

第6章 不規則励振に対する分散型 MTMDのパラメーター設定法

第6章 不規則励振に対する分散型 MTMD のパラメーター設定法

5章で用いた MTMD のバンド幅設定法は、既往の1自由度系の単一振動モード制御手法における MTMD の設定バンド幅と応答低減効果幅の関係に着目して、既往の手法を準用したものであり、複数の振動モード制御を目標として設定されたパラメーター設定法ではない。そこで本章では、複数振動モード制御のための MTMD パラメーター設定法を提案し、その妥当性を検討する。

さらに、4.2節で提案した複数振動モード制御のための MTMD 空間配置が有効であることを確かめる。

大スパン建築構造は、一般に形状や構造形式が複雑で多様であるため、検討用モデルを一般化するのが難しいが、ここでは特殊なモデルを設定せずに、6.2節で述べるような両端が固定された9質点系の簡単なモデルを用いた。また制振効果の定量的評価を行うにあたっては、主に白色雑音を受けたときの主振動系節点の2乗平均応答を用いた。大スパン建築構造は、一般に地震力や風荷重などの不規則励振を受けることが多いため、本章での外力には主として不規則励振（ここでは白色雑音）を用いた。

特殊なスペクトル形状を持つ外力に対しては、制振効果をさらに高めるために、本章で提案する手法とは別の MTMD 配置や設計パラメーターの設定法が考えられるが、ここでは最も基本的な白色雑音に対する検討結果を示すにとどめる。

また、4.3節でも述べたように、本手法の適用にあたっては制御モードの固有振動数が近接していることが条件となる。

そこで6.5節では、振動数領域から本手法の適用範囲の目安を示す。

6. 1 不規則振動理論

最初に、本章における検討の基本となる不規則振動の理論を整理する。

6. 1. 1 不規則振動理論のまとめ

地震荷重や風荷重など、建築構造物に作用する荷重は本来不規則に変動する性質を有しており、構造物の応答も不規則振動となる。構造物の受ける外乱を確率過程としてとらえ、確率統計的に構造物の振動応答を解析する方法を確率論的振動解析、または不規則振動解析と呼ぶ。ここでは不規則振動解析に用いる重要な定義を主として文献 6-1) ～6-7) を参考として整理する。

(1) 不規則振動の統計値

① 確率密度関数： $p(x)$

図 6.1.1 に示す時間関数である不規則過程 $X(t)$ を考える。 $X(t)$ が x と $x+dx$ の間にある確率は確率密度関数 $p(x)$ を用いて以下のように定義される。

$$\text{Prob}[x < X < x+dx] = p(x)dx \quad (6.1-1)$$

したがって、不規則過程 $X(t)$ が a と b の間に値をとる確率は、確率密度関数を積分することによって得られ、以下ようになる。

$$\text{Prob}[a < X < b] = \int_a^b p(x)dx \quad (6.1-2)$$

この確率密度関数は、以下の式で示す性質を有している。

$$\int_{-\infty}^{\infty} p(x)dx = 1, \quad p(x) > 0, \quad p(\pm\infty) = 0 \quad (6.1-3)$$

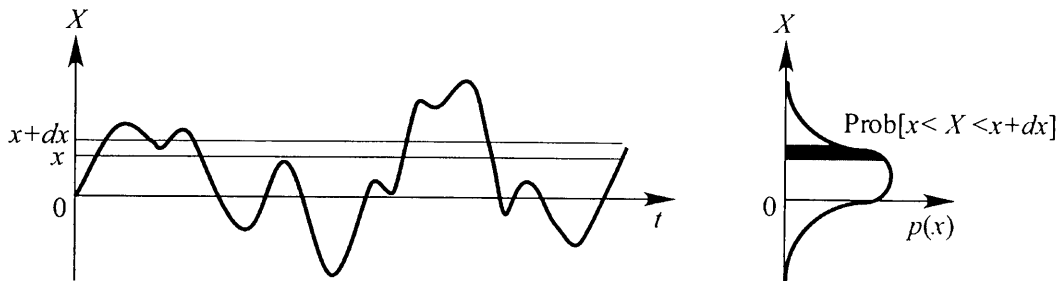


図 6.1.1 不規則過程と確率密度関数

実際には不規則外力や不規則振動の確率密度関数を正確に求めることは困難であるため、工学では不規則過程の統計値として確率密度関数により直接に定義される以下の統計値を用いるのが一般的である。

②平均：確率過程としての期待値であり，以下の式で表される。

$$\mu_X = E[X] = \int_{-\infty}^{\infty} xp(x)dx \quad (6.1-4)$$

③分散：平均値からの偏りの2乗平均値であり，以下の式で表される。

$$\sigma_{X^2} = E[(X - \mu_X)^2] = \int_{-\infty}^{\infty} (x - \mu_X)^2 p(x)dx = E[X^2] - \mu_X^2 \quad (6.1-5)$$

④標準偏差：分散の平方根であり，不規則過程の平均からの偏差の平均を意味する。

$$\sigma_X = \sqrt{\sigma_{X^2}} \quad (6.1-6)$$

⑤自乗平均と rms：静的変位を差し引いた動的振動応答のみを扱う場合の分散と標準偏差であり，以下の式で定義される。

$$\sigma_{X^2} = E[X^2]$$

$$\sigma_X = \sqrt{E[X^2]} \quad (6.1-7)$$

前者を自乗平均，後者を rms (root mean square)と呼ぶ。

(2) 定常不規則過程と非定常過程

①アンサンブル平均

図 6.1.2 に示す不規則過程 $X(t)$ の N 個のサンプルを考える。無限個のサンプル関数からなる集合をアンサンブルと呼ぶ。アンサンブルに基づいて求められる以下の式で示される平均をアンサンブル平均という。

$$\mu_X(t_1) = E[X(t_1)] = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{k=1}^N X_k(t_1) \quad (6.1-8)$$

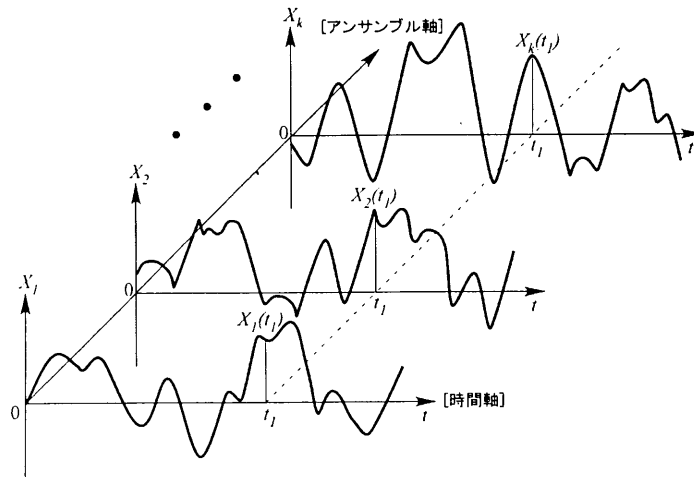


図 6.1.2 不規則過程のサンプル

②時間平均

単一の非常に時間の長いサンプル関数を用い、以下の式で示される時間軸に関する平均によって不規則過程の平均と考える。

$$\mu_X = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_{-T/2}^{T/2} X(t) dt \quad (6.1-9)$$

自乗平均は以下の式で表される。

$$\sigma_{X^2} = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_{-T/2}^{T/2} X^2(t) dt \quad (6.1-10)$$

不規則励振や不規則振動などの不規則過程では、時間統計量がアンサンブル統計量をよく近似することが知られている。このようなアンサンブル平均と時間平均が等しくなるような不規則過程の性質をエルゴード性と呼ぶ。エルゴード性が仮定される場合、アンサンブル平均が時間に対して独立となることは明らかであるが、時間に依存しないアンサンブル平均を有する不規則過程を定常不規則過程と呼ぶ。つまり定常不規則過程では統計量が時間によらずに一定である。以降ではエルゴード性を仮定し、定常不規則励振及び定常不規則振動の時間統計量を扱うものとする。

一方、地震動のように統計量が時間によって変化する不規則過程は非定常過程と呼ぶ。非定常過程の確率論的解析は簡単ではない。そこで通常は代表的な地震波に対して確定的な解析を行う。

(3) 自己相関関数とパワースペクトル密度関数

①自己相関関数

不規則過程における時間領域での統計的性質を表す重要な統計量で、以下の式で定義される。

$$R_X(\tau) = E[X(t)X(t+\tau)] = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_{-T/2}^{T/2} X(t)X(t+\tau) dt \quad (6.1-11)$$

自己相関関数は時刻 t と時刻 $t+\tau$ での不規則過程の値の積の期待値、つまり同一過程の不規則変数 $X(t)$ と $X(t+\tau)$ との相関として定義され、その不規則過程が時刻 τ だけ前の過程にどれだけ支配されているかを示すパラメーターである。

不規則過程が過去及び未来のいかなる値にも影響されない場合にその不規則過程は白色雑音と呼ばれ、自己相関関数はデルタ関数で表される。

②パワースペクトル密度関数

時間領域にある任意の不規則過程はフーリエ変換によって振動数領域の関数に変換でき

る。

$$X(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} F_X(i\omega) e^{i\omega t} d\omega \quad (6.1-12)$$

ここで、 $F_X(i\omega)$ は不規則過程 $X(t)$ のフーリエ変換であり、次式で定義される。

$$F_X(i\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} X(t) e^{-i\omega t} dt \quad (6.1-13)$$

振動応答の自乗平均を求めるために不規則過程の自乗の時間積分を考えると、以下の関係が得られる。

$$\int_{-\infty}^{\infty} X^2(t) dt = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |F_X(i\omega)|^2 d\omega \quad (6.1-14)$$

上式を Parseval の定理と呼ぶ。

よって、(6.1-10)式を用いて $X(t)$ の自乗平均 σ_{X^2} がそのフーリエ変換 $F_X(i\omega)$ によって以下のように表される。

$$\sigma_{X^2} = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |F_X(i\omega)|^2 d\omega = \int_{-\infty}^{\infty} S_X(\omega) d\omega \quad (6.1-15)$$

ここで、 $S_X(\omega)$ はパワースペクトル密度関数と呼ばれ、次式で定義される。

$$S_X(\omega) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{|F_X(i\omega)|^2}{2\pi T} \quad (-\infty < \omega < \infty) \quad (6.1-16)$$

上式のように定義されるパワースペクトル密度関数は2次の統計量で、振動数領域における不規則過程の特性を表し、各振動数成分の自乗平均への寄与を示す。

そのため、不規則過程が直流過程も含めた単一調和過程ならばパワースペクトル密度関数はデルタ関数となる。一方、白色雑音過程のパワースペクトル密度関数は振動数に依存しない一定値をとる。

振動数領域での統計量であるパワースペクトル密度関数と、時間領域での統計量である自己相関関数との間には以下に示す関係がある。これを Wiener-Khintchine の公式という。

$$S_X(\omega) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} R_X(\tau) e^{-i\omega\tau} d\tau \quad (6.1-17)$$

$$R_X(\tau) = \int_{-\infty}^{\infty} S_X(\omega) e^{i\omega\tau} d\omega \quad (6.1-18)$$

6. 1. 2 定常不規則励振に対する線形系の応答

ここでは、主として文献 6-6) を参考として、定常不規則励振に対する線形系の応答の求解法を整理する。

励振 $f(\lambda)$ に対する線形系の応答 $X(t)$ は“たたみこみ積分”を用いて以下の式で求めることが出来る。

$$X(t) = \int_0^t h_X(t-\lambda) f(\lambda) d\lambda \quad (6.1-19)$$

ここで $h_X(t)$ は複素周波数応答関数 $H_X(i\omega)$ のフーリエ逆変換に対応するインパルス応答であり、以下の関係がある。

$$h_X(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} H_X(i\omega) e^{i\omega t} d\omega \quad (6.1-20)$$

$$H_X(i\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} h_X(t) e^{-i\omega t} dt \quad (6.1-21)$$

(6.1-19)式において、関数 $f(t)$ は $t > 0$ に対してのみ定義されており、 $t < 0$ の場合は 0 である。またインパルス応答の定義より、 $h(t-\lambda)$ は $t < \lambda$ のとき、0 である。

よって、(6.1-19)式の積分範囲を以下のように書き直す。

$$X(t) = \int_{-\infty}^{\infty} h(t-\lambda) f(\lambda) d\lambda \quad (6.1-22)$$

さらに、結果を変えることなく上式を以下のように書き直す。

$$X(t) = \int_{-\infty}^{\infty} h(\lambda) f(t-\lambda) d\lambda \quad (6.1-23)$$

次に応答確率過程の自己相関関数を求める。このため 2 個のダミー変数 λ_1 , λ_2 を導入して以下の“たたみ込み積分”を書く。

$$X(t) = \int_{-\infty}^{\infty} h(\lambda_1) f(t-\lambda_1) d\lambda_1 \quad (6.1-24)$$

$$X(t+\tau) = \int_{-\infty}^{\infty} h(\lambda_2) f(t+\tau-\lambda_2) d\lambda_2 \quad (6.1-25)$$

上式を用いて、集合の平均操作と積分計算との順序が交換可能であると仮定すると、応答

の自己相関関数を以下のように求めることができる。

$$\begin{aligned}
R_X(\tau) &= E[X(t)X(t+\tau)] \\
&= E\left[\int_{-\infty}^{\infty} h(\lambda_1)f(t-\lambda_1)d\lambda_1 \times \int_{-\infty}^{\infty} h(\lambda_2)f(t+\tau-\lambda_2)d\lambda_2\right] \\
&= E\left[\int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} h(\lambda_1)h(\lambda_2)f(t-\lambda_1)f(t+\tau-\lambda_2)d\lambda_1d\lambda_2\right] \\
&= \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} h(\lambda_1)h(\lambda_2)E[f(t-\lambda_1)f(t+\tau-\lambda_2)]d\lambda_1d\lambda_2 \tag{6.1-26}
\end{aligned}$$

励振不規則過程は定常不規則過程であると仮定するので、次式を得ることが出来る。

$$\begin{aligned}
E[f(t-\lambda_1)f(t+\tau-\lambda_2)] &= E[f(t)f(t+\tau+\lambda_1-\lambda_2)] \\
&= R_f(\tau+\lambda_1-\lambda_2) \tag{6.1-27}
\end{aligned}$$

ここで、 $R_f(\tau+\lambda_1-\lambda_2)$ は励振過程の自己相関関数である。

よって、応答の自己相関関数(6.1-26)式は以下となる。

$$R_X(\tau) = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} h(\lambda_1)h(\lambda_2)R_f(\tau+\lambda_1-\lambda_2)d\lambda_1d\lambda_2 \tag{6.1-28}$$

(6.1-28)式は t に依存しないということが分かる。このことは、線形系において励振が定常不規則過程である場合には、その応答もまた定常不規則過程であることを表している。

応答のパワースペクトル密度関数を、(6.1-17)式を用いて応答の自己相関関数のフーリエ変換として求めると、以下の式のようになる。

$$\begin{aligned}
S_X(\omega) &= \int_{-\infty}^{\infty} R_X(\tau)e^{-i\omega\tau}d\tau \\
&= \int_{-\infty}^{\infty} e^{-i\omega\tau} \left[\int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} h_j(\lambda_1)h_j(\lambda_2)R_f(\tau+\lambda_1-\lambda_2)d\lambda_1d\lambda_2 \right] d\tau \tag{6.1-29}
\end{aligned}$$

ここで、 $R_f(\tau+\lambda_1-\lambda_2)$ は以下のフーリエ逆変換

$$R_f(\tau + \lambda_1 - \lambda_2) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} S_f(\omega) e^{i\omega(\tau + \lambda_1 - \lambda_2)} d\omega \quad (6.1-30)$$

として表されるので、式(6.1-30)を式(6.1-29)に代入し、(6.1-21)式を考慮して整理すると以下となる。

$$\begin{aligned} S_X(\omega) &= \int_{-\infty}^{\infty} e^{-i\omega\tau} \left\{ \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} h(\lambda_1) h(\lambda_2) \times \left[\frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} S_f(\omega) e^{i\omega(\tau + \lambda_1 - \lambda_2)} d\omega \right] d\lambda_1 d\lambda_2 \right\} d\tau \\ &= \int_{-\infty}^{\infty} e^{-i\omega\tau} \left\{ \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} S_f(\omega) \left[\int_{-\infty}^{\infty} h(\lambda_1) e^{i\omega\lambda_1} d\lambda_1 \times \int_{-\infty}^{\infty} h(\lambda_2) e^{-i\omega\lambda_2} d\lambda_2 \right] e^{i\omega\tau} d\omega \right\} d\tau \\ &= \int_{-\infty}^{\infty} e^{-i\omega\tau} \left[\frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} S_f(\omega) H(-i\omega) H(i\omega) e^{i\omega\tau} d\omega \right] d\tau \\ &= \int_{-\infty}^{\infty} e^{-i\omega\tau} \left[\frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} S_f(\omega) |H(i\omega)|^2 e^{i\omega\tau} d\omega \right] d\tau \end{aligned} \quad (6.1-31)$$

ここで、 $H(-i\omega) = H^*(i\omega)$ は複素周波数応答関数 $H(i\omega)$ の複素共役であるということを用いている。

式(6.1-29)の最初の積分式と式(6.1-31)の最後の積分式とを比較して、応答の自己相関関数 $R_X(\tau)$ は応答のパワースペクトル密度関数 $S_X(\omega)$ のフーリエ逆変換に等しくなければならないことを考えると、

$$S_X(\omega) = |H(i\omega)|^2 S_f(\omega) \quad (6.1-32)$$

及び

$$R_X(\tau) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} S_X(\omega) e^{i\omega\tau} d\omega = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |H(i\omega)|^2 S_f(\omega) e^{i\omega\tau} d\omega \quad (6.1-33)$$

はフーリエ変換の一つの対をなしていることが分かる。式(6.1-32)は励振不規則過程及び応答不規則過程のパワースペクトル密度関数を関係づける簡単な代数式を表し、式(6.1-33)は励振のパワースペクトル密度関数を含むフーリエ逆変換の形で応答の自己相関関数を与えている。

応答不規則過程の2乗平均値は式(6.1-33)において $\tau = 0$ において求めることができ、その結果は以下の式となる。

$$R_X(0) = E[X^2(t)] = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} |H(i\omega)|^2 S_f(\omega) d\omega \quad (6.1-34)$$

以上で述べた(6.1-32)～(6.1-34)式を検討すると、系が線形系であって励振不規則過程が定常不規則過程である場合は、応答のパワースペクトル密度関数、自己相関関数、及び2乗平均値はすべて励振不規則過程のパワースペクトル密度関数 $S_f(\omega)$ と複素周波数応答関数の大きさ $|H(i\omega)|$ から計算することが出来ることが分かる。

不規則振動解析における統計的性質と解析法を要約したものを図 6.1.3 に示す。

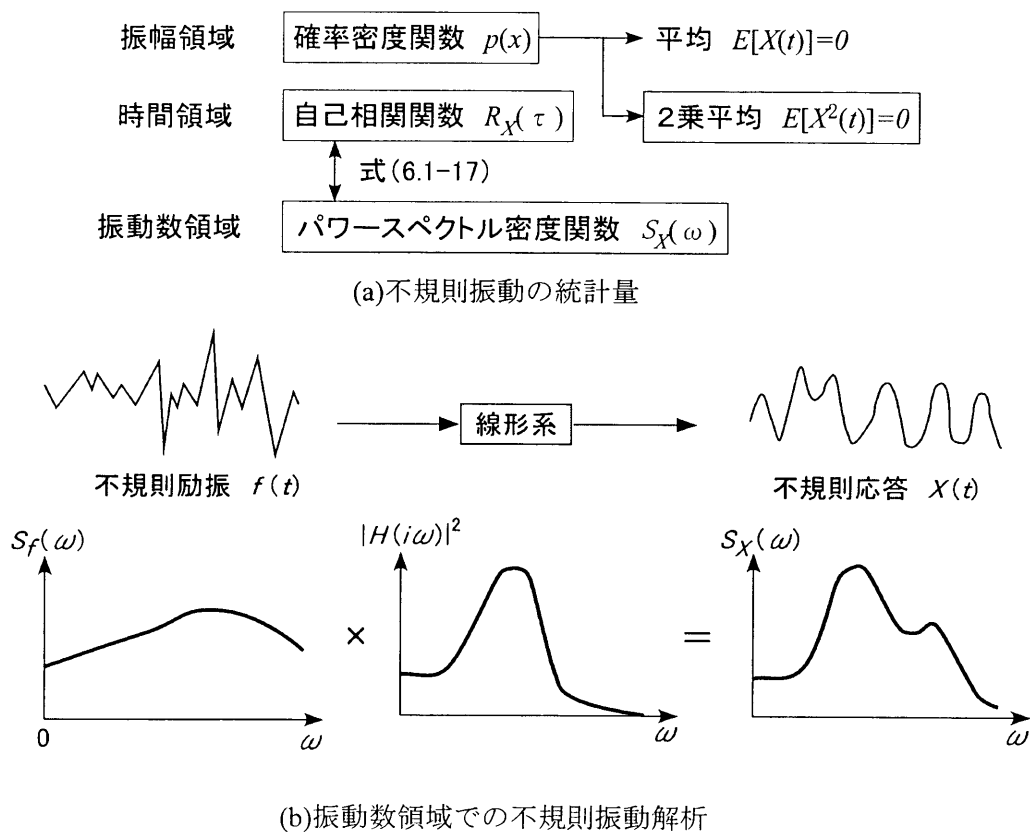


図 6.1.3 不規則過程の統計量と不規則振動解析

6. 1. 3 定常不規則励振に対する多自由度系の応答

ここでは、主として文献 6-3) を参考として、定常不規則励振に対する多自由度系の応答の求解法を整理する。ここでも 6. 1. 2 と同じく、構造物は線形系を仮定している。

次節で用いる MTMD-構造物系の運動方程式は、以下の(6.1-35)式で表すことが出来る。

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{X}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{X}} + \mathbf{K}\mathbf{X} = \mathbf{F} \quad (6.1-35)$$

ここで \mathbf{M} は質量マトリックス、 \mathbf{K} は剛性マトリックス、 \mathbf{C} は減衰マトリックスである。 \mathbf{F} は外力ベクトルである。 \mathbf{X} は各質点の地盤面に対する相対変位を表すベクトルである。

外力として地震動を想定し、地盤面に作用する水平加速度を \ddot{x}_g とすると、 \mathbf{F} は以下の(6.1-36)式で与えられる。

$$\mathbf{F} = -\mathbf{M}\mathbf{r}\ddot{x}_g \quad (6.1-36)$$

\mathbf{r} は各質点の地盤面に対する影響係数ベクトルを表す。

(6.1-36)式を(6.1-35)式に代入すると、

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{X}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{X}} + \mathbf{K}\mathbf{X} = -\mathbf{M}\mathbf{r}\ddot{x}_g \quad (6.1-37)$$

上式における複素周波数応答関数ベクトル $\mathbf{H}(i\omega)$ は調和外力の解析のときに用いたものと同じ以下の式で求めることが出来る。

$$\mathbf{H}(i\omega) = \left[-\omega^2 \mathbf{M} + i\omega \mathbf{C} + \mathbf{K} \right]^{-1} \cdot (-\mathbf{M}\mathbf{r}) \quad (6.1-38)$$

MTMD-構造物系の場合は、MTMD が比例減衰ではないため、モード解析法が適用できない。そのため、次節以降の解析では(6.1-38)を用いて数値解析的に、周波数間隔を短く取った個々の ω に対して右辺第 1 項の逆行列を計算して複素周波数応答関数ベクトルを求め、数値解析的に(6.1-34)式を用いて応答の 2 乗平均値を求めた。複素周波数応答関数ベクトルを求めるために必要な逆行列の計算には Gauss-Jordan 法⁶⁻⁸⁾を用いた。

以下では、比例減衰が仮定される場合における多自由度系の不規則応答の解法を述べる。

多自由度系の運動方程式(6.1-37)式を再記する。

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{X}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{X}} + \mathbf{K}\mathbf{X} = -\mathbf{M}\mathbf{r}\ddot{x}_g \quad (6.1-39)$$

モーダルマトリックス ϕ を用いて、変位ベクトル \mathbf{X} をモード座標 \mathbf{x} に変換する。

$$\mathbf{X} = \phi \mathbf{x} \quad \text{または要素を用いて (添え字は } j \text{ 節点を示す)}$$

$$X_j = \sum_{i=1}^n \phi_i(j) x_i \quad (6.1-40)$$

(6.1-40)式を(6.1-39)式に代入して、各項の前から ϕ^T を乗じる。

質量マトリックス、減衰マトリックス、剛性マトリックスについて直交性が成り立つので、(6.1-39)式は結局 n 個の独立な方程式に分離される。

よって i 次モードにおける運動方程式は、結局以下の(6.1-41)式で表される。

$$m_i \ddot{x}_i + 2\beta_i m_i \omega_i \dot{x}_i + \omega_i^2 m_i x_i = - \sum_{j=1}^n \phi_i(j) M_j r_j \ddot{x}_g \quad (6.1-41)$$

m_i は i 次モードにおける一般質量であり(6.1-42)式で求められる。

$$\phi^T \mathbf{M} \phi = \begin{bmatrix} \ddots & & \\ & m_i & \\ & & \ddots \end{bmatrix} \quad (6.1-42)$$

β_i, ω_i は i 次モードの減衰定数及び固有振動数であり、以下の関係がある。

$$\phi^T \mathbf{K} \phi = \begin{bmatrix} \ddots & & \\ & \omega_i^2 m_i & \\ & & \ddots \end{bmatrix} \quad (6.1-43)$$

$$\phi^T \mathbf{C} \phi = \begin{bmatrix} \ddots & & \\ & 2\beta_i m_i \omega_i & \\ & & \ddots \end{bmatrix} \quad (6.1-44)$$

$\Gamma_i = - \sum_{j=1}^n \phi_i(j) M_j r_j$ とおけば、(6.1-41)式は以下となる。

$$m_i \ddot{x}_i + 2\beta_i m_i \omega_i \dot{x}_i + \omega_i^2 m_i x_i = \Gamma_i \ddot{x}_g \quad (6.1-45)$$

Γ_i は i 次モードの荷重係数である。荷重係数は $\Gamma_i = - \sum_{j=1}^n \phi_i(j) M_j r_j$ より分かるように、 i 次応答 x_i の微分方程式の荷重項に対する各点質量 M_j からの寄与率を示している。

外力として単位の大さの調和地盤面加速度を考えると、(6.1-45)式に

$$\ddot{x}_g(t) = e^{i\omega t}$$

$$x_i(t) = H_i(i\omega) e^{i\omega t} \quad (6.1-46)$$

を代入すると

$$H_i(i\omega) = \frac{\Gamma_i}{m_i \omega_i^2 - m_i \omega^2 + 2i\beta_i m_i \omega_i \omega} \quad (6.1-47)$$

が得られる。

応答は(6.1-40)式で座標変換を行って、以下の式で求めることが出来る。

$$X_j(t) = \left(\sum_{i=1}^n \phi_i(j) H_i(i\omega) \right) e^{i\omega t} \quad (6.1-48)$$

6. 1. 2 の(6.1-33)式と同様にして、応答 $X_j(t)$ の自己相関関数は以下の式で表される。

$$R_{X_j}(\tau) = \frac{1}{2\pi} \sum_{i=1}^n \sum_{k=1}^n \phi_i(j) \phi_k(j) \int_{-\infty}^{\infty} H_i(i\omega) H_k^*(i\omega) S_f(\omega) e^{i\omega \tau} d\omega \quad (6.1-49)$$

ここで、 $H_k^*(i\omega)$ は $H_k(i\omega)$ の複素共役である。

$\tau = 0$ とおけば応答不規則過程の 2 乗平均値を求めることが出来る。

$$R_{X_j}(0) = E[X_j^2(t)] = \frac{1}{2\pi} \sum_{i=1}^n \sum_{k=1}^n \phi_i(j) \phi_k(j) \int_{-\infty}^{\infty} H_i(i\omega) H_k^*(i\omega) S_f(\omega) d\omega \quad (6.1-50)$$

(6.1-32)式と同様にして、応答のパワースペクトル密度関数 $S_{X_j}(\omega)$ と励振不規則過程のパワースペクトル密度関数 $S_f(\omega)$ との関係式は以下となる。

$$S_{X_j}(\omega) = \sum_{i=1}^n \sum_{k=1}^n \phi_i(j) \phi_k(j) H_i(i\omega) H_k^*(i\omega) S_f(\omega) \quad (6.1-51)$$

応答の自乗平均値は(6.1-50)式を用いて求めることが出来るが、指数 i, k に関する二重級数和を求めることとなり計算は繁雑となる。

そこで(6.1-50)式に関して以下のように変形し、その第 2 項について考察する。

$$E[X_j^2(t)] = \frac{1}{2\pi} \sum_{i=1}^n \phi_i^2(j) \int_{-\infty}^{\infty} |H_i(i\omega)|^2 S_f(\omega) d\omega + \frac{1}{2\pi} \sum_{\substack{i=1 \\ (i \neq k)}}^n \sum_{k=1}^n \phi_i(j) \phi_k(j) \int_{-\infty}^{\infty} H_i(i\omega) H_k^*(i\omega) S_f(\omega) d\omega \quad (6.1-52)$$

第 2 項の積分の絶対値は

$$\left| \int_{-\infty}^{\infty} H_i(i\omega) H_k^*(i\omega) S_f(\omega) d\omega \right| \leq \int_{-\infty}^{\infty} |H_i(i\omega)| |H_k^*(i\omega)| S_f(\omega) d\omega \quad (6.1-53)$$

となり、以下の条件を満足する場合は上式の第 2 項を省略することが出来る。

- (a) i 次及び k 次固有振動数 ω_i, ω_k は近接した値とならない。
- (b) i 次及び k 次の減衰定数は十分に小さい。
- (c) 定常不規則過程 $f(t)$ は広帯域スペクトルを有する。

(a),(b)より $|H_i(i\omega)|$ および $|H_k^*(i\omega)|$ 曲線の最大値を与える ω_i, ω_k 値は十分離れていて、且つ最大値からの曲線の減少は急激に進むので、両者の積である曲線の絶対値は ω の全域に亘って小さくなる。しかも(c)より、 $S_f(\omega)$ が ω_i, ω_k を含む全域で平坦であるので、(6.1-52)式の第1項に比較して、第2項は無視できるくらい小さな値となる。

よって、上記の3つの条件を満たす場合は以下のように近似できる。

$$E[X_j^2(t)] \cong \frac{1}{2\pi} \sum_{i=1}^n \phi_i^2(j) \int_{-\infty}^{\infty} |H_i(i\omega)|^2 S_f(\omega) d\omega \quad (6.1-54)$$

次節以降の例題では、MTMDの減衰定数は十分に小さいという理由から、仮に比例減衰を仮定するとしてもMTMD—構造物系における固有振動数は近接して存在しているため、(6.1-54)式を適用することは難しい。そこで今回は、(6.1-38)式を用いて数値解析的に応答の2乗平均値を計算した。

また大スパン構造の代表的な例である球殻シェル構造の不規則振動解析を行う場合も、個々の振動モードにおける固有振動数が近接しているため、(6.1-54)式を適用することは難しい。8章で述べるようなアーチ構造においては固有振動数の間隔が広いので、(6.1-54)式を適用する可能性があると考えられる。

6. 2 解析モデルと解析条件の設定

本節では、次節以降で検討用モデルとして用いる主振動系の解析モデルを設定し、線形固有値解析により基本的な振動性状を確認する。さらに荷重条件と制振効果の定量的な評価を行う際に用いる方法について説明する。

6. 2. 1 解析モデル

制振対象とする主振動系の基本モデルを設定するにあたって、大スパン建築構造の特徴を可能なかぎり模擬するために、以下のことに留意した。

- ①多自由度であること
- ②構造物の両端が固定された対称性の高いモデルであること

よって、両端がバネで接続された図 6.2.1 に示す 9 自由度系モデルを制振対象の基本モデルとした。

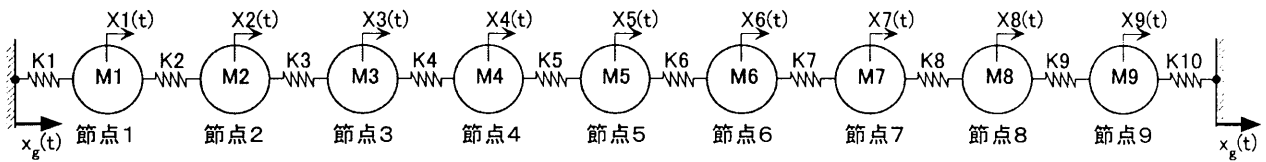


図 6.2.1 解析モデル

ここで、質量 $M1 \sim M9$ は全て 1.0kg とし、バネ定数 $K1 \sim K10$ は 100.0N/m とした。

6. 2. 2 線形固有値解析

解析モデルの基本的な振動性状を確認するために、モード解析を行った。前節でも述べた多自由度系の運動方程式(6.1-37)式を以下に再記する。

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{X}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{X}} + \mathbf{K}\mathbf{X} = -\mathbf{M}\mathbf{r}\ddot{x}_g \quad (6.2-1)$$

本解析では主振動系の減衰は無いものとする。

質量マトリックス \mathbf{M} と剛性マトリックス \mathbf{K} は以下の式で求められる。

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} M_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & M_2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & M_3 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & M_4 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & M_5 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & M_6 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & M_7 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & M_8 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & M_9 \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{K} = \begin{bmatrix} K_1 + K_2 & -K_2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -K_2 & K_2 + K_3 & -K_3 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -K_3 & K_3 + K_4 & -K_4 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -K_4 & K_4 + K_5 & -K_5 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -K_5 & K_5 + K_6 & -K_6 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -K_6 & K_6 + K_7 & -K_7 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -K_7 & K_7 + K_8 & -K_8 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -K_8 & K_8 + K_9 & -K_9 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -K_9 & K_9 + K_{10} & -K_{10} \end{bmatrix}$$

(6.2-2)

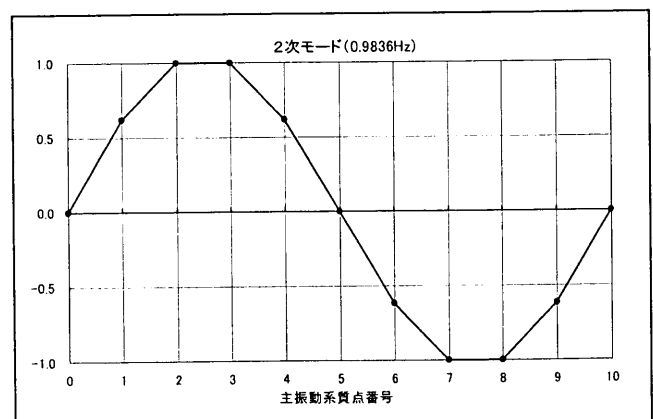
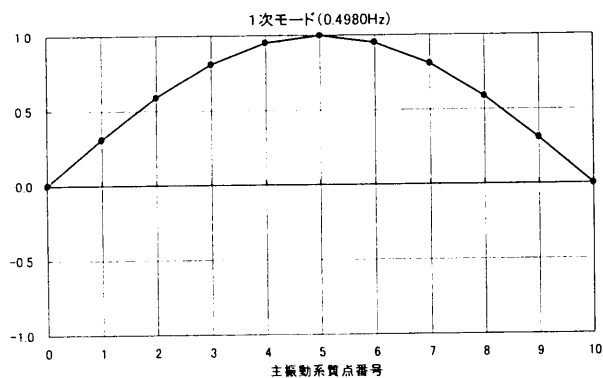
固有値問題の解法には、 \mathbf{M} 、 \mathbf{K} が実対称マトリックスの場合に一般的に使用される一般化ヤコビ法⁶⁻⁸⁾を用いた。

表 6.2.1 に計算の結果得られた各次振動モードの固有振動数を示す。

表 6.2.1 固有振動数 (灰色は後述する制振モード)

モード次数	固有振動数 (Hz)
1	0.4980
2	0.9836
3	1.445
4	1.871
5	2.251
6	2.575
7	2.836
8	3.027
9	3.144

図 6.2.2 に固有ベクトルの最大値で正規化した 4 次までのモード形状を示す。図で変位方向は縦軸とした。1 次と 3 次モードが対称モードで、2 次と 4 次モードが逆対称モードである。今回は大スパン構造に特徴的に見られる 2 次と 3 次モードの 2 個の振動モードを制御対象モードとして選択した。



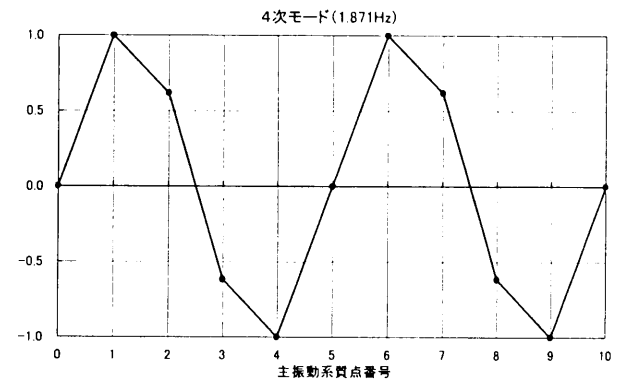
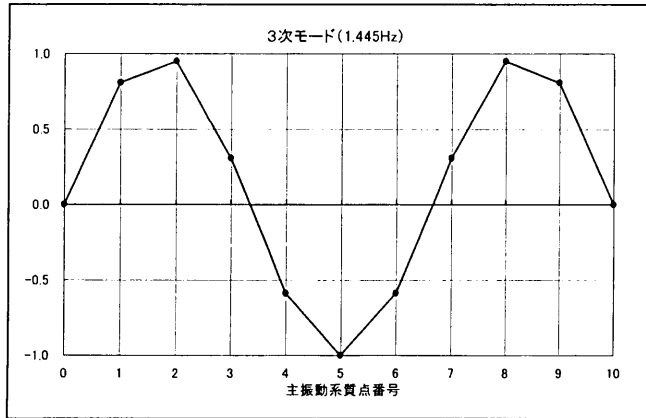


図 6.2.2 モード形状

6. 2. 3 荷重条件の設定

外力は地震動を想定し，両端部に地盤面変位が作用するものとした。

地盤面変位としては，①両端が同一方向に変位するもの（図 6.2.1 参照），と大スパン構造のように支点間のスパンが非常に大きい構造物において支点に作用する地震動の位相差が課題となることを考慮し，位相差が 180° すなわち，②逆方向に変位するもの，の 2 種類とした。逆方向に変位する場合における各質点の絶対変位の分布に関して，各 MTMD 設定における制振効果を比較することが本章の目的であるため，簡単のために図 6.2.3 に示すような三角形分布とした。

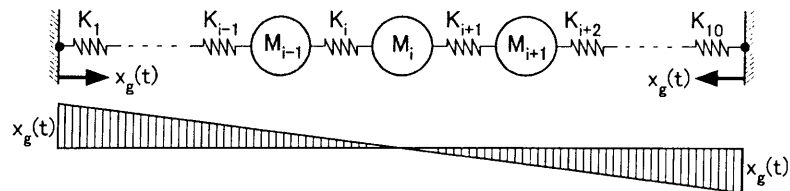


図 6.2.3 逆方向地盤面変位時における各質点の絶対変位分布

①の場合における，(6.2-1)式の右边に示す影響係数ベクトル \mathbf{r} は以下になる。

$$\mathbf{r} = \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ \vdots \\ 1 \end{Bmatrix} \quad (6.2-3)$$

②の場合における，影響係数ベクトル \mathbf{r} は以下になる。

$$\mathbf{r} = \begin{Bmatrix} 0.8 \\ 0.6 \\ 0.4 \\ 0.2 \\ 0.0 \\ -0.2 \\ -0.4 \\ -0.6 \\ -0.8 \end{Bmatrix} \quad (6.2-4)$$

今回のモデルにおいては、①の同一方向に地盤面変位が生じた場合に対称モードの3次モードが励起し、②の逆方向に地盤面変位が生じた場合に逆対称モードの2次モードが励起する。

また、本章で周波数応答曲線を求めるために用いる地盤面変位は、単位の大きさの加速度を持つものと仮定した。

6. 2. 4 制振効果の定量的評価法

MTMD の制振効果を定量的に評価するために、主振動系の全節点の2乗平均応答和を用いた。励振（地盤面にする水平加速度） $f(t) = \ddot{x}_g(t)$ は有限帯域の白色雑音と仮定し、(6.1-34)

式の積分区間を ω_1 から ω_2 までに指定した以下の式を用いて求めた。

$$E[x^2(t)] = \frac{1}{2\pi} \int_{\omega_1}^{\omega_2} |H(i\omega)|^2 S_f(\omega) d\omega \quad (6.2-5)$$

ここで、 $S_f(\omega)$ は励振のパワースペクトル密度関数であり、単位の大きさを持つものとした。 $|H(i\omega)|$ は主振動系—MTMD の全体系における複素周波数応答関数の大きさを表している。

6. 3 MTMD 空間配置

第4章で提案した MTMD 空間配置が有効であることを確認するため、前節で説明した解析モデルを用いて、逐次的な最適配置探索手法を用いて解析した結果と、提案した配置法との比較を行う。

6. 3. 1 通常 TMD と分散型 MTMD の設計

ここでは、本節で用いる通常 TMD と MTMD の設計パラメーターを設定する。合計質量は主振動系の全体構造質量 9.0kg の 5.0%にあたる 0.45kg とし、通常 TMD と MTMD とともに共通とした。

(1) 通常 TMD

通常 TMD の設計パラメーターは、Den Hartog による調和外力振動下での最適同調比 γ_{opt}

と最適減衰比 ξ_{opt} の計算式(6.2-6)、(6.2-7)⁶⁻⁹⁾を用いて求めた。

ここで、 μ は主振動系の等価質量に対する TMD の質量比である。

$$\gamma_{opt} = \frac{1}{1 + \mu} \quad (6.2-6)$$

$$\xi_{opt} = \sqrt{\frac{3\mu}{8(1 + \mu)}} \quad (6.2-7)$$

通常 TMD は 2 次モードと 3 次モードの腹である節点 3 と節点 5 に対して、それぞれ 1 個の TMD を設置した。

上式を用いて決定した設計パラメーターを表 6.2.2 に示す。

表 6.2.2 通常 TMD の設計パラメーター

制御 モード	設置位置	固有振動数 (Hz)	質量 (Kg)	バネ定数 (N/m)	減衰係数 (N-sec/m)
2 次	節点 3	0.9642	0.225	8.258	0.3334
3 次	節点 5	1.414	0.225	17.75	0.5135

(2) 分散型 MTMD

MTMD の個数は主振動系の質量数と同じ 9 個とした。1 個の MTMD の質量は 0.05kg である。MTMD 中心の固有振動数は、2 次モードと 3 次モードの固有振動数の中央 (1.214Hz) とした。MTMD の設定バンド幅は試行解析の結果、前章で述べた MTMD 法の特徴である、

バンド幅外側のピークが過大な大きとならないように 2 次モードと 3 次モードの固有振動数幅 (0.9836~1.445Hz) に対して 1.5 倍に拡大し, 0.8683~1.560Hz に設定した。ここで, 9 個の MTMD の固有振動数間隔は全て同じである。MTMD の減衰定数は全て 3.928% と同じである。決定された MTMD の設計パラメーターを表 6.2.3 に示す。

表 6.2.3 MTMD の設計パラメーター

MTMD 番号	固有振動数 (Hz)	バネ定数 (N/m)	減衰係数 (N・sec/m)
MTMD1	0.8683	1.488	0.02143
MTMD2	0.9548	1.799	0.02357
MTMD3	1.041	2.140	0.02570
MTMD4	1.128	2.511	0.02784
MTMD5	1.214	2.911	0.02997
MTMD6	1.301	3.340	0.03211
MTMD7	1.387	3.800	0.03425
MTMD8	1.474	4.288	0.03638
MTMD9	1.560	4.807	0.03852

複数振動モード制御のための MTMD バンド幅の設定方法に関する詳細は次節で述べるが, 最終的に得られた MTMD 最適配置において, 次節で述べる設定方法で計算したバンド幅は 0.8278~1.563Hz であり, 今回の設定とほぼ同じであった。

6. 3. 2 MTMD 最適空間配置探索法の提案

最適な MTMD 空間配置を求めるための方法はいろいろ考えられるが，ここでは最も簡易でほぼ最適解に近い解が得られると思われる逐次的な方法を提案する。本手法の特徴として，GA（遺伝的アルゴリズム）やモンテカルロシミュレーション等と比較して，圧倒的に容易であることが挙げられる。さらに平面的な広がりを持つ大スパン構造に適用することも可能である。

最適配置の評価指標は，6. 2. 4 で述べた方法を用いて，地盤面が同一方向に変位した場合と逆方向に変位した場合における主振動系の全節点の 2 乗平均応答和を計算し，両者を足し合わせたものを用いた。

以下に計算方法を述べる。固有振動数の低い側から高い側へ順番に並べた MTMD1～MTMD9 の合計 9 個の MTMD のうち，まず MTMD1 を節点 1 から節点 9 まで順番に設置し，2 種類の外力（同一方向地盤面変位と逆方向地盤面変位）に対する主振動系全節点の 2 乗平均応答の和を計算し，最小となる節点に MTMD1 を配置する。次に，MTMD1 を設置した状態で MTMD2 を節点 1 から節点 9 まで配置し，全節点の 2 乗平均応答和を再び計算し，最小となる節点に MTMD2 を配置する。

以降 MTMD9 まで同様の計算を繰り返し，最終的な MTMD 配置を求めた。計算のフローを図 6.3.1 に示す。

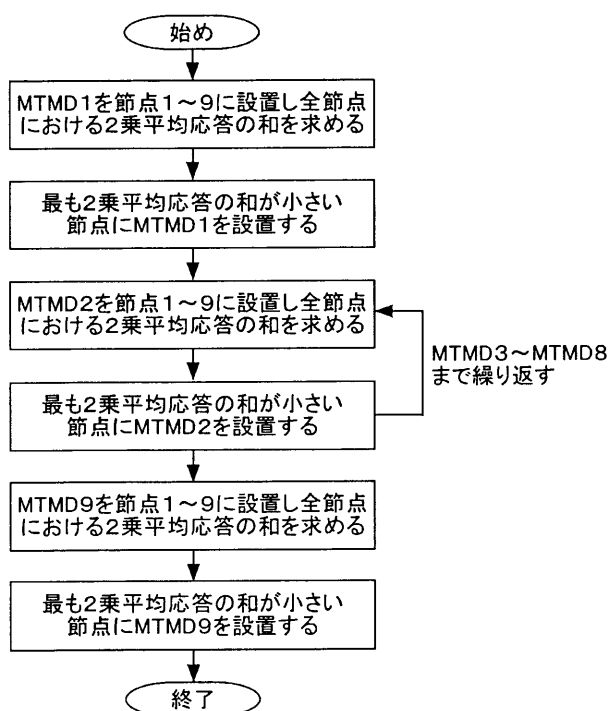


図 6.3.1 計算フロー

(6.2-5)式における下臨界周波数 ω_1 と上臨界周波数 ω_2 は，MTMD 設定バンド幅と同じ 0.8683Hz と 1.560Hz とした。この理由は，前章までの研究結果から MTMD 法の制振効果は MTMD の設定バンド幅と関係が深く，バンド幅の内側で最も制振効果が高いことが分かっているためである。

6. 3. 3 解析結果

図 6.3.2 に計算の結果得られた 9 個の MTMD の最適配置を示す。MTMD1, MTMD8, MTMD9 が節点 2 に, MTMD2~MTMD7 が節点 8 に設置されている。図 6.3.3 に計算過程における全節点 2 乗平均応答の和の変化を示す。MTMD の設置個数を増すと応答がしだいに減少していく様子が分かる。

図 6.3.4 に 2 次モードと 3 次モードの最大振幅で正規化した振幅の重ね合わせ形状を示す。節点 2 と節点 8 が重ね合わせの最大振幅点である。7. 2 節でも述べるが重ね合わせに用いる各モード形状のスケーリングの方法についてはまだ検討の余地がある。今回の解析では, 有効質量がある程度大きい, 言い換えると有効質量の大きさにあまり差がない振動モードを制御対象と想定していることから, 単純に最大振幅で正規化した振動モードの振幅の重ね合わせによって MTMD の設置箇所を決定した。図中には MTMD1 の 1 個の MTMD のみを設置した状態における各モードの 2 乗平均応答和の大きさに比例してスケーリングした場合の重ね合わせの形状も同時に示す。この場合も節点 2 と節点 8 が重ね合わせの最大振幅点である。以上のことより, 今回は節点 2 と節点 8 を MTMD の設置候補とした。図 6.3.5 に 4. 2 節で述べた提案設計法による MTMD 配置を示す。MTMD の個数は主振動系の質点数と同じ 9 個であるため, 節点 2 と節点 8 に分散配置した場合に完全に対称な配置とはならないが, ほぼ対称に近い配置である。図 6.3.2 に示した結果とは節点 2 と節点 8 に設置される MTMD の個数が異なっている。

図 6.3.6 に通常 TMD, MTMD 分散対称配置 (図 6.3.5), MTMD 最適配置 (図 6.3.2) の場合の 2 次と 3 次の各モード, 及び両モードの合計の全節点 2 乗平均応答和を示す。通常 TMD と比較して MTMD の効果が非常に高いことが分かる。また MTMD 分散配置と MTMD 最適配置の差は非常に小さいことが確認できる。

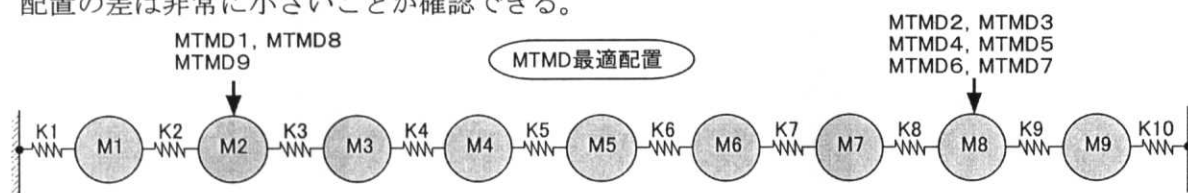


図 6.3.2 MTMD 最適配置

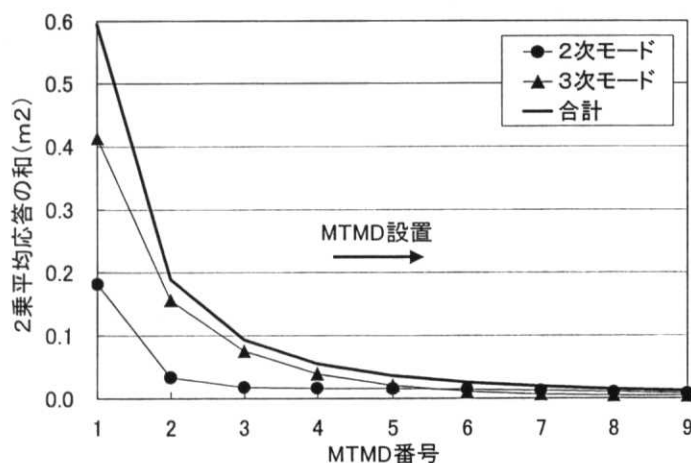


図 6.3.3 計算過程における全節点 2 乗平均応答和の変化

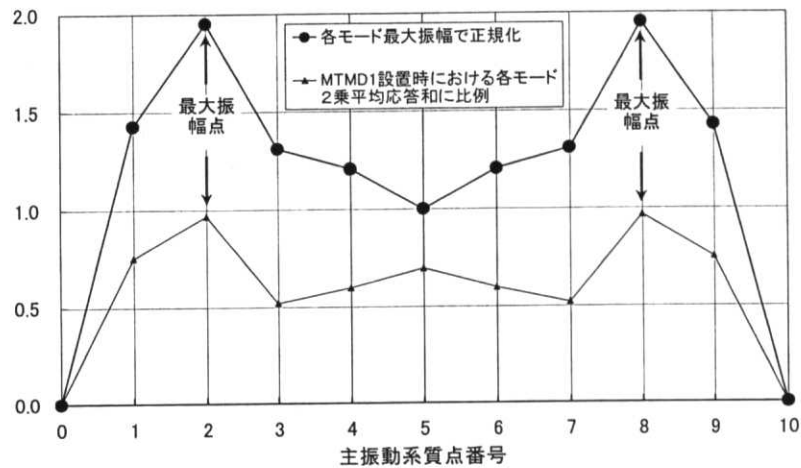


図 6.3.4 2次と3次モードの重ね合わせ形状

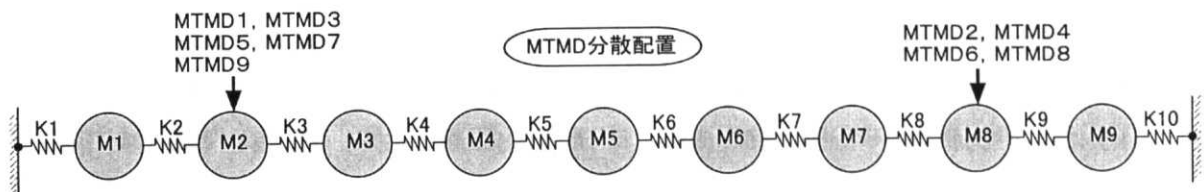


図 6.3.5 MTMD 分散配置

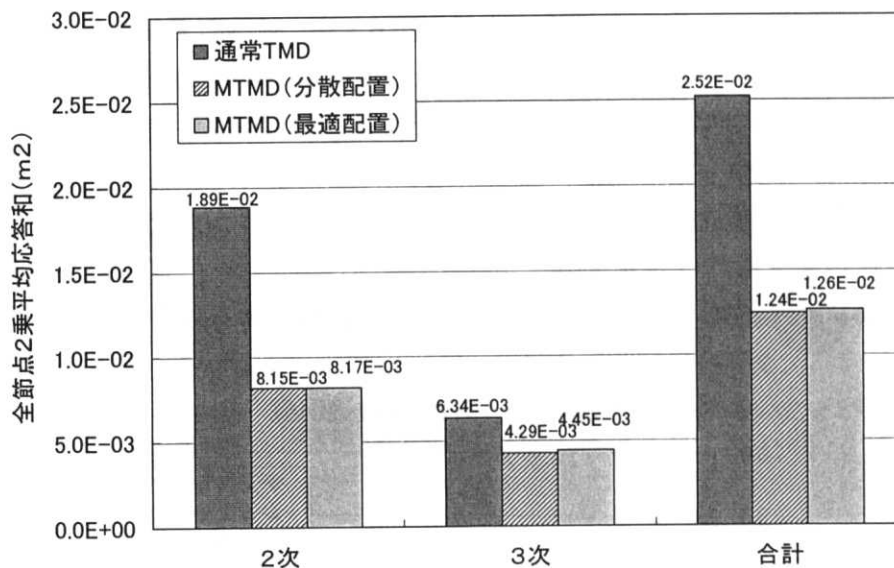


図 6.3.6 全節点 2 乗平均応答和の比較

参考として、全節点の応答和を制御対象とするのではなく、ある特定の1節点を制御する場合における最適配置を求めてみる。今回、制御対象とする節点は2次と3次モードの腹または節でなく、且つ2次と3次モードの重ね合わせの最大点でもない点として節点1を選択した。図 6.3.7 に計算の結果得られた MTMD の最適配置を示す。全節点を制御対象

とした場合との違いは、MTMD2 が節点 8 にあることのみである。図 6.3.8 に計算過程における節点 1 の 2 乗平均応答の変化を示す。図 6.3.3 と同様に、MTMD を設置するに従って、応答が急激に減少していく様子が分かる。図 6.3.9 には MTMD 配置の違いによる節点 1 の 2 乗平均応答の比較を示す。比較のために、通常 TMD を 2 次と 3 次モードの腹（節点 3 と節点 5）に設置した場合と、2 個の通常 TMD を制御対象節点の 1 に設置した場合、最適配置の場合（図 6.3.7 参照）、分散配置の場合（図 6.3.5 参照）、9 個の MTMD を節点 1 に集中配置した場合も同時に示す。この場合も MTMD を最適配置した場合と分散配置した場合が最も効果が高く、また両者の差は小さい。そのため、全節点ではなく、ある 1 節点を制御する場合においても 4. 2 節で提案した配置法で設計することが有効であると思われる。

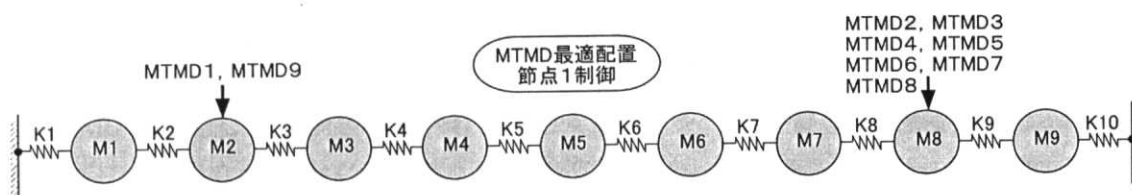


図 6.3.7 MTMD 最適配置 (節点 1 制御)

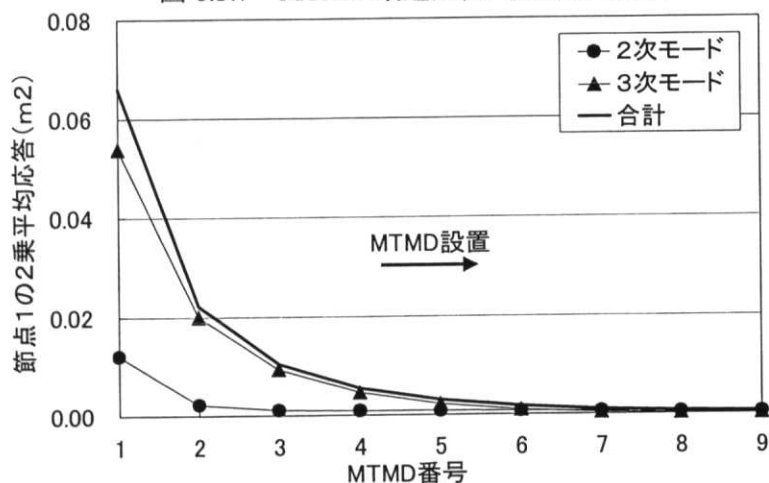


図 6.3.8 計算過程における節点 1 の 2 乗平均応答の変化

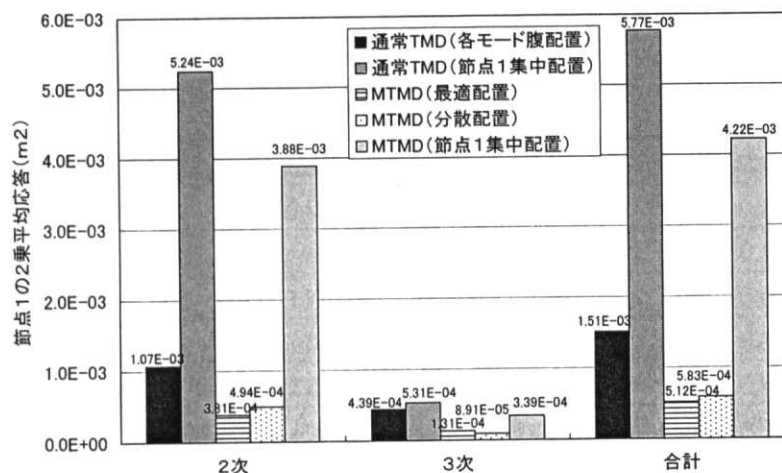


図 6.3.9 節点 1 の 2 乗平均応答の比較

6. 3. 4 本節のまとめ

9 質点系の基本モデルを用いた解析的検討により，全節点の応答和の制御，またはある特定の 1 節点の制御という制振目標に対して，4. 2 節で提案した MTMD 配置と，本節で提案した逐次的な最適配置探索の計算の結果得られた MTMD 配置はほぼ等しく，制振効果も同程度であることが確認された。

そのため，4. 2 節で提案した MTMD 配置の有効性が確かめられた。

また 6. 3. 3 中でも触れたが，有効質量の大きさに差がある複数の振動モードを制御する場合における重ね合わせ形状の求め方に関して，7. 2 節の解析例題中で述べる。

6. 4 MTMD バンド幅の設定法

第5章までに確認されたように, MTMD の制振効果は MTMD 設定バンド幅と関係が深い。そこで本章では, 前節で述べた MTMD の空間配置とともに, 重要な設計パラメーターである MTMD バンド幅の設定法に着目し, 固有振動数の近接した複数振動モード制御時における MTMD バンド幅の設定方法について述べる。

そこでまず, 6. 2 節で述べた 9 質点系の基本モデルを用いて MTMD 設定バンド幅と周波数応答, MTMD モード振幅形状の関係を調べ, 単一振動モード制御時からの類推により, 複数振動モード制御時における MTMD バンド幅の設定方法を新たに提案する。

6. 4. 1 設定バンド幅と周波数応答, MTMD モード振幅形状の関係

(1) MTMD の設計

MTMD の個数は主振動系の質点数と同じ 9 個とした。合計質量は主振動系全体構造質量 9.0kg の 5.0% の 0.45kg とし, 1 個の MTMD 質量は 0.05kg である。MTMD の配置は, 2 次モードと 3 次モードの重ね合わせ形状を用いて決定した図 6.3.5 に示す配置とした。

ここでは, MTMD 設定バンド幅と周波数応答の関係を調べるため, MTMD 中心の固有振動数を 2 次モードと 3 次モードの固有振動数の中央 (1.214Hz) とし, MTMD バンド幅の基準 (以下, 基準バンド幅と述べる) を 2 次モードと 3 次モードの固有振動数間隔の 0.9836Hz ~ 1.445Hz とし, バンド幅を拡大したときの制振性状を周波数応答曲線と主振動系の全節点 2 乗平均応答和を用いて確認した。

基準バンド幅に設定したときの MTMD 設計パラメーターを表 6.4.1 に示す。なお基準バンド幅×1.5 倍の MTMD バンド幅は 0.8683~1.560Hz, 2.0 倍に拡大したときの MTMD バンド幅は 0.7529~1.676Hz である。3. 2 節で述べたようにバンド幅が決まれば個々の MTMD の固有振動数と減衰定数も決定される。よって, 解析中で減衰定数はバンド幅により異なる値を設定している。なお, 基準バンド幅×1.5 倍は前節中で採用したバンド幅である。

表 6.4.1 MTMD 設計パラメーター (基準バンド幅のとき)

MTMD 番号	固有振動数 (Hz)	バネ定数 (N/m)	減衰係数 (N・sec/m)
MTMD1	0.9836	1.910	0.01619
MTMD2	1.041	2.140	0.01714
MTMD3	1.099	2.384	0.01808
MTMD4	1.157	2.641	0.01903
MTMD5	1.214	2.911	0.01998
MTMD6	1.272	3.194	0.02093
MTMD7	1.330	3.490	0.02188
MTMD8	1.387	3.800	0.02283
MTMD9	1.445	4.122	0.02378

(2) 周波数応答曲線の比較

図 6.4.1 と図 6.4.2 に、MTMD 設定バンド幅が、基準バンド幅、基準バンド幅 $\times 1.5$ 倍、基準バンド幅 $\times 2.0$ 倍のときの 2 次モード腹（図 6.2.1 の節点 7）と 3 次モード腹（図 6.2.1 の節点 5）における周波数応答曲線を示す。3 次モード側では 2 次モード側と比較すると設定バンド幅による周波数応答値の違いは小さい。基準バンド幅に設定したとき、バンド幅外側で応答が大きくなり、2 次モードの 0.83Hz、3 次モードの 1.6Hz 付近で応答のピークが生じる。バンド幅の内側では応答が低く抑えられ、安定した制振効果が得られる。

一方、バンド幅を 1.5 倍又は 2.0 倍に拡大すると、応答のピークが低減するが、2.0 倍まで拡大するとバンド幅内側での応答がばらつき、前章までに述べたバンド幅内側で応答が低く抑えられるという MTMD 法の特徴が失われてくる。

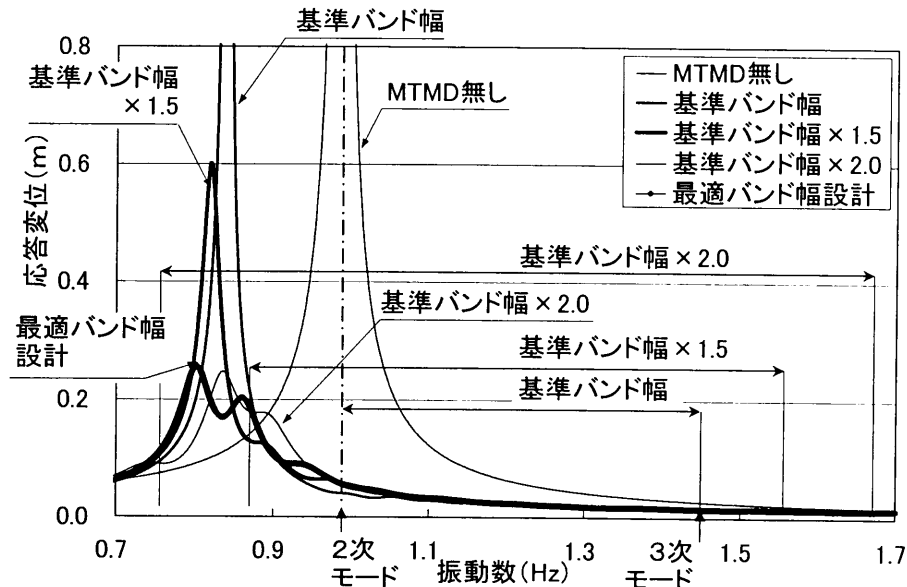


図 6.4.1 2 次モード腹（節点 7）における周波数応答曲線

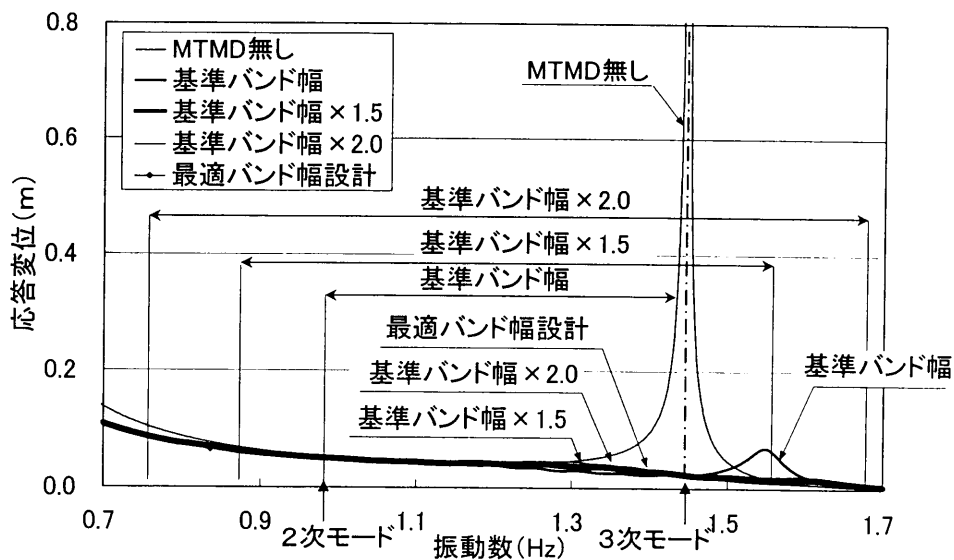


図 6.4.2 3 次モード腹（節点 5）における周波数応答曲線

次に、MTMD バンド幅の設定による制振効果を定量的に調べるため、6. 2. 4 で述べたように主振動系全節点の 2 乗平均応答和で比較する。下臨界周波数 ω_1 と上臨界周波数 ω_2 は以下の 3 種類の MTMD 設定バンド幅、①基準バンド幅、②基準バンド幅×1.5 倍、③基準バンド幅×2.0 倍を用いた。

図 6.4.3 に各バンド幅で計算した全節点 2 乗平均応答和を示す。図より、MTMD 設定バンド幅と計算バンド幅が等しい場合に最も制振効果が高いことが分かる。これは、MTMD 法は設定バンド幅内側で最も安定した制振効果が得られるという前章までに述べた研究結果と一致するものである。図 6.4.3(c)の場合に MTMD を基準バンド幅に設定した場合は全節点 2 乗平均応答和が非常に大きくなる。これは図 6.4.1 の周波数応答曲線の 0.83Hz 近傍の応答ピークの影響である。

図 6.4.1、図 6.4.2 の周波数応答曲線で分かるように MTMD 設定バンド幅外側で応答が大きくなるのは MTMD 法の大きな特徴である。これに対する対策として、MTMD の ON（作動状態）と OFF（非作動状態）を切り替え、バンド幅の外側では MTMD を OFF（非作動）にする方法も考えられる（Appendix2.参照）。図から全体として基準バンド幅の 1.5 倍に設定したときに最も制振効果が安定していることが分かる。

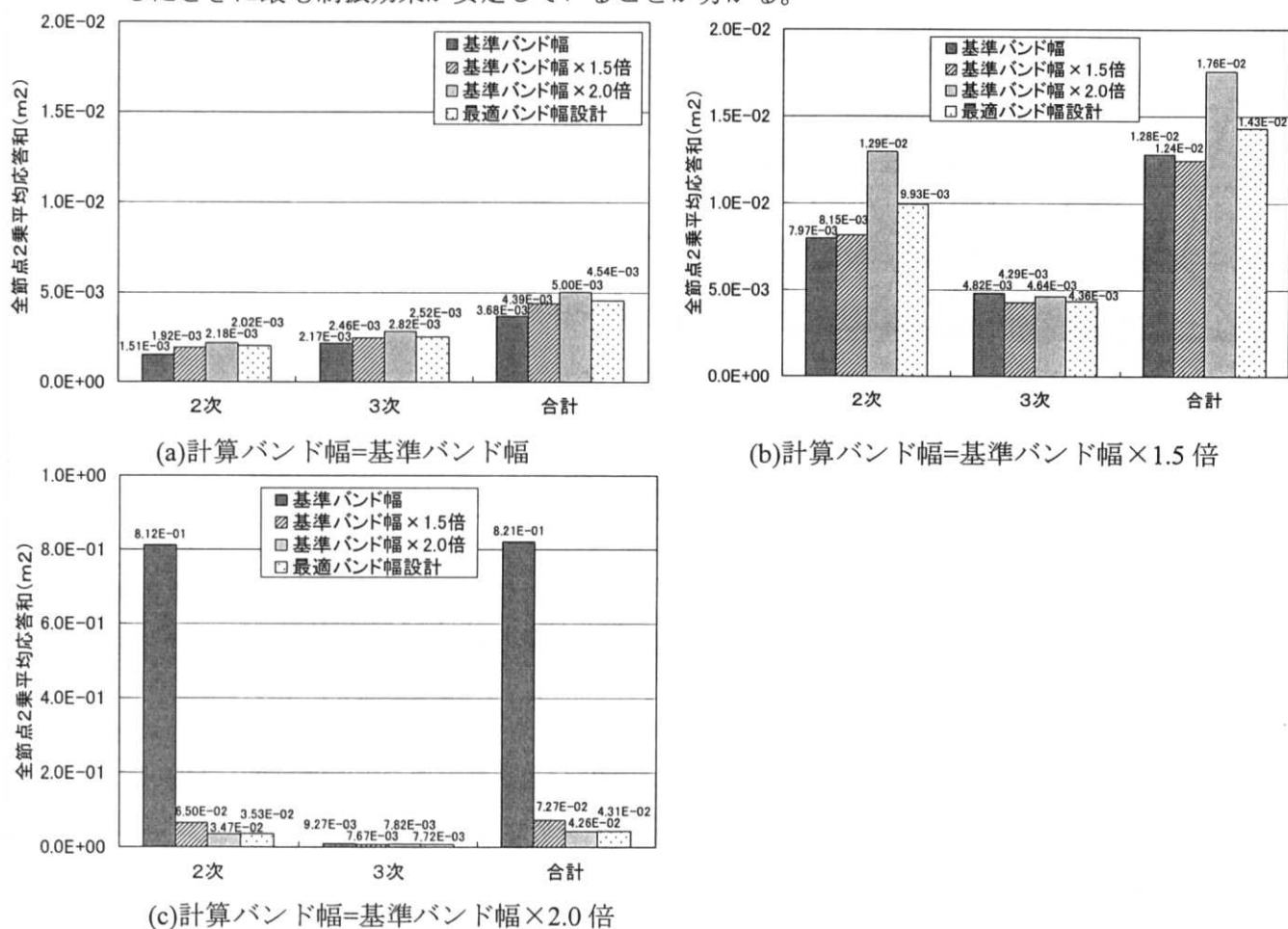


図 6.4.3 全節点 2 乗平均応答和の比較

(3) モード振幅形状の比較

3. 3節で述べたように、単一振動モード制御時における MTMD の制振効果は、主振動系-MTMD 系における MTMD のモード振幅形状との関係が深い。そこで複数振動モード制御時における制振効果と MTMD モード振幅形状の関係を調べるために、3 種類のバンド幅における主振動系最大振幅で正規化した MTMD モード振幅形状を図 6.4.4 に示す。

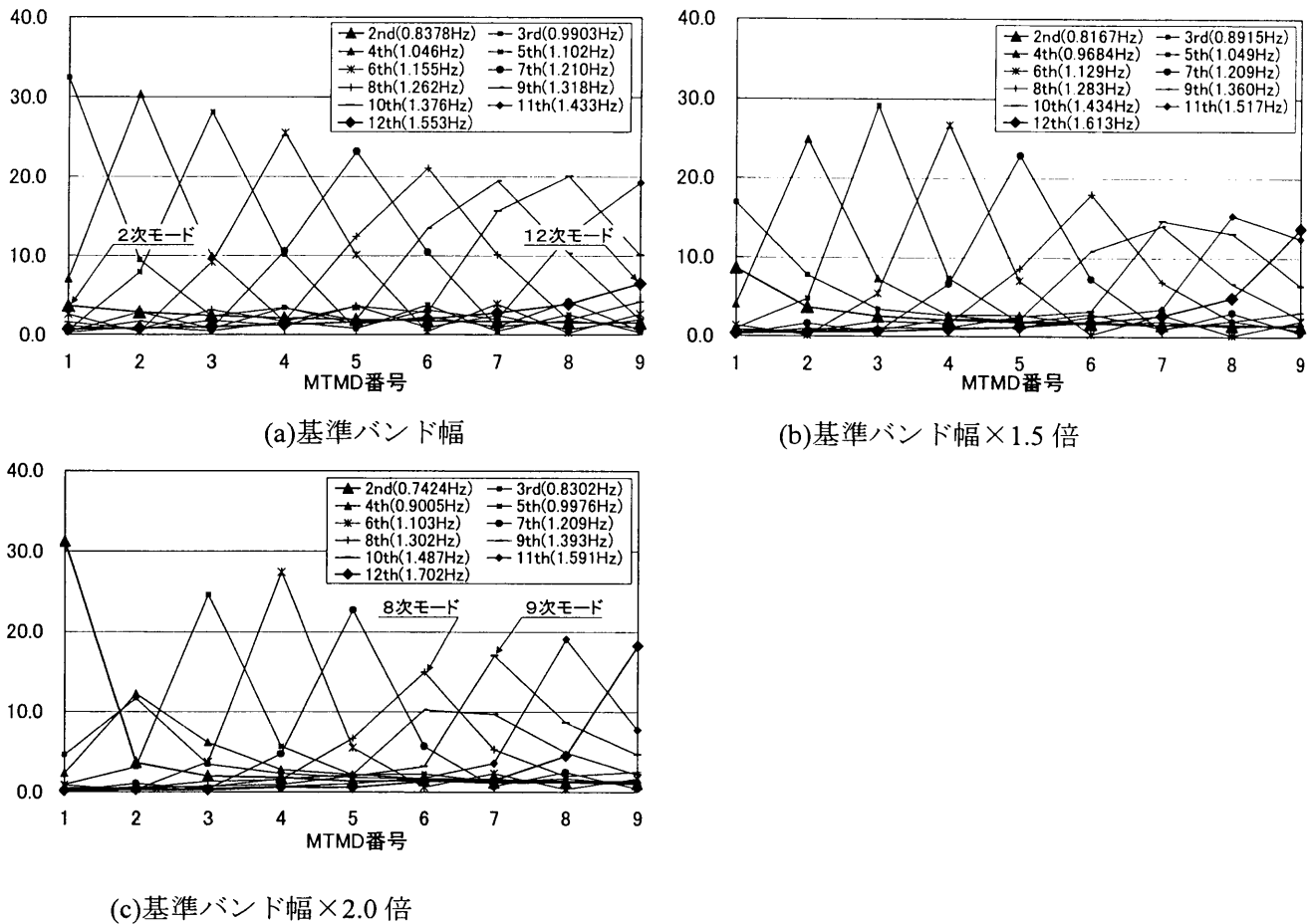


図 6.4.4 MTMD モード振幅形状

図より、MTMD バンド幅が狭いとき（基準バンド幅）には外郭の 2 つのモード（2 次モードと 12 次モード）で MTMD の動きが小さく、MTMD バンド幅が広いとき（基準バンド幅×2.0 倍）には中心付近のモード（8 次モードと 9 次モード）で MTMD の動きが小さい。

一方、図 6.4.1～図 6.4.3 で安定した制振効果が確認できた“基準バンド幅×1.5 倍”のときは、最外郭のモードと中心付近のモードで MTMD の動きに大きな差が無いモード形状になっている。このように複数モード制御時においても単一モード制御時⁶⁻¹⁰⁾と、バンド幅と MTMD モード振幅形状の間の傾向は同じであることが分かる。

それでは、制御モードの固有振動数間隔を 3. 3. 3 でまとめた単一モード制御時のロバスト余裕と同意とし、単一モード制御時の最適バンド幅を用いて複数モード制御時のバ

ンド幅を設計することはできないだろうか。

そこで、2次と3次モードを個別に制御するときの両振動モードの最適バンド幅を求め、それらのバンド幅を包含するように MTMD バンド幅を設定する。すなわち、3.3節の(3.3-6)式を用いて計算した2次モードの最適バンド幅は0.8278~1.064Hz、3次モードの最適バンド幅は1.216~1.563Hzであり、MTMD バンド幅を0.8278~1.563Hzに設定した。図6.4.5に最適バンド幅と設定バンド幅の関係を示す。設定バンド幅は“基準バンド幅×1.5倍”の0.8683~1.560Hzと同程度である。図6.4.1、図6.4.2にこのようにバンド幅を設定したときの周波数応答曲線を最適バンド幅設計として示す。図6.4.3の全節点2乗平均応答和からも安定したバランスの良い制振効果が得られていることが分かる。また図6.4.6に示す主振動系の最大振幅で正規化した MTMD モード振幅形状において、全てのモードで MTMD の最大振幅が同程度となっている。

以上の検討結果から、複数モード制御時においても幅広い外力振動数に対して平均した制振性能を持つために、最適バンド幅を用いて MTMD バンド幅を設定することが可能であると考えられる。

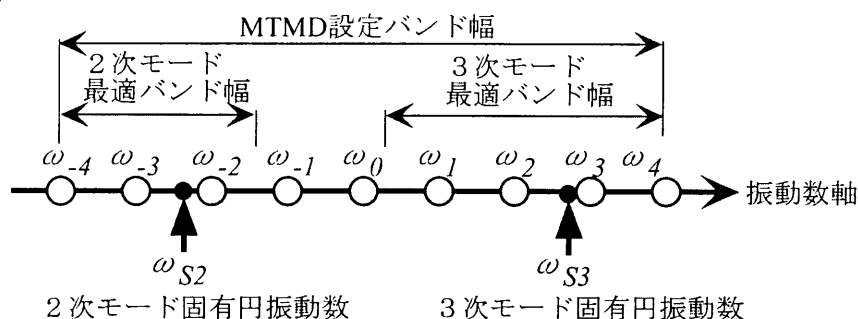


図 6.4.5 2次、3次モード最適バンド幅と MTMD 設定バンド幅

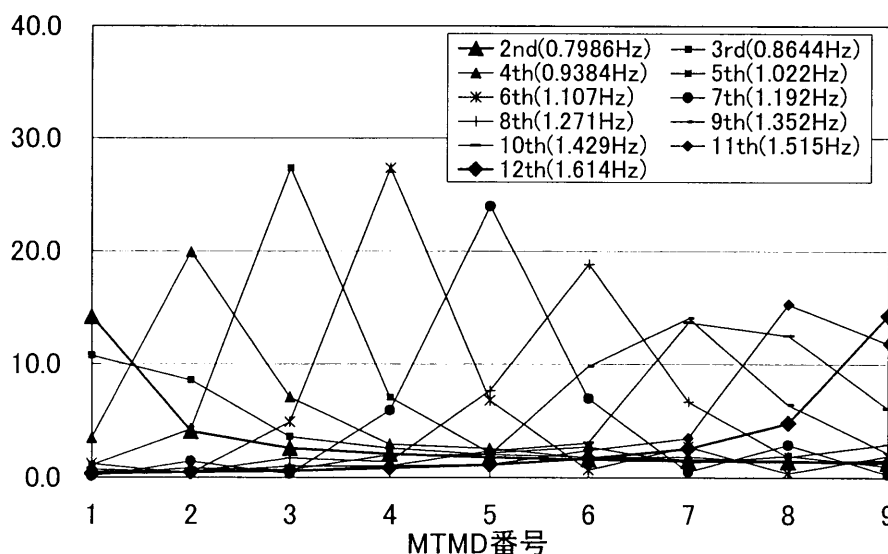


図 6.4.6 MTMD モード振幅形状 (最適バンド幅設計)

6. 4. 2 複数振動モード制御時におけるバンド幅設定法のまとめ

ここでは、 i 次モードと j 次モードの2個の振動モードを制御対象とする場合を例として、MTMD バンド幅の設定方法を述べる。2個以上の振動モードを制御する場合も、 i 次モードと j 次モードを最低次と最高次のモードと考えれば、一般的にそれ以外のモードの最適バンド幅も全て i 次モードと j 次モードで設定したバンド幅の内側に含まれるため、同様の手順で設定できる。図 6.4.7 に i 次モードと j 次モードを個別に制御すると仮定した場合の振動数軸での両モードの最適バンド幅 $B_c\omega_0$ を示す。ここで両モードの振動数軸での最適バンド幅 $B_{ci}\omega_{0i}$ 、 $B_{cj}\omega_{0j}$ は、 i 次モードと j 次モードの最適バンド幅 B_{ci} 、 B_{cj} 及び固有円振動数 ω_{si} 、

ω_{sj} が異なるため長さが異なる。同図中に i 次モードと j 次モードの最適バンド幅が共に含まれるように設定した MTMD 設定バンド幅 $B\omega_0$ を示す。このように設定すると、両振動モードに対して、構造物-MTMD 系の全モードで全ての MTMD の動きに大きな差が無く、制御モード周囲でバラツキの少ない良好な制振効果を得ることが出来る。

MTMD の合計質量比が小さいものと仮定すると、振動数軸での MTMD 設定バンド幅 $B\omega_0$ は(6.4-1)式で表される。

$$B\omega_0 \doteq \frac{1}{2}B_{ci}\omega_{0i} + \frac{1}{2}B_{cj}\omega_{0j} + (\omega_{sj} - \omega_{si}) \quad (6.4-1)$$

$\omega_{sj} - \omega_{si} > 0$ より、 $B\omega_0$ は最適バンド幅 $B_{ci}\omega_{0i}$ 又は $B_{cj}\omega_{0j}$ よりも一般に大きくなる。

一方、阿部・藤野による1自由度系に対する検討結果⁶⁻¹⁰⁾から、MTMD の制振効果は設定バンド幅と関係が深く、最適バンド幅と比較してバンド幅を広げすぎると制振効果が低下することが分かっている。それではどのくらいのバンド幅まで本手法が有効であると考えられるであろうか。そこで、振動数領域からの本手法の適用範囲の目安について次節で考察する。

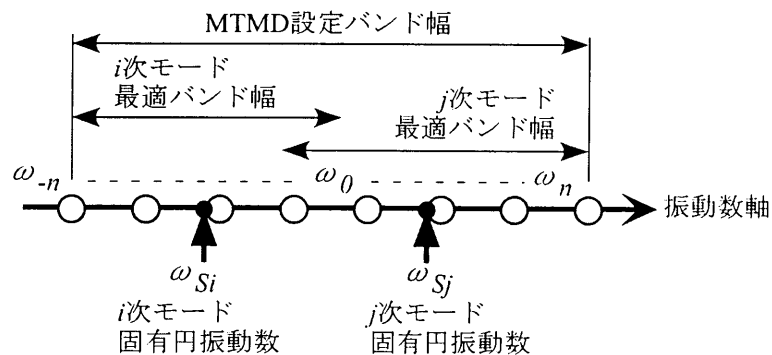


図 6.4.7 MTMD 設定バンド幅

6. 5 適用範囲の目安

前節でも述べたように、複数振動モード制御時における MTMD 設定バンド幅は、個々の制御モードの最適バンド幅を包含するように設定する。一方、MTMD の制振効果は設定バンド幅と関係が深く、最適バンド幅と比較してバンド幅を広げすぎると制振効果が低下することが 1 自由度系構造物の制御を対象とした既往の研究⁶⁻¹⁰⁾や、本論文における前章までの研究結果から確かめられている。

そこで本節では、提案手法の適用範囲の目安を、振動数領域における MTMD 設定バンド幅と制御モードの最適バンド幅との関係から考察する。

MTMD 設定バンド幅と制御モードの最適バンド幅との関係を考えるにあたって、既往の研究⁶⁻¹⁰⁾によるバンド幅と、MTMD により付加された等価付加減衰の関係（文献 6-10）の図 8）を用いて、MTMD 付加減衰が通常 TMD の付加減衰よりも大きくなるバンド幅を求める方法も考えられる。

しかし、ここではより明快に議論することが可能な、単一振動モード制御時の MTMD 法と比較した MTMD 質量密度による付加減衰の変化という点から考察する。

既往の研究⁶⁻¹¹⁾によると、 $B > B_c$ の条件下で調和外力に対する付加減衰 ξ_{eq} に関し、以下の(6.5-1)式を与えている。

$$\xi_{eq} = \frac{\mu}{2\beta} \tan^{-1}\left(\frac{n\beta}{\xi_T}\right) \approx \frac{\rho}{2} \tan^{-1}\left(\frac{B}{2\xi_T}\right) \quad (6.5-1)$$

ここで、 μ は MTMD 1 個あたりの質量比、 $n = \frac{N-1}{2}$ で N は MTMD の個数である。

MTMD の質量密度 ρ は以下の式で表される。

$$\rho = \mu_{total} / B \approx \mu / \beta \quad (6.5-2)$$

減衰定数が 3. 3. 4 の(3.3-9)式に示す $\xi_T = \sqrt{3}\beta / \pi$ で与えられるとすると、

$$\frac{B}{\xi_T} = \frac{(N-1)\pi}{\sqrt{3}} \quad (6.5-3)$$

となり、MTMD の個数 N が同じであれば同じ値となる。

よって、MTMD の個数 N が同じときは、(6.5-1)式より等価付加減衰 ξ_{eq} は質量密度 ρ に比例する。

以下で i 次モードと j 次モードの 2 個の振動モードを制御する場合を例にとり、各モードの最適バンド幅と、前節で述べた方法で設定した複数振動モード制御のための MTMD バンド幅を比較する。図 6.5.1 に i 次モードと j 次モードの固有振動数間隔が狭く、最適バンド幅が重なる場合における MTMD 設定バンド幅を示す。この場合、 i 次モード左端から j 次モード右端までを MTMD 設定バンド幅とすると、両モードの最適バンド幅の重なり分だけ質量密度が高くなる。

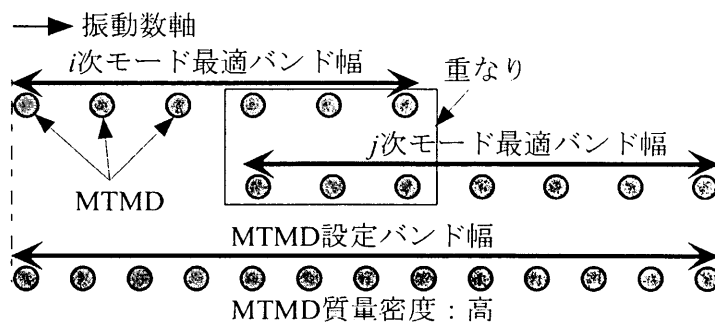


図 6.5.1 最適バンド幅が重なる場合

一方、図 6.5.2 に示すように、 i 次モードと j 次モードの固有振動数間隔が広く、最適バンド幅が重ならない場合は、最適バンド幅と比較して MTMD の質量密度が低くなる。MTMD の質量密度が高いほど、付加減衰が高く制振効果も高いことを考えると、提案手法は図 6.5.1 に示した最適バンド幅の重なりが大きいほど効果が高いことになる。

以上より、MTMD を用いて個別に制御する場合と比較した提案手法の適用範囲の目安として、図 6.5.3 に示すように、 i 次モードと j 次モードの最適バンド幅が接している場合が考えられる。また既往の研究⁶⁻¹⁰⁾によると、最適バンド幅を 1.5 倍程度に拡大した時点まで MTMD が通常 TMD よりも効果が高いため、この場合は通常 TMD と比較しても効果が高いと考えられる。また、本論文で提案する手法は、MTMD を個別に制御した場合と比較して MTMD の総個数を減らすことが出来るメリットも存在する。

以上より、 i 次モードと j 次モードの固有振動数が近く、最適バンド幅の大きさに大きな違いがないものと仮定すると、MTMD を用いて個別に制御した場合と比較した本手法の適用範囲の目安は最適バンド幅の 2.0 倍程度であると考えられる。前節の図 6.4.5 に示す 9 質点系基本モデルで最適バンド幅を用いて設計した場合の MTMD 設定バンド幅は、2 次モード最適バンド幅の 3.114 倍、3 次モード最適バンド幅の 2.119 倍であり、2 次モード側で適用範囲の目安である 2.0 倍と比較してかなり大きくなっている。そのため、3 次モード側と比較して周波数応答のバラツキが大きくなっているのではないかと考えられる。

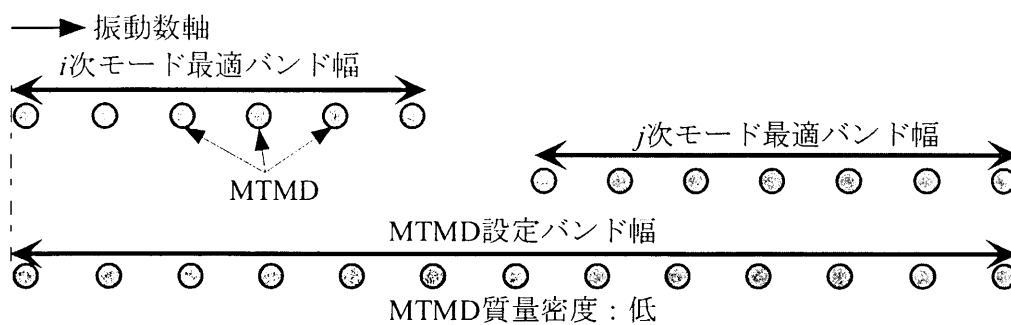


図 6.5.2 最適バンド幅が重ならない場合

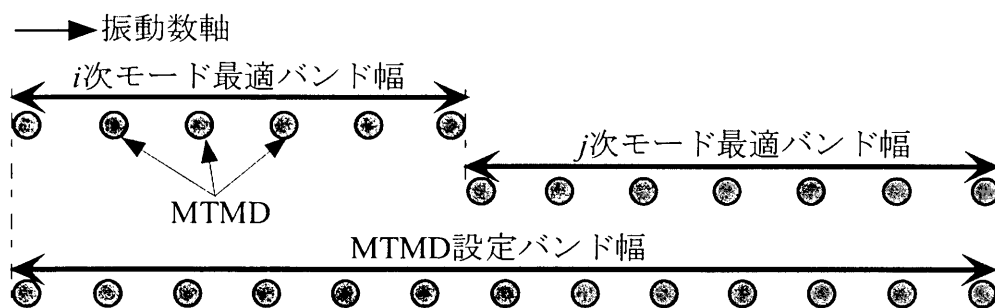


図 6.5.3 最適バンド幅が接している場合

6. 6 本章のまとめ

本章では、不規則励振を受けたとき、固有振動数の近接した複数の振動モードを制御するために、MTMD 配置に関して考察し、MTMD バンド幅の設定法を新たに提案した。

さらに、本手法の適用範囲の目安を提案した。

本章における検討の結果得られた結論をまとめると、以下のようになる。

(1) 9 質点系の基本モデルを用いた検討により、4. 2 節で提案した MTMD 配置と、本論文で提案した逐次的な最適配置探索の計算の結果得られた MTMD 配置はほぼ等しく、制振効果も同程度であることが確認された。

そのため、4. 2 節で提案した MTMD 配置法の妥当性が確認された。

(2) MTMD 設定バンド幅と周波数応答、MTMD モード振幅形状の関係を調べた結果、これらの間に単一振動モード制御時と同じ傾向が見られた。そこで、複数振動モードの固有振動数間隔を単一振動モード制御時におけるロバスト余裕と同意とし、単一振動モード制御時における最適バンド幅を用いた複数振動モード制御時のバンド幅の設定方法を新たに提案し、その制振効果を確認した。

(3) 本手法の適用範囲の目安を考えるにあたり、提案した複数の振動モードをまとめて制御する手法と、個々の振動モードを個別に制御する MTMD 法を、MTMD 質量密度による付加減衰の変化という点から比較考察した。

その結果、適用範囲の目安は、MTMD 設定バンド幅が制御モードの最適バンド幅の約 2.0 倍以下の場合であることが分かった。

以上より、第 4 章で提案した分散型 MTMD の基本的な設計方法が確立された。

第7章 大スパン建築構造における 分散型 MTMD の制振効果に関する 解析的検討

第7章 大スパン建築構造における分散型 MTMD の制振効果に関する解析的検討

本章では、今まで提案検討してきた分散型 MTMD の、実際の大屋根構造の地震力に対する制振効果を確認するために、2つの代表的な大スパン建築構造モデルを対象として、解析的検討を行う。モデルは7.1節で一般的な中小規模の体育館屋根に用いられる単層円筒ラチスシェルを採用し、7.2節で60m スパン中規模単層ラチスドーム構造を採用した。

これらのモデルは、節点数が多く、形状も複雑であるため、特定の1点ではなく構造物全体をバランス良く制御することを制振目標としている。本章の解析で用いた地震波は、全て（財）日本建築センターにより頒布された観測地震波（1994年研究助成版）である。

7.1 単層円筒ラチスシェル

一般的な中小規模の体育館屋根に頻繁に用いられる単層円筒ラチスシェルに本手法を適用し、地震力に対する制振効果を確認する。

7.1.1 解析モデル

既往文献⁷⁻¹⁾の2.3節で述べられたモデルを参考とした。

(1) 形状

モデルの大きさは、平面が50.0×75.0mの長方形で、高さが12.5m、ライズスパン比は0.25である。図7.1.1にアクソメ図と平面図を示す。モデル全体の合計節点数は122である。

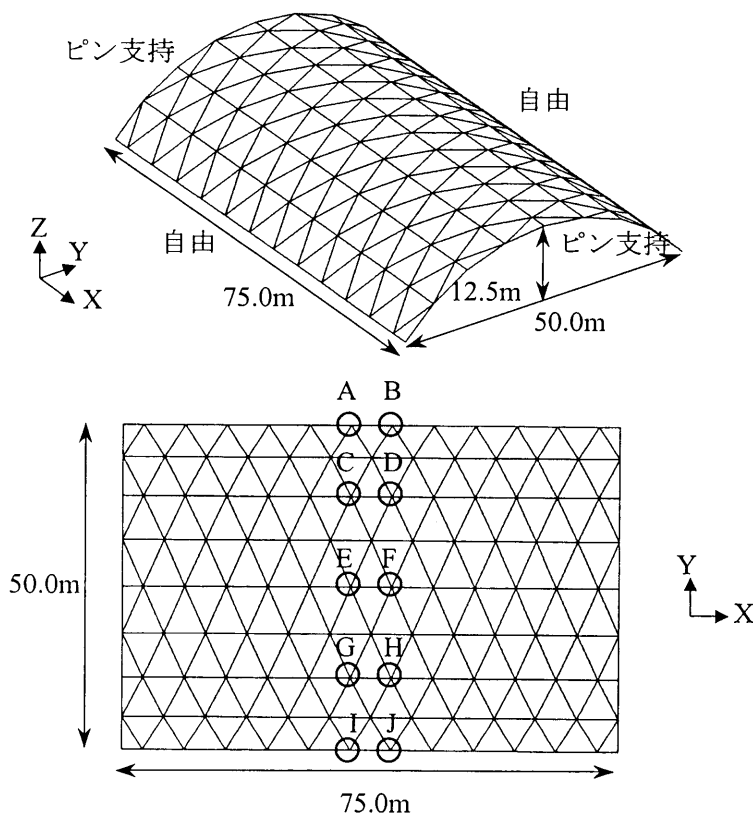


図7.1.1 アクソメ図及び平面図

(2) 材料特性及び部材断面

材料は全て鋼材を仮定した。材料定数を表7.1.1に示す。

部材は全て既往文献⁷⁻¹⁾と同じ鋼管 $\phi - 318.5 \times 9.0$ を用いた。

表 7.1.1 材料定数

パラメーター	値
ヤング係数	$2.05 \times 10^{11} \text{ (N/m}^2\text{)}$
せん断弾性係数	$7.94 \times 10^{10} \text{ (N/m}^2\text{)}$
ポアソン比	0.3
比重	$7,850 \text{ (kg/m}^3\text{)}$

(3) 境界・接合条件

両妻面がピン支持，両直線端が拘束の無い自由端とした。部材間は全て剛接合である。

(4) 使用要素

部材は，軸・曲げ・ねじり剛性を有する梁要素を用いた。

(5) 荷重条件

荷重は，部材の自重のみを考慮した。

7. 1. 2 線形固有値解析

対象モデルの基本的な振動性状を確認し、制振設計の基礎データを得るために、線形固有値解析を実行した。解析法は、計算精度が高く、特に大規模問題の解析に適している Lanczos法⁷⁻²⁾を用いた。

大スパン建築構造は、多層式骨組構造と異なり、必ずしも低次の振動モードの有効質量比が大きくなるはず、最も影響が大きい振動モードでも骨組構造の1次モードのような大きさの値とはならないことが分かっている⁷⁻³⁾。そこで制御モードは有効質量比の大きさを基準として決定した。

有効質量比は有効質量の全質量に対する比で表される。例として、 j 次モードの有効質量 $\bar{M}^{(j)}$ は以下の(7.1-1)式で求められる⁷⁻⁴⁾。ここで、 i は質点番号を表し、 m_i は質点 i の質量を、 $u_i^{(j)}$ は質点 i の j 次モードにおける入力方向のモードベクトルを示す。

$$\bar{M}^{(j)} = \frac{\left(\sum_{i=1}^n m_i u_i^{(j)} \right)^2}{\sum_{i=1}^n m_i (u_i^{(j)})^2} \quad (7.1-1)$$

表7.1.2に固有振動数が5.0Hz以下で、有効質量比が0.005以上の振動モードにおける固有振動数、励起される方向及び腹の節点（図7.1.1参照）をまとめる。

表7.1.2 固有値解析結果

モード次数	固有振動数 (Hz)	励起方向	有効質量比	腹の節点
1	0.9071	Z	0.09428	A,B,I,J
2	0.9467	Y	0.09848	A,B,I,J
3				
5	2.308	Y	0.006292	A,B,I,J
6	2.314	Z	0.006263	A,B,I,J
7	2.500	Y	0.06522	C,D,G,H
8	2.534	Z	0.008794	A,B,I,J
9				
16	4.445	Z	0.6358	E,F

表7.1.2で灰色のセルを使用した有効質量比の特に大きい1次，2次，7次，16次モードのモード形状を図7.1.2に示す。

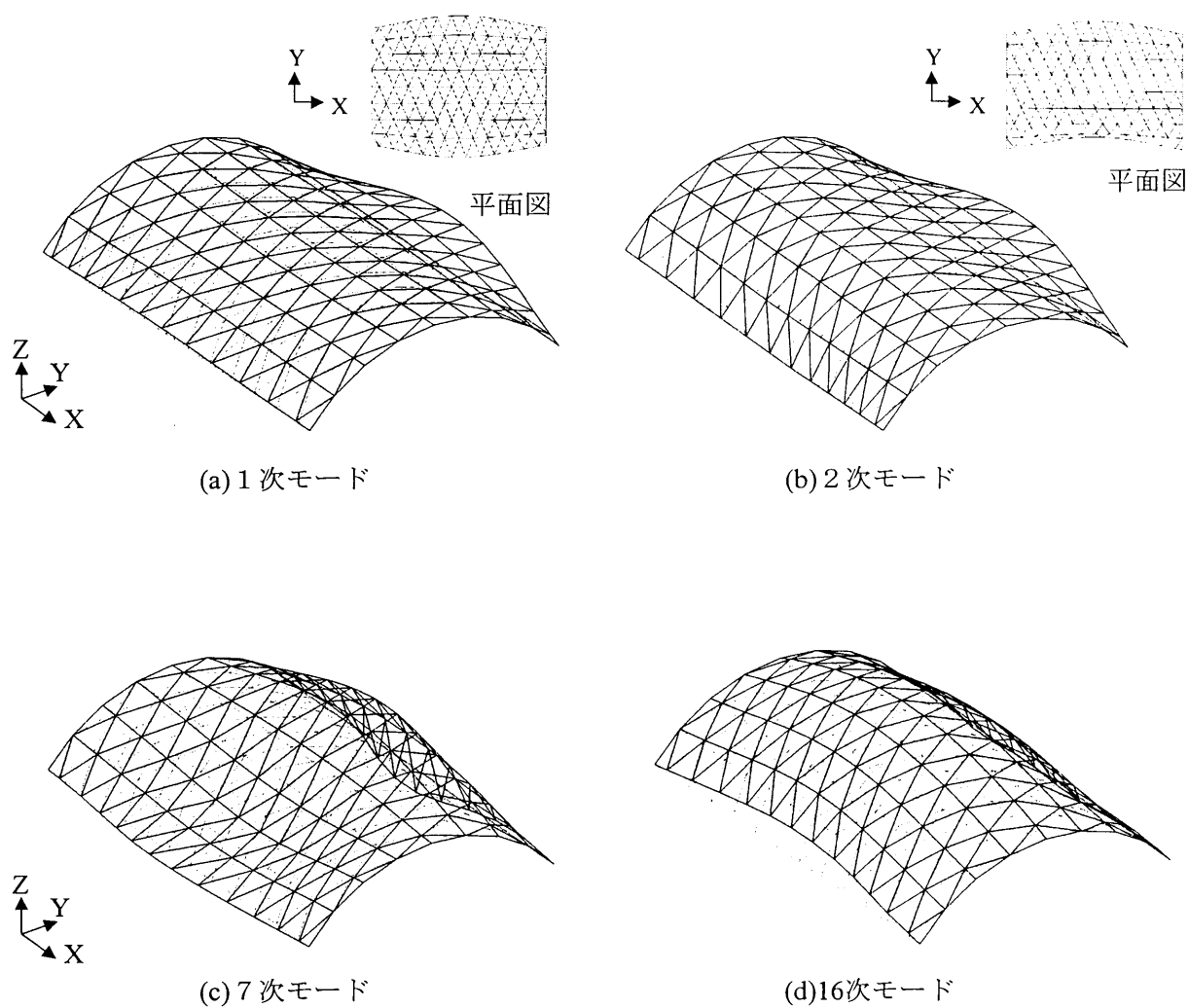


図7.1.2 有効質量比の大きい振動モード形状

7. 1. 3 通常TMDと分散型MTMDの設計

ここでは、7. 1. 2 で得られた線形固有値解析の結果を基にした、通常TMDと分散型MTMDの設計について述べる。

(1) 通常TMD

分散型 MTMD 設計法との比較のため、一般の多層式骨組構造に TMD を適用するケースを想定し、高次モードは制御対象とせず、有効質量比の大きい低次モード（1 次と 2 次モード）のみを制御対象モードとした。2 つのモードの制御のための 2 個の TMD は両モード腹の節点 A（図 7.1.1 参照）に設置した。TMD の合計質量は全体構造質量の 3.0% とし、1 次と 2 次モード制御用に設置したそれぞれの TMD 質量は同じとした。TMD の動作方向は、表 7.1.2 のモード励起方向に合わせ、1 次用は Z 方向に、2 次用は Y 方向に設定した。

通常 TMD の設計パラメーターは、Den Hartog による調和地盤振動下での最適同調比 γ_{opt}

と最適減衰比 ξ_{opt} の計算式⁷⁻⁶⁾ (7.2-2), (7.2-3)式を用いて求めた。

ここで、 μ は主振動系の等価質量に対する TMD の質量比である。

$$\gamma_{opt} = \frac{1}{\sqrt{1+\mu}} \quad (7.2-2)$$

$$\xi_{opt} = \sqrt{\frac{3}{8} \frac{\mu}{1+\mu/2}} \quad (7.2-3)$$

決定された通常TMDの設計パラメーターを表7.1.4にまとめる。

表7.1.4 通常TMDの設計パラメーター

制御 モード	設置位置	固有振動数 (Hz)	質量 (Kg)	バネ定数 (N/m)	減衰定数 (N-sec/m)
1	A	0.8409	2,373	66,243	6,443
2	A	0.8741	2,373	71,577	6,899

(2) 分散型MTMD

外力は地震動を想定していることから、一般的な地震動のスペクトル分布を考慮⁷⁻⁵⁾して、表7.1.2で示した固有振動数が5.0Hz以下で有効質量比が0.005以上のモードを制御モードとして選択した。6. 5節で述べたように、提案した複数モード制御手法は固有振動数が近接している場合に最も効果が高いことから、表7.1.2に示したモードの固有振動数分布に従い、以下に示す2種類の複数振動モード制御と1個の単一振動モード制御にグループ分けを行った。

- ① 1次モード+2次モード制御：複数振動モード制御
- ② 5次～8次モード制御：複数振動モード制御
- ③ 16次モード制御：単一振動モード制御

①～③の制御モードの有効質量比の合計はY方向が0.1700、Z方向が0.7451である。MTMDは複数振動モード制御の場合は4. 2節で述べた複数モードの重ね合わせの最大振幅点、単一振動モード制御の場合はモードの腹に分散させて設置した。

①の1次と2次モードの制御において、有効質量比の大きさが同じレベルであることから、重ね合わせに用いるモード形状のスケーリングについて最大振幅で正規化し、節点A,B,I,J（図7.1.1参照）にMTMDを設置した。

② 5次～8次モードの制御においては、有効質量比の大きさが同程度の5次、6次、8次モードの腹の節点A,B,I,Jと、有効質量比が大きい7次モードの腹の節点C,D,G,H（図7.1.1参照）に分散させて配置した。

③ 16次モードは腹が図7.1.1中のEとF（図7.1.1参照）の2点であるが、モードの腹に1個設置する通常TMDとの違いをはっきりとさせるため、2個の節点に4個のMTMDを配置した。

モデル全体の構造質量 M は $M=158,200\text{kg}$ であり、MTMDの合計質量は通常TMDと同じ全体構造質量の3.0%とし、①～③の中で有効質量比に比例（複数モード制御の場合は有効質量比の和に比例）して、MTMD質量を分配した。

③の単一振動モード制御時において、地震動のように広い周波数に亘って平均的な応答を得るためには、最適バンド幅を多少拡大した方が良いことが3. 3. 5より分かっているため、ここでは1.5倍に拡大したバンド幅を用いた。①、②の複数振動モード制御時におけるMTMD設定バンド幅は、制御モードにおける最適バンド幅の1.160～2.160倍であり、6. 5節で述べた適用範囲の目安である約2.0倍以下となっている。

また、MTMDの動作方向は全て法線方向とした。

以上より決定した16個のMTMDの設計パラメーターを表7.1.3に示す。

表7.1.3 MTMDの設計パラメーター

MTMD 番号	制御 モード	設置 位置	固有振動数 (Hz)	質量 (Kg)	バネ定数 (N/m)	減衰定数 (N-sec/m)
1	①	A	0.7889	249.9	6,141	111.3
2	①	B	0.8622	249.9	7,334	121.7
3	①	I	0.9354	249.9	8,634	132.0
4	①	J	1.009	249.9	10,039	142.3
5	②	A	2.123	56.12	9,984	25.54
6	②	B	2.197	56.12	10,689	26.43
7	②	I	2.270	56.12	11,418	27.31
8	②	J	2.344	56.12	12,171	28.20
9	②	C	2.417	56.12	12,948	29.08
10	②	D	2.491	56.12	13,749	29.97
11	②	G	2.565	56.12	14,574	30.86
12	②	H	2.638	56.12	15,424	31.74
13	③	E	3.578	824.3	416,580	2,225
14	③	F	4.043	824.3	532,070	2,515
15	③	E	4.509	824.3	661,660	2,804
16	③	F	4.975	824.3	805,370	3,094

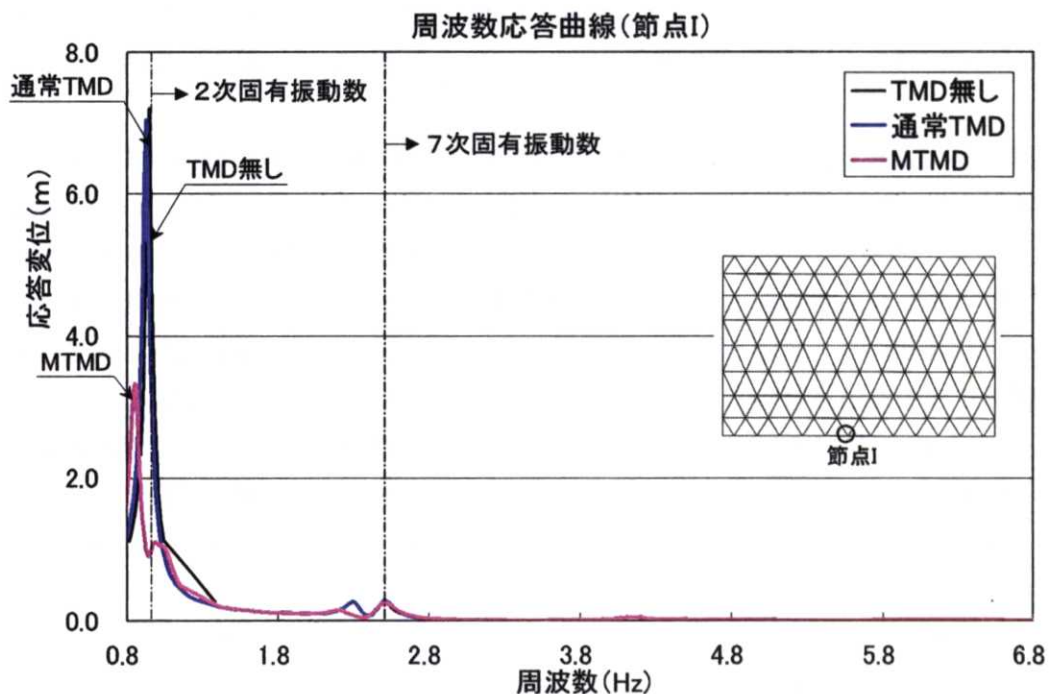
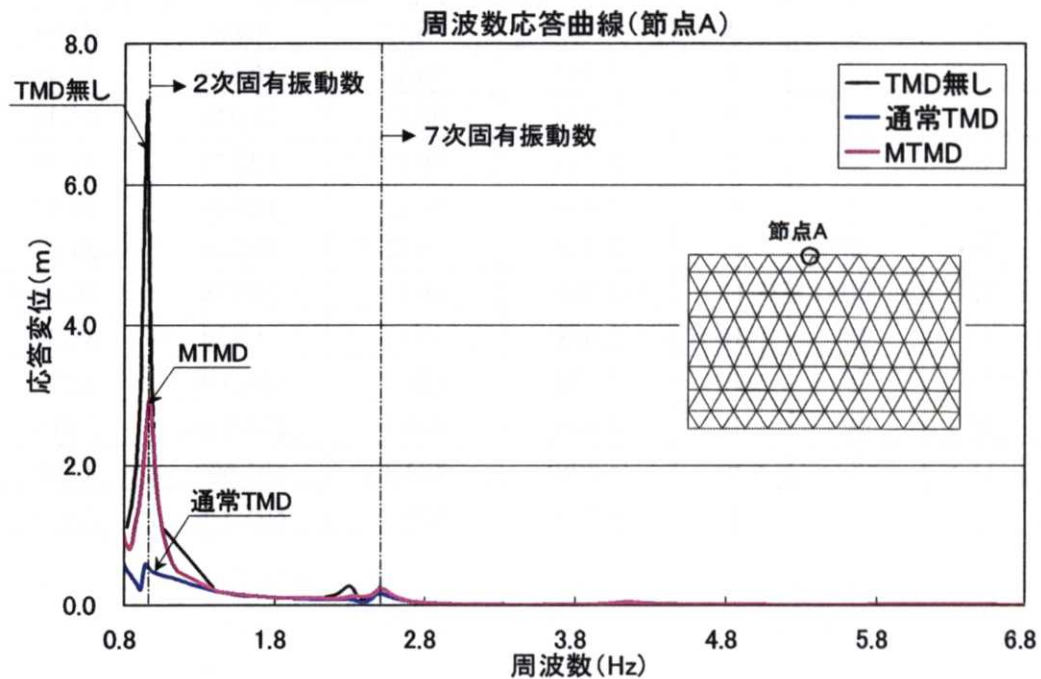
7. 1. 4 周波数応答解析

最初に分散型 MTMD と通常 TMD の制振効果を周波数応答曲線を用いて確認するため、周波数応答解析を実行した。荷重を地盤面に与えるため、解析法は大質量法⁷⁻²⁾を用い、大質量の大きさは 1.0×10^{13} とした。

荷重は Y 方向（スパン方向）と Z 方向に 1.0G の加速度を与えた。減衰定数は、高次モードが応答に与える影響を確認するため、周波数応答解析では各次モードで 2.0% に設定した。

(1) Y 方向加力

図 7.1.3 に Y 方向に荷重をかけたときの 2 次モード腹の節点 A、I と 7 次モード腹の節点 C の周波数応答曲線を示す。応答の大きさは節点変位の大きさで表した。



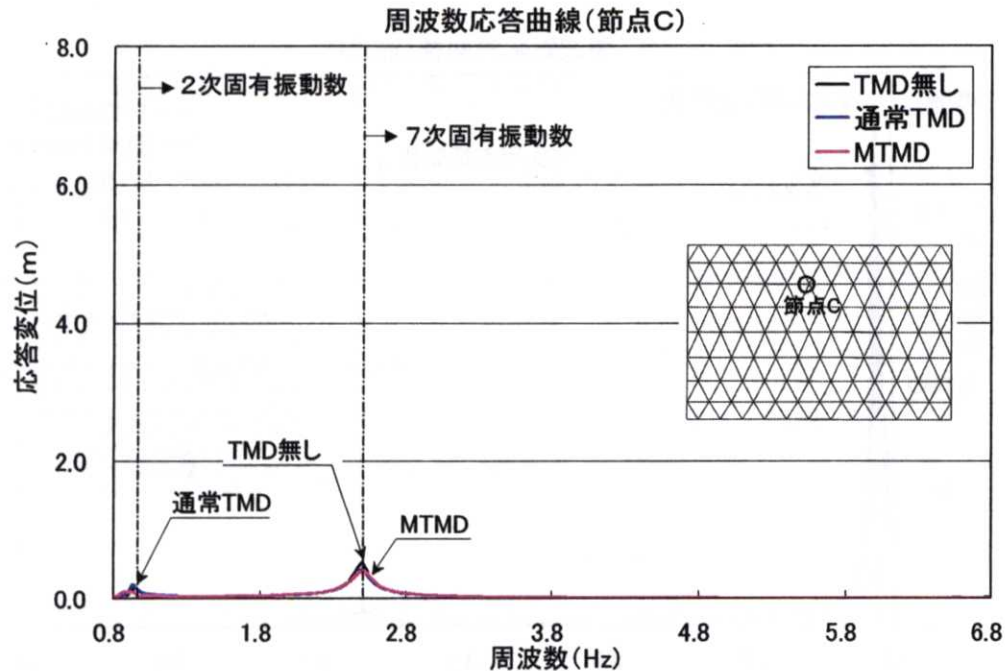
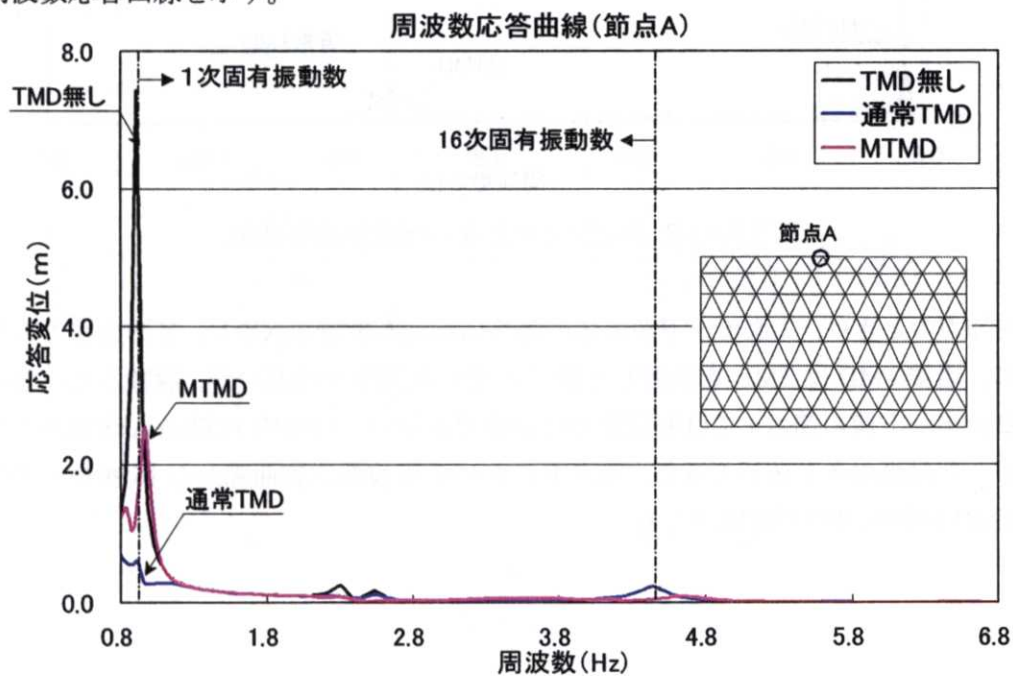


図 7.1.3 Y 方向加力のときの周波数応答曲線

2 次モードが全体の応答に与える影響が大きい。通常 TMD は、TMD を設置した節点 A での制振効果は高いが、設置していない側の 2 次モード腹の節点 I では制振効果は確認できない。MTMD は節点 A と節点 I の両方で制振効果が確認できる。節点 C における周波数応答曲線から 7 次モードにおける MTMD の制振効果が多少確認されるものの全体の応答に及ぼす影響は小さい。

(2) Z 方向加力

図 7.1.4 に Z 方向に荷重をかけたときの 2 次モード腹の節点 A、I と 16 次モード腹の節点 E の周波数応答曲線を示す。



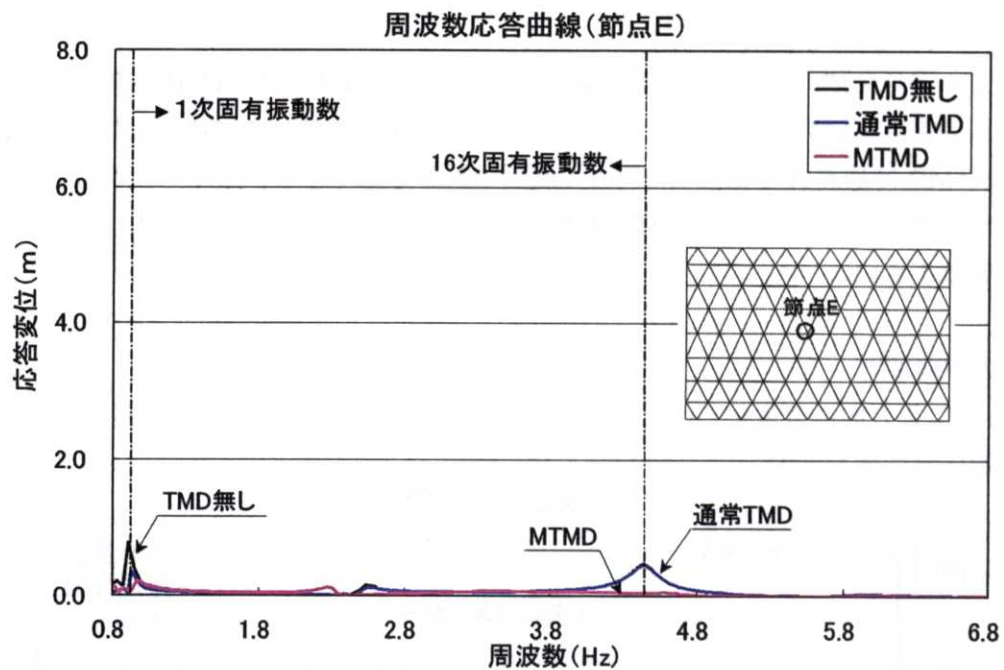
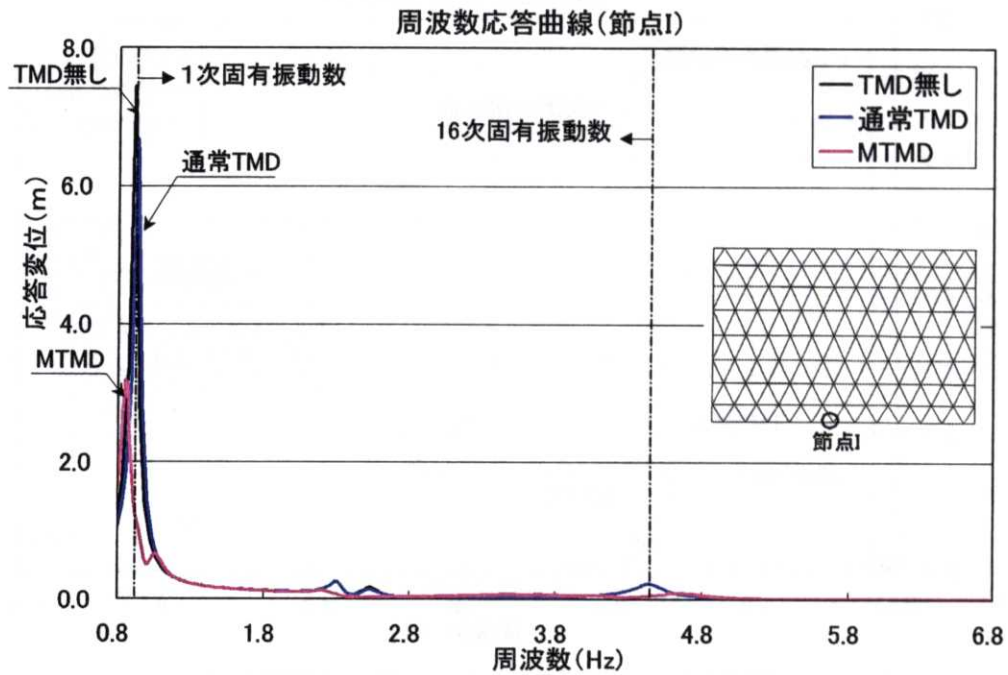


図 7.1.4 Z 方向加力のときの周波数応答曲線

Z 方向加力の場合は、1 次モードが全体の応答に与える影響が大きい。Y 方向加力の場合と同様に、通常 TMD は TMD を設置した節点 A での制振効果は高いが、設置していない側にある 2 次モード腹の節点 I では制振効果は確認できない。MTMD は節点 A と節点 I の両方で安定した制振効果が確認できる。節点 E における周波数応答曲線から 16 次モードにおける MTMD の制振効果が確認できる。

7. 1. 5 観測地震波を用いた時刻歴応答解析

分散型MTMDの地震外力に対する制振効果を確認するために時刻歴応答解析を行う。解析手法は直接過渡応答解析を用い、積分時間刻みは0.01秒とする。減衰は1次モードの固有振動数で2.0%とする剛性比例型減衰を用いた。地震波は2個の観測地震波を用い、エルセントロ1940のNS波をY方向、UD波をZ方向に、タフト1952のEW波をY方向、UD波をZ方向にそれぞれかけた。地震波の継続時間は40.0秒とした。

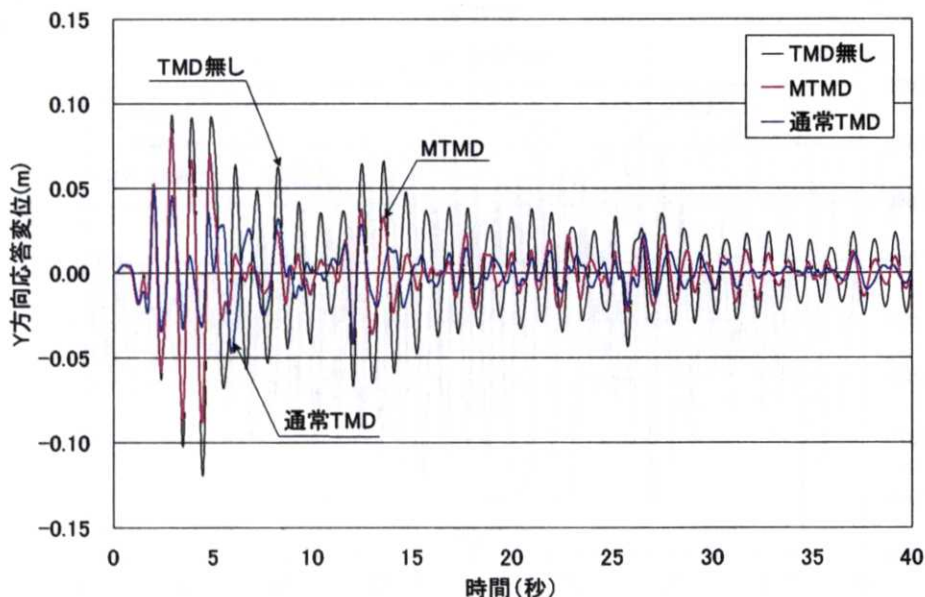
ここでは、最初に制御モードの腹を代表的な節点として選び、TMD無し、通常TMD、MTMDの時刻歴応答を比較する。次に特定の節点の応答ではなく、構造物全体の応答の比較を行う。

(1) 代表的な節点における時刻歴応答の比較

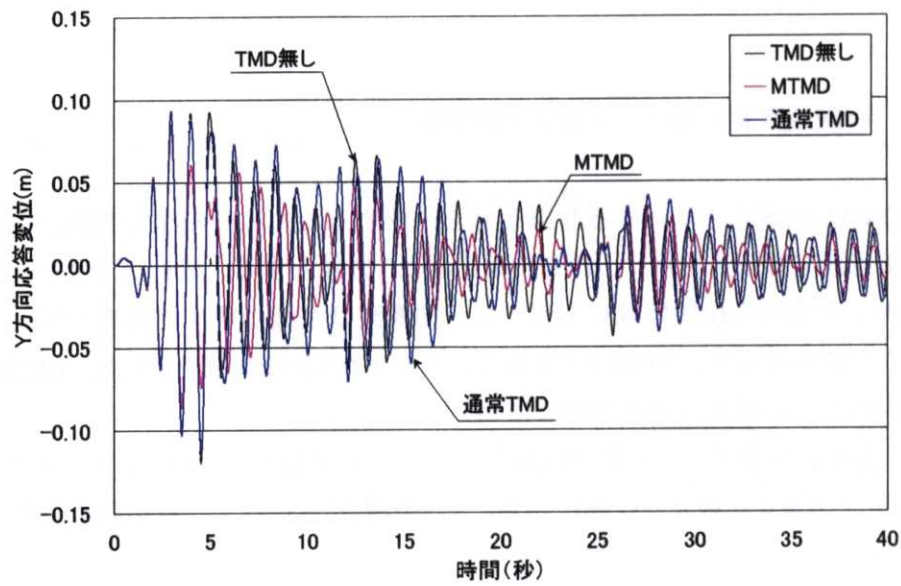
①エルセントロ 1940 波

図7.1.5にエルセントロNS波をY方向に加力したときの、1次モードと2次モード腹の節点Aと節点IにおけるTMD無し、通常TMD、分散型MTMDの場合のY方向時刻歴応答変位を示す。図7.1.6にエルセントロUD波をZ方向に加力したときの、節点Aと節点IのZ方向の時刻歴応答変位を示す。通常TMDと分散型MTMDともに、制振効果ははっきりと現れるのは約5秒以降である。この理由として、ビル等構造物でも指摘されたことであるが、TMDは建物が揺れ始めた後、重りが反応し、振動が定常状態になってはじめて制御効果が表れるので動作に時間がかかるためと考えられる。

また通常TMDはTMDを設置した節点Aにおける制振効果は高いが、設置しない節点IにおいてはTMD無しの場合よりも応答が大きくなる時刻がある。MTMDは節点Aと節点Iの両節点で安定した制振効果が得られた。

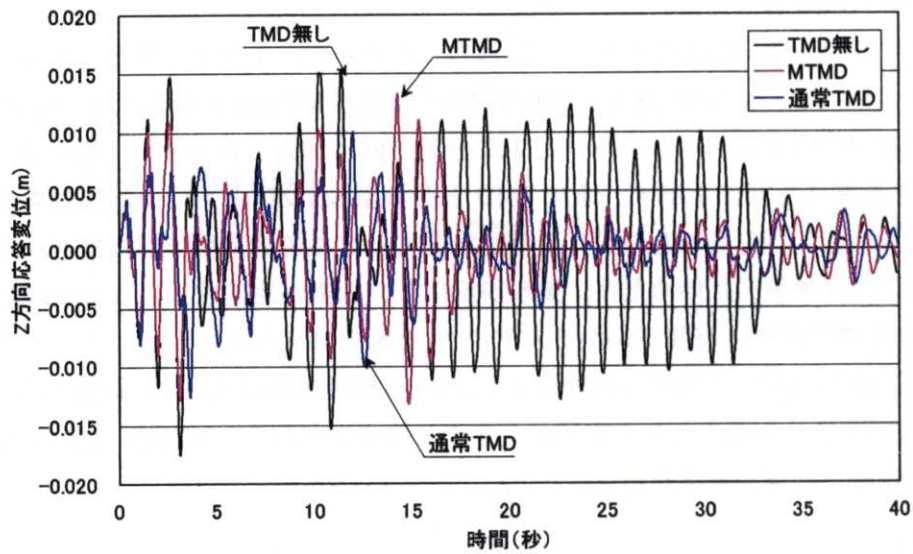


(a)節点 A

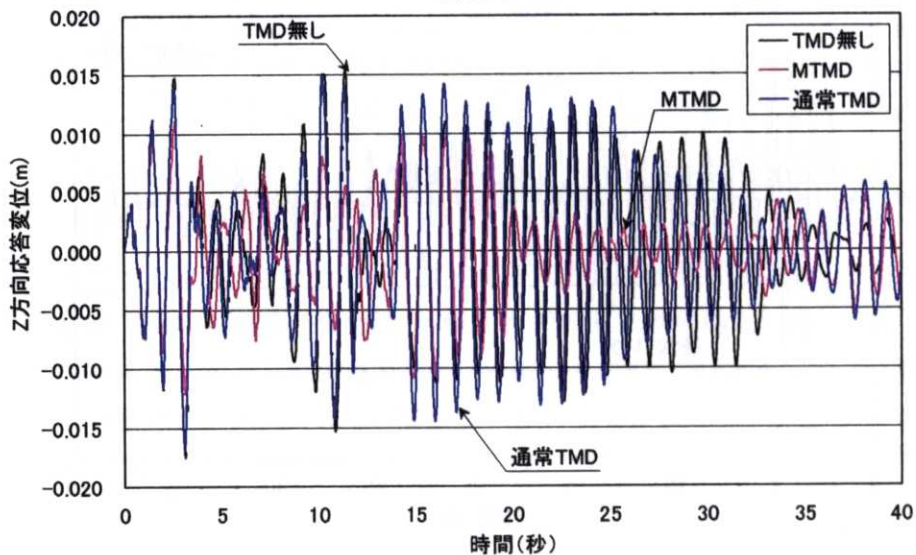


(b)節点 I

図 7.1.5 エルセントロ NS 波加力時 Y 方向時刻歴応答変位



(a)節点 A



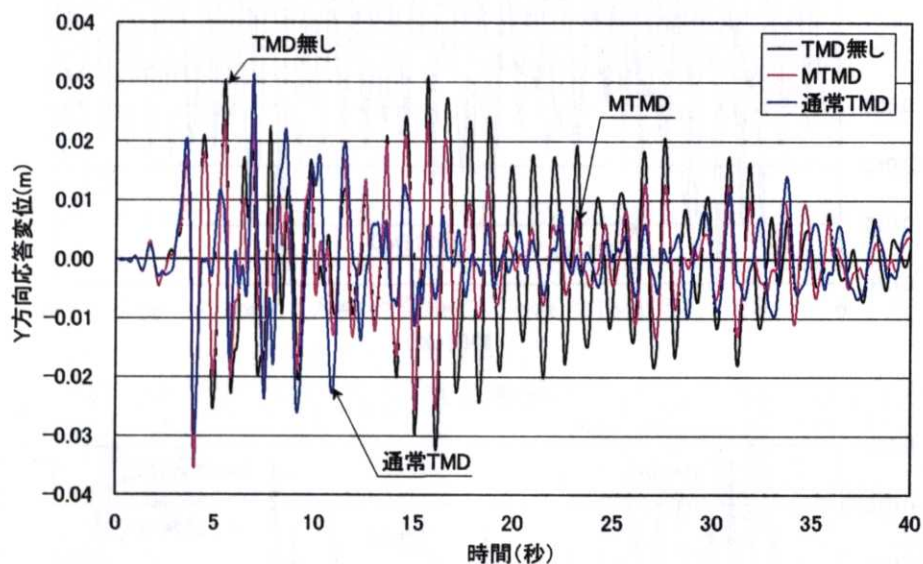
(b)節点 I

図 7.1.6 エルセントロ UD 波加力時 Z 方向時刻歴応答変位

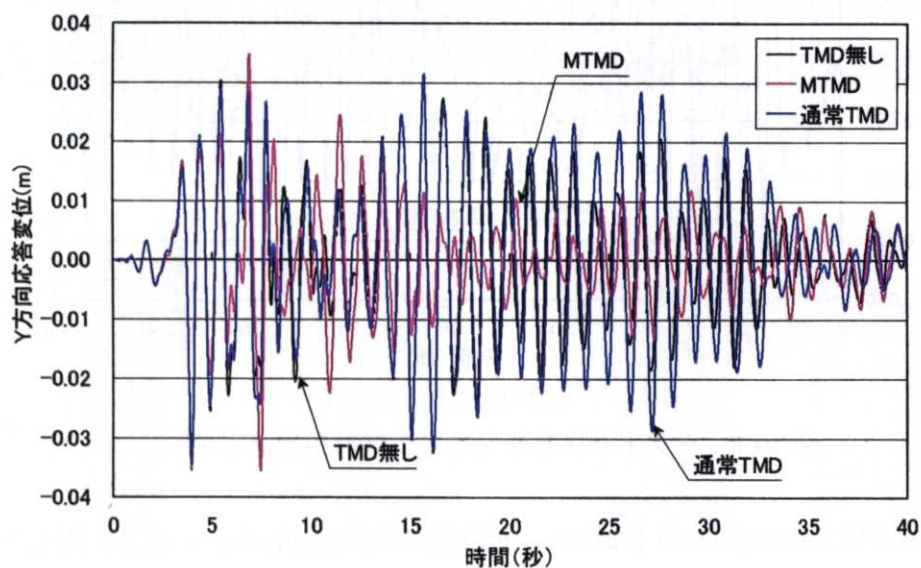
②タフト 1952 波

図7.1.7にタフトEW波をY方向に加力したときの節点Aと節点IにおけるTMD無し，通常TMD，分散型MTMDのY方向時刻歴応答変位を示す。同様に図7.1.8にタフトUD波を加力したときの節点Aと節点Iの時刻歴応答変位を示す。通常TMDはTMDを設置した節点Aにおける制振効果は高いが，節点IにおいてはTMD無しの場合よりも応答が大きくなる時刻があるなど全般的な傾向はエルセントロ波と同様である。エルセントロ波のところでも述べたが，初期におけるTMDの制振効果は高くなく，特にタフトEW波においてはMTMDにおいてもTMD無しの場合よりも最大応答が大きくなっていることに注意する必要がある。

表7.1.5で，タフトEW波加力時の節点Aと節点Iの最大応答値を比較する。



(a)節点 A

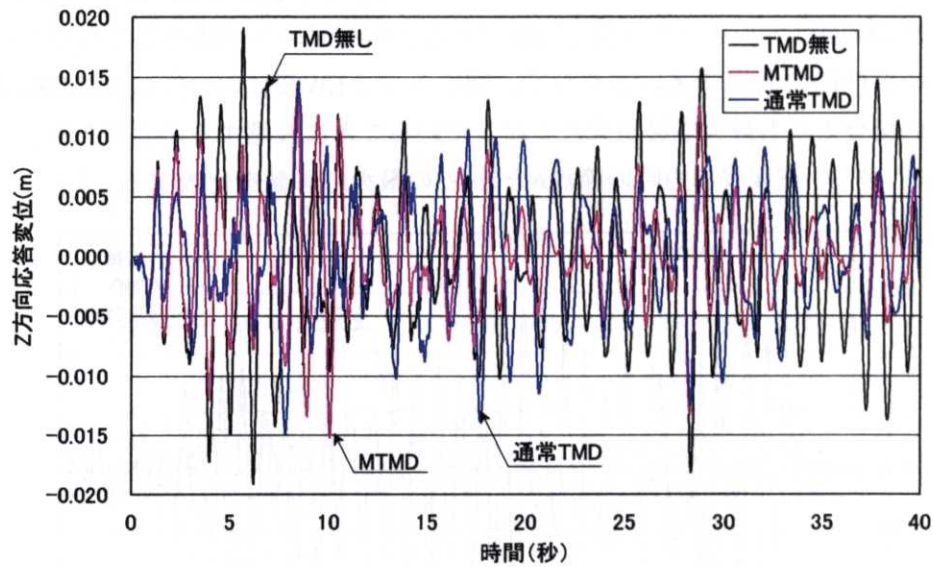


(b)節点I

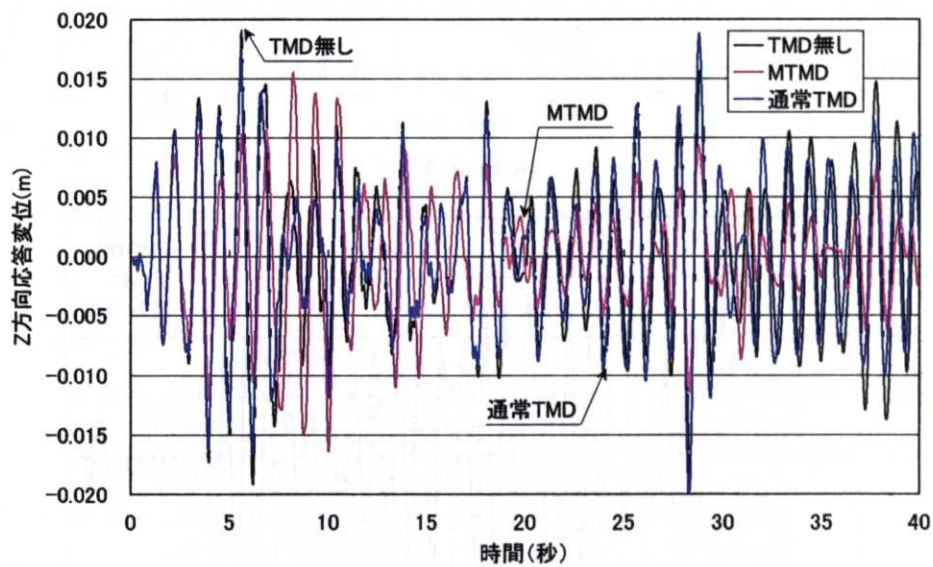
図 7.1.7 タフト EW 波加力時 Y 方向時刻歴応答変位

表7.1.5 タフトEW波加力時の最大応答の比較（単位：cm）

	TMD無し	通常TMD	MTMD
節点A	32.24	31.03	35.44
節点I	32.24	34.43	35.09



(a)節点 A



(b)節点 I

図 7.1.8 タフト UD 波加力時 Z 方向時刻歴応答変位

以上で述べた図 7.1.5～図 7.1.8 において、地震動の入力方向における応答変位で比較したが、Y 方向加力における Z 方向、及び Z 方向加力における Y 方向の応答変位で比較してもほぼ同様の傾向であった。

(2) 全節点応答変位の比較

図7.1.5～図7.1.8に示した時刻歴応答はある特定の節点の応答を取り上げたものであるため、構造物全体における応答の傾向は分かりづらい。ここでは、全節点の応答変位の傾向を確認するため、

(a) $t=0.0\sim40.0$ (秒)区間における全節点応答変位に関する2乗平均値の和

$$\left(\sum_{i=1}^N \frac{1}{T} \int_0^T X_i^2(t) dt, N \text{は節点数} \right)$$

(b) $t=0.0\sim40.0$ (秒)区間における全節点の最大応答変位の2乗和の2方法で比較することとする。

図7.1.9～図7.1.12にエルセントロ1940波とタフト1952波加力のための(a)全節点応答変位2乗平均値の和、(b)全節点最大応答変位の2乗和の比較を示す。(a)全節点の応答変位2乗平均値和で比較することにより、通常TMDと比較して分散型MTMDの制振効果が非常に優れていることが良く分かる。(b)全節点最大応答変位で比較した場合も全般的に分散型MTMDの制振効果が優れている。しかし、タフトEW波の場合は節点Aと節点Iの時刻歴応答でも確認されたように、全節点の応答で比較してもTMD無しの場合と比較して逆に応答が大きくなっている。このため、入力地震動によってはTMD無しの場合よりも最大応答が大きくなる場合があることに注意をする必要がある。

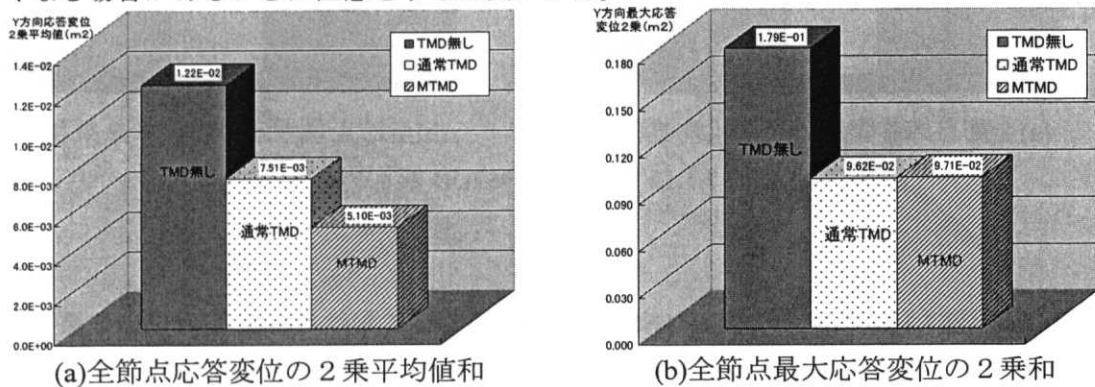


図 7.1.9 エルセントロ 1940NS 波加力

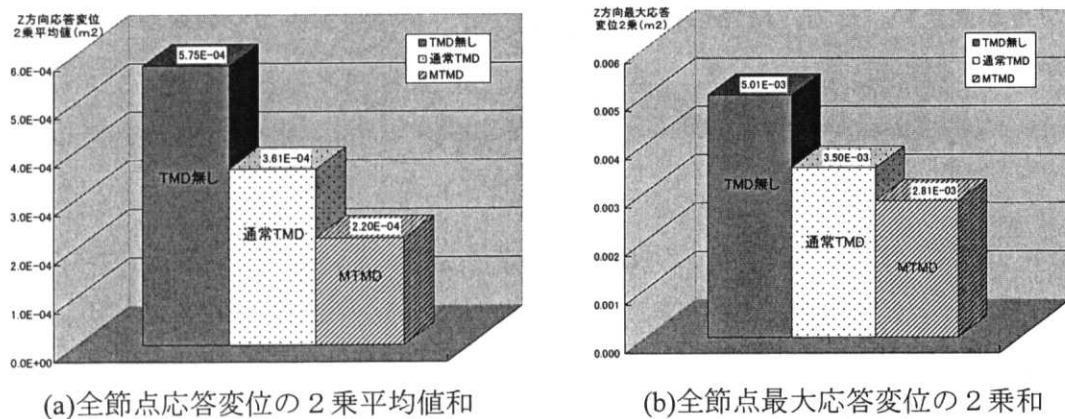
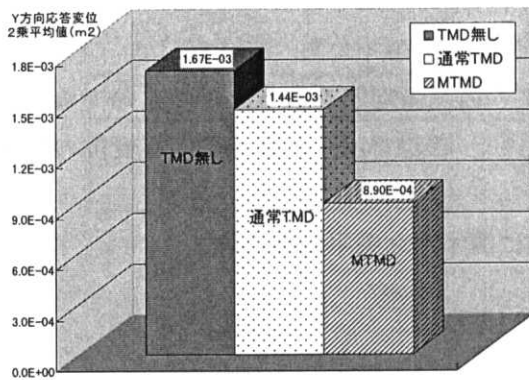
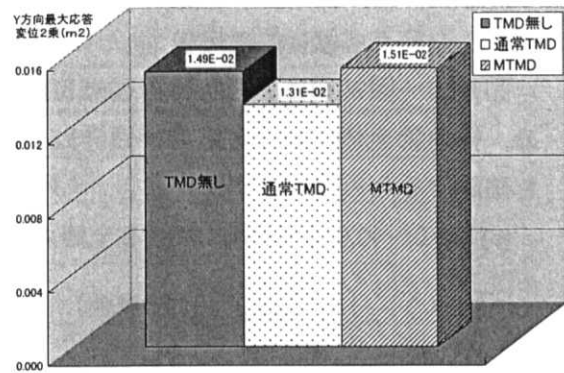


図 7.1.10 エルセントロ 1940UD 波加力

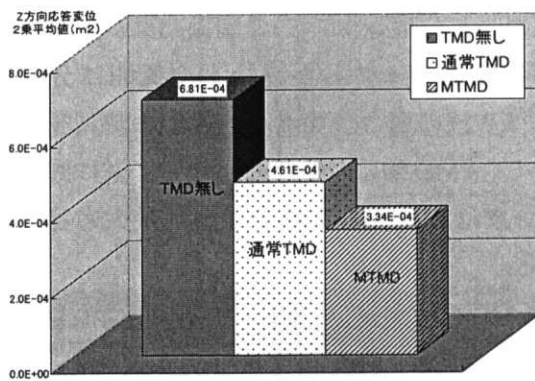


(a)全節点応答変位の2乗平均値和

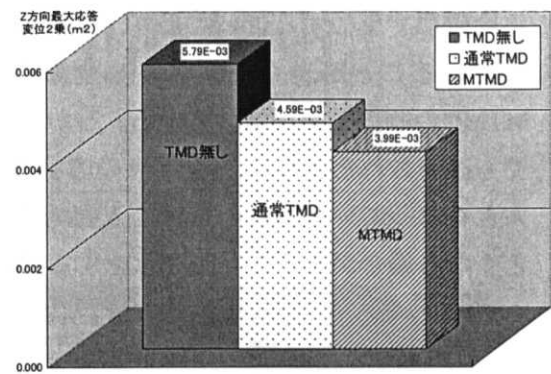


(b)全節点最大応答変位の2乗和

図 7.1.11 タフト 1952EW 波加力



(a)全節点応答変位の2乗平均値和



(b)全節点最大応答変位の2乗和

図 7.1.12 タフト 1952UD 波加力

図7.1.13と図7.1.14にエルセントロNS波とUD波加力時における(a)応答変位の2乗平均値の分布を示す。変位のスケールは同じである。通常TMD，MTMDともにTMDの制振効果が確認できるが，通常TMDがTMDを設置した点での効果が高いものの構造物全体での応答のバラツキが大きい。一方，MTMDはバラツキが小さく構造物全体での制振効果が高いことが分かる。

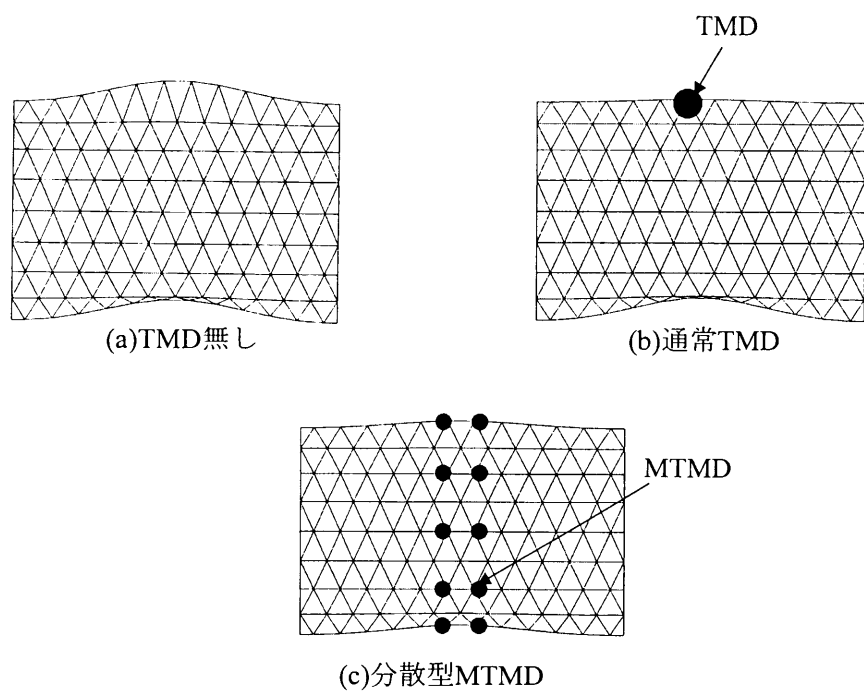


図7.1.13 Y方向応答変位2乗平均値の比較（エルセントロNS波）

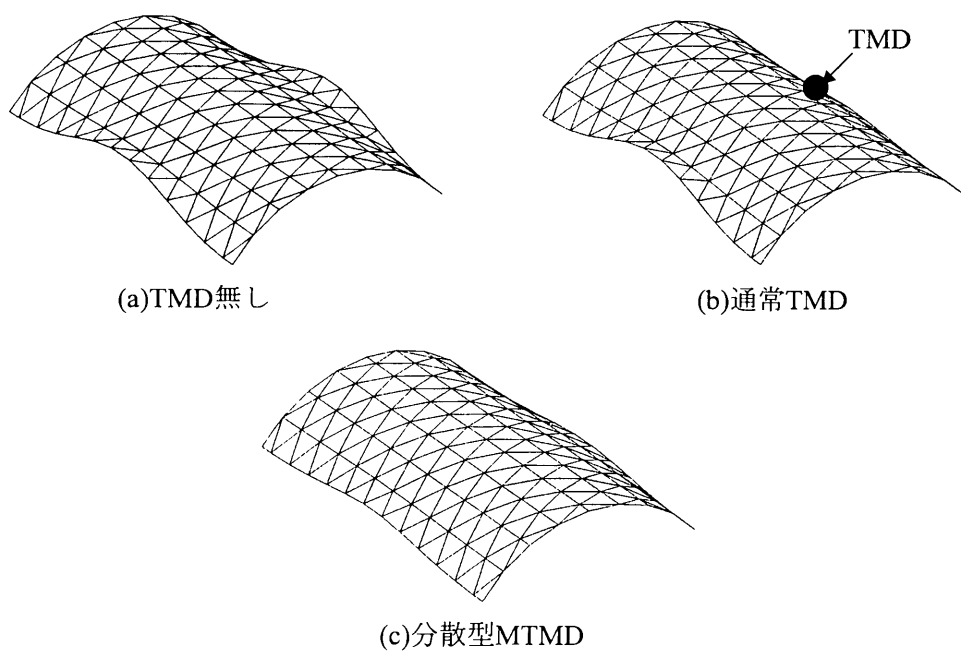


図7.1.14 Z方向応答変位2乗平均値の比較（エルセントロUD波）

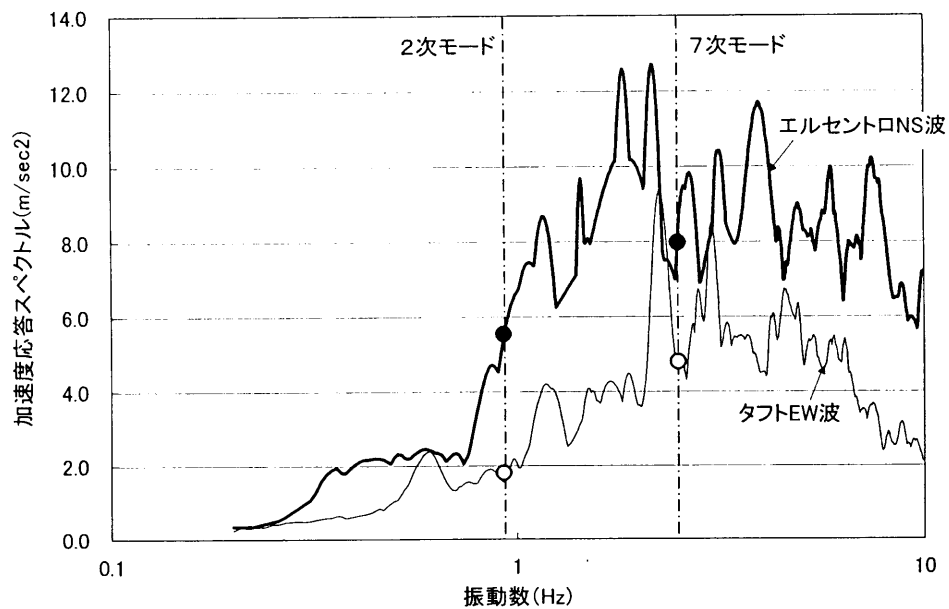
7. 1. 6 加速度応答スペクトルと制振モードの対応

7. 1. 4～7. 1. 5で述べた分散型MTMDの制振効果について、地震動の加速度応答スペクトルの比較から考察する。地震波は全て（財）日本建築センターにより頒布された観測地震波（1994年研究助成版）である。図7.1.9と図7.1.11に示したように(a)全節点応答変位の2乗平均値の和と(b)全節点最大応答変位の2乗和において、エルセントロNS波と比較するとタフトEW波における制振効果があまり明確でないように思われる。

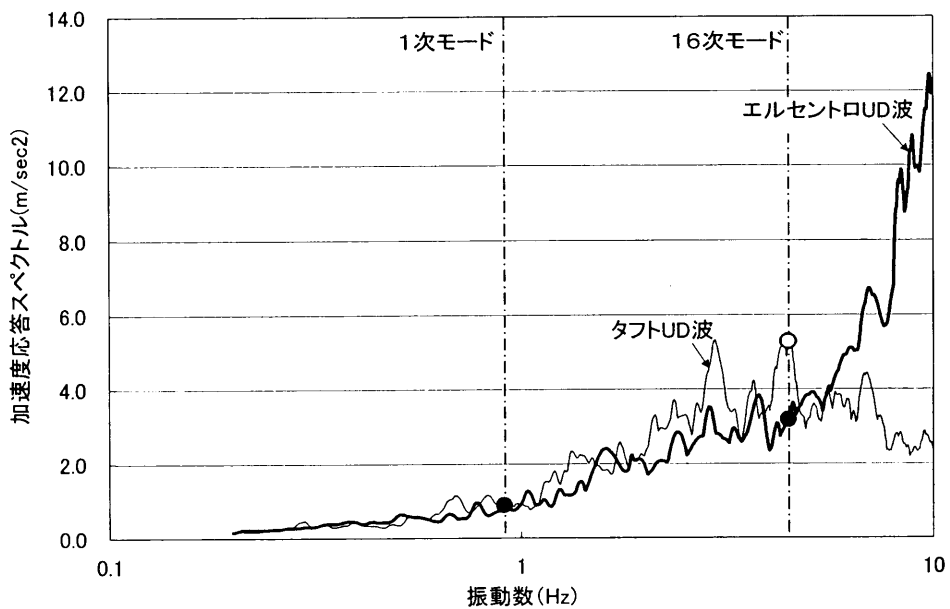
図7.1.15の(a)に $t=0.0\sim 40.0$ (秒)区間における減衰定数2.0%のときのエルセントロNS波とタフトEW波の加速度応答スペクトルの比較を示す。図中に通常TMDのY方向制振モードである2次モードの固有振動数、及びMTMDの制振モードの2次モードと7次モードの固有振動数に対応した加速度応答スペクトルも示す。図よりエルセントロNS波と比較してタフトEW波は、他の振動数と比較して制振モードにおける加速度応答スペクトルが小さいだけでなく、加速度応答スペクトルの値そのものが小さいため、エルセントロNS波と比較すると制振効果で明確な差が得られなかったのではないかと考えられる。

図7.1.15(b)には同様に、減衰定数2.0%のときのエルセントロUD波とタフトUD波の加速度応答スペクトルを示す。エルセントロUD波は、9.8Hz近傍にスペクトルのピークが存在する特徴的な形状をしている。図中には通常TMDのZ方向の制振モードの1次モードの固有振動数、及びMTMDの制振モードの1次モードと16次モードの固有振動数に対応した加速度応答スペクトルも示す。両波ともに制振モードにおける加速度応答スペクトルの値はほぼ同程度であり、図7.1.10と図7.1.12に示された通常TMDとMTMDの制振効果の傾向も似ている。

以上の結果より、本解析例では分散型MTMDの設計において、単純にモデルの有効質量比の分布より制振モードとMTMDの質量分布を決定したが、建設地における地盤の性質や、地盤と建物との関係などを考慮して設計すると、より効率的な設計が可能となる。



(a) エルセントロNS波とタフトEW波の加速度応答スペクトルの比較



(b) エルセントロUD波とタフトUD波の加速度応答スペクトルの比較

図7.1.15 加速度応答スペクトルと制振モード

7. 1. 7 本節のまとめ

本節では、代表的な大スパン建築構造の一つである50mスパンの単層円筒ラチスモデルを用い、周波数応答解析と時刻歴応答解析により分散型MTMDの制振効果を確認した。

解析結果を以下にまとめる。

(1) 周波数応答解析の結果、通常 TMD は TMD を設置した節点における制振効果は高いが、設置していない側の制御モード腹の節点での制振効果は確認できない。一方、MTMD を分散型に配置した分散型 MTMD は、制御モード両側の腹で良好な制振効果が確認できた。

(2) 外力として2個の観測地震波を用いた時刻歴応答解析の結果、モードの腹に一つの TMD を配置する通常 TMD は TMD を設置した点における制振効果は高いが、それ以外の点で応答のバラツキが大きい。一方、MTMD を分散型に配置した場合は、構造物全体をバランス良く制御できることが分かった。特に、加力時間における全節点応答変位の2乗平均値での比較により、通常 TMD と比較して分散型 MTMD の構造物全体における制振効果が非常に優れていることが確認できた。

一方、通常 TMD と分散型 MTMD とともに制振効果が明確に現れるまでにはある程度の時間が必要なことから、タフト EW 波の最大応答で比較したように、地震波によっては TMD 無しの場合よりも応答が大きくなる場合があることに注意する必要がある。

(3) 加速度応答スペクトルと制振モードとの関係を比較することにより、制振モードの固有振動数における加速度応答スペクトルが小さい地震波においては、制振モードにおける加速度応答スペクトルが大きい地震波と比較して、制振効果が小さい場合があることが分かった。そのため実際の構造物の設計においては、建設地の地盤の性質や地盤と建物の関係などを考慮して、制振モードやMTMDの質量分布などを決定すると、より効率的な設計が可能となる。

7. 2 ドーム状スペースフレーム構造

もう一つの代表的な大屋根構造である 60m スパンの単層ラチスドームに分散型 MTMD を適用し，7. 1 節と同様にして，地震力に対する制振効果を確認した。

7. 2. 1 解析モデル

竹内らによる既往の文献⁷⁻⁹⁾を参考としてモデルを設定した。

(1) 形状

スパン $L=60.0\text{m}$ の中規模単層ラチスドームで，半開角 $\theta=30^\circ$ ，ドーム曲率半径 60.0m ，ライズ 8.04m ，支持柱長さ 6.0m である。全体の構成は，①ドーム部，②テンションリング，③梁＋支持柱の下部構造より成っている。図 7.2.1 にアクソメ図及び平面図を示す。モデル全体の合計の節点数は 247 である。

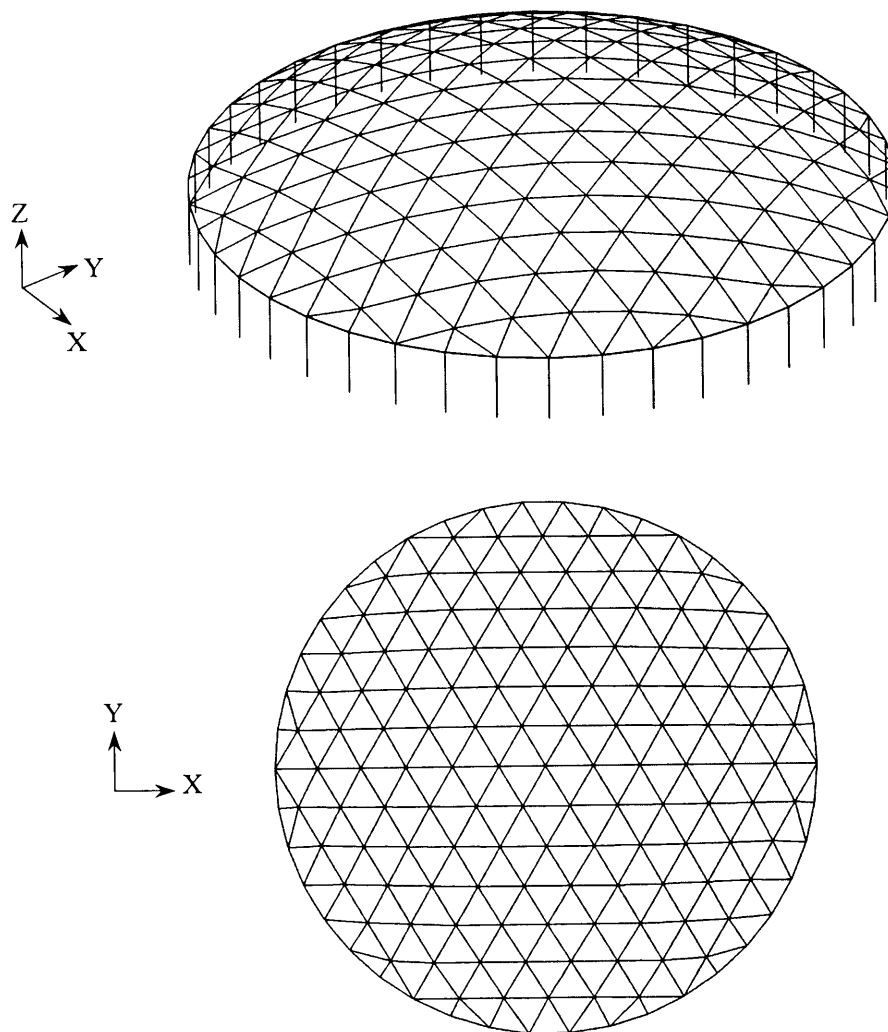


図 7.2.1 アクソメ図及び平面図

(2) 材料特性

材料は全て鋼材を仮定した。使用した材料定数を表 7.2.1 に示す。

表 7.2.1 材料定数

パラメーター	値
ヤング係数	$2.05 \times 10^{11} \text{ (N/m}^2\text{)}$
せん断弾性係数	$7.94 \times 10^{10} \text{ (N/m}^2\text{)}$
ポアソン比	0.3
比重	$7,850 \text{ (kg/m}^3\text{)}$

(3) 部材断面

部材は、全て円形鋼管を使用した。部材の諸元を表 7.2.2 に示す。なお既往の文献⁷⁻⁹⁾によると、ドーム部は固定荷重のみを受ける時の部材応力がほぼ一樣になるように設計され、下部構造はベースシア係数 $C_0=0.3$ のせん断力及びドーム部の固定荷重相当の軸力に対して弾性範囲とし、層間変形角が 1/200 以下となるように設計されたということが述べられている。

表 7.2.2 部材諸元

部材	外形 (cm)	厚さ (cm)
ドーム部	16.52	0.40~0.65
テンションリング	60.96	1.27
梁	60.96	1.27
支持柱	91.44	1.60

(4) 境界・接合条件

支持柱の柱脚はピン支持とした。梁とテンションリングはピン接合、その他の部材間は全て剛接合である。

(5) 使用要素

部材は全て、軸・曲げ・ねじり剛性を有する梁要素を用いた。

(6) 荷重条件

部材の自重の他、ドーム部は仕上げ材重量及び吊り荷重を考慮して 70.0kgf/m^2 の荷重を与えた。実際のモデル化においては、部材の支配面積を考慮した非構造要素の質量としてドーム部とテンションリングの梁要素に与えている。

7. 2. 2 線形固有値解析

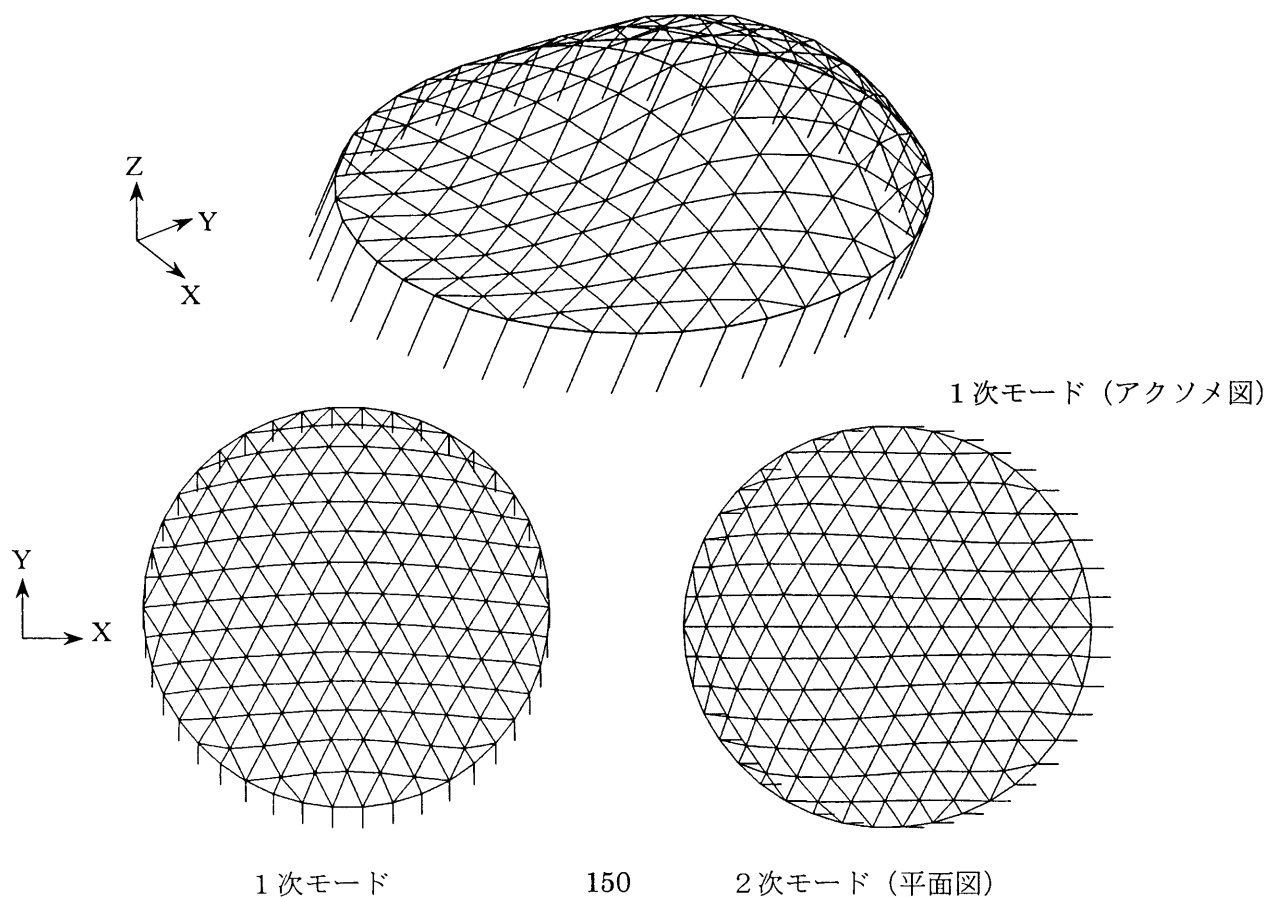
モデルの基本的な振動性状を把握するため、線形固有値解析を行った。解析法は前節と同様に、Lanczos 法を用いた。

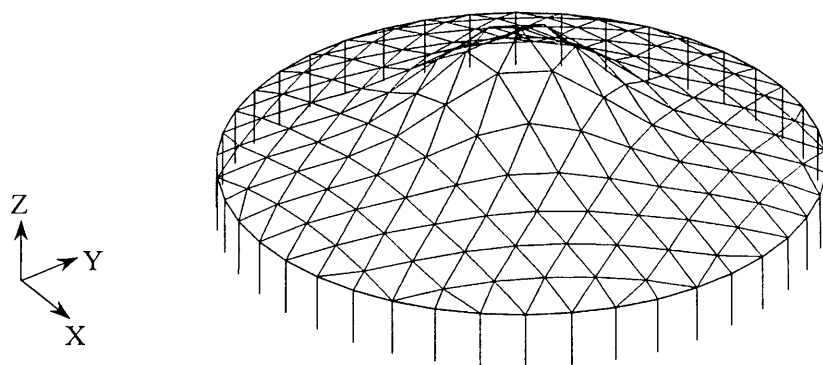
(1) 基本的な振動モード形状と固有振動数の確認

10 次モードまでの固有振動数を表 7.2.3 に、振動モード形状を図 7.2.2 に示す。なお、1 次モードと 2 次モード、4 次モードと 5 次モードは X と Y の方向が異なるのみで同様な形状（縮退モード）である。なお、固有振動数と振動モード形状に関して、竹内らによる解析結果⁷⁻⁹⁾ とほぼ同じであることを確認している。

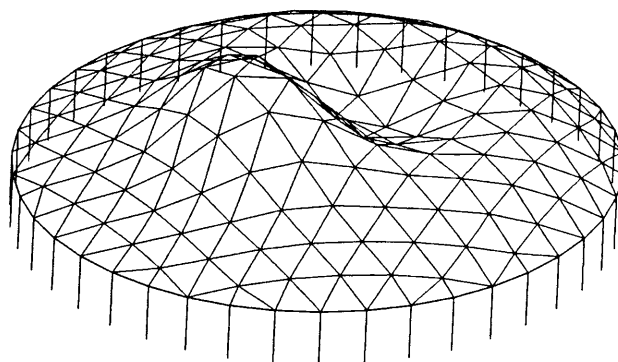
表 7.2.3 固有振動数

モード次数	固有振動数 (Hz)
1	2.7261
2	2.7261
3	2.8898
4	2.9159
5	2.9159
6	2.9618
7	2.9619
8	2.9822
9	3.0330
10	3.0352

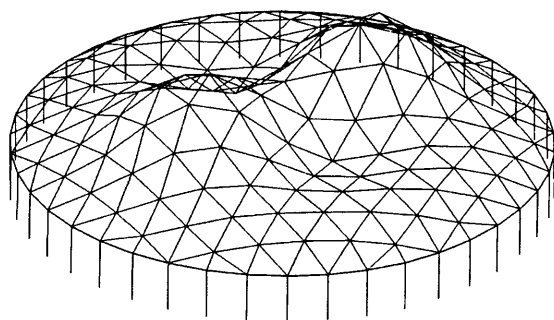




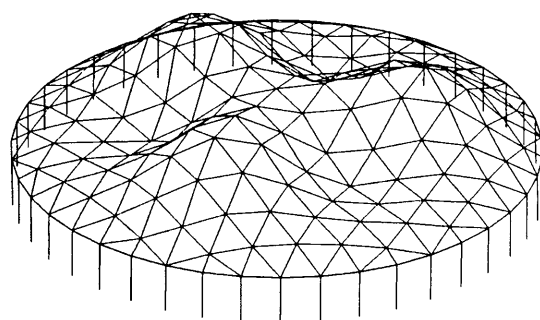
3 次モード



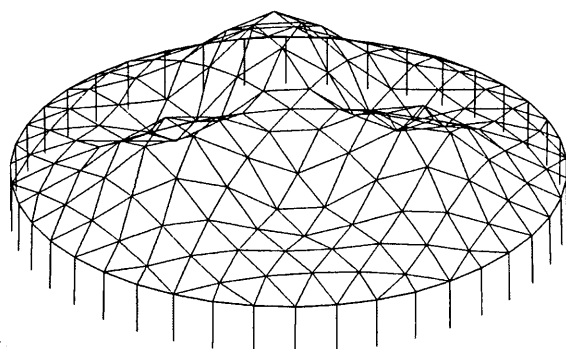
4 次モード



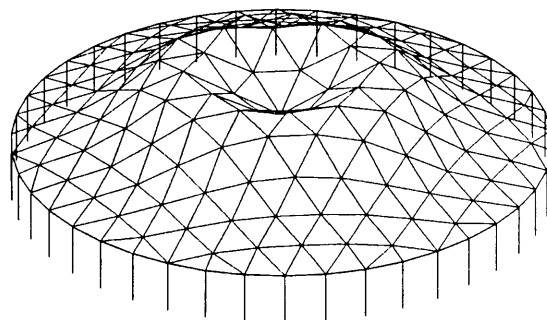
6 次モード



8 次モード



9 次モード



10 次モード

図 7.2.2 振動モード形状

(2) 有効質量比の分布

制御モードは、有効質量比の大きさを指標として選択する。単層ラチスドームは、かなりの高次モードまで有効質量比の大きい振動モードが存在することが既往の研究により報告されているため^{7-3), 7-10)}、本モデルでも 100 次モードまでを対象として有効質量比の分布を調べた。

図 7.2.3 に X, Y, Z 方向の 3 方向に対する有効質量比とモード次数の関係を示す。水平方向 (X, Y 方向) は 1 次モードと 2 次モードの有効質量比の大きさが極めて大きいことと比較して、Z 方向では 42 次から 90 次程度まで有効質量比が比較的大きいモードがばらついている。表 7.2.4 に有効質量比が大きいモードの固有振動数と励起方向、有効質量比の大きさをまとめて示す。

図 7.2.4 に X, Y, Z の 3 方向に対する累積有効質量比とモード次数の関係を示す。水平方向 (X 方向, Y 方向) における 100 次モードまでの累積有効質量比が 89.06% であるのに対して、鉛直方向 (Z 方向) では 47.04% と小さい。

図 7.2.5 に固有周期とモード次数の関係を示す。各次モードの固有周期が近接している様子が分かる。

ドームのような大屋根構造に対しては、上下方向の地震入力に対する影響も無視できないが、今回の解析では水平方向地震入力のみに対する制振効果を確認した。上下方向の場合も分散型 MTMD の基本的な設計プロセスは水平方向の場合と同じである。

制御モードは表 7.2.4 に示した X, Y 方向に対する有効質量比の大きさと、7.2.3 で述べる周波数応答解析で構造物の応答への影響が大きいことが確認された 1 次モードと 2 次モード (逆対称 1 波)、4 次モードと 5 次モード (逆対称 2 波) の 4 波を選択した。

これらのモードは固有振動数が近接していることから、前章で述べた単層円筒ラチスシェルのようにグループ分けせずにまとめて (1 つのグループで) 制御した。

4 波の有効質量比の合計は、X, Y 方向のそれぞれに対して 0.6959 である。

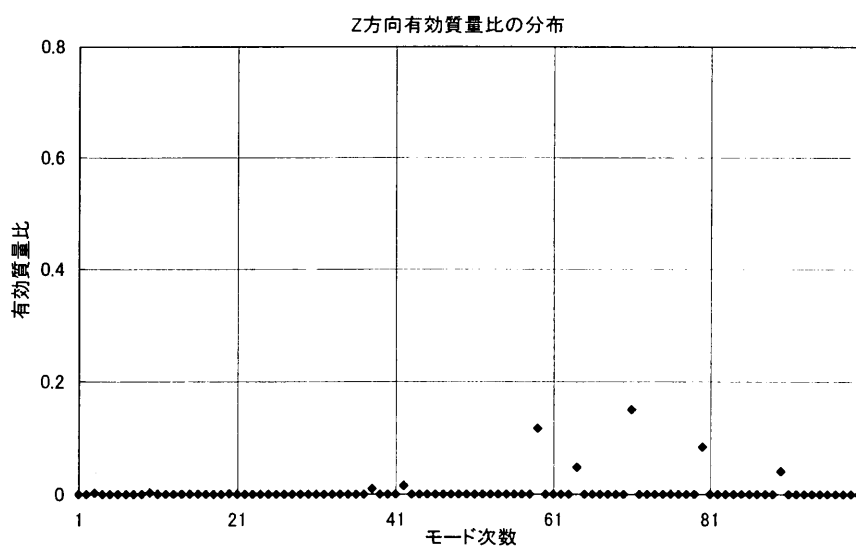
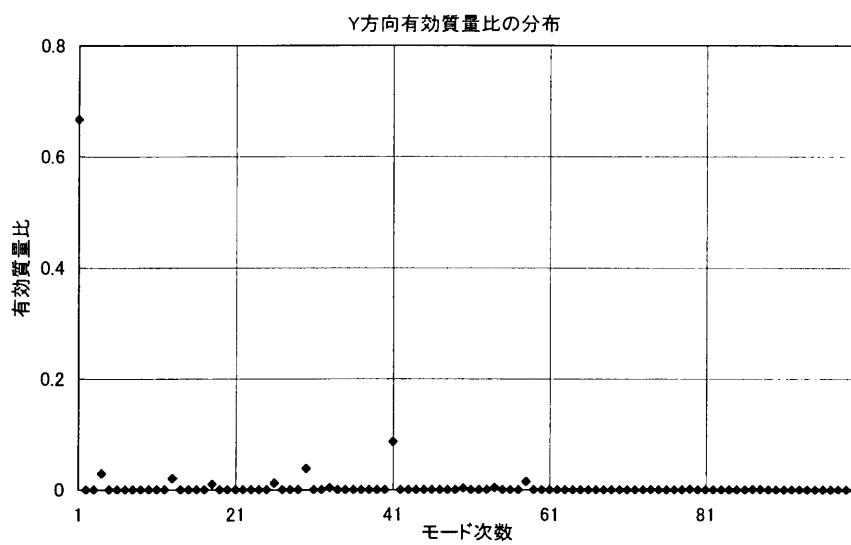
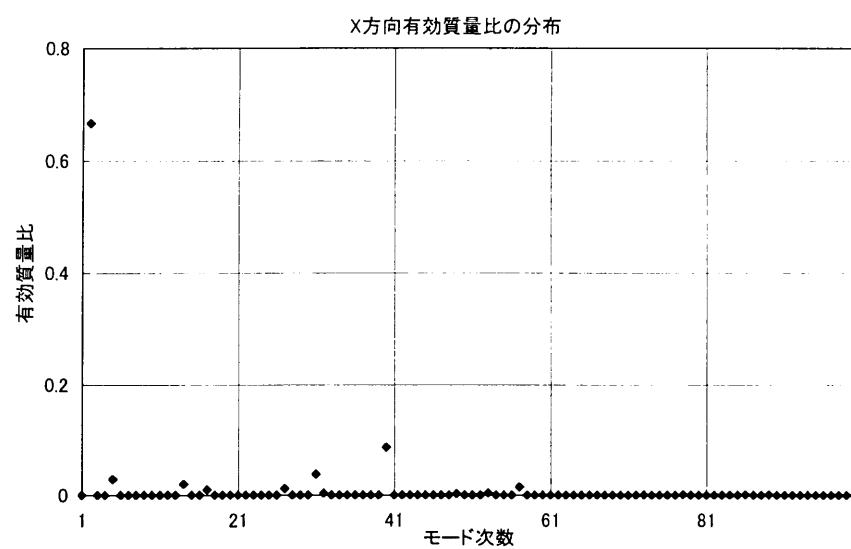


図 7.2.3 各方向の有効質量比とモード次数の関係

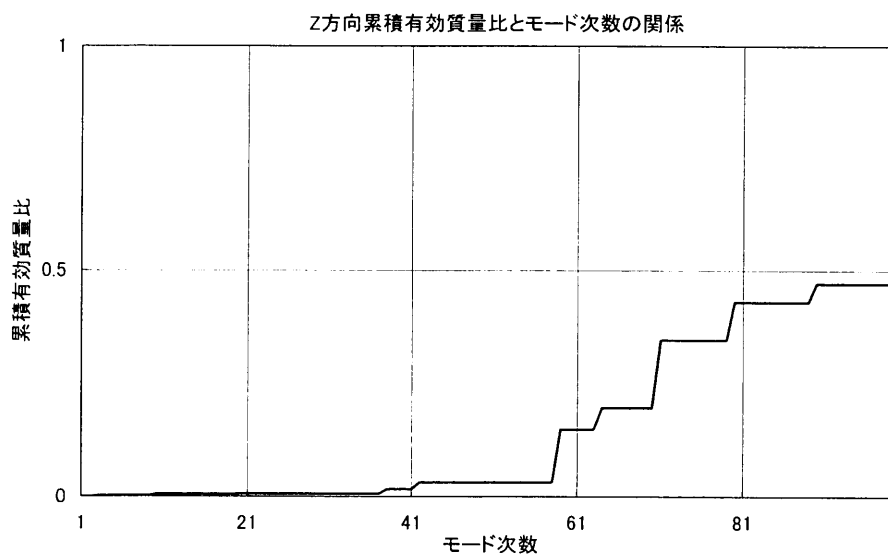
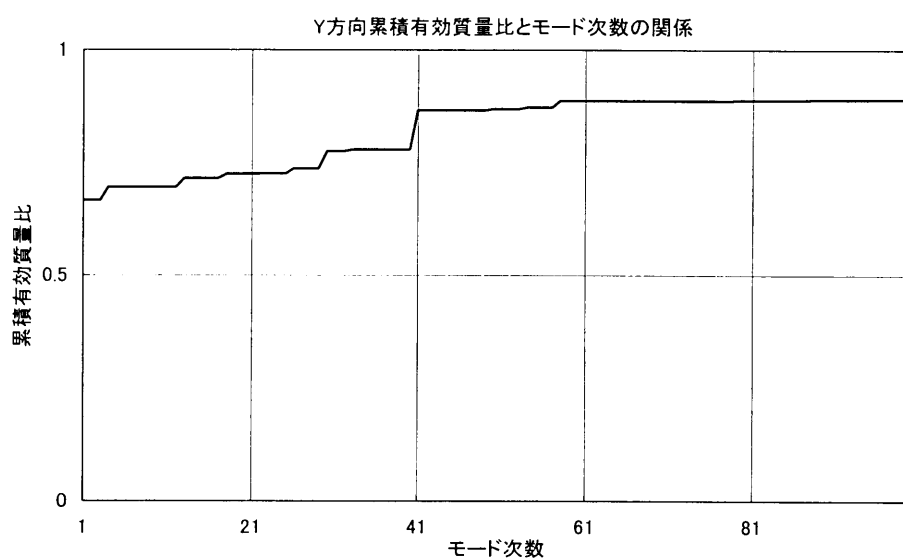
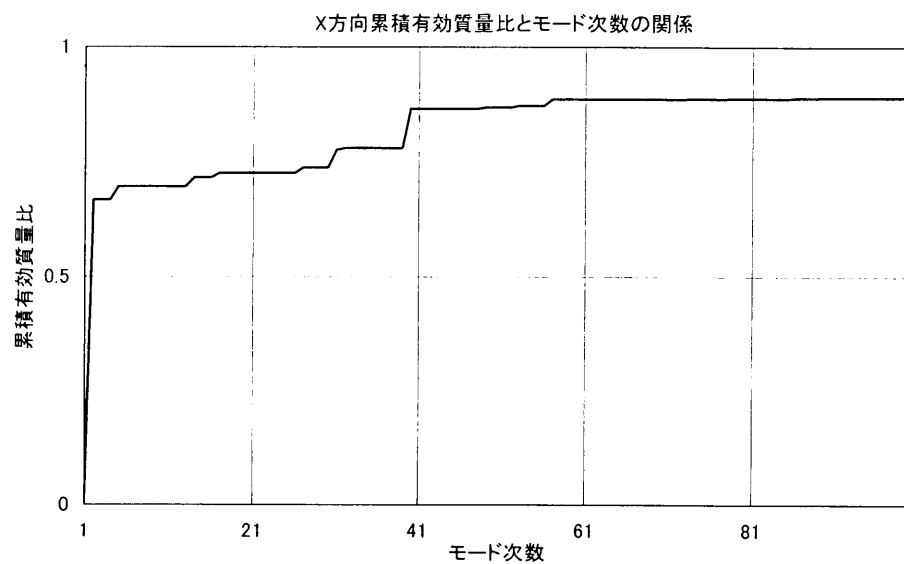


図 7.2.4 各方向の累積有効質量比とモード次数の関係

表 7.2.4 有効質量比の大きな振動モードと固有振動数

モード次数	固有振動数(Hz)	励起方向	有効質量比
1	2.726	Y	0.6667
2	2.726	X	0.6667
4	2.916	Y	0.02919
5	2.916	X	0.02918
13	3.132	Y	0.02002
14	3.132	X	0.02002
30	3.469	Y	0.03816
31	3.469	X	0.03817
40	3.783	X	0.08652
41	3.783	Y	0.08652
42	3.794	Z	0.01525
59	4.165	Z	0.1168
64	4.259	Z	0.04767
71	4.364	Z	0.1504
80	4.479	Z	0.08353
90	4.651	Z	0.04057

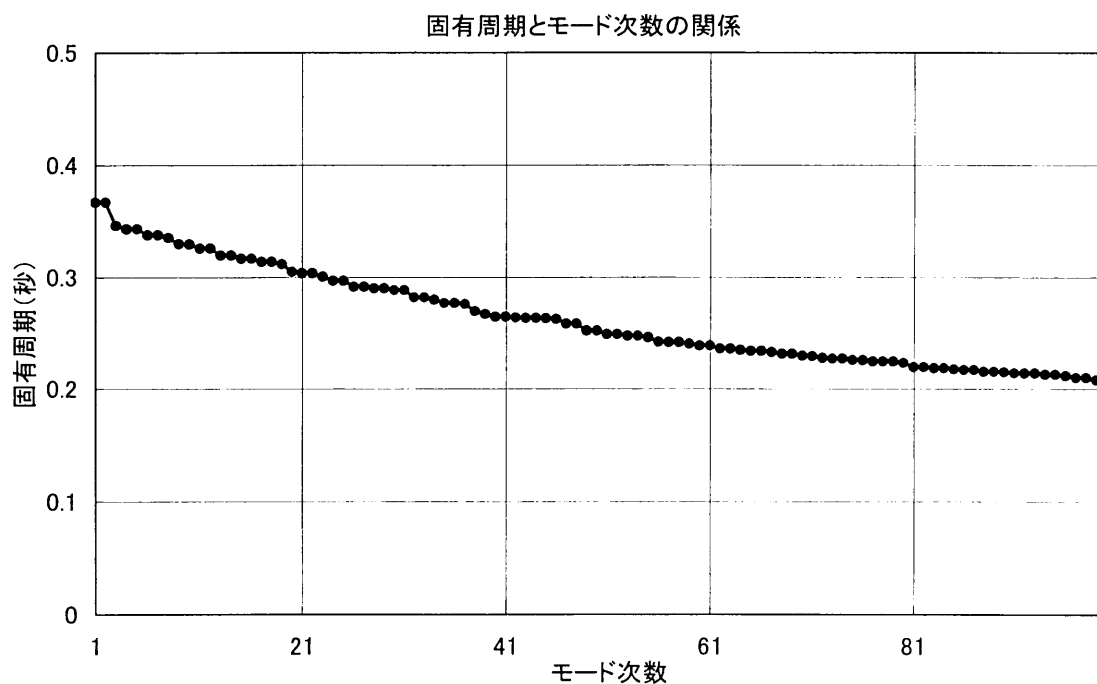


図 7.2.5 固有周期とモード次数の関係

7. 2. 3 通常 TMD を用いたときの周波数応答

最初に通常 TMD 設計法を用いたときの制振効果を，周波数応答解析により確認する。

(1) 通常 TMD の設計

制御モードは有効質量比が特に大きい 1 次モードと 2 次モードとした。TMD の合計質量比はドームの全体構造質量 420,760.5(kg)の 2.0%に相当する 8,415.2(kg)とした。

通常 TMD は 1 次モードの腹である節点 A と 2 次モードの腹の節点 B に合計 2 個設置した (図 7.2.6 参照)。TMD の動作方向は励起方向 (1 次モードに対して Y 方向，2 次モードに対して X 方向) とした。

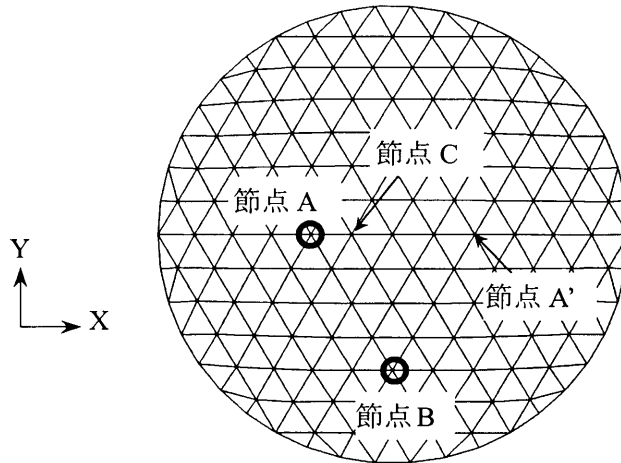


図 7.2.6 通常 TMD 設置位置 (節点 A と節点 B)

通常 TMD の設計パラメーターは，Den Hartog による調和地盤振動下での最適同調比 γ_{opt}

と最適減衰比 ξ_{opt} の計算式⁷⁻⁶⁾ (7.2-1)，(7.2-2)式を用いて求めた。ここで， μ は主振動系の等価質量に対する TMD の質量比である。表 7.2.5 に設計パラメーターをまとめて示す。

$$\gamma_{opt} = \frac{1}{\sqrt{1+\mu}} \quad (7.2-1)$$

$$\xi_{opt} = \sqrt{\frac{3}{8} \frac{\mu}{1+\mu/2}} \quad (7.2-2)$$

表7.2.5 通常TMDの設計パラメーター

制御モード	設置位置	質量 (Kg)	バネ定数 (N/m)	減衰係数 (N-sec/m)
1	節点A	4,207.6	1,200,800	14,679
2	節点B	4,207.6	1,200,600	14,720

(2) 周波数応答解析

荷重は地盤面 X 方向に 1.0G の加速度を与えた。本モデルは有効質量比が比較的大きい振動モードが高次まで分散しているため、周波数応答解析における減衰定数は、高次モードが応答に与える影響を見逃すことがないように各次で 2.0% に設定した。

図 7.2.7 と図 7.2.8 に TMD 無しの場合と通常 TMD を設置した場合における、通常 TMD を設置した 2 次モード腹の節点 A と TMD を設置しない側の 2 次モード腹の節点 A' (図 7.2.6 参照) の周波数応答曲線を示す。ここで縦軸の応答とは節点の変位した大きさを表している。TMD 無しの場合に、表 7.2.4 で示したように有効質量比が大きかった 2 次モードと 5 次モード固有振動数における応答が大きいことが確認できる。節点 A では TMD を設置したにも関わらず TMD 無しするときよりも逆に応答が大きくなっている。節点 A' では良好な制振効果が確認できる。

図 7.2.9 に TMD 無しと通常 TMD を設置した場合における 2 次モード固有振動数での鉛直方向 (Z 方向) の応答変位を同一スケールで比較する。ここでは理解し易いように、鉛直方向の変位で比較した。点線で示した元のドーム形状からの変位量が変位の大きさを表している。TMD を設置した節点 A で応答が極めて大きくなっているが、それ以外の節点では応答が良く抑えられている。

このように各制御モードの腹に 1 個の TMD を設置する通常 TMD は、モデル全体としては一定の制振効果が確認できるものの、応答が極めて大きくなる節点が生じることは問題である。

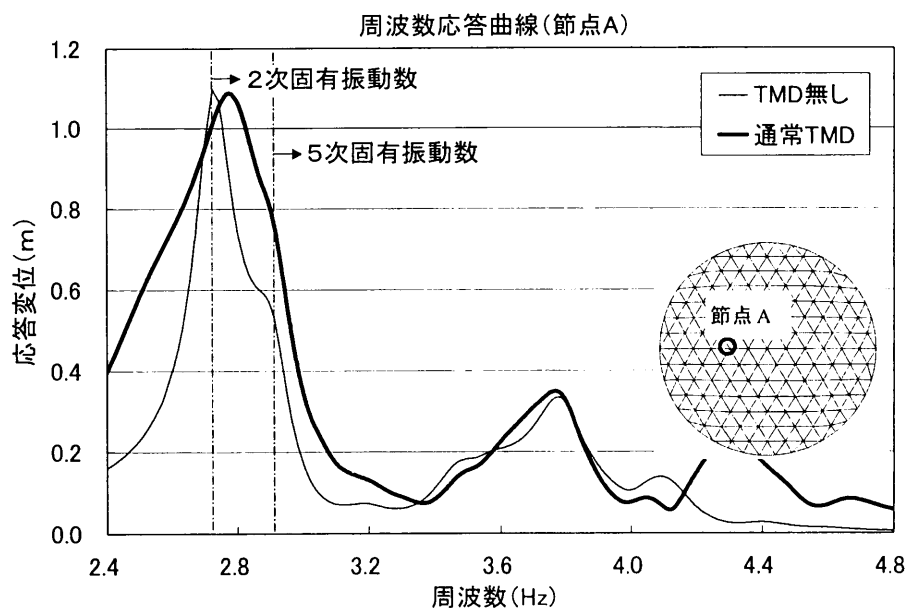


図 7.2.7 通常 TMD を設置した節点 A の周波数応答曲線

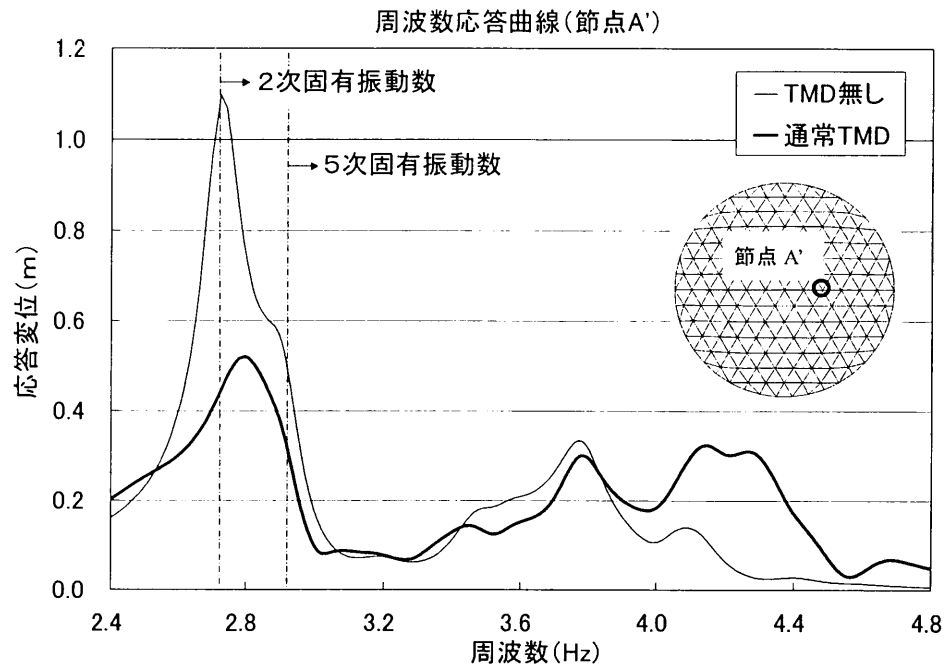


図 7.2.8 通常 TMD を設置した節点 A' の周波数応答曲線

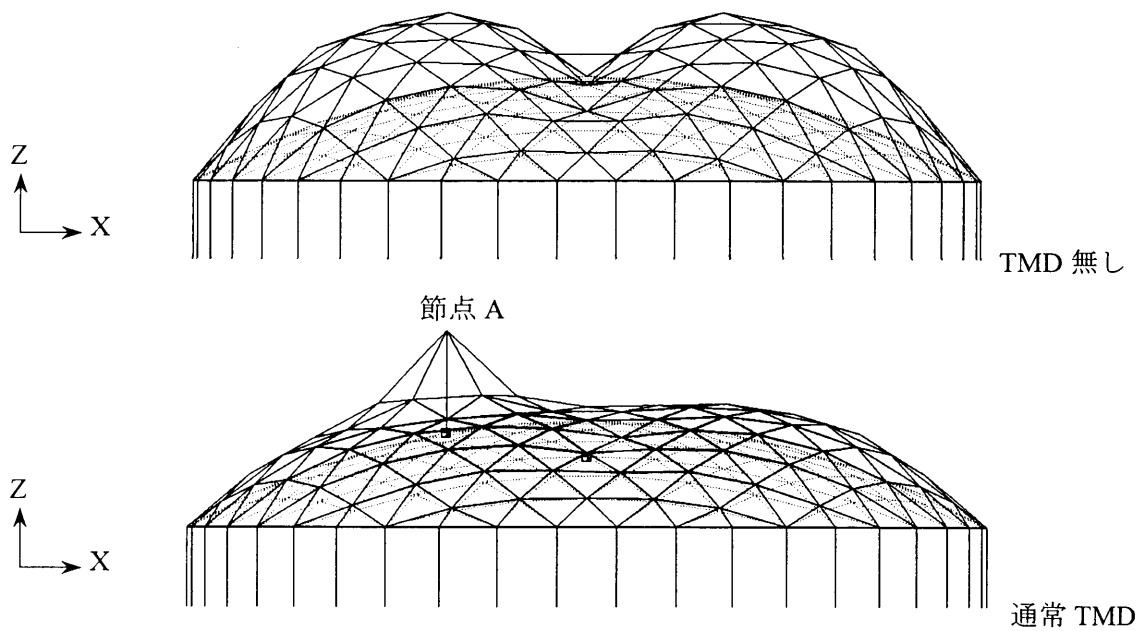


図 7.2.9 2 次モード固有振動数 (2.726Hz) における Z 方向応答変位

7. 2. 4 4個の MTMD を用いたときの周波数応答

7. 2. 3 で述べた通常 TMD の検討でも確認されたように、本モデルのように自由度が高く、柔らかいモデルを対象として、図 7.2.2 に示した 1 次モードと 2 次モードのような全体が滑らかに変位する振動モードを制御するときは、MTMD をこれまでのように単にモードの重ね合わせ最大振幅点の数点のみに設置するだけでは、構造物全体をバランス良く制御することは難しいと思われる。

ここでは、まずこれまで提案した設計法をそのままの形で本モデルに適用した場合の課題を周波数応答解析により確認する。7. 2. 5 では、MTMD 設置後のモード形状の変化を考慮した設計法を新たに提案する。

(1) MTMD の設計

① MTMD 配置

有効質量比が同程度である複数の振動モードの制御をする場合は、MTMD は最大振幅で正規化したモードを単純に重ね合わせた形状の最大振幅点に設置する。しかし、今回は 4 つの振動モードの有効質量比の大きさが、表 7.2.4 に示したように大きく異なるため、(7.2-3) 式で示す有効質量比の大きさで重み付けした重ね合わせを用いた。

$$\{u_{superpose}\} = q_1 \{u_1\} + q_2 \{u_2\} + q_4 \{u_4\} + q_5 \{u_5\} \quad (7.2-3)$$

ここで、 $\{u_i\}$ は最大振幅で正規化した i 次モードベクトルを、 q_i は i 次の有効質量比を示す。図 7.2.10 に有効質量比の大きさを考慮しない場合における重ね合わせの最大振幅点を点線の丸印で、有効質量比の大きさを考慮した場合の重ね合わせの最大振幅点を実線の丸印で示す。考慮した場合は、最大振幅点がドームの外周側に移動している。

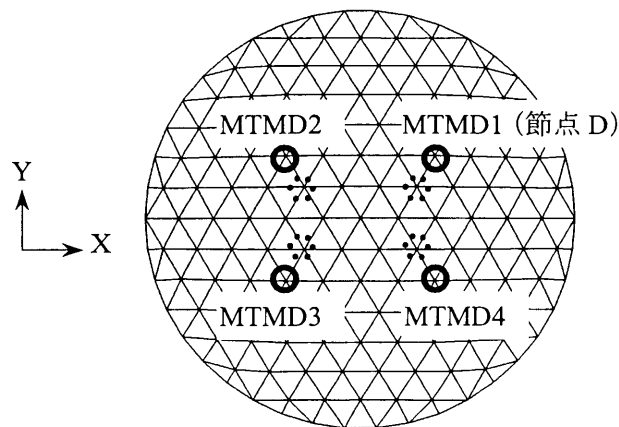


図 7.2.10 MTMD 配置

② MTMD の設計パラメーター

MTMD の動作方向は、設置した節点における法線方向とし、MTMD の合計質量は通常

TMD の場合と同じ全体構造質量の 2.0%とした。MTMD のバンド幅は、制御対象の 4 つのモードの最適バンドを計算し、全体が包含されるように決定した。図 7.2.11 に MTMD バンド幅の周波数軸上での分布を示す。MTMD 設定バンド幅 2.463～3.073Hz は、各モードの最適バンド幅の 1.463～1.560 倍である。表 7.2.6 に 4 個の MTMD の設計パラメーターを示す。

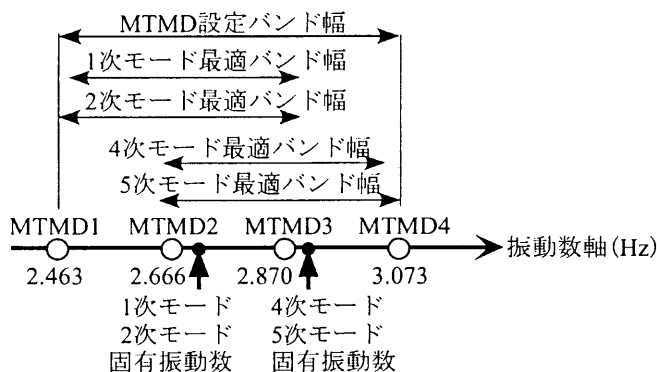


図 7.2.11 MTMD バンド幅の分布

表 7.2.6 MTMD の設計パラメーター

MTMD 番号	固有振動数 (Hz)	質量 (Kg)	バネ定数 (N/m)	減衰係数 (N-sec/m)
1	2.463	2,103.8	503,728	2,639.0
2	2.666	2,103.8	590,413	2,857.0
3	2.870	2,103.8	683,976	3,075.1
4	3.073	2,103.8	784,418	3,293.1

(2) 周波数応答解析

荷重条件と構造物の減衰の設定は、通常 TMD の場合と同じである。

図 7.2.12 に TMD 無しと 4 個の MTMD を設置した場合（4 MTMD）における 2 次モード腹の節点 A（図 7.2.6 参照）と MTMD1 を設置した節点 D（図 7.2.10 参照）の周波数応答曲線を示す。MTMD1 を設置した節点 D に関しては、2 次モードと 5 次モードともに、制振効果が確認できるが、節点 A に関しては明確な制振効果が確認できない。

図 7.2.13 に 2 次モード固有振動数における Z 方向の応答変位の分布を示す。節点 A の近傍で応答が山状に大きくなっている。図 7.2.14 に 4 個の MTMD を設置した状態の 6 次モード（2.737Hz）を示す。図 7.2.13 と同様に節点 A 及び、節点 A と Y 軸に対して対称な位置にある節点 A'（図 7.2.6 参照）近傍の変位が大きい。このように 4 個の MTMD を設置したのみでは、MTMD 設置によるモード形状の変化が大きいために、構造物全体をバランス良く制御することが出来なかった。MTMD を設置した状態での 5 次モード（2.7344Hz）も X、Y の向きが異なる以外は同様な形状である。

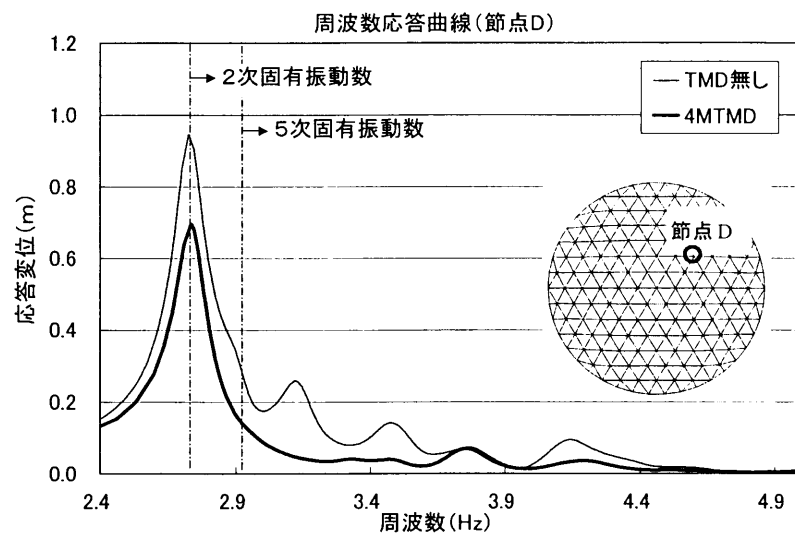
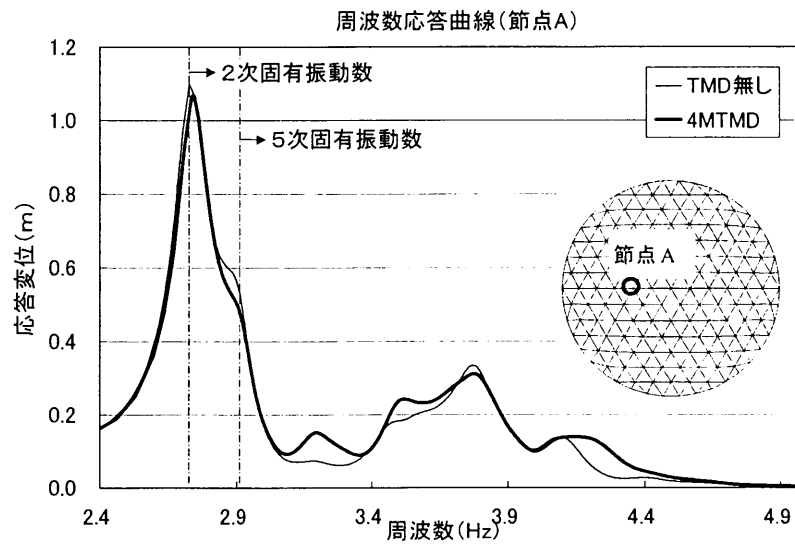


図 7.2.12 節点 A と節点 D における周波数応答曲線

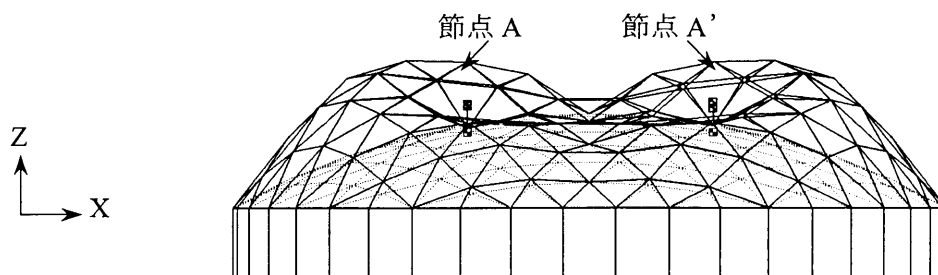


図 7.2.13 2 次モード固有振動数 (2.726Hz) における Z 方向変位分布

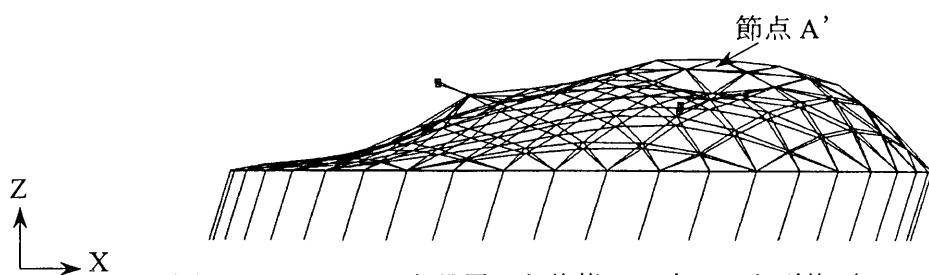


図 7.2.14 MTMD を設置した状態の 6 次モード形状 (2.737Hz)

7. 2. 5 新たな MTMD 空間配置の提案と制振効果の確認

前述したように、4 個の MTMD を設置したのみでは MTMD 設置によるモード形状の変化が大きいために、構造物全体をバランス良く制御することができなかった。

そこで、4 個の MTMD を設置した状態における 5 次モード (2.734Hz) と 6 次モード (図 7.2.14 参照, 2.737Hz) を重ね合わせた最大振幅点の 4 点にも MTMD を設置し、合計 8 個の MTMD を設置する。

(1) MTMD の空間配置及び設計パラメーター

図 7.2.15 に 8 個の MTMD の配置を示す。MTMD の合計質量は 4 個の場合と同じく、全体構造質量の 2.0%である。

表 7.2.7 に MTMD の設計パラメーターを示す。設定バンド幅は 2.414~3.067Hz と 4 個の場合 (図 7.2.11 参照) とほぼ同じである。MTMD の固有振動数間隔は全て同じである。

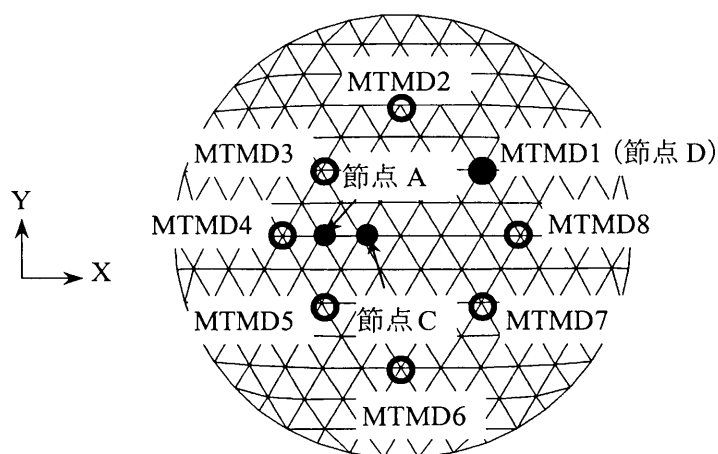


図7.2.15 MTMD配置

表7.2.7 MTMDの設計パラメーター

MTMD 番号	固有振動数 (Hz)	質量 (Kg)	バネ定数 (N/m)	減衰係数 (N-sec/m)
1	2.414	1,051.9	241,989	598.79
2	2.507	1,051.9	261,052	621.93
3	2.601	1,051.9	280,836	645.07
4	2.694	1,051.9	301,344	668.21
5	2.787	1,051.9	322,574	691.34
6	2.880	1,051.9	344,527	714.48
7	2.974	1,051.9	367,202	737.62
8	3.067	1,051.9	390,600	760.76

(2) 周波数応答解析

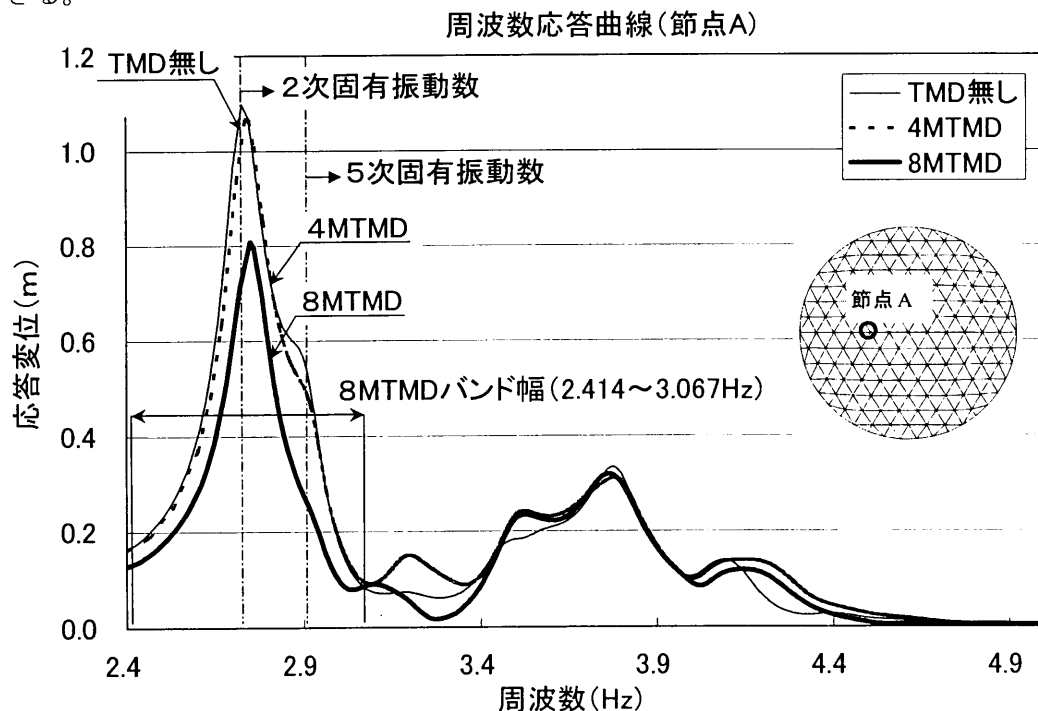
最初に X 方向に 1.0G の加速度を与えたときの周波数応答解析の結果を、次に Y 方向に加力したときの結果を述べる。

①X 方向加力

図 7.2.17 に 2 次モード腹の節点 A と、4 個の制御モードの重ね合わせ最大振幅点であり MTMD1 を設置した節点 D、5 次モード腹の節点 C (図 7.2.15 参照) における周波数応答曲線 (8MTMD) を示す。比較のために 7. 2. 4 で述べた 4 個の MTMD を設置した場合の結果 (4MTMD) も示す。

8MTMD の場合は、節点 A と節点 D とともに、2 次モード固有振動数と 5 次モード固有振動数を含む MTMD 設定バンド幅の内側において安定した制振効果が確認できる。5 次モード腹の節点 C は、2 次モード固有振動数近傍では、大きな制振効果は得られていないが、5 次モード固有振動数近傍では明確な制振効果が確認できる。

節点 D と節点 C において、MTMD 設定バンド幅の近傍にあるが今回の制御対象モードではない 14 次モード (3.132Hz) (図 7.2.18 参照) においても制振効果が得られているのは注目できる。図 7.2.19 に 2 次モード固有振動数における Z 方向の応答変位の分布を示す。図 7.2.13 と比較して、構造物の全体がバランス良く制御されていることが分かる。図 7.2.20 に 5 次モード固有振動数における TMD 無しの場合と、8 個の MTMD を設置した場合における Z 方向の応答変位の分布を示す。両図から 5 次モードに対する MTMD の制振効果が確認できる。



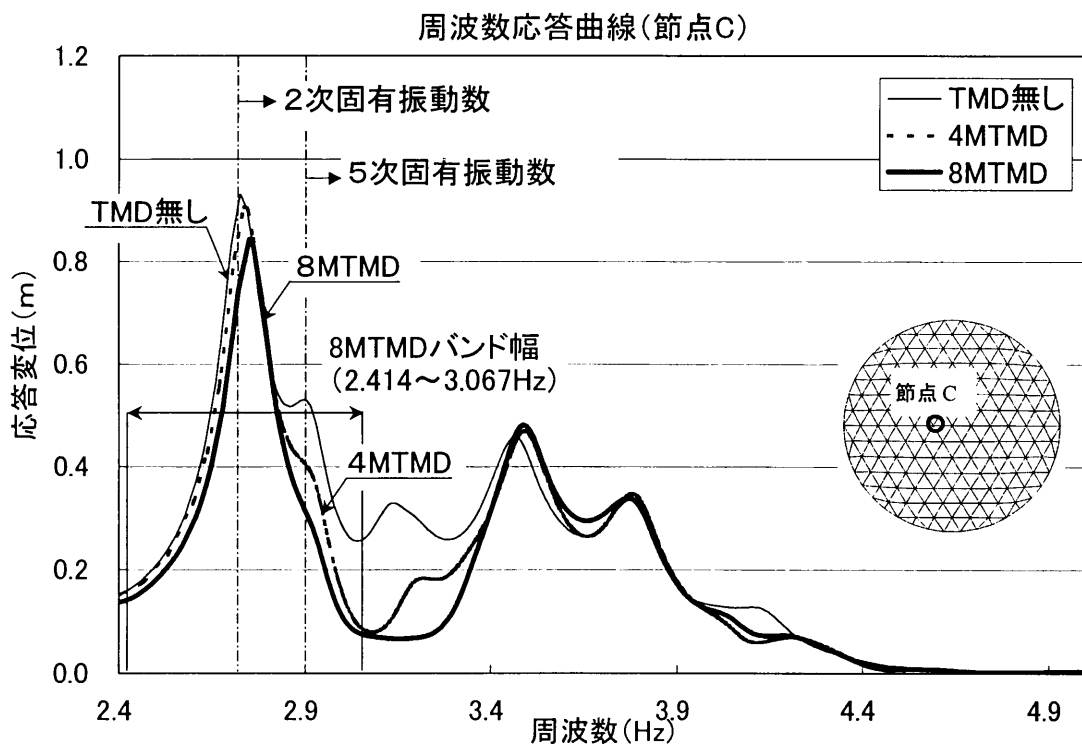
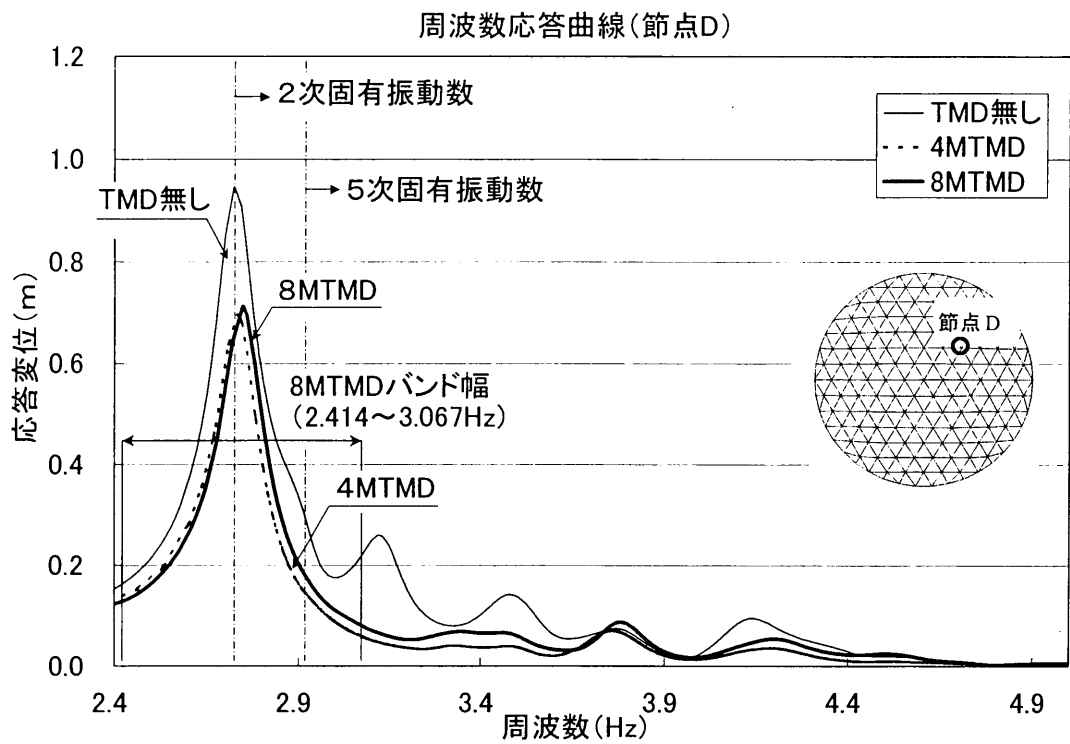


図 7.2.17 節点 A, 節点 D, 節点 C における周波数応答曲線

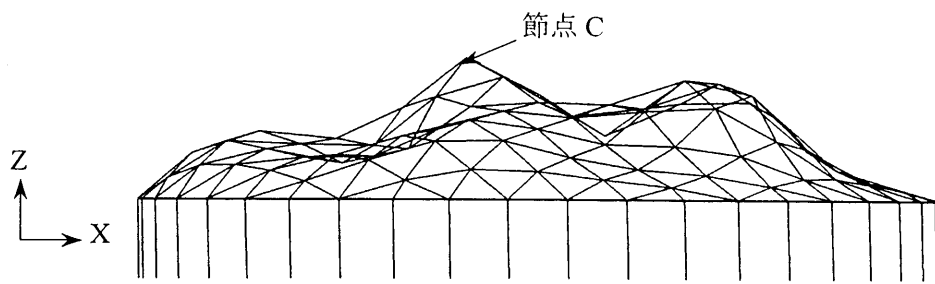


図 7.2.18 14 次モード形状 (3.132Hz)

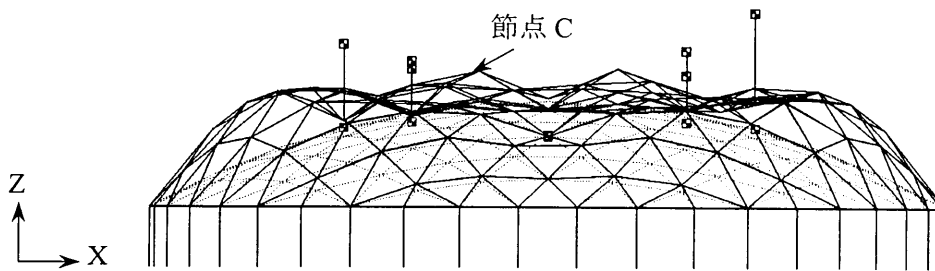


図 7.2.19 2 次モード固有振動数 (2.726Hz) における Z 方向の変位分布

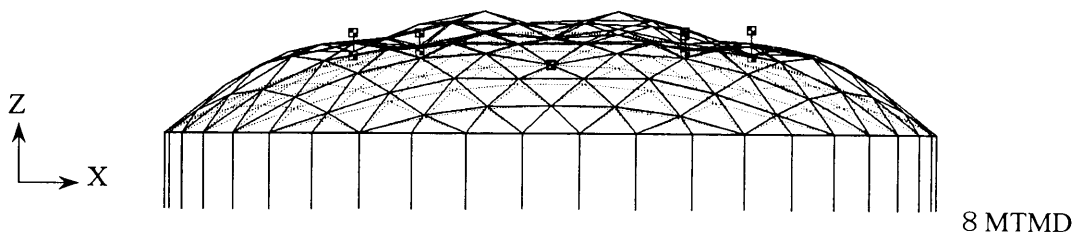
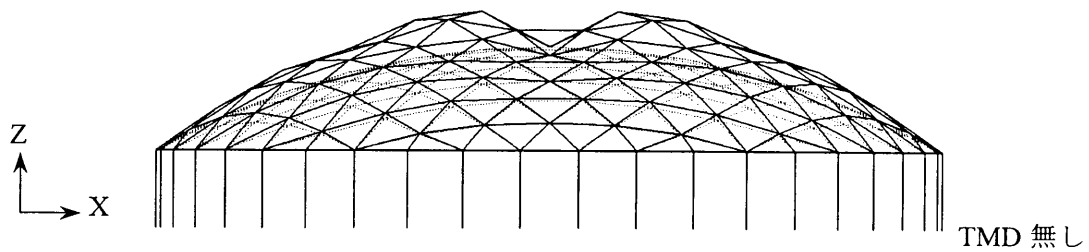


図 7.2.20 5 次モード固有振動数 (2.916Hz) における Z 方向の変位分布

②Y 方向加力

1 次モード腹の節点 E と、MTMD1 を設置した節点 D、4 次モード腹の節点 F における周波数応答曲線を図 7.2.22 に示す。節点の位置は図 7.2.21 に示す。

X 方向加力の場合と同様に、ここで提案した MTMD 配置 (8MTMD) の場合は全ての節点において、MTMD 設定バンド幅内で安定した制振効果が得られているが、4 個の MTMD を設置した場合 (4MTMD) は、節点 E では TMD 無しの場合よりも逆に応答が大きくなっている。

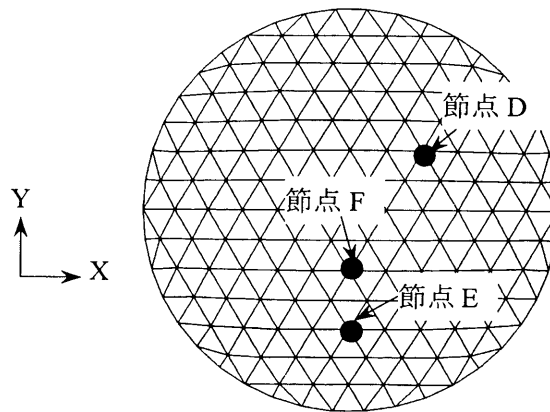


図 7.2.21 節点 D、E 及び節点 F の位置

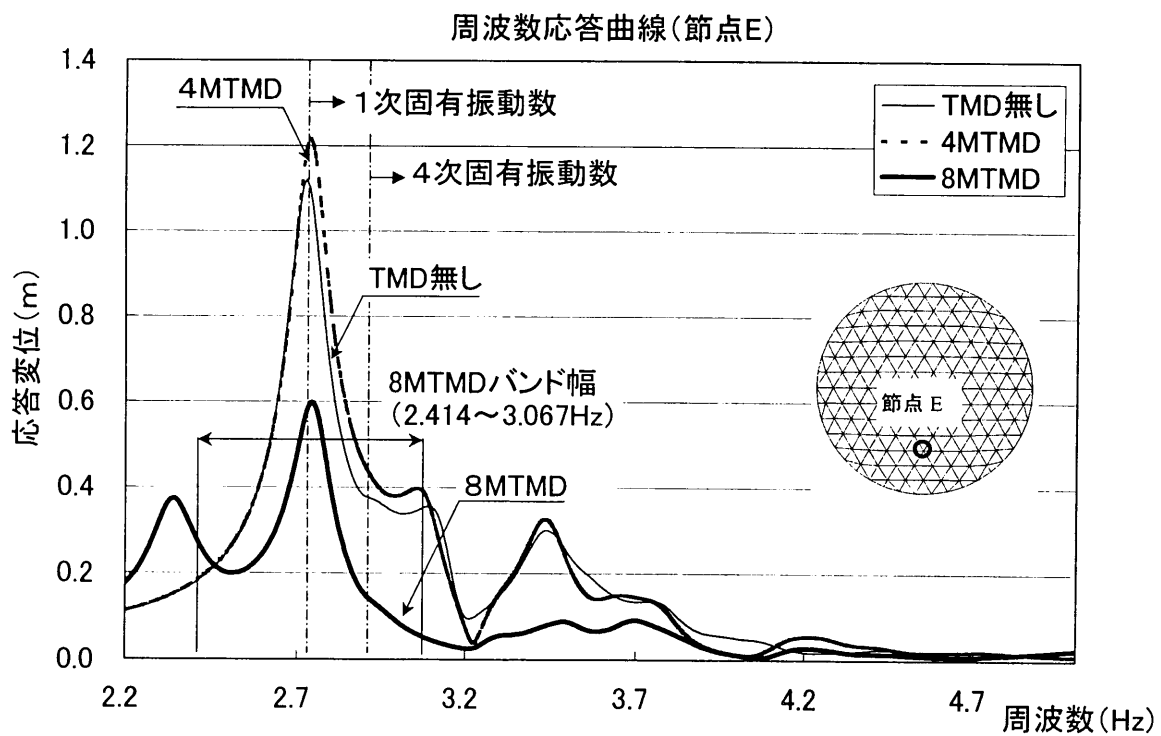


図 7.2.22 節点 D、節点 E、節点 F における周波数応答曲線

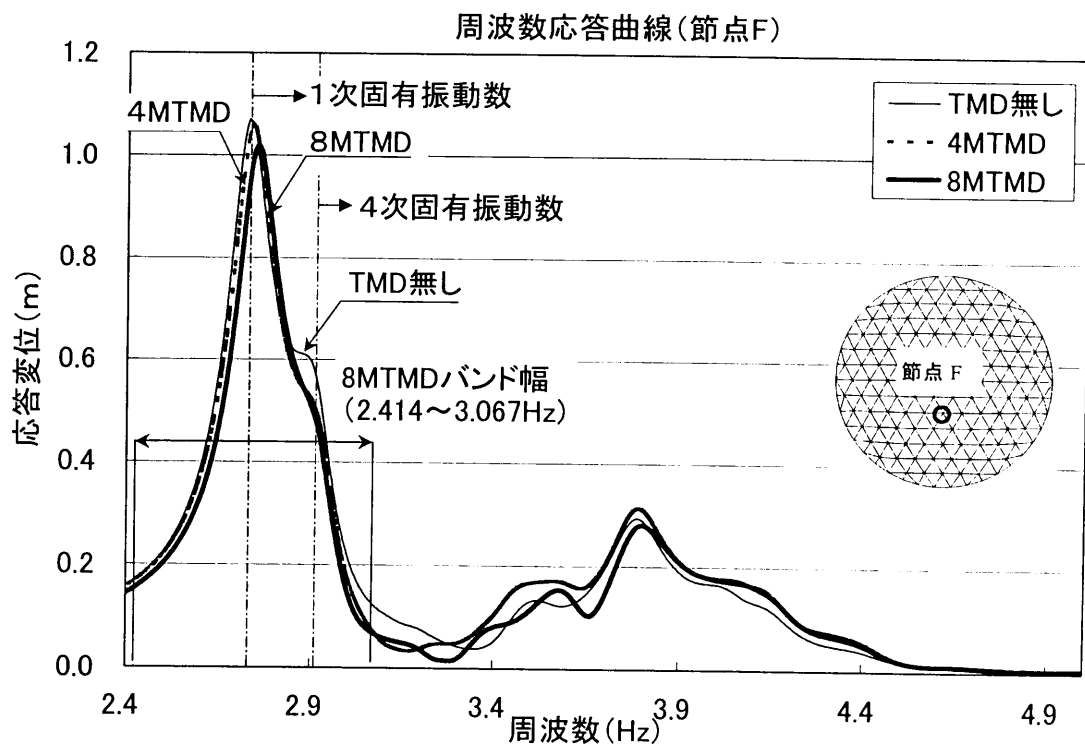
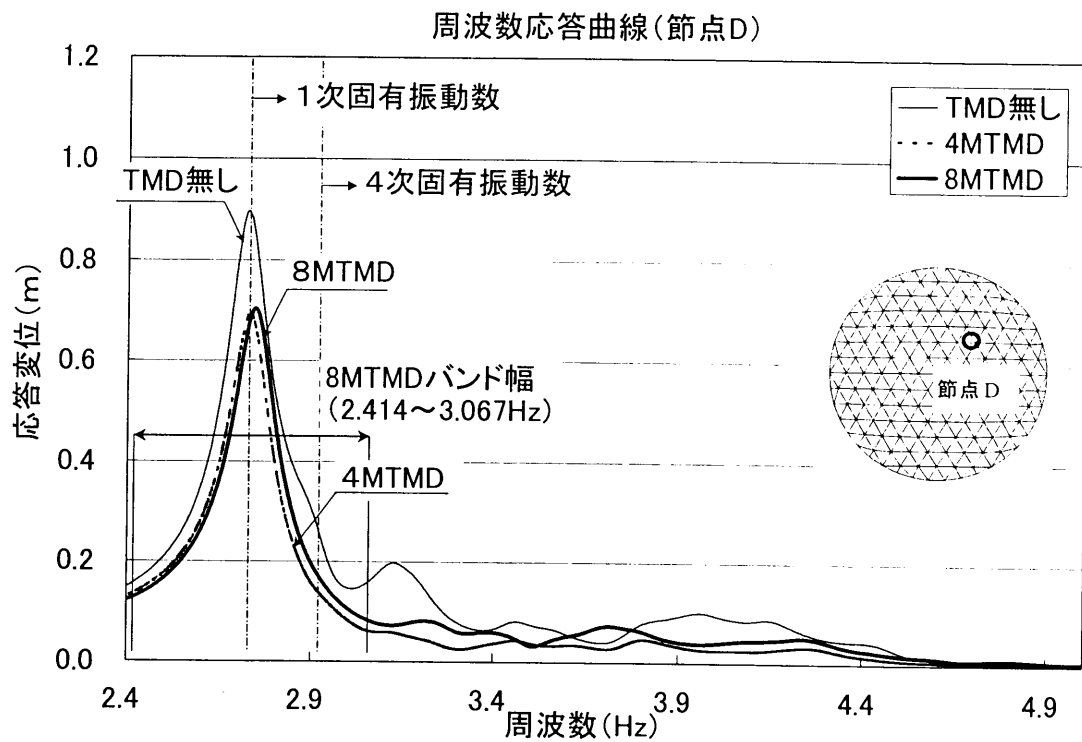


図 7.2.22 節点 D, 節点 E, 節点 F における周波数応答曲線

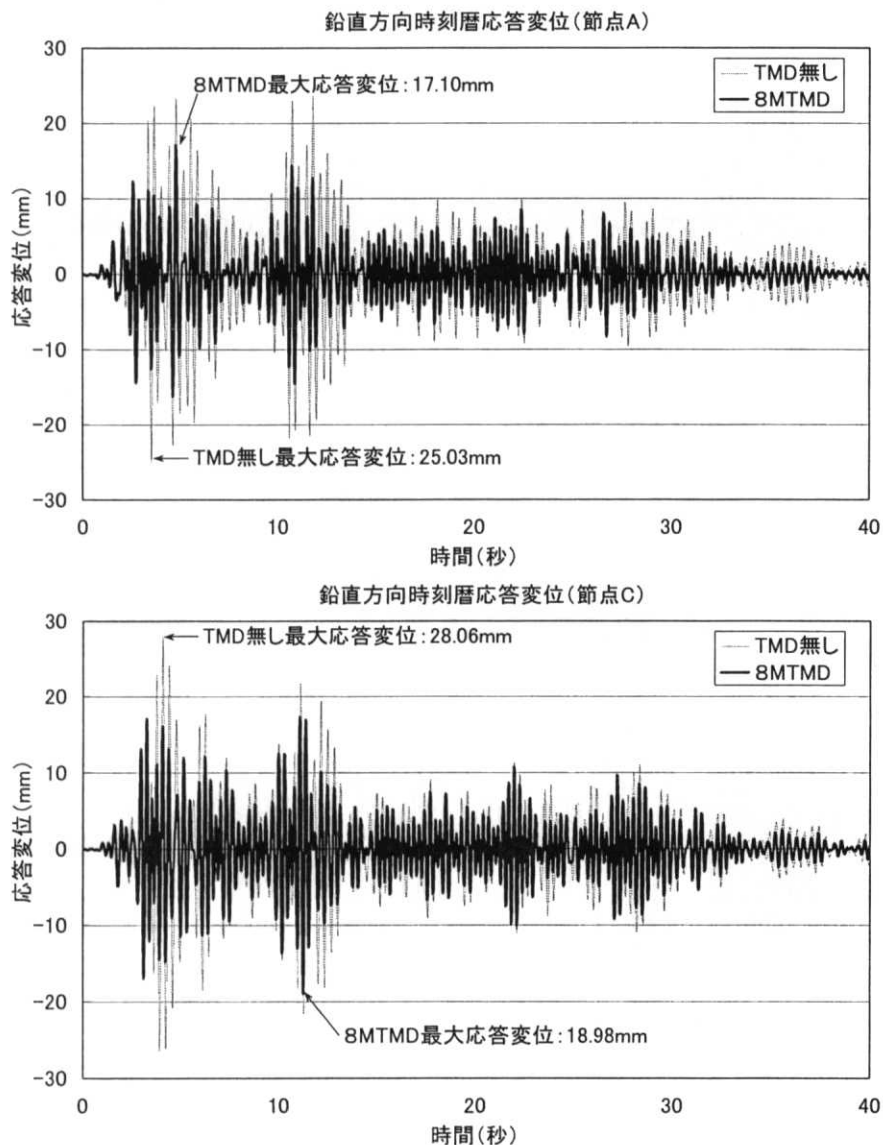
(3) 時刻歴応答解析

観測地震波に対する分散型 MTMD の制振効果を確認するために、エルセントロ 1940NS 波とタフト 1952EW 波を X 方向と Y 方向にそれぞれ入力して時刻歴応答解析を行った。減衰は 1 次モードと 2 次モードの固有振動数で 2.0% とした剛性比例型減衰を用いた。時間刻みは 0.01 秒とし、地震波の継続時間は 40.0 秒とした。制振効果の比較に用いる応答変位は鉛直方向 (Z 方向) の変位を選択した。

応答変位は、X 方向加力するとき、2 次モード腹の節点 A と 5 次モード腹の節点 C、4 個の制御モードの重ね合わせ最大振幅点で MTMD1 を設置した節点 D の応答変位を代表的な変位として選択する (図 7.2.15 参照)。Y 方向加力するとき、1 次モード腹の節点 E と 5 次モード腹の節点 F、節点 D で比較する (図 7.2.21 参照)。図 7.2.23 と図 7.2.24 にエルセントロ 1940NS 波をかけたときの TMD 無しと 8 個の MTMD を設置したときの時刻歴応答変位を、図 7.2.25 と図 7.2.26 にタフト 1952EW 波をかけたときの時刻歴応答変位をそれぞれ示す。

①エルセントロ 1940NS 波

(a) X 方向加力



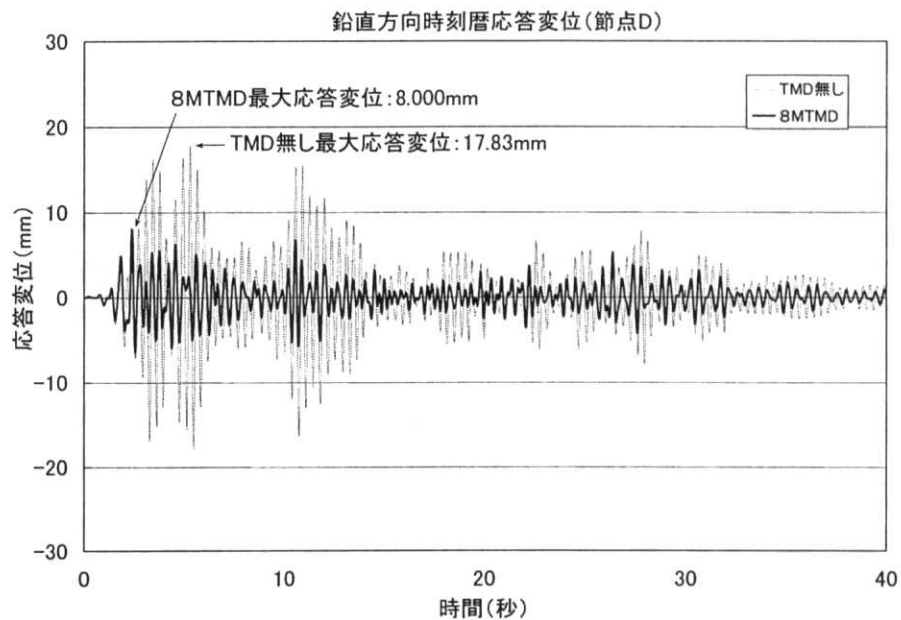
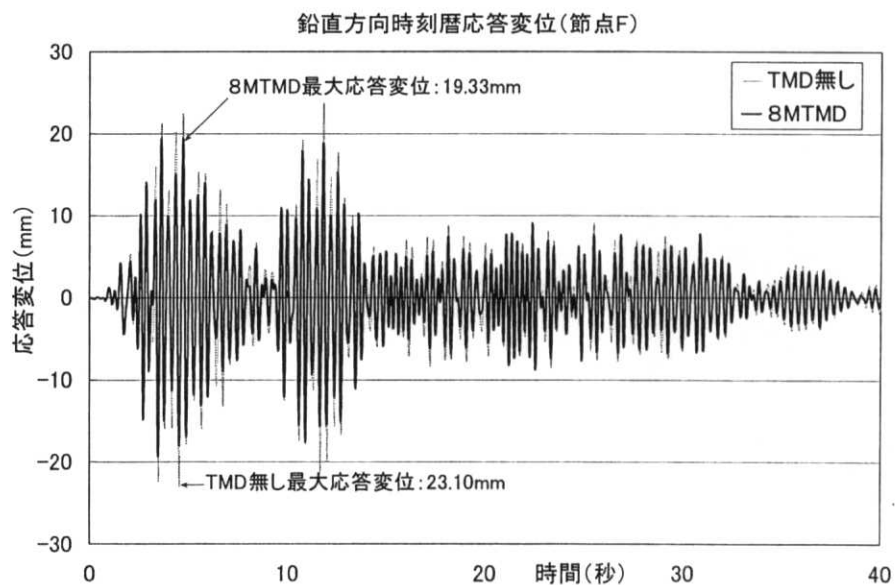
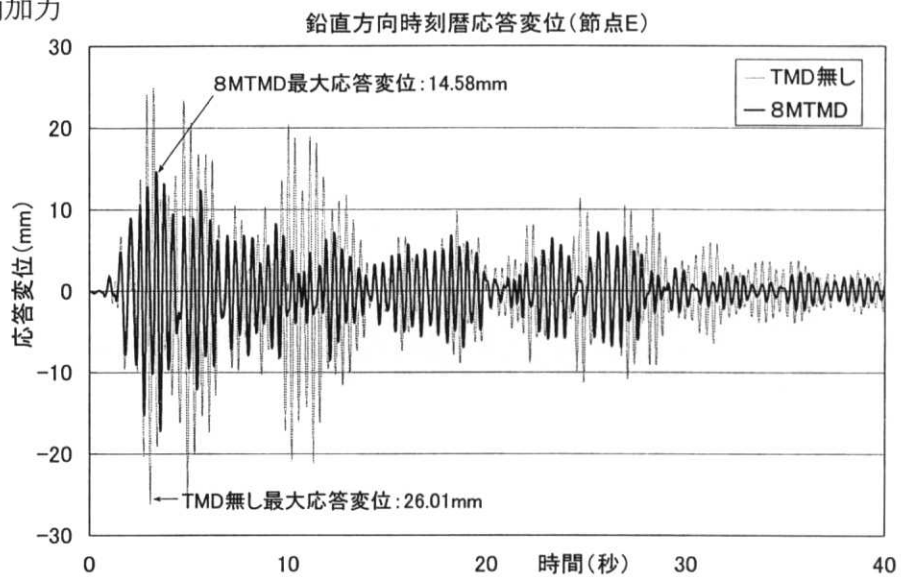


図 7.2.23 エルセントロ NS 波を X 方向に加力したときの鉛直方向時刻歴応答変位

(b) Y 方向加力



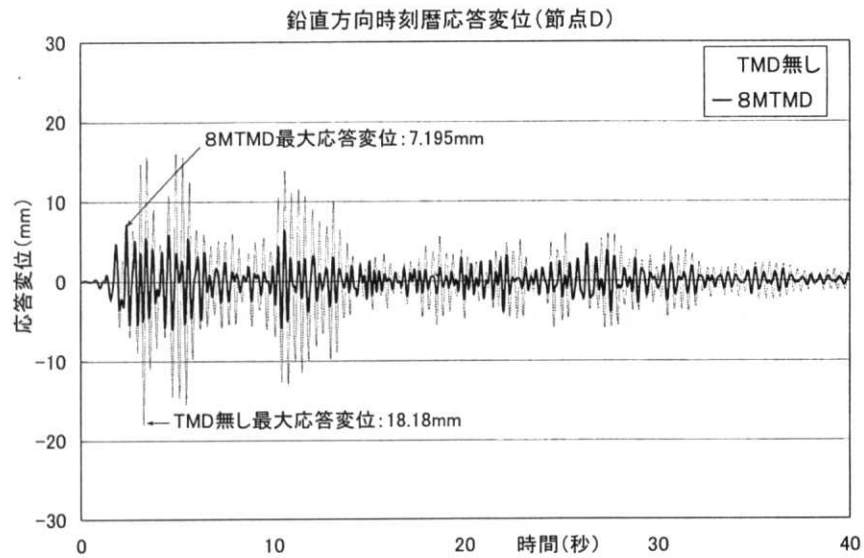
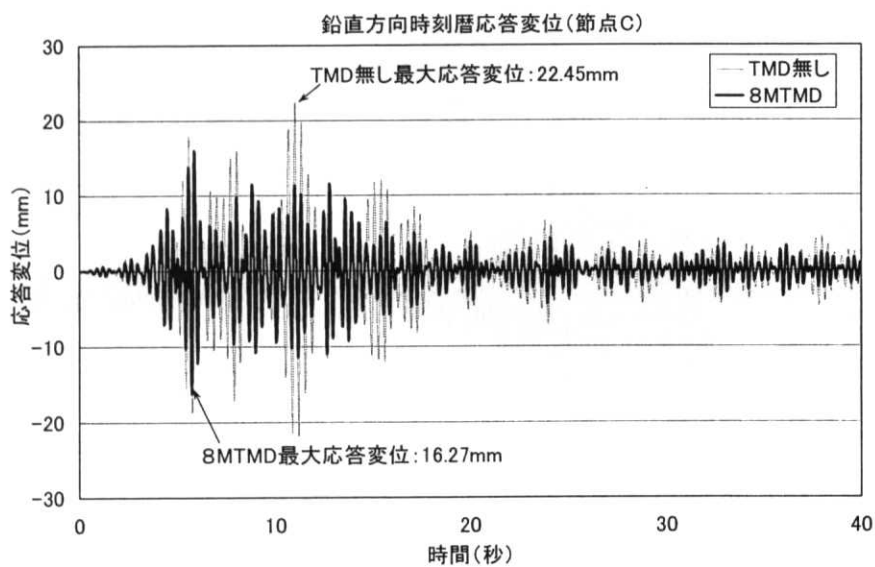
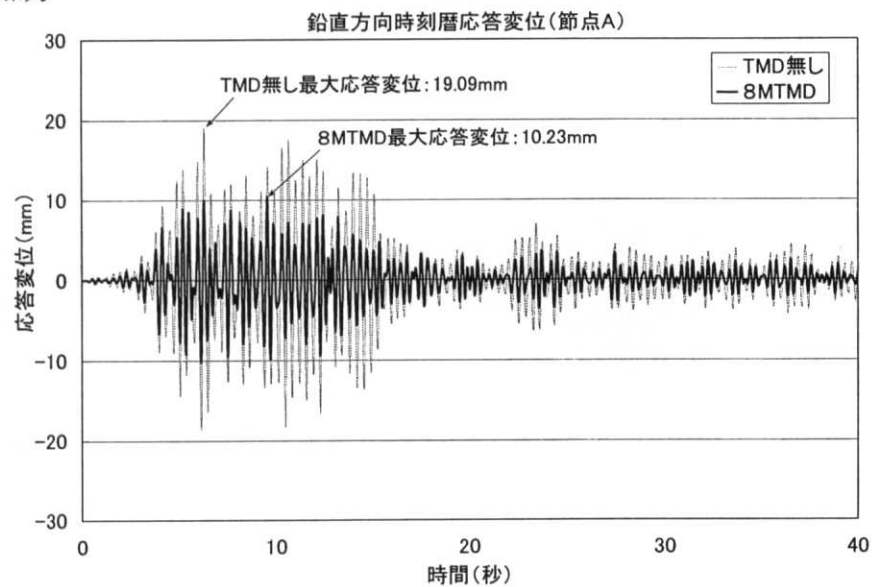


図 7.2.24 エルセントロ NS 波を Y 方向に加力したときの鉛直方向時刻歴応答変位

②タフト 1952EW 波

(a) X 方向加力



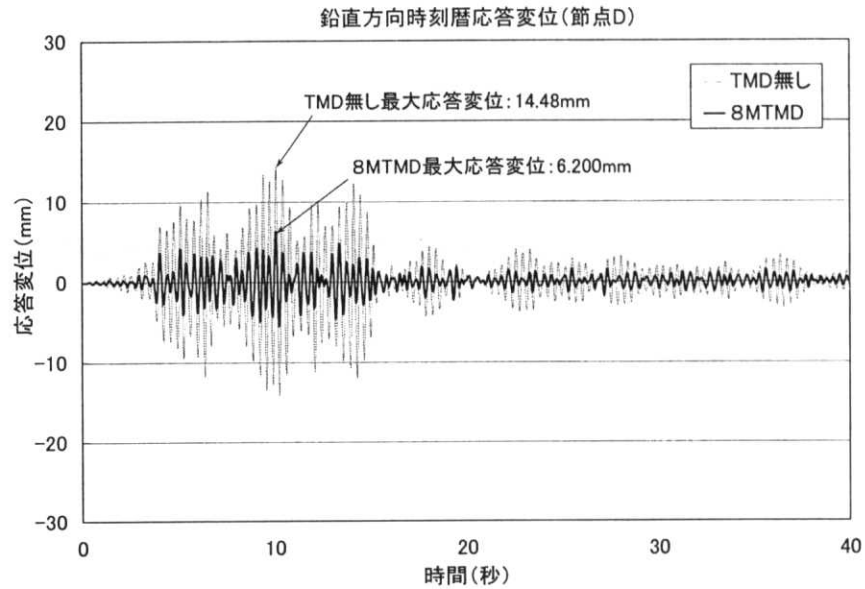
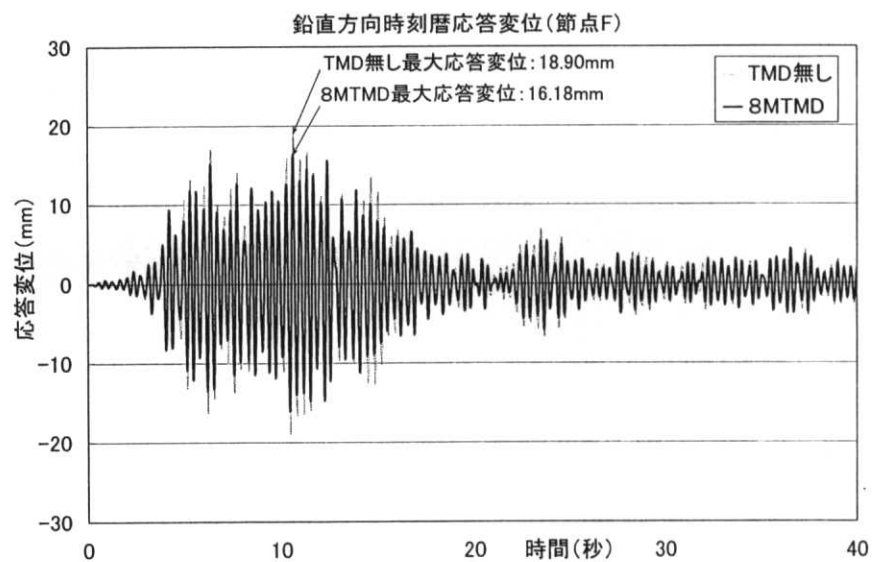
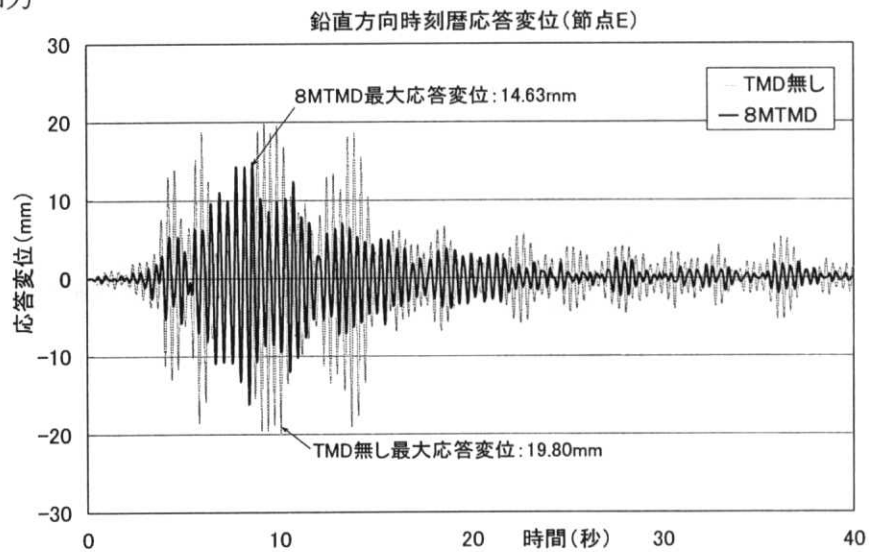


図 7.2.25 タフト EW 波を X 方向に加力したときの鉛直方向時刻歴応答変位

(b) Y 方向加力



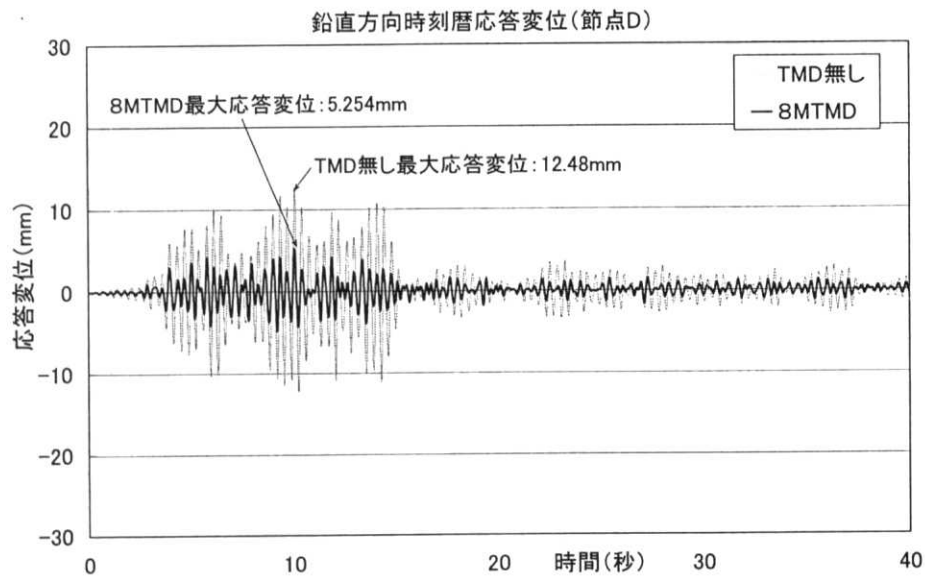


図 7.2.26 タフト EW 波を Y 方向に加力したときの鉛直方向時刻歴応答変位

表 7.2.8 に TMD 無しと 8 個の MTMD を設置した場合における加力時間内の鉛直方向最大応答変位をまとめる。表中に TMD 無しに対する MTMD を設置した場合の最大変位の応答倍率も示す。対象節点または地震波によるバラツキはあるものの、最大で約 4 割，平均で 6 割程度の最大応答低減効果があることが確認された。

表 7.2.8 TMD 無しと 8 個の MTMD を設置したときの鉛直方向最大応答変位の比較

地震波及び加力方向	対象節点	TMD 無し (mm)	8MTMD (mm)	最大変位応答倍率
エルセントロ NS 波 X 方向	節点 A	25.03	17.10	0.6832
	節点 C	28.06	18.98	0.6764
	節点 D	17.83	8.000	0.4487
エルセントロ NS 波 Y 方向	節点 E	26.01	14.58	0.5606
	節点 F	23.10	19.33	0.8368
	節点 D	18.18	7.195	0.3958
タフト EW 波 X 方向	節点 A	19.09	10.23	0.5359
	節点 C	22.45	16.27	0.7247
	節点 D	14.48	6.200	0.4282
タフト EW 波 Y 方向	節点 E	19.80	14.63	0.7389
	節点 F	18.90	16.18	0.8561
	節点 D	5.245	12.48	0.4203

7. 2. 6 本節のまとめ

本節で用いたモデルのように，自由度が高いモデルに対して，全体が滑らかに変位するような振動モードを制御対象とする場合は，TMD または MTMD の設置により振動モードの形状が大きく変化する結果，局所的ではなく構造物の全体的な制振効果を得ることは難しい。

そこで，7. 2. 5 で提案したように，MTMD 設置後の振動モードの形状の変化を考慮した MTMD 配置に関する設計法を採用することにより，構造物全体で合計 247 節点のうち，MTMD をわずか 8 節点のみに設置することにより，構造物全体における良好な制振効果を確認することが出来た。

具体的には，以下の結論を得ることができた。

- (1) 周波数応答解析により，提案した手法が複数振動モードの制御に有効であり，且つ構造物全体をバランス良く制御できることが確認できた。
- (2) 観測地震波を用いた時刻歴応答解析により，分散型 MTMD の最大応答の低減効果が高く，加力時間全体に亘る制振効果にも優れていることが確認できた。

7. 3 本章のまとめ

本章では、代表的な大スパン建築構造モデルである単層円筒ラチスシェルと単層ラチスドームを対象として、周波数応答解析と観測地震波を用いた時刻歴応答解析により、分散型 MTMD の制振効果を解析的に確認した。

両モデルとも、線形固有値解析の結果得られた有効質量比の大きさを基準として、MTMD の制振設計をしている。有効質量比に関して、両モデルで以下に挙げる 2 点の違いがある。

(1) 固有振動数の分布について

単層円筒ラチスシェルは有効質量比の大きいモードの固有振動数がある程度分散しているが、単層ラチスドームは近接している。

(2) 有効質量比の大きさについて

単層円筒ラチスシェルに比較して、単層ラチスドームは有効質量比の大きさの違いが大きい。

そこで、

(1) に関して、6. 5 節で述べた適用範囲の目安を考慮して、単層円筒ラチスシェルは固有振動数の分布から 3 つのグループに分けて制御を行った。単層ラチスドームはグループ分けをせずにまとめて制御した。

(2) に関して、単層ラチスドームは MTMD 配置の決定において、有効質量比の重み付けを行った。

両モデルで共通に得られた結果として、分散型 MTMD は特定の 1 点ではなく、構造物全体をバランス良く制御することに優れていた。また観測地震波に対して、加力時間全体に亘る制振効果、最大応答の低減効果ともに、全体構造質量に対する質量比 2.0～3.0% 程度で、安定し優れた制振効果を得ることができることが確かめられた。

一方、通常 TMD と分散型 MTMD に共通する性状として、7. 1 節で確認されたように、制振効果が明確に現れるまでにはある程度の時間が必要なことから、最大応答値で制振効果を比較したとき、地震波によっては TMD 無しの場合よりも応答が大きくなる場合があることに注意する必要がある。

第 8 章 アーチモデルを用いた 振動台実験

第8章 アーチモデルを用いた振動台実験

本章では、大スパン建築構造モデルを想定した小規模のアーチ模型を用いて行った振動台実験の結果について報告する。振動台実験の方法については、立道による研究⁸⁻¹⁾を主に参考とした。

本研究の主目的は、大スパン建築構造の複数モード制御への MTMD 法の応用であるが、本章では複数モード制御へ応用するための基礎データを得ることを目的とし、大スパン建築構造モデルの単一モード制御時における MTMD 法の調和外力と不規則励振に対する制振性能の実験的検証、実験結果と解析結果の比較、特に複数モード制御に応用するとき重要な特性である構造物の固有振動数変動に対するロバスト性の確認に重点を置いて述べる。

具体的には、最初に調和外力を入力して通常 TMD 及び MTMD の周波数特性を確認し、解析結果との比較を行う。また TMD の設置位置による制振効果の比較も行う。次に2波の帯域白色雑音を用いて、不規則励振に対する MTMD の制振効果を確認する。最後にアーチに錘を付加して固有振動数を変化させ、MTMD の制振効果の変化を調べる。

8. 1 アーチモデルと実験機器

長さ 91.0cm、幅 10.0cm、厚さ 1.6mm の平らな鋼板を弾性的に曲げたものを試験体とした。曲げてアーチ形状となった試験体のスパンは 86.0cm、ライズは 12.4cm である。鋼板の両端は $\phi 10$ の鋼棒で製作したピンで支持し、架台に固定した。アーチ鉄板の重量は約 1.143kg である。試験体の図面及び写真を、図 8.1.1 と写真 8.1.1 に示す。

振動台は、写真 8.1.2 に示す東大生研所有の IMV 社製 1 軸 1 自由度振動台 CVL-500-75 を用いてアーチのスパン方向に加力した。計測は、次章で述べる 1 次モードの腹の位置に鉛直方向にレーザー変位計を設置し、アーチの架台に対する鉛直方向変位を計測した（位置は図 8.1.1 参照）。

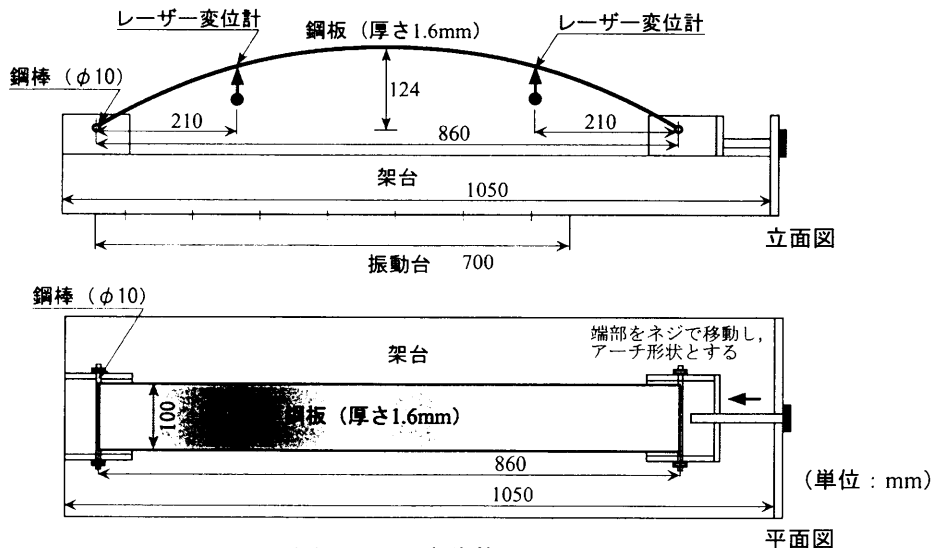


図 8.1.1 試験体図面

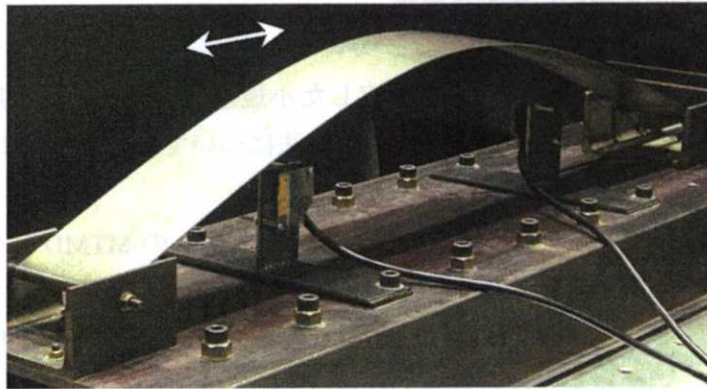


写真 8.1.1 アーチモデル試験体

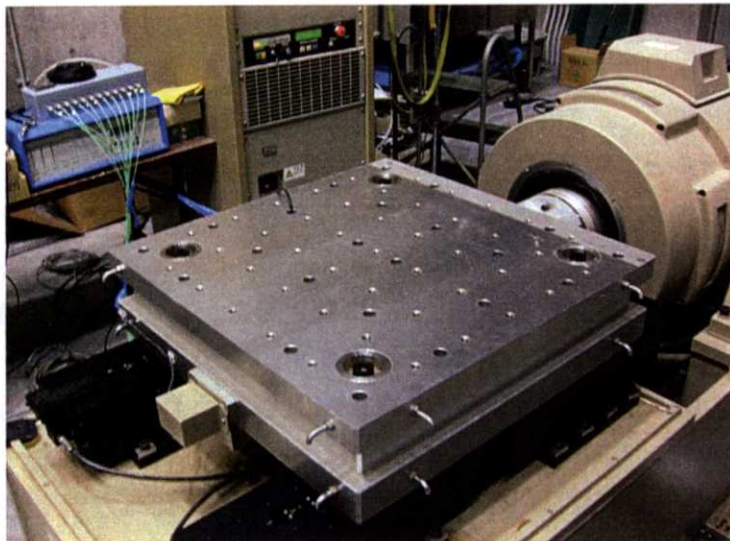


写真 8.1.2 1 自由度振動台

8. 2 アーチ単体の振動性状

最初に線形固有値解析の結果を述べ、次に調和外力を入力した振動台実験の結果を述べる。

(1) 線形固有値解析

アーチ単体の基本的な振動性状を確認するために、線形固有値解析を行った。材料特性は鋼材の材料定数を用い、ヤング係数 2.05×10^{11} N/m²、せん断弾性係数 7.94×10^{10} N/m²、比重 7,850 kg/m³ を用いた。鋼板はシェル要素でモデル化し、境界は両端部をピン支持とした (図 8.2.1 参照)

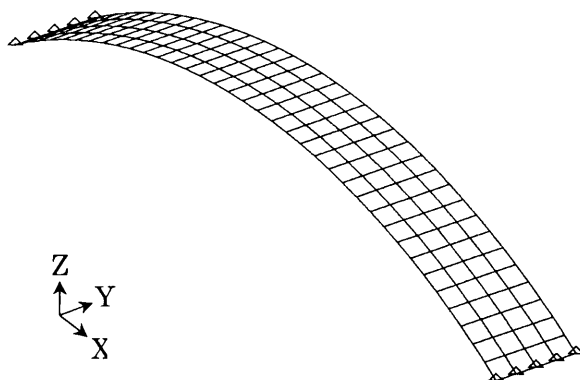


図 8.2.1 解析モデル

3 次モードまでの固有振動数を表 8.2.1 に、XZ 平面で見たモード形状を図 8.2.2 に示す。1 次と 3 次モードが X 方向加力で励起する逆対称モードで、2 次モードが Z 方向加力で励起する対称モードである。既に述べたように、本研究の目的は固有振動数の近接した複数モードの制御であるが、本モデルは表 8.2.1 に示すように 1 次と 3 次モードの固有振動数間隔が広い。そこで本論文では、大スパン構造に共通する基本的なモード形状である 1 次モードのみを制御モードとして選択した。1 次モードの腹の位置は端部から 21.0cm である。

表 8.2.1 固有振動数

モード次数	固有振動数 (Hz)
1 次モード	17.03
2 次モード	38.31
3 次モード	72.38

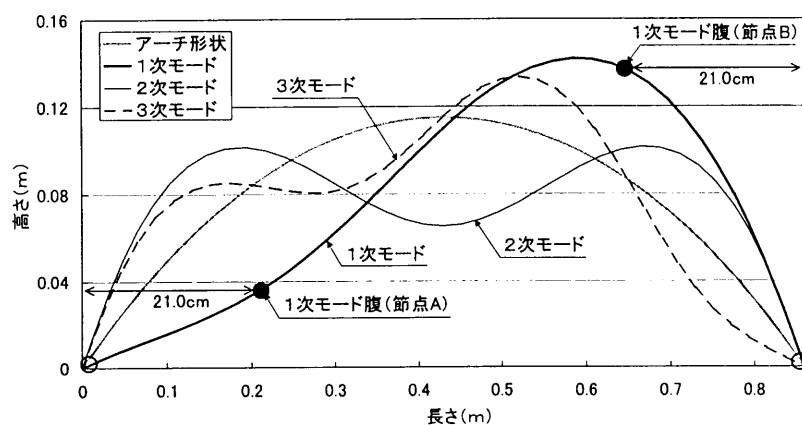


図 8.2.2 モード形状

(2) 振動台実験

振動台実験に先立ち、アーチ単体の固有振動数を測定するために、1次モードの腹に強制変位を与えて自由振動実験を行いフーリエスペクトルを求めた。その結果、17.10Hz 付近で応答が卓越し、表 8.2.1 に示した解析結果とほぼ等しいことが分かった。次に、1次モードの固有振動数 17.10Hz 近傍の 10.0～24.0Hz において 0.5Hz 間隔で、0.5G の正弦波を振動台に入力した。応答変位は定常状態における値を計測した。図 8.2.3 に実験結果と、比較のための解析結果を示す。解析における減衰比は、実験で得られた周波数応答曲線からハーフパワー法⁸⁻²⁾を用いて求めた値 2.713%を用いた。解析結果と実験結果は非常に良い一致を示している。以降の解析でアーチの減衰比は 2.713%を用いた。

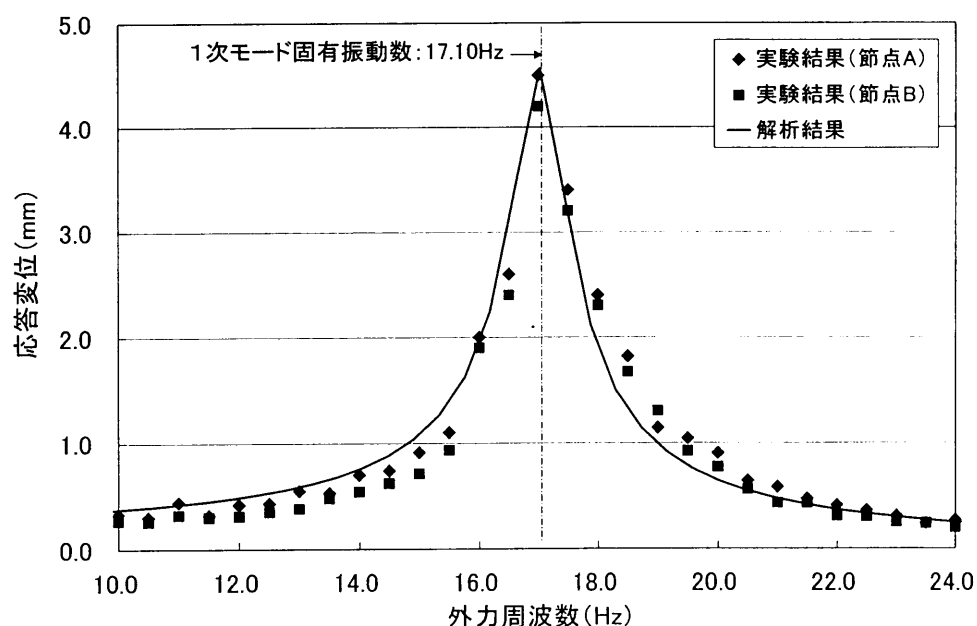


図 8.2.3 アーチ単体の周波数応答

8. 3 通常 TMD と分散型 MTMD の設計

本節では、まず通常 TMD と分散型 MTMD の設計パラメーターの設定について述べ、次に簡易模型の製作について述べる。

(1) 設計パラメーターの設定

通常 TMD 及び MTMD の合計質量は、アーチ全体の構造質量の 5.249% に相当する 60.0g とした。制振振動数は、実験で得られた 1 次モード固有振動数である 17.10Hz を用いた。

①通常 TMD

通常 TMD は、1 次モードの腹に 1 個の TMD を設置する。設計パラメーターは、Den Hartog による調和地盤振動下での最適同調比 γ_{opt} と最適減衰比 ξ_{opt} の計算式⁸⁻³⁾である(8.3-1)、(8.3-2)式を用いて求めた。ここで、 μ は主振動系の等価質量に対する TMD の質量比である。

$$\gamma_{opt} = \frac{1}{\sqrt{1 + \mu}} \quad (8.3-1)$$

$$\xi_{opt} = \sqrt{\frac{3}{8} \frac{\mu}{1 + \mu/2}} \quad (8.3-2)$$

通常 TMD と MTMD の等価質量の計算においては、図 8.2.1 の有限要素分割を基にして、文献⁸⁻⁴⁾で述べられた多自由度系における等価質量同定法である固有ベクトル法を用いて求めた。本モデルの 1 次モード腹における等価質量の値は 0.5820kg である。上式を用いて求めた TMD の固有振動数は 16.28Hz、最適減衰比は 19.17% である。TMD 1 個の質量は 30.0g、バネ定数は 314.0N/m、減衰係数は 1.177 N・sec/m である。

②分散型 MTMD

本論文では、外力として、地震動のように幅広い周波数成分を含むものを想定しているため、MTMD のバンド幅は、より広い周波数領域に亘って平均的な応答が得られるように 3. 3. 5 で述べたように最適バンド幅 (14.22～18.21Hz) を 1.5 倍に拡大した値を用いた。

MTMD の個数は 4 個とし、2 個の腹に 2 個ずつ分散させて設置した。表 8.3.1 に 4 個の MTMD の設計パラメーターを示す。4 個の MTMD の質量と減衰比は、それぞれ 15.0g と 6.796% で共通である。MTMD の減衰比は通常 TMD の約 35% と小さい。

表 8.3.1 MTMD の設計パラメーター

MTMD番号	固有振動数 (Hz)	バネ定数 (N/m)	減衰係数 (N・sec/m)
MTMD1	13.27	104.3	0.1700
MTMD2	15.28	138.2	0.1957
MTMD3	17.28	176.9	0.2214
MTMD4	19.29	220.4	0.2472

(2) 簡易模型の製作

通常 TMD 及び MTMD は、錘、板バネで構成する。今回の試験では、簡易模型のため特にダンパーは設けず、板バネの材料減衰のみとした。提案手法では MTMD は法線方向に作動することとしているため、模型においても作動に方向性を持たせるため、板バネを用いた。図 8.3.1 に示すように、アーチの両側に板バネを張り出し、板バネの先端に錘を設置する。アーチと接触する部分の板バネには接着剤を用いて磁石が固定され、磁石を介して板バネとアーチ鉄板が接合される。

通常 TMD は 1 次モードの 1 つの腹 (図 8.3.2 の節点 A) に設置し、MTMD は 2 個の腹 (図 8.3.2 の節点 A と節点 B) に分散させて設置した。通常 TMD はアーチ両側の錘の固有振動数が同じだが、MTMD は 4 個の MTMD の固有振動数が全て異なるため、アーチ両側に張り出した板バネの長さは全て異なる。

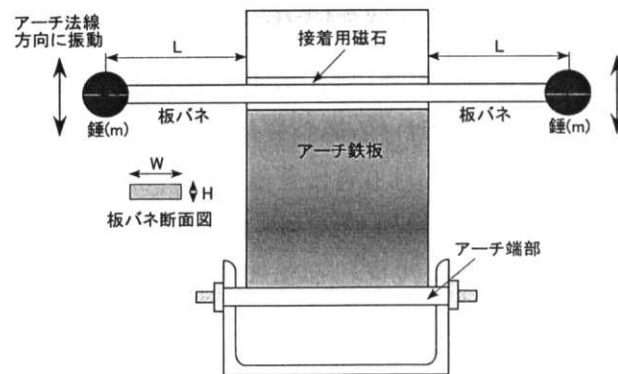


図 8.3.1 TMD 取り付け立面図

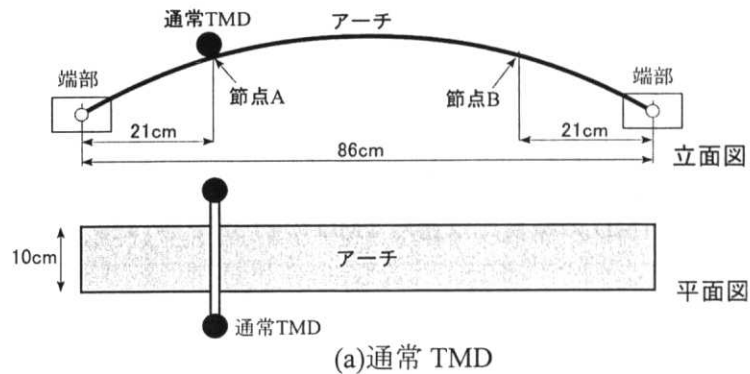


図 8.3.2 通常 TMD と分散型 MTMD の配置

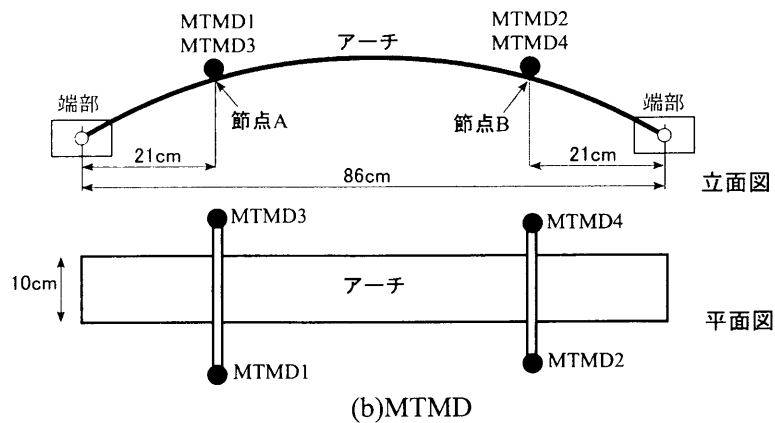


図 8.3.2 通常 TMD と分散型 MTMD の配置

板バネのバネ定数の計算には以下の式を用いた。

$$k = \frac{EWH^3}{4L^3} \quad (8.3-1)$$

ここで、 E は板バネのヤング係数、 W , H , L は、それぞれ板バネの幅、厚さ、長さである。材質はリン青銅を使用し、ヤング係数 $E=98,000\text{N/mm}^2$ を用いた。試験体に用いた 1 個あたりの通常 TMD と MTMD の構成を表 8.3.2 と表 8.3.3 に示す。

表 8.3.2 通常 TMD の構成

錘	質量 m / 1 個	30.0g
板バネ	長さ L	5.3cm
	幅 W	1.5cm
	高さ H	0.5mm

表 8.3.3 MTMD の構成

錘	質量 m / 1 個	15.0g	
板バネ	長さ L	MTMD1	7.6cm
		MTMD2	6.9cm
		MTMD3	6.4cm
		MTMD4	5.9cm
	幅 W	1.5cm	
	高さ H	0.5mm	

8. 4 通常 TMD と分散型 MTMD の周波数応答特性

前節で述べた通常 TMD 及び MTMD をアーチに設置して、アーチ単体のときと同様に、10.0～24.0Hz まで 0.5Hz 間隔で、0.5G の正弦波を入力した。

8. 4. 1 通常 TMD の実験結果

(1) 周波数応答

通常 TMD の設置状況を写真 8.4.1 に示す。設計時における TMD の固有振動数は 16.28Hz であるが、約 5mm の強制変位を与えて得られた自由振動曲線から求めた模型の固有振動数は 15.53Hz と 16.60Hz であった。模型の減衰比は 2.926% であり、前章で求めた設計値 15.26% と比較して小さい。実験と比較した解析において、TMD 模型の板バネの固有振動数と等しくなるように板バネの長さを調整した。また板バネとアーチに接着するために用いた磁石の質量は、実測値をアーチへの付加質量として与え、数値解析に反映させた。TMD の減衰は部材減衰として考慮した。図 8.4.1 に実験結果と解析結果の比較を示す。応答の大きさには多少の違いがあるが、実験で応答のピークが生じるのは 14.0Hz と 19.0Hz であり、解析で応答のピークが生じるのは 13.88Hz と 19.03Hz と、全体の傾向は良く一致している。図中に点線で設計値を用いて解析したときの応答曲線を設計値解析結果として示す。模型よりも減衰比が大きいため、1 次モード固有振動数における応答は実験結果よりも大きいものの、全体的に凹凸の少ないなだらかな曲線となっている。

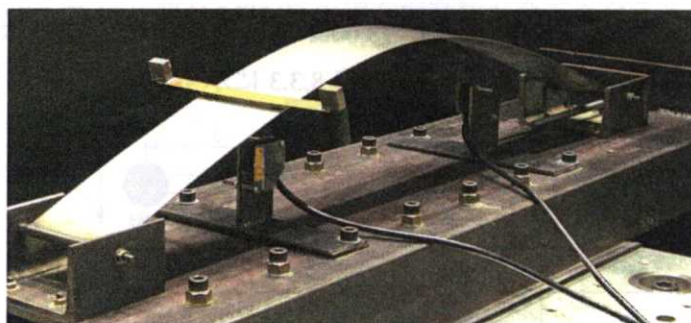


写真 8.4.1 通常 TMD 設置状況

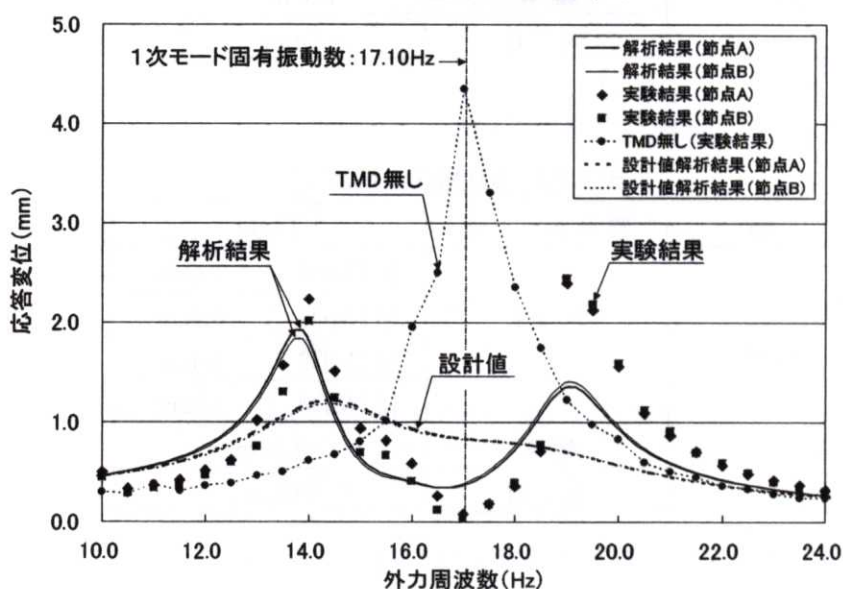


図 8.4.1 通常 TMD の周波数応答

(2) TMD 設置位置における応答の比較

先述した実験では、TMD は最もアーチの応答が大きいモードの腹に置いたが、ここでは TMD 設置位置における応答の違いを調べるために、設置位置を変えて実験を行った。設置位置はアーチ端部から 7,14,21,28,35,43cm の点とした。43cm の点がスパン中央である。図 8.4.2 に端部からの距離を横軸とし、縦軸に応答変位を取った TMD の設置位置による応答変位の変化の様子を示す。スパン中央に TMD を設置した場合は、モードの節であり、且つ TMD の作動方向が加力方向と垂直であるため TMD による制振効果は見られない。それ以外の点においては、腹に設置した場合に応答が最も小さく制振効果が高いものの、応答の大きさにそれほどの違いは見られなかった。

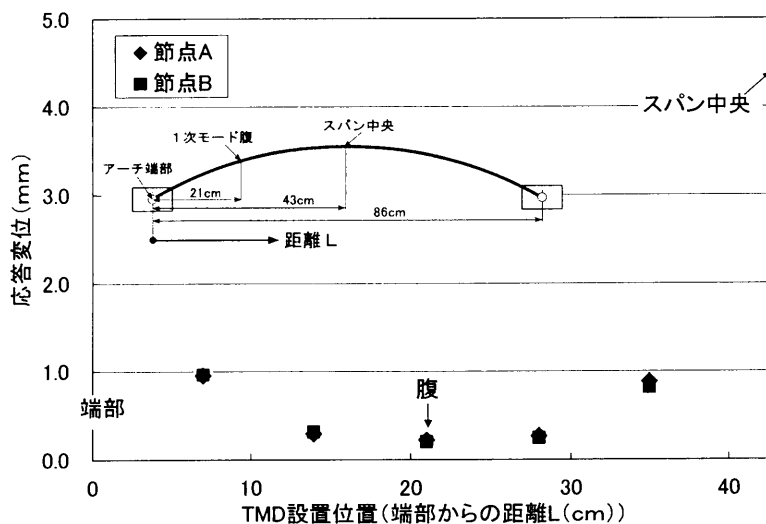


図 8.4.2 TMD 設置位置における応答の変化

8. 4. 2 分散型 MTMD の実験結果

(1) MTMD 模型の改良

MTMD 模型をアーチの腹に取り付け、0.5G の正弦波を入力した。16.0Hz の正弦波を加振したとき、モード腹の節点の応答が約 4mm と非常に大きくなった。原因は写真 8.4.2 に示すように、アーチ両側に取り付けた固有振動数の異なる 4 個の MTMD がそれぞれ逆位相で振動することにより、捩れ振動が生じ、両端のピン支持部におけるガタなどが原因となり、安定して振動しないためであった。図 8.4.3 に解析で得られた 4 次モードのモード形状（固有振動数：16.15Hz）を示す。解析結果からも 4 個の MTMD が逆位相で振動し、捩れ振動が生じていることが分かる。

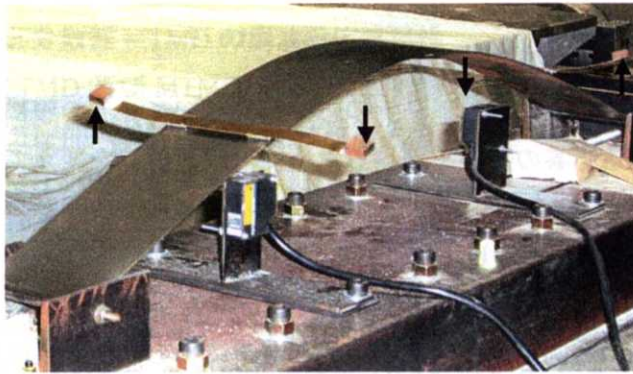


写真 8.4.2 16.0Hz 加振時の MTMD 振動状況

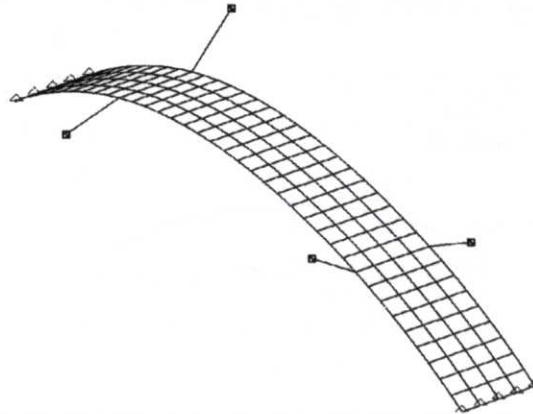


図 8.4.3 MTMD を設置した 4 次モード (16.15Hz)

そこで MTMD 模型の改良を行った。具体的には MTMD の固有振動数を変えることなく，MTMD の慣性モーメントが小さくなるように，板バネの厚さを薄くすることによって，板バネ全体の長さを短くした。

改良後の MTMD 模型の構成を表 8.4.1 に示す。さらにアーチ両側での板バネの長さの違いを小さくするため，図 8.4.4 に示す MTMD 配置とした。改良後，振れ振動の影響は改善された。

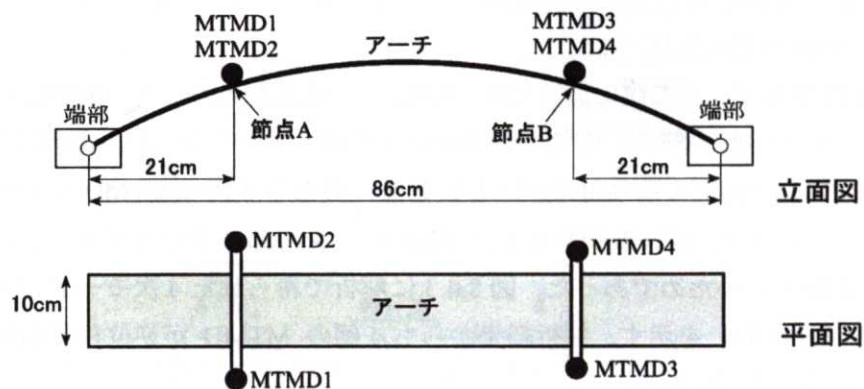


図 8.4.4 改良後の MTMD 配置

改良した MTMD は板バネ全体の長さが短いため、長さの誤差に敏感であり、設計上の固有振動数と若干の違いがあった。そこで、固有振動数を調整するため、さらに錘を付加した。MTMD 模型の最終的な固有振動数と、錘の重さを表 8.4.2 に示す。改良後の錘の重さは、アーチの質量の 7.445% である。表 8.4.2 には通常 TMD と同様に、実測した自由振動曲線から求めた 4 個の MTMD の減衰比を示す。全体的に設計値よりも減衰比が小さく、バラツキがある。しかし、既往の研究⁸⁻⁵⁾より MTMD は減衰比に対するロバスト性が高いことが確認されており、減衰比の精度が結果に与える影響は通常 TMD と比べて小さいと考えられる。

表 8.4.1 改良後の MTMD の構成

錘	質量 m / 1 個	15.0g	
板バネ	長さ L	MTMD1	3.1cm
		MTMD2	2.8cm
		MTMD3	2.6cm
		MTMD4	2.4cm
	幅 W	1.5cm	
	高さ H	0.2mm	

表 8.4.2 改良後の MTMD 設計パラメーター

MTMD 番号	固有振動数 (Hz)		錘の質量 (g)		減衰比 (%)	
	設計値	模型	設計値	模型	設計値	模型
MTMD1	13.27	13.54	15.0	19.0	6.796	1.324
MTMD2	15.28	15.81	15.0	21.0	6.796	0.7702
MTMD3	17.28	17.82	15.0	23.2	6.796	2.377
MTMD4	19.29	19.47	15.0	21.9	6.796	4.542

(2) 周波数応答

改良した MTMD 模型を用いて、正弦波を入力した。アーチに MTMD を設置した状況を写真 8.4.3 に示す。

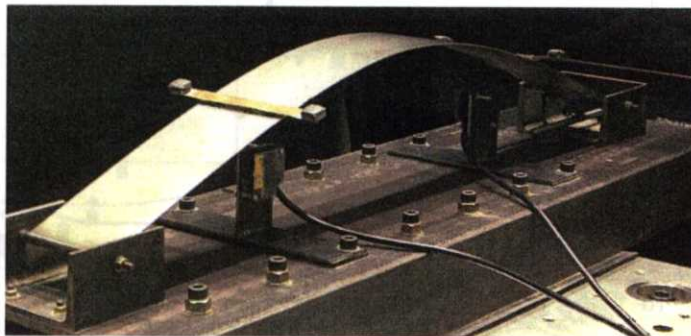


写真 8.4.3 MTMD 設置状況

図 8.4.5 に実験結果と解析結果の比較を示す。通常 TMD と同様に、解析では板バネの固有振動数が模型と等しくなるように板バネの長さを調整している。

実験結果と解析結果が合っていると確認できるのは、以下の 2 点である。

- ・ TMD 無し、または通常 TMD の場合と比較して、広い外力周波数に亘り、応答が小さく抑えられていること。
- ・ 応答変位のピークの数が 5 個であること。

両者に違いが見られるのは、以下の 2 点である。

- ・ 応答のピークが生じる周波数
- ・ ピークの応答変位の大きさ

応答のピークが生じる周波数に影響を与える因子として、実験において、①MTMD 模型の改良により板バネの厚さを 0.5mm から 0.2mm に薄くした結果、実験時における载荷の繰り返しにより、板バネに若干残留曲げ変形が生じたこと、②板バネと磁石の接合に用いた接着剤（図 8.3.1 参照）の固定度に劣化が生じたこと、などが考えられる。

ピークの応答変位の大きさに影響を与える因子として、実験において、①MTMD 模型の改良後、大きな振れ振動は改善されたが、4 個の MTMD の固有振動数に変化はなく、振れ振動は微小ながら存在していること、②約 5mm の強制変位を与えた自由振動曲線から得られた減衰比を板バネの減衰比と定めて解析データに入力したが、板バネの減衰に振幅依存性が存在していること、などが考えられる。

通常 TMD と同様に、図中に点線で、表 8.3.1 で示した減衰比を含む設計値を用いて解析したときの応答曲線を解析結果（設計値）として示す。模型よりも減衰比が大きいために、若干凹凸の少ないならかな曲線となっているが、実験結果との差は通常 TMD に比較して小さい。

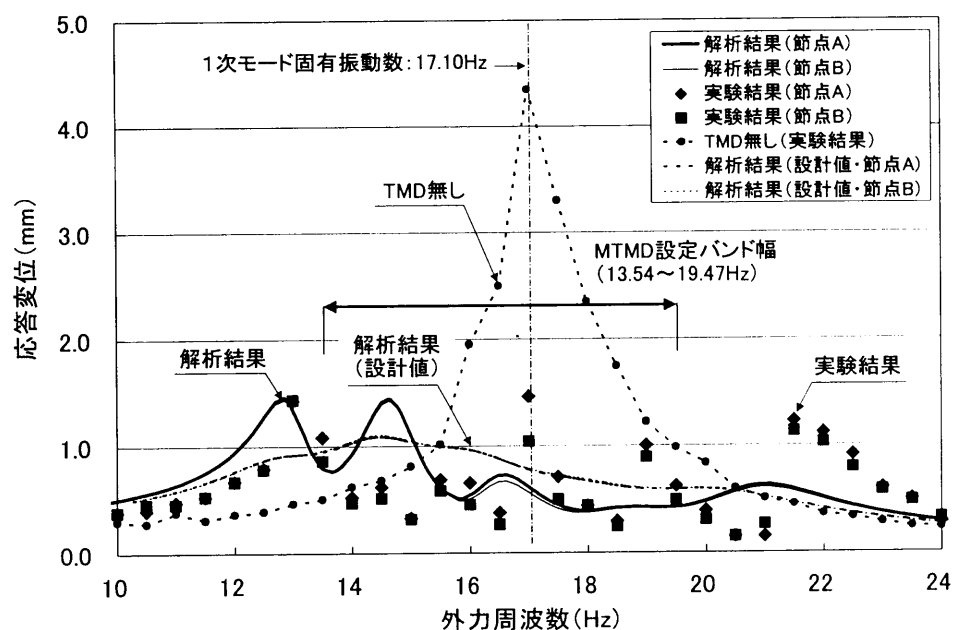


図 8.4.5 分散型 MTMD の周波数応答

実験に用いる TMD 模型にダンピング機構を組み込んだ例として、最適調整された減衰ではないが、2.4.2 で述べた図 2.4.3 に示す薛らによるラジコン用のダンパーを用いた例がある。しかし、ダンパーを導入したことにより、全体の機構がかなり複雑となり、解析結果との違いも大きい。本研究では MTMD は減衰比に対するロバスト性が大きいことを前提として、実験精度を可能な限り上げるため、複雑ではないシンプルなダンパー無しの模型を製作し、実験を行った。

ダンパーを組み込んだ精度の良い TMD 模型の製作には、今後検討の余地がある。

8. 5 帯域白色雑音入力に対する制振効果

不規則励振に対する制振効果を確認するために、周波数帯域が狭い場合と広い場合の帯域白色雑音を入力して、振動台実験を行った。

前節で述べたが、比較のために示した通常 TMD の制振効果は、MTMD に比較すると設計値からの応答のズレが若干大きいが、ここでは参考値として示した。

8. 5. 1 狭い帯域を持つ白色雑音

1 次モードの固有振動数 17.10Hz 近傍の、10.0～24.0Hz の周波数を含む帯域白色雑音を入力波として用いた（図 8.5.1 参照）。入力波の rms 値は 2.94m/sec^2 で、加力時間は 30.0 秒である。

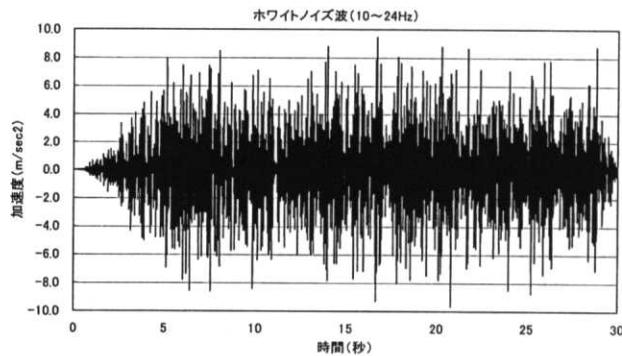


図 8.5.1 狭い帯域を持つ白色雑音入力波

図 8.5.2 に TMD 無しと通常 TMD の場合における 1 次モード腹の節点 B（図 8.3.2 参照）の時刻歴応答変位を示す（図には最大応答が生じる範囲である 8 秒～18 秒までの応答を示す）。図 8.5.3 に TMD 無しと MTMD の場合における節点 B（図 8.4.4 参照）の時刻歴応答変位を示す。通常 TMD の場合も最大応答が TMD 無しの場合と比較して約 55.4%に低下し、加力時間全体でも高い制振効果が得られていることが確認できるが、MTMD の場合は最大応答も約 45.3%に低下し、さらに制振性能に優れていることが確認できる。

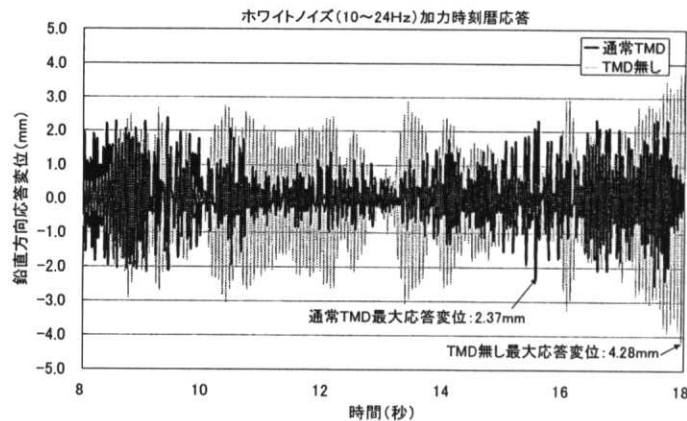


図 8.5.2 TMD 無しと通常 TMD の時刻歴応答変位

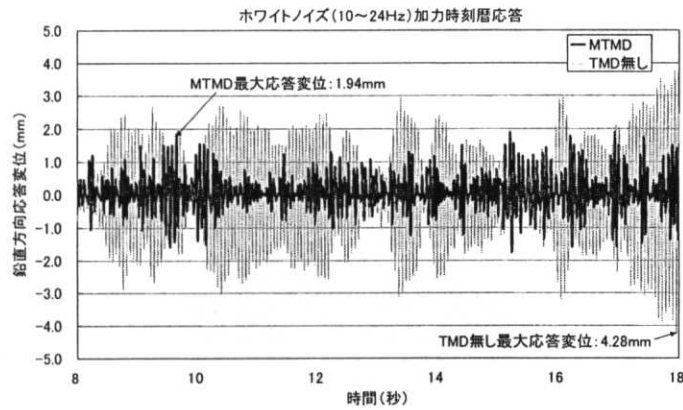


図 8.5.3 TMD 無しと MTMD の時刻歴応答変位

図 8.5.4 に加力時間 30.0 秒間内における応答変位の 2 乗平均値を示す。通常 TMD と比較して、加力時間の全域に亘って MTMD の優れた制振性能が確認できる。

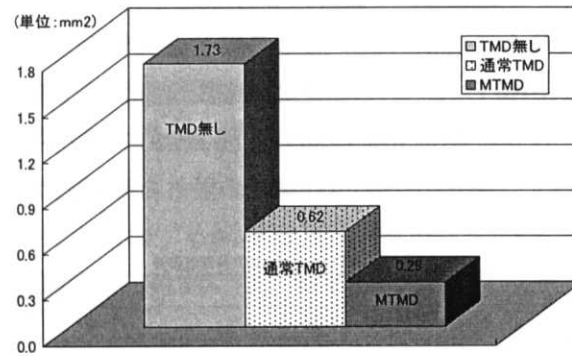
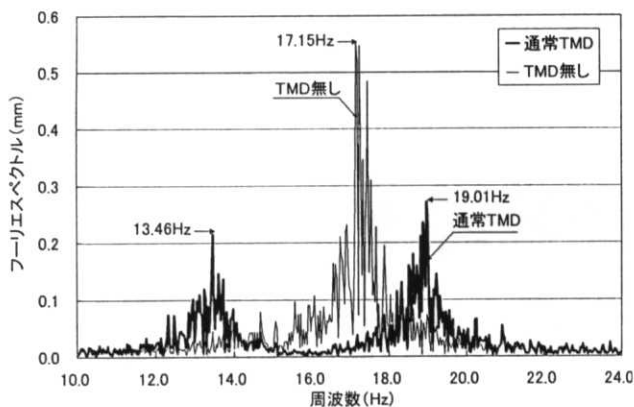
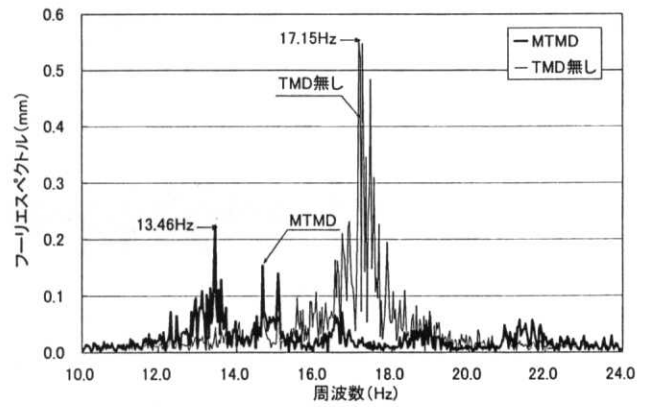


図 8.5.4 応答変位 2 乗平均値の比較

図 8.5.5 に TMD 無しの場合と比較した、通常 TMD, MTMD の時刻歴応答変位から得られたフーリエスペクトルを示す。TMD 無しの場合は 17.15Hz に、通常 TMD は 13.46Hz と 19.01Hz の近傍に鋭いピークがある。これは図 8.4.6 に示した周波数応答とほぼ同じ結果である。MTMD の場合も 13.46Hz にピークがあるものの、通常 TMD と比べて周波数のほぼ全域に亘って平均的にスペクトルがばらついている。



(a) 通常 TMD



(b) MTMD

図 8.5.5 フーリエスペクトル

8. 5. 2 広い帯域を持つ白色雑音

8. 5. 1 で用いた入力波の 2 倍の周波数帯域 3.0～31.0Hz を含む帯域白色雑音を入力波として用いた（図 8.5.6 参照）。rms 値は 1.96m/sec^2 である。

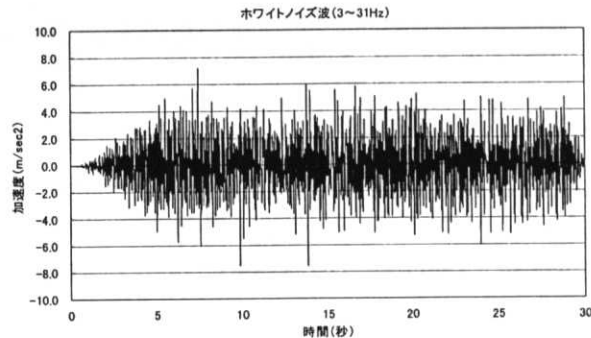


図 8.5.6 広い帯域を持つ白色雑音入力波

図 8.5.7 に TMD 無しと通常 TMD の 1 次モード腹の節点 B における時刻歴応答変位を示す。図 8.5.8 に TMD 無しと MTMD の場合における節点 B の時刻歴応答変位を示す。前節と同様に、通常 TMD で最大応答が TMD 無しの場合と比較して約 67.4%に低下し、加力時間全体でも高い制振効果が得られていることが確認できるが、MTMD の場合は最大応答変位が約 51.5%に低下し、さらに制振効果が高い。図 8.5.9 に加力時間 30.0 秒間内における応答変位の 2 乗平均値を示す。本図からも MTMD の優れた制振性能が確認できる。

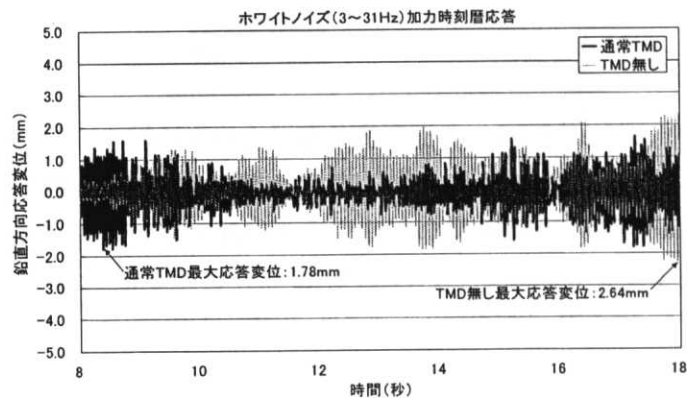


図 8.5.7 TMD 無しと通常 TMD の時刻歴応答変位

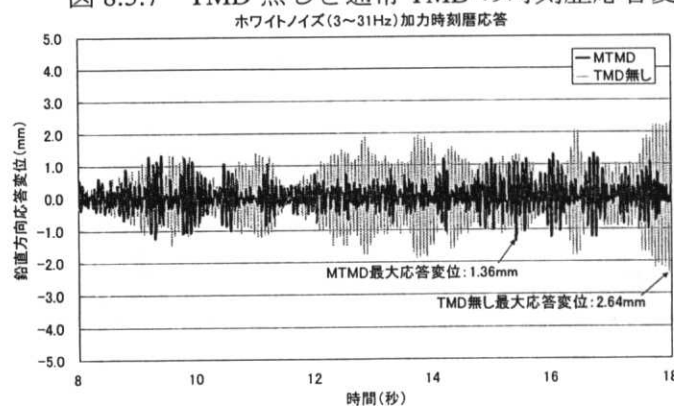


図 8.5.8 TMD 無しと MTMD の時刻歴応答変位

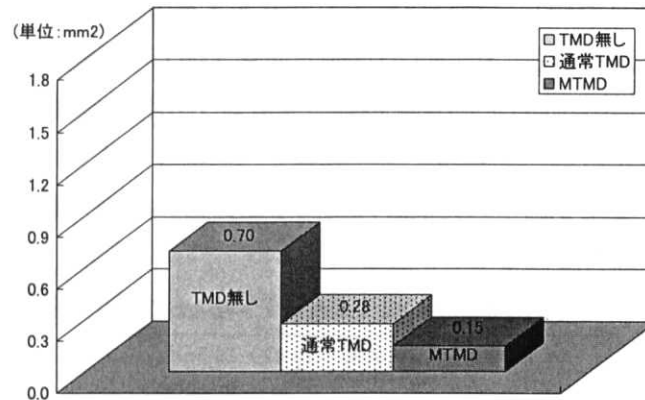


図 8.5.9 応答変位 2 乗平均値の比較

8. 6 固有振動数変動に対する MTMD のロバスト性の確認

MTMD は制御モードの目標固有振動数の変動に対するロバスト性に優れるという特徴があり，本研究ではこれを利用して複数モードの制御に応用している。このため，固有振動数の変動に対する MTMD のロバスト性を実験的に確認することは重要である。ここではアーチの 1 次モードの腹に錘を追加する簡単な方法でアーチの固有振動数を変化させ，制振効果の変化を調べた。制振効果の確認には，図 8.5.1 に示した狭帯域白色雑音を入力し，加力時間 30.0 秒間内における，①応答変位の 2 乗平均値と②最大応答値を調べた。

3. 3. 3 で述べたように，ロバスト余裕 B_r は MTMD 設定バンド幅 B と最適バンド幅 B_c の差 $B_r = B - B_c$ で表される。本論文の MTMD モデルは，MTMD バンド幅が最適バンド幅の 1.5 倍であり，ロバスト性向上を主目的に設計されたものと比較してロバスト余裕は小さいため，比較的狭い固有振動数変動に対するロバスト性を確認した。

図 8.6.1 に本 MTMD モデルにおける振動数軸上での MTMD 設定バンド幅と最適バンド幅，制御ロバスト余裕の関係を示す。理論上の制御ロバスト余裕は，16.42～18.36Hz である。

図 8.6.2 に固有振動数の変動による応答変位 2 乗平均値の変化を示す。横軸に錘をアーチに付加した後の 1 次モード固有振動数の実験値を示す。() 内は 17.0Hz からの変動率を示す。縦軸に通常 TMD と MTMD の場合を TMD 無しの応答変位の 2 乗平均値で除した値を示す。

図 8.6.3 に固有振動数の変動による最大応答値の変化を示す。横軸は同様に，錘付加後の固有振動数を，縦軸に通常 TMD と MTMD の場合を TMD 無しの際の最大応答値で除した値を示す。

通常 TMD と MTMD とともに，制御目標振動数での制振効果が高い。通常 TMD の場合は目標振動数以外での制振効果のバラツキが大きい，MTMD はバラツキが小さく固有振動数変動に対するロバスト性が確認できる。通常 TMD と比較して，MTMD は広い固有振動

数で安定した制振効果を示し、且つ理論上のロバスト余裕を超えても急に制振効果が低下することは無いことが分かる。16.0Hz の近傍で通常 TMD の効果が高いのは、8. 4. 1 で述べたように模型片側の TMD の固有振動数が設計値よりも約 0.8Hz 低くなっているためではないかと思われる。

本論文では、あくまで 1 個の入力波のみであるが、MTMD の固有振動数変動に対するロバスト性の傾向は確認できたと思われる。

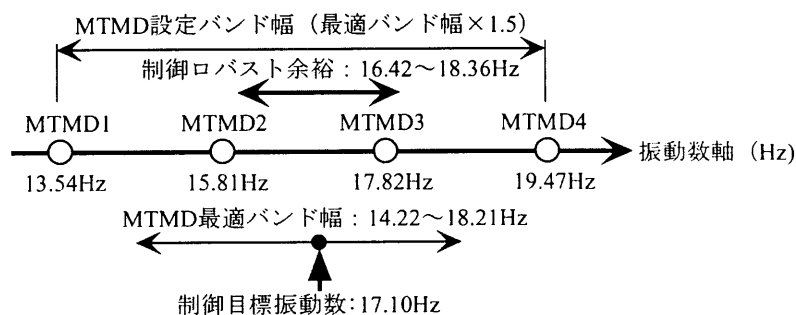


図 8.6.1 制御ロバスト余裕

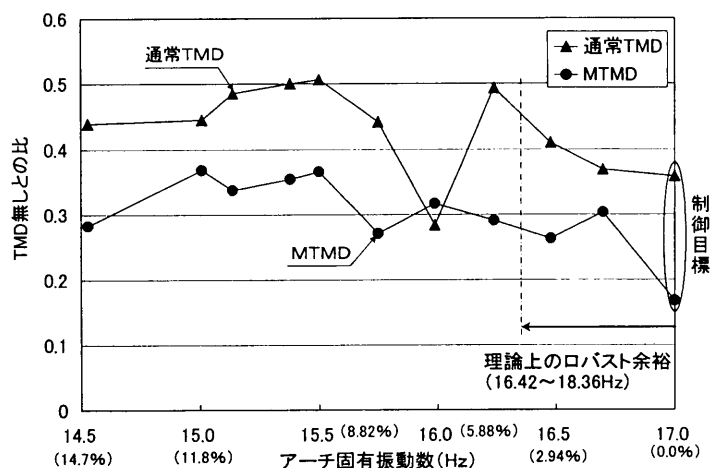


図 8.6.2 固有振動数の変動による応答変位 2 乗平均値の変化

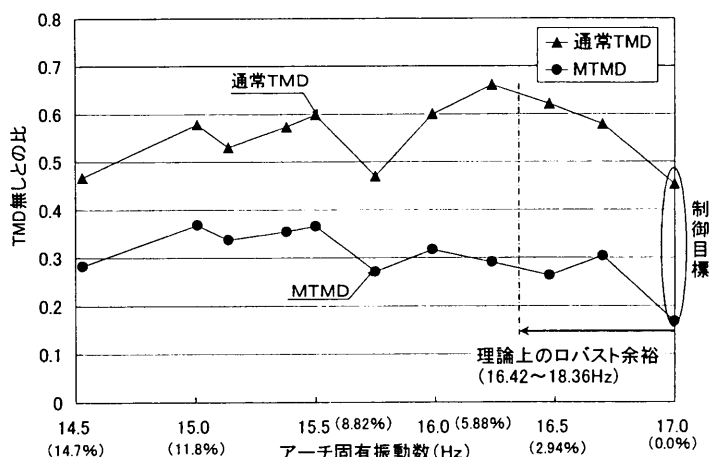


図 8.6.3 固有振動数の変動による最大応答値の変化

8. 7 本章のまとめ

本章では、分散型 MTMD を大スパン建築構造へ応用した場合の効果と、複数モード制御の基礎データを得ることを目的として、小規模のアーチモデルと簡易な TMD 及び MTMD 模型を用いて、振動台実験により分散型 MTMD の振動性状と制振効果を確認した。MTMD は簡易模型であるため、特に減衰比で設計パラメーターが設計値と若干異なる箇所があるが、基本的な振動性状は確認することが出来たと考えられる。

以下に実験により得られた結果をまとめる。

- (1) 周波数応答に関して、通常 TMD と MTMD の両者ともに、解析と実験で応答の大きさとピークを生じる周波数に多少の違いがあるが、全体の傾向は概ね一致している。MTMD は通常 TMD と比較して、小さい減衰比で広い外力周波数に亘って安定した制振効果を得ることができ、減衰比に対するロバスト性も高いことが確認された。
- (2) 不規則励振として、周波数帯域の異なる 2 つの帯域白色雑音を入力し、変位の 2 乗平均値、最大応答値の低減効果を調べたところ、ともに MTMD の高い制振効果が確認された。
- (3) MTMD 法を複数モードの制御に応用するときに重要な特性である、構造物の固有振動数変動に対する MTMD のロバスト性を確認するために、アーチの固有振動数を変化させて、制振効果を比較した。その結果、MTMD は固有振動数変動に対するロバスト性が高く、且つ理論上のロバスト余裕を超えても急に制振効果が低下することが無いことが分かった。

第9章 分散型 MTMD パラメーター決定法のまとめ

第9章 分散型 MTMD パラメーター決定法のまとめ

ここでは、これまで得られた解析結果と実験結果を反映させた分散型 MTMD のパラメーター決定法をまとめる。設計のフローを図 9.1 に示す。図中で実線の部分が本論文で対象としている内容である。また、() 内は参考する章または節を示す。

パラメーター決定の手順は図に示すように大きく分けて、(1) 制御対象とする構造物の固有値解析、(2) 制御モードの選択とグループ分け、(3) MTMD の設計、の3段階に分けられる。

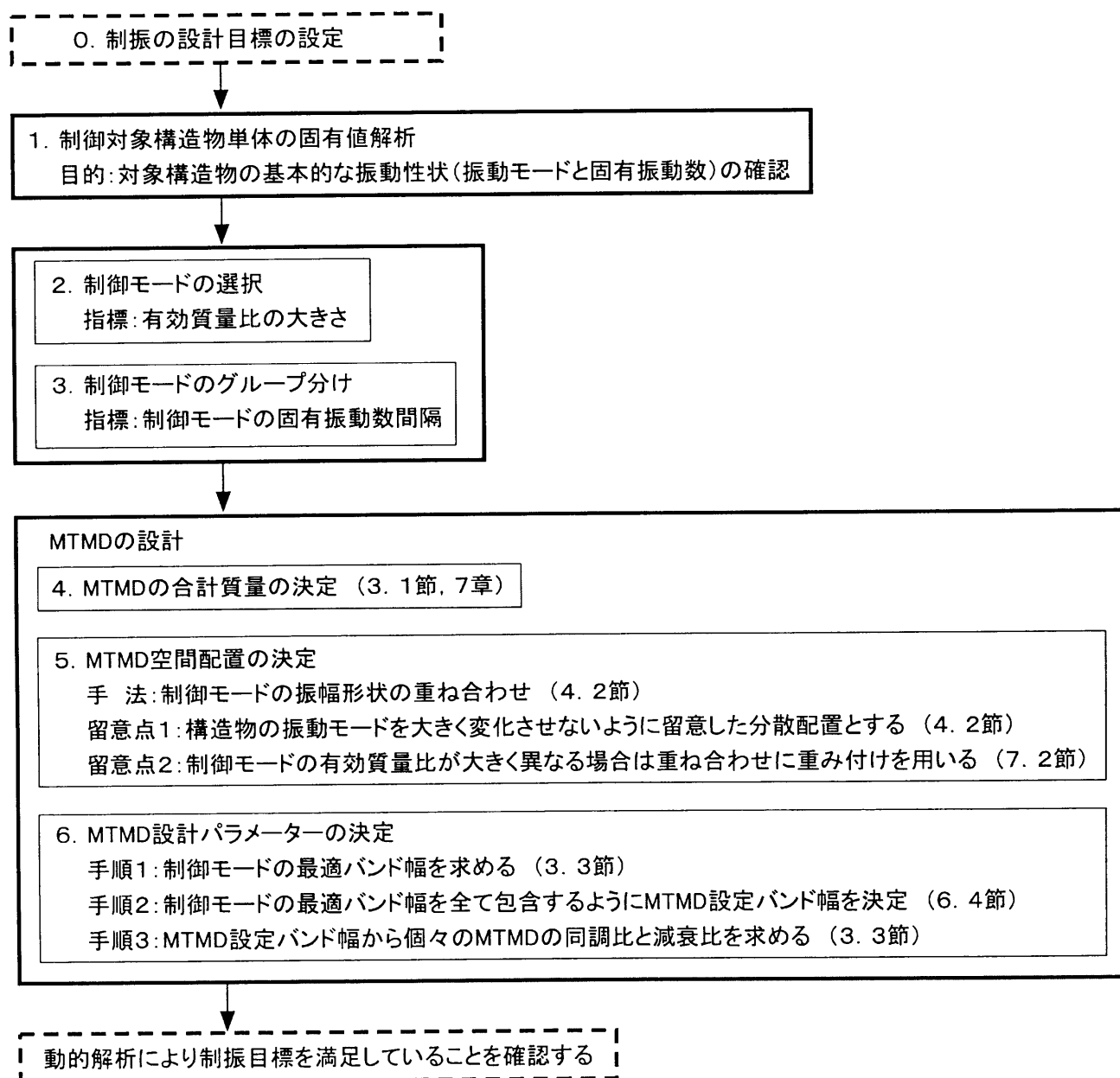


図 9.1 MTMD の設計フロー

上記の（２）と（３）に関して、特に注意すべき項目を以下に述べる。

（２）制御モードの選択とグループ分け

- ・制御モードの選択においては、有効質量比の大きさを基準とするが、構造物に与える影響が大きい重要な振動モードを見落とすことがないように、代表的または重要な節点については周波数応答解析により共振曲線を求める。

また、周波数応答解析のときには、高次モードの影響を確認するために、減衰は剛性比例型ではなく、各次モード一定型などを用いる。

- ・本手法の適用にあたっては、制御モードの固有振動数が近接していることが条件である。そのため、7. 2節で述べたドーム状スペースフレーム構造のように、有効質量比の大きい振動モードの固有振動数が近接している場合は、グループ分けをせずに設計することができる。

一方、7. 1節で述べた単層ラチスシェルのように、有効質量比の大きい振動モードの固有振動数が分散して存在している場合は、固有振動数の近接する振動モードで幾つかの制御グループに分ける必要がある。

ここで、グループ分けの指標には、6. 5節で説明した“適用範囲の目安”を用いる。

（３）MTMD の設計

- ・図 9.1 中にある「5. MTMD 空間配置の留意点 1」に関して、7. 2節で述べたドーム状スペースフレーム構造のように自由度が高く、柔らかいモデルで全体が滑らかに変位するモードを制御対象とする場合においては、MTMD 設置後の振動モードの形状の変化が大きいため、1 回の配置設計だけでは構造物の全体をバランス良く制御できない場合がある。

その場合には、MTMD 設置後のモード形状の変化も考慮して、再度配置設計を行う必要がある。

- ・上記とも関連して、MTMD の設計時には周波数応答解析などを用い、必要であれば得られた結果を設計に再度フィードバックするなど、想定した制振効果が得られるまで設計を繰り返す必要がある。
- ・図 9.1 中にある「5. MTMD 配置の留意点 2」に関して、重み付けの方法としては、本論文では、7. 2節で述べた(7.2-3)式の有効質量比の大きさをを用いた。
- ・7. 1. 5でも述べたが、建設地の地盤の性質や地盤と建物の関係などを考慮して、制御モードや MTMD 質量分布などを決定すると、より効率的な制振ができると思われる。

第 1 0 章 結 論

第10章 結論

各章ごとの結論を以下に述べる。

第1章では、大スパン建築構造の制振設計法の開発に関する研究概要を述べ、研究対象である大スパン建築構造を大きく（１）大屋根構造，（２）その他の大スパン建築構造に分類した。

第2章では、研究の背景として、（１）大スパン建築構造の振動被害，（２）大スパン建築構造の振動性状，（３）制振技術の実施例と既往の研究を述べ、大スパン建築構造に適した新たな制振設計法を開発する必要性と、制振設計法を開発するにあたって留意すべき点を明らかにした。

新たな制振設計法を提案するにあたり、特に以下に示す大屋根構造の振動性状に着目した。

- ・ かなり高次のモードを含む複数の振動モードが卓越し易いこと
- ・ 複数の振動モードの固有振動数が近接していること

上述した背景を基にして、以下で述べる研究目的を設定した。

固有振動数の近接した複数の振動モードが励起し易い特徴を持つ大スパン建築構造の振動性状に適した新しい TMD の制振設計の手法を提案し、その効果を解析的及び実験的に確かめること。

第3章では、既往の TMD 設計法をまとめた。既往の単一振動モード制御用の MTMD 法を応用していることから、設計パラメーターの設定方法について詳述した。さらに、複数振動モード制御に適用するとき重要となる、最適バンド幅の設定と同調比に関するロバスト性に関する考え方をまとめた。

また、実際の大スパン建築構造を想定した 40m スパンのアーチモデルの単一振動モード制御に、集中配置した MTMD を適用して解析的検討を行い、MTMD 法の大スパン建築構造に対する適用性を確認した。

第4章では、大スパン建築構造を対象とした固有振動数の近接した複数の振動モードを制御するための制振設計法として、MTMD を空間に分散配置する分散型 MTMD を提案し、MTMD 空間配置と設計パラメーターの設定に関する基本的な考え方を述べた。

第5章では、固有振動数の近接した大スパン建築構造の複数振動モード制御に対する分散型 MTMD の適用性を確認するために、形状が簡易でアスペクト比の異なる2つの矩形平板を対象として解析的検討を実施した。ここでの設計パラメーターの設定は、既往の単一振動モード制御における手法を準用した形とした。

解析の結果、(1) 空間領域で構造物全体の振幅のバラツキが小さく、(2) 周波数領域で MTMD 設定バンド幅の内側における応答のバラツキが少ないという、分散型 MTMD の特徴的な性状が確認された。

さらに、同一の合計質量を持つ通常 TMD と比較して、制振効果に優れ、大スパン建築構造の複数振動モード制御に対する分散型 MTMD の適用性が確かめられた。

また、分散型 MTMD おける複数の振動モード制御のための等価質量の算定法として、平均等価質量を提案した。

第6章では、9質点系の基本モデルを対象に、不規則励振として基本的な白色雑音を入力し、分散型 MTMD 設計法における MTMD 空間配置と設計パラメーター設定に関する解析的検討を行った。

特殊なスペクトル形状を持つ外力に対しては、さらに制振効果を高めるために、別の MTMD 空間配置や設計パラメーターの設定法が考えられるが、ここでは最も基本的な白色雑音に対して検討した。

検討の結果、提案した MTMD 空間配置法の有効性が確認された。

さらに、複数振動モード制御のための設計パラメーターの設定法を理論的に確立し、振動数領域から分散型 MTMD の適用範囲の目安を設定した。

本章での検討結果から、分散型 MTMD の基本的な設計法を確立した。

第7章では、代表的な大スパン建築構造である単層円筒ラチスシェルとドーム状スペースフレーム構造を対象に、実際の構造物を想定し、地震外力に対する分散型 MTMD の制振効果を確認した。

単層円筒ラチスシェルのように制御モードの固有振動数が分散している場合、ドーム状スペースフレーム構造のように制御モードの有効質量比が大きく異なる場合における制振設計の考え方も同時に示した。

本章では、特に構造物全体における制振効果の確認に重点を置き、分散型 MTMD が構造物全体をバランス良く制御することができることが確かめられた。

また観測地震波に対し、全体構造質量に対する MTMD の合計質量比が2~3%程度で、最大応答の低減効果、加力時間全体に亘る制振効果ともに、優れた制振効果が得られることが分かった。

一方、通常 TMD と分散型 MTMD に共通する性状として、制振効果が明確に現れるまでにはある程度の時間が必要なことから、最大応答値で制振効果を比較したとき、地

震波によってはTMD無しの場合よりも応答が大きくなる場合があることに注意する必要があることが分かった。

第8章では、分散型 MTMD を大スパン建築構造へ適用した場合の効果と、複数振動モード制御のための基礎データを得ることを目的として、小規模のアーチモデルと簡易な TMD 及び MTMD 模型を製作し、振動台実験により分散型 MTMD の制振効果を確認した。

その結果、調和外力に対して分散型 MTMD は小さい減衰比で広い外力周波数に亘って安定した高い制振効果が得られること、不規則励振に対する分散型 MTMD の高い制振効果が確認された。

また MTMD 法を複数の振動モード制御に応用するときに重要な性質である固有振動数変動に対するロバスト性が高く、且つ理論上のロバスト余裕を超えても急に制振効果が低下しないことが確かめられた。

第9章では、前章までの検討結果を総合して、分散型 MTMD のパラメーター決定法をまとめた。

特に、“制御モードの選択とグループ分け”，“MTMD の設計”において注意すべき事項をまとめた。

本論文の結論をまとめる。

1. 固有振動数の近接した複数の振動モードが励起し易い特徴を持つ大スパン建築構造の振動性状に適した、新しい TMD の制振設計法として、分散型 MTMD を提案した。
2. 分散型 MTMD の大スパン建築構造における制振効果を解析的及び実験的に確認した。
3. 分散型 MTMD の（1）MTMD 空間配置と（2）設計パラメーターの設定に関して、実際の大スパン建築構造の設計に際して基本となる設計法をまとめ、その根拠を理論的に明確に示した。

分散型 MTMD のパラメーター決定法とその効果を図 10.1 に簡単にまとめる。

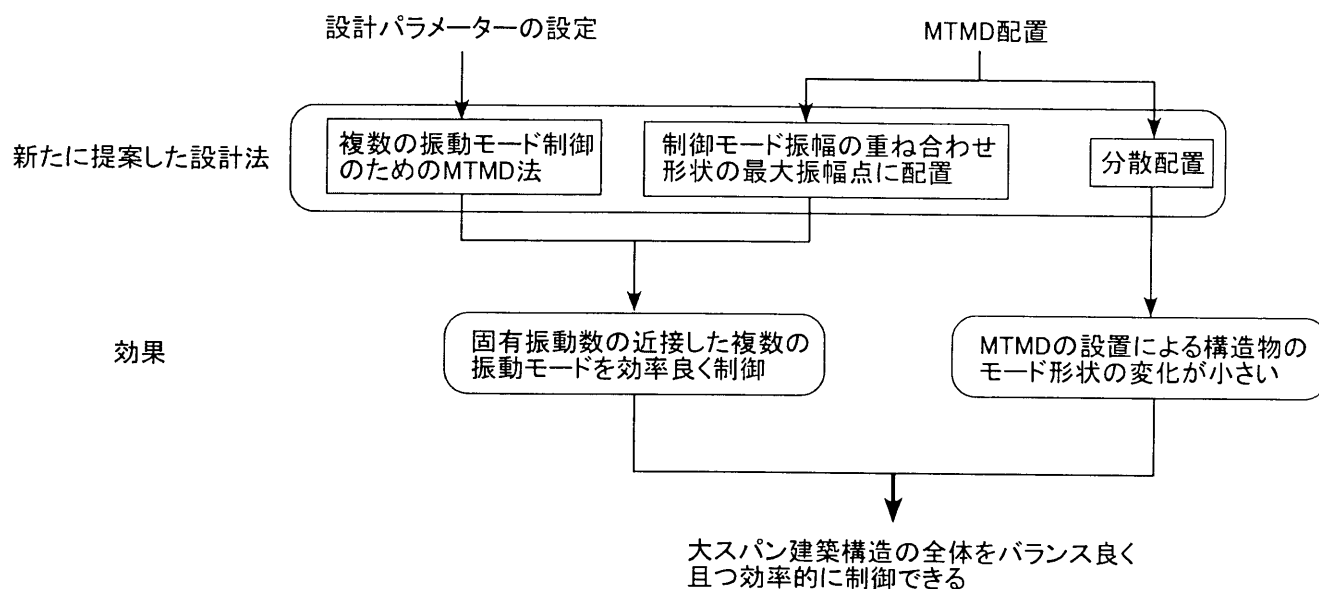


図 10.1 分散型 MTMD のパラメーター決定法とその効果

以上により，2.5節で述べた研究目的は達成することができたと考えられる。

なお，本論文では大スパン建築構造に共通する基本的な制振設計法を示したが，個々の制振目標や個々の振動源に対する設計法は，本論文で提案した設計手法をさらに発展させることで応用が可能であると思われる。

本論文の成果は，対象とした大スパン建築構造の中でも特徴的な振動性状を持つ，大屋根構造における TMD の効率的で基本的な設計法を理論的に明快で，実際の構造物の設計に適用しやすい形で初めて示したことにある。

2.5節の研究目的でも述べたように，本論文では特徴的な振動性状を持つ大屋根構造への適用を想定した研究結果を中心に報告したが，Appendix1.でも例を示したように，固有振動数の近接した複数の振動モードを制御目標とする大スパン床スラブや，その他の建築構造への適用も可能である。

また，MTMD は Appendix2.で提案したロック式 TMD を用いることにより，さらに制振効果を上げることができる。

今後、実際の大スパン建築構造への適用を目指すための課題として、理論的研究と実用化研究に分けて述べる。

[今後の課題]

○理論的研究

1. 連続体理論を用いた設計法の一般化

本論文では近年施工例の多い離散系構造物を対象とし、一般的な構造解析プログラムを用いた設計法を提案したが、コンピュータプログラムによる特解ではなく、一般解を求めるために連続体理論を用いた研究を行う。

2. MTMD 空間配置に関する理論的考察の深化

MTMD 空間配置に関して、制御モード間の連成などを考慮して、理論的考察を深める。

3. 分散型 MTMD の制振性能の定量的評価法の開発

複数モード制御を対象とした分散型 MTMD の制振性能を、定量的に分かり易く評価するための方法を開発する。

○実用化研究

1. 実際の大スパン建築構造における分散型 MTMD の適用とモニタリング

実際の大スパン建築構造に分散型 MTMD を適用し、解析値との比較検討を行う。

2. 個別の制振目標と振動源に対する設計法の提案

本論文では、構造物全体における応答変位をバランス良く制御することを制振目標としたが、大スパン建築構造の特定の部位における応答変位の制御や、部材応力の制御など、個別の制振目標に対する設計法の提案を行う。

さらに地震動、風荷重、環境振動など、様々な振動源に対する設計法の提案を行う。

3. MTMD 分割数に関するガイドライン

7. 2 節でも検討した MTMD 分割数に関して、コスト面も考慮し、実際の設計時における基準となるガイドラインを作成する。

4. 実デバイスの開発

実際の大スパン建築構造における適用方法を考慮した MTMD デバイスの開発を行う。

MTMD デバイスの性能限界についての検討も行う。

参 考 文 献

発 表 論 文

参 考 文 献

○第 1 章に関する参考文献

- 1-1) 小堀鐸二：制震構造－理論と実際－，鹿島出版会，1993.9.
- 1-2) 阿部雅人，藤野陽三：マルチプル同調質量ダンパー（MTMD）の基本的特性，土木学会論文集，No.465，pp.87-96，1993.4.
- 1-3) 櫛田裕：環境振動工学入門，理工図書株式会社，1997.1.
- 1-4) 日本 MSC 株式会社：MSC／NASTRAN，ユーザーガイド線形静解析 Version 68.
- 1-5) 日本 MSC 株式会社：MSC／NASTRAN，ユーザーガイド基礎動解析 Version 68.
- 1-6) 日本 MSC 株式会社：MSC／NASTRAN，ADVANCED DYNAMIC ANALYSIS
ユーザーズガイド Version 70.
- 1-7) 日本建築学会編：空間構造の数値解析ガイドライン，2001.5.

○第 2 章に関する参考文献

- 2-1) 寺元博昭，佐野信一郎，長井正嗣，奥井義昭：花畔大橋（斜張橋）主塔の TMD による制振対策，構造工学論文集，Vol.36A，pp.1129-1140，1990 年 3 月.
- 2-2) 背戸一登：産業制御シリーズ⑩構造物の振動制御，コロナ社，2006.4.
- 2-3) 寺本隆幸，木原碩美，北村春幸，木村晋一郎，速水浩：ダイナミックダンパーを設置した塔状構造物の設計と振動実験，その 1 設計および解析～その 2 振動実験および解析，第 7 回日本地震工学シンポジウム，pp.1747-1757，1986.
- 2-4) 日本建築構造技術者協会編：応答制御構造設計法，彰国社，2000.12.
- 2-5) Chien-Liang Lee, Yung-Tsang Chen, Lap-Loi Chung and Yen-Po Wang : Optimal design theories and applications of tuned mass dampers, Engineering Structures, Vol.28, 2006, pp.43-53.
- 2-6) 川口健一，吉中進：平成 7 年 1 月 17 日兵庫県南部地震空間構造被害調査報告，1995.
- 2-7) 日本建築学会編：阪神・淡路大震災調査報告，鉄骨造建築物／シェル・空間構造／容器構造，建築編－3，1997.10.
- 2-8) 日本建築学会編：空間構造の動的挙動と耐震設計，2006.3.
- 2-9) 元結正次郎，川口健一，吉中進，相原正史，河本慎一郎，中川祐介：2005 年 8 月 16 日宮城県沖を震源とする地震による天井落下被害速報，日本建築学会 HP2005 年 8 月 16 日宮城県沖の地震に対する情報，2005 年 8 月.
- 2-10) 日経BP社：地震速報“振れ止め不備で31人が重軽傷”，日経アーキテクチュア2005

- 年9月5日号, pp.22-25.
- 2-11) 日本建築学会編: 非構造部材の耐震設計施工指針・同解説および耐震設計施工要領, 2003.1.
 - 2-12) 日本建築学会編: 構造用教材, 1995.4.
 - 2-13) スポパーク松森事故対策検討委員会: スポパーク松森天井落下事故調査報告書, 2005 年 10 月.
 - 2-14) 日本建築学会構造委員会シェル・空間構造運営委員会: 空間構造における非構造要素の耐震設計を考えるー天井落下被害を中心としてー, 2004 年度日本建築学会大会(北海道)構造部門(シェル・空間構造)パネルディスカッション資料
 - 2-15) (株) 建築技術: 特集非構造部材の耐震設計・施工の安全性を問う, 建築技術, No.680, 2006.9.
 - 2-16) 諸岡繁洋, 大崎純, 立道郁生: 体育館・ホールなど空間構造の避難施設としての耐震性能についてー新潟県中越地震の被害アンケート分析ー, 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東), 構造Ⅱ, pp.335-336, 2006.9.
 - 2-17) 日本建築学会構造委員会シェル・空間構造運営委員会: 体育館・公共ホールの地震被害と耐震改修, 2005 年度日本建築学会大会(近畿)構造部門(シェル・空間構造)パネルディスカッション資料
 - 2-18) K.Kawaguchi, Y.Suzuki: Damage Investigations of Public Hall in Nagaoka City after Niigata-Chuetsu Earthquake 2004 in Japan, Proceedings of the International Symposium of Shell and Spatial Structures 2005, pp.421-428, 2005.9.
 - 2-19) 日本建築学会編: 2004 年の強風被害とその教訓, 2006.3.
 - 2-20) 濱本卓司: 環境振動の新しい傾向, 第 19 回環境振動シンポジウム, pp.3-8, 2001.1.
 - 2-21) 石川孝重: 新しい環境振動の領域とそれにかかわる課題ー環境工学の未来を拓く研究と技術開発ー, 第 7 回環境工学シンポジウム, pp.11-14, 2004.1.
 - 2-22) P.Dallard, A.J.Fitzpatrick: The London Millennium Footbridge, The Structural Engineer, Vol.79, pp.17-33, 2001.
 - 2-23) 日経BP社: ミレニアムブリッジ眺望を遮らない形態ー, 日経アーキテクチュア2002年11月11日号, pp.64-67.
 - 2-24) (社) 日本建築構造技術者協会: 主集“居住環境としての対振動性能”, structure, No.84, 2002.10.
 - 2-25) 櫛田裕: 環境振動工学入門, 理工図書株式会社, 1997.1.
 - 2-26) 日本建築学会編: 居住性能に関する環境振動評価の現状と基準, 2000.6.
 - 2-27) (株) 建築技術: 特集“環境振動を考える”, 建築技術, No.658, 2004.11.
 - 2-28) 日本建築学会編: 空間構造の耐震設計と設計例, 2001.1.
 - 2-29) 柴田明德: 最新耐震構造解析, 森北出版株式会社
 - 2-30) H.Tsubota, S.Yoshinaka and K.Ikeda: Construction of a Dome over an Existing Stadium.

Part 2: Verification of Structural Safety, Proceedings of IASS Symposium, 1999.

- 2-31) 日本建築学会編：ドーム構造の技術レビュー，2004.12.
- 2-32) 日本 MSC 株式会社：MSC／NASTRAN ユーザーガイド基礎動解析 Version 68.
- 2-33) 新居努，藤田佳広，西村勝尚，北山宏貴：開閉式屋根を有するスタジアムの構造設計について その 2. 地震応答解析とダンパーの効果，日本建築学会大会学術講演梗概集（東北），構造 I，pp.991-992，2000.9.
- 2-34) 樋口聡，播繁，能勢修治，石川忠志：木質ハイブリッド構造の設計技術の開発，その 1 構造システム概要，日本建築学会大会学術講演梗概集（東海），構造 I，pp.261-262，2003.9.
- 2-35) 竹内徹，柴田正樹，金田勝徳，岩田衛，和田章，斉藤公男，テンション材用粘弾性減衰機構の実験的研究，日本建築学会構造系論文集，No.534，pp.87-94，2000.8.
- 2-36) 日本建築学会編：新「シェル・空間構造」セミナーテキスト，ーシェル・空間構造の減衰と応答制御ー，2002.11.
- 2-37) (株) 建築技術：architectural design しもきた克雪ドーム・ウェルネスパークセンターハウス，建築技術，No.672，2006.1.
- 2-38) 日本建築学会編：空間構造の数値解析ガイドライン，2001.5.
- 2-39) 日本鋼構造協会：JSSC，No.41，2001 夏季号.
- 2-40) 鈴木浩平：振動を制する，オーム社，テクノライフ選書，1997.7.
- 2-41) 松原章：第 15 回環境振動シンポジウム，pp.25-29，1997.1.
- 2-42) 津田和征，保田秀樹，辻英一：大スパン片持梁の床振動制御，日本建築学会大会学術講演梗概集（東北），環境 I，pp.319-320，2000.9.
- 2-43) 森田秀樹，細野久幸，辻英一：36m スパンを持つ渡り廊下の床振動制御，日本建築学会大会学術講演梗概集（東北），構造 II，pp.681-682，2002.8.
- 2-44) 日本建築学会編：空間構造の動的挙動と耐震設計，第 7 章空間構造の応答制御，2006.3.
- 2-45) 日本建築学会構造委員会シェル・空間構造運営委員会：「空間構造の動的挙動と耐震設計」に関するセミナー資料，2006.5.
- 2-46) 鄭讃愚，石川文司，山田大彦：不整形地盤に建つ単層ラチスドームの地震応答性状に対するドームの規模とネットワーク構成の影響に関する研究，平成 12 年度京都大学防災研究所共同研究集会 大空間構造に想定し得る被災の要因と対策 論文集，pp.135-143，2000.11.
- 2-47) 村田賢，八谷達樹，加藤史郎：上下地震動を受ける単層ラチスドームの動特性について，日本建築学会構造系論文集，第 537 号，pp.99-106，2000.11.
- 2-48) 竹内徹，小河利行，中川美香，熊谷知彦：応答スペクトル法による中規模ラチスドームの地震応答評価，日本建築学会構造系論文集，第 579 号，pp.71-78，2004.5.
- 2-49) 日本建築学会編：建築物の減衰，丸善株式会社，2000.10.

- 2-50) 立道郁生：空間構造の地震応答制御に関する研究，法政大学学位請求論文，2001.3.
- 2-51) 日本建築学会編：建築構造物の振動実験，丸善株式会社，1978.12.
- 2-52) 渡邊秀仁，松本喜代隆，渡壁守正，中澤祥二：多目的ドームの構造設計 その6
常時微動の測定，日本建築学会大会学術講演梗概集（関東），構造 I，pp.759-760，
2006.9.
- 2-53) 新宮清志，田仲敏丈，平塚聖敏，川島孝幸，青木義男，中澤泰典：
鉄骨円錐形シェルの減衰に関する研究，日本建築学会大会学術講演梗概集（関東），
構造 I，pp.681-682，2006.9.
- 2-54) 宮川秀隆，松栄泰男，加藤史郎：スペースフレーム（アーチ）の静的及び動的座屈
性状に関する研究，その1 変動荷重の影響と T.M.D の効果について，
日本建築学会大会学術講演梗概集（北陸），構造 I，pp.1697-1698，1992.8.
- 2-55) 郭路，劉江，薛松濤，山田大彦：水平動による上下応答とその制御に関する基本的
考察，日本建築学会大会学術講演梗概集（北海道），構造 I，pp.625-626，1995.8.
- 2-56) 薛松濤，長澤健二，大谷悟史，樋口喜司：大空間構造物における縦方向 TMD に関
する研究，その1 模型製作及び実験詳細，その2 実験結果及び結論，
日本建築学会大会学術講演梗概集（関東），構造 I，pp.913-916，2001.9.
- 2-57) 楠達明，薛松濤，山田大彦：TMD による単層ラチスドームの振動制御，
構造工学論文集，Vol.41B，pp.17-22，1995.3.
- 2-58) 山田大彦，薛松濤，楠達明，井上啓，後藤和弘：単層ラチスドームの地震応答と制
震に関する基礎的研究，その1 地震応答特性～その3 TMD による制震の問題点
と検討，日本建築学会大会学術講演梗概集（東海），構造 I，pp.1901-1906，1994.9.
- 2-59) 楠達明，薛松濤，山田大彦：単層ラチスドームの地震応答と制震に関する基礎的研
究，その4 TMD の効果的な設定の検討，
日本建築学会大会学術講演梗概集（北海道），構造 I，pp.621-622，1995.8.
- 2-60) 吉中進，川口健一：分散型 TMD を用いた空間構造の振動制御，
その1 TMD の変位と配置に対する考察，日本建築学会学術講演梗概集（北陸），
構造 I，pp.909-910，2002.8.
- 2-61) 村上秀樹，加藤史郎，柴田良一，中澤祥二，島岡俊輔，杉山武，大久保浩光：通信
鉄塔の耐震補強に関する研究，日本建築学会学術講演梗概集（北海道），構造 I，
pp.137-138，2004.8.
- 2-62) 岩浪孝一，背戸一登：2 個の複合動吸振器の最適設計法とその効果，
日本機械学会論文集（C 編），50 巻，449 号，pp.44-52，1984.1.
- 2-63) 大熊政明，背戸一登，山下繁生，長松照男：動吸振器による構造物の振動制御
（第1報，理論的方法），日本機械学会論文集（C 編），52 巻，484 号，pp.3184-3190，
1986.12.
- 2-64) 山下繁生，背戸一登，大熊政明，長松照男：動吸振器による構造物の振動制御

- (第2報, 実験的方法), 日本機械学会論文集 (C編), 52巻, 484号, pp.3191-3197, 1986.12.
- 2-65) 岩浪孝一, 背戸一登: 複合動吸振器により制振された振動絶縁器の研究
(第2報, 防振ハンドルへの応用), 日本機械学会論文集 (C編), 49巻, 442号, pp.952-962, 1983.6.
- 2-66) 山下繁生, 猿渡克己, 背戸一登: 動吸振器による配管系の振動制御
(第2報, 広帯域制振配管系の実現), 日本機械学会論文集 (C編), 55巻, 518号, pp.2511-2518, 1989.10.
- 2-67) 背戸一登, 松本幸人: パソコンで解く振動の制御, 丸善株式会社, 1999.3.
- 2-68) 山下繁生, 大熊政明, 背戸一登, 長松昭男: 複数動吸振器の同時調整法,
日本機械学会論文集 (C編), 57巻, 534号, pp.57-64, 1991.2.
- 2-69) Takeru Igusa and Kangming XU : Vibration Reduction Characteristics of Distributed Tuned Mass Dampers, Structural Dynamics Recent Advances, Proceedings of the 4th International Conference, pp.596-605, 1991.7.
- 2-70) Takeru Igusa and Kangming XU : Vibration Control using Multiple Tuned Mass Dampers, Journal of Sound and Vibration, 175(4), pp.491-503, 1994.
- 2-71) 藤野陽三, 孫利民, 山口宏樹: マルティプル TMD・TLD の特性の把握,
構造工学論文集, Vol.38A, pp.825-836, 1992.3.
- 2-72) 阿部雅人, 藤野陽三: マルティプル同調質量ダンパー (MTMD) の基本的特性,
土木学会論文集, No.465, pp.87-96, 1993.4.
- 2-73) Yozo Fujino and Masato Abe : Design Formulas for Tuned Mass Dampers Based on a Perturbation Technique, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 22, pp.833-854, 1993.
- 2-74) 阿部雅人, 藤野陽三: マルティプル同調質量ダンパー (MTMD) の性能評価式,
土木学会論文集, No.465, pp.97-106, 1993.4.
- 2-75) Masato Abe and Yozo Fujino : Dynamic Characterization of Multiple Tuned Mass Dampers and Some Design Formulas, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 23, pp.813-835, 1994.
- 2-76) Fujino, Y., and Sun, L. M. : Vibration Control by Multiple Tuned Liquid Dampers (MTLDs), Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol.119 (12), pp.3482-3502, 1993.
- 2-77) Ahsan Kareem and Samuel Kline : Performance of Multiple Mass Dampers under Random Loading, Journal of Structural Engineering, ASCE, 121(2), pp.348-361, 1995.
- 2-78) Genda Chen and Jingning Wu : Optimal Placement of Multiple Tune Mass Dampers for Seismic Structures, Journal of Structural Engineering, September 2001, pp.1054-1062.
- 2-79) Jong-Dar Yau and Yeong-Bin Yang : Performance of MTMD for Vibration

Suppression of Continuous Bridges under High Speed Trains, Lightweight Structures in Civil Engineering, Proceedings of the International Symposium, Warsaw, Poland, 2002.

- 2-80) Eric Ponslet and Raphael T. Haftka : Optimal Placement of Actuators and Other Peripherals for Large Space Structures, Proc. NATO Advanced Research Workshop on Topology Design of Structures, pp.135-144, 1993.
- 2-81) Thomas P. Murphy and Kevin R. Collins : Retrofitting Suspension Bridges Using Distributed Dampers, Journal of Structural Engineering, pp.1466-1474, 2004.10.
- 2-82) 中村佳也, 増田桂司, 中山昌尚 : 建物用チューンドマスダンパ (TMD) の性能検証, 日本建築学会学術講演梗概集 (北陸), 構造 I, pp.677-678, 2002.8.

○第3章に関する参考文献

- 3-1) 阿部雅人, 藤野陽三 : マルティプル同調質量ダンパー (MTMD) の基本的特性, 土木学会論文集, No.465, pp.87-96, 1993.4.
- 3-2) 山口宏樹 : 構造振動・制御, 共立出版株式会社, 1996.5.
- 3-3) 日本建築構造技術者協会編 : 応答制御構造設計法, 彰国社, 2000.12.
- 3-4) Den Hartog 著, 谷口修訳 : 機械振動論, コロナ社, 1944.6.
- 3-5) S.P.Timoshenko, D.H.Young, W.Weaver,Jr. 著, 谷口修, 田村章義共訳 : 工業振動学, コロナ社, 1996.4.
- 3-6) 藤野陽三, 孫利民, 山口宏樹 : マルティプル TMD・TLD の特性の把握, 構造工学論文集 Vol.38A, pp.825-836, 1992.3.
- 3-7) 阿部雅人, 藤野陽三 : マルティプル同調質量ダンパー (MTMD) の性能評価式, 土木学会論文集, No.465, pp.97-106, 1993.4.
- 3-8) Masato Abe and Yozo Fujino : Dynamic Characterization of Multiple Tuned Mass Dampers and Some Design Formulas, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 23, pp.813-835, 1994.
- 3-9) Igusa, T. and Xu, K. : Wide band response characteristics of multiple subsystem with high modal density, 2nd International Conference on Stochastic Structural Dynamics, Florida, USA, May, 1990.
- 3-10) 背戸一登, 松本幸人 : パソコンで解く振動制御, 3-8 節多重動吸振器の最適設計, 丸善株式会社, pp.86-96, 1999.3.

○第4章に関する参考文献

- 4-1) H.Tsubota, S.Yoshinaka and K.Ikeda : Construction of a Dome over an Existing Stadium.
Part 2: Verification of Structural Safety, Proceedings of IASS Symposium, REALIZATION,
pp.J125-J312, 1999.
- 4-2) 阿部雅人, 藤野陽三: マルティプル同調質量ダンパー (MTMD) の基本的特性,
土木学会論文集, No.465, pp.87-96, 1993.4.

○第5章に関する参考文献

- 5-1) 例えば, 背戸一登, 松本幸人: パソコンで解く振動制御, 丸善株式会社, 1999.3.
- 5-2) 多谷虎男: 振動衝撃の基礎理論とラプラス変換, 学会出版センター, 1984.3.
- 5-3) (社) 日本建築構造技術者協会: 主集 “居住環境としての対振動性能”, structure,
pp.11-46, No.84, 2002.10.
- 5-4) Den Hartog 著, 谷口修訳: 機械振動論, コロナ社, 1944.6.
- 5-5) 背戸一登, 大熊政明, 山下繁生, 長松昭男: 多自由度系の等価質量同定法,
日本機械学会論文集 (C編), 53巻, 485号, pp.52-58, 1987.1.

○第6章に関する参考文献

- 6-1) 山口宏樹: 構造振動・制御, 共立出版株式会社, 1996.5.
- 6-2) 伊藤学, 亀田弘行: 土木・建築のための確率・統計の基礎, 丸善株式会社, 1977.6.
- 6-3) 星谷勝: 確率論手法による構造解析, 鹿島出版会, 1973.3.
- 6-4) 星谷勝: 確率論手法による振動解析, 鹿島出版会, 1974.8.
- 6-5) 日野幹雄: スペクトル解析, 朝倉書店, 1977.10.
- 6-6) L. マイロヴィッチ 著, 砂川恵訳: 電子計算機活用のための振動解析の理論と応用 (下),
ブレイン図書出版株式会社, 1984.10.
- 6-7) D.E.Newland 著, 坂田勝, 木村康治共訳: 不規則振動とスペクトル解析, オーム社,
1991.7.
- 6-8) 例えば, 戸川隼人: 有限要素法による振動解析, サイエンス社, 1997.1.
- 6-9) Den Hartog 著, 谷口修訳: 機械振動論, コロナ社, 1944.6.
- 6-10) 阿部雅人, 藤野陽三: マルティプル同調質量ダンパー (MTMD) の基本的特性,
土木学会論文集, No.465, pp.87-96, 1993.4.
- 6-11) 阿部雅人, 藤野陽三: マルティプル同調質量ダンパー (MTMD) の性能評価式,
土木学会論文集, No.465, pp.97-106, 1993.4.

○第7章に関する参考文献

- 7-1) 日本建築学会編：空間構造の数値解析ガイドライン，2001.5.
- 7-2) 日本MSC株式会社：MSC/NASTRANユーザーガイド基礎動解析(V68)，1998.5.
- 7-3) 日本建築学会編：空間構造の動的挙動と耐震設計第2章及び第4章，2006.3.
- 7-4) 大崎順彦：建築振動理論，彰国社，1996.11.
- 7-5) 大崎順彦：新・地震動のスペクトル解析入門，鹿島出版会，1994.5.
- 7-6) 例えば，山口宏樹：構造振動・制御，共立出版株式会社
- 7-7) 鹿島都市防災研究会編：都市・建築防災シリーズ4 制震・免震技術 第4章，
鹿島出版会，1996.10.
- 7-8) 小堀鐸二著：制震構造－理論と実際－第3章，鹿島出版会，1993.9.
- 7-9) 竹内ら：応答スペクトル法による中規模ラチスドームの地震応答評価，
日本建築学会構造系論文集，第579号，pp.71-78，2004.5.
- 7-10) 村田賢，八谷達樹，加藤史郎：上下地震動を受ける単層ラチスドームの動特性につ
いて，日本建築学会構造系論文集，第537号，pp.99-106，2000.11.

○第8章に関する参考文献

- 8-1) 立道郁生：空間構造の地震応答制御に関する研究，法政大学学位請求論文，2001.3.
- 8-2) 例えば，（社）日本機械学会編：振動のダンピング技術，株式会社養賢堂，1998.9.
- 8-3) 山口宏樹：構造振動・制御，共立出版株式会社，1996.5.
- 8-4) 例えば，背戸一登：構造物の振動制御，コロナ社，2006.4.
- 8-5) 藤野陽三，孫利民，山口宏樹：マルチプル TMD・TLD の特性の把握，
構造工学論文集 Vol.38A，pp.825-836，1992.3.

発 表 論 文

本研究に関わる主要な発表論文を以下に示す。

1 . 学 術 論 文

- (1) 吉中進, 川口健一: 分散型 MTMD による大スパン建築構造の振動制御
ーアーチモデルを用いた振動台実験ー, 日本建築学会構造系論文集 (審査中).
- (2) 吉中進, 川口健一: 分散型 MTMD による大スパン建築構造の振動制御
ー複数モード制御のための MTMD バンド幅設定法ー, 日本建築学会構造系論文集,
第 608 号, pp.77-84, 2006 年 10 月.
- (3) Susumu YOSHINAKA and Ken'ichi KAWAGUCHI : Spatially Dispersed TMDs
Based on MTMD Method for Vibration Control of Multi-modes of Large Span
Structures,
BULLETIN OF EARTHQUAKE RESISTANT STRUCTURE RESEARCH CENTER,
No.39, pp.149-158, 2006.3.
- (4) 吉中進, 川口健一: 分散型 MTMD による大スパン建築構造の振動制御
ーMTMD の空間配置についてー, 構造工学論文集 Vol.52B, pp.41-51, 2006 年 3 月.
- (5) 吉中進, 川口健一: 分散型 MTMD を用いた単層円筒ラチスシェルの振動制御,
東京大学生産技術研究所所報生産研究, Vol.57, No.6, pp.42-45, 2005 年 11 月.
- (6) 吉中進, 川口健一: 大スパン建築構造における複数モード制御のための MTMD 法に
基づく分散型 TMD に関する研究,
日本建築学会構造系論文集, 第 586 号, pp.123-130, 2004 年 12 月.
- (7) 吉中進, 川口健一: 分散型 TMD による空間構造の振動制御,
鹿島建設技術研究所年報, pp.39-40, 2004 年 9 月.
- (8) 吉中進, 川口健一: 分散型 TMD による空間構造の振動制御に関する一考察,
構造工学論文集 Vol.50B, pp.627-634, 2004 年 3 月.

- (9) Susumu YOSHINAKA and Ken'ichi KAWAGUCHI : SOME SURVEYS OF MULTIPLE TMD SYSTEMS FOR LARGE SPAN STRUCTURES,
BULLETIN OF EARTHQUAKE RESISTANT STRUCTURE RESEARCH CENTER,
No.36, pp.143-148, 2003.3.

2 . 口 頭 発 表

- (1) 吉中進, 川口健一 : MTMD 法を用いた空間構造の振動制御
ードーム状構造物への MTMD の適用ー, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造 I ,
pp.777-778, 2006 年 9 月.
- (2) 吉中進, 川口健一 : MTMD 法を用いた空間構造の振動制御
ーMTMD の最適配置についてー,
日本建築学会学術講演梗概集, 構造 I , pp.861-862, 2005 年 9 月.
- (3) 吉中進, 川口健一 : 分散型 TMD による空間構造の振動制御,
第 8 回運動と振動の制御シンポジウム, 2003 年 10 月.
- (4) 吉中進, 川口健一 : 分散型 TMD を用いた空間構造の振動制御,
その 2 複数 TMD の同調比の設定について,
日本建築学会学術講演梗概集, 構造 I , pp.811-812, 2003 年 8 月.
- (5) 吉中進, 川口健一 : 分散型 TMD を用いた空間構造の振動制御,
その 1 TMD の変位と配置に対する考察,
日本建築学会学術講演梗概集, 構造 I , pp.909-910, 2002 年 9 月.
- (6) H.Tsubota, S.Yoshinaka and K.Ikeda : Construction of a Dome over an Existing Stadium.
Part2: Verification of Structural Safety, Proceedings of IASS Symposium,
REALIZATION, pp.J125-J312, 1999.

以上

Appendix

Appendix 1. 大スパン鉄骨造渡り廊下の床振動制御

A1-1. はじめに

通常の TMD 設計法を用いて複数の振動モードを制御した例として, 2002 年度の日本建築学会大会で 36m スパンの大スパン鉄骨造渡り廊下における床振動制御の例が報告された。ここでは, 報告されたモデルを参考に, 学会論文で示された手法と提案する MTMD を用いた手法の制振効果の比較を行う。

[参考論文]

森田秀喜, 細野久幸, 辻英一: 36m スパンを持つ渡り廊下の床振動制御,
日本建築学会大会学術講演梗概集(東北), 構造Ⅱ, pp.681-682, 2002.8.

A1-2. 解析モデル

既往の論文を参考にして図 A-1.1 のような解析モデルを設定した。参考論文では 3 次元でモデル化を行っているが, ここでは簡略化して 2 次元でモデル化した。支点間の距離は 32.4m, 骨組の高さは 4.1m である。このようにアーチ材と下弦材で構成される構造形式は一般にボウストリングと呼ばれている。

表 A-1.1 に部材断面を示す。論文で示された部材断面を用いて線形固有値解析をしたところ固有振動数の解析結果が論文の結果と一致しない。この理由は, 論文で示されたモデルは現場の実測値に合わせるため, 仕上げ材の剛性を入れて解析しているためであると思われる。そこで, 1 次と 2 次モードの固有振動数が近接しているという条件を合わせるために, 部材断面は論文で示されたものと比較して若干大きくしている。

材料は鋼材を仮定し, 各部材間は剛接合で, 境界はピン支持とした。自重は構造部材の重量を鋼材の材料密度 7.85t/m^3 で与え, 厚さ 150mm のコンクリート床スラブ重量を非構造質量として下弦材に与えた。

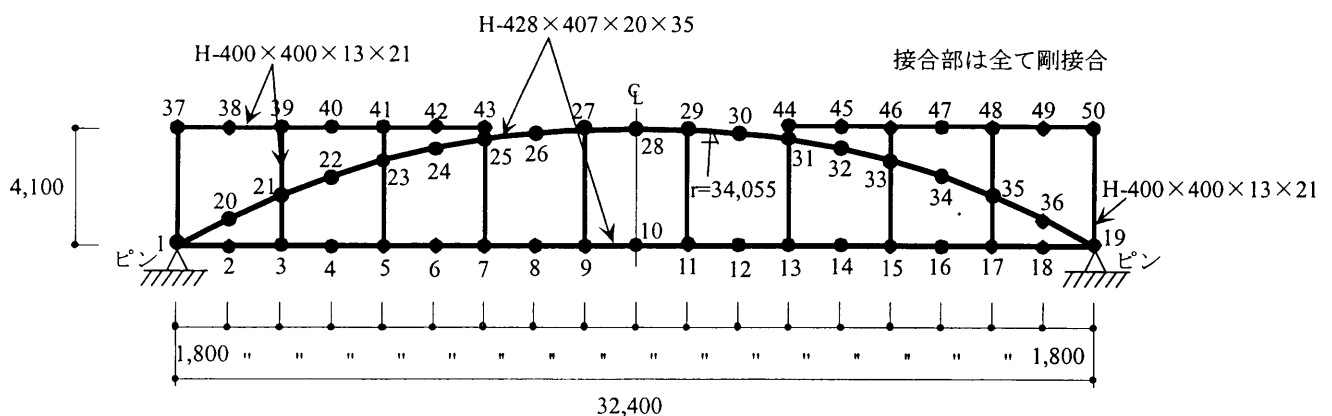


図 A-1.1 渡り廊下解析モデル

表 A-1.1 部材断面

部材	断面
アーチ	H-428×407×20×35
下弦材	H-428×407×20×35
上弦材	H-400×400×13×21
柱	H-400×400×13×21

表 A-1.2 に論文で示された仕上げ材の取り付け後に実モデルで現地測定された値と上記の解析モデルを用いて行った線形固有値解析の結果を比較する。実測値は仕上げ材の影響もあり、固有振動数が高く、剛い結果となっているが、1次と2次の振動数が近接しているという性質は似ている。

表 A-1.2 固有振動数の比較（単位：Hz）

モード次数	論文で示された実測値	固有値解析結果
1次	4.35	2.70
2次	4.95	2.96

図 A-1.2 と図 A-1.3 にモード形状を示す。1次モードの腹（最大振幅点）は、節点6と節点14、2次モードの腹は節点10である。（図中の数字は節点番号）

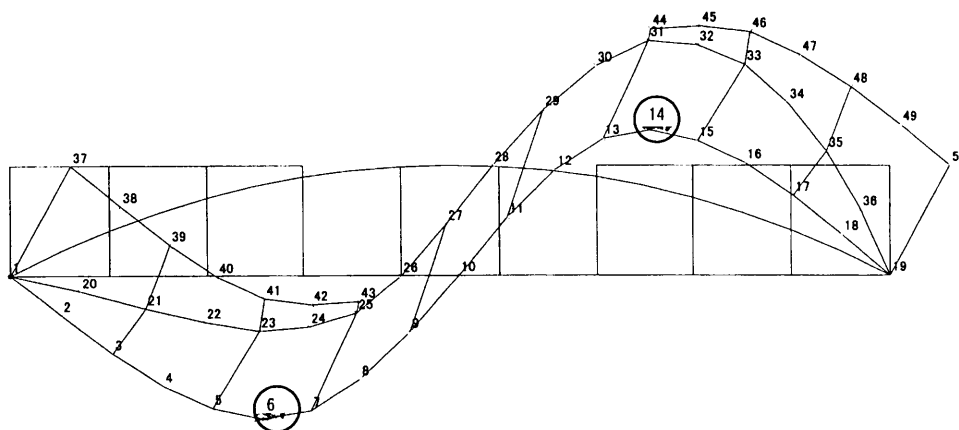


図 A-1.2 1次モード

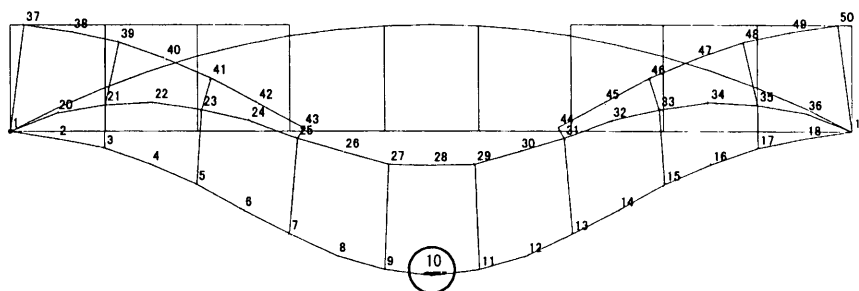


図 A-1.3 2次モード

A1-3. 通常 TMD を用いた場合

最初に、通常 TMD を用いた時刻歴応答解析の結果を述べる。

(1) TMD の配置と設定

構造物の自重は約 50.0tf である。TMD 1 個の質量は論文に合わせて 500kg とした。構造全体の質量に対する質量比は 1.0% である。論文では 1 次モード制御用として節点 6 と節点 14 に 1 個ずつ、2 次モード制御用として節点 10 に 2 個の合計 4 個の TMD が配置されており、個々の TMD のパラメーターは各モードで最適となるように設定されている。図 A-1.4 に TMD の配置を示す。今回の解析においても論文と同じ設計手法を用い、TMD11 と TMD12 は 1 次モードに対する同調比を 0.99 とし、TMD21 と TMD22 は 2 次モードに対する同調比を 0.99 とした。減衰比は全て 6.1% で同じとした。

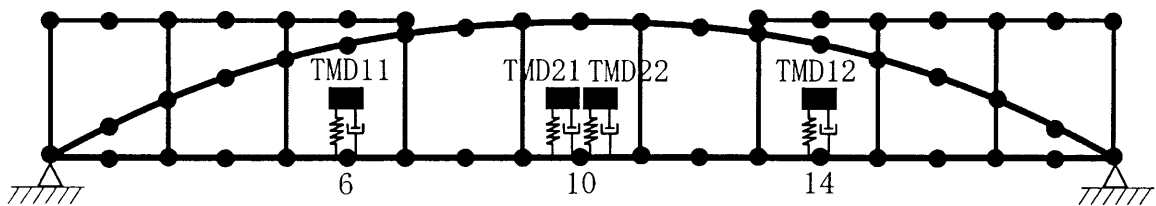


図 A-1.4 通常 TMD の配置

(2) 時刻歴応答解析

1 次と 2 次それぞれのモードに対する TMD の効果を調べた。論文では入力として歩行波が与えられているが、ここでは TMD による制振効果を評価し易いように調和外力波を与えた。構造物の減衰は、1 次の固有振動数に対して 2.0% の剛性比例型とした。

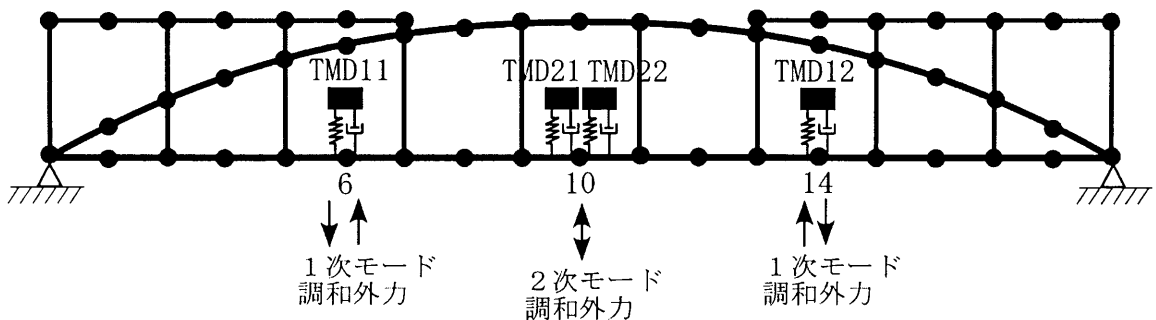


図 A-1.5 調和外力の载荷位置

(3) 解析結果

① 1 次モードに対する通常 TMD の制振効果

1 次モード形状に近い応答を作成するため、図 A-1.5 に示すように 1 次の腹にあたる節点 6 と節点 14 に 1 次固有振動数の調和外力を位相が逆となるように鉛直方向に与えた。振幅は 1.0tf とした。

図 A-1.6 に TMD が無い場合と、TMD11 と TMD12 を設置したときの節点 6 の鉛直方向変位に関する時刻歴応答を示す。1 次モードの腹に TMD を設置することにより、大きな制振効果が得られるのが分かる。

図 A-1.7 に TMD11 と TMD12 のみを設置した場合と、TMD21 と TMD22 も設置して合計で 4 個の TMD を設置した場合の応答の比較を示す。2 次モードの腹に設置した TMD21 と TMD22 は、1 次モードの節の位置に設置されているため、1 次モードに対しては全く制振効果が得られないことが分かる。

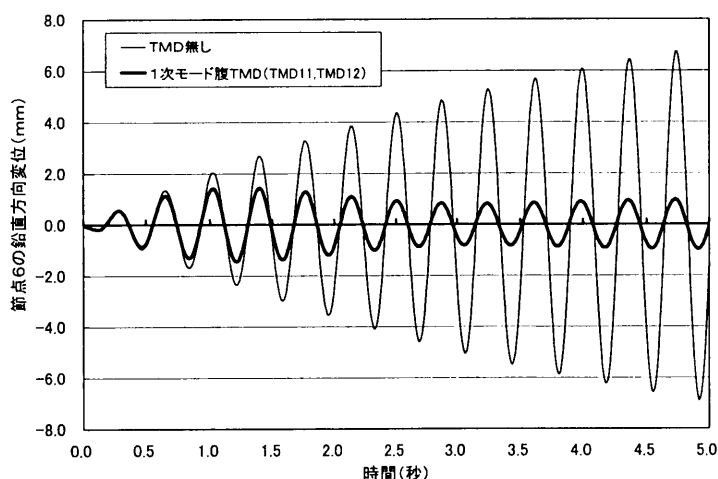


図 A-1.6 節点 6 の鉛直方向応答変位

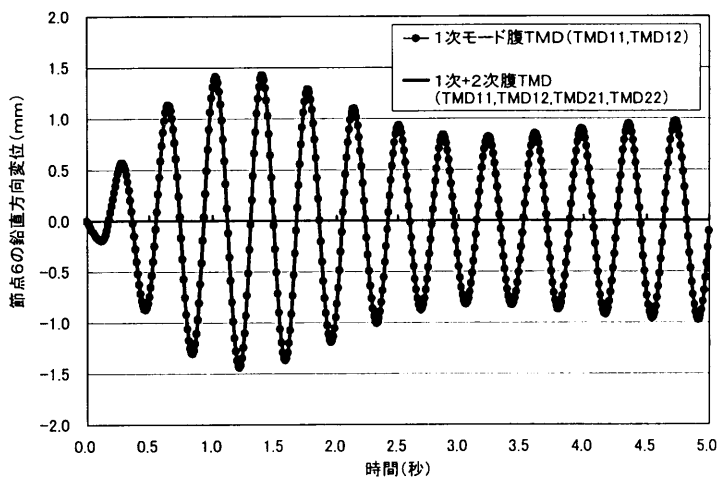


図 A-1.7 節点 6 の鉛直方向応答変位の比較

② 2 次モードに対する通常 TMD の制振効果

2 次モード形状に近い応答を作成するため、2 次の腹にあたる節点 10 に 2 次の固有振動数の調和外力を鉛直方向に与えた。振幅は 1.0tf とした。

図 A-1.8 に TMD が無い場合と、TMD21 と TMD22 を設置したときの節点 10 の鉛直方向変位に関する時刻歴応答を示す。2 次モードの腹に TMD を設置することにより大きな制振効果が得られることが分かる。

同図中に2次の腹には設置しないで、1次の腹のみにTMDを設置した場合（TMD11とTMD22）の時刻歴応答も示す。ある程度の制振効果は得られるが、2次の腹に設置した場合に比較して効果は低い。一方、1次の腹のみにTMDを設置し、TMDの同調比を2次の固有振動数に合わせたときの応答も示す。同調比を調整すれば、1次モードの腹に設置した場合も、大きな制振効果が得られることが分かる。

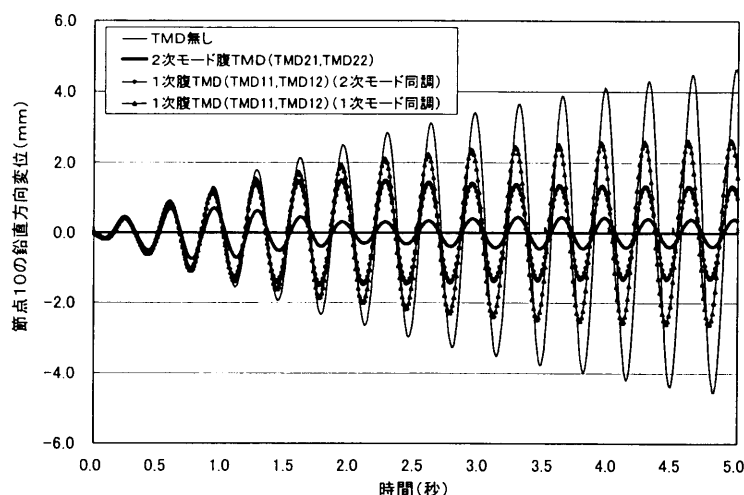


図 A-1.8 節点 10 の鉛直方向応答変位

図 A-1.9 に、2次モードの腹にTMDを設置した状態で、1次モードの腹にもTMDをさらに設置した場合における応答を示す。前述したように、同調比を2次に調整すれば、1次モードの腹に設置したTMDにより、さらに効果が上昇することが分かる。逆に同調比を1次に設定した場合には、2次モードに対する効果の上昇は非常に少ない。

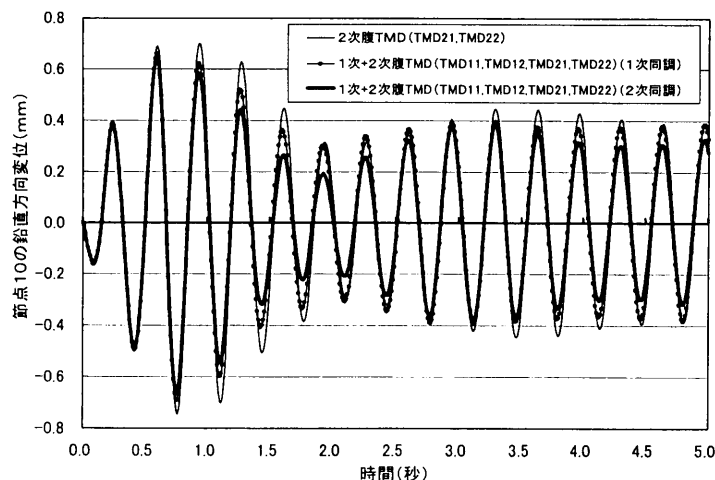


図 A-1.9 節点 10 の鉛直方向応答変位

以上の解析結果から、他の次数のモードを制振するために設置したTMDも位置がモードの節以外であれば、同調比を調整することにより、一定の制振効果があることが分かった。

A1-4. MTMD 法を用いた複数振動モード制御の提案

ここでは、複数の振動モードの制御に MTMD 法を用いた場合における制振効果を調べる。

(1) MTMD の設定

前章で解析したように、参考論文における TMD の配置と同調比の調整は、1 次と 2 次のモードを個別に制御する場合は最適なものと考えられるが、2 次モード制御のために設置した TMD が 1 次モードに対しては全く効果が無く、単に質量が増加するに過ぎないなど、1 次と 2 次のモードをまとめて制御する場合は最適であるとは考えにくい。しかし逆に、通常の TMD は同調比の誤差に敏感であり、他の振動モード制御用に設置した TMD が制振対象モードの節以外にある場合、TMD の設置により最適同調条件がずれるために制振効果が低下する可能性があることが知られており、既往の研究においても、他のモードの節になるような位置を選んで TMD を設置しているのが一般的である。

しかし、MTMD 法は同調比に対するロバスト性が高く、ある程度のバンド幅を持たせて同調比の設計をすることが可能である。そこで、ここでは MTMD 法を用いて制振対象とする複数の振動モードで共通に振幅の大きい点を MTMD の設置候補とする方法を提案する。

まず MTMD の配置をパラメータとして時刻歴応答解析により制振効果を比較検討した。

MTMD のバンド幅は 3. 3. 2 款で述べた、バンド幅の基準として提案されている以下の式を用いた。MTMD 1 個の質量比が 1.0% で、MTMD の個数が 4 個のとき、バンド幅の基準 B_c は

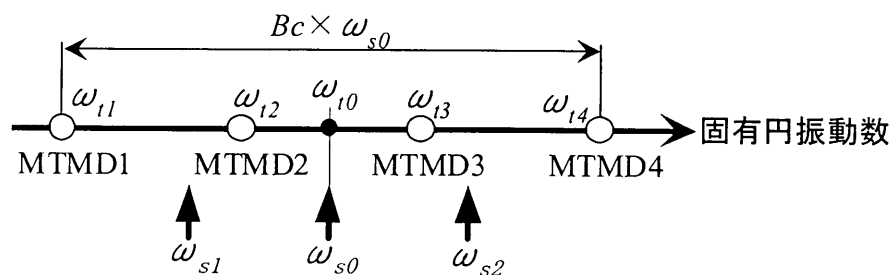
$$B_c = \frac{1}{4}(\sqrt{8\mu_{total}T}) = \frac{1}{4} \times \sqrt{8 \times 0.01 \times (\gamma + \log 4)} = 0.1536 \quad (\text{A-1.1})$$

ここで、 γ : Euler の定数 (0.57721)

1 次と 2 次のモードをまとめて制御することを考えて、1 次と 2 次の固有振動数の平均値である 2.83 (Hz) が、4 個の MTMD の固有振動数の平均となるように調整すると、各 MTMD の固有振動数は表 A-1.3 のようになる。MTMD の固有円振動数の分布と 1 次と 2 次モードの固有円振動数の関係は図 A-1.10 のようになる

表 A-1.3 各 MTMD の固有振動数 (Hz)

MTMD	MTMD1	MTMD2	MTMD3	MTMD4
固有振動数	2.61	2.76	2.90	3.05



ここで, ω_{t1} : MTMD1 の固有円振動数, ω_{t0} : MTMD1 ~ MTMD4 の中間の固有円振動数,
 ω_{s1} : 構造物の 1 次固有円振動数, ω_{s0} : 構造物の 1 次と 2 次の間固有円振動数

図 A-1.10 MTMD の固有円振動数の分布

各 MTMD の減衰定数は, 3.3 節で最適減衰の目安として提案された式を用いて計算し, 2.8%とした。

参考論文で 1 次と 2 次モードの制振のため用いられた方法は, 前章で述べたように TMD11 と TMD12 を 1 次モードの腹 (節点 6 と節点 14) に設置して 1 次の固有振動数に対して最適となる同調比を設定し, TMD21 と TMD22 を 2 次モードの腹 (節点 10) に設置して 2 次の固有振動数に対して最適となるように同調比を設定している。これは TMD の一般的な設計方法であると考えられる。TMD の設置位置は図 A-1.4 に示した。

MTMD の場合は 4 個の MTMD 全てが働く必要があるが, 図 A-1.4 の場合は 1 次モードの場合に TMD21 と TMD22 が作動しないため, Multiple 化を形成することが出来ない。よって MTMD の場合は, 2 つの振動モードで振幅が共に大きくなるような点を選んで MTMD の設置位置とした。

MTMD の 3 つの解析ケースにおける MTMD の設置位置を, 表 A-1.4 と図 A-1.11 ~ 図 A-1.13 にまとめる。

ケース 1 は, 1 次モードの腹と 2 次モードの腹の中間の節点に 4 個の MTMD を設置し, ケース 2 とケース 3 は, 各モードの腹に近い側の MTMD の固有振動数が, そのモードの固有振動数に近くなるように考慮して配置した。

なお, ここでの配置法はあくまで感覚的なものであり, 厳密な理論に基づくものではない。

表 A-1.4 MTMD の設置位置

解析ケース	MTMD1	MTMD2	MTMD3	MTMD4
ケース 1	節点 8	節点 8	節点 12	節点 12
ケース 2	節点 8	節点 12	節点 9	節点 11
ケース 3	節点 7	節点 13	節点 9	節点 11

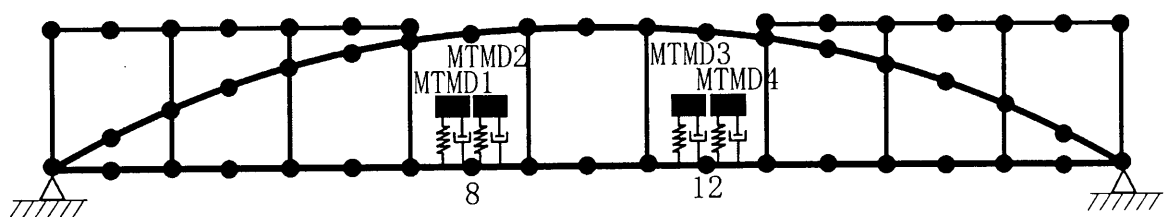


図 A-1.11 MTMD の配置位置（解析ケース 1）

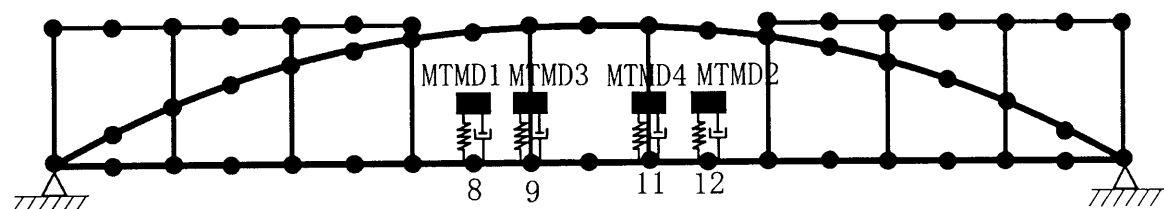


図 A-1.12 MTMD の配置位置（解析ケース 2）

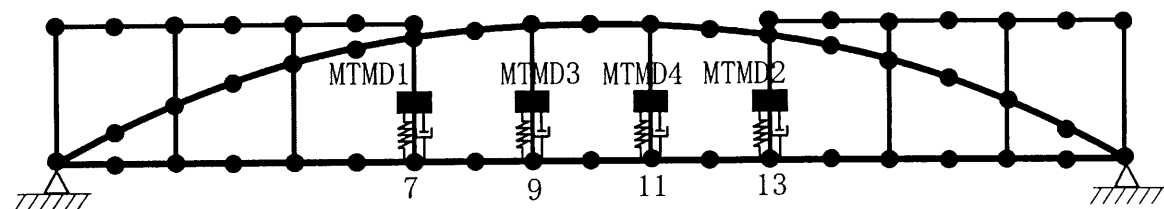


図 A-1.13 MTMD の配置位置（解析ケース 3）

（2）時刻歴応答解析

外力の位置及び固有振動数は通常 TMD の場合と同じとして、時刻歴応答解析を行った。図 A-1.14 に 1 次モードの腹に調和外力を与えたときの節点 6 の鉛直方向変位に関する時刻歴応答を示す。図 A-1.15 に 2 次モードの腹に調和外力を与えたときの節点 10 の鉛直方向変位に関する時刻歴応答を示す。

1 次と 2 次のモードの腹に TMD を設置した参考論文に示された一般的な設定と比較して、以下のことが確認される。

- ①MTMD ケース 1 は、1 次モードに対して効果が高いが、2 次に対しては効果が低下する。
- ②MTMD ケース 2 は、逆に 2 次モードに対して効果が高いが、1 次に対して効果が低下する。
- ③MTMD ケース 3 は、両方のモードに対して通常の TMD 設計法よりも効果が高い。

よって、1 次と 2 次の両方を制御する場合、1 次と 2 次のモード形状から考えた TMD の配置は、MTMD ケース 3 の配置法が効果的と考えられる。

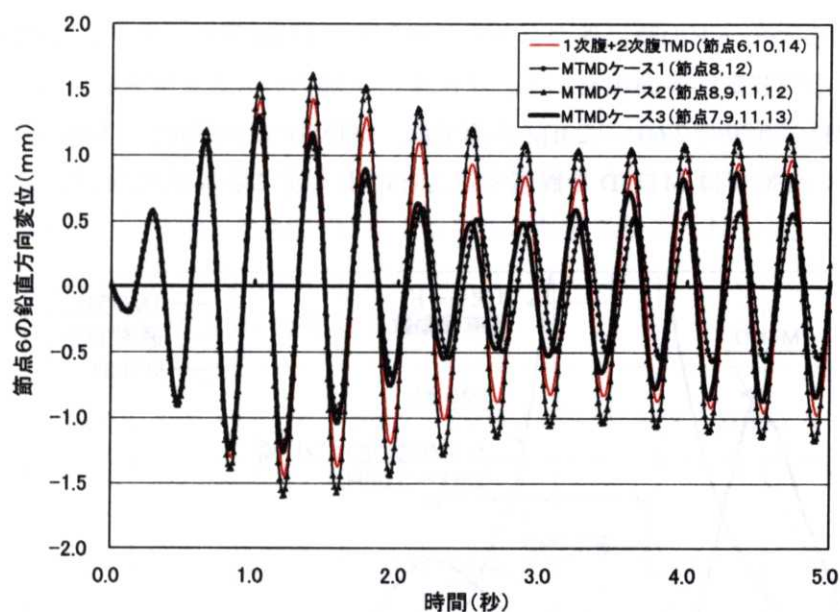


図 A-1.14 節点 6 の鉛直方向応答変位（1 次モード加力）

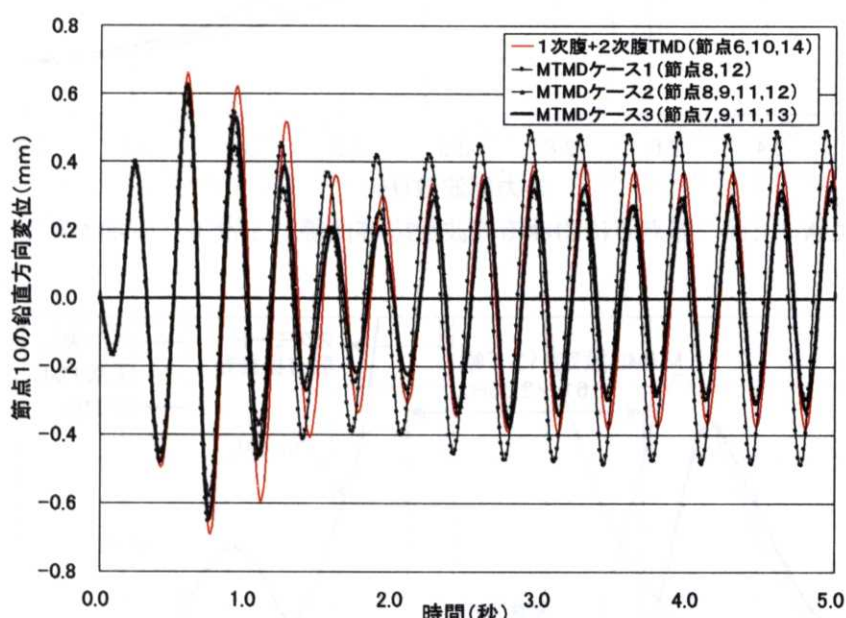


図 A-1.15 節点 10 の鉛直方向応答変位（2 次モード加力）

（3）周波数応答解析

図 A-1.16 に 1 次モードの腹に外力を与えたときの、TMD 無し、通常 TMD、MTMD ケース 3 における周波数応答曲線を示す。1 次モード固有振動数 (2.70Hz) 近傍の 2.51~2.96Hz の間では、MTMD の方が通常 TMD よりも制振効果が高いが、その外側では MTMD を設置することにより、MTMD が無い場合よりも逆に応答が大きくなっている。

図 A-1.17 に 2 次モードの腹に外力を与えたときの、TMD 無し、通常の TMD、MTMD ケース 3 における周波数応答曲線を示す。1 次モード加力のと様、2 次モード固有振動数 (2.96Hz) 近傍の 2.60~3.23Hz の間では、MTMD の方が通常 TMD よりも制振効果が高いが、その外側では MTMD を設置することにより逆に応答が大きくなっている。

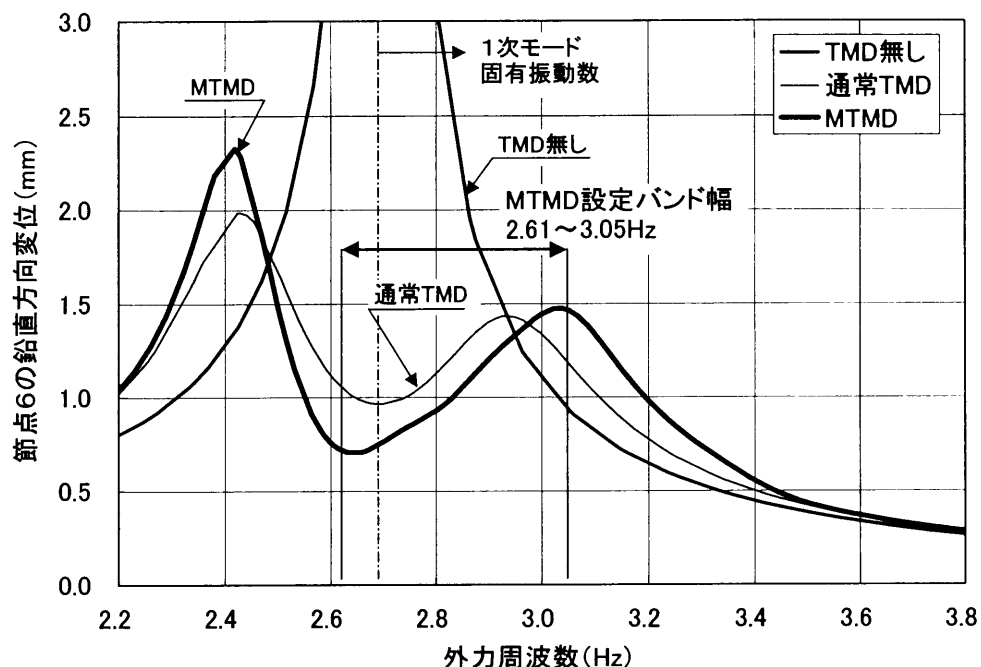


図 A-1.16 節点 6 における周波数応答曲線 (1 次モード加力)

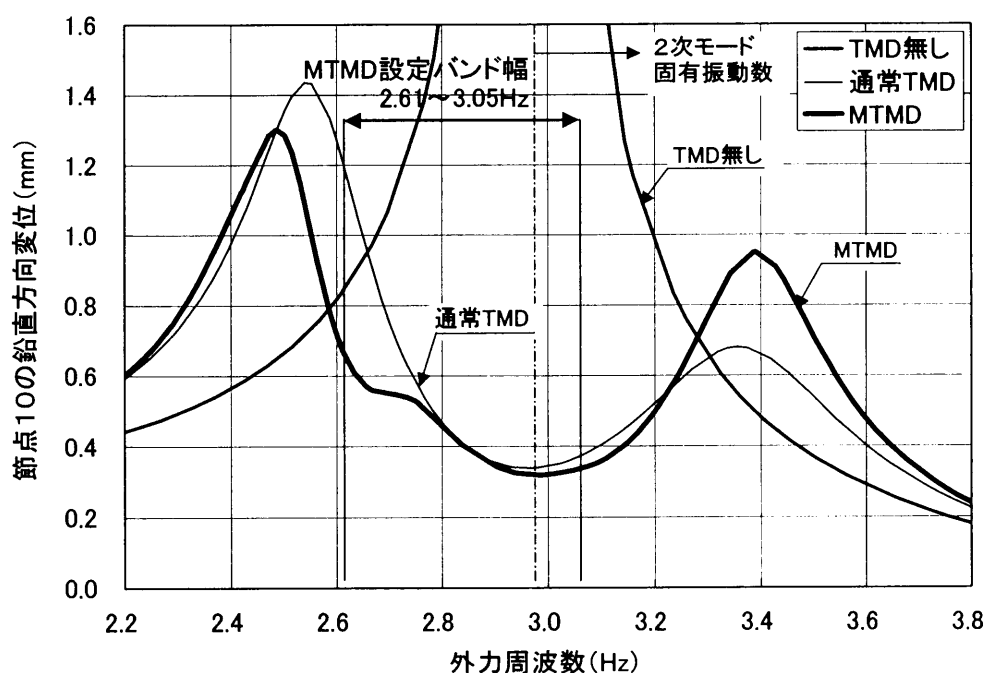


図 A-1.17 節点 10 における周波数応答曲線 (2 次モード加力)

A1-5. まとめ

ここでは、2002 年度建築学会大会学術講演梗概集で報告された複数振動モードの制御に TMD を適用した例を参考にして、同じ TMD の合計質量を持つ論文で報告された通常の TMD を用いた手法と、提案した MTMD による手法の制振効果を比較した。

解析の結果、得られた結論を以下にまとめる。

- (1) MTMD 法を用いることにより、通常の TMD を用いた手法と比較して、制御対象とする複数振動モードの固有振動数周辺における制振効果を上げることが可能となる。
- (2) MTMD 法を用いた場合は、制御対象とする振動モードの固有振動数の両側（MTMD 設定バンド幅の外側）でのピークが大きくなる傾向がある。

よって外乱の周波数幅が広い場合には、バンド幅を広くするなどの再調整が必要となると思われる。

今回の解析結果は、あくまで MTMD を用いた複数振動モード制御の一例に過ぎず、さらに効果の高い配置や設定があると思われるが、大スパン鉄骨造渡り廊下の床振動制御の場合において、通常の TMD を用いた手法と比較して制振効果が向上する可能性があることを確認することが出来た。

Appendix 2. ロック式 TMD の提案

TMD はチューニングした構造物の共振点近傍における制振効果は高いが、共振点から離れた周波数領域では、一般的に TMD を取り付けることにより逆に応答が大きくなる。

また MTMD の場合は、本論文で述べたように、複数の MTMD の設定バンド幅（MTMD の最低固有振動数から最高固有振動数まで幅）の内側では通常の TMD よりも制振効果が高いが、バンド幅の外側では応答のピークが高くなり効果が落ちる傾向にある。応答曲線の例を図 A-2.1 に示す。

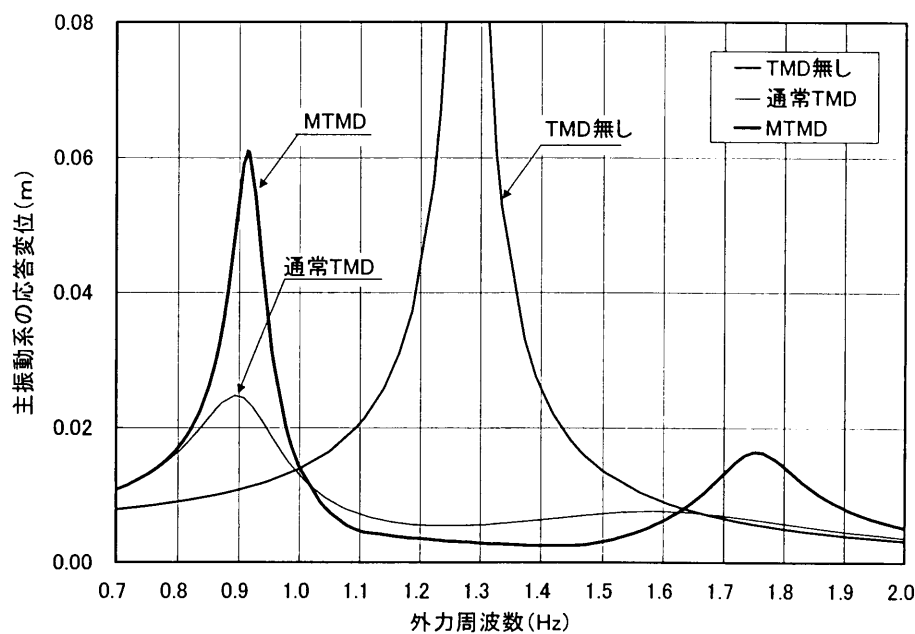


図 A-2.1 周波数応答曲線の例

そこで構造物にセンサーを取り付け、TMD のロック機構を用いて、振動数に応じて TMD の ON（作動状態）と OFF（非作動状態）を切り替える方法を提案する。OFF の場合は TMD は単なる質量の増加（通常は建物全体の 1% 程度）となる。図 A-2.2 に概念図を示す。ロック機構を用いた場合の応答曲線の例を図 A-2.3 に示す。

制御フローをまとめると以下のようなになる。

- ① 建物に設置されたセンサーが振動数を読み取る。
- ② 設計チャートに従い、読み取った振動数からコントローラーが TMD の ON・OFF を判断する。
- ③ TMD が ON の場合は TMD をそのまま作動させ、OFF の場合はロック機構により TMD をロックする。

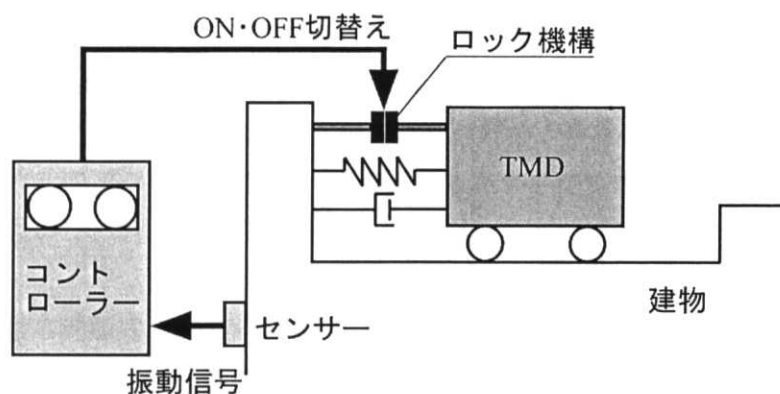


図 A-2.2 ロック機構を持った TMD 概念図

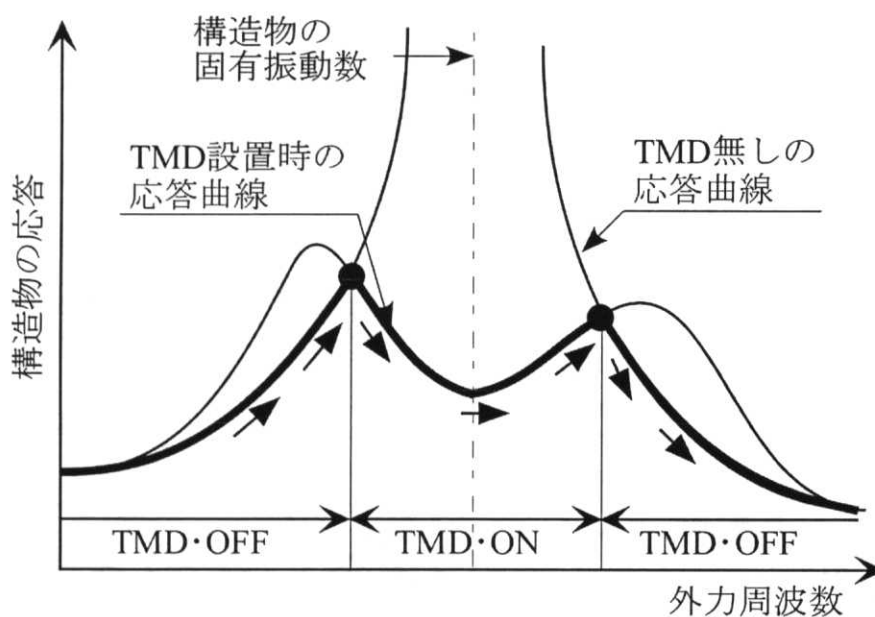


図 A-2.3 ロック機構を用いた場合の周波数応答曲線

MTMD のように複数個の TMD を使用する場合、振動数に応じて TMD のバネを選択することにより、最も効果の高い MTMD のパターンを選択することが出来る。

MTMD のバネの選択（設定バンド幅の変更）による構造物の応答曲線の例を図 A-2.4 に示す。図 A-2.5 に制御フローとバネの選択（MTMD タイプの選択）による応答曲線の変化の様子を示す。

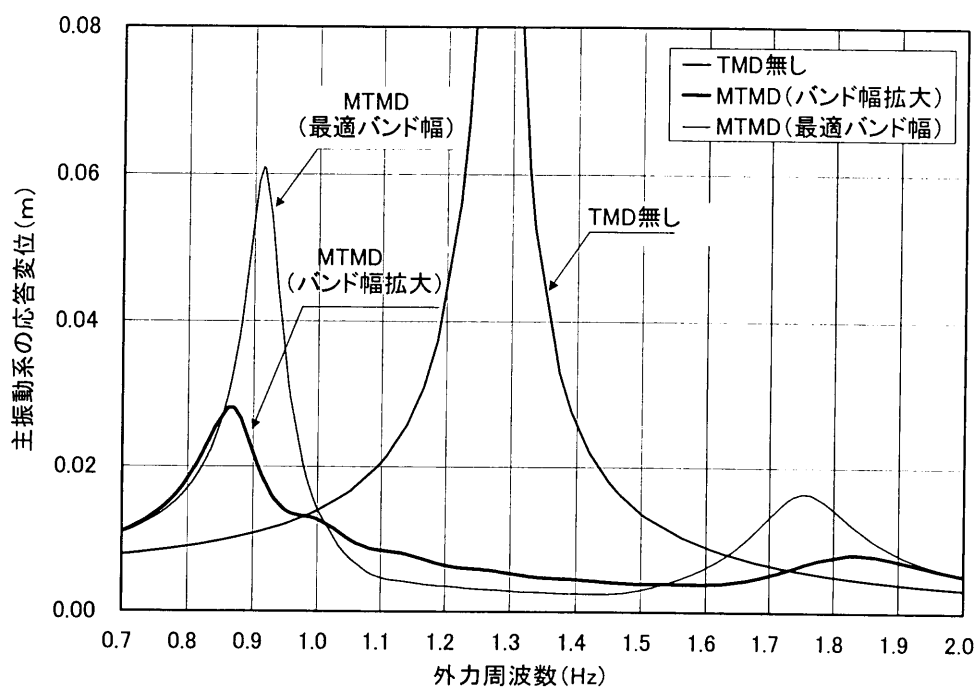


図 A-2.4 バンド幅の変化による周波数応答曲線の比較

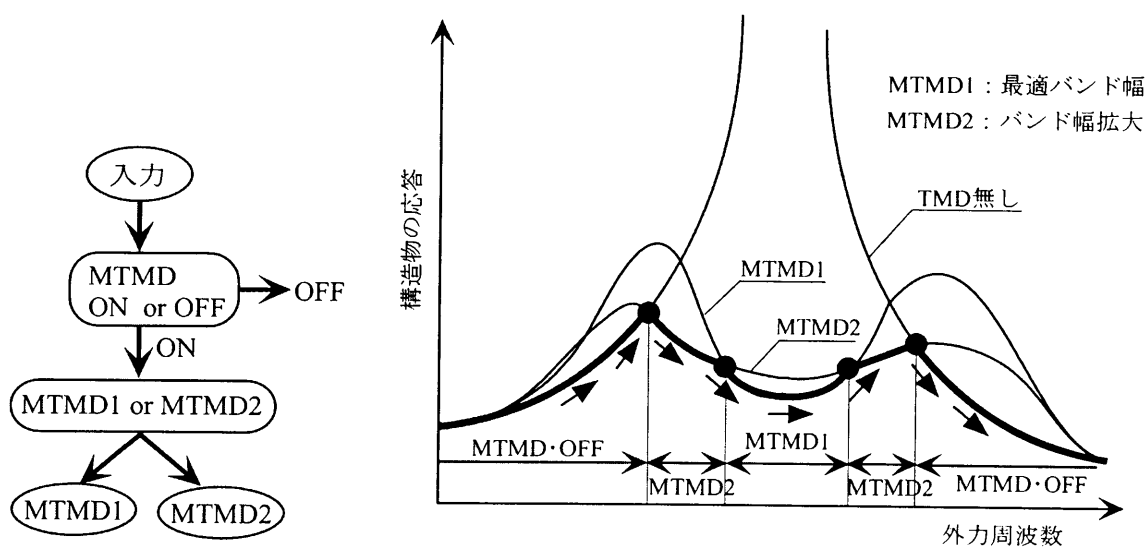


図 A-2.5 制御フローと MTMD タイプの選択による周波数応答曲線の変化

ここで提案した技術の効果を以下にまとめる。

- ①外部からエネルギーを導入することなく、TMD の ON・OFF だけで、これまでの TMD を設置することにより逆に応答が大きくなる周波数領域が存在するという問題を取り除くことができる。
- ②本論文中でも述べたが、複数個の TMD を用いる MTMD の場合は、設定バンド幅の内側では通常の TMD よりも制振効果が高いが、設定バンド幅の外側で MTMD を設置するこ

とにより、ピークの大きくなる傾向が、通常の TMD より大きいというデメリットがあった。しかし、TMD のロック機構を用いることにより、デメリットを取り除き、全ての周波数領域に亘って通常の TMD よりも制振効果を大きくすることが可能となる。

③MTMD の場合は、外力周波数に応じて使用するバネを変更することによって、更なる効果の向上を図ることが出来る。

提案した技術の課題は、センサーとコントローラーをいかに小型で簡易なものとする事が出来るかであるが、最近のセンサーの技術の発展は著しく、ミリサイズのユニットの中にセンサ、無線回路、CPU を装備したものもある。そのため、将来的には十分に可能な技術であると思われる。

また、MTMD のように設定バンド幅の外側にあるピークが鋭く、ON にする周波数幅が広く、OFF にしたい周波数幅が非常に狭い場合は、構造体と MTMD の振動性状に影響を与えない非常に小さい質量とバネから構成されるセンサーを構造体に設置して、OFF にしたい周波数にバネを調整し、センサーが共振して大きく振れはじめた時点で MTMD をロックするという簡単な方法も考えられる。

謝 辭

謝 辞

本論文は、鹿島建設株式会社が在籍時における東京大学生産技術研究所・受託研究員としての「空間構造用振動制御の開発」を出発点として、半年間の東京大学大学院博士課程学生を経て、現在の東京大学生産技術研究所・助手に至る約5年間の研究成果を纏めたものである。

研究当初から、東京大学生産技術研究所の川口健一教授には、終始懇切丁寧なご指導をいただき、研究を進める上で数々の大変貴重な示唆をいただくことができました。著者は川口先生から、東京大学大学院修士課程から現在まで、研究のみならず、大学の研究者としての日常の心構えに至るまで、時には厳しく、そして温かなご指導をいただき、大スパン建築構造の研究者としての模範を示していただきました。今から考えると研究は、阪神淡路大震災の被害調査のために、学生時代に川口先生と足を棒にして歩き回った時点で既に始まっていたように感じられます。また、著者が社会人として論文を提出するにあたり一番苦労したことは、研究を継続するための環境を作ることでありましたが、川口先生からは常に最大限の研究環境を与えていただきました。ここに、深く御礼申し上げます。

学位論文審査においては、藤野陽三教授、桑村仁教授、久保哲夫教授、高田毅士教授、塩原等助教授の諸先生に、審査を通じて大変貴重なご指導を賜りました。特に本研究は藤野教授により提案された方法がなくては成立しないものであり、多数の貴重な助言や、励ましのお言葉をいただきました。ここに諸先生に、厚く御礼申し上げます。

川口研究室のスタッフとして、大矢俊治技術専門職員と鶴原康子技術補佐員からは、常に温かく見守っていただき、研究を進める上で数々の支援をいただきました。ここに、厚く御礼申し上げます。

本研究は、鹿島建設技術研究所在籍時に開始したものです。研究を進める上で数々のご支援と貴重な助言をいただきました坪田張二建築技術研究部部長（当時）、五十嵐克哉建築構造グループ長（当時）、鈴木紀雄建築構造グループ長（当時）、山田登志郎先端技術グループ長（当時）に深く感謝いたします。特に、坪田博士からは本論文のみならず、建設会社における大スパン建築構造研究の進め方に関して、数々の貴重な助言とご指導をいただきました。大スパン建築構造の実用化研究を坪田博士に、大学での理論を中心とした研究を川口教授にご指導いただいたことは、研究者としての自分の財産であると考えます。

（故）東京大学生産技術研究所半谷裕彦教授からは、修士課程を卒業した後も、研究者として道を歩むための心構えを様々な場面で示していただきました。半谷先生に直接論文をご覧いただけないのは非常に残念ですが、ここに半谷先生から賜った数々の恩顧に対して、深く感謝の意を示させていただきます。

研究室のゼミ合宿では、金沢工業大学高山誠教授、名古屋大学大森博司教授、近畿大学藤井大地助教授、日本建築学会・耐震性能小委員会において、京都大学大崎純助教授、豊橋技術科学大学加藤史郎教授、東京工業大学との共同研究「シェル・空間構造物の応答制御と減衰に関する研究」において、日本大学新宮清志教授、前田建設工業株式会社立道郁生博士らから、研究を進める上で大変貴重な助言をいただきました。ここに深く感謝申し上げます。

鹿島建設池田一成氏からは、本論文の作成にあたり、貴重な図面や写真を提供いただきました。論文の取り纏めにあたっては、株式会社大林組金山敬博士より、様々な助言をいただきました。ここに厚く御礼を申し上げます。

本研究の実施にあたっては、（財）鹿島学術振興財団より、研究助成をいただきました。ここに深く御礼を申し上げます。

最後に、常に研究者としての目標である父・龍之進埼玉大学名誉教授と、研究生活を終始温かく見守ってくれた母・裕子に深く感謝いたします。

2007年3月
吉 中 進