2\zeta\omega_0 s + \omega_0^2} \quad (7)$$

ただし,

$$\omega_0^2 = \Gamma / J_m \quad (8)$$

$$\zeta = (G_v + D_m) / (2 J_m \omega_0) \quad (9)$$

この理想的なトルク応答特性は蛇管を使ったトルクサーボ系の応答特性を考察する際の基礎となる.

3. 現象の把握

蛇管方式を採用している多くのロボットハンドの場合, 蛇管内の摩擦力を軽減するため, 蛇管長は高々数十 cm のオーダーで設計されている^{(11), (16)}. ところが, 実用的な観点からは, 最低でも 1.5 m ~ 2 m 程度は確保したい. さて, このように蛇管の長さを長くした場合, トルクサーボ系のステップ応答がどのような挙動を示すかという問題について調べることはきわめて興味深い. 本章では, はじめに駆動系に存在するヒステリシス特性を実験的に明確にした上で, トルクサーボ系の実際の挙動を調べる.

3.1 実験装置

Fig. 1 (a), (b) にそれぞれ Darmstadt-HAND の一本分, 及び第一関節を 1.5 倍にスケールアップした関節に, その慣性モーメントが無視できる程度のダミーのアームを取り付けた状態を示す. この関節は, 減速比 1/50 のハーモニックドライブと DC サーボモータ (ハーモニックドライブ社製 HDS-11) を組み合わせたアクチ

Fig. 3 Torque control system

Fig. 4 Hysteresis characteristics in tendon-sheath transmission system.

ュエータを速度制御系のサーボドライバー（ハーモニックドライブ社製 HS-250）で制御することにより駆動される。また、関節近傍には力制御ができるように Fig. 2 (a) の構造を有する単一プリー形の張力差動形トルクセンサが取り付けられている。張力差動形トルクセンサについては文献 [15] で 2 点プリー形のものが提案されているが、本研究で開発した単一プリー形のものは、構造がもっとシンプルになっている。このセンサは関節軸回りのトルクが関節を駆動する 2 本のワイヤの張力に比例するという単純な原理に基づいているが、初期張力がセンサの構造内で完全にバランスし、関節にトルクが作用しない限りセンサ出力が現れないという特長は、センサのダイナミックレンジを広げるだけでなく、トルク（力）センサ固有のドリフトを少なくする効果がある。Fig. 2(b) に試作された張力差動形トルクセンサの静特性を示す。また Fig. 3 にトルクサーボ系の構成を示す。タコジェネレータ出力は 2 系統に分けてトルクサーボ系に組み込まれている。一つは、直接サーボドライブに入力され、アナログ速度フィードバック信号として利用されている。もう一つは、A/D 変換器を介して、いったん計算機側に入力され、速度フィードバックゲインがソフトウェア上でも変えられるように配慮されている。また、破線部は積分制御ループで実験では付加されていない。なお、使用されたインナワイヤは W. H. Küster 製 V-1060 (径 0.7 mm) で張力 300 (N) までワイヤ剛性の線形性は保証されている。

3.2 実験

Fig. 4 はアーム側を固定した状態で、アクチュエータを位置サーボ系で物成し、その目標位置を $\theta_1 = \theta_0 \sin qt$ で与えた場合のアクチュエータ変位 θ_1 と関節トルク τ_a

との関係を示すヒステリシス特性で、動力伝達系の非線形性を知る上で最も重要なデータである。ただし、 θ_0 はアクチュエータの変位振幅であり、 q は角振動数である。実験では、 $q \approx 6.0$ (1/sec) に設定したが、 q を小さくしても $\theta_1 - \tau_a$ 平面での軌跡に大幅な変化は観察されなかった。Fig. 4 (a)、Fig. 4 (b) はそれぞれワイヤの初期張力 T_0 を大きくした場合 ($T_0 \approx 50$ N) と小さくした場合 ($T_0 \approx 20$ N) に対応している。Fig. 4 (b) における平均勾配が Fig. 4 (a) の場合より小さい理由は、大きな関節トルクに対して、インナワイヤの飽和特性が現われるためである。例えば、初期張力 T_0 、関節トルク τ_a とすると、駆動プリー両端の張力 T_1, T_2 はそれぞれ、

$$T_1 = T_0 + \frac{\tau_a}{r} \quad (10)$$

$$T_2 = T_0 - \frac{\tau_a}{r} \quad (11)$$

となる。ただし r はプリー半径である。ここで、 $|\tau_a| > T_0 r$ のトルクが作用すると、式 (10)、(11) より、 $T_i < 0$ ($i=1$ または 2) になってしまうが、実際のインナワイヤは圧縮側ではワイヤがたるみ、動力伝達に寄与しないから、 $|\tau_a| > T_0 r$ では実質的に、一本のワイヤの引っ張り力でアームにトルクを発生させていることになる。この現象はインナワイヤの等価回転剛性 $K_{w\theta}$ を低下させ、結果としてユニバーサルゲイン Γ を変え、最終的に系の応答性に影響を与える。

次に、Fig. 4 におけるバックラッシュ域（蛇管駆動系ではバックラッシュ域の定義がむづかしいが、ここではひとまず入力振幅 θ_0 に対して、動作点が描く軌跡の内部領域として定義しておく）の動作点の軌跡に注意されたい。歯車伝達系で観察されるバックラッシュ特性の場

Fig. 5 Force balance for small tendon element with a curvature

合、バックラッシュ域では入力に変化しても出力は全く変化しないが、蛇管伝達系では、たとえバックラッシュ域であっても出力は、あたかもそこにバネ（以後**仮想バネ**と呼ぶ）があるかのような挙動を示す。このバックラッシュ域での仮想バネの大きさは一定ではなく、動作点がバックラッシュ域を移動するにつれて変化する。しかも、この特性は関節トルクの絶対値にも依存する。この入力依存形バックラッシュ特性が発生する原因を定性的

に説明してみよう。いま、微小区間 dx において、インナワイヤに働く力のつりあいを示すと Fig. 5 のようになる。ただし、 F 、 N はそれぞれ摩擦力、及びインナワイヤが曲げられることによって発生する垂直抗力である。 $N \doteq T d\gamma$ 、 $F = \mu N$ の関係を考慮すると、

$$F = \mu T d\gamma \quad (12)$$

式 (12) より、単純に考えてインナワイヤの張力が増加すると摩擦力は増加することがわかる。別の言い方をすると、張力が大きいほどインナワイヤは動きにくくなる。インナワイヤの張力変化は、イラナワイヤの微小変形・微小移動を介して伝わっていくから、結局、インナワイヤの張力が大きいほど張力変化が伝わりにくいことを意味している。ここで、再び式 (10)、(11) で表される状態を考える。ただし $\tau_a > 0$ とする。さて、この状態から関節トルクが減少する方向にアクチュエータの回転方向が変化したとする。このとき、アクチュエータ部プーリ両端の張力は急激に変化するが、アクチュエータが適当な角度逆回転するまで、関節部での張力 T_1 、 T_2 に変化は現れない。ここで興味深い点は、関節部での張力 T_1 と T_2 において、どちらの張力変化が先に現れるかという点である。式 (12) より、張力が大きいほどインナワ

Fig. 6 Torque step responses (High initial tension: $T_0 \approx 50 \text{ N}$).

Fig. 7 Torque step responses (Low initial tension: $T_0 \approx 20 \text{ N}$).

イヤは動きにくいから単純に考えると、小さい張力側、つまり T_2 側で先に張力が変化すると考えられる。しかも、アクチュエータは T_2 が増加する方向に回転するから、結局 $T_2 \rightarrow T_2 + \Delta T_2$ の変化が最初に現れ、次に T_1 側の張力減少が現れると考えられる。 $\tau_a = r(T_1 - T_2)$ だから、最初の $T_2 \rightarrow T_2 + \Delta T_2$ の変化により τ_a は若干低下しはじめ、 T_1 側の張力減少がはじまるとそのアクチュエータの回転角に対する変化勾配はいっそう急になる。この第一段目の変化が仮想バネ特性となって現れると考えられる。また、関節トルクの目標値を大きく設定すると T_1 と T_2 の張力差が大きくなるから、仮想バネ特性はいっそう顕著になると考えられる。以上の考察により、仮想バネ特性と入力依存形バックラッシュ特性を物理現象と対応させて説明することができる。次に、飽和特性が現れる場合を考える。例えば、 $T_1 = T_1$ 、 $T_2 = 0$ で所定の関節トルク $\tau_a = rT_1$ を発生しているものとする。 $T_2 = 0$ の場合は、インナワイヤには多かれ少なかれたるみが発生し、アクチュエータが逆方向に回転し始めても、 T_2 側のインナワイヤが張力を発生するまでに比較的大きな回転角を必要とし、結果として T_1 側の張力減少が

先に始まるようになる。Fig. 4(b) の $\tau_a = 60 \text{ Ncm}$ 近傍で見られるように動作点が水平に移動する区間が大きくなるのは、この現象が現れてくるためと推察する。実験において初期張力 T_0 が重要なパラメータになるのは、 T_0 が飽和特性が現れる関節トルク、さらに入力依存形バックラッシュ特性を支配しているからである。なお現象を説明する厳密な考察は、本研究の主題からはずれるものであり、これについては今後の研究にたよらざるを得ない。さて、蛇管系にこのような入力依存形バックラッシュ特性があることを知ったうえで、トルクサーボ系のステップ応答を実際に調べてみよう。Fig. 6, Fig. 7 は、トルクの目標値を 20 Ncm 、 40 Ncm 、 60 Ncm とステップ状に変えた場合の応答をいろいろなトルクの前向きゲイン G_t に対して調べたものである。さらに、Fig. 8, Fig. 9 は Fig. 6, Fig. 7 と同じトルクの目標値を与えた場合の動作点の軌跡を、 $\theta_1 - \tau_a$ 平面でプロットしたものである。ただし、Fig. 6, Fig. 8 は比較的大きな初期張力を与えた場合で、Fig. 7, Fig. 9 は小さい初期張力を与えた場合に対応する。ここで、いずれの実験においても入力依存形の安定性が存在し、しかもその傾向は初期張力

Fig. 8 Operating point trajectories in the $\theta_1 - \tau_a$ plane for torque step responses. (High initial tension $T_0 \approx 50 \text{ N}$).

Fig. 9 Operating point trajectories in the $\theta_1 - \tau_a$ plane for torque step responses. (Low initial tension: $T_0 \approx 20 \text{ N}$).

(a) Backlash characteristic with effective backlash region and virtual spring region

に依存している点に注意されたい。得られた実験結果を考察する前に、バックラッシュ域における有効バックラッシュ域を示す指標 Ψ と仮想バネの強さを示す指標 A を次のように定義しておく。

$$\Psi = |\theta_{1\max}^+ - \theta_{10}| \quad (13)$$

$$A = \left| \frac{\Delta \tau_a^+}{\Delta \theta^+} \right| \quad (14)$$

ただし、 $\theta_{1\max}^+$ は、微小量 ε に対して式 (15) の条件を満足する。

$$|\tau_a^+(\theta_{1\max}^+) - \tau_{a0}| < \varepsilon \quad (15)$$

ここで、上付きの添え字+はバックラッシュ域内の変数を表すものとし、下付きの添え字0はアクチュエータの回転方向が変わる直前の変数を表すものとする。また、 $\Delta \theta^+$, $\Delta \tau_a^+$ はそれぞれ、バックラッシュ域の幅及びバックラッシュ域でのトルクの変化量を表している。Fig. 8, Fig. 9 には、 Ψ と A の概略計算値が示されている。ただし、 Ψ の単位は (deg) で A の単位は (Ncm/deg) である。これらの実験結果より、共通して言えることは、いずれの実験においても Ψ が小さく A が大きい所に目標値を設定すると相対的に不安定になりにくいことが指摘される。このことは、蛇管の入力依存型バックラッシュ特性がトルクサーボ系の安定性に重要な役割を演じていることを示唆している。 Ψ が小さく A が大きくなるということは、アクチュエータ出力 θ_1 の変化がすばやく関節トルクセンサ出力 θ_1 の変化として現われることを意味しており、これはトルクサーボ系のバックラッシュ的な観点からの非線形性が相対的に小さくなることを意味している。このことは、 $\theta_1 - \tau_a$ 平面での動作点の挙動からも観察される。例えば、Fig. 8 (a), (b) の目標値 $\tau_r = 60 \text{ Ncm}$ の場合、及び Fig. 9 (b) の目標値 $\tau_r = 40 \text{ Ncm}$ の場合の実験結果を参照されたい。一方、Fig. 6, Fig. 7 においても一つの興味深い現象は、初期張力を

(b) Output signal from the nonlinear element.

Fig. 10 Nonlinear characteristic and output signal from the nonlinear element.

小さくした方が同一トルクの前向きゲイン G_t に対して応答はダンピング効果の強い挙動を示す (Fig. 6 (a) と Fig. 7 (a) 参照)。この現象を定性的に説明するため、いまトルクサーボ系はオーバードンピング状態にあるものとし、目標値 τ_r は正とする。このとき、動作点は $\theta_1 - \tau_a$ 平面のヒステリシス特性の右側の曲線に沿って変化する。この曲線の勾配が式 (3) の $K_{t\theta}$ と見なすことができる。一方、式 (6) より $K_{t\theta}$ の変化は直接 Γ の変化に通じ、しかも式 (9) より大きい Γ に対して無次元ダンピング係数 ζ は小さくなる。つまり、ヒステリシス特性の勾配が大きれば大きいほど等価的に ζ は小さくなる。Fig. 7 (a) において目標値 τ_r が大きいほどダンピング効果の強い挙動を示すのは、大きな τ_a において、Fig. 9 のヒステリシス特性の勾配がなだらかになるためである。また、Fig. 6 (a) に比べて Fig. 7 (a) の方がダンピング効果の強い挙動を示すのは、Fig. 8 のヒステリシス特性の勾配より Fig. 9 のヒステリシス特性の勾配の方が小さくなるためである。

4. 理論的アプローチ

4.1 ヒステリシス特性のモデル化

実験結果に基づいて、蛇管系のヒステリシス特性を、モデル化するに際し、次の仮定を設定する。

- 仮定 1 : インナワイヤには大きな初期張力が与えられているものとし、ヒステリシス特性の右側と左側で同じ勾配を仮定する。
- 仮定 2 : バックラッシュ域を有効バックラッシュ域と仮想バネ域に分離する。
- 仮定 3 : 目標値近傍で仮想バネの強さ・有効バックラッシュ域の大きさは一定とする。

仮定 1 は、飽和領域を除外するものであり、仮定 2 は実験結果を考察する際に使用したパラメータ Ψ , A の影響を独立に評価することを可能にする。さらに、仮定 3 は目標値近傍で Ψ , A を規定するパラメータが一定であ

Fig. 11 Describing function.

ることを示唆するものである。これらの仮定に基づいて、目標値近傍でのバックラッシュ特性を図示すると、Fig. 10 (a) のようになる。パラメータ η ($0 \leq \eta \leq 1$) は有効バックラッシュ域と仮想バネ域を規定するパラメータで、有効バックラッシュ域、仮想バネ域でそれぞれ $2\eta\phi_B$ 、 $2(1-\eta)\phi_B$ で表される。また、パラメータ m は仮想バネの強さを表す。なお、Fig. 10 (a) における原点はあらかじめ平衡点にシフトされていて、平衡点からの変動分 (変数に $\sim$ をつけて区別する) のみに着目していることに注意されたい。この平衡点を変えることはパラメータ η, m を変えることに対応する。Fig. 10 (a) に基づいて、 $\tilde{\tau}_a$ と $\tilde{\theta}_1$ の関係をまとめると以下ようになる。

(i) 動作点がバックラッシュ域にないとき

$$\frac{\tilde{\tau}_a}{K_c} = \tilde{\theta}_1 - \phi_B \operatorname{sgn}(\tilde{\theta}_1) \quad (16)$$

ただし、 $\operatorname{sgn}(z)$ は、 $z > 0$ のとき $\operatorname{sgn}(z) = 1$ で $z < 0$ のとき $\operatorname{sgn}(z) = -1$ で定義されている関数である。また K_c は式 (3) の K_{t0} に対応するものであるが、摩擦がある場合とない場合とで区別するため、あえて違う変数とした。

(ii) 動作点がバックラッシュ域にあるとき

(a) 動作点がある有効バックラッシュ域にあるとき

$$\frac{\tilde{\tau}_a}{K_c} = \frac{\tilde{\tau}_{a0}}{K_c} \quad (17)$$

(b) 動作点が仮想バネ域にあるとき

$$\frac{\tilde{\tau}_a}{K_c} = m\tilde{\theta}_1 + n \quad (18)$$

ここで、 m は関節トルクの目標値 τ_r の関数である。また、 n はアクチュエータの運動方向が変わる直前の $\tilde{\theta}_{10}$ 、 $\tilde{\tau}_{a0}$ によって決められる定数である。なお、 $m=0$ または $\eta=1$ と置けば、歯車系に存在するバックラッシュ特性を表す式と厳密に一致する。

4.2 安定性解析

非線形制御系の安定性を考察するのに有効な手段として正弦波入力記述関数法 (sinusoidal-input-describing-function technique "SIDF") がある¹⁷⁾。制御系を線形要素と非線形要素に分けて、線形要素に正弦波擾乱が入力されることを想定すると、線形部の伝達関数 $G(s)$ に応じた正弦波出力が線形要素から得られる。次にこの出力が非線形要素に入力されると、その非線形性に応じた出力が得られる。この出力は一般に正弦波から異なるが、出力波形をフーリエ展開したときの基本周波数成分で近似すると、非線形要素は正弦波入力に対して等価的に振幅と位相を変える変換器とみなすことができる。この非線形要素からの出力は再び線形要素の入力となるが、この場合、リミットサイクルが発生する必要条件は、式 (19) で与えられる¹⁷⁾、

$$1 + G(j\omega)N(A) = 0 \quad (19)$$

ここで $N(A)$ は非線形要素の非線形性を記述する関数であり、 $G(j\omega)$ は線形要素の伝達関数をまとめたもので、式 (20) で与えられる。

$$G(j\omega) = \frac{\omega_1^2}{-\omega^2 + j2\zeta\omega_1\omega} \quad (20)$$

ただし $\omega_1^2 = \Gamma_1/J_m$ 、 $\zeta = (G_v + D_m)/(2J_m\omega_1)$ 、 $\Gamma_1 = G_t K_c$ で蛇管内に摩擦がないとき、 $\Gamma_1 \rightarrow \Gamma_0$ 、 $\omega_1 \rightarrow \omega_0$ に一致する。一般に $N(A)$ は振幅の関数となり、 $G(j\omega)$ は振動数の関数になるため、式 (19) はリミットサイクルの振幅と振動数の両方の解を同時に与える。

さて、次に $\tilde{\theta}_1 = A \sin \omega t$ の正弦波擾乱が式 (16)、(17)、(18) で表される非線形要素を通過すると、その波形は Fig. 10 (b) のようになる。さて、正弦波擾乱に対する出力を、

$$y = \sum_{i=1}^{\infty} (a_i \cos i\omega t + b_i \sin i\omega t) \quad (21)$$

とおくと、

Fig. 12 Stability-criterion-map (P-control, $\eta=0$).

$$a_1 = \frac{2}{\pi} \int_0^\pi y(t) \cos \omega t d(\omega t) \quad (22)$$

$$b_1 = \frac{2}{\pi} \int_0^\pi y(t) \sin \omega t d(\omega t) \quad (23)$$

により、基本周波数成分の振幅を決めることができる。
Fig. 10 (b) と式 (22), (23) より、

$$a_1 = \frac{4A}{\pi} \alpha \left\{ \frac{\alpha}{1-m} (1-m\eta + 2m\eta^2 - \eta - m^2\eta^2) - (1-\alpha\eta + m\alpha\eta^2) \right\} \quad (24)$$

$$b_1 = \frac{A}{\pi} \left[\frac{\pi}{2} + (1-m) \sin^{-1} \left\{ 1 - \frac{2\alpha(1-m\eta)}{1-m} \right\} + m \sin^{-1} (1-2\alpha\eta) + 2(1-2\alpha-m+2\alpha m\eta) \times \sqrt{\frac{\alpha(1-m\eta)}{1-m} \left\{ 1 - \frac{\alpha(1-m\eta)}{1-m} \right\}} + 2m(1-2\alpha\eta) \sqrt{\alpha\eta(1-\alpha\eta)} \right] \quad (25)$$

ただし、 $\alpha = \phi_B/A$ ($0 \leq \alpha \leq 1$) である。また式 (25) の実数条件より、

$$1 \geq \alpha + m - m\alpha\eta \quad (26)$$

さて、式 (24), (25) において $m=0$ または $\eta=1$ とおくと、

$$a_1|_{m=0} = a_1|_{\eta=1} = \frac{4A\alpha}{\pi} (\alpha-1) \quad (27)$$

$$b_1|_{m=0} = b_1|_{\eta=1} = \frac{A}{\pi} \left\{ \frac{\pi}{2} + \sin^{-1} (1-2\alpha) + 2(1-2\alpha) \sqrt{\alpha(1-\alpha)} \right\} \quad (28)$$

$m=0$ または $\eta=1$ の場合、歯車伝達系のバックラッシュ特性に対応する。式 (27), (28) は Luh らがバックラッシュを有するロボットアーム関節トルクサーボ系の安定性を考察する際に使用した式と厳密に一致する¹⁸⁾。ここで、

$$N(A) = \frac{1}{A} (b_1 + ja_1) \quad (29)$$

Fig. 13 Stability-criterion-map (PI-control, $\eta=0$, $\zeta=0.5$).

とて記述関数 $N(A)$ を複素平面上でプロットすると、Fig. 11 のようになる。ただし、Fig. 11 (a) は $\eta=0$ に固定して、 m をパラメータとして表示したものであり、Fig. 11 (b) は $m=0.4$ に固定して η をパラメータとして表示したものである。 $m=0$ または $\eta=1$ の曲線 は歯車系のバックラッシュ特性に対応し、 m が大きくなるか η が小さくなるにつれて見かけ上、非線形性が弱まっていく様子がわかる。Fig. 12 はリミットサイクルに発展する可能性を評価するマップで $N(A)$ と $-1/G(j\omega)$ を同一面上にプロットしたものである。ただし、 η の効果は Fig. 11 (b) から容易に類推することができるので Fig. 12 では $\eta=0$ の場合を考えている。ここで、 $N(A)$ と $-1/G(j\omega)$ の交点が安定なリミットサイクルになり得るかどうかについて考察してみよう。 $-1/G(s)$ に、 $s=\sigma+j\omega$ を代入すると、

$$-\frac{1}{G(\sigma+j\omega)} = \Omega^2 - \sigma^2 - 2\zeta\sigma - 2j(\zeta+\sigma)\Omega \quad (30)$$

ただし $\Omega = \omega/\omega_1$ である。ここで、 $X = \text{Re}\{-1/G(\sigma+j\omega)\}$ 、 $Y = \text{Im}\{-1/G(\sigma+j\omega)\}$ とおくと、

$$Y = -2\Omega(\zeta+\sigma) \quad (31)$$

$$X = \frac{Y^2}{4(\zeta+\sigma)^2} - \sigma^2 - 2\zeta\sigma \quad (32)$$

式 (31), (32) で、 $\sigma=0$ といった曲線が $-1/G(j\omega)$ を表わし、 $\sigma>0$, $\sigma<0$ の領域は、 $-1/G(j\omega)$ の下側及び上側の領域に対応する。つまり、 $-1/G(j\omega)$ の下側の領域 (Fig. 12 のハッチの施された領域) は不安定領域で上側の領域は安定領域である。例えば、Fig. 12 の $m=0.2$ に対応する $N(A)$ と $\zeta=0.15$ に対応する $-1/G(j\omega)$ の交点 c_1, c_2 を考えてみよう。 c_1 における $N(A)$ は振幅が $A+\Delta A$ (振幅の増加は α の減少に対応) になると不安定領域に入り、 $A-\Delta A$ になると安定領域に入る。こ

のことは、わずかに振幅が増加するとたちまち発振してしまうし、わずかに振幅が減少するとたちまち振幅が減衰してしまうことを意味している。つまり、この点でのリミットサイクルは不安定となり、実際には存在し得ない。これに対し、 c_2 における挙動は c_1 の場合と逆になる。すなわち、わずかに振幅が増加すると安定領域に入るため振幅はもとの振幅へ減衰し、振幅が減少すると不安定領域に入るため振幅はもとの振幅まで増大する。つまり、この点でのリミットサイクルは安定である。したがって、この系の最終的なリミットサイクルは c_2 において発生する。このように Fig. 12 の安定性評価マップに、適当なダンピング係数 ζ を有する伝達関数をプロットすることにより容易にリミットサイクルの安定性について考察することができる。また、この安定性評価マップは次元を有するパラメータを含まないことに注意されたい。もちろん、トルクの前向きゲイン G_t 、速度フィードバックゲイン G_v 、アクチュエータ変位と関節トルクとの関係を規定するパラメータ K_c 、バックラッシュ角 ϕ_B といった個々のパラメータが系の安定性を左右しているが、これらのパラメータはマップ上で陽には現れない。したがって、Fig. 12 を使うことにより、安定性についての一般的な議論を行うことができる。

4.3 考 察

任意の ζ を有する $-1/G(j\omega)$ と非線形性を表す記述関数 $N(A)$ を考えてみよう。 $N(A)$ が安定側にあり、かつ2つの関数が交点を持たない限り、理論的にはサーボ系の安定性は保証される。ここで、関数 $-1/G(j\omega)$ と関数 $N(A)$ の最短距離を安定性余裕 Δ と定義しよう。 $m=0$ または $\eta=1$ でない限り、零でない Δ が存在する。SIDF 法は非線形要素からの基本周波数成分だけに着目する近似解法である。したがって、実際のサーボ系がリミットサイクルに発達するかどうかは、この Δ が十分な正值を維持しているかどうかによる。例えば、Fig. 12 において、 $\zeta=0.3$ に対応する $-1/G(j\omega)$ と $m=0.2$ に対応する $N(A)$ に対して、図示されているような正の Δ が存在する。したがって、 Δ に対応する安定余裕が確保されていると考えることができる。

次に、積分制御の影響について考察してみよう。Fig. 13 は、Fig. 3 の破線部の積分ループを付加した場合の、安定性評価マップである。ここで、変数 $\xi = G_t/(G_t\omega_i)$ は積分ゲインと比例ゲインとの比を無次元化したパラメータである。Fig. 11, Fig. 12, Fig. 13 より以下のことが言える。

考察1：比例制御で ζ を大きくしておけば、トルクサーボ系は必ず安定に動作する。

考察2：バックラッシュ域でのバネ的效果が大きい (m

が大きい) ほどトルクサーボ系は安定側に移行する。

考察3：バックラッシュ域での有効バックラッシュ域が小さい (η が小さい) ほどトルクサーボ系は安定側に移行する。

考察4：比例制御で ζ が小さくなると、必ず安定なリミットサイクルに発達する。

考察5：積分ループの追加は安定余裕を減少させる。特に、仮想バネの強さが弱くなると、比較的大きい ζ に対しても、容易にリミットサイクルに発達する。

5. あ と が き

蛇管を使ったロボットハンドトルクサーボ系の入力依存形安定性についてアプローチを行い、入力依存形安定性がインナワイヤの入力依存形バックラッシュ特性によって、明快に説明できることを実験的かつ理論的に示した。また、個々のパラメータに依存せずトルクサーボ系の安定性を、一般的に論じることのできる無次元安定性評価マップを示すと同時に、バックラッシュ域内の仮想バネの存在は系の安定性にポジティブに作用し、有効バックラッシュ域の存在は系の安定性にネガティブに作用することを示した。さらに比例・積分制御を行った場合の安定性についても考察し、積分ループの付加は安定性の面からは好ましくないことを示した。

入力に依存してロボットハンドトルクサーボ系の安定性が変わるという現象自体これまでほとんど取り扱われていないし、問題にもされていない。ところが、実用的な長さの蛇管を使ってロボットを制御しようとする場合、多かれ少なかれこの問題を避けて通ることはできない。この問題への対応策として、大きく2つ考えられる。一つは機構的に工夫を凝らして伝達系のバックラッシュを小さくする方法である。例えば、ワイヤ径を蛇管部と関節部で変えて、蛇管部のインナワイヤは太くしてコンプライアンスが小さくなるようにし、バックラッシュ角の増加を防ぎ、関節部では小さな関節ブリーに対応するようにワイヤ径を細くする設計法が考えられる。これは、中間ブリーを利用すれば比較的容易に実現できよう。もう一つの方法は、与えられた蛇管動力伝達系に対して、チューニングによって安定性を維持する方法である。例えば、ソフトウェア上の速度フィードバックゲインをうまく調整して、安定性の面から最もきびしい条件に対応する $K_{ef}=\infty$ でもトルクサーボ系が安定に動作するようにチューニングしておくと、それより柔らかい環境に対しては式(4)、(6)、(8)、(9)からもわかるようにダンピング係数 ζ は大きくなり、より大きい安定余裕 Δ を

確保することができる。

本研究は筆者が西独ダルムシュタット工科大学電気工学科の制御工学研究所滞在中に行った研究の一部である。貴重な滞在の機会を与えていただいた機械技術研究所曾田所長、阿部前次長（現戦略技術貿易情報センター）、並びに滞在中の研究活動に対して積極的にバックアップしていただいた同研究所ロボット工学部感覚制御課の谷江課長をはじめとする各諸氏に、心より感謝の意を表します。また、蛇管駆動系の設計に際し、貴重なノウハウを提供していただいた早稲田大学理工学部菅野氏に心より感謝の意を表します。最後に、滞在中、懇切丁寧にご指導いただいた Tolle 教授にも深く感謝いたします。

参 考 文 献

- 1) H. Hanafusa and H. Asada, "Stable Prehension by a Robot Hand with Elastic Fingers", Proc. 7th ISIR, p. 361, 1977.
- 2) V. D. Nguyen, "The Synthesis of Stable Grasps in the Plane", IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, p. 884, 1986.
- 3) 金子, 今村, 横井, 谷江, "摩擦を考慮した多指ハンドの剛性モデルによる安定把握解析", 日本ロボット学会誌 Vol.7, No.3, p. 49, 1989.
- 4) T. Okada, "Object-Handling System for Manual Industry", IEEE Trans. Systems, Man, and Cybernetics, SMC-9-2, p. 79, 1979.
- 5) J. K. Salisbury, and B. Roth, "Kinematic and Force Analysis of Articulated Mechanical Hands", ASME Journal of Mechanisms, Transmissions, and Automation in Design, vol-105, March, p. 35, 1983.
- 6) 吉川, 永井, "多指ハンドの操り力と握力", 計測自動制御学会論文集, 23-11, p. 90, 1987.
- 7) S. C. Jacobsen, et al., "Design of the Utah/M.I.T. Dexterous Hand", IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, p. 1520, 1986.
- 8) 今村, 金子, 横井, 谷江, "コンプライアンス制御機能を備えた2本指ハンドの試作", 日本機械学会論文集 Vol.55, No.516, p. 2083, 1989.
- 9) H. Kobayashi, "Control and Geometrical Considerations for an Articulated Robot Hand", Int. J. Robotics Res., Vol.4, No.1, p. 3, 1985.
- 10) J. K. Salisbury and J. J. Csaig, "Articulated Hands: Force Control and Kinematics Issues", Int. J. Robotics Res., Vol.1, No.1, p. 4, 1982.
- 11) P. Dario and G. Buttazzo, "An Anthropomorphic Robot Finger for Investigating Artificial Tactile Perception", Int. J. Robotics Res. Vol.6, No.3, p. 4, 1982.
- 12) C. S. Bonivento et. al., "Control System Design of a Dexterous Hand for Industrial Robots", Preprint of IFAC symp. on Robot Control, Karlsruhe, 38.1-38.6, 1988.
- 13) R. Vossoughi and M. Donath, "Robot Hand Impedance Control in the Presence of Mechanical Non-linearities", ASME PED-Vol.115, p. 67, 1985.
- 14) W. T. Townsend and J. K. Salisbury, "The Effect of Coulomb Friction and Stiction on Force Control" Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, p. 240, 1987.
- 15) 金子, 横井, 鈴木, 谷江, "プーリ・ワイヤ駆動系におけるトルクセンシングとトルク制御", 日本ロボット学会誌, Vol.7, No.1, p. 62, 1989.
- 16) M. T. Mason and J. K. Salisbury, "Robot Hands and the Mechanics of Manipulation", The MIT Press, Cambridge, Massachusetts, p. 165, 1985.
- 17) D. P. Atherton, "Nonlinear Control Engineering" Van Nostrand Reinhold Company, London, p. 113, 1975.
- 18) J. Y. S. Luh, W. D. Fisher, and R. P. C. Paul, "Joint Torque Control by a Direct Feedback for Industrial Robots", IEEE Trans. on Automatic Control, Vol. AC-28, No.2, p. 153, 1983.