柔軟はりのテンドン振動制御系の
一設計法*室津義定*1
照井冬人*2
篠田和英*4大久保博志*1
泉田 啓*3

AN APPROACH TO THE DESIGN OF A TENDON VIBRATION CONTROL SYSTEM FOR FLEXIBLE BEAMS

Yoshisada MUROTSU, Hiroshi OKUBO, Fuyuto TERUI
Kei SENDA, Kazuhide SHINODA

This paper discusses the design of a tendon vibration control system for a flexible beam hanged vertically, to investigate the feasibility of the tendon control system for a cantilever beam-like flexible space structure. A continuous body, such as a beam, has an infinite number of vibration modes, and it is impossible to consider all of them for the control system design. Therefore, the control design must be based on a reduced order model with a finite degree of freedom set up through the mode truncation. This incurs the instability of the closed loop system due to the effects of the neglected vibration modes, i.e., the residual modes. This phenomenon is called the spillover, and it is one of the essential problems in the controller design. The controller should be designed such that the stability of the total system may be guaranteed. First, the DVFB (Direct Velocity Feedback) is applied. This feeds back the rate sensor signal located at the point of the actuator and stabilizes the whole system like a passive damper. However, the performance of the controller is not satisfactory in the case of the single-input single-output system. Next, in order to attain a high performance controller, a state feedback controller based on a reduced order model is applied, i.e., the HAC (High Authority Control), which results in a spillover instability of the whole system. The spillover instability is caused mainly by the very low damping of the residual modes. Considering this fact, a hierarchical controller called the LAC/HAC (Low Authority Control/High Authority Control) is applied, consisting of the DVFB (LAC) for the damping augmentation of the residual modes and HAC. As a result, the closed-loop system becomes stable and high performance is achieved.

Key Words: LSS, Tendon Actuator, Vibration Control, Flexible Beam, Ground Test, Spillover, Truncation, Residual Mode, DVFB (Direct Velocity Feedback), LAC (Low Authority Control), HAC (High Authority Control), LAC/HAC

1. 緒言

宇宙ステーションなどの大規模柔軟宇宙構造物 (LSS; Large Space Structure) は、大規模であると共に、輸送上の制約から徹底した軽量化設計が図られるため、その動特性は以下のような特性を持つ。

- 1) 低い固有振動数の振動モードが存在する。
- 2) 構造振動モードが集中している。
- 3) 構造固有の減衰が極めて小さい。

したがって、何らかの外乱やドッキングによる反作用、姿勢制御運動、構造内部からの擾乱などで振動が容易に励起されると共に、構造減衰が極端に小さく、空気による減衰も期待できないために、振動が整定しにくい。それ故、その振動を構造上に分散して配置される有限個のセンサ/アクチュエータを用いて能動的に制御する制御技術の研究が各方面で行われている¹⁾。

LSSに対する振動制御系設計上の特徴は、制御系設計理論及びオンライン制御のための搭載計算機上の制約から、無限個の振動モードを持つ制御対象の振動モードを何らかの規範に従って打ち切り(truncation)、低次元化されたモデルに基づいて、設計を行わなければならないということである。その結果、制御系設計において打ち切ったモードの影響で閉ループ系が不安定になってしまう(spillover)現象が予測される。したがって、打ち切ったモードを含んだシステム全体の閉ループ安定性を保証する制御系を設計する必要がある。

本研究では、LSSのテンドン制御系の地上模擬実験装置である懸垂された柔軟はりに対するテンドン制御系の一設計法について考察する。まず2章ではテンドン制御系の実験装置について簡単に説明し、3章でそのダイナミックスについての定式化を行い、モード方程式を導く。次に4章では、制御系設計に用いる数学モデルを与えた後、3種類の制御系設計法に対して数値計算例を示し、考察を加える。最後に5章で本研究の結論を述べる。

* 平成元年3月23日 関西支部第64期定時総会講演会において講演、原稿受付 昭和63年5月6日。

*1 正員、大阪府立大学工学部 (〒591 堺市百舌鳥梅町4-804)。

*2 准員、大阪府立大学大学院。

*3 大阪府立大学工学部。

*4 三菱重工業(株)名古屋航空機製作所 (〒455 名古屋市港区大江町10番地)。

2. テンドン制御系の実験装置

片持ちはり状のLSSの新しい振動制御法として、テンドン制御法が提案されている。これはテンドン（腱）と呼ばれる張力線の張力差によって、モーメントアームの位置に制御モーメントを発生させ、構造物の振動を制御しようとするもので、細長く弱い柔軟構造物の振動制御に適したアクチュエータであると考えられる。また、テンドン制御法の特徴や問題点を検証するために、図1のような柔軟はりをテンドン制御する地上模擬実験装置が製作されている。

3. テンドン制御系のダイナミックス

テンドン制御地上実験のための柔軟はりのテンドン制御系のダイナミックス^{(1)・(7)}について要約する。

3.1 実験装置のダイナミックス 全体系の運動方程式は次式で与えられる。

$$[M_t] \ddot{w}_t(t) + [K_t] w_t(t) = f_t(t) \quad (1)$$

ここで、

$[M_t]$: FEMより得られる質量マトリックス

$[K_t]$: FEMより得られる剛性マトリックス

図1 実験装置の構造

$$w_t(t) = \{\theta_L, Y_1, Y_1', \dots, Y_n, Y_n'\}^T$$

$$f_t(t) = \{M_L, 0, 0, \dots, 0, 0\}^T$$

Y_i : はりの i 番目の節点の変位

Y_i' : はりの i 番目の節点の回転角

$M_L(t)$: (リニアモータによって) 上部リンクに加えられる外力モーメント

$\theta_L(t)$: 上部リンクの回転角, n : はりの有限要素数

3.2 全体系のモード方程式 (1)式の右辺を0と置いた式で

$$w_t(t) = \phi \exp(j\omega t) \quad (2)$$

とおくと、(1)式は次の一般化固有値問題

$$[K_t] \phi = \omega^2 [M_t] \phi \quad (3)$$

に帰着し、固有値の平方根 ω は固有振動数、固有ベクトル ϕ はモードシェイプを表す。

(2)式の固有ベクトルを

$$\phi_i^T [M_t] \phi_i = 1 \quad (i=1, 2, \dots, N+1; N=2n) \quad (4)$$

となるように正規化し、それを横に並べたマトリックスを

$$\Phi = [\phi_1, \phi_2, \dots, \phi_{N+1}] \quad (5)$$

とすると、次の関係が成り立つ

$$\Phi^T [M_t] \Phi = I_{N+1} \quad (6)$$

$$\Phi^T [K_t] \Phi = \Lambda_{N+1} \quad (7)$$

ただし、 I_{N+1} は単位マトリックスであり、 Λ_{N+1} は次式で定義される。

$$\Lambda_{N+1} = \text{diag} [\omega_1^2, \omega_2^2, \dots, \omega_{N+1}^2] \quad (8)$$

ここで

$$w_t(t) = \Phi q(t) \quad (9)$$

$$q(t) = \{q_1(t), q_2(t), \dots, q_{N+1}(t)\}^T \quad (10)$$

のように変数変換し、(6),(7)式の関係を用いると、(1)式は次式のような非連成化されたモード方程式に変換される。

$$\ddot{q}(t) + \Lambda_{N+1} q(t) = \Phi^T f_t(t) \quad (11)$$

減衰は、次式のようにモード減衰の形で導入する。

$$\ddot{q}(t) + D_{N+1} \dot{q}(t) + \Lambda_{N+1} q(t) = \Phi^T f_t(t) \quad (12)$$

ここで

$$D_{N+1} = \text{diag} [2\zeta_1 \omega_1, \dots, 2\zeta_{N+1} \omega_{N+1}] \quad (13)$$

である。

4. 柔軟はりのテンドン制御系の設計

地上模擬実験用の柔軟はりのテンドン制御系の設計法について述べる。

4.1 制御系設計に用いる数学モデル 図1に示すテンドンアクチュエータは、実際に力を発生する

のはりニアモータであるが、上部リンクにトルクを与えるトルカーと考えることができる。本研究では上部リンクの回転角度又は角速度を計測するセンサを上部リンクに配置する。したがって、制御系は1入力-1出力系である。(12)式を状態変数表示すると次のような状態方程式が得られる。

$$\dot{x}(t) = A x(t) + b u(t) \quad (14)$$

ここで

$$x(t) = \{q_1(t), q_2(t), \dots, q_{N+1}(t) : \dot{q}_1(t), \dot{q}_2(t), \dots, \dot{q}_{N+1}(t)\}^T \quad (15)$$

$$A = \begin{bmatrix} 0 & I_{N+1} \\ -\Lambda_{N+1} & -D_{N+1} \end{bmatrix} \quad (16)$$

$$b = \{0, 0, \dots, 0 : \phi_{11}, \dots, \phi_{L(N+1)}\}^T \quad (17)$$

ϕ_{1i} : 上部リンク位置での i 次モードのモードシェイプ (角度)

出力方程式を

$$y(t) = c x(t) \quad (18)$$

とする。 c は角度センサを用いる場合は

$$c = \{\phi_{11}, \phi_{12}, \dots, \phi_{1(N+1)} : 0, 0, \dots, 0\} \quad (19)$$

図2 制御対象 G_R

となり、角速度センサを用いる場合は

$$c = \{0, 0, \dots, 0 : \phi_{11}, \phi_{12}, \dots, \phi_{1(N+1)}\} \quad (20)$$

となる。

A , b , c の構造から容易に確かめられるように、 ϕ_{11} が 0 でなければ、すなわち、上部リンクが制御しようとするモードのモードシェイプの節でなければ、このシステムは可制御、可観測である。

図2に制御対象の伝達関数の計算値

$$G_R(s) = \theta_L(s) / M_L(s) = c (sI - A)^{-1} b \quad (21)$$

を点線で示す。計算においては、はりの有限要素数を $n=40$ とした。図3に7次までのモードシェイプを示す。計算において用いた各モードの固有振動数とモード減衰比を表1に示す。表1の固有振動数は実験によって得られたインパルス応答と、数学モデルから計算されるインパルス応答が一致するように、はりのパラメータ EI , ρA を同定することにより得られたものである⁷⁾。また減衰は8次までのモード減衰比は実験から得られたものをそのまま用い、9次以上は実験から得られた伝達関数と比較してかなり小さめの値を与えている。従って、予想されるLSSの特徴である高次モードまでの低い減衰特性をよく模擬していると考えられると共に、実験上は、この数学モデルに基づいて設計された制御系は特に高次のモードに対して安全側に見積られたものになることが予想される。

図3 テンドン制御系のモードシェイプ

表1 計算で用いた固有振動数と減衰比

Modes	ω_i [Hz](rad/sec)	ζ_i
1st	0.409 (2.568)	0.011
2nd	1.214 (7.631)	0.0041
3rd	2.744 (17.24)	0.0040
4th	5.069 (31.85)	0.0041
5th	8.032 (50.46)	0.0016
6th	11.32 (71.11)	0.0035
7th	16.14 (101.4)	0.0017
8th	19.21 (120.7)	0.0025
9th	24.54 (154.2)	0.00078
10th	32.30 (202.9)	0.00053
11th	35.30 (221.8)	0.00016
12th	47.48 (298.3)	0.00018
13th	52.14 (327.6)	0.00011
14th	63.18 (397.0)	0.000093
15th	75.07 (471.7)	0.000093
16th	81.62 (512.9)	0.000067
17th	98.25 (617.3)	0.000079
18th	106.1 (666.9)	0.000066
19th	120.7 (758.7)	0.000072
20th	133.7 (840.3)	0.000066

図4 D V F B の根軌跡

4.2 D V F B (Direct Velocity Feedback) ⁸⁾

まず、ここではセンサとして上部リンクに角速度センサを配置する。この場合、センサとアクチュエータが同じ場所に配置されていて、更に、トルク・回転角という力学的に共役な関係にある。このような配置はコロケーション(colocation)と呼ばれ、制御系設計に有利な配置であることが知られている。

センサとアクチュエータがコロケートされ、しかも速度センサを用いる場合、(17)、(20)式より、

$$c = b^T \quad (22)$$

という関係が成り立つことがわかる。このとき制御対象の伝達関数 $G_R(s)$ の位相は $\pm 90^\circ$ の範囲にとどまり、 $G_R(s)$ は正実となる⁸⁾。従って、センサ出力(速度信号)に比例した

$$u(t) = -k_v y(t) \quad (23)$$

の直接出力フィードバックを施すと、 $k_v > 0$ であれば、 k_v をどんなに大きくしても 90° の位相余裕が保たれ、閉ループ系が不安定になることはない。これは、1入力-1出力系の場合は、この制御が受動的な減衰器を取り付けたことと等価であることから明らかである。(23)式を D V F B (Direct Velocity Feedback) と呼び、全ての振動モードに減衰が付加される。

すなわち、(14)、(18)、(23)式より、閉ループ系は

$$\dot{x}(t) = (A - k_v b b^T) x(t) \quad (24)$$

となり、極は次式で与えられる。

$$\det \{s I_{n+1} - (A - k_v b b^T)\} = 0 \quad (25)$$

図4は速度フィードバックゲイン k_v を0から ∞ まで変化させて、(25)式を解いて得られた根軌跡で、図5は横軸に $\log k_v$ 、縦軸に根の実部の絶対値をプロットしたものである。D V F B の設計はこの図をもとにし

図5 D V F B の根の実部の軌跡

(a) angle of the upper link

(b) displacement of the beam tip

図6 閉ループ系のインパルス応答

て行う。これらの図より、ゲインを増加させても各モードの減衰が一様に増加することではなく、6, 7, 8次のモードの減衰は良好であるが、低次の1, 2, 3次のモード及びリンク角の小さなモードシェイプを持つ5次のモードの減衰はそれほど増加しないことがわかる。このことは1入力-1出力のDVF Bの制御性能の限界と考えられる。DVF Bの設計は、4次までのモードが一様に減衰するように $k_v = 3.45 [\text{Nm} \cdot \text{sec}]$ とした。図6, 7は、梁の先端にインパルス状の外乱(8.0[N], 2.5[msec])を与えた場合の、閉ループ系と開ループ系の応答である。かなり良好な減衰が得られているが、梁の先端の整定までに約7秒要している。これは主に低次のモードの減衰が良くないことに起因する。

4.3 HAC (High Authority Control) 前節で、DVF Bのみでは制御性能に限界があることを示した。DVF BはLAC (Low Authority Control) と呼ばれるのに対し、低次元モデルに基づく状態フィードバック制御はHAC (High Authority Control) と呼ばれる^{11, 9)}。

(a) angle of the upper link

(b) displacement of the beam tip

(c) control torque

図7 DVF Bのインパルス応答
($k_v = 3.45 [\text{Nm} \cdot \text{sec}]$)

HACは、センサ出力をそのままフィードバックするのではなく、オブザーバを用いてセンサ出力から状態量を推定し、フィードバックするので、制御しようとするモードには任意の減衰を付加することが可能である。しかし、制御用プロセッサの計算時間などの実装上の問題から、HACで制御するモード数には限界があり、設計において打ち切られた高次のモード(剰余モード)の安定性は保証されない。制御系設計の際に無視されたダイナミクスの影響によって閉ループ系が不安定になる現象はスピルオーバー(spillover)と呼ばれ、柔軟はりのような無限自由度を持つものに対する振動制御系設計における本質的な問題である。本研究においては、状態変数として1次から4次までのモード変位、速度をとった次式で示すような低次元モデルを用い、上部リンクに配置された角度センサを使ってHACの設計を行った。即ち、

$$\dot{x}_c(t) = A_c x_c(t) + b_c u(t) \quad (26)$$

$$y_c(t) = c_c x_c(t) \quad (27)$$

ここで

$$x_c(t) = \{q_1(t), q_2(t), q_3(t), q_4(t) : \dot{q}_1(t), \dot{q}_2(t), \dot{q}_3(t), \dot{q}_4(t)\}^T \quad (28)$$

$$A_c = \begin{bmatrix} 0 & I_4 \\ -\Lambda_4 & -D_4 \end{bmatrix} \quad (29)$$

$$b_c = \{0, 0, \dots, 0 : \phi_{11}, \phi_{12}, \dots, \phi_{14}\}^T \quad (30)$$

$$c_c = \{\phi_{11}, \phi_{12}, \dots, \phi_{14} : 0, 0, \dots, 0\} \quad (31)$$

状態フィードバックには最適レギュレータを用いた。

即ち評価関数

$$J = \int_0^{\infty} \{x_c^T(t) Q x_c(t) + r u^2(t)\} dt \quad (32)$$

$$r > 0, Q \geq 0 : \text{重み行列}$$

を最小にする状態フィードバック制御力 $u(t)$ は

$$u(t) = -F x_c(t) \quad (33)$$

$$F = b_c^T P / r \quad (34)$$

で与えられる。ここで P は行列リカッチ方程式

$$P A_c + A_c^T P - P b_c b_c^T P / r + Q = 0 \quad (35)$$

の唯一の正定解である。

しかるに、 x_c をセンサなどを用いて直接測定することは不可能であるので、数の限られた(この場合では1個)センサ出力値から次式のようなオブザーバを用いて推定する必要がある。

$$\dot{\hat{x}}_c(t) = A_c \hat{x}_c(t) + K(y(t) - c_c \hat{x}_c(t) + b_c u(t)) \quad (36)$$

$\hat{x}_c$: x_c の推定値

K : オブザーバゲインベクトル

推定された $\hat{x}_c$ より、次式に従って制御力が計算される。

$$u(t) = -F \hat{x}_c(t) \quad (37)$$

オブザーバを併合した状態フィードバックのブロック図を図8に示す。これよりオブザーバを併合した状態フィードバック制御系全体はセンサ出力を入力として制御力を出力とする動的システムであることがわかり、その伝達関数 $H(s)$ は次式で表される。

図8 オブザーバを併合したレギュレータのブロック図

(a) angle of the upper link

(b) displacement of the beam tip

(c) control torque

図9 HACのインパルス応答

$$H(s) = U(s)/Y(s)$$

$$= F(sI - A_c + b_c F + K c_c)^{-1} K \quad (38)$$

最適レギュレータの設計における重み行列 Q , R は試行錯誤によって以下の値を用いることにした。

$$Q = \text{diag} [100\omega_1^2, 500\omega_2^2, \omega_3^2, \omega_4^2/5, 1000\omega_1^2, 50\omega_2^2, 2\omega_3^2, \omega_4^2/5] \quad (39)$$

$$r = 50.0 \quad (40)$$

これより、 $\det\{sI - (A_c - b_c F)\} = 0$ の根であるレギュレータの極は、ほぼ $-1 \pm \omega_{ij}$ ($i=1, \dots, 4$) に近い値になった。

図10 HAC及びLAC/HACの一巡伝達関数 $G_r H$

オブザーバの設計は極配置法を適用し、 $\det \{sI - (A_c - K_c c_c)\} = 0$ の根であるオブザーバの極を $-2 \pm \omega_j$ ($j=1, \dots, 4$) に配置した。

上記の条件を基に制御系を設計し、前節と同じインパルスを加えた場合の閉ループ応答を図9に示す。明らかに閉ループ系は不安定であり、典型的なスビルオーバー不安定が生じていることがわかる。この現象を考察するため、一巡伝達関数 $G_p H$ を図10に点線で示す。1, 2, 3, 4, 6, 7次のモードの共振周波数近辺で、ゲインが0dBを越えていることがわかる。また、 H が5個の右半平面零点を持つことから位相は大きく遅れている。 G_p 及び H の両者とも右半平面内に極を持たないため、ナイキストの安定判別法より、ゲインが0dBを越える周波数で位相が1回でも $(180-360n)^\circ$ ($n=1, 2, \dots$) を過ぎて遅れたならば閉ループ系は不安定となる。図10において、6次のモードの共振周波数の部分で位相は -900° を切っていることから、閉ループ系が不安定となることがわかる。

4. 4 LAC/HAC (Low Authority Control/High Authority Control)⁹⁾。前節のHACの場合、スビルオーバー不安定の主な原因は剰余モードの固有減衰が極めて小さく、剰余モードが高いゲインのピークを持つからだと考えられる。したがって、DVFB (LAC) によってあらかじめ剰余モードの減衰を一様に増加させ、DVFB閉ループ系を新たな制御対象としてHACを設計するような階層的な制御系設計によって、スビルオーバー抑制効果が期待できる。LAC/HACにおけるLACの設計法はDVFBのみを用いる場合の設計とは必然的に異なる。DVFBのみの設計では、制御したいモードの減衰が最大となるように設計するしかないが、LAC/HACにおいてはHACによって不安定となる可能性の高いモードに重点的に減衰が付加されるように設計すれば良い。LACは簡単なアルゴリズムであるため実装が容易であり、HACとして他のスビルオーバー抑制のための設計法と組み合わせることもできるので、この手法は非常に実用的な設計法であると思われる。本研究では前節で不安定となった6次モードに重点的に減衰が加わるようにDVFBゲインを $k_v=0.4$ [Nm・sec] とする。

(a) angle of the upper link

(b) displacement of the beam tip

(c) control torque

(1) SIMULATION

(a) angle of the upper link

(b) displacement of the beam tip

(c) control torque

(2) EXPERIMENT

図11 LAC/HACのインパルス応答

表2 DVFB, LAC/HACの閉ループ極の実部と減衰比

LAC/HAC	DVFB
Real part (damping ratio)	Real part (damping ratio)
-7.67(1.0), -1.80(1.0), -0.72(0.24)	-0.51(0.17)
-0.88(0.11) -2.03(0.31)	-0.60(0.070)
-1.83(0.10) -2.83(0.17)	-0.84(0.042)
-3.95(0.13) -3.88(0.12)	-1.63(0.042)
-0.33(0.0065)	-0.24(0.0046)
-11.6(0.15)	-1.60(0.018)
-3.32(0.032)	-0.66(0.0062)
-22.8(0.20)	-3.66(1.0), -968.6(1.0)
-4.42(0.029)	-0.84(0.0057)
-4.85(0.024)	-1.44(0.0074)

図2に実線でLACをかけた後の G_R を示す。LACによって各モードに一樣に減衰が付加され、ピークが抑えられていることがわかる。図10にLAC/HACの場合の一巡伝達関数 $G_R H$ を実線で示す。HACのレギュレータ、オブザーバゲインは前節と同じ物を用い、オブザーバでは A_o の代わりに $(A_o + k_v b b^T)$ を用いている。この場合、位相はHAC単独の場合と大きな違いはないが、ゲイン安定化が図られている。図11に数値シミュレーション及び実験より得られた閉ループ応答を示す。ここでは、励振はともにリニアモータによるインパルスモーメント(0.525[Nm], 58[msec])を加えた。制御性能は良好である。表2にDVFBとLAC/HACの場合の閉ループ極の実部と減衰比を示す。LAC/HACの方がDVFBの場合よりも極は左側にあり、減衰比も大きいため、制御性能が優れているといえる。以上より、LAC/HACによって、HAC単独では不安定であったモードが安定化されると共に高次モードの減衰も付加され、DVFB単体の場合より良好な制御性能が得られる。

5. 結論

柔軟はりのテンドン制御系の地上模擬実験装置を対象としてスビルオーバーの発生を抑える制御系の構成法について検討した。まず、DVFBは、簡単な出力フ

ィードバックによってスビルオーバー不安定を起こさず、非常に安定な制御を行うことができるが、1入力-1出力系の場合は制御性能に限界があることを示した。

次に、高精度な制御を実現するために低次元化モデルに基づいた状態フィードバック制御系(HAC)を設計し、適用したが、低次元化において打ち切られた振動モードが不安定化するスビルオーバーが発生し、閉ループ系は不安定となった。スビルオーバーの発生を抑えるために、DVFB(LAC)で各モードの減衰を一樣に増加させた後にHACを行うLAC/HACと呼ばれる階層的な制御系を構成した。その結果、安定で、十分な制御性能を達成できることを示した。

以上の結論は制御実験によっても確認されているが、それについては紙面の都合上別報に譲る。

なお、この研究は文部省科学研究費補助一般研究B60460076による研究の一部であることを付記する。

参考文献

- 1) 土屋、柏瀬、計測と制御、Vol.26, No.10, pp.855-862, (1987).
- 2) Y.Murotsu, 他3名, Bulletin of Univ. of Osaka Pref., Ser.A, Vol.35, No.2, pp.101-109, (1986).
- 3) Y.Murotsu, 他2名, Proc. of AIAA Guid., Nav., and Cont. Conf., Vol.1, August 17-19, 1987, Monterey, Ca., pp.90-98.
- 4) 室津、他4名、第31回宇宙科学技術連合講演会講演集、pp.398-399, (1987).
- 5) H.Okubo, 他3名, Proc. of IMACS/IFAC Int. Symp. on Mod. and Sim. of DPS Oct. 6-9, 1987, Hiroshima, pp.647-654.
- 6) 室津、他4名、機論、(掲載決定)
- 7) 泉田、大阪府立大学大学院工学研究科修士論文(1988.2)
- 8) M.J.Balas, J. of Guid. and Cont., 2-3, 252/253, (1979)
- 9) J.N.Aubrun, J. of Guid. and Cont., 3-5, 444/451, (1980)