

ISSN 0389-4010

UDC 681.5.037

681.5.033

航空宇宙技術研究所報告

TECHNICAL REPORT OF NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

TR-1114

PMAによる大型宇宙構造物の振動制御

木田 隆 ・ 山口 功

上野 誠也 ・ 田中正樹

1991年5月

航空宇宙技術研究所

NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

目 次

1. 序 論	1
2. 安定性の解析	2
2.1 まえがき	2
2.2 DVFB制御とその安定性	3
2.3 PMA と LSS の干渉のモデリング	4
2.4 安定性の再考	5
2.5 あとがき	6
3. 制御実験	7
3.1 まえがき	7
3.2 モデリング	7
3.3 実験系の数値的評価	8
3.4 補償器による地上実験系の安定化	8
3.5 実験結果	10
3.6 多入力多出力 DVFB の制御実験	12
3.7 あとがき	13
4. 制御性能の解析	14
4.1 まえがき	14
4.2 解析モデル	14
4.3 制振特性解析	15
4.3.1 閉ループ減衰特性	15
4.3.2 伝達関数	15
4.4 パラメータ感度	16
4.4.1 PMA マスの質量	16
4.4.2 粘性減衰係数	16
4.4.3 PMA 弾性係数	17
4.4.4 フィードバックゲイン	17
4.5 共振点ピーク値	17
4.6 あとがき	18
5. 結 論	18
参考文献	18
付 録	19

PMAによる大型宇宙構造物の振動制御*

木田 隆*¹ 山口 功*¹

上野 誠也*² 田中正樹*³

Damping Enhancement of Large Space Structures by Proof-Mass-Actuators*

Takashi KIDA*¹, Isao YAMAGUCHI*¹, Seiya UENO*²
and Masaki TANAKA*³

ABSTRACT

The enhancement of modal damping is a key technology in Large Space Structures (LSS) robust control. A controller design is examined which augments substantial damping factors to LSS actively. The stability analysis of the closed-loop system is first discussed, being subsequently confirmed by a ground-based control experiment which used a newly developed pivoted type Proof Mass Actuator (PMA). The controller utilizes a direct velocity feedback control. A multi-input multi-output control system was examined using two PMAs, in addition to the single-input single-output case. In both cases, the experimental results showed excellent vibration suppression capability. A sizing problem of the PMAs is also discussed.

Keywords: large space structures, proof mass actuator, robust stability, vibrational control

概 要

本論文は大型宇宙構造物LSSの構造減衰を能動的に増加する制御技術について述べる。このために、PMAとよばれるアクチュエータを設計・試作した。このPMAを使用して、構造減衰を達成するときの閉ループ系の安定条件をまず検討する。そして1入力1出力系、2入力2出力系の2つの場合の構造減衰の実験結果を示す。最後に、PMAのサイジングについて考察する。

1. 序 論

近年、宇宙ステーション、多目的プラットフォームなどの大型宇宙構造物 LSS ; Large Space Structures の構築が宇宙開発計画の中にあげられてい

る¹⁾。これを実現するための、LSST ; LSS Technology のひとつの課題は、その制御技術である。LSSの制御対象としての大きな特徴は、大型軽量構造物で、低い構造振動周波数をもっていることである。このため、その制御には、従来の剛体の

* 平成3年4月22日受付 (received 22 April 1991)

*¹ 宇宙研究グループ (Space Technology Research Group)

*² 客員研究官(横浜国立大学) (Visiting Researcher, Yokohama National University)

*³ (株)東芝・小向工場 (Toshiba Corporation)

人工衛星で確立されてきた姿勢制御技術，具体的には三軸制御技術，に加えて構造振動の制御も行うことが必要となってきた。

LSSの制御の問題は，既に1970年代から米国を中心に議論されてきた²⁾。制御系設計が容易でない理由は，構造振動が一般に多数のモードを使って初めて正確に記述できることによっている。構造振動は有限要素法 FEM によるモード解析によって得られる。そして，制御系は制御対象のモデルに基づいて設計され，これによって得られる制御則は，設計に用いたモデルの次数と同一になる。しかしながら，制御則を実装する制御用計算機は，その演算速度・容量に制約がある。このために，実モデル FOM ; Full Order Model を低次元化した制御モデル ROM ; Reduced Order Model を作成し，制御則はこの ROM に対して設計・実装される。このとき，低次元化の過程で無視した残余モード residual mode が全体系の安定性を左右することとなる。これを，スピルオーバー spillover といい，最悪の場合，全体系が不安定となる。spillover 不安定である。

このような不安定化が起り易い理由のひとつは，LSS が低減衰系 light-damping system であるためである。LSS の減衰は，普通，モード減衰比で表して 0.005 程度であると言われている。そして，この減衰比は地上での正確な同定が最も困難な量である。

従って，LSS の減衰を大きくする制御を施してやれば，このような LSS の姿勢制御系の設計の問題点を軽減することができる。機械系の減衰を補強するためには，振動レートをフィードバックすることが基本である。振動レートの観測値に一定ゲインを掛けて，直接フィードバックする制御方式を DVFB ; Direct Velocity Feedback と呼ぶ。また，フィードバック制御に使用するセンサ・アクチュエータが LSS 上の同一場所に設置されていれば，これを collocation 系とよぶ。そして，collocation 系での DVFB 制御は原理的に spillover 不安定を起こさないという定理が知られており，LSS 制御に有望な制御系設計のひとつである^{3,4)}。

ところが，これは理想的なセンサ・アクチュエータの使用を前提とした数学的な結論にすぎない。実用技術としては，軌道上で LSS の DVFB 制御を達成するための具体的なアクチュエータを考えなければならない。そして，その動特性が制御系に与える影響を考えることが必要である。

このために，宇宙空間での使用を前提とした，PMA ; Proof Mass Actuator と呼ばれる宇宙環境での使用に適したアクチュエータを設計・試作した。これと同一原理のアクチュエータが NASA などでも注目され，研究が行われている⁵⁾。

以上を考慮して，本論文では，PMA を使った DVFB 制御によって LSS の振動制御を行うための技術的な課題を明らかにし，実験でそれを検証する。

このために，まず第 2 章では，PMA を用いたときの DVFB 制御系の安定性の問題を検討する。そして，これまでに提案されてきた DVFB の安定性が PMA の動特性の影響を考慮すれば成り立たないことを示し，新たに安定条件を求める。そして，第 3 章で試作した PMA と LSS の地上実験モデルを用いて，2 章の安定条件を実証するそして，軌道上 0[g] 下で安定に作動する PMA の試験を地上 1[g] のもとで確認するための問題点と実験技術を含めた検討を行う。

以上の結果は，制御系の安定性からみた条件であるが，制御系には，言うまでもなく，安定性のほかに，与えられた制御性能の仕様を満たす事が基本的に要求される。そこで，第 4 章で PMA が達成できる振動制御性能を検討し，キーとなるパラメータを理論的に抽出する。PMA のサイジング問題である。

2. 安定性の解析

2.1 まえがき

LSS の振動制御問題については，1970 年代中葉から精力的な研究が続けられてきた。そして，モード空間で表現したモデルに基づいた低次元制御器の設計問題に焦点があてられてきた。これによって，モード短縮とそれに伴って発生する残余モードが制御閉ループ系に与える影響 (spillover) の

メカニズムについて相当の事が既に明確にされている。制御系設計の理論としては、この spillover 不安定に対応できるロバスト安定な制御系の構成法がその中心課題である。ここで議論する DVFB (Direct Velocity Feed Back) 制御は、LSS の振動レートの観測値を直接フィードバックすることによって減衰を増加させ、振動モードの安定余裕を増大する制御方式である。そしてそれは、高次振動モードに対して次節で述べたようなロバスト安定性をもつ事がよく知られている^{3,4)}。しかしながら、その安定性は理想的なアクチュエータの使用を前提とした議論であり、そのままにして実現可能な制御技術ではない。一方、DVFB 制御を実現するための実際的なアクチュエータとして、NASAなどでプルーフマス・アクチュエータ (PMA ; Proof Mass Actuator) と呼ばれる DVFB 制御用のアクチュエータが提案され試作検討され始めている⁵⁾。そして、これは宇宙環境での使用に耐える新規のアクチュエータとして注目されている。

本章では、この PMA を使用したとき、理想的な条件で確立されてきた DVFB のロバスト安定性が、アクチュエータの動特性の影響によって容易に不安定となる事を示す。そして工学的に意味を持つ安定条件を新たに求める⁶⁾。

2.2 DVFB 制御とその安定性

次のような、 m - 入力、 m - 出力、 N 次の LSS モード・モデルを考える。一般に N は非常に大きく、それに比べて、入出力数は小さい。 $m \ll N$ である。

$$\begin{aligned} \ddot{\eta} + 2\zeta\sigma\dot{\eta} + \sigma^2\eta &= \Phi^T B f \\ z &= C^T \Phi \dot{\eta} \end{aligned} \quad (2.1)$$

ここで、 η はモード座標、 Φ はモード形状行列 model shape である。 f は操作量 (力・トルク)、 z は観測量 (並進・回転の速度) であり、 B, C はアクチュエータ・センサの LSS 上の配置場所によって定まる行列である。 ζ, σ はそれぞれモード減衰比、モード周波数を要素として持つ $N \times N$ 対角準正行列である。剛体モードが無いときは、これらは正定である。一般に LSS では減衰比 ζ が極めて小さい。 ζ の各要素は普通 0.005 程度であり、その事前の推定が最も困難な量である。これが LSS

制御の問題点の一要因となっている。DVFB 制御は振動レートの観測量 z の直接フィードバックを行う事によって減衰を増加させることを目的とするものである。

「定義」 制御則 $f = -K_R z$ を DVFB : Direct Velocity Feedback 制御と呼ぶ。

これを、(2.1) 式に施せば、閉ループ系の方程式は次式となる。

$$\ddot{\eta} + (2\zeta\sigma + \Phi^T B K_R C^T \Phi) \dot{\eta} + \sigma^2 \eta = 0 \quad (2.2)$$

これより明らかに、フィードバック・ゲイン K_R を大きくする事によって、 $2\zeta\sigma$ に比べて遙かに大きい減衰を LSS に与えられる事が判る。更にこの直接フィードバック制御系は大次元の LSS システムに適用してもロバスト安定である事が次の定理によって知られている。

「定理 1」 Balas³⁾

閉ループ系 (2.2) 式は、 $2\zeta\sigma > 0, \sigma^2 > 0$ のとき、collocation ($C=B$) でかつ $K_R = K_R^T > 0$ ならば安定である。■

これは、剛体モードのない collocation 系の安定条件であるが、剛体モードを含むものに拡張できる⁴⁾。ここで、collocation 条件とは物理的にセンサとアクチュエータが同一場所に取り付けられている状況を示す。この定理は LSS の制御に常に問題となる spillover が collocation DVFB 制御では発生しない事を示している。但しそのためには、フィードバック・ゲイン K_R が対称準正定になるように設計しなければならない。

しかしながら、例えば、最適出力フィードバック制御のような、一般的な設計法を用いて求めた制御則はこのような条件は満たさない。

そこで、これを保証する特別な設計法が、別途、検討されなければならない。その主なものとして、疑似逆行列による最小二乗近似⁶⁾、拘束条件を考慮した準最適制御問題⁸⁾、逆最適制御問題⁹⁾としての設計法、摂動法¹⁰⁾などがある。

しかしながら、いずれにしても定理 1 は理想的なアクチュエータを仮想したものであり、後述するように現実的ではない。次の定理はこの欠点を部分的に回復しようとするもので、アクチュエータが伝達関数 $H(s)$ で表わされる動特性を持つ場

合の安定条件を与えている。この時、LSSに作用する力 $f(s)$ はレート・フィードバック量 $u(s) = -K_R z(s)$ より次の関係で表される。

$$f(s) = H(s) u(s) \quad (2.3)$$

そして、これについて次の定理がある。

「定理2」 Joshi¹¹⁾

$H(s)$ が最小位相のとき、DVFB制御系は $H(s)K_R$ が正実、即ち全ての実数 ω に対して $H(j\omega)K_R + K_R H^*(j\omega) > 0$ ならば、安定である。■

以下ではDVFB制御をPMAを用いて行う場合を考える。そしてこの場合には定理1, 2の十分条件が満足されない事を示し安定条件を見直す。このためにまず、次節でLSSの構造振動とPMAのダイナミクスが干渉するときのモデルを示し、PMAの動作原理を述べる。そして、2.4節でこのときの安定性を調べる。

2.3 PMAとLSSの干渉のモデリング

DVFB制御を実現するアクチュエータとして、ピボット支持型のプルーフマス・アクチュエータP-PMA ; Pivotted PMAを試作した¹²⁾。これは弾性ピボットとアームを介してLSS構造体に取り付けられた継鉄と永久磁石からなるマスをコイル電流によって電磁的に駆動するムービング・マグネット型アクチュエータである(図1)。制御力はこれによって発生する反作用力としてLSS構造体に与えられる。取り付けベース上には、加速度計と変位計が設置されている。前者は取付点の振動の並進方向の加速度を検出し、これを制御用の計算機で数値積分することによって振動レートの観測値としDVFB制御に利用するものである。後

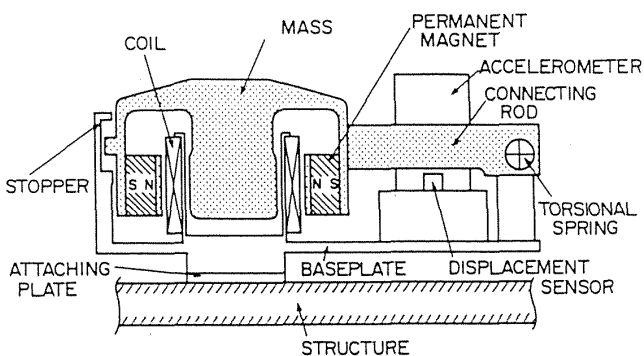


図1 PMAの構成

者はピボットの回転角を計測する。ドライバ・アンプは定電流型で制御電圧に比例した電磁的な制御力を発生する。このように、プルーフマス・アクチュエータは collocation条件を満たすセンサを有している。制御則はデジタル計算機で演算する。地上実験は、図2に示すような片持ち構造物の先端部に取り付けて行った。これは、アルミ・パイ

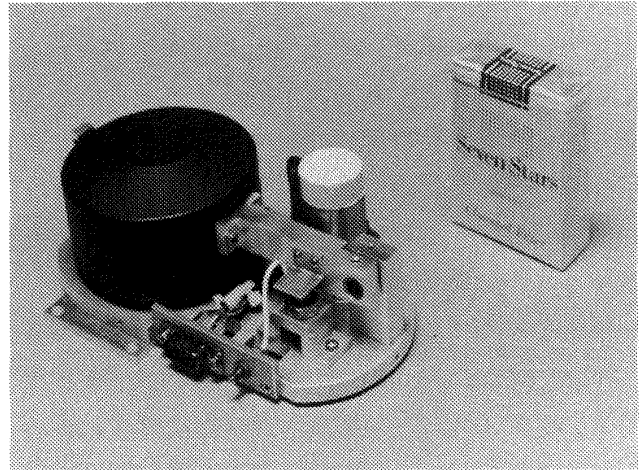


写真1

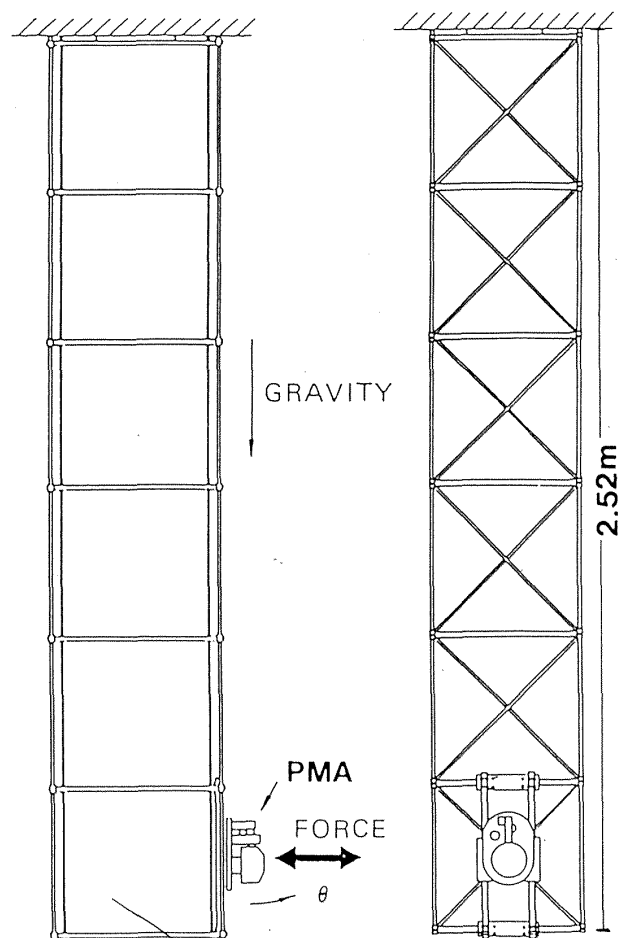


図2 DVFB制御系

プで構成されるラーメン構造物である。

P-PMAの原理図を図3aに模式的に示す。アクチュエータ単体の運動は

$$I_0 \ddot{\theta} + C_0 \dot{\theta} + K_0 \theta = af \quad (2.4)$$

で表現できる。

ここで f は制御に利用する電磁力、 θ はアーム回転角度である。慣性モーメントは $I_0 \sim ma^2$ で近似でき、 a がアーム長、 m がマスの質量である。また K_0 、 C_0 は弾性ピボットまわりの等価的な剛性・粘性係数である。

PMAには図3bに示すようなLinear型のL-PMA ; Linear PMAのものもある。ハードウェア構成上での種々の差異はあるが、動作原理はP-PMAと等価であり、以下の議論がそのまま成り立つ。

このアクチュエータを図2のように構造物に取付けたときに、重力の影響も考慮すると(2.4)式は次のようになる。

$$ma^2 \ddot{\theta} + C_0 \dot{\theta} + (K_0 + mag) \theta = af \quad (2.5)$$

ここで、 mag は重力による等価的な剛性増加分であり宇宙空間での作動時には零となる。以下ではPMA固有の粘性係数、剛性を $\bar{C} = C_0$ 、 $\bar{K} = K_0 + mag$ と記述し、その安定性を検討する。

2.4 安定性の再考

簡単のために、1個のPMAを(2.1)式に取付けた力学系を考えよう。それは、LSSのモード振動及びアクチュエータ・マスの振動がそれぞれの慣性力をとおして連成した振動系となる。これにDVFB制御を(2.4)式の電磁力 f として印可する事によって、閉ループ系は次式となる(付録A)。これが数学的な閉ループ系の方程式(2.2)式に対応する、1入力1出力の場合の現実の系である。

$$M\ddot{w} + D\dot{w} + Kw = 0$$

ただし、

$$w = \begin{bmatrix} \theta \\ \eta \end{bmatrix}$$

とする。また、行列 M 、 D 、 K は

$$M = \begin{bmatrix} ma^2 & ma\phi \\ ma\phi^T & U + m\phi^T \phi \end{bmatrix}$$

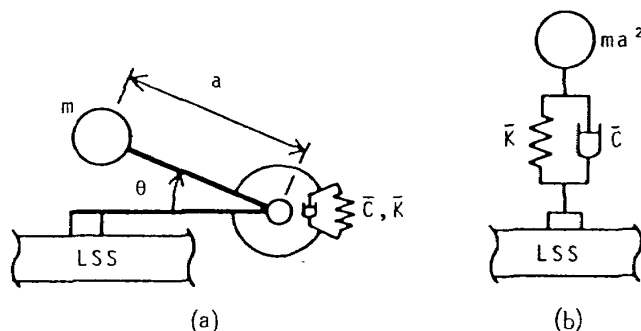


図3 PMA解析モデル

$$D = \begin{bmatrix} \bar{C} & -K_R a \phi \\ 0 & 2\zeta \sigma \end{bmatrix}$$

$$K = \begin{bmatrix} \bar{K} & 0 \\ 0 & \sigma^2 \end{bmatrix}$$

但し U は $N \times N$: 単位行列、 ϕ はアクチュエータ取付け点のモード形状 (N 次行ベクトル) で並進方向のモードのみを考慮した。

collocation条件より $\phi = C^T \Phi = (\Phi^T B)^T$ である。その他の記号は全て(2.2)式と同一である。 $\bar{K} = \bar{C} = 0$ のとき(2.6)式は(2.2)式と同一の仮想的な閉ループ系となる。但し1出力系を考えているため、 K_R はスカラーであるが、多入力多出力系に容易に拡張できる。

また、構造物は片持ち状態なので、 $2\zeta\sigma > 0$ 、 $\sigma^2 > 0$ となる。

さて前述の定理1および定理2が(2.6)式の現実のシステムの安定性を保証するかどうかを見てみよう。まず、(2.6)式では減衰行列 D が非対称であるため明らかに定理1の条件は満たさない。また定理2の条件も低周波領域で成立しない事が直接計算によって示せる(付録B)。つまり2.2で述べた十分条件はいずれもPMAを用いたDVFB制御系には適用できない。

閉ループ系(2.6)式のひとつの安定条件として次が得られる。

「安定条件1」

閉ループ系(2.6)は $\bar{K} > 0$ 、 $\bar{C} > 0$ かつ

$$2\zeta\sigma - (K_R a)^2 \phi^T \phi / 4\bar{C} > 0$$

のとき安定である。

証明：(付録C) ■

この十分条件はゲイン K_R を大きくする事によ

ってDVFB制御系が不安定化され得る事、及びアクチュエータ固有の粘性係数 \bar{C} が小さい程不安定化され易い事を示している。

安定性をより詳細に評価するため、以下ではアクチュエータの動特性による不安定化に最も大きい影響を与える1個の振動モード、即ちアクチュエータ単体の固有周波数に最も近い周波数を持ちそれとの連成の影響の最も強いモード、との干渉を考えこの系が安定であるための必要十分条件を導こう。このためにまず受動型ダンパの動特性の解析などに従来から用いられてきた無次元化法¹³⁾に倣って次のパラメータを定義しておく。

$$\begin{aligned} R &= m\phi_1^2 && \text{：質量比} \\ \sigma_d^2 &= \bar{K}/ma^2 && \text{：アクチュエータ固有周波数} \\ C_c &= 2m\sigma_1^2 && \text{：臨界減衰} \\ \tau &= \bar{C}/C_c a && \text{：}\bar{C}\text{による減衰係数} \\ \tau_c &= K_R/C_c && \text{：}K_R\text{による減衰係数} \\ \nu &= \sigma_d/\sigma_1 \\ \mu &= \tau_c/\tau \end{aligned}$$

但し、 ϕ_1 、 σ_1 はそれぞれアクチュエータの固有周波数 σ_d に最も近い周波数を持つモードのモード形状、周波数を表すスカラー量である。

「安定条件2」

閉ループ系(5)の1モード・モデルは

$$\nu^2 \mu < (1+\mu)/(R(1+\mu)+1)$$

のとき安定である。

証明：Hurwitzの安定判別より直接求まる。■

図4は質量比 R をパラメータとして安定条件2を描いたものである。これから物理的には次のことがいえる。

- PMAの固有周波数 σ_d がLSSのモード周波数に比べて小さい程、 ν が小さくなり安定である。
- PMAの減衰係数 \bar{C} が大きい程 μ が小さくなり安定である。
- フィードバック・ゲイン K_R が小さいほど μ が小さくなり安定である。そして、
- PMAの質量が小さいほど R が小さく安定である。

このうち(b)、(c)は安定条件1と同等の条件である。これから、(a)を満たすためには少なくともアクチュエータの固有周波数が構造振動の全モード周波数より小さくしなければならない事がわかる。

ちなみに従来、構造物の制振には受動型ダンパがよく用いられてきた¹³⁾。これは(5)式で $K_R=0$ とおいた運動方程式で表される。そして減衰効果はその機械的パラメータ \bar{K} 、 \bar{C} を調整する事で最適化される。しかし安定性に関しては $K_R=\tau_c=0$ であるから、安定条件1および安定条件2は受動型ダンパによる制振系が常に安定である事を保証している。

2.5 あとがき

以上、collocation LSSのDVFB制御系の安定性を見直し、これが、理想的なアクチュエータ・センサの使用を前提とした数学的な安定条件にすぎないことを示した。

そして、DVFB制御に適した条件をもつPMAを用いたときの閉ループ系の安定条件を導いた。この結果は、機械的な受動型ダンパの安定性にも

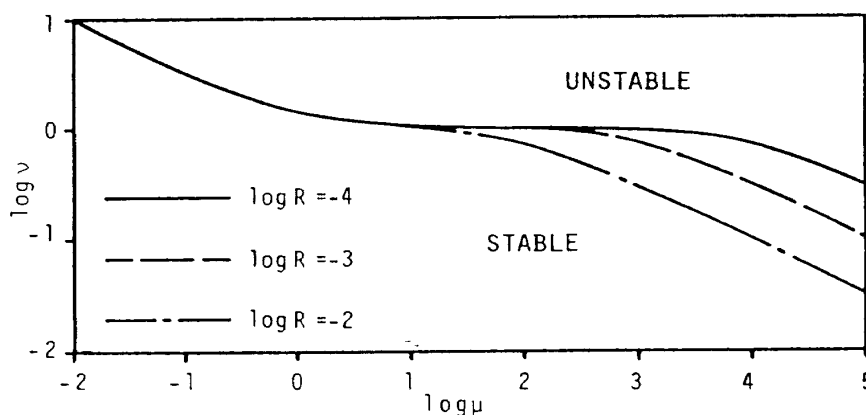


図4 安定領域

適用できる。

3. 制御実験

3.1 まえがき

DVFB制御によって、構造物の振動の減衰を安定に増加できることを示すには、実験による検証が必要である。本章では、片持ちラーメン構造物の地上実験モデルを用いて、1個のPMAによる実験結果を示す。そして、地上実験に伴う重力の影響を補償して、PMAの宇宙空間での挙動を地上で実現する実験法についても述べる。さらに、3.6で2個のPMAを使った多入力多出力DVFBの実験結果を示し、考察を行う¹⁵⁾。

3.2 モデリング

実験には、天井から吊り下げた片持ち状態のラーメン構造物を使用している。この地上実験用LSSのモードモデルはFEM解析プログラムによって作成し、モード周波数 σ とモード減衰比 ζ は自由減衰・FFTデータから得た実測値と比較した。以下で述べる検討・評価では、モード周波数と減衰比は実験値を、PMA取付点のモードシェープは計算値を用いている。

以下、3.3-3.5は1個のPMAによる1入力1出力の制御実験を、3.6では、2個のPMAを用いた多入力多出力の制御実験を扱う。FEMモー

ド解析では、PMAの固定部の質量を集中質量としてFEMモデルに組み込んでいる。1個のPMAの場合(表1)と2個のPMA(表2)の場合のモード周波数のFEM計算値と、実験値を比較する。FEM計算は、節点数30、要素数91のモデルを使った。これによって得られた、モードシェープを図5に示す。一部、NASTRANの結果とも比較した。モード減衰比 ζ は、どのモードも実測でほぼ、0.003である。

また、試作したPMAの主要諸元を表3に示す。

表1 実験モデルのモード周波数 (1 PMA)

Mode 番号	実測値 [Hz]	計算値 [Hz]
1	2.45	2.41
2	9.65	9.08
3	17.9	13.3
4		15.9

表2 実験モデルのモード周波数 (2 PMA)

Mode 番号	実測値 [Hz]	計算値 [Hz]
1	1.88	1.91
2	5.38	5.33
3	11.6	13.5
4	14.1	15.2
5	16.0	15.3

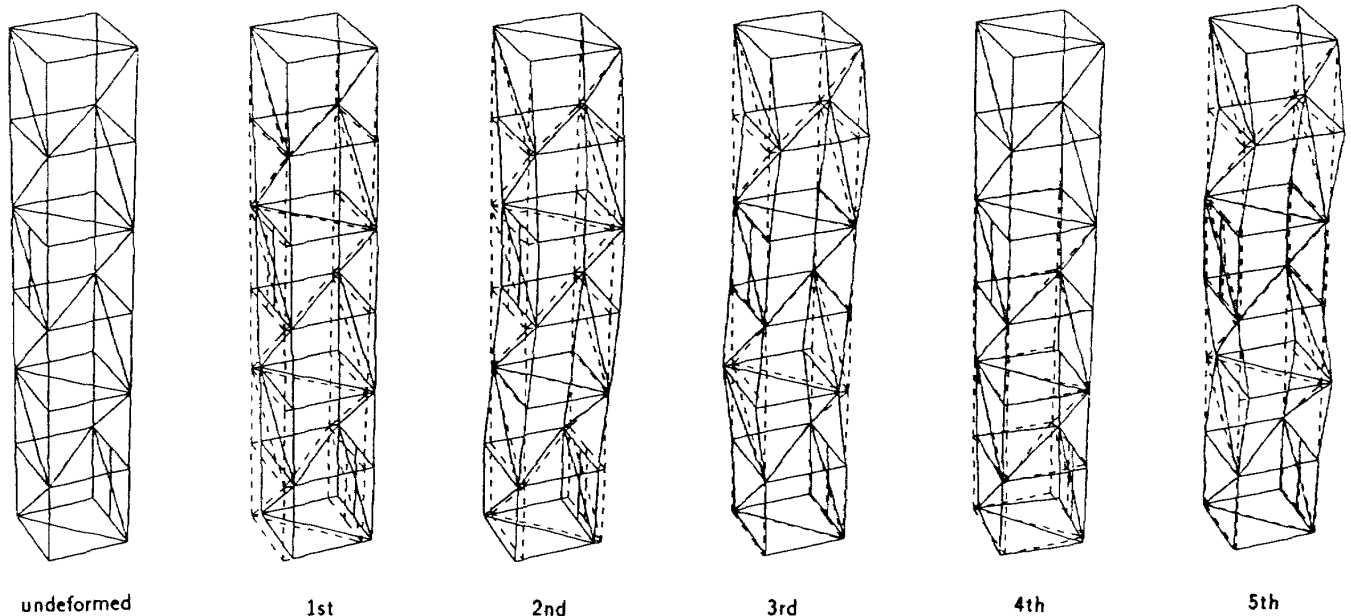


図5 FEMモード解析結果

表 3 PMA 諸元

重量	1.6kg
マス部質量	1.0kg
寸法	158L, 88W, 79H
可動範囲	± 5mm
特性	
最大発生力	2.0N
弾性係数 K_0	$3.74 \times 10^{-2} \text{Nm}$
粘性係数 C_0	$1.14 \times 10^{-2} \text{Nms}$
計測範囲	
加速度計	± 0.2G
変位計	± 1mm

3.3 実験系の数値的評価

第2章で述べた安定条件を念頭において、フィードバック・ゲイン K_R を増加させた時の実験系の安定性を数値的に評価してみよう。図6はDV-FBゲイン K_R を増加させた時の全系の極の動きを複素平面上に描いたものである。ここで、 $\bar{C} = C_0$ 、 $\bar{K} = K_0 + mag$ とした。これが実験系の実測値である。振動1次モードは K_R の増加によって大きい減衰増加が達成できている。そして2次モードにも減衰が付与されている。しかしながら、安定性に関しては $K_R = 1$ でアクチュエータの振動モードが不安定となる。この結果は2章で求めた安定条件を忠実に反映している。さらに $K_R \rightarrow \infty$ のとき1次モードとアクチュエータの極は複素平面原点に漸近し、高ゲイン・フィードバックで必ず不安定となる事が観測できる。また2次以上の高次モードが安定性に与える影響は少ない。

以上、今考えている我々の地上実験系では、PMA が持つ動特性のために定理1の理想的な安定条件が成り立たない事、及び安定条件1, 2が示すとおりの安定性の制約からゲイン K_R を十分に大きくできなくなり満足な減衰効果が得られない事を示した(これは、試作したPMAの剛性 K_0 はもともと宇宙空間0[g]下で作動するよう設計した値であるにも拘らず、地上実験1[g]下では重力加速度の寄与分が優勢となる事によるものである)。

しかしこの不安定化を抑制するための手段も実

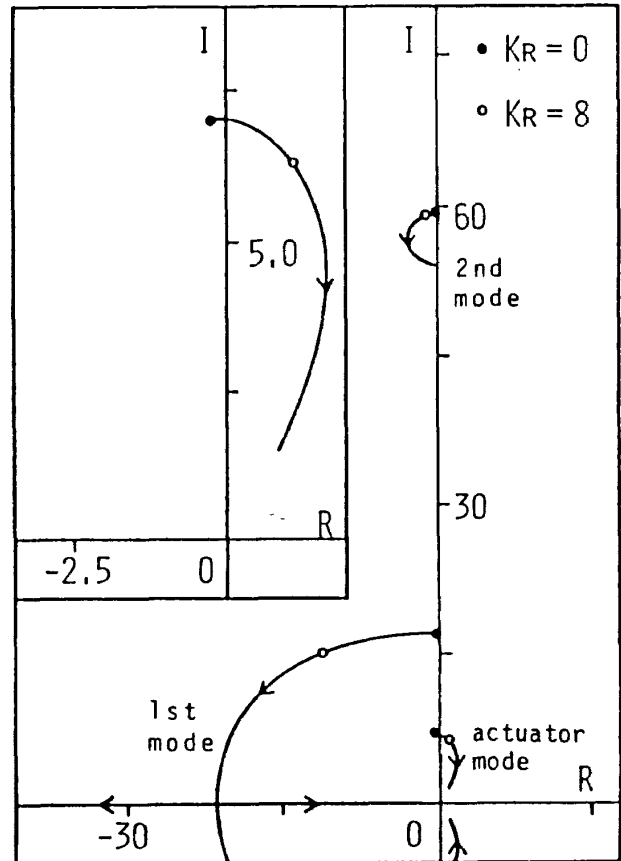


図6 閉ループ極 (1) ($\bar{K} = 1.0174$, $\bar{C} = 0.0114$)

は、安定条件1, 2が示している。そして、それは簡単な補償器によって実現できる事を次に示す。

3.4 補償器による地上実験系の安定化

今考えている実験系の安定領域は、2章から、(1)減衰係数 \bar{C} の増加、(2)アクチュエータの剛性 \bar{K} の減少、によって拡大でき、これによってより大きいゲイン K_R が達成できることがわかる。これらを数値的に見直してみる。図7は \bar{C} を現実の値の10部、 $\bar{C} = C_0 \times 10$ の仮想値とした場合である。 \bar{C} の増加によってアクチュエータ (PMA) の極の安定余裕が図6に比べて増加し不安定化は $K_R = 21$ で始めて表れる。また図8では \bar{K} のうち地上実験に伴う重力項を除き無重力下での設計値 $\bar{K} = K_0$ とした結果である。 $K_R = 32$ まで安定である事が判る。図6に比べて系の安定性を保ったまま30倍のDV-FB制御ゲインが達成できている。

これらの結果を考慮して、アクチュエータ固有の減衰、剛性係数をマイナ・ループ補償によって調整できる制御系を考える。これによって安定

度を高め、高減衰を達成する事が可能となる。図9がそのブロック線図で係数 K_G , β がその補償ゲインである。この制御系は次式で記述できる。

$$ma^2\ddot{\theta} + C_o\dot{\theta} + (K_o + mag)\theta = a(f_c + f)$$

$$f_c = K_p(i_c - \epsilon i_c)$$

$$i_c = K_D e_c$$

$$e_c = (mg/K_D K_P) K_G(\theta + \beta\dot{\theta})$$

これは、アクチュエータ動特性(2.5)式に、更に電磁力発生動特性を導入して詳細化したモデルを用いている。ここで、 f はDVFB制御力であり、 f_c , i_c , e_c は補償用の電磁力、コイル電流、制御電圧である。 K_p , K_D はそれぞれアクチュエータの電磁回路で定まる定数、ドライバ・アンプゲインである。また ϵ は電磁回路で発生する渦電流損

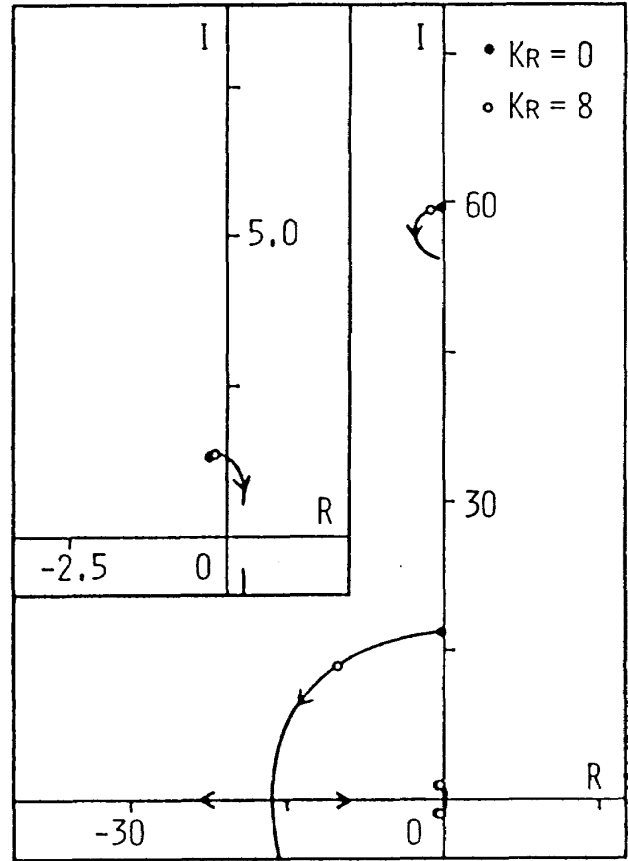
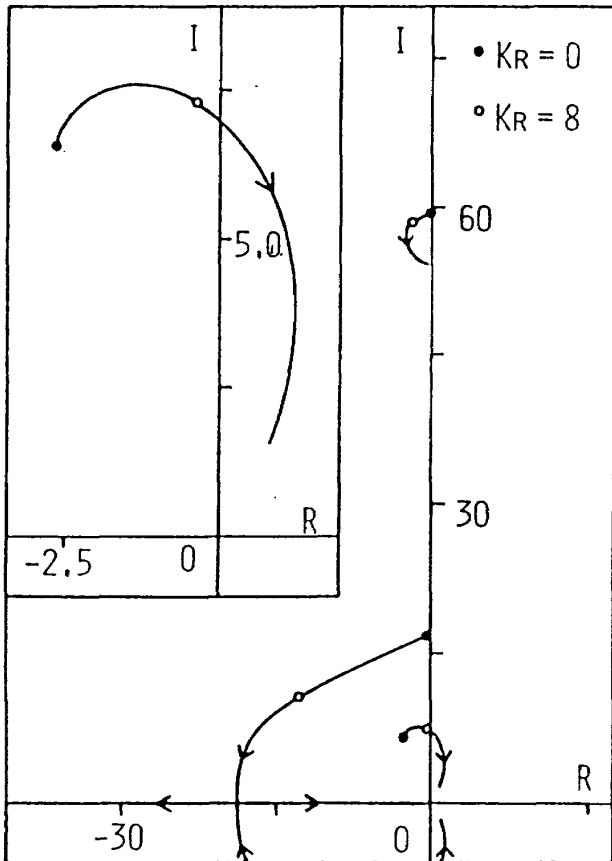


図7 閉ループ極 (2) ($\bar{K}=1.0174$, $\bar{C}=0.114$)

図8 閉ループ極 (3) ($\bar{K}=0.0374$, $\bar{C}=0.0114$)

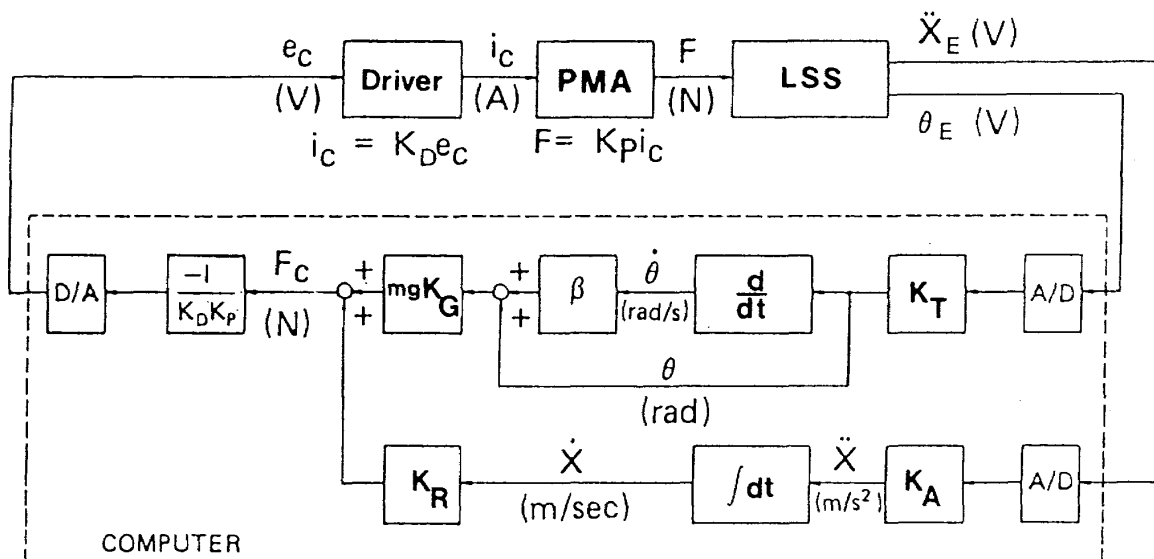


図9 制御系ブロック線図

に対応する係数で実測より $\epsilon=0.05$ であった。このとき (2.5) 式は

$$\begin{aligned} & (ma^2 + \epsilon \beta \text{mag} K_C) \ddot{\theta} \\ & + \{C_o + \text{mag} K_C (\epsilon - \beta)\} \dot{\theta} \\ & + K_o + \text{mag} (1 - K_C) \theta = af \quad (3.1) \end{aligned}$$

となり、補償パラメータ β , K_C の調整によってアクチュエータ単体の減衰・剛性を自由に設定できる事がわかる。式 (3.1) の左辺第 2, 3 項の係数をそれぞれ, \bar{C} , \bar{K} とおけば, 安定条件がそのまま適用できる。ただし (3.1) 式左辺第 1 項の係数のうち $\epsilon\beta$ の項は, 以下の実験では微小であるので無視できる量である。

3.5 実験結果

図10はDVFBによる減衰増加を行わない非制御時の自由減衰のPMA取り付け点の加速度を示す。図11はこれに対してPMAによって減衰増加を行った結果で, 加速度およびPMAマスの回転角を示す。DVFBゲインを $K_D=1$, 補償パラメータを $K_C=0.7$, $\beta=0.05$ とした。いずれも, 時刻 $t=0$ [sec] でインパルス状の外乱を加えた時の応答である。加速度計の応答から, 自由減衰時の減衰比 $\zeta=0.003$ (図10) がDVFB制御によって $\zeta=0.045$ (図11) となり10倍以上大きい減衰比を達成できている。減衰・剛性の補償を行わない ($K_C=\beta=$

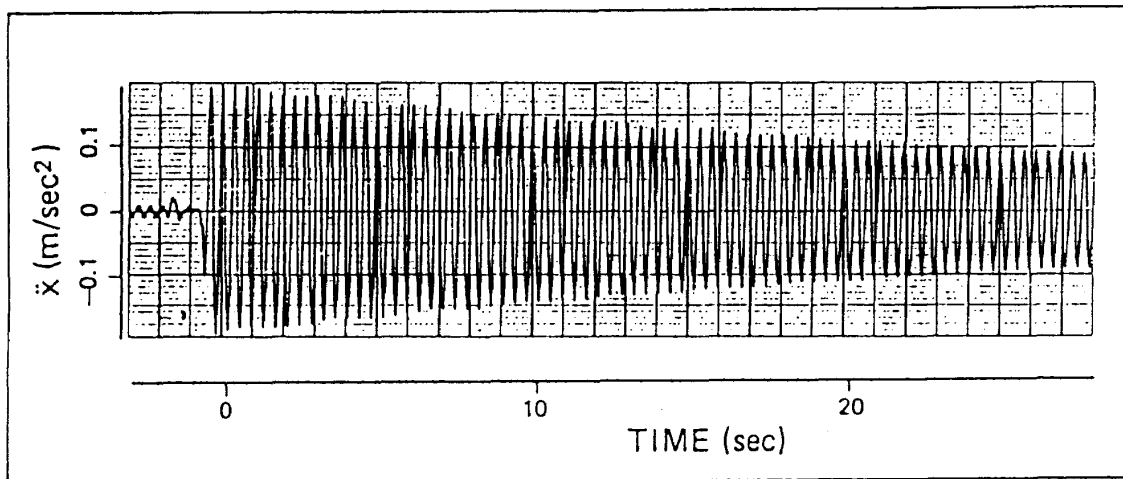


図10 実験結果(1)自由減衰

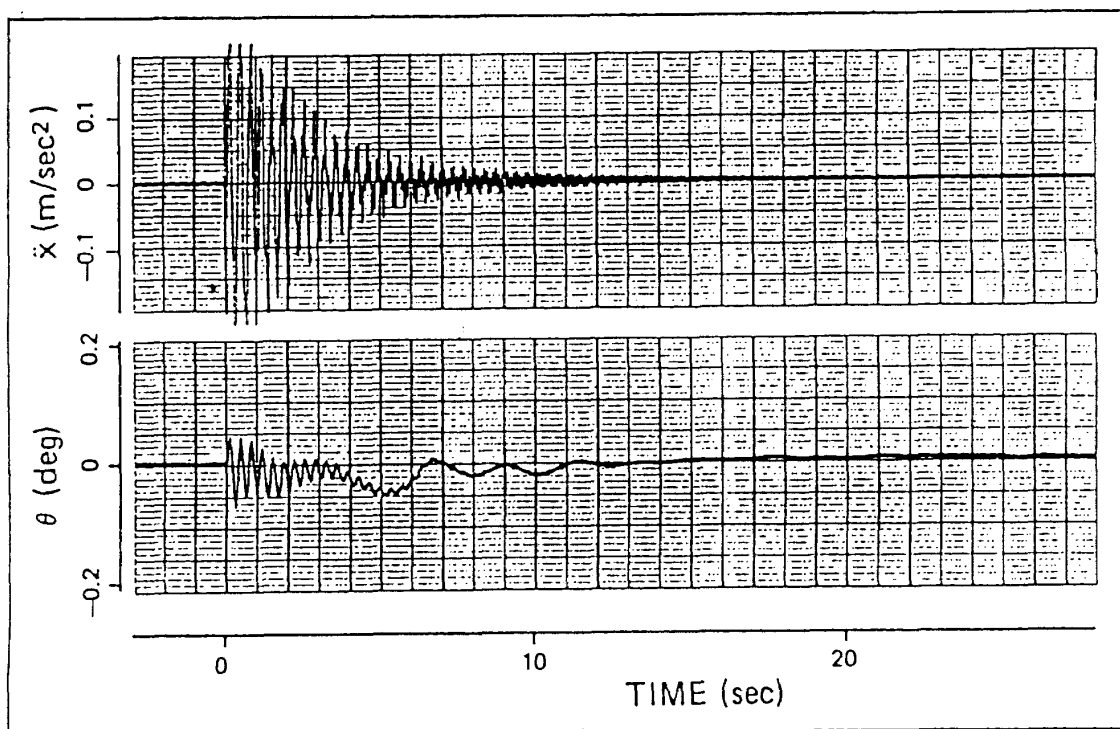


図11 実験結果(2)DVFB: $K_R=1$

0.0) ときは3.4の数値的評果が示すとおり不安定となり、実験においては、マスがストップに衝突するという現象が起きる。

図12は図11と同じ補償パラメータ K_G , β で K_R のみを $K_R=3.0$ と高ゲイン化したもので、減衰は図12の場合よりも向上している。図13(a)では、減衰を更に増加させるために、 $K_R=5.0$ とした結果

である。このときも安定条件は満たされているが、実際には加速度計の応答に 0.04 [m/sec²] 程度の振幅を持つ振動が持続する。これは2次振動モードであり、デジタル制御にともなうサンプル・ホールド、計算むだ時間による位相遅れがその原因である。実験は制御計算機のサンプル周期を 20 [m sec] として実施した。図13(b)は、これらの要因を

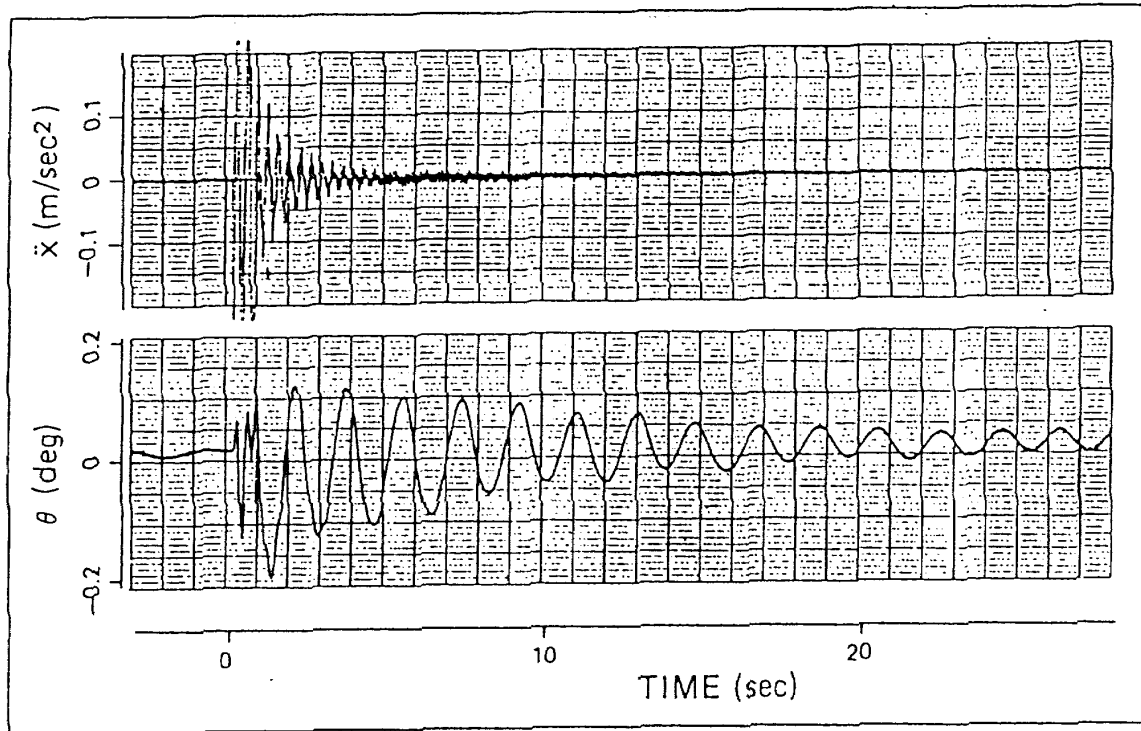


図12 実験結果(3)DVFB : $K_R=3$

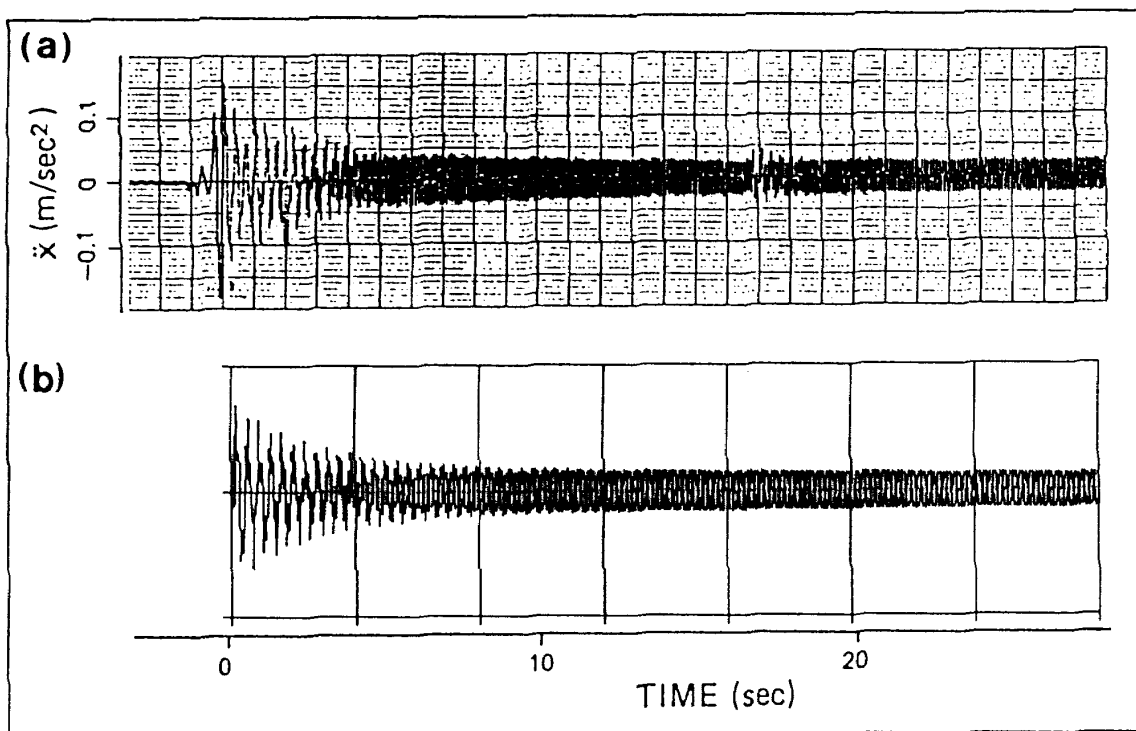


図13 実験結果(3)DVFB : $K_R=5$

考慮して行ったシミュレーション結果であり、この間の事情をよく模擬している。また、図14はそのときのボード線図であり、2次モードの共振周波数でゲイン余有が殆どなくなっている。これが、1個のPMAによる制御性能の限界である。

3.6 多入力多出力 DVFBの制御実験

以上、1個のPMAでの制振結果を示した。本節では、多入力多出力の場合の制振実験結果を述べる。このために、2個のPMAを用意し、それぞれを構造物の上から数えて、第3、第6ベイに

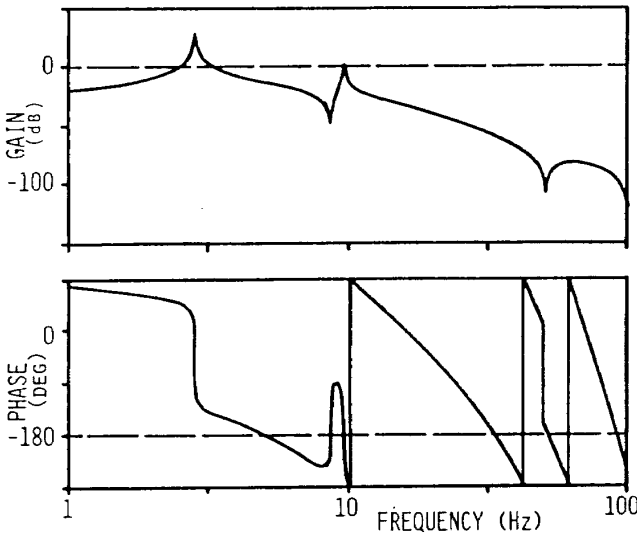


図14 ボード線図：KR=5

設置した。1次モードのモードシェープの大きさが第6ベイで最大であり、2次モードでは第3ベイで最大である。

このとき、制御系は2入力2出力系となり、DVFB制御則は

$$\begin{bmatrix} f_1 \\ f_2 \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} \\ K_{12} & K_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} z_1 \\ z_2 \end{bmatrix} \quad (3.2)$$

と表せる。f, zは制御入力、観測レートであり、添え字1, 2はそれぞれ上側(第3ベイ), 下側(第6ベイ)のPMA取付点を表している。上式のゲイン行列が正定であれば、閉ループ系は定理から安定である。そこで、この正定性を満たすように安定条件1, 2に注意しながら、3つのフィードバック・ゲインK11, K12, K22を設計してやればよい。その最も簡単な方法は、K12=0, K11, K22 > 0とすることである。このとき、K11とK22は独立に決められるから、これを分散型制御とよぼう。また、K12≠0の場合を集中型制御とよぶこととする。

この閉ループ系の固有値を種々のゲインの場合について、直接計算することによって、制御性能を見てみよう。構造振動は、1次・2次の2個のモードを考慮した。

図15は、分散型制御の場合に、K11, K22をパラ

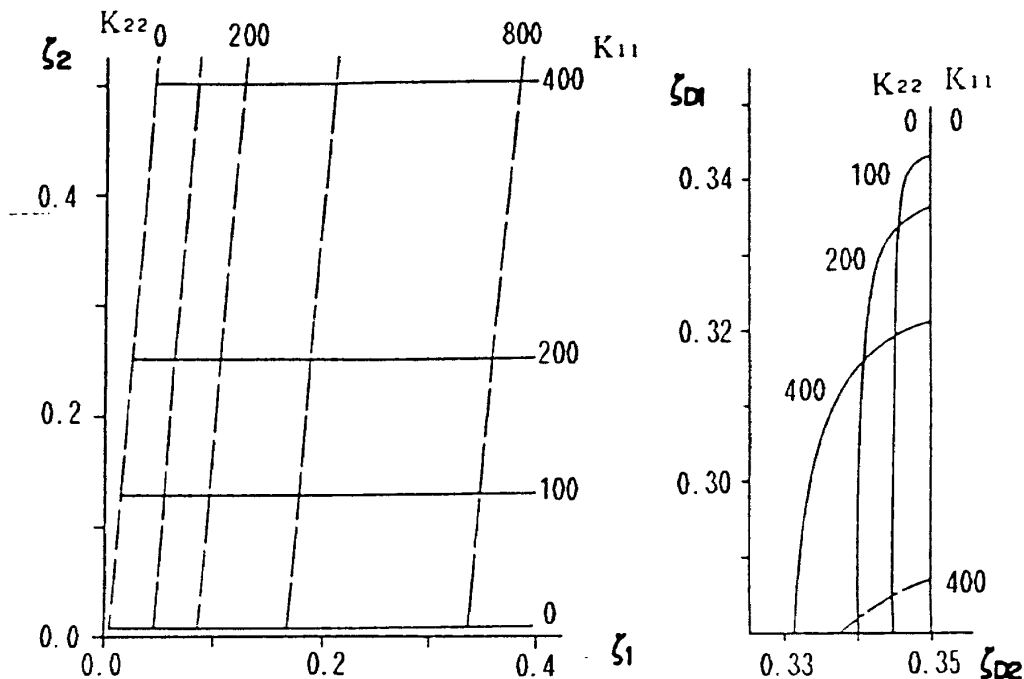


図15 モード減衰係数(分散型)

メータとして各モードの減衰係数を示したものである。 ζ_1 と ζ_2 は、それぞれ、構造物の1次・2次モードの減衰比を、 ζ_{D1} と ζ_{D2} は、第1・第2のPMAの減衰係数を、それぞれ表す。フィードバック・ゲインの増加に従って、構造物の減衰比を大きくできている事がわかる。しかし同時に、PMAの減衰係数は減少していくことが示されている。特に、2次振動モードの減衰を高めるには、 K_{11} を増加させなければならないが、このとき、第1のPMAの減衰は極端に劣化していく。

一方、集中型制御の場合に、 $K_{11}=100$, $K_{22}=800$ とし、 K_{12} をパラメータとして計算した結果を図16に示した。●は、 $K_{12}=0$ の場合で分散型制御のひとつに対応している。 K_{12} を変化させることによって、各減衰係数は図の曲線上を移動する。そして、○が、 $K_{12}=-400$ のときの値である。

このとき、1次モードの制振性能はやや劣化するが、PMAの安定性に優れている。

図17は、(a)分散型と(b)集中型の制御実験の結果を比較したものである。それぞれのPMAに取り付けられた加速度計の出力を示す。実験は2モードが同程度に励起されるように、構造物上の一点へのインパルス加振に対する応答である。PMA1の加速度計ACC1には主に2次モードの影響が大きく現れている。分散型の場合に2次モードの減衰が低いことがわかる。それに対して、集中型では2次モードの減衰も十分に大きく増加できている。

3.7 あとがき

試作したピボット型PMAを用いて、片持ち構造物の振動減衰実験を行った。前章で求めた安定

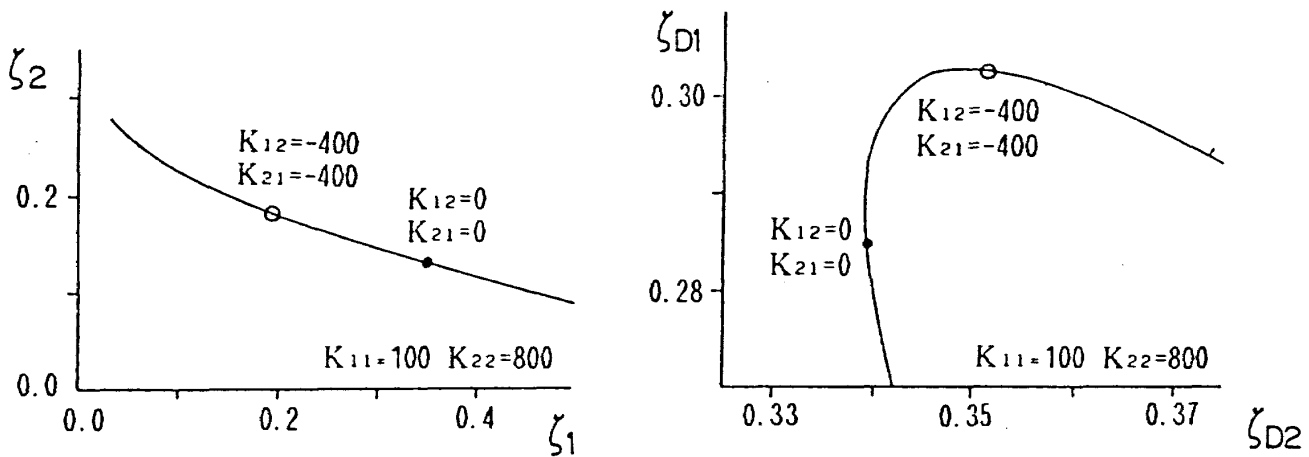


図16 モード減衰係数(集中型)

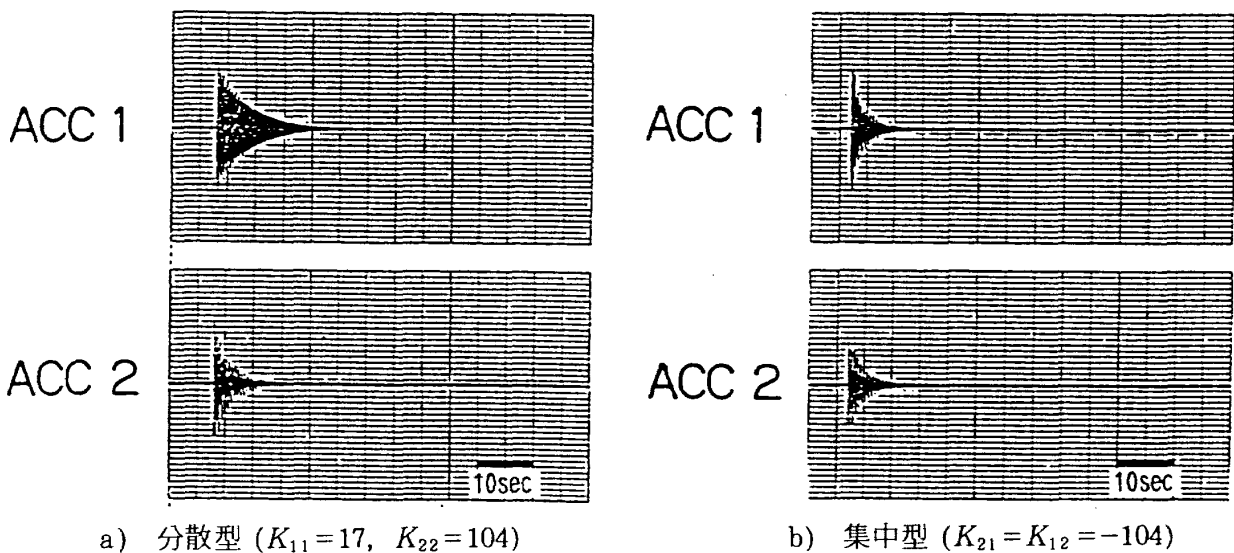


図17 実験結果(加速度計出力)

条件を確認し、ロバスト安定な振動制御ができることを確認した。1個のPMAを使った場合、1次振動モードの減衰比を自然減衰の10倍以上にできた。そして、2個のPMAで2次モードにも大きい減衰を与えることができた。有望な方法である。

4. 制御性能の解析

4.1 まえがき

前節までで、PMAによるDVFB制御系の安定性について検討し、試作したPMAとLSSによる地上実験を行い、安定条件の検証を行った。しかし、実際のアクチュエータの開発には、与えられた制御性能の仕様を満たすことも同時に要求される。そこで本節ではPMAのサイジングに関する検討を行い、キーとなるパラメータを確定することを試みる¹⁶⁾。

4.2 解析モデル

本節ではPMAの減衰特性の本質を明らかにするために、構造物を1次モードのみの振動系として扱う。そのために、新たにモデルを定義しなおしておく。

構造物にPMAを取り付けた解析用モデルを図

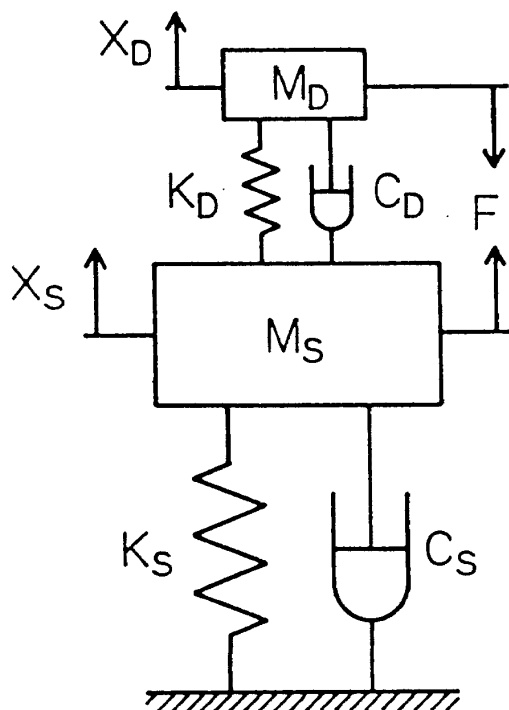


図18 解析モデル(1自由度系+PMA)

18に示す。 M_S, C_S, K_S は構造物の質量, 粘性減衰係数, 弾性係数であり, M_D, C_D, K_D はダンパのマス質量, 粘性減衰係数, 弾性係数である。 x_S, x_D は, それぞれ, 構造物と, PMAのマス部の絶対変位を示す。 f はPMAが発生する制振力であり, f_E は外部からの外乱力である。構造物の持つ粘性減衰は非常に小さいと考えられるので, ワーストケースを想定して, 対象を非減衰系と仮定する。そして, 剛体モードのない場合を考える。図18に示された解析モデルの運動方程式は次式で与えられる。

$$\begin{bmatrix} M_D & 0 \\ 0 & M_S \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{x}_D \\ \ddot{x}_S \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_D & -C_D \\ -C_D & C_D \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x}_D \\ \dot{x}_S \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} K_D & -K_D \\ -K_D & K_D + K_S \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_D \\ x_S \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -f \\ f + f_E \end{bmatrix} \quad (4.1)$$

操作量は, 構造物の速度に比例した力をフィードバックするDVFB制御である。

$$f = -C_R \dot{x}_S \quad (4.2)$$

ただし, C_R はフィードバックゲインである。解析モデルは1次のみであるが, 本来対象とする構造物には無限次元のモードが存在する。これに有限次元で打ち切ったモード制御を行えばスピルオーバーが発生し, 構造物が不安定となる可能性がある。これらは未知のモードに対して発生する。それに対して, 無限のモードの構造物の安定性が保証されているDVFBはPMAの安定性についてのみ考慮すれば全系の安定性が確保できる。従って, 構造モードの不確実性が高い柔軟構造物の制振に有効な制御則と考えられるため, 本稿ではDVFBを採用してきた。PMAの特性を表わす有次元パラメータは M_D, C_D, K_D, C_R の4個である。しかし, 性能を議論する上では, 構造物との関係が影響することは言うまでもない。そのため, 本稿では構造物との関係でこれらを表現した無次元パラメータも併用する。

動吸振器などの受動型ダンパの動特性の解析と同様に以下の無次元パラメータを導入する¹³⁾。質量比 R と固有振動数比 ν は次式で定義する。

$$R = M_D / M_S \quad (4.3)$$

$$\nu = \omega_D / \omega_S \quad (4.4)$$

ただし、

$$\omega_D^2 = K_D/M_D, \quad \omega_S^2 = K_S/M_S$$

また、減衰係数比 γ は次式で定義する。

$$\gamma = C_D/C_C \quad (4.5)$$

ただし、

$$C_C = 2\omega_D M_D$$

さらに、PMAの粘性減衰係数とDVFBのフィードバックゲインとの比としてゲイン比 μ を定義する。

$$\mu = C_R/C_D \quad (4.6)$$

以上がPMAの無次元パラメータである。式(4.1)に式(4.2)を代入することにより、DVFBを用いた閉ループ系の特性方程式が得られ、安定性を解析できる。それを、無次元パラメータで表わせれば次式となる。

$$\sigma^4 + 2\gamma\nu(1+R(1+\mu))\sigma^3 + (1+\nu^2(1+R))\sigma^2 + 2\gamma\nu\sigma + \nu^2 = 0 \quad (4.7)$$

ただし、

$$\sigma = \lambda/\omega_S$$

である。すなわち、根 λ は構造物の固有振動数 ω_S で無次元化されている。この特性方程式にHurwitzの安定判別を適用した結果が、第2章で求めた次式である。

$$\nu^2 < \frac{1+\mu}{\mu(1+R(1+\mu))} \quad (4.8)$$

一般に、振動制御の性能を高めるためにフィードバックゲイン比 μ は大きく ($\mu > 1$) となる。そのため、この系が安定であるためには、固有振動数比 ν は小さい値をとる必要がある。

4.3 制振特性解析

PMAと構造物の閉ループ系の減衰特性から、制振性を解析する。本稿では減衰特性を示すために、閉ループ系の減衰係数と外乱力から変位への伝達関数のゲインを用いる。減衰係数は、外乱力が与えられた後の自然減衰の特性を示す。それに対し伝達関数は、定常的な加振源が存在した場合の応答レベルを的確に示す。

4.3.1 閉ループ減衰特性

閉ループ系の減衰係数を式(4.7)の根から定義する。特性根が2組の実部負の複素根であった場合、

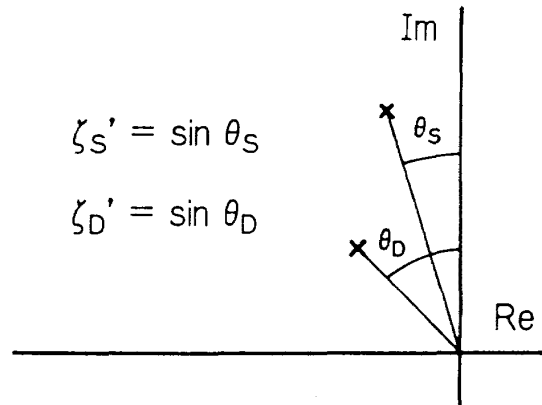


図19 閉ループ系減衰係数の定義

図19に示すように虚部正の根を λ_S, λ_D とする。 λ_D はPMAの固有振動数近傍の根、 λ_S は構造物の固有振動数近傍の根である。減衰係数はこれらに応じて次式で定義する。

$$\zeta'_S = -\text{Re}(\lambda_S)/|\lambda_S| \quad (4.9)$$

$$\zeta'_D = -\text{Re}(\lambda_D)/|\lambda_D|$$

($'$) は閉ループ系であることを区別するための記号である。制振性を示す構造物の減衰特性は ζ'_S で表わされPMAモードの安定性のマージンは ζ'_D で表わされる。両者の要求を満足するパラメータを選ぶことが設計上必要である。

4.3.2 伝達関数

構造物に加えられる外乱力から構造物、及び、PMAマスの変位への伝達関数を求める。式(4.1)の運動方程式をラプラス変換すれば次式となる。

$$G_1(\sigma) \cdot X_S - G_2(\sigma) \cdot X_D = F_E/K_S \quad (4.10)$$

$$G_3(\sigma) \cdot X_S - G_4(\sigma) \cdot X_D = 0 \quad (4.11)$$

ただし、

$$\sigma = s/\omega_S$$

X_S, X_D, F_E は、それぞれ、 x_S, x_D, f_E をラプラス変換した関数であり、変数 s は構造物単体の固有振動数 ω_S で正規化した σ を用いている。これにより外力から構造物変位への伝達関数は次式で得られる。

$$G_S = \frac{G_4}{G_1 G_4 - G_2 G_3} \quad (4.12)$$

さらに、外力からダンパマスの絶対変位への伝達関数は次式で与えられる。

$$G_D = \frac{G_3}{G_1 G_4 - G_2 G_3} \quad (4.13)$$

なお、 $G_1 \sim G_4$ は無次元パラメータにより次式で与えられる。

$$G_1(\sigma) = \sigma^2 + 2\gamma\nu(1+\mu)R\sigma + 1 + \nu^2 R \quad (4.14)$$

$$G_2(\sigma) = 2\gamma\nu R\sigma + \nu^2 R \quad (4.15)$$

$$G_3(\sigma) = 2\gamma\nu(1+\mu)\sigma + \nu^2 \quad (4.16)$$

$$G_4(\sigma) = \sigma^2 + 2\gamma\nu\sigma + \nu^2 \quad (4.17)$$

4.4 パラメータ感度

各次元パラメータの変動が ζ'_s と ζ'_D に及ぼす影響を調べる。以下の解析では、有次元パラメータのノミナル値に次の値を用いた。

$$M_{D0} = 10, \quad C_{D0} = 0.2, \quad K_{D0} = 0.1 \\ C_{R0} = 2.0, \quad M_{S0} = 100, \quad K_{S0} = 100 \quad (4.18)$$

ノミナル値には添字(0)を付ける。これらの値による閉ループ系の減衰係数は次の値となる。

$$\zeta'_s = 0.0113, \quad \zeta'_D = 0.0967 \quad (4.19)$$

有次元パラメータの個々を変化させて求めた閉ループ系減衰係数 ζ'_s 、 ζ'_D を図20(a)~図20(b)に示

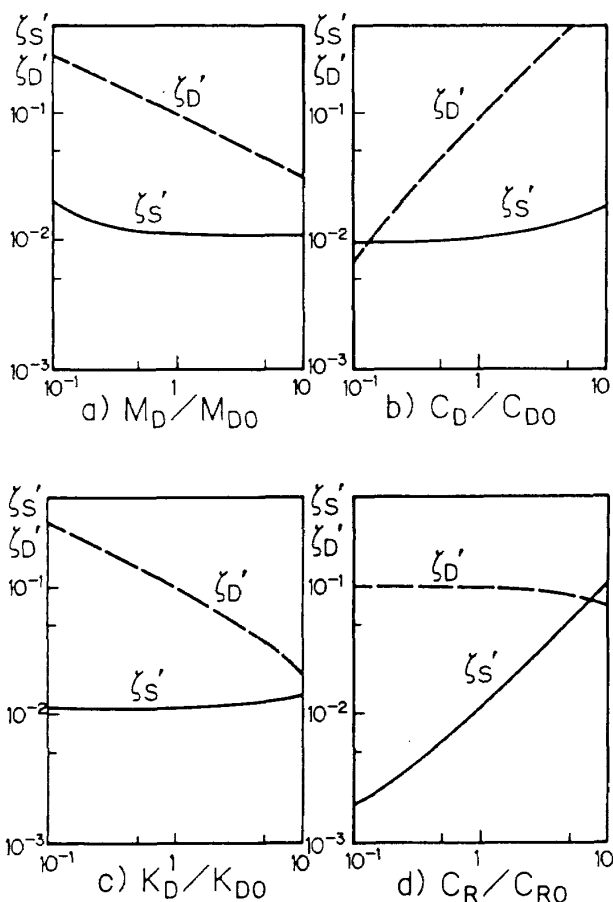


図20 有限次元パラメータの減衰係数への影響
(a) 質量 (b) 粘性減衰係数
(c) 弾性係数 (d) フィードバックゲイン

す。パラメータの変動範囲はノミナル値の1/10から10倍までである。

4.4.1 PMA マスの質量

図20(a)によれば、PMA マス質量の減少につれて制振効果がわずかに高まる傾向が示されている。しかし、その反面マスの質量が小さければ、PMAの減衰は悪くなることが示されている。図21は、伝達関数の G_s と G_D のゲインをプロットしたものである。横軸の周波数は構造物単体の固有振動数で無次元化されている。それぞれ3種数の M_D に対してプロットした図であるが、図21(a)に示される構造物の変位は3ケースともほとんど一致している。それに対し、PMAマスの変位は、 M_D が減少するにつれて増加している。従って、マス質量の変更により制振性を増加させることは、その効果よりもダンパマス変位の増大が著しいため、有効でない。

4.4.2 粘性減衰係数

PMA 粘性減衰係数のみを変更させた場合の閉ループ減衰係数を図20(b)に示す。 C_D の増加に対し制振性は増加している。この場合、 ζ'_D も増加していることより、系の安定性は失われていない。フィードバックゲイン(C_R)の異なる場合に対し ζ'_s を図22に示す。 C_R が高い領域では C_D が低い領

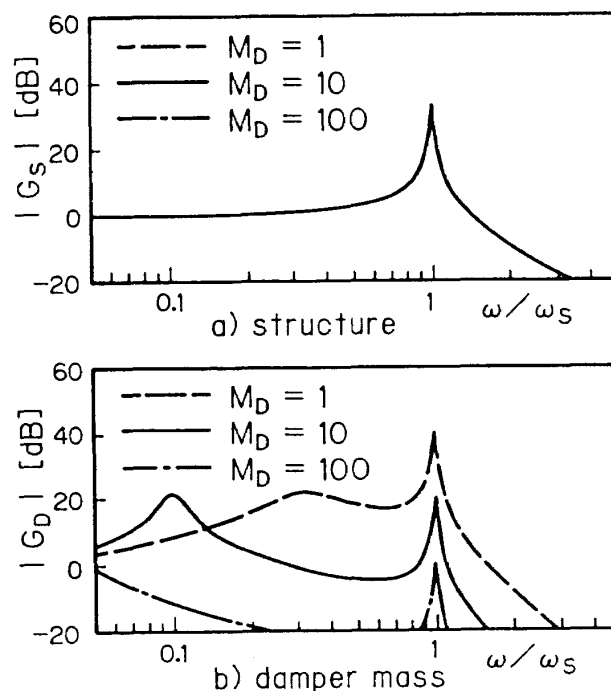


図21 マス質量の応答への影響

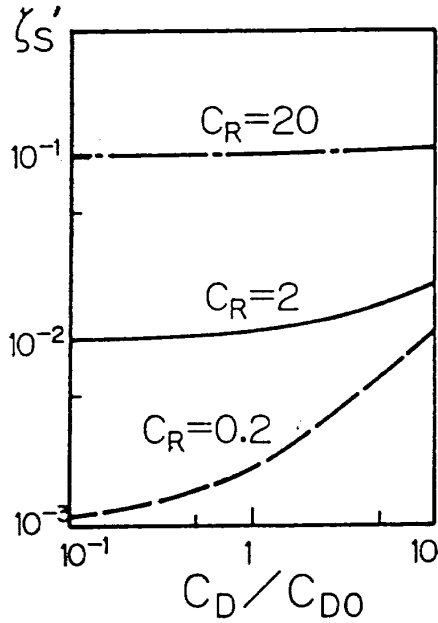


図22 フィードバックゲインの応答への影響

域では C_D の効果が顕著であることが示されている。ダンパの粘性減衰係数は系の安定性を失うことなく制振性を増加させることができるパラメータである。

4.4.3 PMA 弾性係数

PMA 弾性係数は図20(c)によれば、制振性にほとんど影響を及ぼさない。このパラメータは安定性に大きく作用し、 ζ_D' が減少する傾向が示されている。この結果は、式(4.8)における固有振動数比 (ν) との関係で説明できる。従って、このパラメータによる制振性への改善は期待できない。

4.4.4 フィードバックゲイン

フィードバックゲインの増加は構造物の制振性に大きく影響を及ぼす。図20(d)によれば、 C_R の増加により ζ_D' の若干の低下はみられるものの、 ζ_S' が大きく増加している。しかし、あまり大きな値をとると、系が不安定となることが式(4.8)で示されている。図23に3種類の C_R に対する伝達関数ゲインを示す。PMA 単体の固有振動数は $0.1\omega_S$ と設定してある。 C_R の増加に対し、構造物の共振点ピークは減少している。一方、PMA の変位が全領域にわたって増加する傾向がある。以上により、安定性を確保した上で制振性を高めるために有効なパラメータは、 C_D と C_R であることが示された。

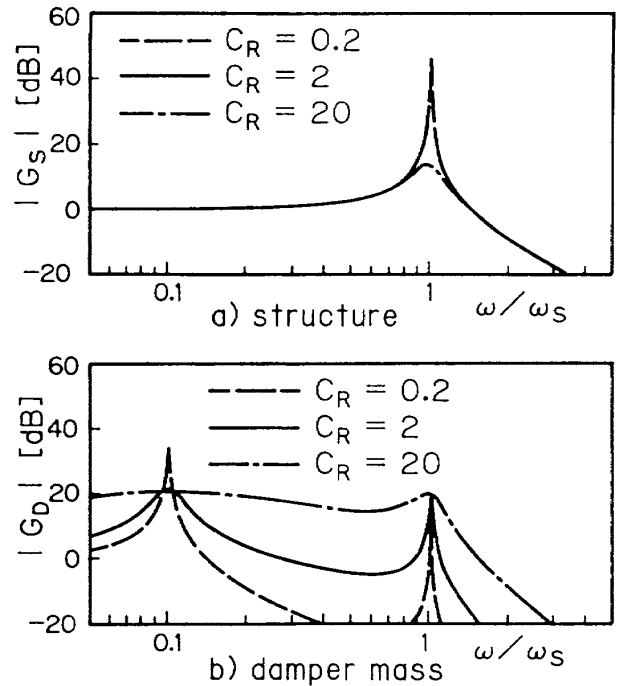


図23 C_R の制振性への影響

4.5 共振点ピーク値

伝達関数ゲインのピークは、構造物とPMAのそれぞれ単体の固有振動数の近傍に存在する。従って、両固有振動数におけるゲインを求めることにより、応答特性を把握することができる。式(4.12), (4.13)は複雑であるが、4.2に示した安定性の要求である $\nu \ll 1$ の仮定の下でのピーク値を求める。まず、PMA 単体の固有振動数 ω_D における構造物と G_S と PMA マス D_D のゲインは次式で近似できる。

$$|G_S| = 1 \tag{4.20}$$

$$|G_D| = ((1/2r)^2 + (1+\mu)^2)^{1/2} \tag{4.21}$$

まず、式(4.20)はPMA単体の固有振動数において構造物の変位はPMAの影響を受けないことを示している。これは受動型ダンパと大きく異なる点である。また、式(4.21)はPMA単体の粘性減衰係数の減少、または、フィードバックゲインの増加等がPMAを不安定にすることを示している。これらは第3章の安定性で示された結果と同一である。次に、構造物単体の固有振動数 ω_S におけるゲインは有次元のパラメータにより次式と近似できる。

$$|G_S| = \omega_S M_S / (C_D + C_R) \tag{4.22}$$

$$|G_D| = M_S / M_D \tag{4.23}$$

式(4.22)は構造物単体の固有振動数において構造物の変位のピーク値は C_D と C_R の和のみに依存していることが、式(4.23)はPMAマスの変位のピーク値は M_D のみに依存することが示されている。従って、制振性を高めるためには、 $C_D + C_R$ を高めることが重要であることが導かれた。以上の近似値は、前章の結論を的確に示している。図24は $C_D + C_R$ を一定とし C_D と C_R との比率 μ を変更した場合の伝達関数ゲインをプロットした図である。 G_S は各ケースがほとんど一致しており、 G_D も狭い範囲でのみの差であることが確認され、近似値から導いた結論が妥当であることが示されている。

4.6 あとがき

PMAの制御則に、DVFBを適用して、安定性を考慮した上での制振特性を解析した。その結果PMA単体の固有振動数が構造物単体の固有振動数より十分に低い場合に対して、以下の結果を得た。

1. 構造物の制振性(共振点ピーク)を決めるパラメータは、PMA粘性減衰係数とフィードバックゲインのみであり、その和が影響する。
2. 構造物単体の固有振動数近傍におけるダンパの振幅は、PMAマスの質量のみに依存する。
3. PMA単体の固有振動数近傍の構造物の応答ゲインはPMAの影響を受けない。

5. 結 論

本稿では、DVFB制御によって宇宙構造物の減衰を増加させ、その安定余裕を高めるための技術上の基礎的な問題点を明らかにし、その制御に、PMAを使うことを提案した。そして、試作したPMAを用いて実験でこれを検証した。ここでは、一貫して剛体モードを持たない構造物を対象として検討を行った。剛体モードを持つ系の場合には、DVFB制御で減衰増強をした閉ループ系に対して新たに姿勢制御則を設計してやればよい。これによって、姿勢制御閉ループ系をロバスト安定とすることが容易になる。

本研究にあたって、PMAの設計・試作、及び

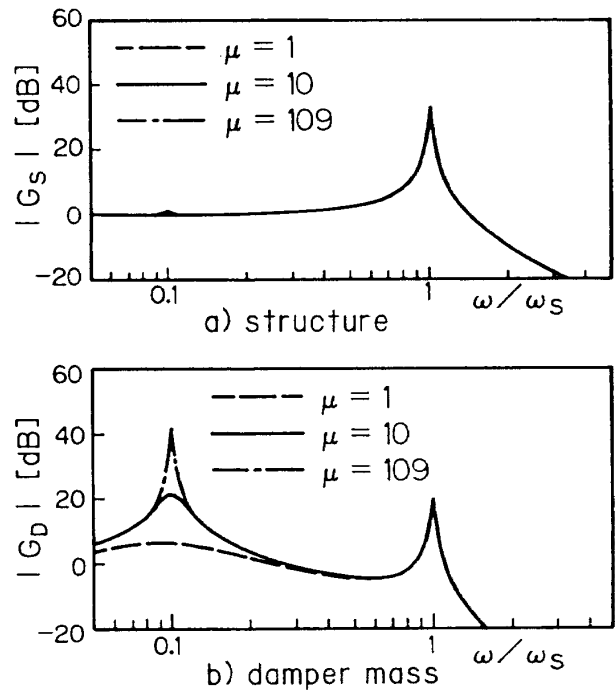


図24 $C_D + C_R$ 一定下での応答特性

制振実験に関して、嶋本吉春、平子敬一(東芝)両氏に多大のご協力と貴重なご助言を頂戴した。深甚の謝意を表したい。

参 考 文 献

- 1) NASA Long Range Program Plan, 1985.
- 2) 「特集 LSS-その近未来制御理論」, 計測と制御, 26-10, 1987.
- 3) M. J. Balas : Direct Velocity Feedback Control of Large Space Structures, J. of Guidance & Control, 2-3, 252/253 (1979).
- 4) J. G. Lin : General Conditions on Reduced Order for Ensuring Full-Order Closed-Loop Asymptotic Stability, Proc. of NCKU/AAS, International Symposium on Engineering Sciences and Mechanics, Tainan, Taiwan, Dec. 29-31, 1003/1030 (1981).
- 5) J. N. Aubrun, G. Margulies : Low-Authority Control Synthesis for Large Space Structures, NASA CR 3495, 1982.
- 6) 木田, 山口, 上野, 平子 : 大型宇宙構造物の DVFB制御, 計測自動制御学会論文集, Vol. 25, No.12, 1324/1330, 1989.
- 7) L. E. Elliot, D. L. Mingori, R. P. Iwens :

付 録

- Performance of Robust Output Feedback Controller for Flexible Spacecraft, Proc. of 2nd VPI & SU/AIAA Symposium, Blacksburg, VA, 409/420.
- 8) S. M. Joshi, N. J. Groom : Optimal Member Damper Controller Design for Large Space Structures, J. of Guidance & Control, 3-4, 378/380 (1980).
- 9) A. Arbel, N. K. Gupta : Robust Collocated Control for Large Flexible Space Structures, J. of Guidance & Control, 4-5, 480/486 (1981).
- 10) J. N. Aubrun : Theory of the Control of Structures by Low-Authority Controllers, J. of Guidance & Control, 3-5, 444/451 (1980).
- 11) S. M. Joshi : Robustness of Collocated Controllers for Flexible Spacecraft, J. of Guidance & Control, 9-1, 85/91 (1986).
- 12) T. Kida, et al. : A Preliminary Study on a Linear Inertial Actuator for LSS Control, Proc. of 15th International Symposium on Space Technology and Sciences, Tokyo, 1273/1278 (1986).
- 13) 巨理 : 「機械力学」共立全書, 73/92 (昭和41).
- 14) E. E. Zajac : The Kelvin-Tait-Chetaev Theorem and Extensions, J. of the Astronautical Sciences, 11-2, 46/49 (1964).
- 15) 上野, 木田, 藤原, 平子 : 柔軟構造物の多入力能動制御実験, 第4回宇宙構造物研究会, 11月, 1988.
- 16) 上野, 木田, 山口, 平子, 田中 : DVFBを用いたアクティブ・マス・ダンパの制振特性解析, 日本機械学会論文集C, Vol.57, No.536, 1991.

A. PMA と構造振動の連成系は次式で与えられる。

$$\ddot{\eta} + 2\zeta\sigma\dot{\eta} + \sigma^2\eta = \phi^T f \quad (a)$$

$$m(\phi\ddot{\eta} + a\ddot{\theta}) = -f \quad (b)$$

ここで, (a)式は構造振動の, (b)式はマスの運動を表す。 f が相互間に作用する内力であり, バネ・ダッシュポットの機械的な拘束力とDVFB制御入力 u (電磁力)の和で表される(図3)。

$$af = (\bar{C}\dot{\theta} + \bar{K}\theta) + au, \quad u = -K_R\phi\dot{\eta} \quad (c)$$

これらから, 内力 f を消去すれば閉ループ方程式(5)式となる。もし $\bar{C} = \bar{K} = 0$ であれば, 式(c)から $f = u$ となり, これと式(a)から理想的な閉ループ系(2)式が得られる。また(c)式で $u = 0$ ならば, 従来の受動型ダンパの構成となる。

B. この系の安定性は定理2によっては保証できない事を以下に示す。まず式(a-c)から操作量 u と構造物に作用する実際の力 f の関係を表す伝達関数 $H(s)$; $f(s) = H(s)u(s)$ が求まる。1入力1出力系では, $H(s)K_R$ が正実である条件は全ての ω に対して, $Re[H(j\omega)] > 0$ が成り立つ事であるが, 低周波領域($\omega \ll 1$)でこれが負となることが言える。

いま全てのモード周波数よりも低い周波数領域 $\omega \ll \sigma_1 < \sigma_2 < \dots$ を考える。(a)(b)から $\theta(s) \sim -f(s)/mas^2$ となる。これと式(c)から

$$H(s) = f(s)/u(s) \simeq \{1 + (\bar{K} + s\bar{C})/ma^2s^2\}^{-1}$$

このとき,

$$\omega^2 < \bar{K}/ma^2 (= \sigma_d^2)$$

ならば,

$$Re[H(j\omega)] < 0$$

となることが直接計算で判る。

C. 閉ループ系(5)式は次のように書ける。

$$M\ddot{w} + D_s\dot{w} + D_a\dot{w} + Kw = 0$$

$$D_s = (1/2)(D + D^T), \quad D_a = (1/2)(D - D^T)$$

これが漸近安定である十分条件は M, D_s , および K が正定であることである(Kelvin-Tait & Chetaev¹⁴)。明らかに $M > 0$ であり, $\bar{K} > 0, \sigma > 0$ ならば $K > 0$ 。また,

$$D_s = \begin{bmatrix} \bar{C} & -(1/2) K_R a \phi \\ -(1/2) K_R a \phi^T & 2\zeta\sigma \end{bmatrix}$$

が正定となる必要十分条件は、 $\bar{C} > 0$ かつ

$$2\zeta\sigma - (1/2) K_R a \phi^T (1/\bar{C}) (1/2) K_R a \phi > 0$$

が成り立つことである。多入力多出力系の場合も同様の安定条件が得られる。

航空宇宙技術研究所報告1114号

平成3年5月発行

発行所 航空宇宙技術研究所
東京都調布市深大寺東町7丁目44番地1
電話三鷹(0422)47-5911(大代表)〒182
印刷所 株式会社三興印刷
東京都新宿区西早稲田2-1-18
