

ロバスト制御理論を適用したハイブリッドマスダンパによる建物制振

渡壁 守正*¹千葉 脩*¹

概 要

既に高さ約19m、重量約480tonのS造6階建ての実証棟に設置したハイブリッド・マスダンパ（HMD）の制御系の設計に H^∞ 制御理論を適用し、その性能評価について考察を行ってきた。しかしながら、この制御系は建物内質量変動、疲労、経年変化、大地震による強い外乱など様々な要因により、制振性能が劣化したり、制御系の不安定化に繋がる可能性があった。これらパラメータ変動が起きても安定性を保証し、かつ制振性能を確保するための制御系設計手法として、 μ 設計理論がある。本論文では、新たに μ 設計理論をHMDの制御系設計に適用し、実証棟で観測された実地震記録によりその有効性を検証した。

Vibration Control of Tall Buildings Using Hybrid Mass Damper Applied Robust Control Theory

Morimasa WATAKABE*¹Osamu CHIBA*¹

Previously, H^∞ control theory has been applied to design of the controller of an Hybrid Mass Damper (HMD) system installed on a 6-story large-scale experimental building model of 19 m height and 480 tons total weight. However, applying H^∞ control theory in conjunction with a real world system causes problems. Control performance becomes conservative and performance gets worse when parameters fluctuate. On the other hand, with μ -synthesis, a perturbation is dealt with as a structured singular value instead of maximum singular value, therefore it can be used to evaluate robust performance. This paper describes the design of a control system based on μ -synthesis, which is applied in an HMD system installed in a building. The effectiveness of the designed control system has been confirmed through use of measured data of an earthquake on the building.

*¹技術研究所*¹Technical Research Inst.

ロバスト制御理論を適用したハイブリッドマスダンパによる建物制振

渡壁 守正*1
千葉 脩*1

1. はじめに

超高層建築物や高層展望塔のように、アスペクト比が大きく強風時に揺れやすい建築物の多くには、居住性能の向上を図る目的で種々の制振装置が設置されている¹⁾。実用化されている制御則の多くは最適レギュレータによる状態フィードバック制御であり、建物の状態量として相対速度と相対変位をフィードバック信号として用いられている。そのため、種々の機器やフィルター設定など勘案したシステムを構築する事になり、制御系が複雑となると共にコストも高価になる。これらの問題に対して、絶対加速度計測に基づく制御系設計が有効であるとの提案もなされている²⁾。本研究でも、既に最上階絶対加速度計測に基づく制御系設計に H_∞ 制御理論を用いた制御器を設計し、その性能を実証している³⁾。この制御則は簡素でロバスト安定性に優れた制御系を構成することができるが、理論上は不確かさを非構造化して取り扱っているため、建物内質量変動、疲労、経年変化、大地震による強い外乱など様々な要因により制振性能が劣化したり、制御系の不安定化に繋がる可能性があり、このことを考慮して制御系を設計する必要があるとの指摘もある⁴⁾。これら諸要因に伴うパラメータ変動が起きても安定性を保証し、かつ制振性能を確保するための制御系設計で有効とされている設計手法として、 μ 設計理論がある。この制御理論は、非常に高度なため解析レベルに止まっており、実用化されている例はほとんど報告されていない。本研究では、ロバスト制御理論(H_∞ 制御理論、 μ 設計法)を適用した制御系設計を行い、2方向(X方向、Y方向)制御可能なアクティブ・パッシブ切替型ハイブリッドマスダンパが設置された実建物を想定した大規模実験棟を対象に、その性能評価を従来の最適レギュレータを含め、時間領域と周波数領域から考察を行った。さらに、新たに μ 設計法を適用した制御システムを実装した制振装置の性能を実験棟で観測された実地震記録の分析およびシミュレーション解析により検証した結果について報告する。

2. 実験棟の概要

実験棟及び制振装置の外観を図-1にそれぞれ示す。実験棟は、8m×8mの正方形の平面形状で高さ18.9m、総重量480tのS造6階建てのラーメン構造であり、高層建築物を想定し、X方向1次で0.75Hz、Y方向1次で0.82Hzの比較的長周期の構造物となるよう設計されて

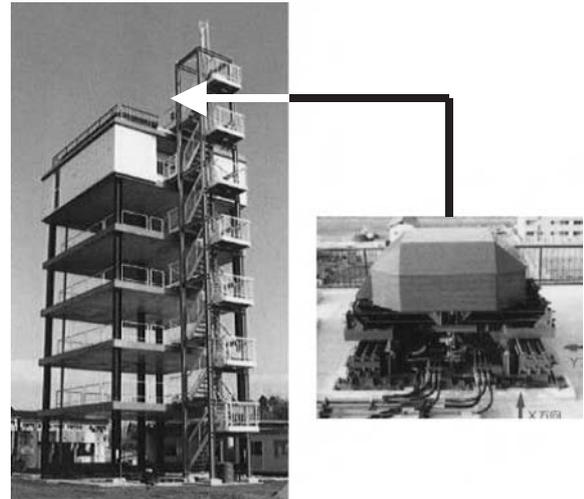


図-1 実験棟および制振装置の外観

表-1 マスダンパの仕様

	X-方向	Y-方向
可動部質量	55.9KN	41.1KN
有効質量比	2.2%	1.6%
動摩擦係数	8/1000	12/1000
最大ストローク量	±35.0cm	

いる。最上階にはXY方向に独立動作が可能なXY運動機構と油圧アクチュエータを用いたタイプのアクティブ/パッシブ切換型ハイブリッドマスダンパ(HMD)制振装置が設置されている。マスダンパの仕様を表-1に示す。本制振装置は、季節風から再現期間5年程度の頻度の高い強風に対しては建物揺れを1/2以下に低減させること、中小規模地震に対しては後揺れを早期に押さえることを目標として設計されている。

3. 解析モデル

3.1 建物・マスダンパの解析モデル

解析モデルは図-2に示す6質点のせん断型変形モデルにマスダンパを設置した建物・マスダンパ連成系のモデルを用いる。マスダンパは直線運動機構のレールや油圧アクチュエータのシール抵抗による摩擦が存在するため、特に建物への入力小さい場合、マスダンパが停止することがある。マスダンパが動いている場合をPHASE 1、停止している場合をPHASE 2とすると、運動方程式は以下ようになる。

PHASE 1：マスダンパが動いている場合

*1技術研究所

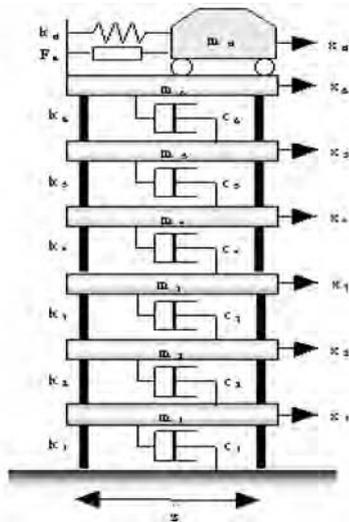


図-2 解析モデル

$$M\ddot{\mathbf{x}} + C\dot{\mathbf{x}} + K\mathbf{x} = \mathbf{s}_6(c_d\dot{x}_d + k_dx_d + \mu_k m_d g \operatorname{sgn}(\dot{x}_d) - ap) - M\mathbf{1}\ddot{z} + \mathbf{w} \quad (1)$$

$$m_d(\ddot{x}_n + \ddot{x}_d + \ddot{z}) + c_d\dot{x}_d + k_dx_d + \mu_k m_d g \operatorname{sgn}(\dot{x}_d) = ap \quad (2)$$

PHASE 2 : マスダンパが停止している場合

$$M\ddot{\mathbf{x}} + C\dot{\mathbf{x}} + K\mathbf{x} = \mathbf{s}_6(-m_d(\ddot{x}_n + \ddot{z})) - M\mathbf{1}\ddot{z} + \mathbf{w} \quad (3)$$

$$x_d = \text{const} \quad (4)$$

PHASE 1とPHASE 2の切り替わりは、以下の条件によって行われる。

PHASE 1 (move) → PHASE 2 (stop)

$\dot{x} = 0$ かつ

$$\left| m_d(\ddot{x}_n + \ddot{x}_d + \ddot{z}) + c_d\dot{x}_d + k_dx_d - ap \right| \leq \mu_k m_d g \quad (5)$$

PHASE 2 (stop) → PHASE 1 (move)

$$\left| m_d(\ddot{x}_n + \ddot{z}) + c_d\dot{x}_d + k_dx_d - ap \right| \geq \mu_k m_d g \quad (6)$$

ただし、

$M(n \times n)$: 建物質量マトリクス

$C(n \times n)$: 建物減衰マトリクス

$K(n \times n)$: 建物剛性マトリクス

$\mathbf{x}(n \times n)$: 建物—地表面の相対変位ベクトル

$\mathbf{S}_n = [0 \cdots 0 \ 1]^T (n \times 1)$: マスダンパの設置階を表すベクトル

$\mathbf{I} = [1 \cdots 1]^T (n \times 1)$: n次の単位ベクトル

\ddot{z} : 地表面加速度

$\mathbf{w} = \{w_1 \cdots w_{n-1} \ w_n\}^T (n \times 1)$: 風力ベクトル

x_n : マスダンパ設置階—地表面の相対変位

x_d : マスダンパ—マスダンパ設置階の相対変位

m_d : マスダンパの質量

c_d : マスダンパの減衰係数

k_d : マスダンパのばね定数

μ_s : 静摩擦係数

μ_k : 動摩擦係数

F_a : 油圧アクチュエータによる制御力

3.2 油圧アクチュエータの解析モデル

油圧アクチュエータの特性式を以下のように表す。サーボバルブの特性を線形で近似すると以下ようになる。

$$q = bu_e - lp \quad (7)$$

ただし、

q : サーボバルブの出力流量

b : サーボバルブの流量ゲイン

u_e : サーボバルブ入力電圧

l : サーボバルブの内部漏れによる出力流量の減少率

p : 負荷圧力

シリンダに流入する油に関する連続式は以下で表せる。

$$q = a\dot{x}_d + \gamma\dot{p} \quad (8)$$

ただし、

a : ピストン断面積

$\gamma = \frac{h}{2} + \frac{v}{2e}$: 駆動系の剛性を表す定数

h : シリンダの内圧による油の体積膨張係数

v : シリンダ内の油の体積

e : 油の体積膨張係数

バイパスバルブの流量特性は、以下ようになる。

$$q = \operatorname{sgn}(p)k_b u_b \sqrt{|p|} \quad (9)$$

ただし、

k_b : バイパスバルブ流量ゲイン

u_b : バイパスバルブ入力電圧

以上、(7)式から(9)式より、油圧アクチュエータの特性式は次のようになる。

$$a\dot{x}_d + \gamma\dot{p} = bu_e - lp - \operatorname{sgn}(p)k_b u_b \sqrt{|p|} \quad (10)$$

また、このアクチュエータが発生する力 F_a は、

$$F_a = ap - f_p \operatorname{sgn}(\dot{x}_d) \quad (11)$$

となる。式(10)、式(11)から、 u_e と u_b を操作することにより、アクチュエータの力が制御できることができる。さらに、アクティブモード時には、 u_b がゼロになることでバイパスバルブの項が消去され、逆にパッシブモード時には u_e がゼロになりサーボバルブの項が消去され、バイパスバルブの項が効くことになる。

3.3 状態方程式

制御系を設計するにあたり、建物、マスダンパ、油圧アクチュエータの解析モデルより、状態方程式を導く。ここで、マスダンパの動いている状態 (PHASE 1) とし、マスダンパに関する摩擦項を無視し、油圧系の特性式は線形化するという条件を設定すると、式(1)、式(2)より以下の式が得られる。

$$M\ddot{\mathbf{x}} + C\dot{\mathbf{x}} + K\mathbf{x} = \mathbf{s}_6(c_d\dot{x}_d + k_dx_d - ap) - M\mathbf{1}\ddot{z} + \mathbf{w} \quad (12)$$

$$m_d(\ddot{x}_n + \ddot{x}_d + \ddot{z}) + c_d\dot{x}_d + k_d x_d = ap \quad (13)$$

油圧系の特性式は、同定実験の結果より圧力フィードバックがかかったものを用いる。その際、漏れを表す定数 l を以下のように変える必要がある。

$$l^* = l + bk_b \quad (14)$$

ただし、

l^* : 圧力フィードバックの効果を含めた見かけ上の漏れ定数

さらに、アクティブモード時はバイパスバルブが全開なのでバイパスバルブの項を無視すると、アクチュエータの特性式は以下ようになる。

$$\dot{p} + l^* p + a\dot{x}_d = bu_e \quad (15)$$

式 (12)、式 (13) 及び式 (15) を用いて、状態量を

$$\mathbf{x} = \left\{ \dot{x}_1 \quad \cdots \quad \dot{x}_6 \quad x_1 \quad \cdots \quad x_6 \quad \dot{x}_d \quad x_d \quad p \right\} \quad (16)$$

とし、出力に最上階加速度をとれば、状態方程式及び出力方程式は以下ようになる。

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{b}u + \mathbf{H}\ddot{z} \\ \mathbf{y} = \mathbf{c}\mathbf{x} \end{cases} \quad (17)$$

制御は、1次、2次モードを対象としており、設計モデルには3次モード以降を打ち切り、式 (18) に示す低次元化モデルを用いることにする。

$$\dot{\mathbf{x}}_r = \mathbf{A}_r \mathbf{x}_r + \mathbf{b}_r u + \mathbf{h}_r \ddot{z} \quad (18)$$

$$\mathbf{y} = \mathbf{c}_r \mathbf{x}_r \quad (19)$$

ここで、(18) ~ (19) 式での添え字 r は、低次元モデルを意味する。

なお、制御系設計には、式 (1) を2次まで低次元化したモデルを用いる。

4. 制御器の設計^{5), 6)}

4.1 一般化プラントと重み関数

新たに構築した制御システムの制御系設計には μ 設計を用いる。 μ 設計は、ロバスト安定性と制御性能を同時に補償する制御器を設計する手法である。図-3に外乱、重み関数を含む拡大された制御系のブロック線図を示す。入力端に外乱を付加した修正混合感度問題として扱い、制御量を出力端による感度と入力端における加法的誤差を評価した。

ここで、 P_r : 設計モデル、 K : 制御器、 W_s 、 W_a : 重み関数、

Δ : 構造化された摂動、 w 、 d : 外乱、

z 、 e : 制御量、 u : 制御入力、 y : 出力

まず、図-3の一点鎖線の部分は次式のように表せる。

$$\begin{Bmatrix} z \\ e \\ y \end{Bmatrix} = \mathbf{G} \begin{Bmatrix} w \\ d \\ u \end{Bmatrix} \quad (20)$$

感度関数 S 、相補感度関数 T は式 (20) の入出力を用いて次のように表せる。

$$e = Sd \quad (21)$$

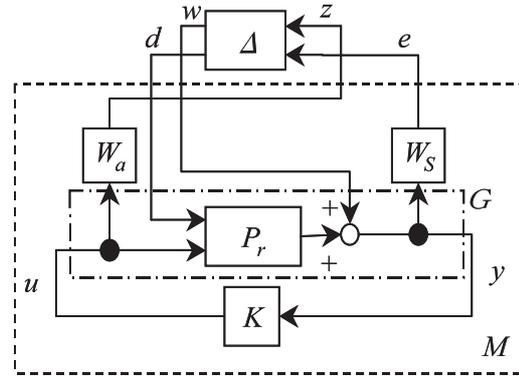


図-3 制御系ブロック線図

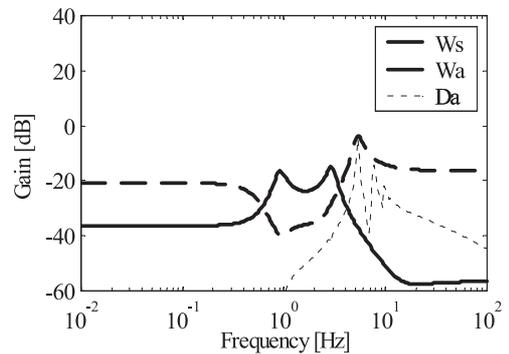
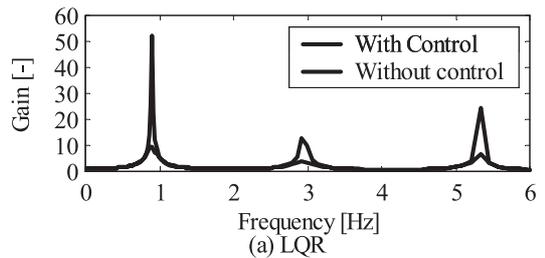
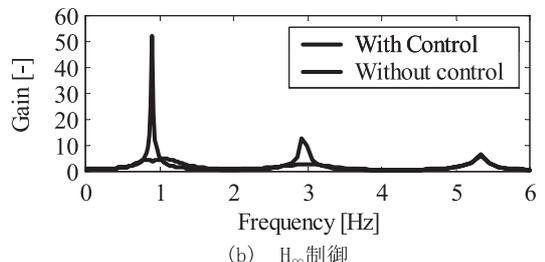


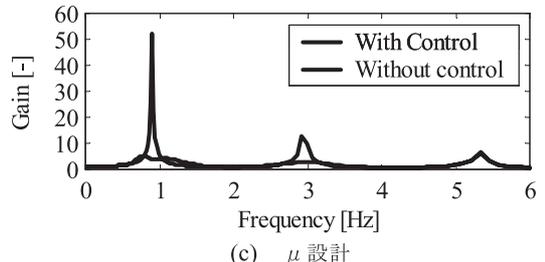
図-4 重み関数



(a) LQR



(b) H_∞ 制御



(c) μ 設計

図-5 伝達関数

$$z = Tw \tag{22}$$

上式のS、Tは外乱から制御量までの伝達関数であるから、それぞれに重み関数を適用してループ成形を行い、伝達関数のH ∞ ノルムを1以下にするような制御器を得るのがH ∞ 制御である。

$$\|W_s S\|_{\infty} < 1 \tag{23}$$

$$\|W_a T\|_{\infty} < 1 \tag{24}$$

ここで、(23) 式はノミナル性能条件、(24) 式はロバスト安定条件をそれぞれ示している。しかし、SとTの間には次のようなトレードオフ問題がある。

$$S + T = 1 \tag{25}$$

次に、図-3に示した点線で囲まれた部分は、制御器Kを含んだ閉ループ系をMとすると、次式で表せる。

$$\begin{Bmatrix} z \\ e \end{Bmatrix} = M \begin{Bmatrix} w \\ d \end{Bmatrix} \tag{26}$$

μ 設計法は構造化摂動に対する小ゲインのH ∞ ノルムを1以下にすれば、ロバスト性能が確保される。つまり、

$$\sup_{\|\Delta\|_1 < 1} \|F_U(M, \Delta)\|_{\infty} < 1 \tag{27}$$

ここで、式(27)はロバスト性能条件を示しており、F_Uは線形分数変換と呼ばれるものである。

以上のように、ロバスト制御理論は重み関数が制御性能を大きく左右する。図-4にはH ∞ 制御、 μ 設計法に採用した重み関数を示す。

低次元化の際に発生する加法的誤差 Δ_a (D_a)は、公称モデルと低次元化モデルの差より見積もり、次式で表す。

$$\Delta_a(j\omega) = P_f(j\omega) - P_r(j\omega) \tag{28}$$

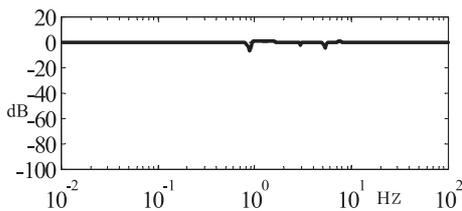
Δ_a はロバスト安定重みW_aにて補償する事により、無視したモードでのスピルオーバー現象を防ぐ事ができる。ロバスト安定重みW_aは、摂動として見積もったに対して、ロバスト安定性を保証するよう次式をほぼ満足するよう選択する(図-4)。

$$|\Delta_a(j\omega)| \leq |W_a(j\omega)|, \quad \forall \omega \tag{29}$$

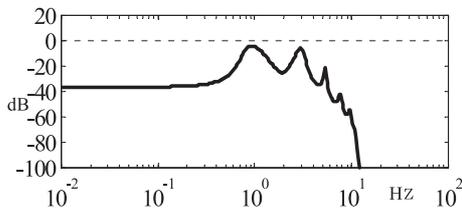
式(30)にW_aを示す。

$$W_a(s) = k_a \frac{(s^2 + 2\zeta_{a3}\omega_{a3}s + \omega_{a3}^2)(s^2 + 2\zeta_{a4}\omega_{a4}s + \omega_{a4}^2)}{(s^2 + 2\zeta_{a1}\omega_{a1}s + \omega_{a1}^2)(s^2 + 2\zeta_{a2}\omega_{a2}s + \omega_{a2}^2)} \tag{30}$$

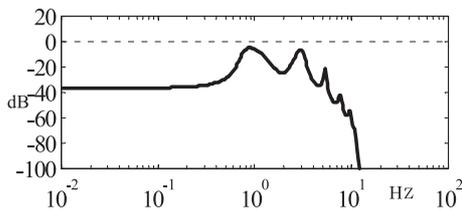
W_aとのトレードオフを考慮し、W_sは地表加速度から最上階加速度への感度を低減するため、1次、2次モードで卓越するようなフィルタ特性を持たせた(図-4)。



(a) LQR

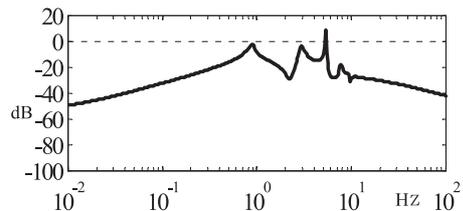


(b) H ∞ 制御

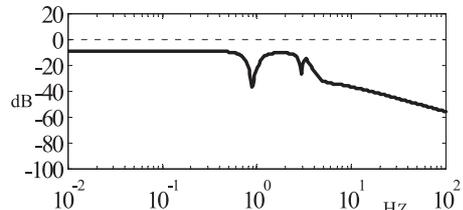


(c) μ 設計

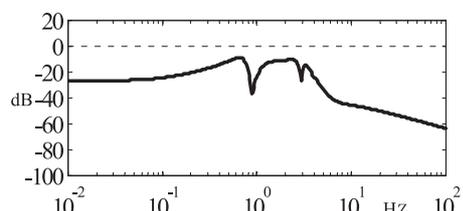
図-6 感度関数



(a) LQR



(b) H ∞ 制御



(c) μ 設計

図-7 相補感度関数

式 (31) に W_s を示す。

$$W_s(s) = k_s \frac{(s^2 + 2\zeta_{s3}\omega_{s3}s + \omega_{s3}^2)(s^2 + 2\zeta_{s4}\omega_{s4}s + \omega_{s4}^2)}{(s^2 + 2\zeta_{s1}\omega_{s1}s + \omega_{s1}^2)(s^2 + 2\zeta_{s2}\omega_{s2}s + \omega_{s2}^2)} \quad (31)$$

ここで、 ω_s 、 ω_a 、 ζ_s 、 ζ_a は任意の固有円振動数、減衰比、 k_s 、 k_a は係数重みである。目標とする制御性能は、制振装置での一般的な値、1次モード減衰比10%、2次モード減衰比5%と等価になるよう選定した。

4.2 制御器性能の検証

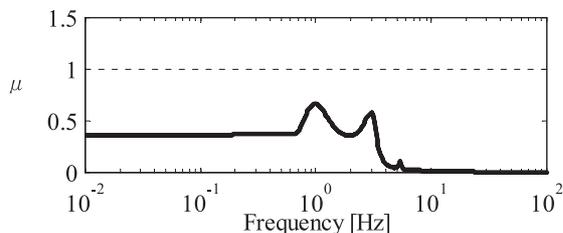
次に、 μ 制御器の制振性能、ロバスト性を検証するため、最適レギュレータ、 H_∞ 制御で設計した制御器を伝達関数で比較して図-5に示す。最適レギュレータは、以前本実験棟に実装されていた制御器⁷⁾、 H_∞ 制御は比較のため、一般化プラント、重み関数を μ 設計と同仕様にして設計したものである。

LQRは1次モード減衰比を14%相当になるよう設計されたものだが、建物モデルのパラメータが設計時と若干異なるため、性能が低下している。また、パラメータ変化によって3次モードが増幅している。 H_∞ 制御、 μ 設計は目標減衰比を統一しているので、双方に大きな差は見られない。

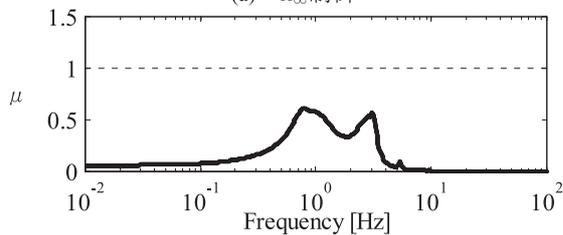
図-6は感度関数を示す。LQRは理論上、全周波数帯域で感度関数を0dB以下に抑えるが、パラメータ変化があるため0dBを越えている部分がある。ロバスト制御では、式 (23) より全周波数帯域で0dB以下になるよう設計されている。共振点以外では約-20dB以下の低いゲインになっている。

図-7は相補感度関数を示す。相補感度関数は0dBを越えるとロバスト安定性が崩れる。LQRでは3次モードで0dBを越えているため、前述のような増幅が起きている。また、1次、2次モードにおいても限りなく0dBに近い。一方、ロバスト制御では式 (24) によって0dBを下回っている。特に μ 設計では低周波数帯域と3次モード以降の高周波数帯域において H_∞ 制御よりもゲインが低くなっているため、この周波数帯域でのロバスト安定性が高いと言える。

図-8は構造化特異値を示す。構造化特異値は0dBを越

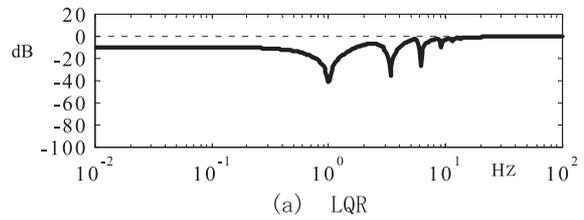


(a) H_∞ 制御

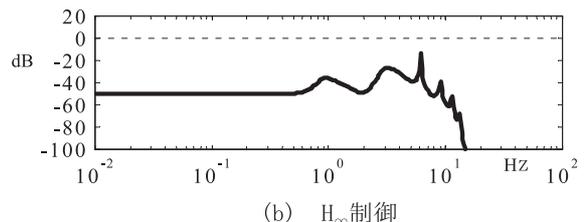


(b) μ 設計

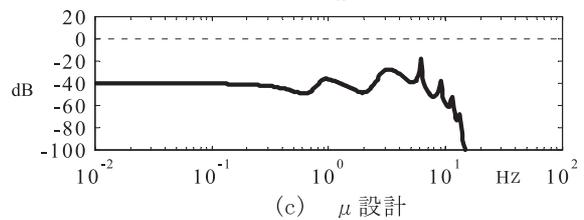
図-8 構造化特異値



(a) LQR

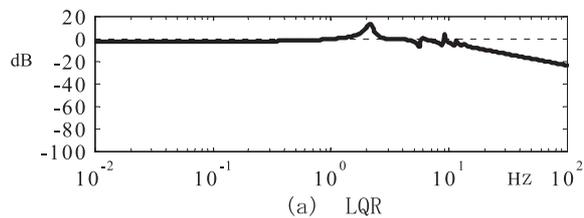


(b) H_∞ 制御

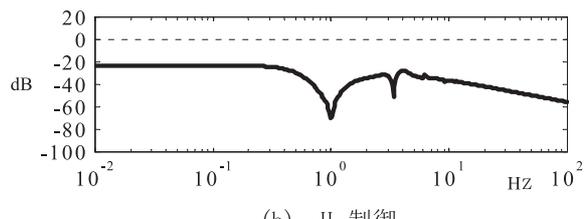


(c) μ 設計

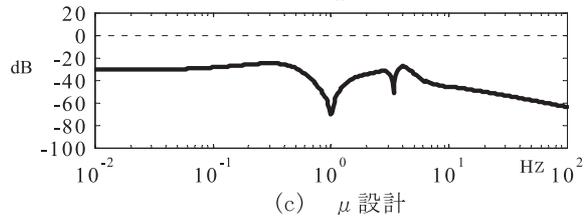
図-9 パラメータ変動モデルの感度関数



(a) LQR



(b) H_∞ 制御



(c) μ 設計

図-10 パラメータ変動モデルの相補感度関数

えるとロバスト性能が悪化するが、制振装置を対象とした場合は要求される制御性能自体がやや弱いため、図-8のようにどちらも0dBを下回っている。したがって、 μ 設計法を用いた利点はロバスト性能の確保ではなく、構造化摂動を用いることによるタイトな制御系設計、つまり制御性能とロバスト安定性の向上と言える。さらに、 H_∞ 制御と μ 設計を比較すれば、後者の方が全体的に低い μ 値を持っているので、よりロバスト性能の高い制御系であると言える。

4.3 パラメータ変動が起きた場合の性能

制御系のロバスト性を考察するため、建物固有振動数を20%減としたモデルを用いて感度関数と相補感度関数を求めた。図-9に感度関数、図-10に相補感度関数を示す。ロバスト制御系では、感度関数が3次モード以降でノミナル時とほぼ同等であるため、高周波数帯域に余計な制御力を与えていないと判断できる。相補感度関数は、LQRにおいて1次と2次モードの間で大きく0dBを越えており、安定性を欠いている。一方、ロバスト制御では、全周波数帯域で相補感度関数が0dBを下回っており、ロバスト制御系の安定性を確保していることがわかる。

5. 観測記録による制振性能

μ 設計法を適用した制御システムを実装した制振装置の性能を確認するため、実験棟で地震観測を開始している。現在までに幾つかの地震記録が得られているが、アクティブ/パッシブ切り替えが機能するほどの地震は経験していない。ここでは、本システムがアクティブ状態で稼働した地震の中で最も大きかった2000年12月5日に発生した茨城県沖を震源とするM5.3の地震記録のY方向について、解析モデルを用いた地震応答解析との比較を行い、 μ 制振システムの制振性能を評価した。

1階加速度記録の応答スペクトルを図-11に示す。X、Y方向共に実験棟の1次振動数付近で卓越する周波数成分を有している。地震応答解析は、非制振時で建物1次の減衰定数を0.5%剛性比例型とし、制振時で1次の減衰定数10%、2次の減衰定数5%相当として実施した。制振時での制御電圧波形、マスダンパ加速度波形及び屋上階での応答加速度波形を観測結果と解析結果でそれぞれ比較して図-12に示す。図-12の(e)～(h)に示した結果から、制御電圧に対しマスダンパ加速度記録の挙動は安定しており、良好な制御が行われていることが分かった。また、制振時での解析値と観測値は良く対応していることで、解析モデルの妥当性も確認された。

本解析モデルによる非制振時の解析結果と制振時の観測結果を屋上階における応答加速度波形で示した図-12(c)、(d)の比較及び図-13に示したりサーージュでの比

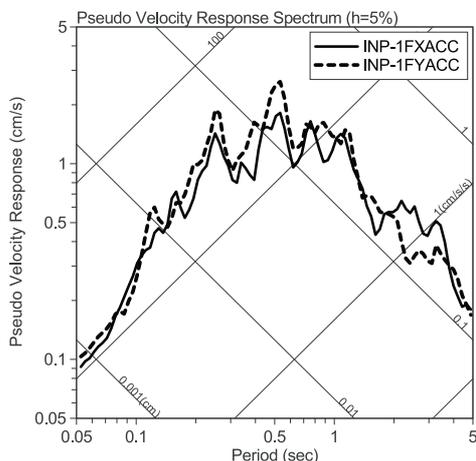


図-11 1階加速度記録の応答スペクトル
(茨城県沖地震,M=5.1,2000.12.05)

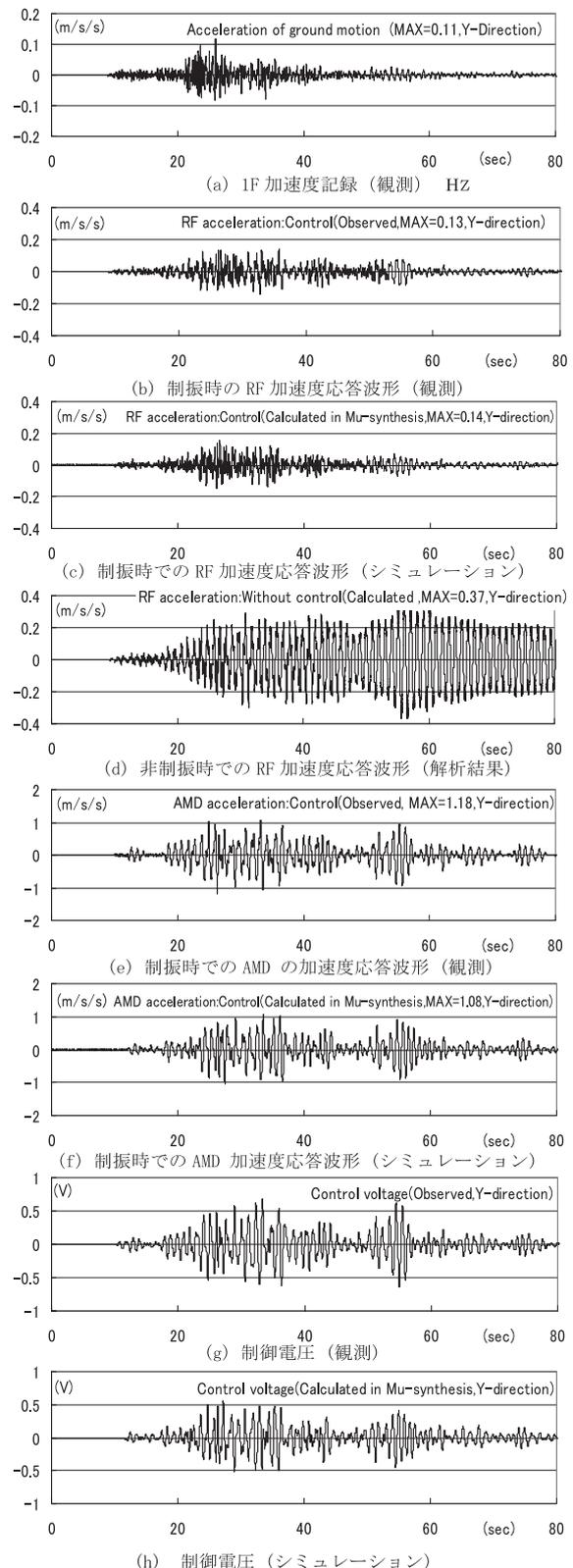


図-12 制振時、非制振時の応答結果の比較 (Y方向)
(茨城県沖地震M=5.3,2000.12.05)

較から、その応答値は非制振時の約1/2以下に低減されていると同時に、後揺れも早期におさまっており、十分な制振効果を発揮していることが確認できた。制振効果は設計通りの性能を発揮していることが確認された。

次に、地上階から最上階の伝達関数を求め、非制振、

制振の解析結果、観測結果でそれぞれ比較して図-14に示す。この結果から、 μ 制振システムは非制振時に対し1次モードを約25%まで低減しており、制御の対象としなかった3次モード以降の高次モードでは、低次元化によるスピルオーバー現象を起こしていないことが確認できた。今回の観測例は入力が小規模な上、実験棟の高次成分を励起するような高周波成分が卓越するような地震であったため、時刻歴での制振効果はやや小さくなっている。

6. むすび

本研究では、ロバスト制御理論 (H_∞ 制御理論、 μ 設計法) を適用した制御系設計を行い、2方向 (X方向、Y方向) 制御可能なアクティブ・パッシブ切替型ハイブリッドマスダンパが設置された大規模実験棟を対象に適用し、その性能評価を従来の最適レギュレータを含め、時間領域と周波数領域から考察を行った。さらに、新たに μ 設計法を適用した制御システムを実装した制振装置の性能を実験棟で観測された実地震記録の分析およびシミュレーション解析により検証した。以下に、得られた知見を示す。

- 1) ロバスト制御理論を適用した制御系設計により、制御に必要なセンサ数を1方向で1つに低減した上で、1次、2次モードの制御を行うことができた。
- 2) 最適レギュレータは設計モデルの違いや周期変動などでロバスト安定性が大きく崩れるが、ロバスト制御系は高い制御性能とロバスト安定性を有していた。
- 3) AMDの制御系設計に μ 設計法を適用し、最適レギュレータや H_∞ 制御に対して、ロバスト安定性や制御性能の面で優れていることをシミュレーション解析により示した。
- 4) 地震応答観測記録より、 μ 制振システムは十分な制振効果を発揮し、かつ高いロバスト性を有していたことを確認した。

謝辞

本研究は、東京農工大鎌田崇義先生および大学院の山上淳史氏 (現: 本田技研) の協力を得た。ここに記して感謝申し上げる。

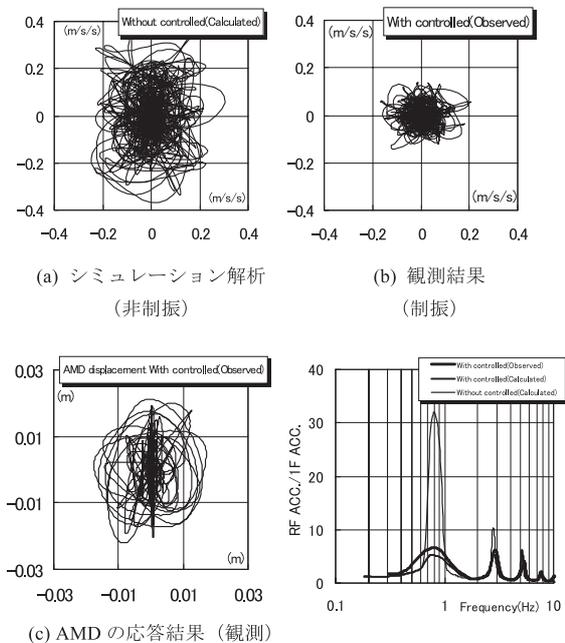


図-13 R F における応答波形 図-14 伝達関数の比較の制振時、非制振時の比較 (Y-方向)

【参考文献】

- 1) 日本建築学会：動的外乱に対する設計の展望、pp.354-365,1996
- 2) 山田就康、西谷章：絶対加速度計測にもとづく H_∞ 制振システム設計法、日本建築学会構造系論文集、第484号、pp.49-58, 1996
- 3) 渡壁、千葉、海老澤、鎌田、山上：大規模実験棟へ適用した H_∞ 制御理論によるアクティブマスダンパの性能検証、pp.375-380,2000、構造工学論文集
- 4) 中津留智泰、射場、曾根、増田：動吸振器を用いた構造物の μ 設計理論によるアクティブ振動制御、第2回日本制震(振)シンポジウム論文集、pp.65-70,2000
- 5) 野波健蔵、範啓富： μ シンセシス理論を用いたアクティブ振動制御系の設計と制御性能、日本機械学会論文集、60-572C、1994
- 6) 野波健蔵、西村、崔：アクティブ動吸振器を用いた多自由度構造物の H_∞ 制御 (周波数重み関数の設計指針について)、日本機械学会論文集、58-548C、1992
- 7) 水田政智：大規模実験モデルによる高層建物制振用アクティブ・パッシブ切替型マスダンパの研究、修士論文、東京大学、1992