

第2章 制震システム

第2章 制震システム

2. 1. 高減衰構造の振動特性

1及び5ユニットモデルを用いて高減衰構造の基本的な振動特性を検討し、設計に有効となる指標に関して考察する。

(1) 複素固有値解析

高減衰構造の振動特性（減衰定数、固有周期）を、減衰係数をパラメータとした複素固有値解析により把握する。

a) せん断型ユニットモデル

オイルダンパを柱梁架構内にブレース等を介して設置し、フレーム部分がせん断型モデルにより表現される場合の高減衰構造を表す振動解析モデルは、図 2-1-1 に示すような3要素マックスウエル型モデルとなる。この振動解析モデルの構成は、まずオイルダンパの力学モデルが、図 2-1-2 に示すようなダッシュポット：Cとバネ Kd が直列結合されたマックスウエル型モデルとして表現され、そしてこのマックスウエル型モデルに、さらにブレース剛性：Kb が直列に結合され、Kd と Kb を合成して図 2-1-1 のマックスウエル型モデルの剛性 k として扱う。振動モデル全体は、このマックスウエル型モデルとフレーム剛性：Kf が並列に配置されて3要素マックスウエル型モデルとなる。この3要素マックスウエル型モデルでは、オイルダンパにより付加できる減衰定数：h は、減衰係数：C と剛性比：N=k/Kf により決まる。この振動特性は剛性比と減衰係数をパラメータとした複素固有値解析により把握することができる¹⁾。

図 2-1-1 の振動モデルの運動方程式は、

$$m\ddot{x}_1 + c(\dot{x}_1 - \dot{x}_2) + K_f \cdot x_1 = 0 \quad (2-1-1)$$

$$-c(\dot{x}_1 - \dot{x}_2) + k \cdot x_2 = 0 \quad (2-1-2)$$

となり、行列で表すと、

$$\begin{bmatrix} m & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{x}_1 \\ \ddot{x}_2 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} c & -c \\ -c & c \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} K_f & 0 \\ 0 & k \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{Bmatrix} = 0 \quad (2-1-3)$$

となる。 $\{x\} = \{X\}e^{\lambda t}$ とおいて

$$\left(\begin{bmatrix} m & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \lambda^2 + \begin{bmatrix} c & -c \\ -c & c \end{bmatrix} \lambda + \begin{bmatrix} K_f & 0 \\ 0 & k \end{bmatrix} \right) \begin{Bmatrix} X_1 \\ X_2 \end{Bmatrix} = 0 \quad (2-1-4)$$

固有方程式は、

$$\begin{vmatrix} m\lambda^2 + c\lambda + K_f & -c\lambda \\ -c\lambda & c\lambda + k \end{vmatrix} = 0 \quad (2-1-5)$$

となり、次の3次方程式を解くことにより複素固有値が得られる。

$$m c \lambda^3 + m k \lambda^2 + (c \cdot K_f + c \cdot k) \lambda + K_f \cdot k = 0 \quad (2-1-6)$$

複素固有値を λ (λ_R :実部、 λ_I :虚部)として、減衰定数 h 、及び固有周期 T を以下の式によって計算する。

$$\lambda = \lambda_R + i\lambda_I = -h\omega \pm i\omega\sqrt{1-h^2} \quad (2-1-7)$$

ここで、

$$|\lambda| = \sqrt{(-h\omega)^2 + (\omega\sqrt{1-h^2})^2} = \omega \quad (2-1-8)$$

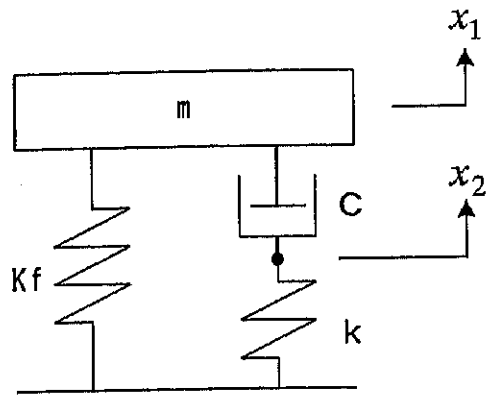
であるから、減衰定数 h は、

$$h = -\lambda_R / \omega = -\lambda / |\lambda| \quad (2-1-9)$$

また、減衰固有周期 T は、

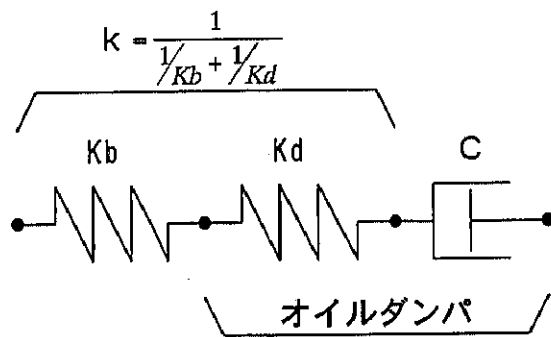
$$T = 2\pi / \omega\sqrt{1-h^2} = 2\pi / \lambda_I \quad (2-1-10)$$

となる。図 2-1-3 に減衰係数 C をパラメータとして減衰定数 h 、及び固有周期比 T/T_f を示す。この図においては、フレーム剛性のみによる固有円振動数 ω_f 、及び質量 m により減衰係数 C を無次元化できるため、この無次元化減衰係数を横軸とし、剛性比 N をパラメータとした。固有周期比は、フレームのみによる固有周期 T_f により無次元化して示す。剛性比 N は、実構造物で設定可能な範囲として $0.2 \sim 1.0$ の範囲で設定した。これらの結果によると、減衰定数 h は減衰係数 C の増加とともに増加し、ある減衰係数 C で最大値を示した後は減少していく。この減衰定数 h の最大値は、剛性比 N が大きいほど大きな値となり、その減衰定数 h を与える減衰係数 C も大きな値となる。この減衰定数 h が最大となる時の減衰係数 C を最適減衰係数 C_{opt} として定義する。また、固有周期比 T/T_f は、減衰係数 C の増加とともに減少して、 $K_f + k$ による固有周期比に近づき、その変化は剛性比が大きいほど急激である。最適減衰係数における固有周期比は K_f による固有周期比と $K_f + k$ による固有周期比の中間的な値となる。



C: オイルダンパ減衰係数
 Kf: フレーム剛性
 k: 付加剛性
 N: 剛性比 (=k/Kf)

図2-1-1. 高減衰構造の振動解析モデル
 (3要素マックスウェル型モデル)



C: オイルダンパの減衰係数
 Kb: ブレース剛性
 Kd: オイルダンパ剛性
 k: 付加剛性

図2-1-2. オイルダンパ及びブレースの力学モデル

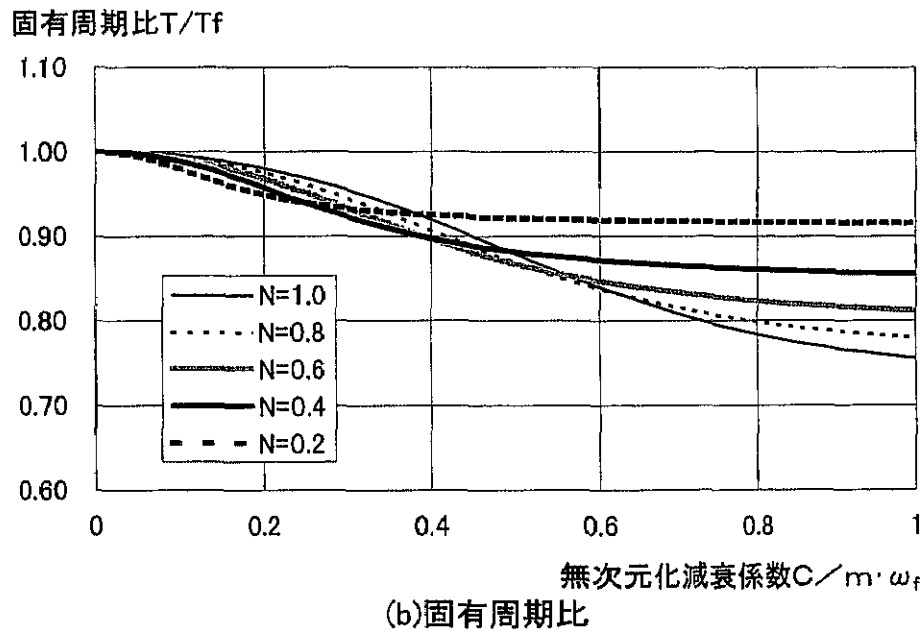
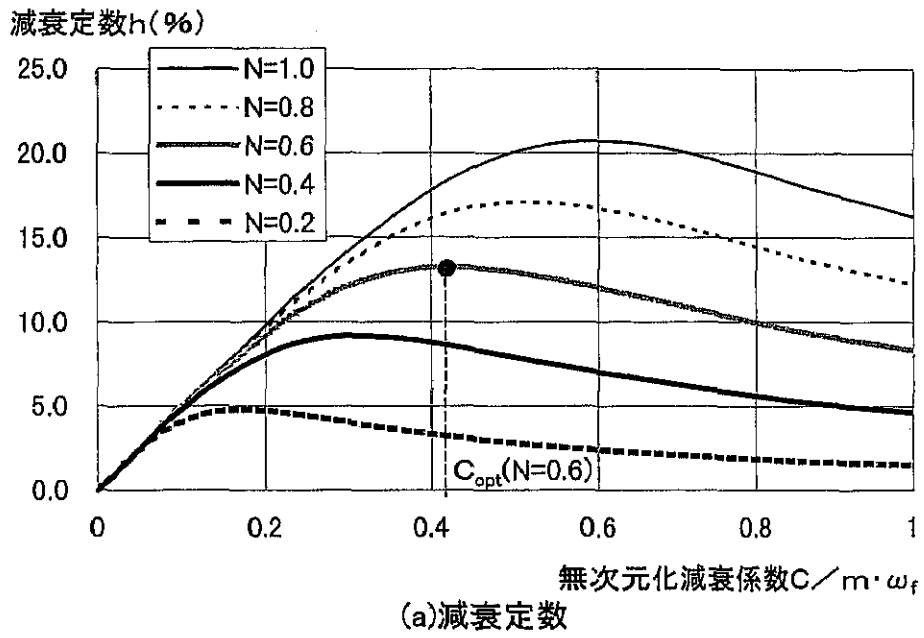


図2-1-3. 減衰定数、及び固有周期比

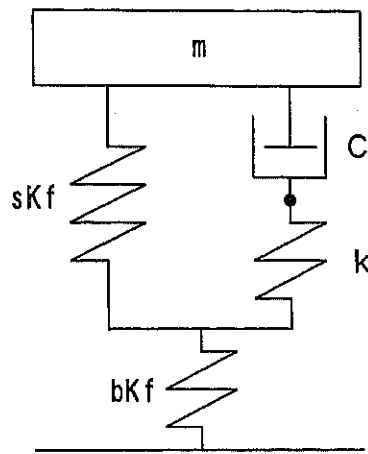
b) 曲げせん断型ユニットモデル

フレーム部分が曲げせん断型モデルにより表現される場合では、高減衰構造の振動解析モデルは、フレーム部分の曲げ剛性を bK_f 、せん断剛性を sK_f として図 2-1-4 のように表現される。この場合においても減衰定数 h 、及び固有周期 T は複素固有値解析により計算できる。ここで、せん断変形を δ_s 、全体変形を δ として、せん断変形比率 S を以下の式で定義する。

$$S = \frac{\delta_s}{\delta} = \frac{b k_f}{s k_f + b k_f} \quad (2-1-11)$$

このせん断変形比率 S が減衰定数 h に与える影響を確認するため、せん断剛性 sK_f に対する剛性比 $N(=k/sK_f)$ が 0.2、0.6、1.0 の 3 ケースについて検討する。せん断剛性 sK_f のみによる固有円振動数 ω_f (曲げ剛性が無限大) と質量 m とで減衰係数 C を無次元化した値を横軸とし、せん断剛性比 S をパラメータとして計算した減衰定数を図 2-1-5 に示す。

これらの結果から、せん断変形比率 S の低下とともに減衰定数 h は減少することがわかる。せん断変形比率が減少する高層建物の上層階や、塔状建物などに高減衰構造を適用する時には、全体変形に占めるせん断変形の比率に注意し、フレームのせん断と曲げの剛性値を可能な限り正確に把握した上で、モデル化することが重要であることがわかる。



C : オイルダンパ減衰係数
 sKf : フレームせん断剛性
 bKf : フレーム曲げ剛性
 k : 付加剛性
 $N = k / sKf$

図2-1-4. 曲げせん断型モデル

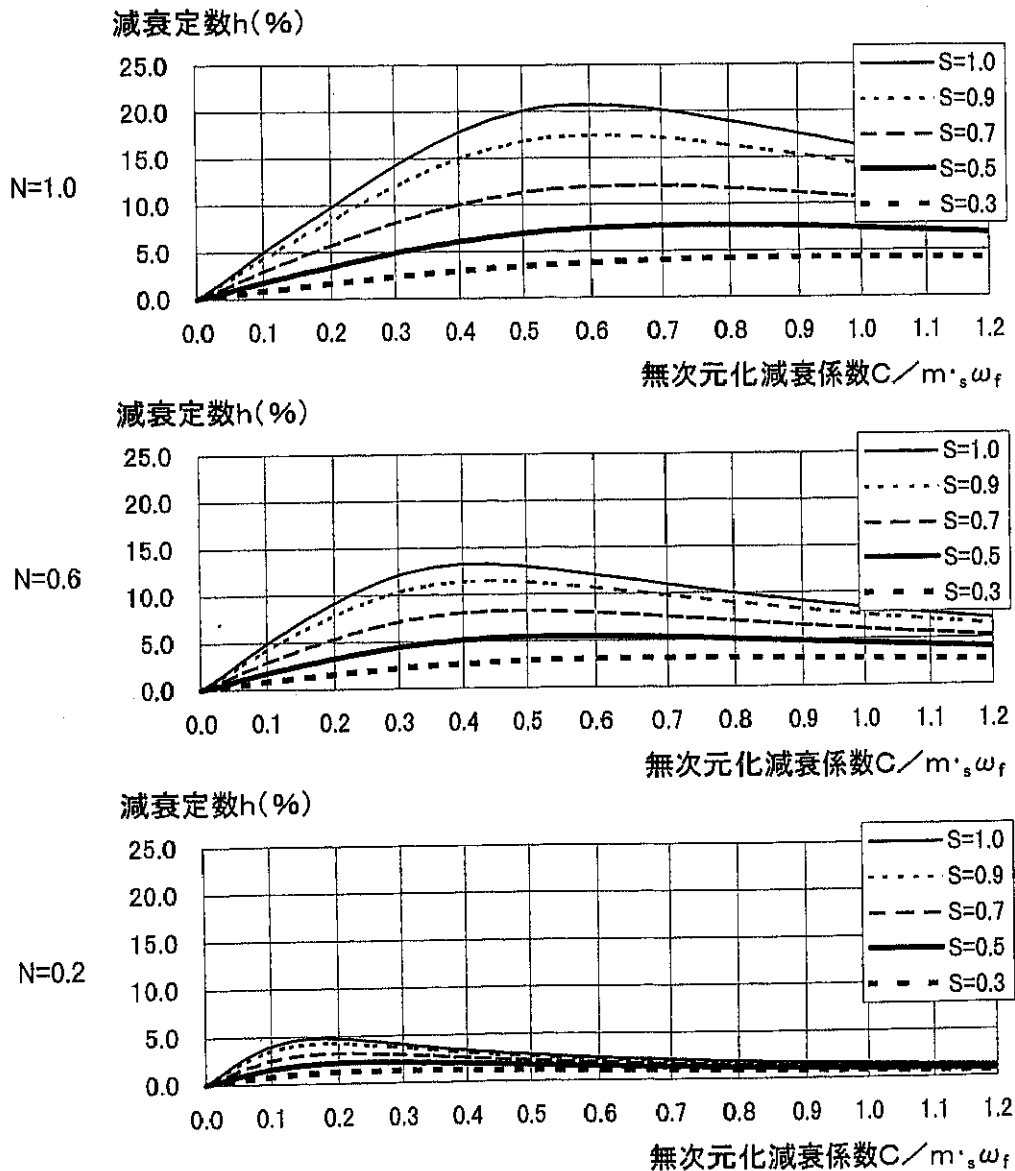


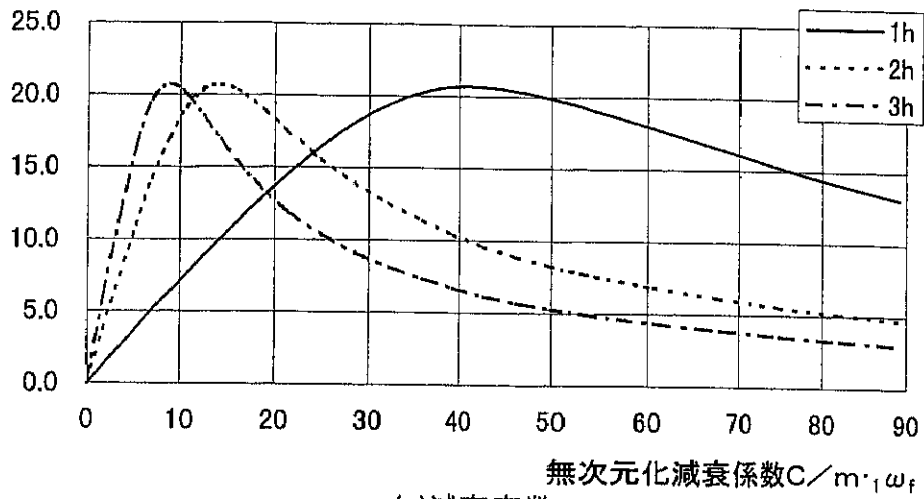
図2-1-5. せん断変形比率: S が減衰定数に与える影響

c) せん断型5ユニットモデル²⁾

図 2-1-1 に示すせん断型ユニットモデルを5組連ねた各層質量、剛性とも同一の5ユニットモデルを対象として、高次振動(2次、3次モード)に対する高減衰構造の付加減衰定数の性状を確認する。ここでは、検討を単純にするため各層をせん断型モデルとし、減衰係数の変化も各層同一として剛性比は $N=1.0$ を代表として用いた。複素固有値解析により求めた1～3次モードの減衰定数 h と固有周期比 T/T_f を図 2-1-6 に示す。横軸は、フレーム剛性 K_f のみによる1次固有円振動数₁ ω_f と各層の質量 m とで減衰係数 C を無次元化した値としている。減衰定数 h が最大となる減衰係数 C は、高次モードほど小さな値となっており、各次の減衰定数 h の最大値は同一である。固有周期比も高次モードほど小さな減衰係数 C でその変化が現れており、これを減衰定数との関係で見ると、減衰定数の最大値近傍の減衰係数で固有周期比も変化している。これらの結果より、中低層建物のように応答に対して1次モードが支配的な建物では1次の減衰定数がピークとなるように減衰係数を設定することが考えられ、また高層建物のように高次振動モードの影響も大きなものでは、2次、3次の減衰定数も考慮して減衰係数を設定することで効果的に応答低減を行う方法が見い出される。

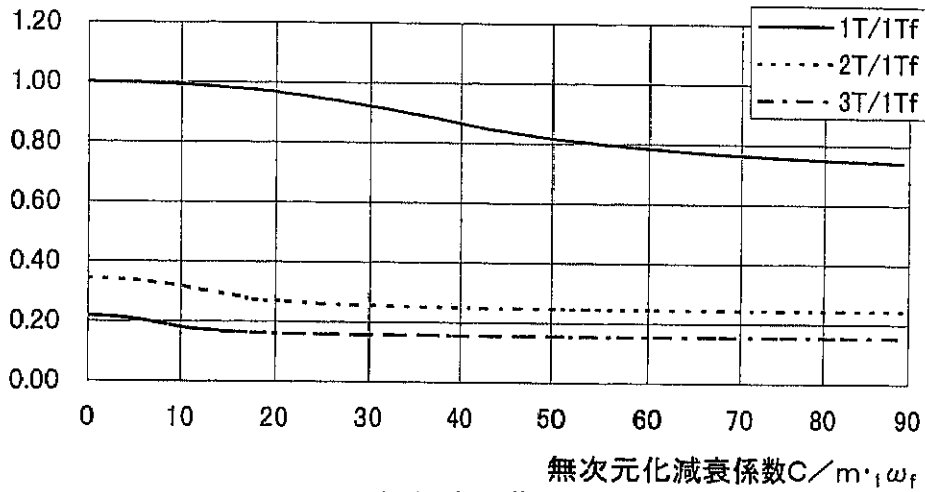
次に、オイルダンパの設置層により、付加される減衰定数が変動する性状を検討する。オイルダンパの設置を各1層に限定した場合に対する減衰定数を、無次元化減衰係数を横軸として図 2-1-7 に示す。1次モード減衰定数は、1層から上層に設置層が移るにつれて減衰定数は減少している。2次モード減衰定数は、1層及び4層設置で大きな減衰定数を示している。3次モード減衰定数は、1層、3層及び5層設置で大きな減衰定数となっている。これらの傾向を1～3次の刺激関数を用いて検討する。図 2-1-8(a)に1～3次の刺激関数を、図 2-1-8(b)にそれらの層間成分を示す。また、図 2-1-9 には、図 2-1-7 に示すオイルダンパの設置を各層に限定した場合の減衰定数 h の最大値を各次モード別に示している。図 2-1-8(b)の刺激関数の層間成分と減衰定数の最大値の分布は、各次モードとも同様の傾向を示していることから、各次モードの節にあたる部分にオイルダンパを設置することで、そのモード次数に対して大きな減衰定数が得られることがわかる。

減衰定数 h (%)



(a)減衰定数

固有周期比 T_1/T_f



(b)固有周期比

図2-1-6. 5ユニットモデルの減衰定数、及び固有周期比($N=1.0$)

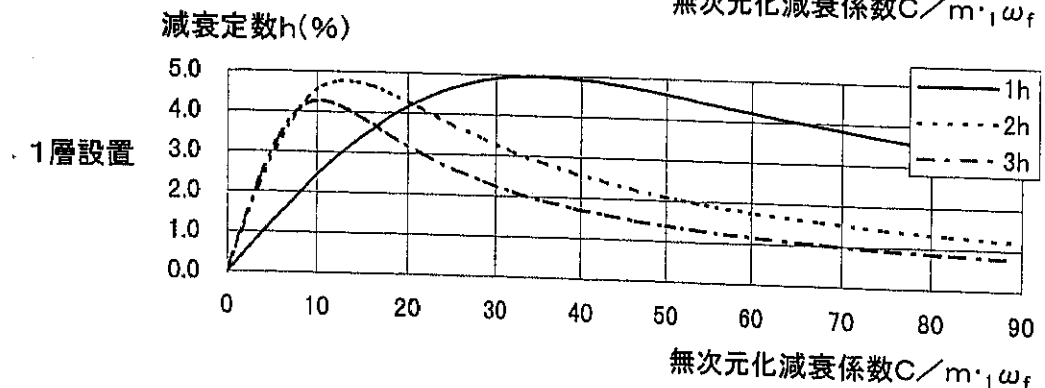
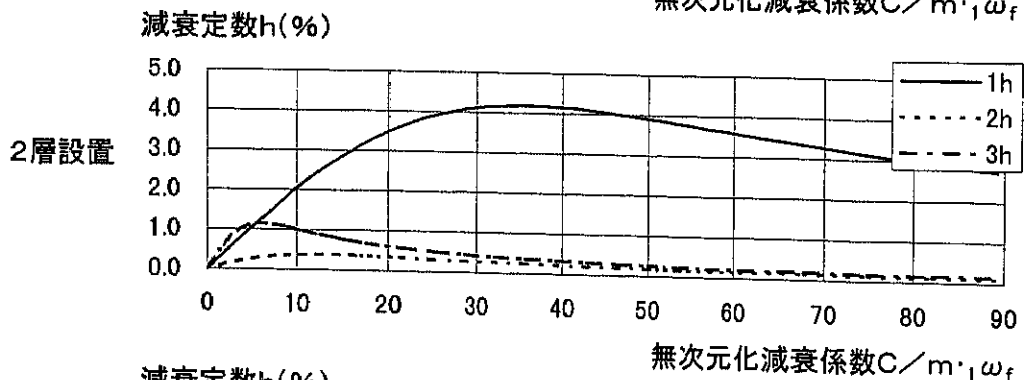
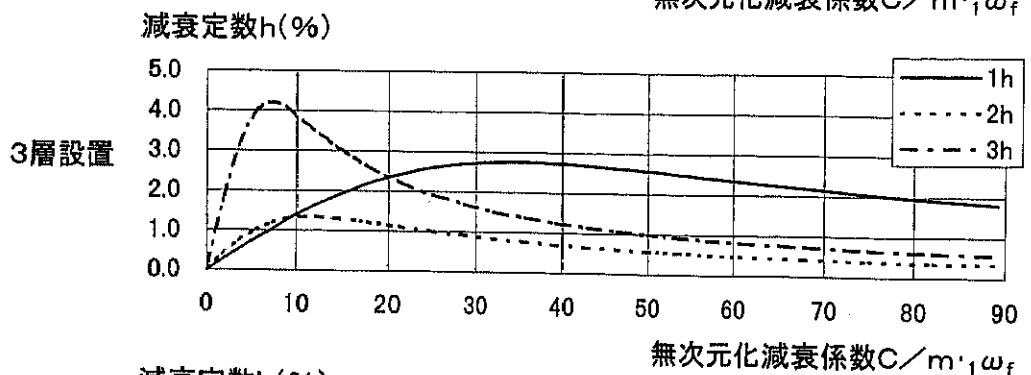
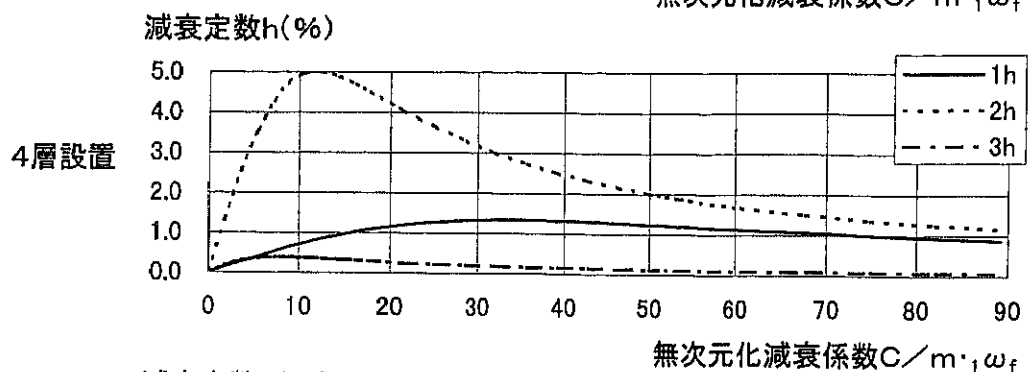
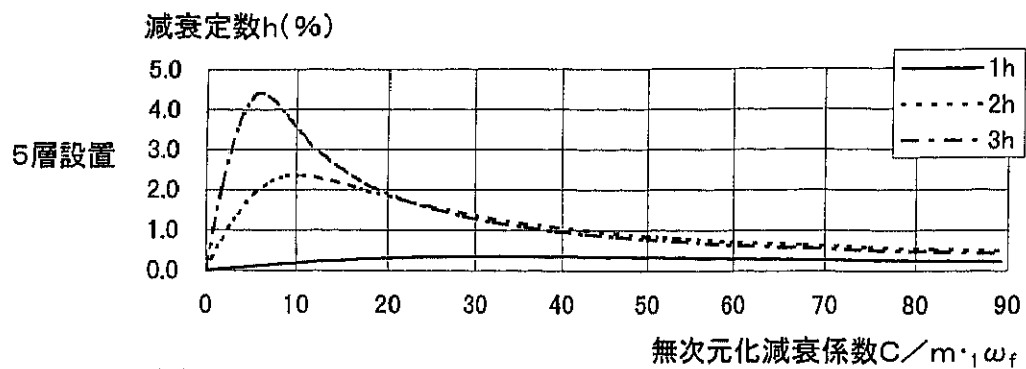
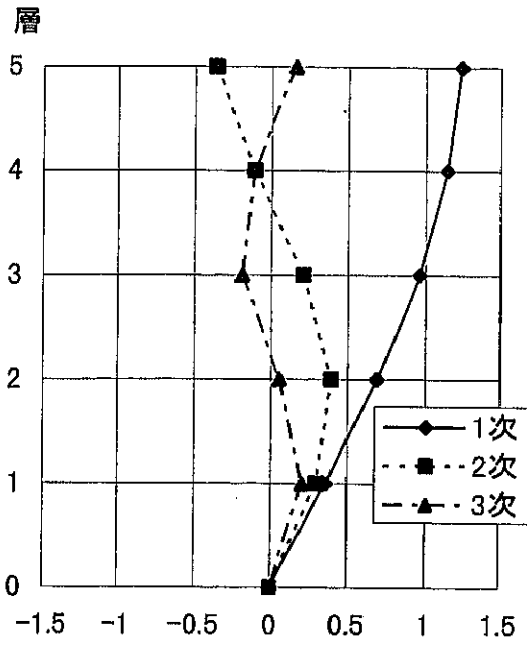
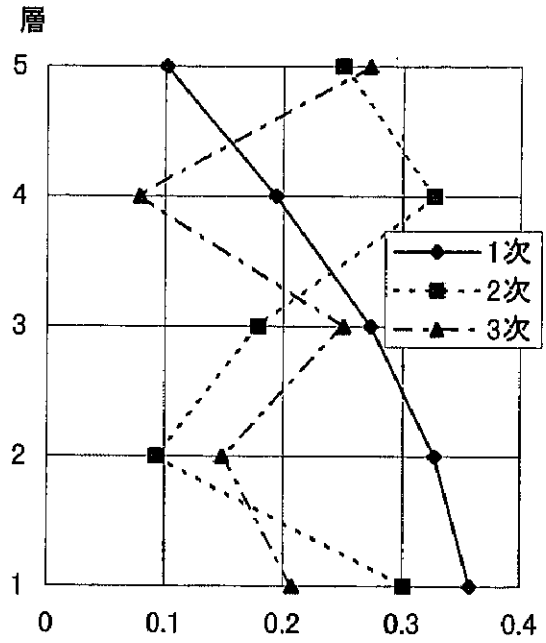


図2-1-7. 設置位置の違いによる減衰定数($N=1.0$)



(a) フレームのみの刺激関数



(b) 刺激関数の層間成分

図2-1-8. 5ユニットモデルの刺激関数

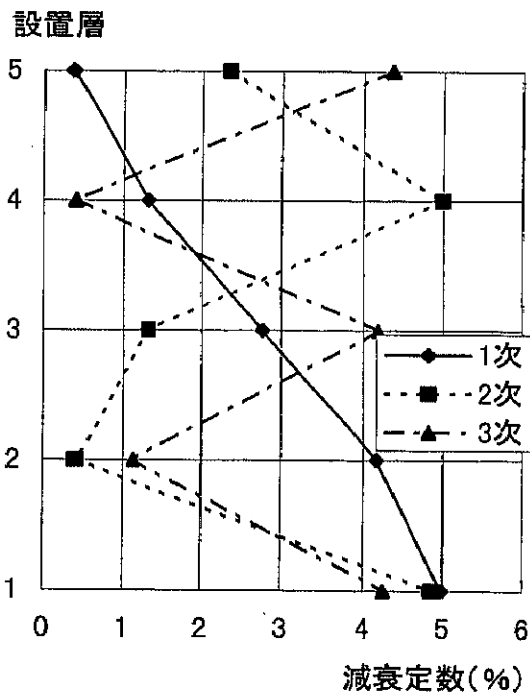


図2-1-9. 設置層の違いによる減衰定数

(2) 最適減衰係数時の諸特性

オイルダンパを最適減衰係数（減衰定数が最大となる減衰係数）に設定した場合の諸特性を複素剛性により検討した。

a) 最大付加減衰定数、及び最適減衰係数

2.1 節(1)にて検討した高減衰構造の振動特性において、複素剛性を定義することで最大減衰定数 h_{\max} 、及びそれを与える最適減衰係数 C_{opt} を定式化して考察する⁹⁾。ここでは、図 2-1-10 に示す2種類の振動モデルを設定する。まず(a)同図は、高減衰構造の基本となるせん断型ユニットモデルである。(b)同図は、フレームの曲げ変形も考慮した曲げせん断型ユニットモデルである。

①せん断型ユニットモデル

図 2-1-10(a)の振動モデルにおいて、 $F=F_0e^{i\omega t}$ 、 $X=X_0e^{i\omega t}$ として複素剛性を定義すると以下の式によるようになる。

$$F_0 = (K_{RE} + iK_{IM})X_0 \quad (2-1-12)$$

$$K_{RE} = K_f + \frac{kC^2\omega^2}{k^2 + C^2\omega^2} \quad K_{IM} = \frac{k^2C\omega}{k^2 + C^2\omega^2} \quad (2-1-13)$$

式(2-1-13)において、減衰定数 h を

$$h = \frac{1}{2} \frac{K_{IM}}{K_{RE}} = \frac{1}{2} \frac{C\omega K_f N^2}{K_f^2 N^2 + \omega^2 C^2 (N+1)} \quad (2-1-14)$$

で定義すると、この減衰定数を最大にする減衰係数（以降、最適減衰係数）： C_{opt} は、 $dh/d(C\omega) = 0$ より、分子を0とおいて $N=k/K_f$ を用いて整理すると

$$C_{\text{opt}} = \frac{N}{\omega\sqrt{N+1}} K_f \quad (2-1-15)$$

となる。この式は、多質点系モデルの高次振動においても円振動数を設定することにより成り立つ。これより、本節(1)において示した多質点系における各次モードの最適減衰係数 C_{opt} が高次ほど小さな値であった理由は、式(2-1-15)においてフレーム剛性 K_f 及び剛性比 N が一定の場合、円振動数 ω の増加（すなわち振動数の増加）により最適減衰係数 C_{opt} が円振動数 ω に逆比例して小さくなることから説明される。

また、この時の円振動数 ω は、

$$\frac{\omega^2}{\omega_f^2} = \frac{2(N+1)}{N+2} \quad (2-1-16)$$

$$\omega_f^2 = \frac{K_f}{m} \quad (2-1-17)$$

である。これを用いて式(2-1-15)を以下のように書き換えることもできる。

$$C_{opt} = \frac{N\sqrt{2(N+2)}}{2(N+1)} m \cdot \omega_f \quad (2-1-18)$$

これより、最適減衰係数は、質量 m 、及びフレーム剛性 K_f のみの円振動数 ω_f に比例し、剛性比 N の関数であることがわかる。この最適減衰係数を、本節(1)と同様に m 、及び ω_f により無次元化して図 2-1-11 に示す。

そして、この時の減衰定数 h は、式(2-1-15)を式(2-1-14)に代入することにより、

$$h_{max} = \frac{N}{4\sqrt{N+1}} \quad (2-1-19)$$

として得られ、最大減衰定数 h_{max} は剛性比 N のみに依存することがわかる。剛性比 N に対する最大減衰定数 h_{max} の関係を図 2-1-12 に示す。これより、剛性比 $N=0.5$ で減衰定数として 10%程度確保されることがわかる。

②曲げせん断型ユニットモデル

図 2-1-10(b)に示すフレームの曲げ変形を考慮した場合の振動モデルに対して、せん断型モデル同様に複素剛性を定義すると、式(2-1-13)に対して

$$K_{RE} = S_s K_f \frac{N^2_s K_f^2 + \omega^2 C^2 (N+1) \{1 + N(1-S)\}}{N^2_s K_f^2 + \omega^2 C^2 \{1 + N(1-S)\}^2} \quad (2-1-20)$$

$$K_{IM} = \frac{N^2_s K_f^2 \omega C S^2}{N^2_s K_f^2 + \omega^2 C^2 \{1 + N(1-S)\}^2} \quad (2-1-21)$$

となる。ここで、

$$S = \frac{{}_b K_f}{{}_s K_f + {}_b K_f} \quad (2-1-22)$$

$$N = \frac{k}{sK_f} \quad (2-1-23)$$

であり、Sは全体変形に占めるせん断変形の割合、Nはせん断剛性 sK_f に対する付加剛性の比である。これらより減衰定数を定義すると、

$$h = \frac{1}{2} \frac{K_{IM}}{K_{RE}} = \frac{1}{2} \frac{\omega C N^2 s K_f S}{N^2 s K_f^2 + \omega^2 C^2 (N+1) \{1 + N(1-S)\}^2} \quad (2-1-24)$$

この減衰定数を最大にする減衰係数： C_{opt} は、 $dh/d(C\omega) = 0$ より、分子を0とおいて、

$$C_{opt} = \frac{N}{\omega \sqrt{(N+1) \{1 + N(1-S)\}}} s K_f \quad (2-1-25)$$

となる。また、この時の円振動数は共振条件より

$$\omega = \sqrt{\frac{K_{RE}}{m}} = \sqrt{\frac{s K_f \cdot S}{m}} \sqrt{\frac{N^2 s K_f^2 + \omega^2 C^2 (N+1) \{1 + N(1-S)\}}{N^2 s K_f^2 + \omega^2 C^2 \{1 + N(1-S)\}^2}} \quad (2-1-26)$$

これに式(2-1-25)を代入して整理すると

$$\omega = s \omega_f \sqrt{\frac{2S(N+1)}{N+2}} \quad (2-1-27)$$

$$s \omega_f = \sqrt{\frac{s K_f}{m}} \quad (2-1-28)$$

であるので、最適減衰係数 C_{opt} は以下のように書き換えることができる。

$$C_{opt} = \frac{N \sqrt{N+2}}{(N+1) \sqrt{2S \{1 + N(1-S)\}}} m \cdot s \omega_f \quad (2-1-29)$$

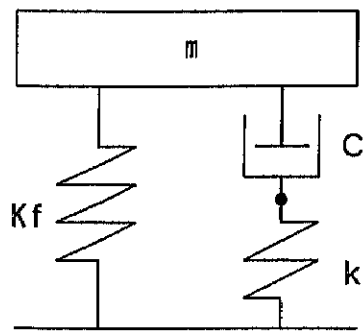
最適減衰係数は、質量m、及びフレームのせん断剛性 sK_f のみの円振動数 $s \omega_f$ に比例し、剛性比Nとせん断変形比率Sの関数であることがわかる。この最適減衰係数 C_{opt} を、2.1節(1)と同様にm、及び $s \omega_f$ により無次元化して図 2-1-13 に示す。これより、せん断変形比率Sが1.0~0.7程度の大きな場合には、最適減衰係数 C_{opt} はせん断変形比率によりあまり影響を受けない。せん断変形比率Sが0.5以下になると最適減衰係

数 C_{opt} が顕著に増加する傾向が確認される。

また、この時の最大減衰定数 h_{max} は、式(2-1-25)を式(2-1-24)に代入することにより

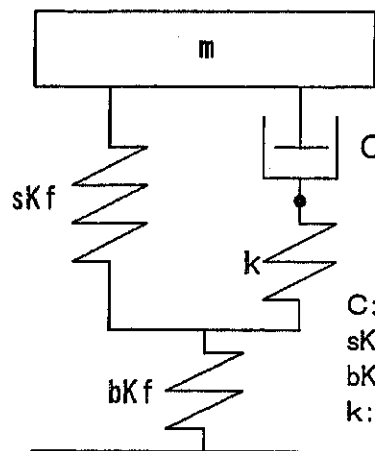
$$h = \frac{NS}{4\sqrt{(N+1)\{N(1-S)+1\}}} \quad (2-1-30)$$

として得られる。これより、最大減衰定数 h_{max} は剛性比 N とせん断変形比率 S に依存することがわかる。せん断変形比率 S をパラメータとして剛性比 N に対する最大減衰定数 h_{max} の関係を図 2-1-14(a)に示す。また、剛性比 N をパラメータとしてせん断変形比率 S に対する最大減衰定数 h_{max} の関係を図 2-1-14(b)に示す。これより、 $N=1.0$ のように剛性比が大きな場合は、せん断変形比率の若干の低下に対して、最大減衰定数 h_{max} の低下度合いが大きなものであることがわかる。



C: オイルダンパ減衰係数
 Kf: フレーム剛性
 k: 付加剛性

(a) せん断型モデル

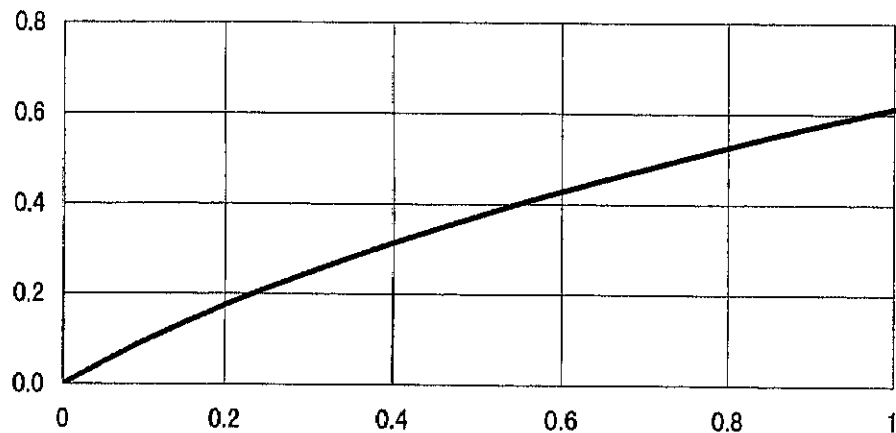


C: オイルダンパ減衰係数
 sKf: フレームせん断剛性
 bKf: フレーム曲げ剛性
 k: 付加剛性

(b) 曲げせん断型モデル

図2-1-10. 振動モデル

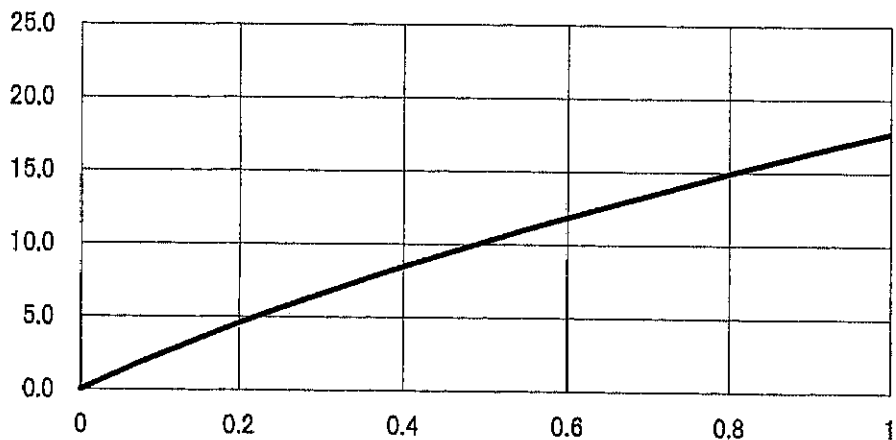
無次元化最適減衰係数 $C_{opt}/m \cdot \omega_f$



剛性比N

図2-1-11. 無次元化最適減衰係数

減衰定数(%)



剛性比N

図2-1-12. 減衰定数

無次元化最適減衰係数 $C_{opt}/m'_s\omega_f$

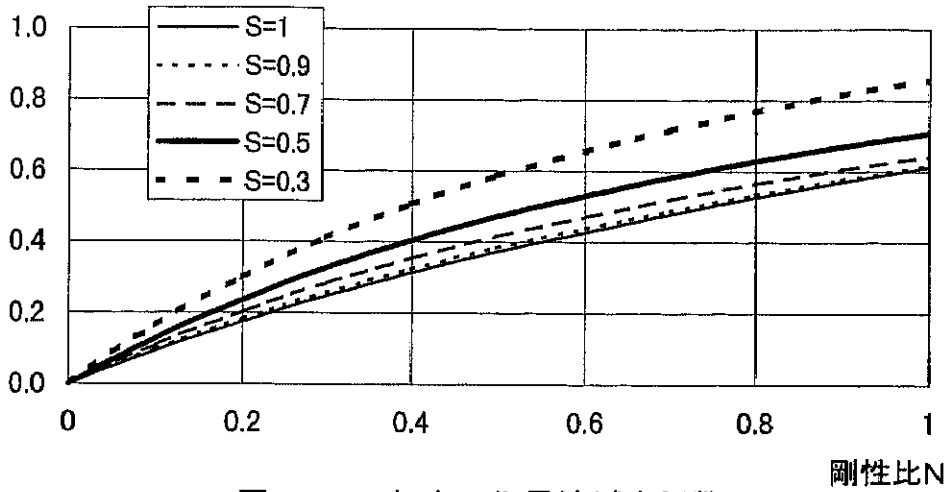
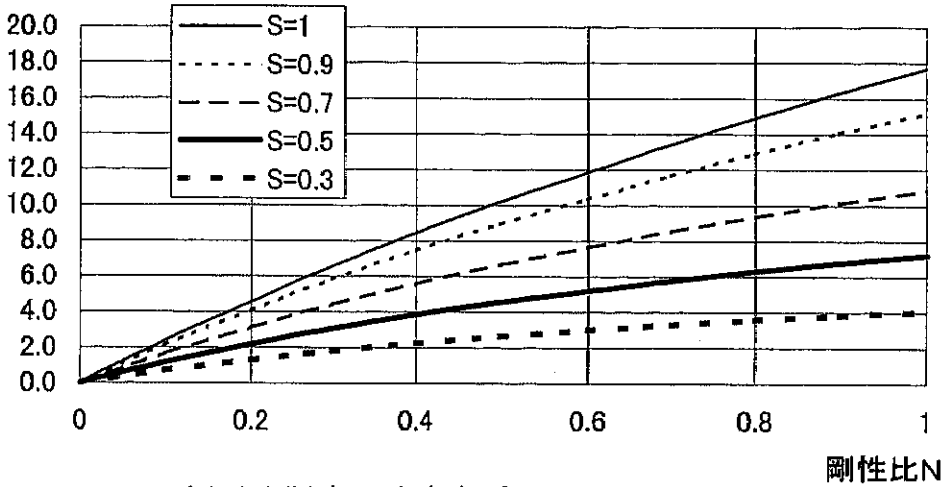


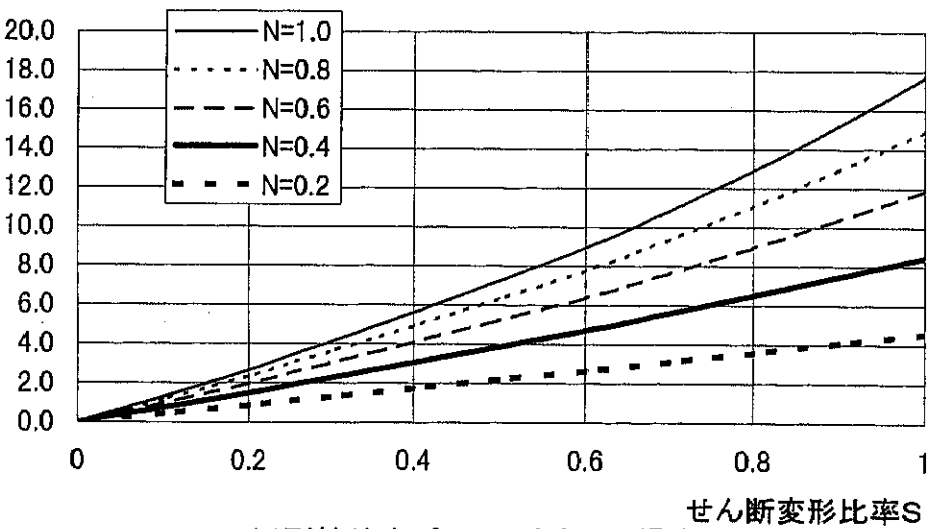
図2-1-13. 無次元化最適減衰係数

減衰定数(%)



(a)せん断変形比率をパラメータとした場合

減衰定数(%)



(b)剛性比をパラメータとした場合

図2-1-14. せん断変形比率が減衰定数に与える影響

b) 応答最大値

外乱により生じるオイルダンパの減衰力、ストローク、速度の応答最大値は、オイルダンパの設計に必要となる重要な値である。ここでは、せん断型モデルを用いて、定常入力、及び地震入力の場合の応答最大値について検討する。

①せん断型ユニットモデル（定常入力）

せん断型ユニットモデルを対象として、最適減衰係数時における正弦波定常入力の場合の応答最大値について考察する。

まず、最大減衰力を求める。図 2-1-15(a)の 3 要素マックスウエル型モデルのマックスウエル型モデル部分に着目すると、

$$\dot{D}_c + \dot{D}_k = \dot{D} \quad (2-1-31)$$

$$\frac{\dot{F}}{k} + \frac{F}{C} = \dot{D} \quad (2-1-32)$$

ここで、 $D = D_0 \cos \omega t$ とおくと、

$$\frac{\dot{F}}{k} + \frac{F}{C} = -D_0 \omega \sin \omega t \quad (2-1-33)$$

となる。これの定常解は、1 次微分方程式を解くことにより、

$$F = \frac{D_0 \cdot \omega}{\left(\frac{1}{C}\right)^2 + \left(\frac{\omega}{k}\right)^2} \left(\frac{\omega}{k} \cos \omega t - \frac{1}{C} \sin \omega t \right) \quad (2-1-34)$$

$$= \frac{D_0 \cdot \omega}{\sqrt{\left(\frac{1}{C}\right)^2 + \left(\frac{\omega}{k}\right)^2}} \cos(\omega t + \theta) \quad \theta = \tan^{-1} \left(\frac{k}{C\omega} \right) \quad (2-1-35)$$

$$= \frac{D_0 \cdot \omega \cdot C}{\sqrt{1 + \left(\frac{C\omega}{k}\right)^2}} \cos(\omega t + \theta) \quad (2-1-36)$$

となる。これより最大減衰力 F_{\max} は、 $\cos(\omega t + \theta) = 1$ の場合の

$$F_{\max} = \frac{D_0 \cdot C \cdot \omega}{\sqrt{1 + \left(\frac{C\omega}{k}\right)^2}} \quad (2-1-37)$$

となる。これに最適減衰係数 C_{opt} の式(2-1-15)を代入すると、

$$F_{\max} = \frac{N}{\sqrt{2+N}} D_0 \cdot K_f \quad (2-1-38)$$

となる。一方、調和入力に対する1自由度系の定常応答より、共振点における加速度 Acc 、及び振幅 D は、入力最大加速度を \ddot{Y} として近似的に、

$$Acc = \frac{\ddot{Y}}{2h} \quad (2-1-39)$$

$$D = \frac{\ddot{Y}}{2h\omega^2} \quad (2-1-40)$$

の関係となることから、式(2-1-39)、及び(2-1-40)に式(2-1-16)、(2-1-19)を代入して、

$$Acc = \frac{2\sqrt{N+1}}{N} \ddot{Y} \quad (2-1-41)$$

$$D = \frac{N+2}{N\sqrt{N+1}} \frac{\ddot{Y}}{\omega_f^2} \quad (2-1-42)$$

となる。式(2-1-42)の D を式(2-1-38)の D_0 に代入して整理すると、最大減衰力 F_{\max} は、

$$F_{\max} = \sqrt{\frac{N+2}{N+1}} m \ddot{Y} \quad (2-1-43)$$

として得られる。これより、最大減衰力 F_{\max} は、入力加速度 \ddot{Y} 、及び質量 m に比例し、剛性比 N の関数により決まることがわかる。

次に、最大ストローク odS_{\max} 、及び最大速度 odV_{\max} に関して求める。オイルダンパに生じる最大ストローク： odS_{\max} は式(2-1-37)より、

$$odS_{\max} = \frac{a}{\sqrt{1 + \left(\frac{C\omega}{k}\right)^2}} \quad (2-1-44)$$

であり、これに式(2-1-15)、及び式(2-1-40)式を代入して整理すると、

$$odS_{\max} = \frac{\sqrt{N+2}}{N} \frac{\ddot{Y}}{\omega_f^2} \quad (2-1-45)$$

となる。また、最大速度 odV_{\max} は、

$$odV_{\max} = \omega \cdot odS_{\max} \quad (2-1-46)$$

であり、これに式(2-1-16)、及び式(2-1-43)を代入して整理すると、

$$odV_{\max} = \frac{\sqrt{2(N+1)}}{N} \frac{\ddot{Y}}{\omega_f} \quad (2-1-47)$$

として求まる。これまで得られた関係より、オイルダンパの吸収するエネルギー量Eは、図 2-1-15(b)の面積となるため、

$$E = \pi \cdot F_{\max} \cdot odS_{\max} \quad (2-1-48)$$

これに式(2-1-41)、及び式(2-1-43)式を代入して整理すると、

$$E = \frac{\pi(N+2)}{N\sqrt{N+1}} \frac{m\ddot{Y}^2}{\omega_f^2} \quad (2-1-49)$$

となる。

以上の計算式の妥当性について時刻歴応答解析を行うことで確認する。また、振動数変動にともなう応答値の変化の様子を考察する。図 2-1-15(a)の振動モデルにおいて減衰係数を最適減衰係数 C_{opt} に固定して、最大加速度を \ddot{Y} として K_f のみによる固有振動数の 0.6~1.4 倍の振動数を有する調和入力による応答解析を行った。主構造の減衰は 0 とし、剛性比 N は通常の構造物で設定可能な $N=0.2, 0.4, 0.6, 0.8, 1.0$ の 5 種類とした。図 2-1-16、及び図 2-1-17 に各応答結果を示す。ここで、横軸の振動数は K_f による固有円振動数 ω_f で基準化した値とし、各応答値は計算式をもとに表 2-1-1 に示す無次元化した値を用いて示している。

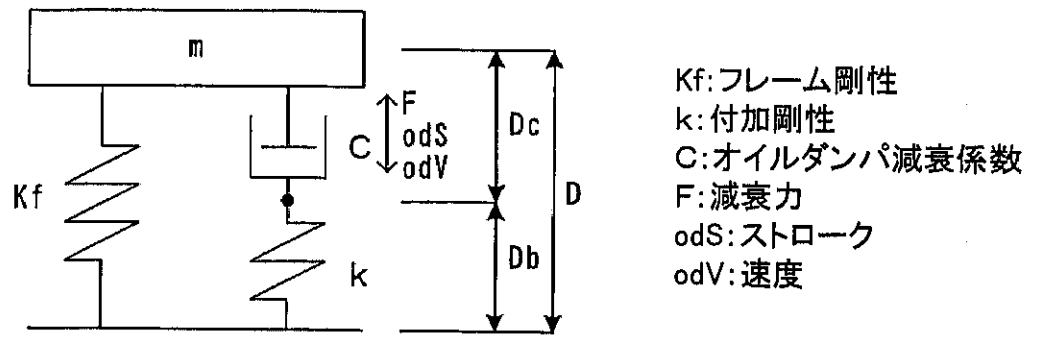
表 2-1-1. 無次元化量と計算式

物理量	凡例	無次元化量	算定式
加速度	Acc	Acc/\ddot{Y}	2-1-41
変位	D	$D \cdot \omega_f^2 / \ddot{Y}$	2-1-42
減衰力	F	$F / (m \cdot \ddot{Y})$	2-1-43
ストローク	odS	$odS \cdot \omega_f^2 / \ddot{Y}$	2-1-45
速度	odV	$odV \cdot \omega_f / \ddot{Y}$	2-1-47
エネルギー	E	$E \cdot \omega_f^2 / (m \cdot \ddot{Y})$	2-1-49

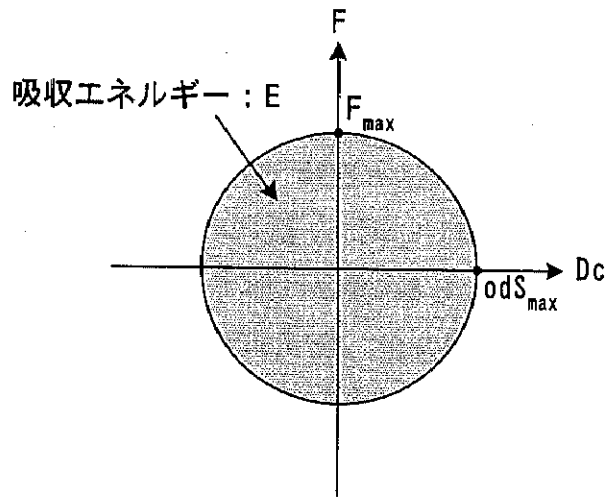
図 2-1-16 に示す主構造の応答値は、剛性比 N が大きなほどピーク値が小さくなり、共振振動数は高くなる。加速度は、高振動数領域において剛性比 N が大きなほど増加

する傾向にある。図 2-1-17 に示すオイルダンパの応答値は、ストローク、速度、エネルギーが主構造の応答値と類似した傾向を示している。減衰力は、主構造の応答値ほど剛性比 N の増加によりピーク値は小さくならない。また、剛性比 N が大きくなると共振振動数以外の部分で減衰力が増加している。

次に、計算式より無次元化量は全て剛性比 N のみの関数として表現されているため、剛性比 N に対する共振振動数における応答値と計算式による値を比較して図 2-1-18、及び図 2-1-19 に示す。これらから、■で示した各共振点における応答値に対して、実線で示した計算式は良好な一致を示していることがわかる。これらの内、無次元化減衰力の変化は、通常設定し得る剛性比の範囲である $N=0.2\sim 1.0$ において 1.35~1.22 と 10%ほどの変化であり、剛性比 N が大きいほど減衰力はわずかに小さくなる。この傾向を以下に考察する。主構造の変位が同一であれば剛性比 N が大きくなると、オイルダンパには大きな応答値が生じるため減衰力も大きくなる。しかし、定常入力においては、剛性比 N を大きくすることで減衰定数 h が増加して応答値が減少し、オイルダンパの応答値も同様に減少することにより、減衰力も剛性比 N の増加に伴い増加することはなく、わずかながら減少する傾向を示す。つまり、剛性比 N を大きくすることは、応答低減効果を向上させると共に、オイルダンパに生じる最大減衰力も抑制することとなり、効率的なエネルギー吸収状況を生むことになる。

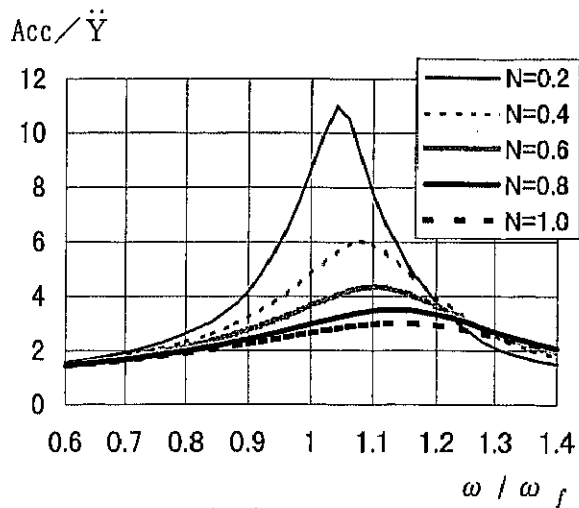


(a) 振動モデル

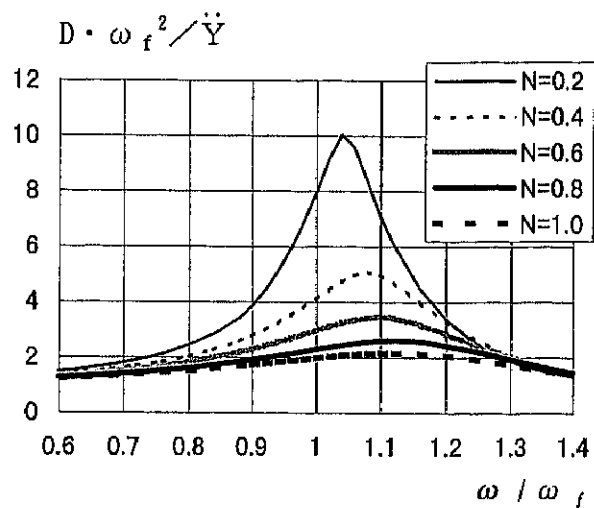


(b) 吸収エネルギー

図2-1-15. 対象振動モデル

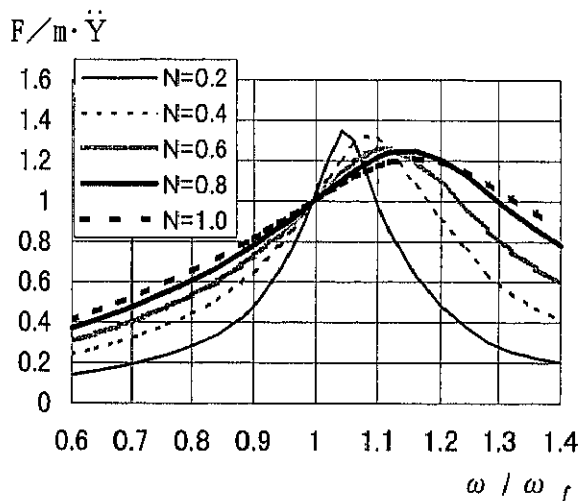


(a) 無次元化加速度

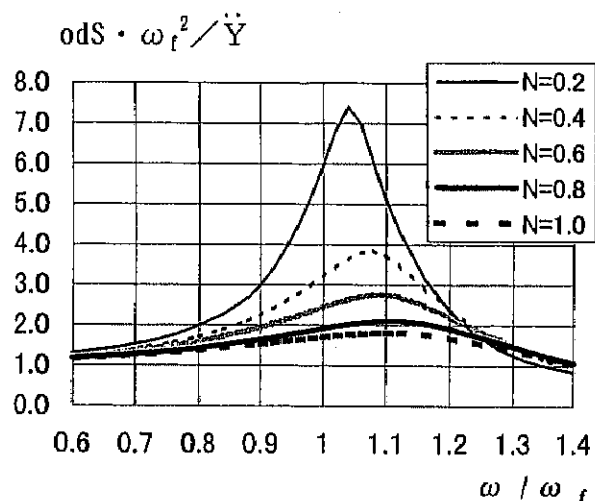


(b) 無次元化変位

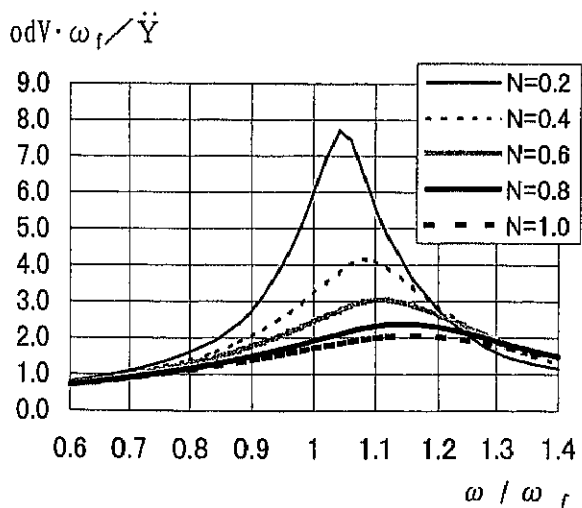
図2-1-16. 主構造応答値



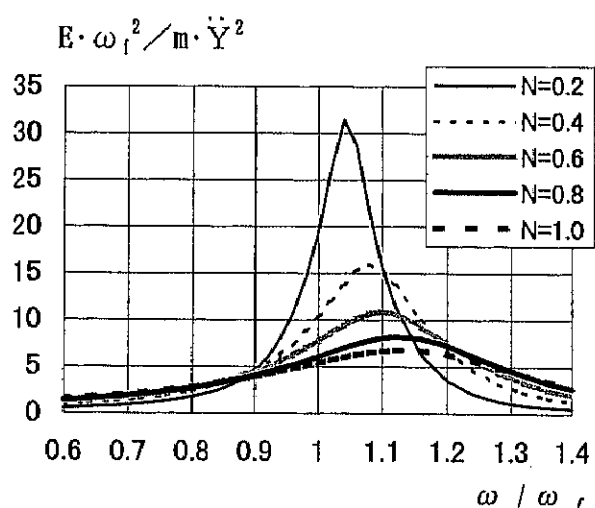
(a) 減衰力



(b) ストローク

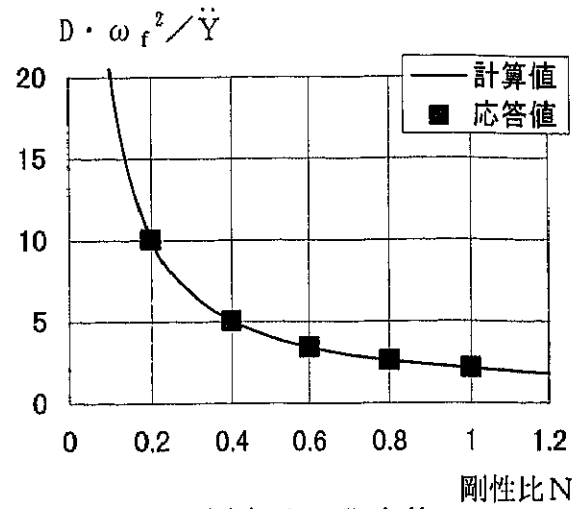
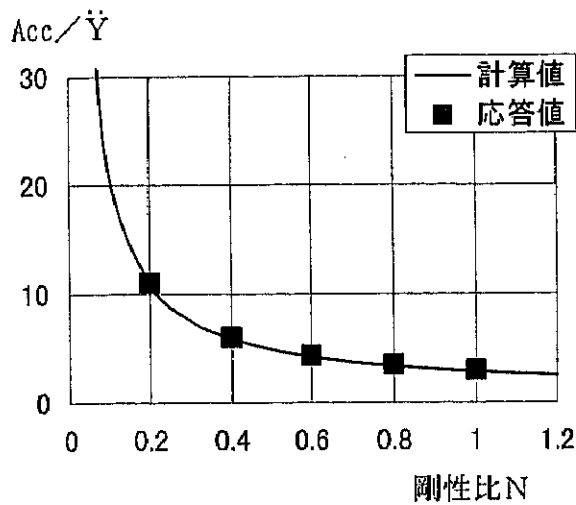


(c) 速度



(d) エネルギー

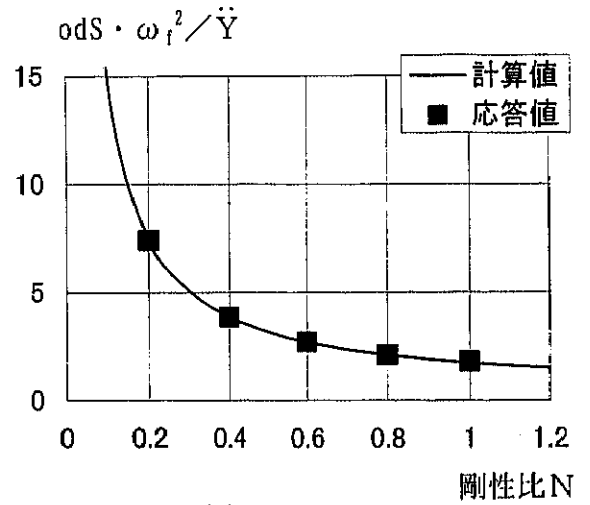
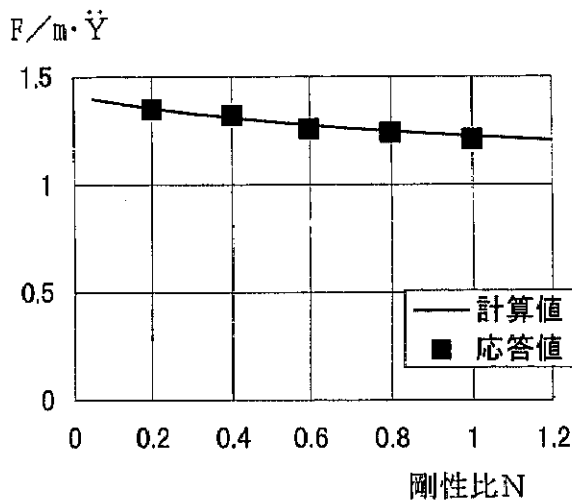
図2-1-17. オイルダンパ応答値



(a) 無次元化加速度

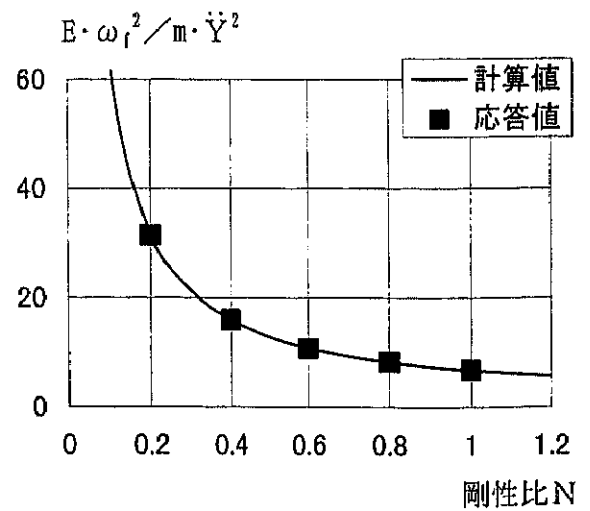
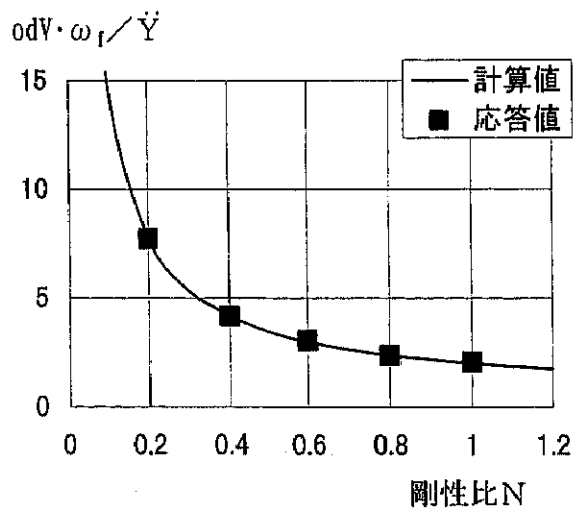
(b) 無次元化変位

図2-1-18. 主構造応答値と計算値の比較



(a) 減衰力

(b) ストローク



(c) 速度

(d) エネルギー

図2-1-19. オイルダンパ応答値と計算値式の比較

②せん断型ユニットモデル（地震入力）

地震入力に対する高減衰構造の応答性状を把握する。特に、高減衰構造の設計において最も重要となるオイルダンパに生じる最大減衰力（必要容量）を予測することを試みる。そのため、ここではせん断型のユニットモデルを対象として、オイルダンパに最適減衰係数を設定した場合の地震入力による応答最大減衰力について検討する。また、その過程で主構造体の応答値予測に関しても考察する。

図 2-1-15(a)に示す 3 要素マックスウエルモデルの減衰係数を C_{opt} に限定した場合の定常状態での最大減衰力は、式(2-1-38)に示す通り、

$$F_{\max} = \frac{N}{\sqrt{N+2}} K_f \cdot D_0 \quad (2-1-38)$$

となる。ここで、この式の変位 D_0 を入力地震動の変位応答スペクトル $S_D(T, h)$ に置き換えて、

$$F_{\max} = \frac{N}{\sqrt{N+2}} K_f \cdot S_D(T, h) \quad (2-1-50)$$

となり、 $S_D(T, h)$ を K_f による周期 T_f で表現すると、

$$S_D(T, h) = \frac{\sqrt{N+2}}{\sqrt{2(N+1)}} S_D(T_f, h) \quad (2-1-51)$$

となる。これを式(2-1-50)に代入することで、

$$F_{\max} = \frac{N}{\sqrt{2(N+1)}} K_f \cdot S_D(T_f, h) \quad (2-1-52)$$

を得る。これに次式を代入することで、

$$\omega_f^2 = \frac{K_f}{m} \quad (2-1-53)$$

$$F_{\max} = \frac{N}{\sqrt{2(N+1)}} m \cdot \omega_f^2 \cdot S_D(T_f, h) \quad (2-1-54)$$

として得られる。また、この変位応答スペクトル $S_D(T_f, h)$ を加速度応答スペクトル $S_A(T_f, h)$ で表すと、

$$S_D(T_f, h) = \frac{S_A(T_f, h)}{\omega_f^2} \quad (2-1-55)$$

となるため、これを式(2-1-54)に代入して

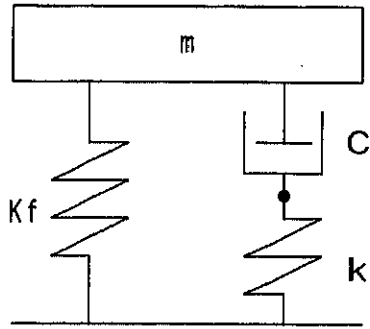
$$F_{\max} = \frac{N}{\sqrt{2(N+1)}} m \cdot S_A(T_f, h) \quad (2-1-56)$$

と表すことができる。式(2-1-54)、(2-1-56)より、最大減衰力 F_{\max} は、質量 m と対象とする地震動の加速度応答スペクトル（または変位応答スペクトルと角振動数の2乗）に比例し、剛性比 N の関数で予測されることがわかる。

この式を、入力地震動として BCJ1 波（日本建築センター波レベル1、最大加速度 197.9cm/sec^2 、最大速度 24.79cm/sec ）を用いた応答解析を行うことで検証する。振動モデル、及び諸元を図 2-1-20 に示す。固有周期として 1、2、4 秒の3種類とし、剛性比は $N=0.2, 0.4, 0.6, 0.8, 1.0$ の5種類とした。BCJ1 波の加速度、及び変位応答スペクトルを、減衰定数 h をパラメータとして図 2-1-21 に示す。この応答スペクトルを近似するために以下の式を用いる。

$$S_A(T, h) = \frac{a \times (2\pi)^2}{T \sqrt{1 + bh}} \quad a=14.5, b=45 \quad (2-1-57)$$

式(2-1-57)により算定した加速度、及び変位応答スペクトルを図 2-1-21 に併せて示しているが、1秒から4秒の範囲で BCJ1 波の各減衰定数に対する応答スペクトル特性が良好に表現されていることがわかる。式(2-1-57)は、地震応答の推定に通常よく用いられる形態であり、地震動の大きさ、振動数特性により a 、及び b が設定される。図 2-1-22 に、剛性比 N に対する主構造変位の応答値と計算値を比較して示す。ここでは、固有周期の異なる構造物を同時に表示するため、変位 D を固有周期 T_f により除した値を用いている。これより、各固有周期の構造体について、計算値は応答変位を良好に表していると言える。次に、これを用いて各剛性比 N に対する、質量 m とフレームのみの角振動数 ω_f により無次元化した最大減衰力を、各固有周期の構造物について計算値と応答値を比較して図 2-1-23 に示す。これより、最大減衰力は、剛性比 N が大きな領域で高振動成分の影響により応答値は計算値より若干大きな値となるものの、各固有周期の振動モデルにおいて、計算値は応答値を良好に推定できている。

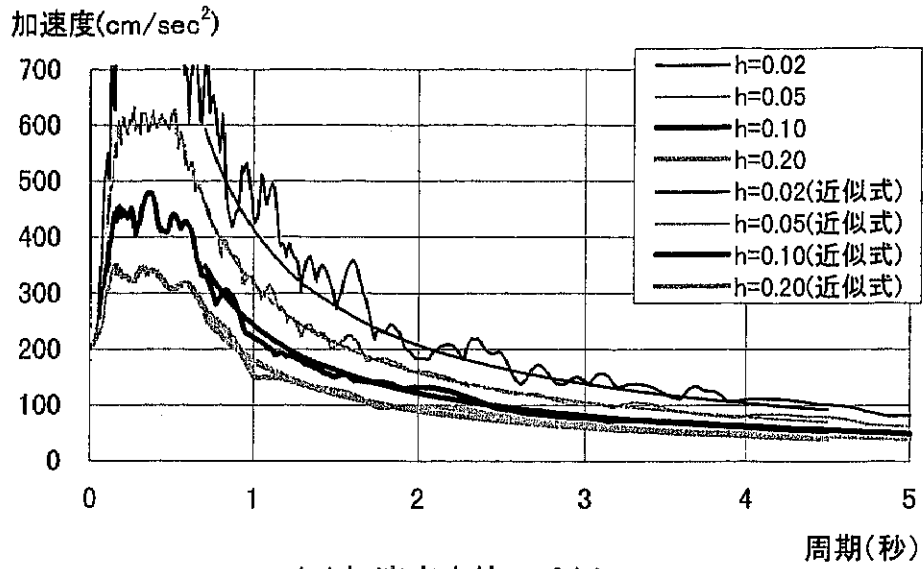


T(秒)	1.0	2.0	4.0
m(t)	9800		
Kf(kN/mm)	386.5	96.6	24.2

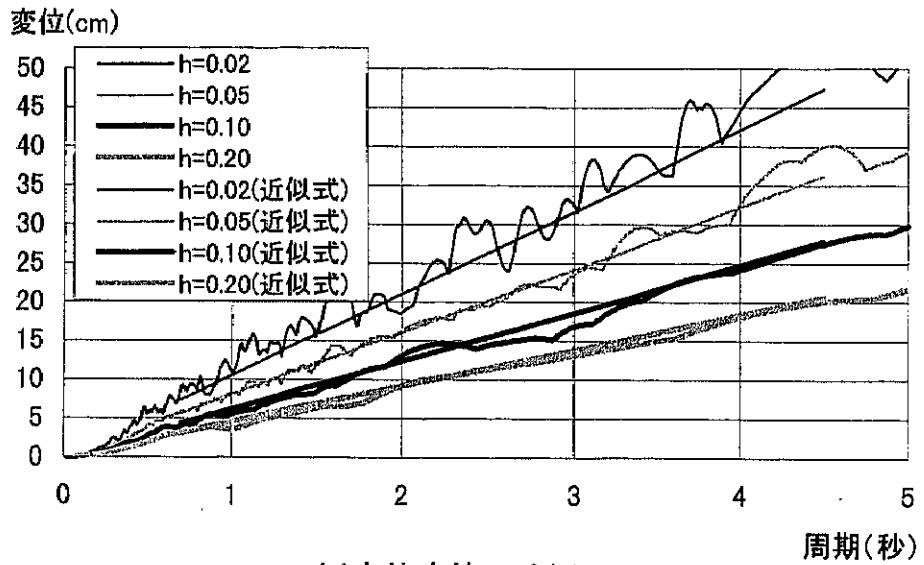
N	k (kN/mm)		
	T=1.0	T=2.0	T=4.0
0.2	77.3	19.3	4.83
0.4	154.6	38.7	9.66
0.6	231.9	58.0	14.5
0.8	309.2	77.3	19.3
1.0	386.5	96.6	24.2

N	C (kN·sec/mm)		
	T=1.0	T=2.0	T=4.0
0.2	10.8	5.39	2.70
0.4	19.6	9.80	4.90
0.6	25.5	12.7	6.37
0.8	31.4	15.7	7.84
1.0	36.3	18.1	9.07

図 2-1-20. 対象振動モデル、及び諸元



(a) 加速度応答スペクトル



(b) 変位応答スペクトル

図2-1-21. BCI1 応答スペクトルと算定式

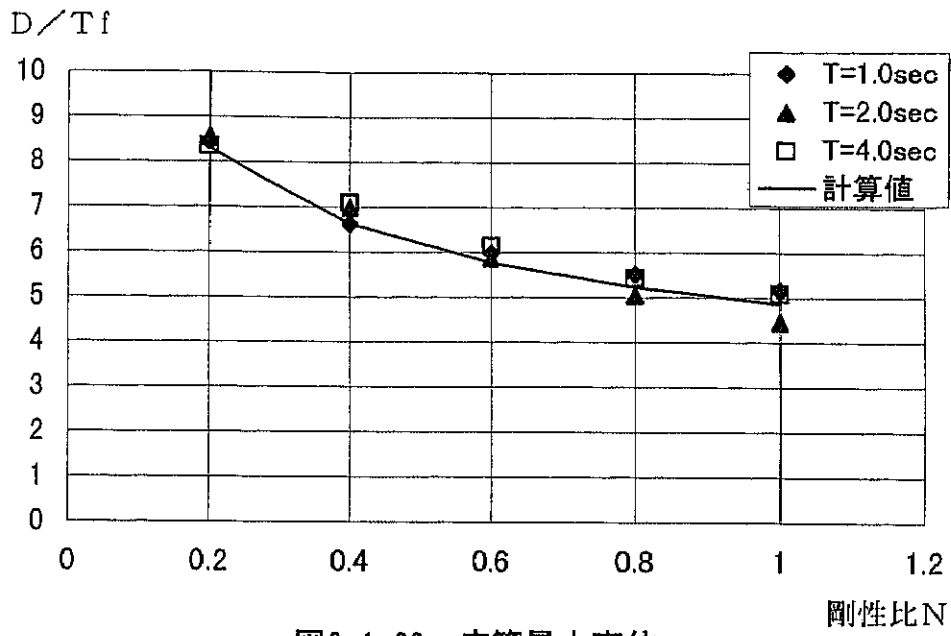


図2-1-22. 応答最大変位

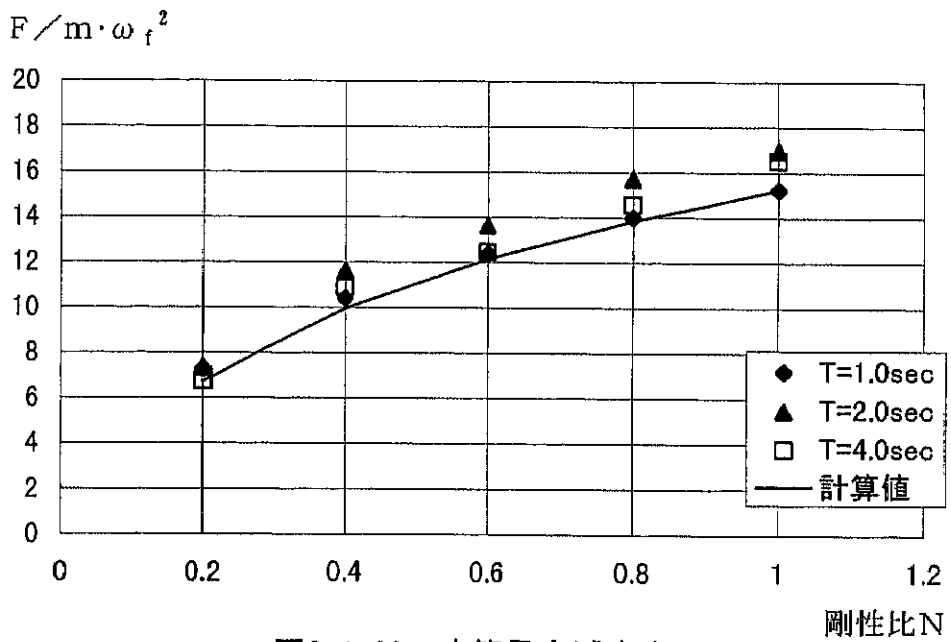


図2-1-23. 応答最大減衰力

③せん断型5ユニットモデル（地震入力）

せん断型5ユニットモデルにおける地震入力による最大減衰力について、多自由度系の最大値の略算法として一般的に用いられるモーダルアナリシス⁴⁾をもとに推定する。具体的には、各次モードの最大減衰力を算定し、それらの2乗和平方を求めることで計算する。条件として、各層オイルダンパの減衰係数は1次モードに対して最適値となっているものとする。まず、1次モードでは、式(2-1-56)と同様に、

$${}_1F = \frac{N}{\sqrt{2(N+1)}} m \cdot S_A({}_1T_f, {}_1h) \quad (2-1-58)$$

刺激関数を用いて多質点モデルに拡張することにより、頂部から ℓ 層目の最大減衰力は、

$${}_1F_\ell = \frac{N}{\sqrt{2(N+1)}} \sum_{i=1}^{\ell} m_i \cdot {}_1\beta \cdot {}_1u_i \cdot S_A({}_1T_f, {}_1h) \quad (2-1-59)$$

となる。次に、高次モードでは、減衰係数を1次モードに対して最適な値に設定した場合、高次の固有振動数がフレーム剛性 K_f と剛性要素 k の両方が効いた状態の振動数となる。それを ${}_j\omega$ (j は次数)として高次の最大減衰力 ${}_jF_\ell$ は、

$${}_jF_\ell = \frac{{}_1C_{opt} \cdot {}_j\omega}{\sqrt{1 + \left(\frac{{}_1C_{opt} \cdot {}_j\omega}{k}\right)^2}} \frac{\sqrt{N+2}}{\sqrt{2(N+1)}} \frac{S_A({}_jT_f, {}_jh)}{K_f} \sum_{i=1}^{\ell} m_i \cdot {}_j\beta \cdot {}_ju_i \quad (2-1-60)$$

となる。ここで、

$${}_j\omega = \sqrt{N+1} \cdot {}_j\omega_f \quad (2-1-61)$$

$${}_1C_{opt} = \frac{N\sqrt{N+2}}{{}_1\omega_f \sqrt{2(N+1)}} K_f \quad (2-1-62)$$

$${}_j\omega_f = {}_j\varepsilon \cdot {}_1\omega_f \quad (2-1-63)$$

$$N = k/K_f \quad (2-1-64)$$

の関係を式(2-1-60)に代入することにより、

$${}_jF_\ell = \frac{{}_j\varepsilon \cdot N(N+2)}{\sqrt{2(N+1)} \sqrt{2(N+1) + {}_j\varepsilon^2(N+2)}} S_A({}_jT_f, {}_jh) \sum_{i=1}^{\ell} m_i \cdot {}_j\beta \cdot {}_ju_i \quad (2-1-65)$$

を得る。ここで、 ${}_j\varepsilon$ はせん断型均等重量、剛性の場合、2次、3次モードにおいて近似的に、

$${}_2\varepsilon = 3, {}_3\varepsilon = 5 \quad (2-1-66)$$

とすることができる。また、各層オイルダンパの減衰係数が1次モードに対して最適値となっている場合の高次モードの減衰定数は、

$${}_j h = \frac{1}{2} \frac{{}_1 C_{opt} \cdot \omega \cdot K_f \cdot N^2}{K_f^2 \cdot N^2 + {}_j \omega^2 \cdot C_{opt}^2 (N+1)} \quad (2-1-67)$$

となり、これに式(2-1-61)～(2-1-64)を代入することにより、

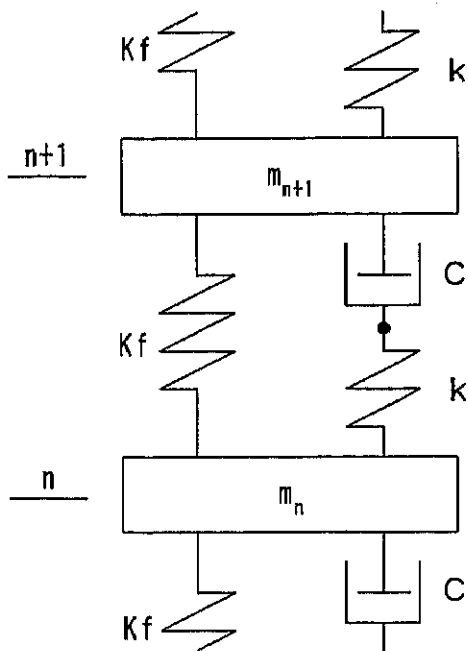
$${}_j h = \frac{N\sqrt{N+2}}{\sqrt{2(N+1)}} \left[\frac{{}_j \varepsilon}{2 + {}_j \varepsilon^2 (N+2)} \right] \quad (2-1-68)$$

が得られ、これを用いることができる。これらより、最終的に式(2-1-59)、(2-1-65)を用いて1～3次モードまでを考慮した頂部から ℓ 層目の最大減衰力は、

$$F_\ell = \sqrt{\sum_{j=1}^3 {}_j F_\ell^2} \quad (2-1-69)$$

として求まる。

この計算式の妥当性を確認するため、図 2-1-24 に示すせん断型5ユニットモデルを用いた地震応答解析を行い検討する。各層のオイルダンパの減衰係数は、対象振動モデルの1次モードに対する最適値とする。振動モデルの1次固有周期は、1、2、4秒の3種類、剛性比は、0.2、0.6、1.0の3種類とした。各ケースごとの各層における応答値と計算値を比較して図 2-1-25 に示す。これらより、振動モデルの各ケースとも算定値は、応答値にほぼ対応した最大減衰力を得ることができている。また、各層の最大減衰力を合計した総最大減衰力を比較して表 2-1-2 に示す。これによると、計算値は、-19～11%の範囲内で応答値を良好に推定できている。



T(秒)	1.0	2.0	4.0
$m_i(t)$	9800		
Kf(kN/mm)	4777	1195	297.9

N	k (kN/mm)		
	T=1.0	T=2.0	T=4.0
0.2	955.3	238.9	59.6
0.6	2866	716.8	178.8
1.0	4777	1195	297.9

N	C (kN·sec/mm)		
	T=1.0	T=2.0	T=4.0
0.2	133.0	66.5	33.2
0.6	325.2	162.7	81.1
1.0	465.8	233.0	116.2

$n = 1 \sim 5$

図 2-1-24. 対象振動モデル、及び諸元

表 2-1-2. 総最大減衰力の比較

振動モデル 周期	剛性比 N	応答値 (MN)	計算値 (MN)	比率 (計算値/応答値)
1 秒	0.2	79.4	74.3	0.94
	0.6	125.8	137.5	1.09
	1.0	159.4	176.1	1.11
2 秒	0.2	39.9	40.6	1.02
	0.6	75.7	76.7	1.01
	1.0	89.9	99.6	1.11
4 秒	0.2	25.4	20.5	0.81
	0.6	44.7	38.7	0.86
	1.0	51.8	50.3	0.97

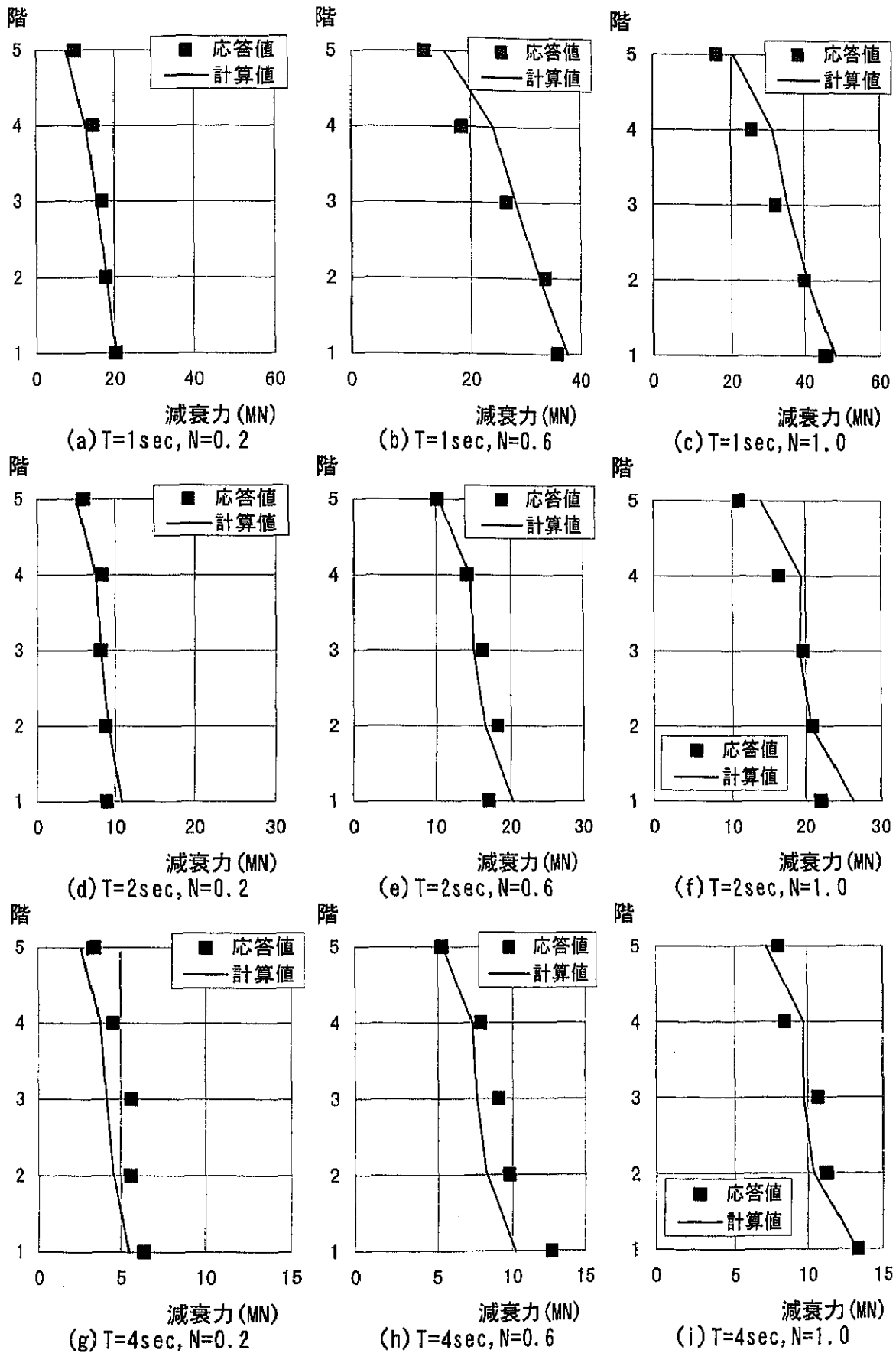


図2-1-25. 最大減衰力の応答値と計算値の比較

(3) 減衰力制限時の諸特性

建築構造物は、重量や剛性が必ずしも均一ではない多自由度振動系である。また、外乱である地震動は、複雑な振動数特性を有する非定常外乱である。

そのため、地震動の特性や高次振動の影響により各層オイルダンパに生じる最大減衰力がばらつく。この最大減衰力は、オイルダンパの設計に大きな影響を与えるため、歩留まりが悪いと設置コストの増加につながる。

そこで、減衰力が一定値以上に増加しない減衰力制限機構を設ける。この機構は、第1章や第3章で述べる通り、オイルダンパ内にリリース弁を取り付けることにより動力を用いることなく実現できる。

減衰力制限機構による効果を以下にまとめる。

- ①様々な地震により各層に生じる最大減衰力のばらつきを防ぎ、各層のオイルダンパ台数を規定できる。
- ②ブレース、取付ブラケット、付帯フレームなどの周辺部材に過大な応力が生じることを防ぐことができる。
- ③安全率が確保しやすい。すなわち、速度に対して安全率を確保するためには全体コストの2%程度を占めるリリース弁を増加するのみで済む。

本検討では、減衰力制限による振動特性を把握し、線形減衰係数で得られた特性や効果を損なわない範囲の減衰力制限比（線形減衰係数の場合に生じる減衰力に対する制限した減衰力の比）の推奨値を導き出すことを目的とする。

a) 定常入力

①応答性状

減衰力制限下における高減衰構造の振動特性を調べるために、図 2-1-26 の振動モデル、及び諸元を用いて、オイルダンパの減衰力に制限を持たせた正弦波定常入力による応答解析を行う。ここでは、最大加速度を $\ddot{y}=100\text{cm/sec}^2$ に基準化した 0.3~0.7Hz の調和地動を 0.01Hz 刻みで入力した。剛性比 N は 0.6 を代表とし、減衰力の制限度合いを表す値として、線形減衰係数における共振時最大減衰力 (F_{\max}) に対する減衰力制限値 (F_{\lim}) の比 ($L=F_{\lim}/F_{\max}$) を減衰力制限比として、 $L=1.0, 0.8, 0.6, 0.4$ の4種類とした。応答解析による最大値を 2.1 節(2)、b)と同様に無次元化し、図 2-1-27 には主構造の応答値を、図 2-1-28 にはオイルダンパの応答値を示す。これらより、減衰力の制限を受けた振動数においては、主構造、及びオイルダンパの応答値が増加している。次に、剛性比 $N=0.6$ におけるオイルダンパ部の減衰力 F - ストローク odS の関係を図

2-1-29 に示す。これから、減衰力を制限することにより主構造の応答値が増加し、それに伴ってダンパ部の変位が増加することで減衰力制限によるエネルギー吸収量の減少を補う傾向が確認される。また、主構造、付加剛性、及びオイルダンパの変位、速度の時刻歴波形を図 2-1-30(a)(b)に、減衰力の時刻歴波形を同図(c)に示す。これらより、付加剛性の変位は、減衰力制限時には減衰力と付加剛性の関係から決まる一定変位となり、付加剛性の速度は0となっている。そして、オイルダンパの速度は減衰力が制限されることにより急激に増加し、最終的に主構造の速度に一致している。

②減衰定数と吸収エネルギーの傾向

減衰力制限による減衰定数の変化を把握するため、図 2-1-26 の解析モデルの剛性比 N を 0.2、0.4、0.6、0.8、1.0 とした解析において、減衰力制限比が $L=1.0\sim 0.1$ で刻み 0.1 での共振振動数における応答解析結果から得られた加速度 Acc より、付加減衰定数 Δh を式(2-1-72)により計算する。調和地動における絶対加速度倍率⁴⁾は、

$$\left| \frac{Acc}{\ddot{Y}} \right| = \frac{\sqrt{1 + 4h^2 \left(\frac{P}{\omega} \right)^2}}{\sqrt{\left\{ 1 - \left(\frac{P}{\omega} \right) \right\}^2 + 4h^2 \left(\frac{P}{\omega} \right)^2}} \quad (2-1-70)$$

であり、共振点では $P=\omega$ から

$$\left| \frac{Acc}{\ddot{Y}} \right| = \sqrt{\frac{1 + 4h^2}{4h^2}} \quad (2-1-71)$$

となる。これを、書き換えることで付加減衰定数 Δh は

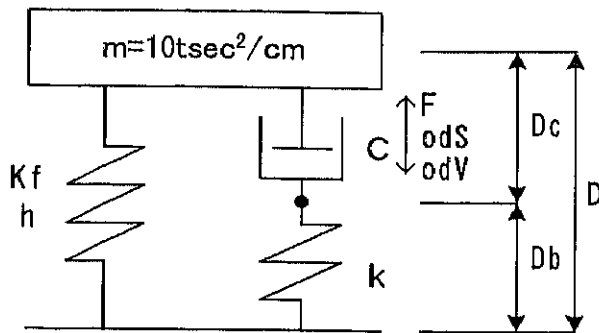
$$\Delta h = \frac{1}{2} \sqrt{\left(\frac{\ddot{Y}^2}{Acc^2 - \ddot{Y}^2} \right)} \quad (2-1-72)$$

として求まる。これにより得られた付加減衰定数 Δh を図 2-1-31 に示す。付加減衰定数は、減衰力制限比が低下するのに従い徐々に減少し、その減少の度合いは剛性比 N によっても異なるが、減衰力制限比が 1.0~0.8 の間では緩慢である。この付加減衰定数の低下と、減衰力制限比を比較して図 2-1-32 に示す。同図の縦軸は、各剛性比 N における線形時の付加減衰定数 $h_{L=1}$ により各減衰力制限時の付加減衰定数を基準化したものである。これより、減衰力制限比より付加減衰定数比が大きな減衰力制限比の領

域は、剛性比による異なり、剛性比が小さいほど低い減衰力制限比まで広がる。この領域が、減衰力低減度合いと比べて減衰付加効果の低下が緩慢な領域となり、効率的に減衰力制限がなされていることになる。この効率的な減衰力制限比は、剛性比 $N=1.0$ では制限比 $L=0.8$ 程度まで、剛性比 $N=0.2$ では制限比 $L=0.6$ 程度までと、剛性比 N が小さな程低い値となっている。この原因を検討するため、減衰力制限により生じるダンパ部速度の増加傾向を把握する。そこで、減衰力制限によるダンパ部速度の増加度合いを、ダンパ部変位 odS と角振動数 ω により求まる速度に対する応答速度の比(速度増加率)で求めて図 2-1-33 に示す。これから、速度増加率は、減衰力制限比 $0.8\sim 0.9$ まで増加してその後減少し、剛性比 N が小さい程大きくなっている。これは、剛性比が小さな程、線形応答時におけるダンパ部速度が主構造速度と比較して小さいためである。この速度の増加が、減衰力制限比の大きな領域における付加減衰定数の低下を緩慢にしている原因の一つと考察される。

また、オイルダンパの吸収エネルギー量は、最大減衰力の制限による減少分と、主構造変位の増加による増加分の増減関係をもとに変化する。その傾向を把握するため、吸収エネルギー量を、図 2-1-29 に示した楕円から減衰力制限により上下を削除された残りの部分の面積を求めることで計算した。減衰力制限によりダンパが吸収するエネルギーの変化を図 2-1-34 に示す。吸収エネルギーは、減衰力制限比 L の低下により $L=0.4$ まで増加し、それ以下では減少する。これは、主構造の応答の増加に伴うオイルダンパ部の吸収エネルギー量の増加が、 $L=0.4$ 以下では減衰力制限による低下分を下回ったためと考えられる。次に、主構造の変位により基準化した吸収エネルギーを図 2-1-35 に示す。主構造の基準変位に対する吸収エネルギー量は、剛性比 N が大きな程大きく、減衰力制限比 L が 0.7 程度までその低下度合いは緩慢である。

以上の検討により、定常入力においては、減衰力制限比を $0.4\sim 0.7$ 程度に止めることで、減衰力制限による利点を生かした使用が可能であると考察される。



K_f : フレーム剛性(=96.6kN/mm)
 h : フレーム減数定数(=0.02)
 T : フレームのみの固有周期(=2.0sec)
 N : 剛性比($k/K_f=0.6$)
 C : オイルダンパ減衰係数
 (=Copt=13kNsec/mm)
 F : 減衰力
 F_{max} : 共振時最大減衰力
 F_{lim} : 減衰力制限値
 L : 減衰力制限比
 ($F_{\text{lim}}/F_{\text{max}}=1.0, 0.8, 0.6, 0.4$)
 odS : ストローク
 odV : 速度

入力
 最大加速度: $\ddot{Y} = 100\text{cm}/\text{sec}^2$
 振動数: 0.3~0.7Hz、0.01Hz刻み

図2-1-26. 解析モデル、及び諸元

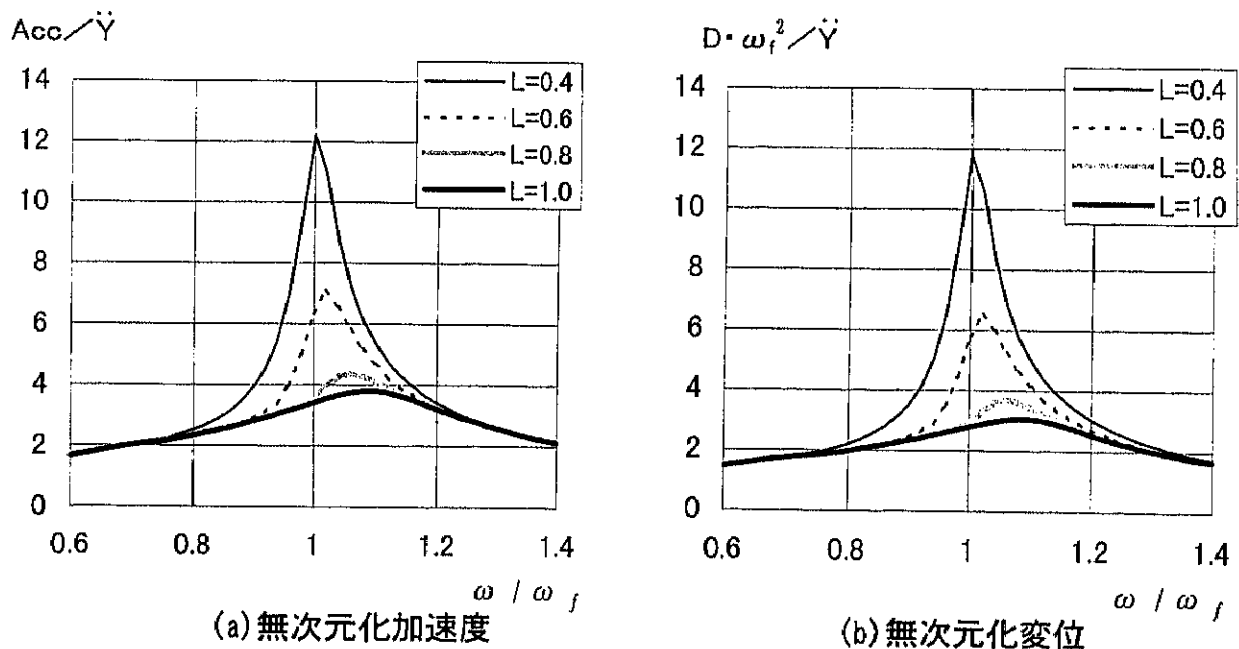
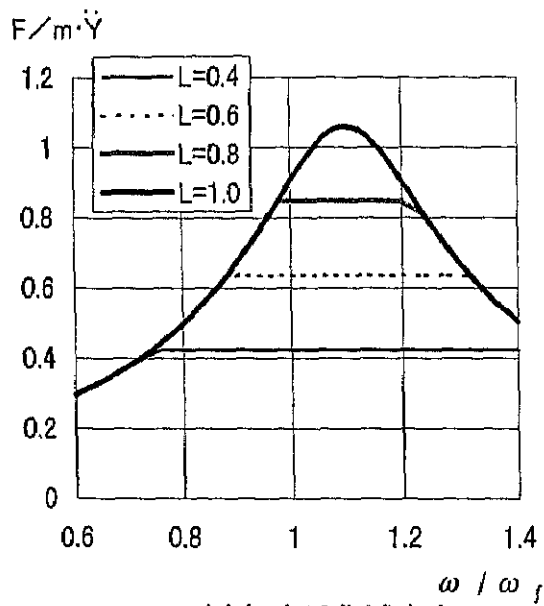
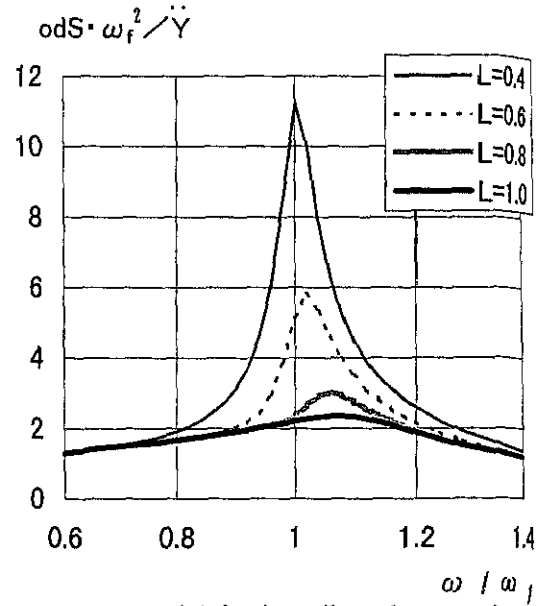


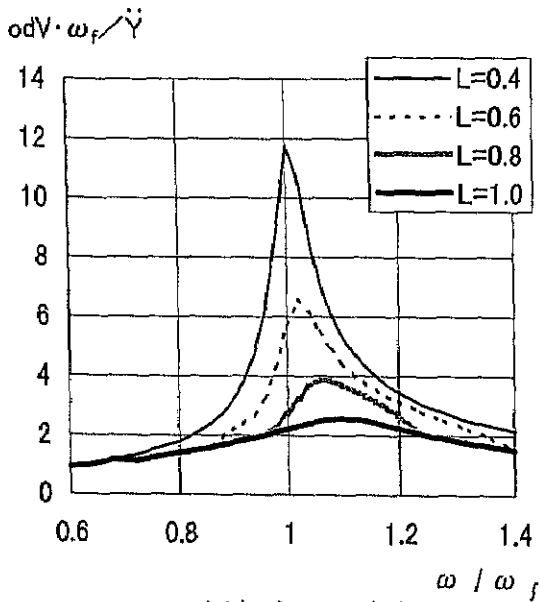
図2-1-27. 主構造応答値



(a) 無次元化減衰力



(b) 無次元化ストローク



(c) 無次元化速度

図2-1-28. オイルダンパ応答値

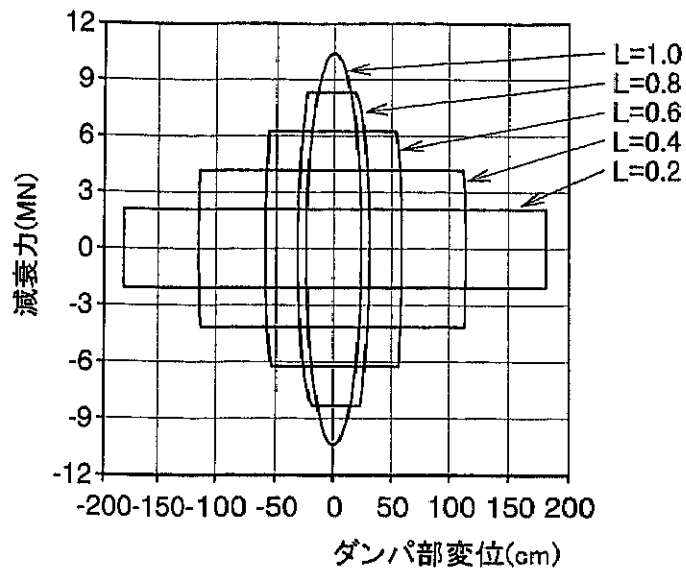


図2-1-29. 減衰力制限時のダンパ部減衰力-変位関係

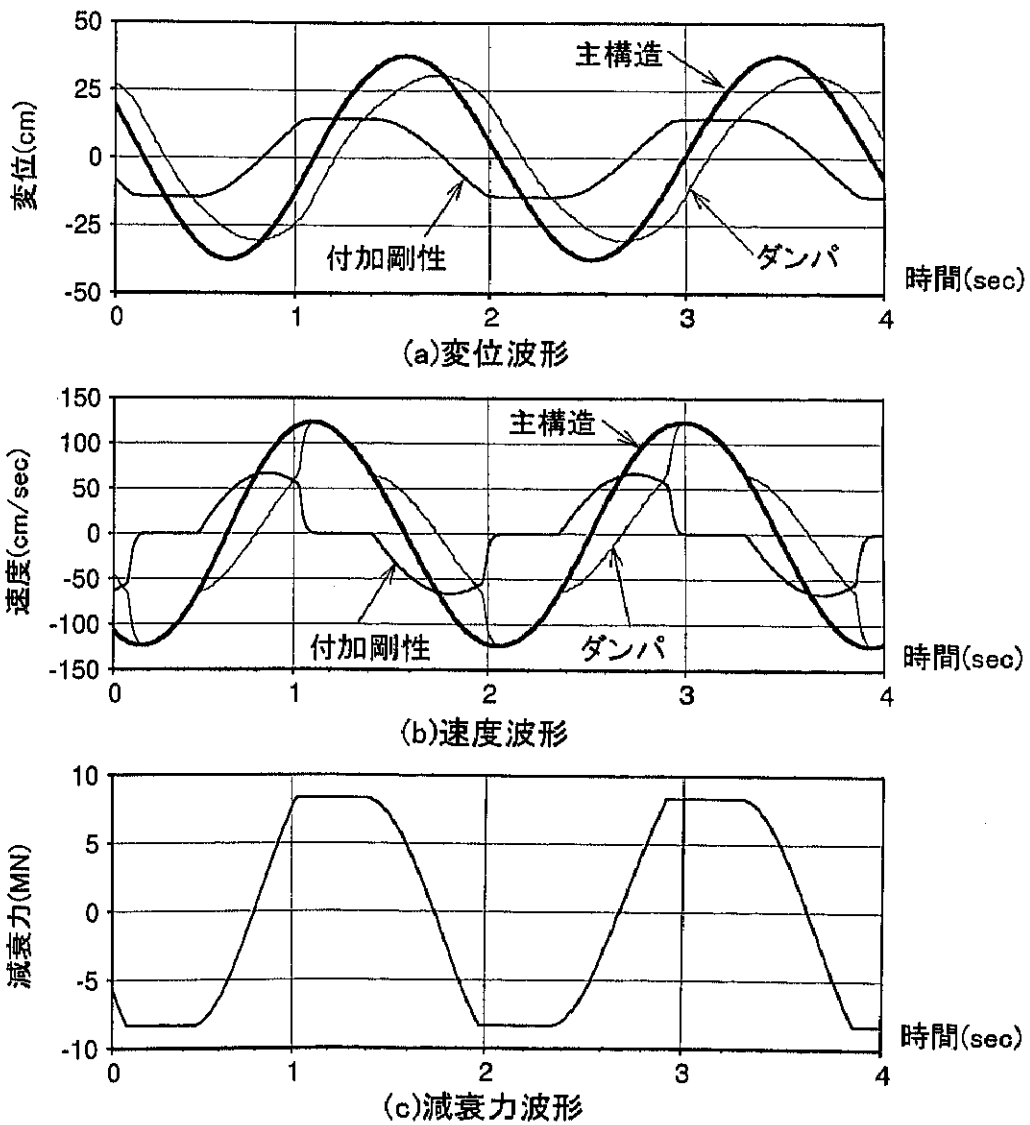


図2-1-30. 減衰力制限時時刻歴波形

付加減衰定数 $\Delta h(\%)$

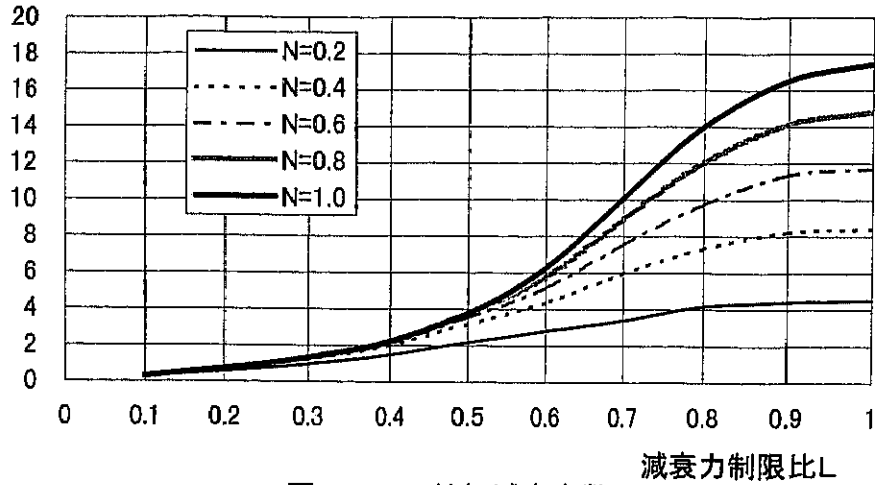


図2-1-31. 付加減衰定数

付加減衰定数比 $\Delta h / \Delta h_{L=1}$

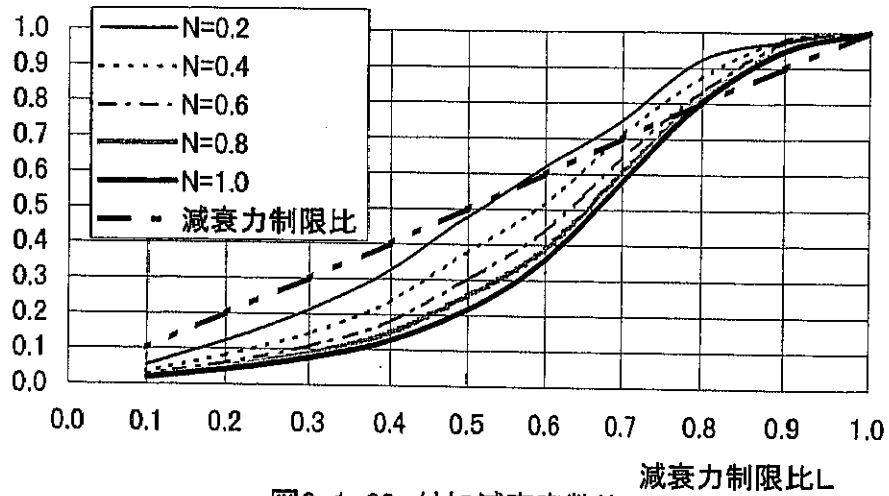


図2-1-32. 付加減衰定数比

速度増加率 $odV / odS \cdot \omega$

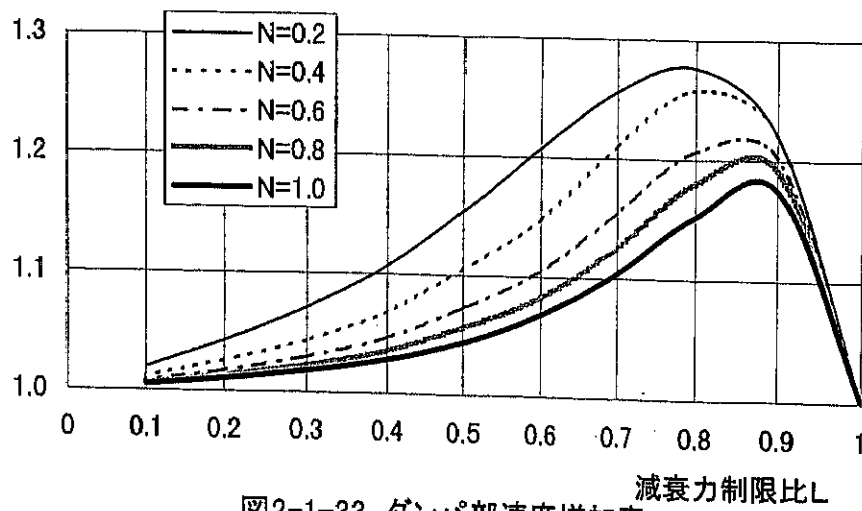


図2-1-33. ダンパ部速度増加率

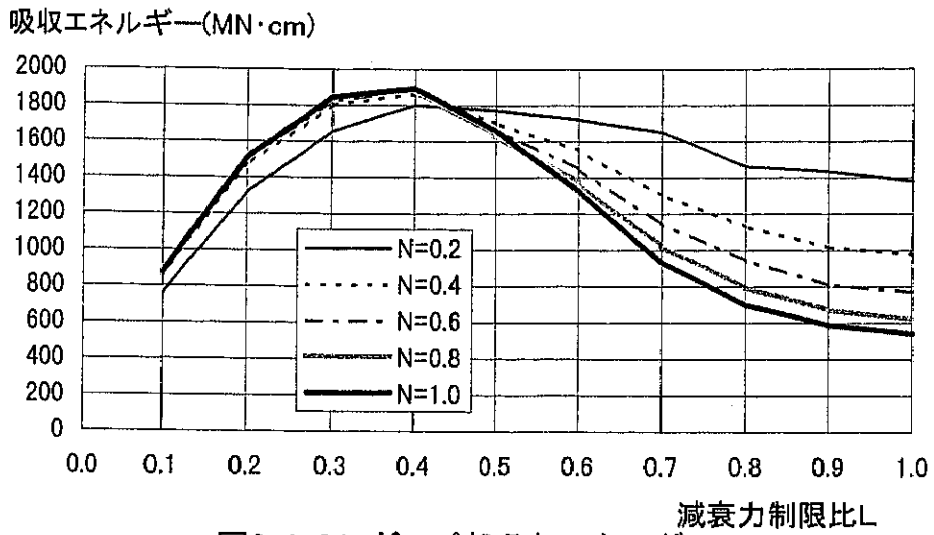


図2-1-34. ダンパ部吸収エネルギー

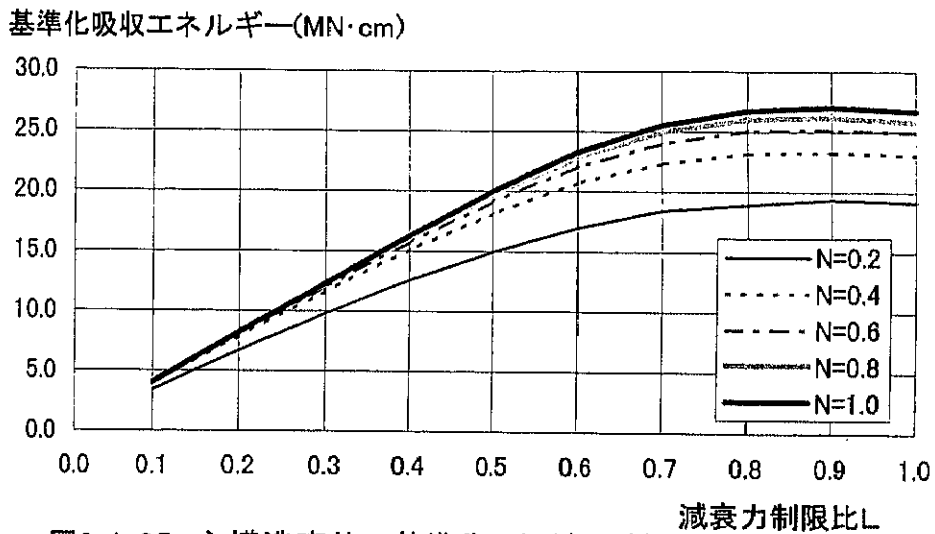


図2-1-35. 主構造変位で基準化したダンパ部吸収エネルギー

b) 地震入力

地震入力下における減衰力制限による挙動を把握するため、図 2-1-36 に示す振動モデル、及び諸元を用いて減衰力制限比 L をパラメータとした地震応答解析により傾向を確認した。振動モデルは、フレームのみの固有周期を 1.0、2.0、4.0 秒とし、フレームに 2 % の内部粘性減衰を与えた。剛性比は、 $N=0.2$ 、0.6、1.0 の 3 種類とし、オイルダンパの減衰係数は、各ケースの最適減衰係数 C_{opt} に設定した。地震波は、エルセントロ(NS)25cm/sec、八戸(NS)25cm/sec、BCJ1 波の 3 種類とした。まず、各固有周期の振動モデルにおける、線形減衰係数による応答解析での応答最大加速度、及び変位を、フレームのみの場合(減衰定数 2 %)と比較して図 2-1-37～図 2-1-39 に示す。これらより、固有周期 1 秒、2 秒の振動モデルにおいては、加速度、及び変位ともフレームのみの場合に対してオイルダンパにより応答低減されており、剛性比 N が大きな程、応答値は小さくなっている。しかし、4 秒モデルのエルセントロ(NS)、八戸(NS)入力における応答最大加速度のみは、オイルダンパを設置することで若干ではあるが大きくなり、剛性比が大きな程増加している。これは、オイルダンパを設置したことにより振動モデルの固有周期が短くなることに起因するものと考えられる。このような状況において、減衰力を制限することによる応答低減効果の低下傾向を表す指標として、各振動モデル、地震波について以下に示す値を用いる。

$$\alpha = \frac{R_L - R_{L=1}}{R_0 - R_{L=1}} \quad (2-1-73)$$

ここで、 R_L : 減衰力制限下での加速度または変位

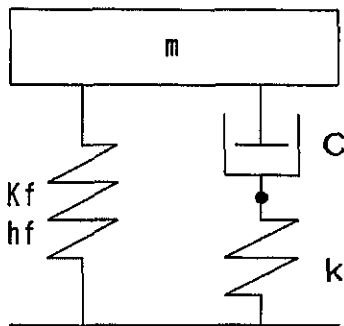
$R_{L=1}$: 減衰力制限がない状態(線形ダンパ)での加速度または変位

R_0 : フレームのみの場合(減衰定数 2 %)での加速度または変位

この α は、線形ダンパによる応答低減量(ダンパがない状態の応答値と線形ダンパでの応答値の差)に対して、減衰力制限することによる低減効果の低下率を表すことになり、 α が 1 で応答低減効果は 0 となる。各地震波に対して、各振動モデルごとの加速度、及び変位に関する α の値を図 2-1-40～図 2-1-42 の(a)～(f)に示す。一般的傾向として、減衰力制限比の減少に伴って低下率は増加するが、加速度などで低下率が低下する、すなわち線形ダンパより応答低減されるケースがある。また、4 秒モデルの加速度においては、図 2-1-39 で示したように、線形ダンパによる応答低減効果がないことにより、低下率も大きくばらつく結果となっている。これらの結果から、応答低減効果を大きく低下させない減衰力制限比の目安を検討するため、ここでは応答低減効果の低

下率が 0.1 を越える最小の減衰力制限比を計算する。得られた減衰力制限比を整理して図 2-1-43～図 2-1-45 に示す。これらから、オイルダンパによる応答低減効果が、あまり明確に得られなかった 4 秒モデルのエルセントロ(NS)、八戸(NS)入力を除いて、概ね減衰力制限比 $L=0.6\sim 0.8$ までは応答低減効果の低下率が 10%以下に抑えられ、場合によっては最小で 0.3 まで制限できることがわかる。言い換えると、応答低減効果をほとんど低下させることなく、減衰力を少なくとも 20~40% までは低減することができることになる。

T(秒)	1.0	2.0	4.0
m(t)	9800		
Kf(kN/mm)	386.5	96.6	24.2



フレーム減衰 : $hf=0.02$

N	k (kN/mm)		
	T=1.0	T=2.0	T=4.0
0.2	77.3	19.3	4.83
0.6	231.9	58.0	14.5
1.0	386.5	96.6	24.2

N	C (kN·sec/mm)		
	T=1.0	T=2.0	T=4.0
0.2	10.8	5.39	2.70
0.6	25.5	12.7	6.37
1.0	36.3	18.1	9.07

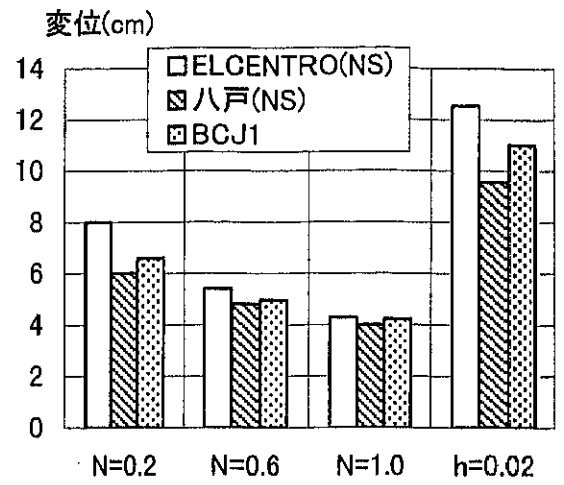
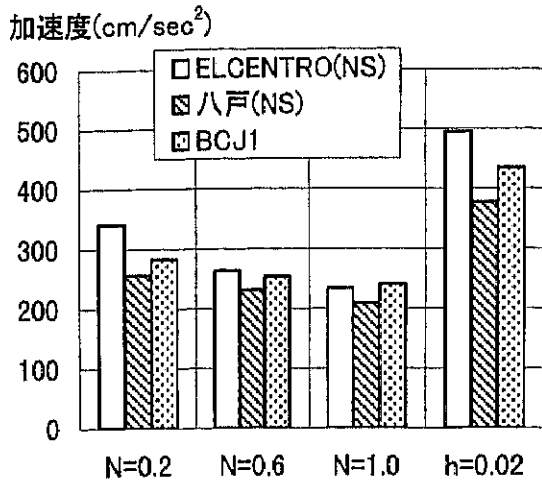
L : 減衰力制限比 $F_{lim}/F_{max}=1.0\sim 0.1$ 、0.1 刻み

入力 : エルセントロ(NS)25kine

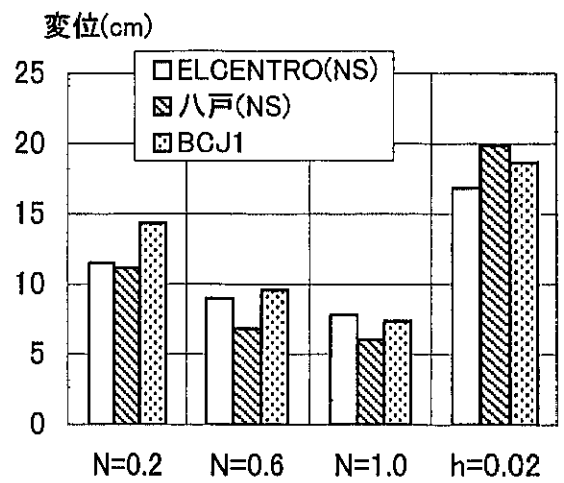
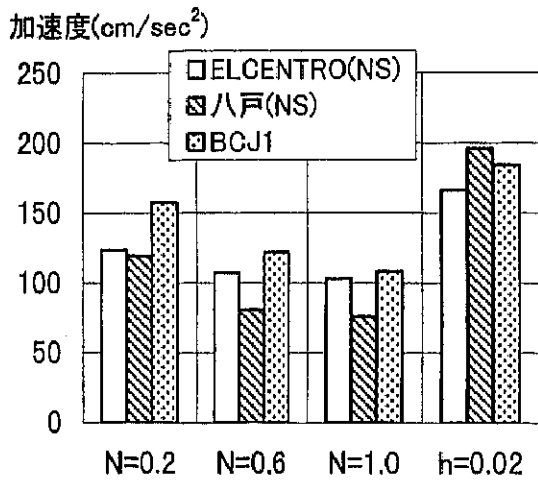
八戸(NS)25kine

BCJ1

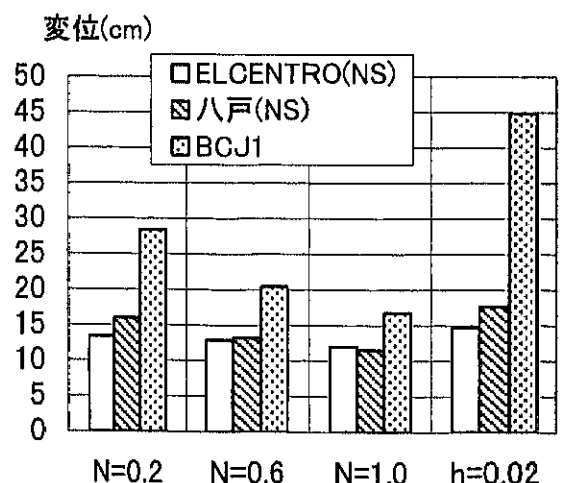
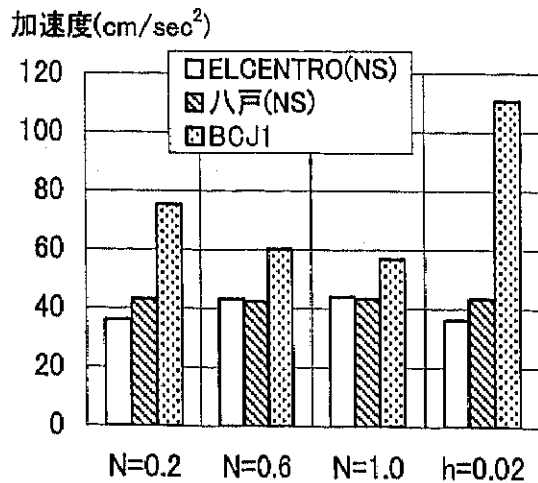
図 2-1-36. 対象振動モデル、及び諸元



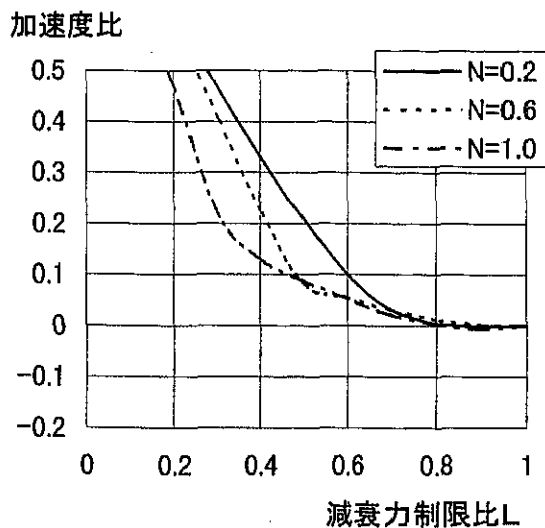
(a)加速度 (b)変位
図2-1-37. 1秒モデル・25kine入力応答最大値



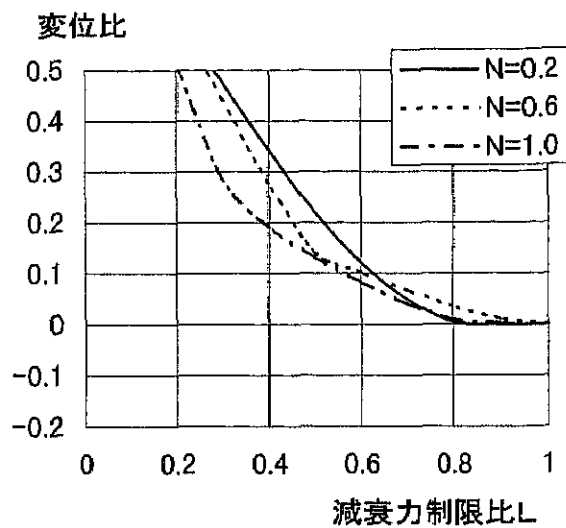
(a)加速度 (b)変位
図2-1-38. 2秒モデル・25kine入力応答最大値



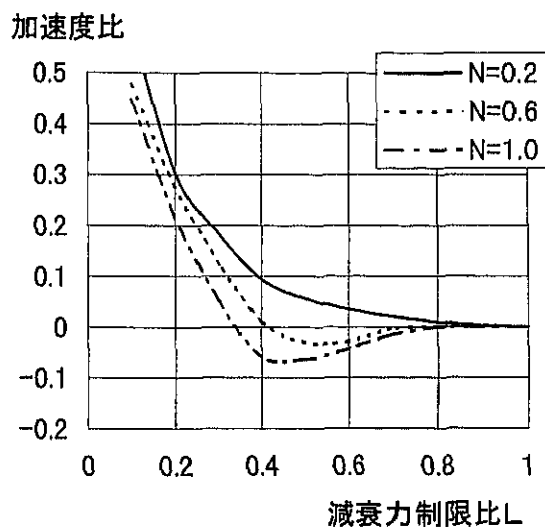
(a)加速度 (b)変位
図2-1-39. 4秒モデル・25kine入力応答最大値



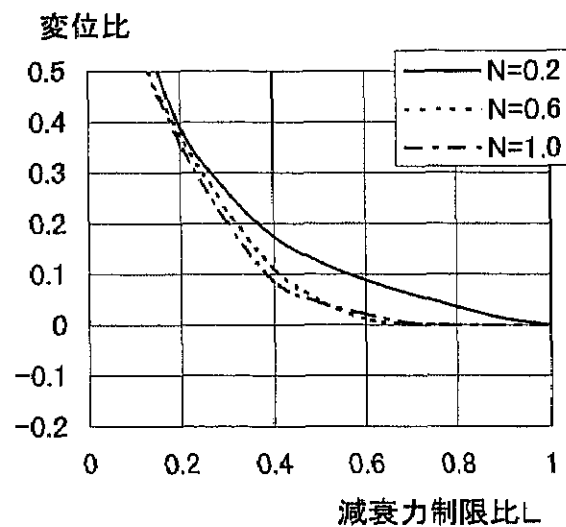
(a)1秒モデル・加速度



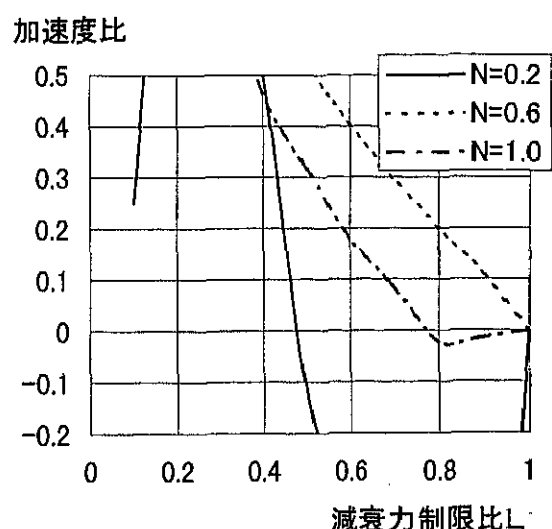
(b)1秒モデル・変位



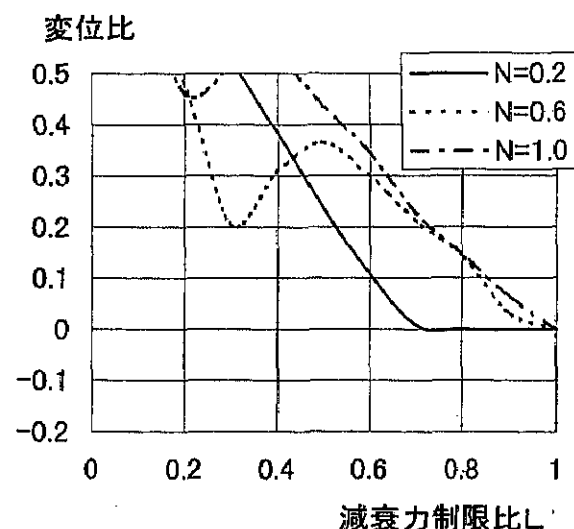
(c)2秒モデル・加速度



(d)2秒モデル・変位

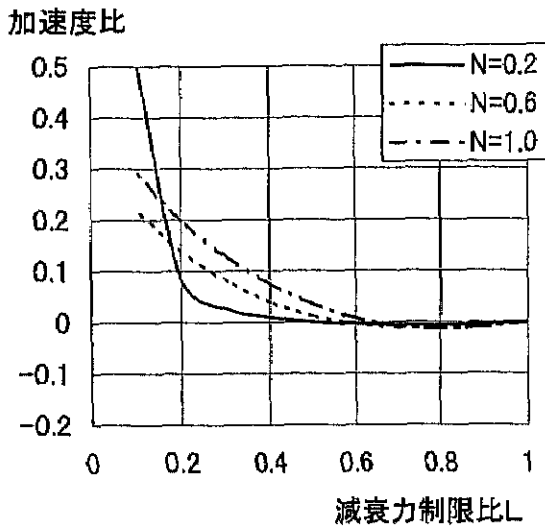


(e)4秒モデル・加速度

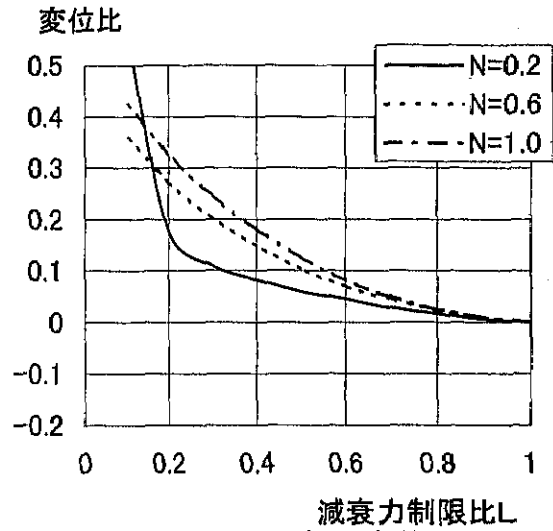


(f)4秒モデル・変位

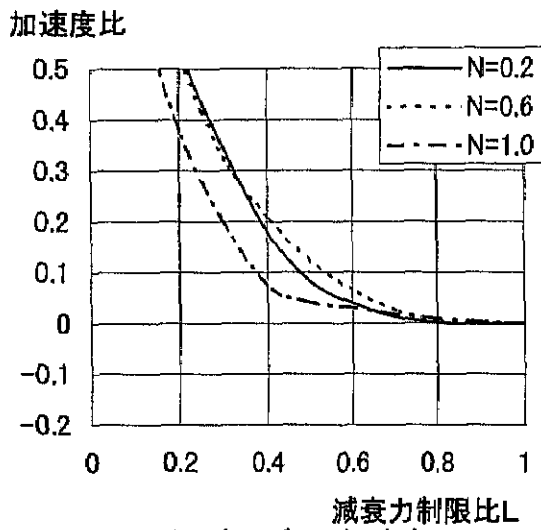
図2-1-40. 減衰力制限による応答低減効果の低下率・エルセントロ・25kine入力



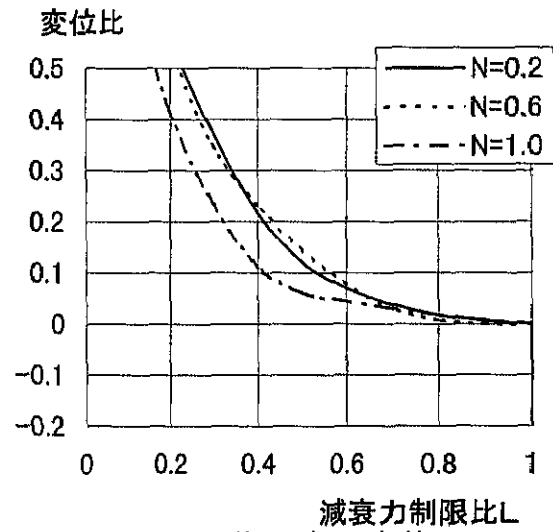
(a)1秒モデル・加速度



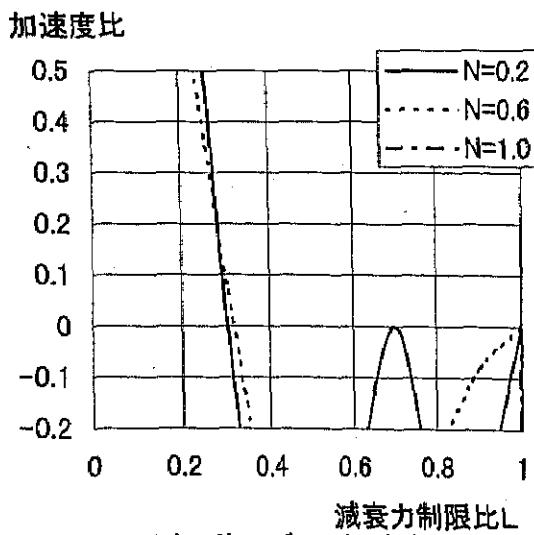
(b)1秒モデル・変位



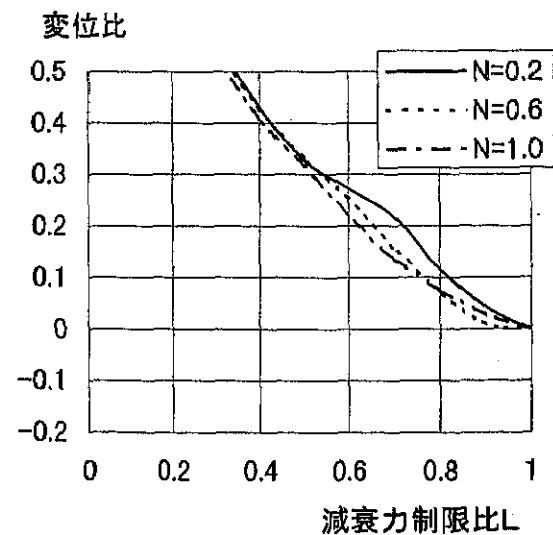
(c)2秒モデル・加速度



(d)2秒モデル・変位



(e)4秒モデル・加速度



(f)4秒モデル・変位

図2-1-41. 減衰力制限による応答低減効果の低下率・八戸・25kine入力

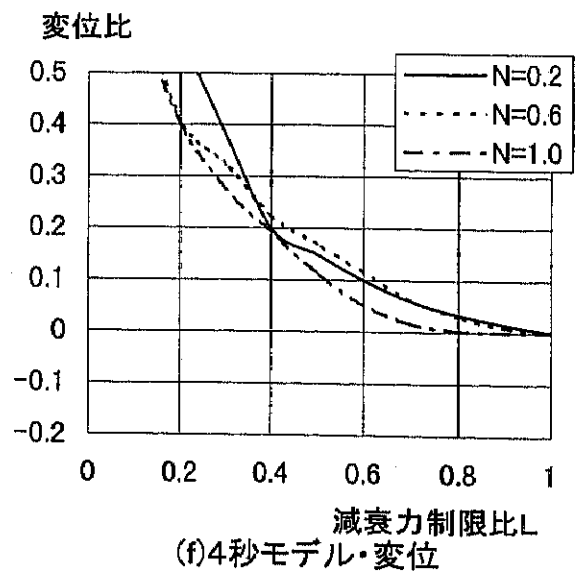
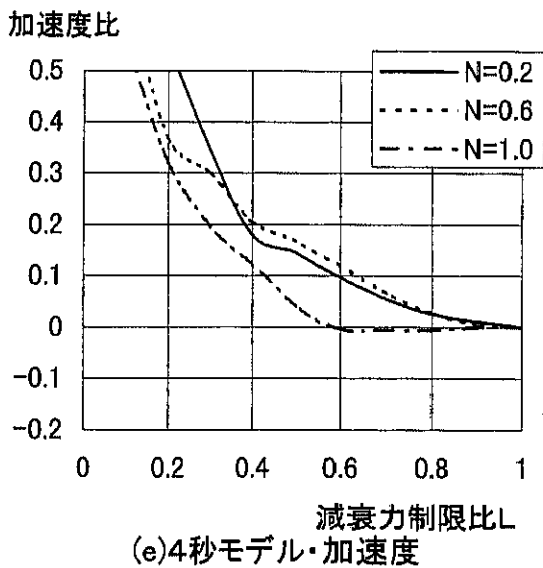
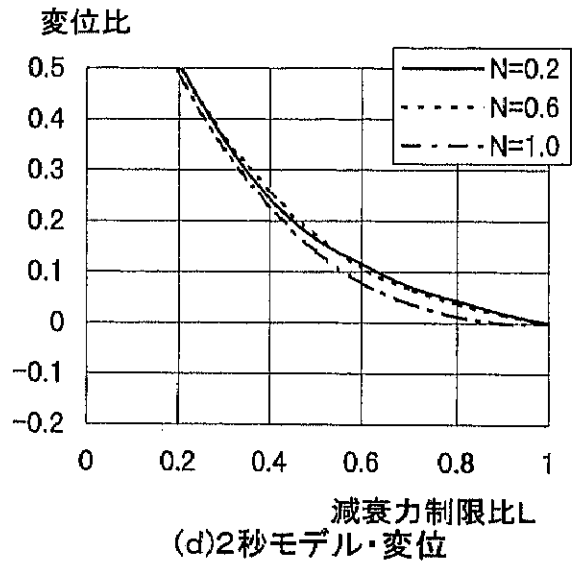
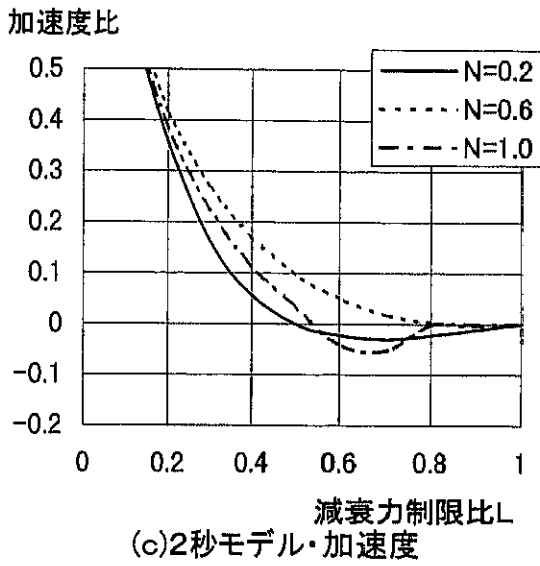
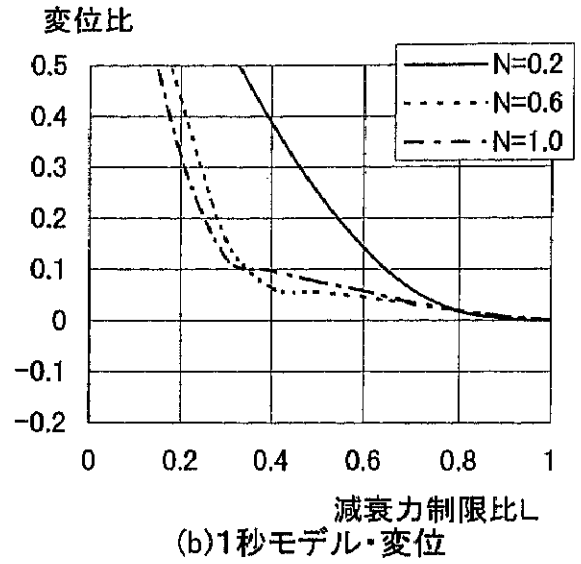
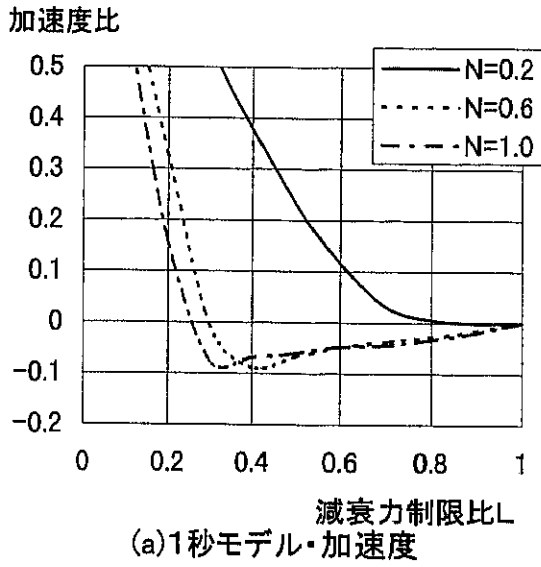
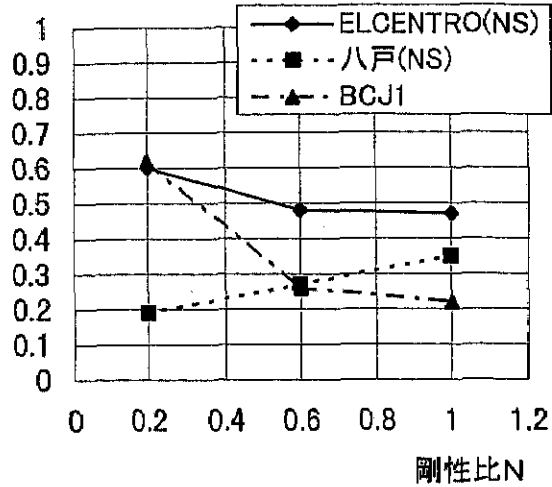
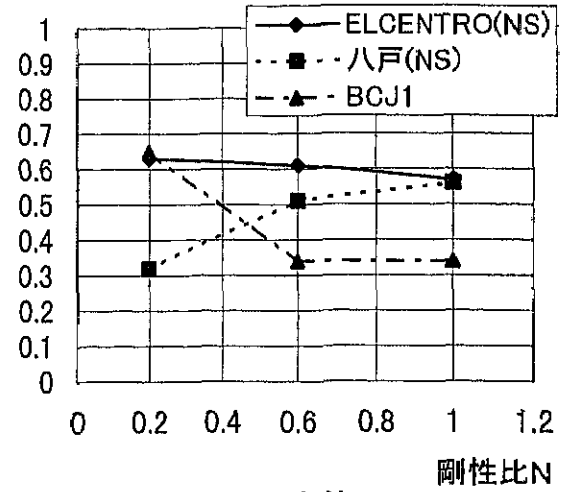


図2-1-42. 減衰力制限による応答低減効果の低下率・BCJ1入力

減衰力制限比L



減衰力制限比L

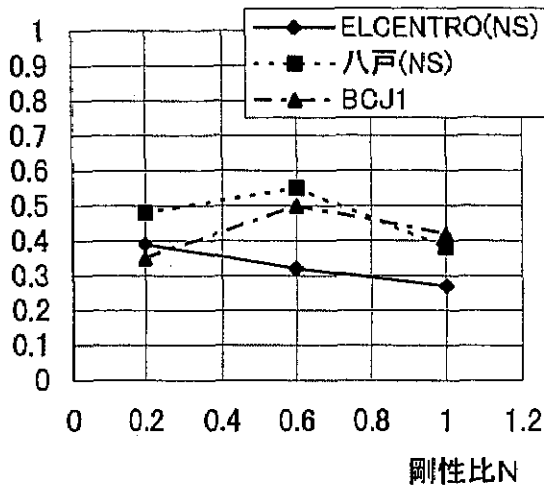


(a)加速度

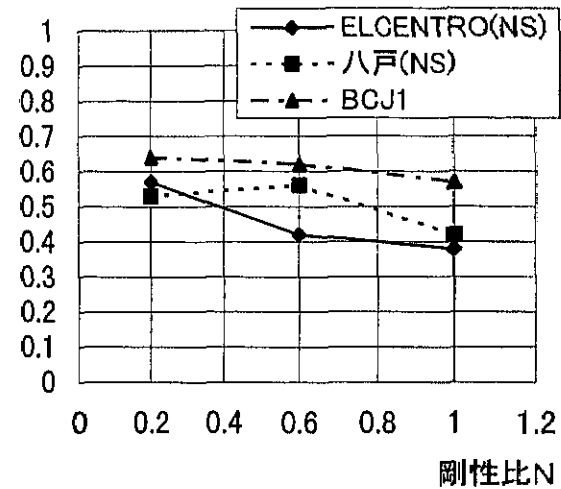
(b)変位

図2-1-43. 応答低減効果の低下率が10%を越える最小の減衰力制限比・1秒モデル

減衰力制限比L



減衰力制限比L

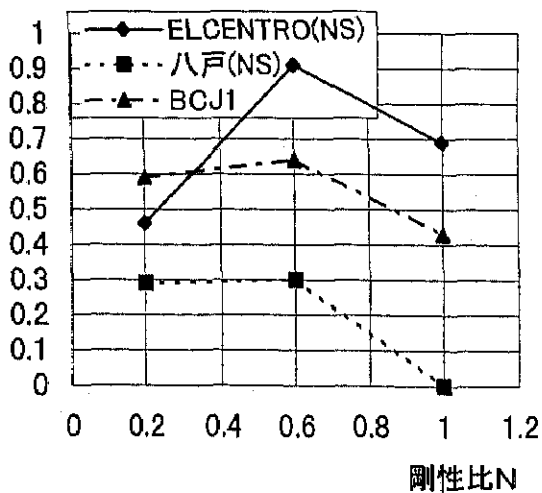


(a)加速度

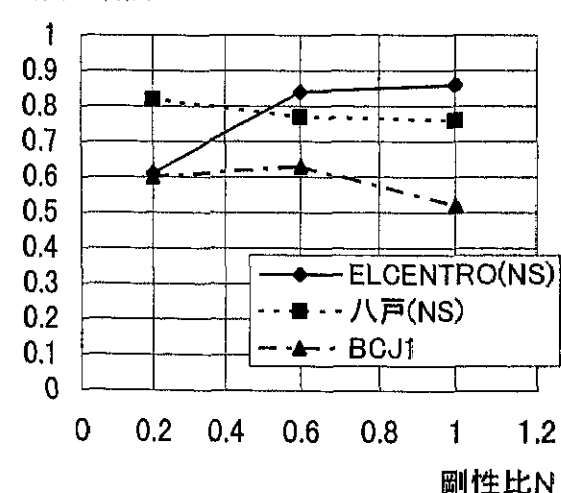
(b)変位

図2-1-44. 応答低減効果の低下率が10%を越える最小の減衰力制限比・2秒モデル

減衰力制限比L



減衰力制限比L



(a)加速度

(b)変位

図2-1-44. 応答低減効果の低下率が10%を越える最小の減衰力制限比・4秒モデル

2. 2. 建物モデルの振動特性

実建物を想定して振動モデルの諸元を設定し、振動特性を把握すると共に、地震応答解析により応答最大値の傾向や応答低減効果を確認する。

(1) 各種建物モデル

各種(各高さ、周期)の鉄骨造建物を想定し、各層に均一にブレースを介してオイルダンパを設置した場合の高減衰構造の振動特性に関して検討する。各種建物において、オイルダンパ特性の設定に影響する各層の剛性比分布や、各層の最適減衰係数の傾向を確認し、各種建物モデルのオイルダンパに必要な減衰係数を把握する。次に、BCJ1(日本建築センター波レベル1、最大加速度 197.9cm/sec^2 、最大速度 24.79cm/sec)を入力した地震応答解析により応答低減効果を確認するとともに、2.1 節での研究結果をもとに応答により生じる最大減衰力の総量に関して考察を行う。最後に、オイルダンパの減衰力制限値をパラメータとして応答低減効果の低下率を検討する。

a) 諸元

対象とする構造物は、1次固有周期1、2、4秒の多層構造物とし、1次固有周期、建物高さ、階数、各階重量を日本の通常の耐震設計による構造物を想定するため、以下の条件により表2-2-1に示す通り設定した。

- (1)固有周期、及び各階重量は、建物高さHに比例する。
- (2)1次固有周期を $T=0.03H$ にて計算する。
- (3)各階高さを4mとして階数を計算する。
- (4)高さ64mの建物重量1200tを基準とする。
- (5)各階剛性は、設計せん断力勾配に近似した台形分布とする。
- (6)オイルダンパ設置構面数は、各階均一とする。
- (7)単位床重量は、鉄骨造の平均的な値である 0.8t/m^2 とする。

表 2-2-1. 各種建物諸元

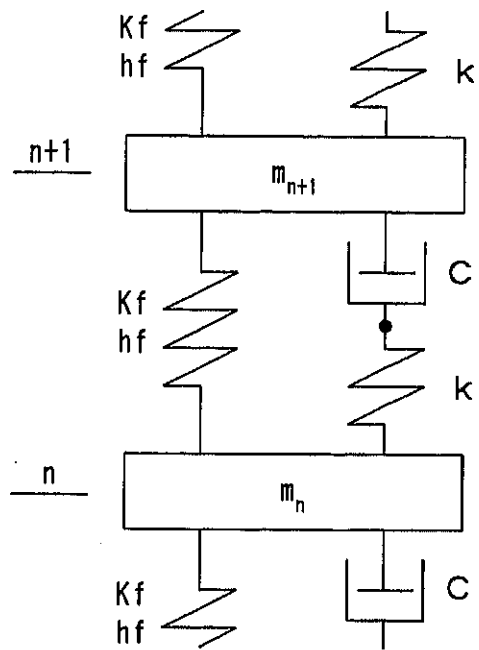
1次固有周期 (秒)	高さ (m)	階数	各階 床面積 (m^2)	各階重量 (t)	フレーム 平均剛性 (kN/mm)	1方向の オイルダンパ 構面数
1.0	36	9	844	675	847.0	2
2.0	64	16	1500	1200	1122.7	2
4.0	132	33	3094	2475	2091.7	4

b) 特性、及び設定

解析モデルを図 2-2-1 に示す。各層の柱梁フレームをせん断ばねに置換し、1次固有周期に対して2%の内部粘性減衰を設定している。設定した構造物のフレーム層剛性、及び付加剛性を図 2-2-2～図 2-2-4 の(a)に示す。各層剛性は、設計せん断力分布形に近似した台形分布として設定した。付加剛性は、ブレース剛性を通常のH型鋼断面(H-300×300×10×15)で実現可能な値 700kN/mm とし、オイルダンパ剛性を 350kN/mm⁰として、ブレース剛性とオイルダンパ剛性を合成して $k=250\text{kN/mm}$ とした。ここで、オイルダンパ剛性は参考文献 5)にて検証されている値を用いている。これらの諸元をもとに、各層の剛性比 N 、及び最適減衰係数 C_{opt} を図 2-2-2～図 2-2-4 の(b)(c)に示す。これらより、各層の剛性比はフレーム剛性の増加により下層ほど低下するが、最適減衰係数は各層ほぼ同様な値となっている。これら各種建物モデルにおいて設定したオイルダンパ諸元、及びそれら減衰係数を用いた複素固有値を表 2-2-2 に示す。ここで、オイルダンパの減衰係数は、各層の最適減衰係数の平均値とした。これらから、オイルダンパ1台の減衰係数として28～118kNsec/mm が設定され、10%程度の付加減衰定数が得られることがわかる。

表 2-2-2. オイルダンパの減衰係数、及び複素固有値

フレーム のみの 1次固有周期 (秒)	装置 構面数	剛性比の 平均値	各層の 減衰係数 (kNsec/mm)	1台あたり の減衰係数 (kNsec/mm)	複素固有値	
					減衰1次 固有周期 (秒)	付加 減衰定数 (%)
1.0	2	0.67	55	28	0.911	11.82
2.0	2	0.49	118	95	1.865	9.05
4.0	4	0.53	470	118	3.741	8.51



- m : 各階重量 (t)
- K_f : フレームせん断剛性 (kN/mm)
- h_f : フレーム減衰
内部粘性減衰として1次固有周期に
対して2%を設定
- k : 付加剛性 (kN/mm)
オイルダンパとブレースの直列結合
剛性
- C : オイルダンパの減衰係数 (kNsec/mm)

図2-2-1. 各種建物モデルの解析モデル

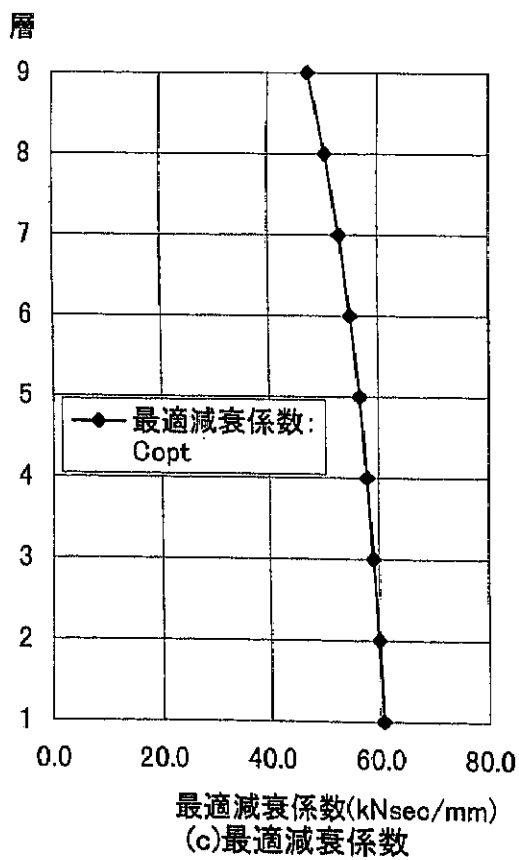
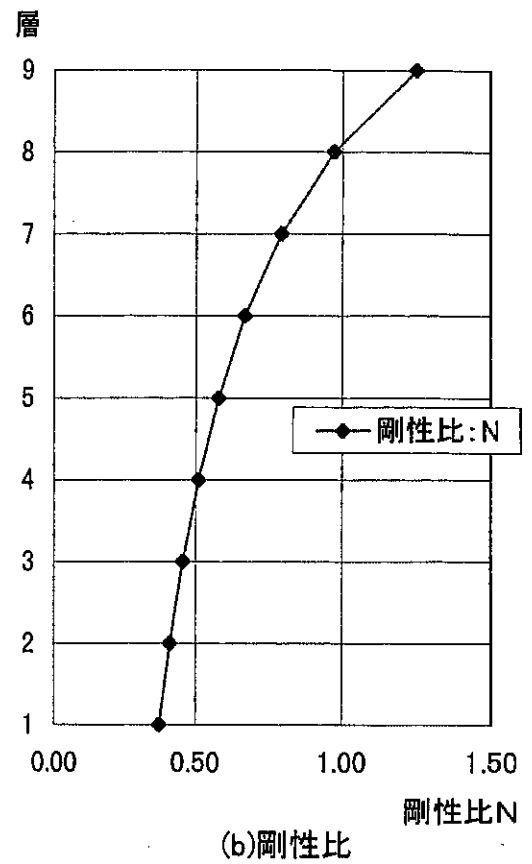
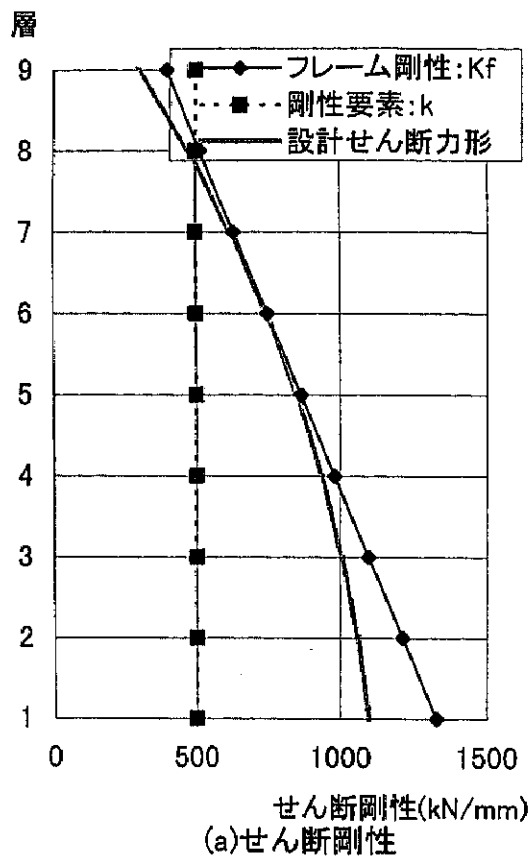


図2-2-2. 1秒モデル諸元

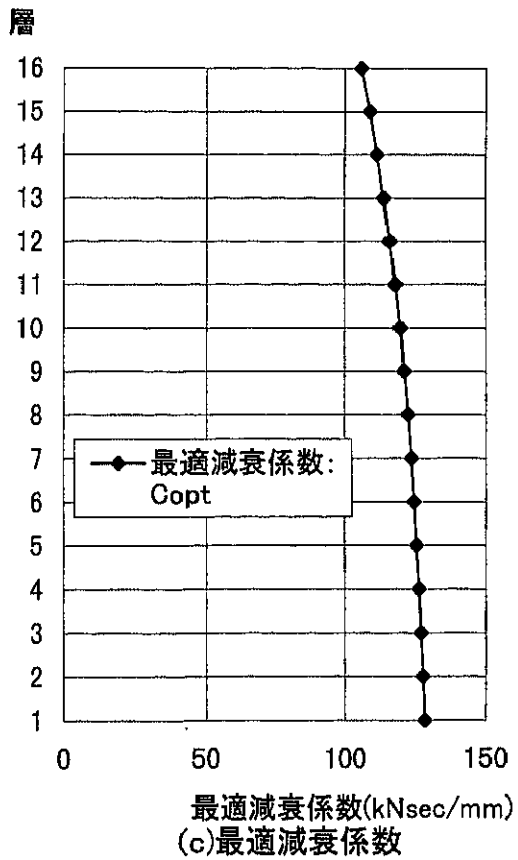
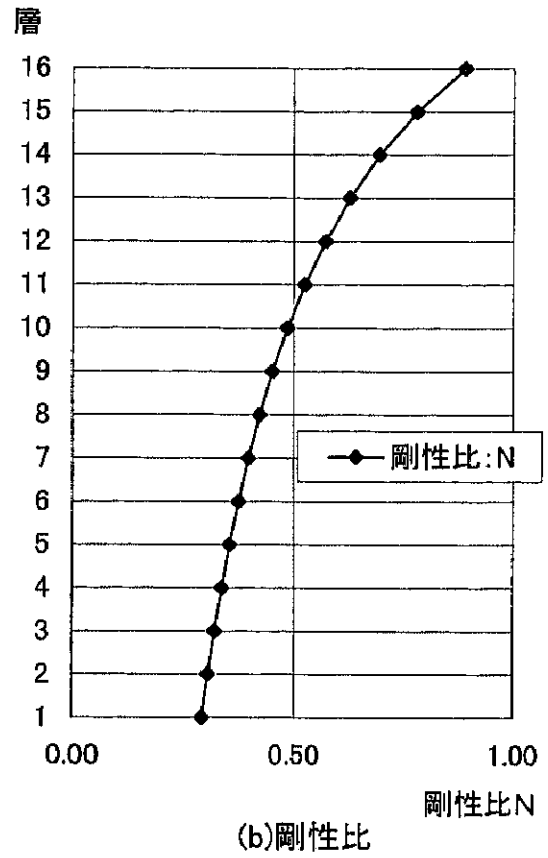
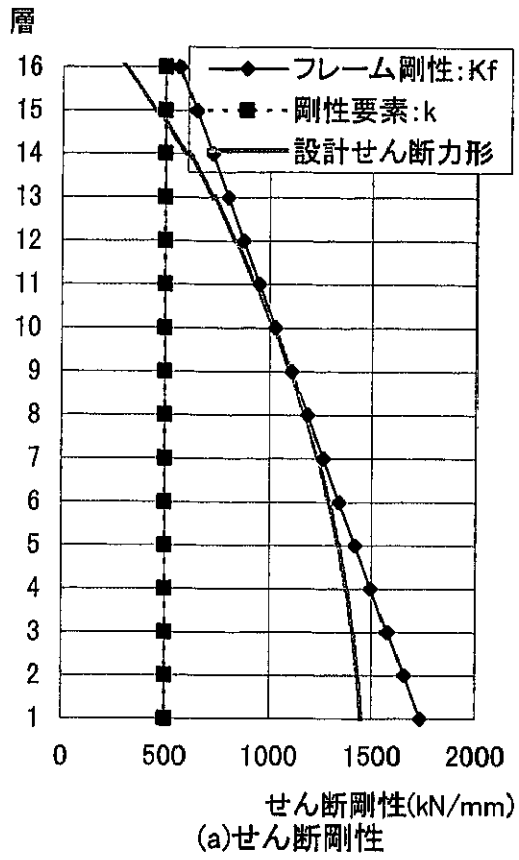


図2-2-3. 2秒モデル諸元

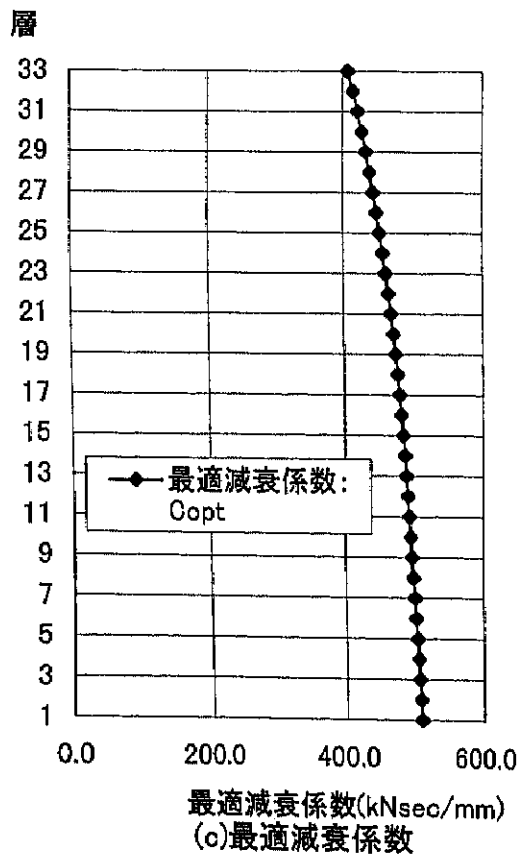
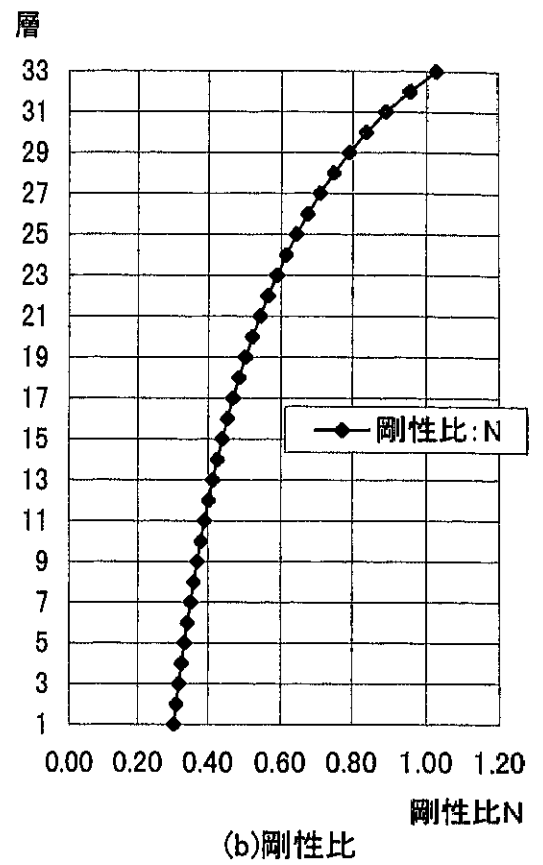
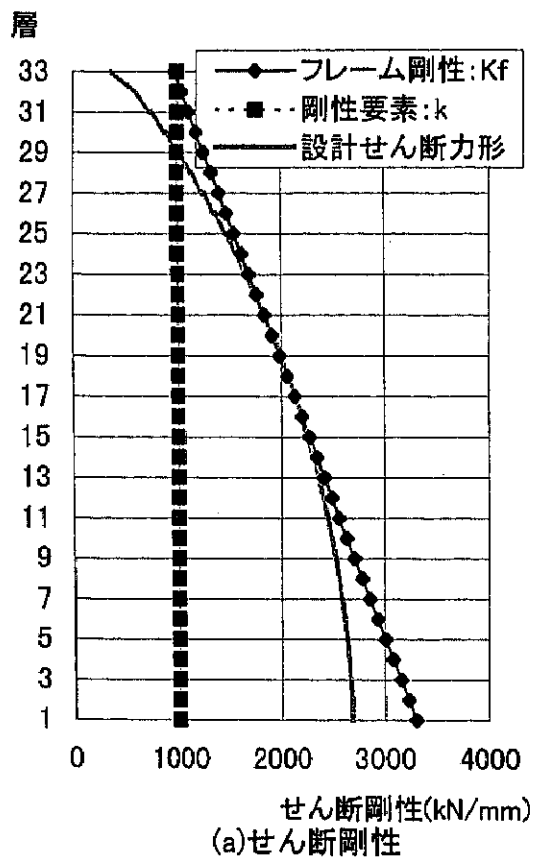


図2-2-4. 4秒モデル諸元

c) 地震応答解析

各種建物モデルを用いて、地震応答解析には、基準的な地震波として BCJ1 波を用いた。解析ケースは、

- ・オイルダンパなし（1次振動の内部減衰定数 2%）の場合
- ・設定した減衰係数による線形ダンパの場合
- ・線形ダンパでの発生減衰力をもとに 3 種類の減衰力制限値を設定した場合

とした。各建物モデルごとの応答解析結果を図 2-2-5～図 2-2-7 に示す。各図には、応答最大加速度、応答最大層間変形、応答最大層せん断力、応答最大減衰力を示している。これらより、フレームの応答値は、各建物モデルとも線形ダンパではダンパなしに対して大きく低減されている。また、1次固有周期が短いモデルが加速度、及びせん断力の応答低減効果が高く、1次固有周期は長いモデルが層間変形の応答低減効果が高くなっている。

次に、線形ダンパにおける発生減衰力の総量を 2.1 節と同様に計算し、応答値と比較する。ここでは、多質点モデルであるため、2.1 節において 5 ユニットモデルの検討で用いた式(2-1-59)、(2-1-65)、(2-1-69)を用いることとなるが、計算が煩雑であること、また内部粘性減衰を前提とすると 2 次、3 次振動の影響は相対的に低下することから、1次振動のみを考慮し式(2-1-59)のみを用いて計算する。各層の減衰力の最大値は、式(2-1-59)から

$${}_1F_n = \frac{N}{\sqrt{2(N+1)}} \sum_{i=1}^{\ell} m_i \cdot {}_1\beta \cdot {}_1u_i \cdot S_A({}_1T_f, {}_1h) \quad (2-1-59)$$

であり、各層質量：mが同一であることから全層合計すると、

$$\sum {}_1F = \frac{N}{\sqrt{2(N+1)}} m \cdot S_A({}_1T_f, {}_1h) \sum_{i=1}^n \sum_{i=1}^{\ell} {}_1\beta \cdot {}_1u_i \quad (2-2-1)$$

となる。ここで n は階数を表す。上式において剛性比 N は各層の平均値、減衰定数 h はこの剛性比をもとに式(2-1-19)により計算した値に内部粘性の 2% を加えて求め、 $S_A(T_f, h)$ は入力地震動である BCJ1 波の加速度応答スペクトルを近似した式(2-1-57)とした。刺激関数は、各建物モデルごとに計算できるが、ここでは本検討で対象とした各種建物モデルにおける値を以下の式により近似することにより計算した。

$$P = \sum_{i=1}^n \sum_{i=1}^{\ell} {}_1\beta \cdot {}_1u_i = 0.7n^{1.9} \quad (2-2-2)$$

また、1次固有周期が長くなることにより、2次、3次振動の影響が大きくなり、1次振動のみを考慮した場合よりも減衰力が大きくなる。それを補正するため、1次モードのみの場合と1～3次モードを考慮した場合の計算式による減衰力の総量間の関係から求めた、1次固有周期による補正係数 γ を用いる。

$$\gamma = {}_1T_f^{0.1} \quad (2-2-3)$$

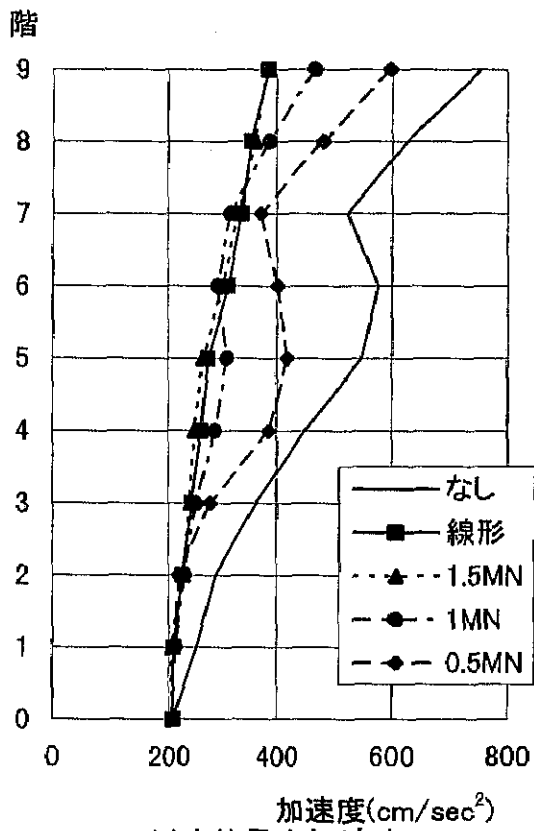
ここで T_f は各建物モデルのフレームのみの1次固有周期である。この式(2-2-2)、(2-2-3)は、本節(2)の検討においても用いる。これらにより計算した減衰力の総量の計算値を表 2-2-3 にまとめ、応答解析結果より得られた応答値と比較する。これより、計算値は応答値に対して-7%~9%の範囲に入っており、概ね良好な一致を示していると言える。

表 2-2-3. 減衰力の総量の算定

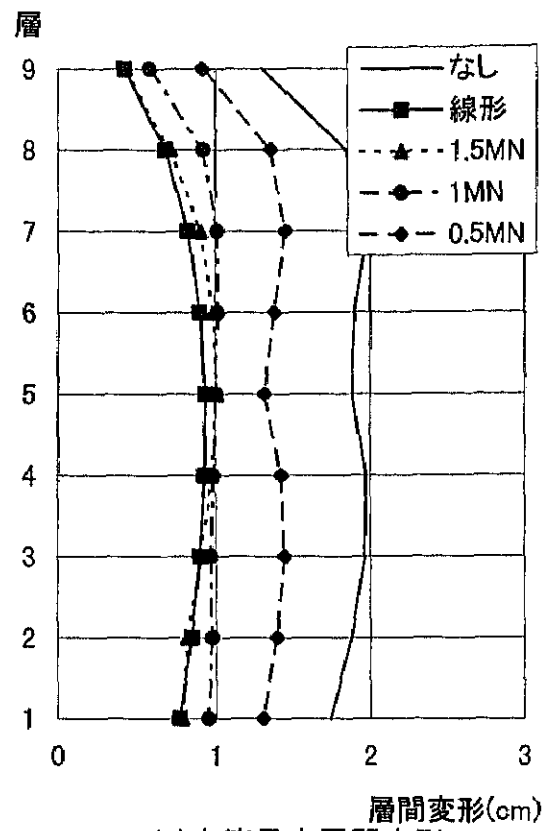
1次固有周期 (sec)	階数	剛性比	各階質量 (ts ² /cm)	1次減衰定数	刺激関数 P	地震波スペクトル Sa	補正係数 γ	計算値 (MN)	応答値 (MN)	計算値/応答値
1.0	9	0.67	0.634	0.15	45.5	206	1.00	23.0	21.2	1.09
2.0	16	0.49	1.224	0.12	136	113	1.07	65.0	60.2	0.93
4.0	33	0.53	2.526	0.13	537	55	1.15	255	248	1.03

ただし、剛性比が比較的高い場合には、1次振動に対する付加減衰定数に対して2次、3次振動の減衰付加定数が低下することで、高次振動による影響を受けやすくなる。そのため、ここで検討したような1次振動のみを対象としたものでは小さめの減衰力を与えることになるので、補正係数 γ を再検討する必要がある。

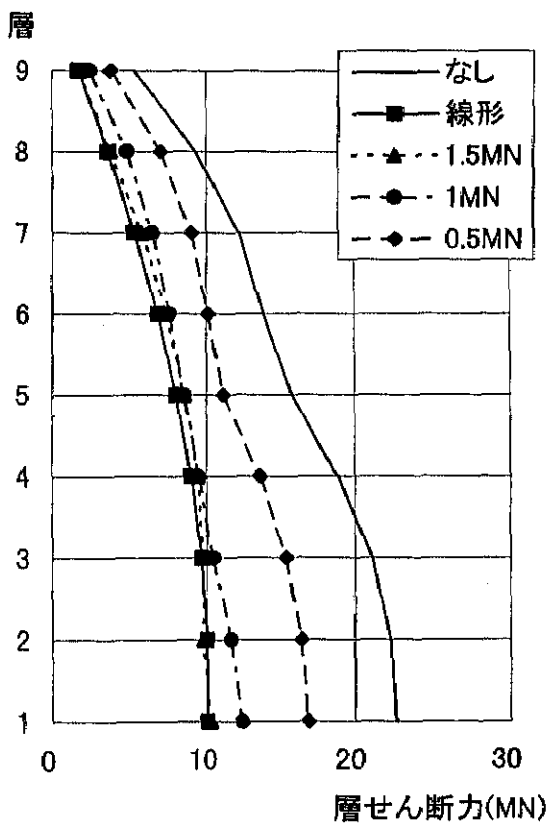
最後に、減衰力制限による応答低減効果の低下率 α を把握する。そのため、図 2-2-5 ~ 図 2-2-7 の減衰力制限時の応答値をもとに、2.1節の検討と同様に、式(2-1-73)を用いて応答低減効果の低下率を計算し、図 2-2-8 に示す。同図の横軸は各建物モデルの最大減衰力を基準にした場合と、総減衰力を基準にした場合を示しているが、ほぼ同様の傾向である。これらの結果から低下率が0.1を越える最小の減衰力制限比Lを求めて図 2-2-9 に示す。これより、頂部加速度では各建物モデルとも減衰力制限比0.5程度であるが、層間変形とベースシヤーでは1次固有周期が長い方が大きな値であり、減衰力制限比0.4~0.8となっている。これは、2.1章(3)、b)とほぼ同様の傾向である。これらより、減衰力に制限値を設けることで、応答低減効果をほとんど損なうことなく減衰力を20~50%抑制できることがわかる。



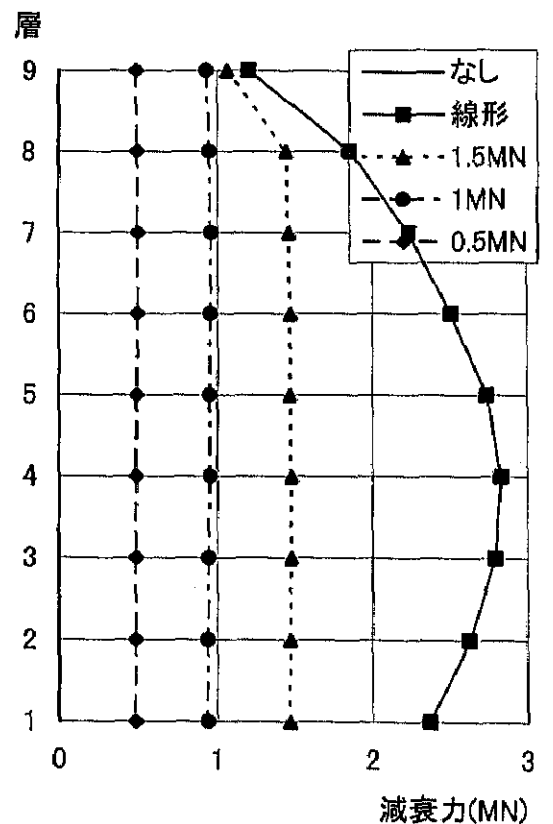
(a) 応答最大加速度



(b) 応答最大層間変形

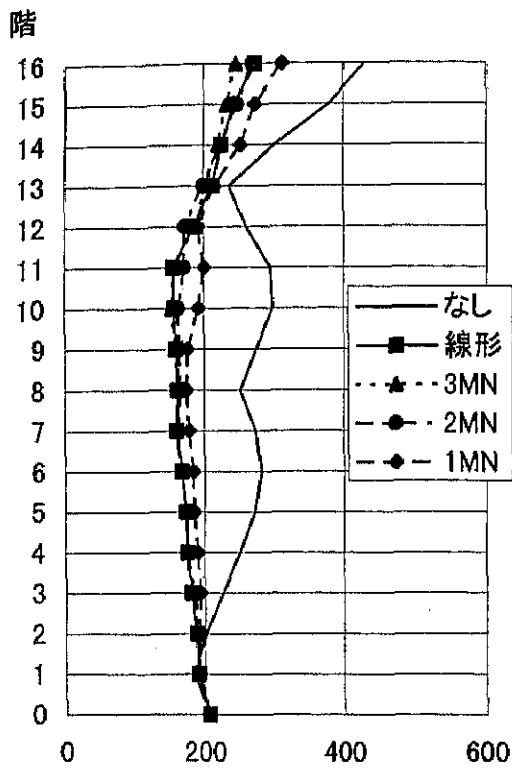


(c) 応答最大層せん断力

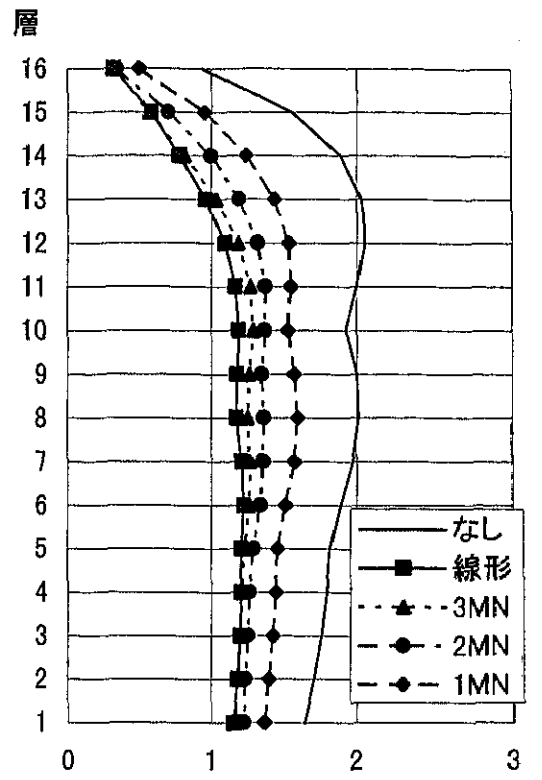


(d) 応答最大減衰力

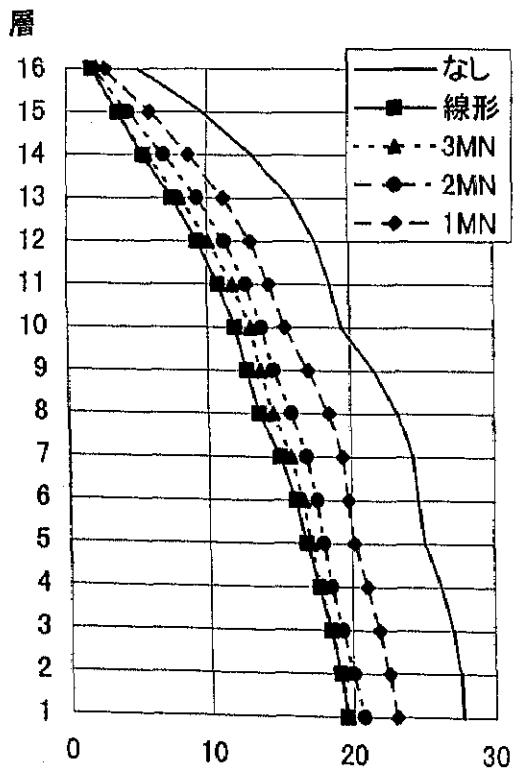
図2-2-5. 1秒モデル応答解析結果



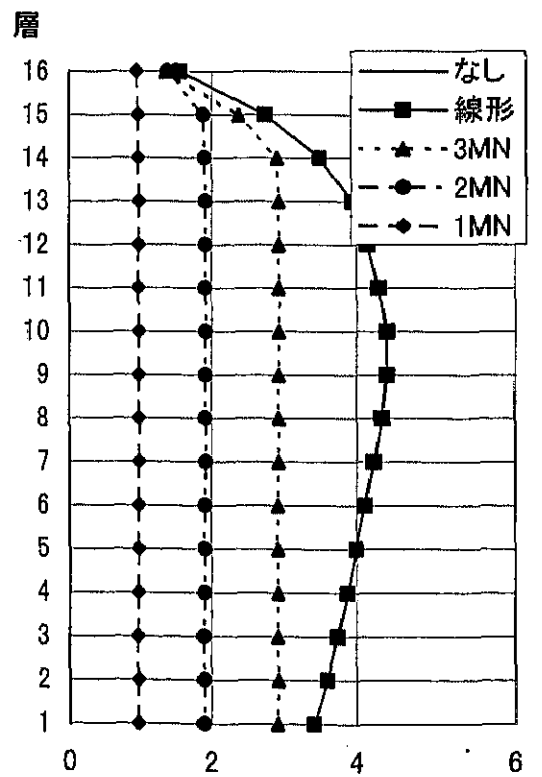
(a) 応答最大加速度



(b) 応答最大層間変形

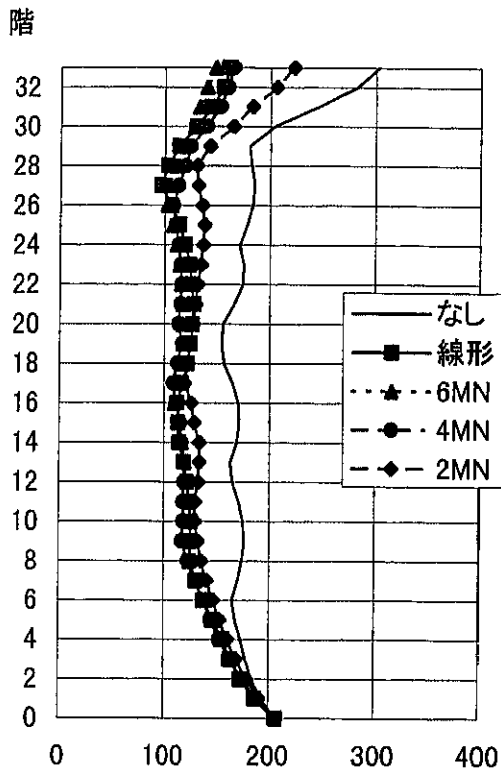


(c) 応答最大層せん断力

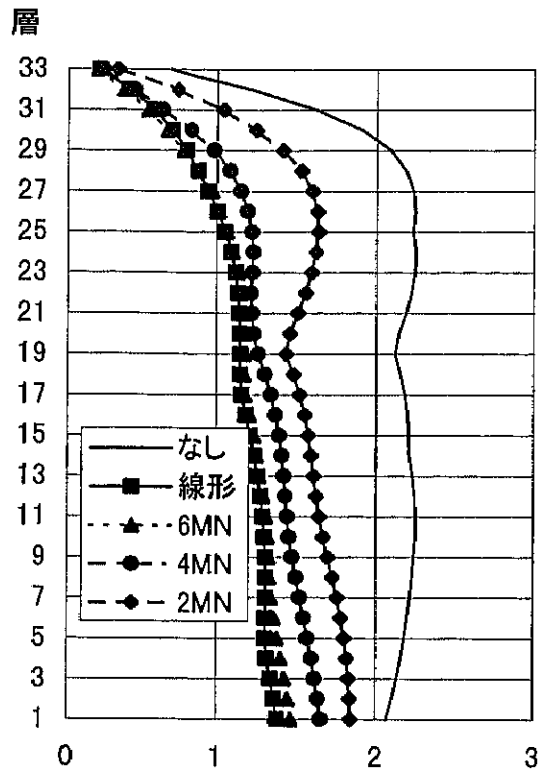


(d) 応答最大減衰力

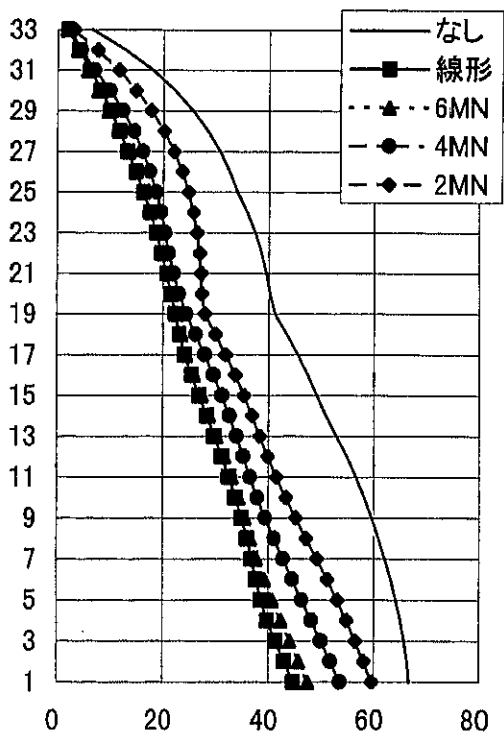
図2-2-6. 2秒モデル応答解析結果



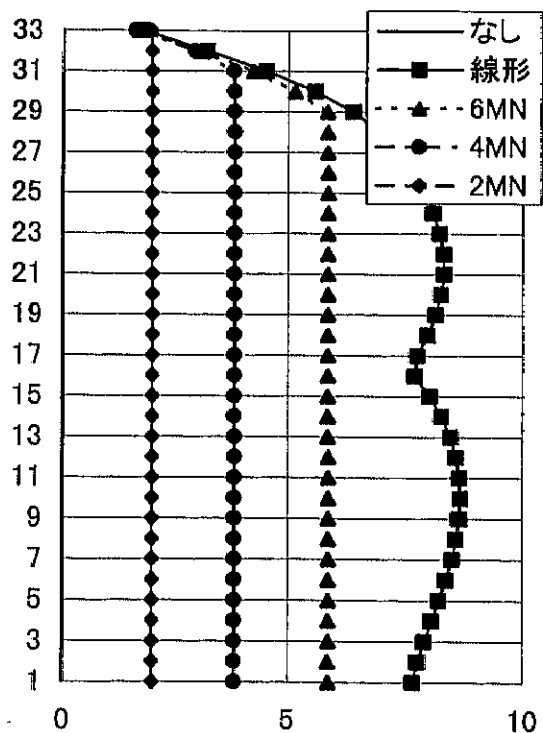
(a) 応答最大加速度



(b) 応答最大層間変形



(c) 応答最大層せん断力



(d) 応答最大減衰力

図2-2-7. 4秒モデル応答解析結果

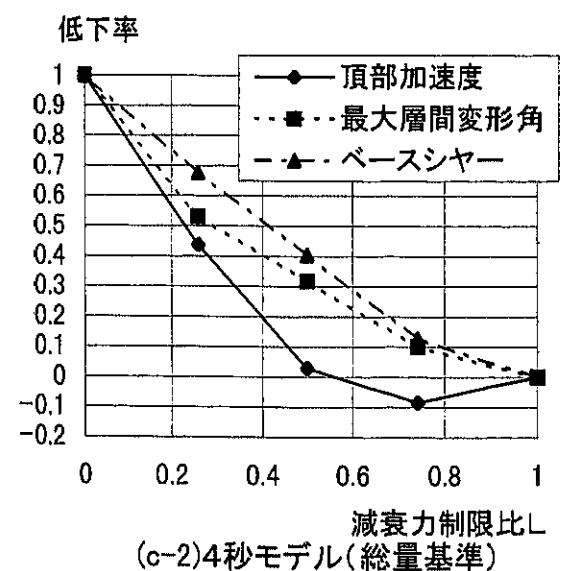
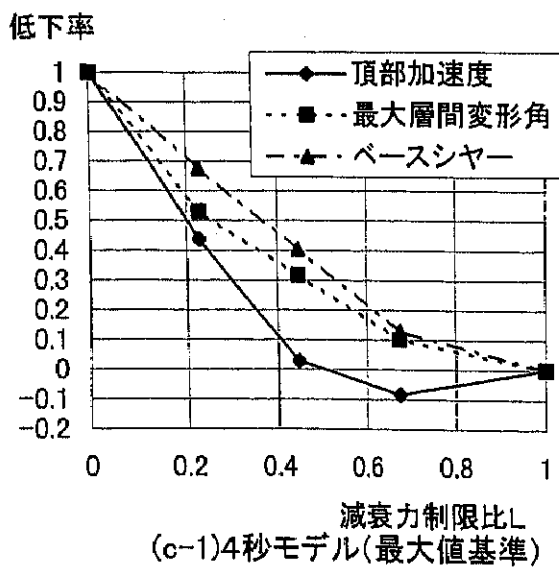
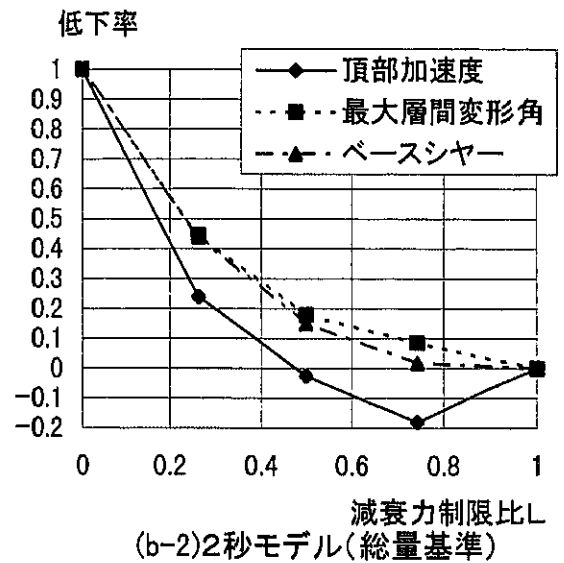
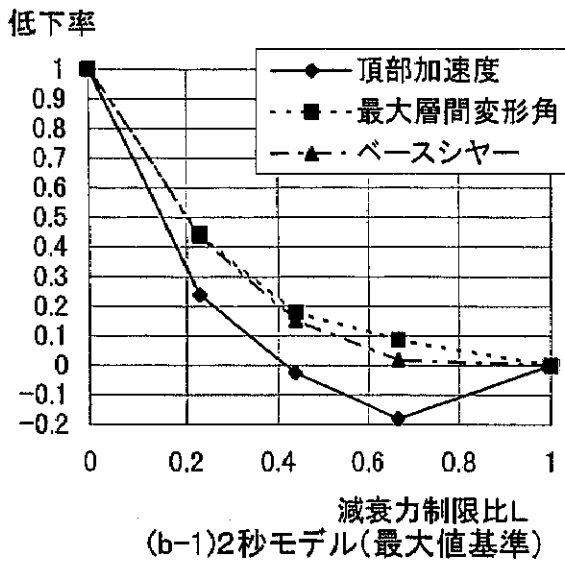
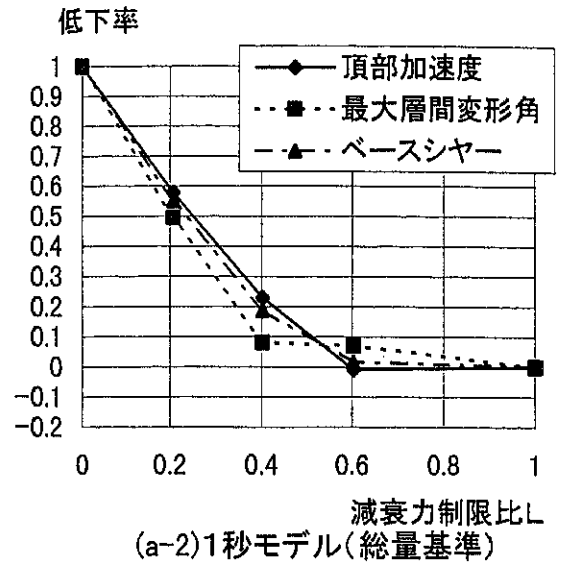
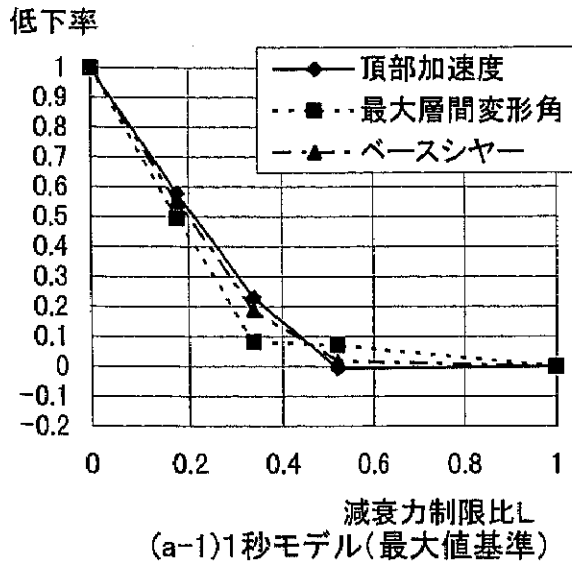
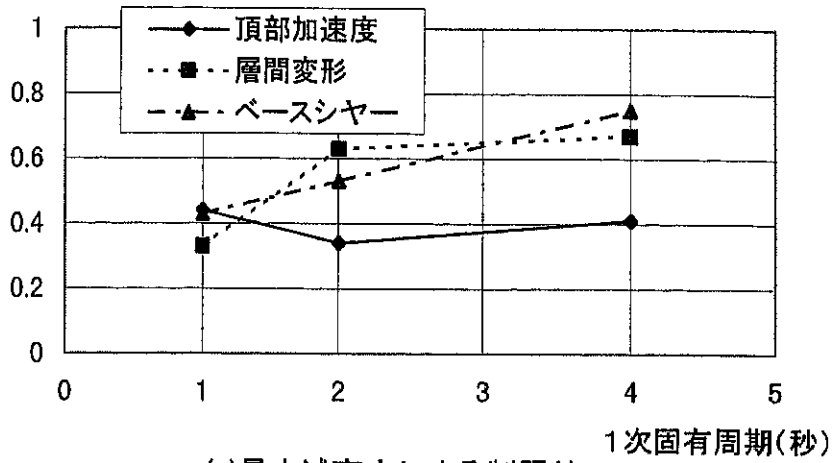


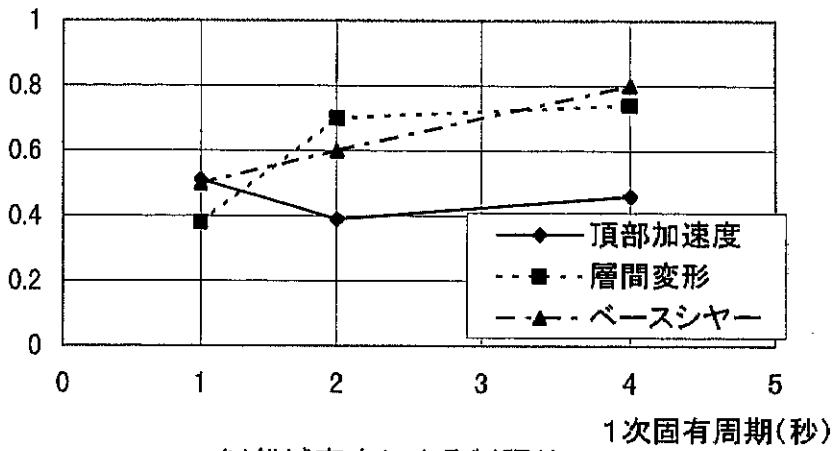
図2-2-8. 最大減衰力制限による応答低減効果の低下率(BCJ1入力)

減衰力制限比L



(a)最大減衰力による制限比

減衰力制限比L



(b)総減衰力による制限比

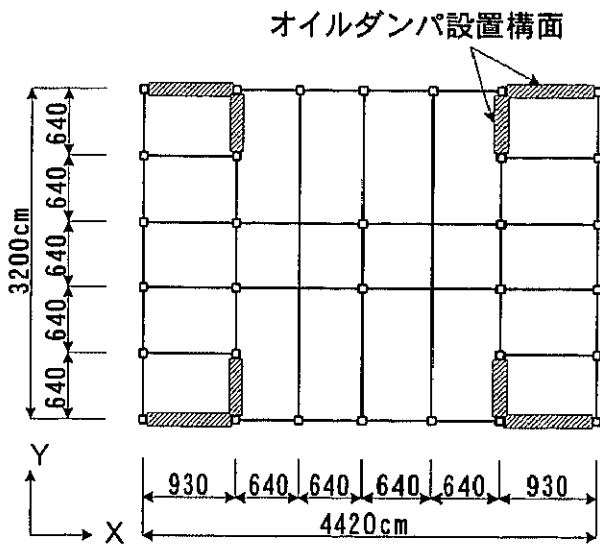
図2-2-9. 低下率が0.1を越える最小の減衰力制限比(BGJ1入力)

(2) 実建物モデル

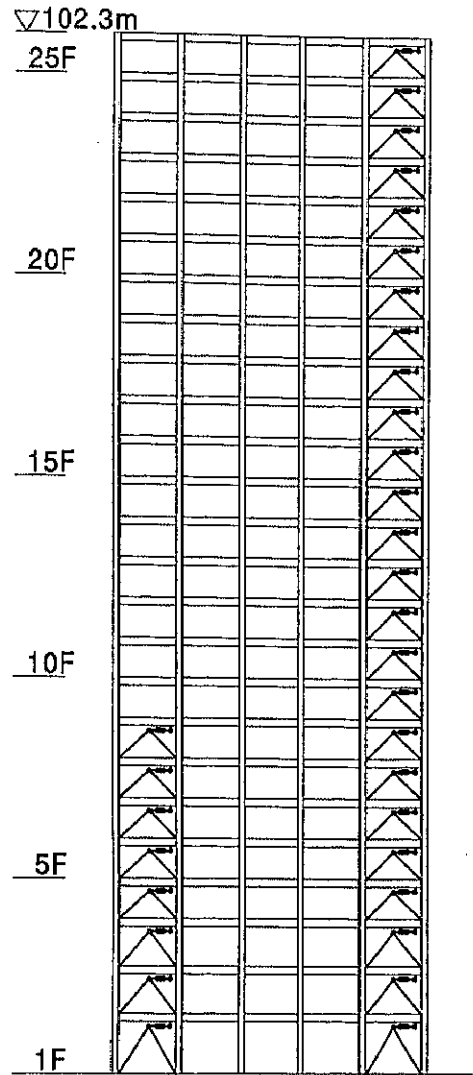
実建物を想定した構造体を対象として、高減衰構造化することによる地震応答の低減を考慮して柱梁フレームの設計を行う^{5),6)}。この建物に対して、レベル1（最大速度 25cm/sec）、レベル2（最大速度 50cm/sec）のフレーム弾塑性地震応答解析を行い、設計クライテリアを満足することを確認する。オイルダンパに設定した特性、及び応答値を 3.1 節のオイルダンパの仕様を設定するための指標とする。また、通常的设计をした構造物、及びダンパなしの応答値との比較を行い、高減衰構造の応答低減効果を確認する。さらに、線形ダンパとの比較から、減衰力制限機構の有効性を確認する。

a) 建物概要、及び諸元

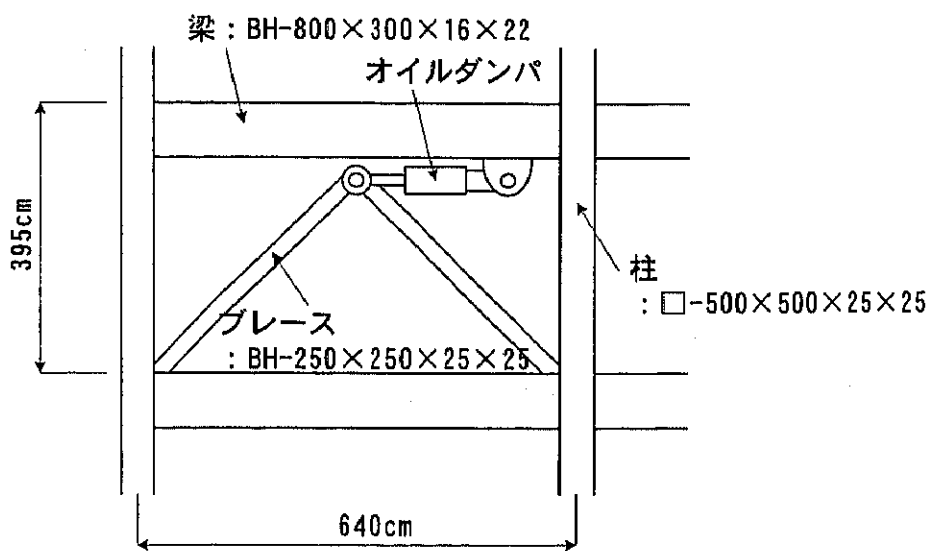
対象とした建物は、25 階建て、高さ約 100m の鉄骨造の事務所ビルであり、高減衰構造化することによる地震応答の低減効果を見込んで、ベースシヤール係数を $C_B=0.07$ に設定して柱梁フレームを設計している。建物の平面図、立面図、及びオイルダンパ取付構面を図 2-2-10 に示す。オイルダンパは、1 方向に 1～8 階は 4 構面、9～25 階は 2 構面設置した。解析対象は、X 方向とした。振動解析モデルは、図 2-2-11 に示すように、フレームを曲げせん断棒に置換し、せん断剛性に Normal Tri-linear 型のせん断力-せん断変形特性を与えた弾塑性モデルとし、各階にフレームのせん断変形にのみ有効となるようブレースとオイルダンパのマックスウェル型モデルを挿入している。フレームには、1 次固有周期に対して 2% の内部粘性減衰を与える。各層のフレーム、及び付加剛性の諸元を表 2-2-4 に示す。設計クライテリアは、通常の高層建物に一般的に用いられるものと同じく、レベル 1 地震を想定した地震応答解析においては、応答最大層せん断力が許容応力度限層せん断力以下に、応答最大層間変形角が 1/200 以下となること、レベル 2 地震においては、応答最大層間変形角が 1/100 以下、構造部材の弾性限界に対する塑性率が 2.0 以下となることとした。



(a) 平面図

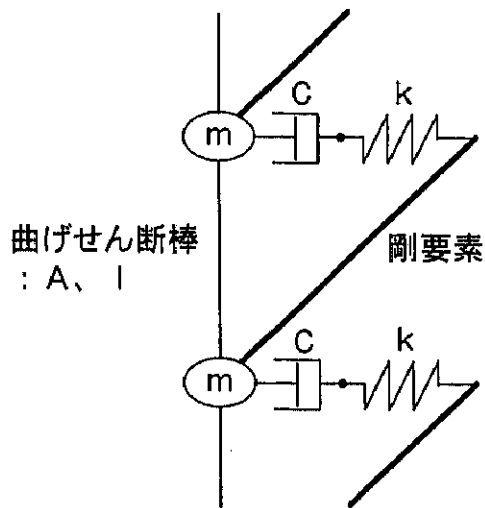


(b) 軸組図



(c) オイルダンパ設置構面

図2-2-10. 解析対象建物概要



m : 各階重量
 C : オイルダンパ減衰係数
 k : 付加剛性
 オイルダンパ(:Kd)とブレース
 (:Kb)の直列結合剛性

$$k = \frac{1}{\frac{1}{K_d} + \frac{1}{K_b}}$$

図2-2-11. 実建物モデルの解析モデル

表2-2-4. 実建物モデル諸元

階	H(cm)	Wi(t)	Qi(MN)	A(cm ²)	I(cm ⁴)	α1	α2	Q1(MN)	Q2(MN)	k(kN/mm)	C(kNs/mm)	F(MN)
25	395	1568	3.74	429	58	0.68	0.45	8.24	10.19	493	100	1
24	395	880	4.97	401	85	0.69	0.43	8.82	10.98	493	100	1
23	395	880	6.06	397	100	0.78	0.36	9.06	12.52	493	100	1
22	395	880	7.06	411	108	0.85	0.32	9.77	14.58	493	100	1
21	395	880	7.97	403	111	0.82	0.29	9.83	15.35	493	100	1
20	395	880	8.82	427	113	0.87	0.34	10.86	16.98	493	100	1
19	395	880	9.61	461	129	0.75	0.25	14.94	19.59	493	100	1
18	395	880	10.35	466	129	0.81	0.23	15.16	20.41	493	100	1
17	395	880	11.04	466	129	0.82	0.20	16.37	20.92	493	100	1
16	395	880	11.69	467	129	0.90	0.21	15.47	21.27	493	100	1
15	395	880	12.28	469	128	0.91	0.23	14.71	21.35	493	100	1
14	425	1010	12.92	470	147	0.87	0.27	14.80	21.44	479	100	1
13	395	880	13.43	496	146	0.83	0.20	15.29	22.30	493	100	1
12	395	880	13.90	504	145	0.84	0.17	15.55	22.47	493	100	1
11	395	880	14.33	507	145	0.85	0.22	15.68	22.64	493	100	1
10	395	880	14.72	515	144	0.87	0.19	15.78	22.81	493	100	1
9	395	880	15.07	542	178	0.80	0.16	15.93	23.32	493	100	1
8	395	880	15.39	546	177	0.79	0.15	16.19	23.84	987	200	2
7	395	880	15.67	550	175	0.83	0.16	15.95	23.92	987	200	2
6	395	880	15.92	550	174	0.81	0.16	16.44	24.19	987	200	2
5	395	880	16.13	571	172	0.81	0.14	16.95	25.04	987	200	2
4	395	880	16.31	604	204	0.81	0.15	18.46	25.73	987	200	2
3	475	873	16.45	752	207	0.87	0.28	16.18	25.56	909	200	2
2	475	637	16.53	824	206	0.77	0.12	16.17	28.04	909	200	2
1	590	912	16.61	1032	220	0.39	0.11	24.22	31.05	828	200	2

H : 階高
 Wi : 各階重量
 Qi : 設計せん断力
 A : せん断断面積
 I : 断面2次モーメント
 α1 : 第2勾配の剛性低下率
 α2 : 第3勾配の剛性低下率
 Q1 : 弾性限せん断力
 Q2 : 第2折れ点せん断力
 k : 付加剛性
 C : オイルダンパ減衰係数
 F : 最大減衰力(減衰力制限値)

b) 特性、及び設定

図 2-2-12 に各層のせん断剛性、せん断変形比率、剛性比、最適減衰係数を示す。本モデルのせん断変形比率は 1 階で 1.0、最上階で 0.85 程度、剛性比は 0.45~0.9、最適減衰係数はオイルダンパ 1 台当たり 100kNsec/mm 程度と算定された。次に、オイルダンパの減衰係数をパラメータとして複素固有値解析を行い、付加減衰定数、及び固有周期を計算した結果を図 2-2-13 に示す。ここで付加剛性は、本節(1)と同様にブレース剛性とオイルダンパ剛性を考慮して 1 構面当たり $k=250\text{kN/mm}$ とした。この結果から、高次振動に対する減衰付加も確保できること、及び固有周期が短周期化しないこと、約 8% の 1 次付加減衰定数が確保できることから、オイルダンパ 1 台当たりの減衰係数を 50kNsec/mm (上層階 1 層当たり 100kNsec/mm) と設定した。次に、オイルダンパ 1 台の最大減衰力は、本節(1)の各種建物モデルにおいて用いた減衰力の総量の計算方法に則って算定した表 2-2-4 に示す値(1 台当たり 1954kN)に対し、2.1 節(3)、及び本節(1)での研究結果を踏まえた減衰力制限比として 0.5 を採用して求まる値である 1000kN とした。

表 2-2-4. 必要減衰力の算定

1 次 固有周期 (sec)	階数	剛性比	各階 重量 (ts^2/cm)	1 次 減衰 定数	刺激 関数 P	地震波 スペクトル Sa	補正 係数 γ	減衰力 の総量 (MN)	1 台の 減衰力 (kN)
3.37	25	0.62	0.922	0.10	317	117	1.12	128.9	1954

この必要減衰力の計算仮定を以下に示す。

- (1)剛性比、各階質量は各階の平均値を用いる。
- (2) 1 次減衰定数は、複素固有値解析により得られた約 8% に、フレームの内部粘性減衰 2% を加えた 10% とする。
- (3)刺激関数は、式(2-2-2)、補正係数は式(2-2-3)による。
- (4)地震波スペクトルは、入力地震波としたエルセントロ(NS)、タフト(EW)、八戸(NS)のレベル 2 の減衰定数 10% 加速度応答スペクトルから、1 次固有周期である 3.37 秒において最も大きな値である八戸(NS)のスペクトル値を用いる。

設定した諸元を表 2-2-5 に示し、それによる固有値を表 2-2-6 に示す。

表 2-2-5. オイルダンパの設定値

項目	設定値
最大減衰力(減衰力制限値)	1000kN
減衰係数	50kNsec/mm
剛性	350kN/mm

表 2-2-6. 高減衰構造の固有値

次数	1次	2次	3次
固有周期(sec)	3.25	0.95	0.53
減衰定数(%)	9.91	16.0	16.8
付加減衰定数(%)	7.91	10.0	6.32

また、通常的设计をした構造物として、この規模の建物に用いられるベースシヤ一係数の平均的な値を設定した $C_B=0.12$ による構造物を比較の対象として用いる。この通常構造の固有値を表 2-2-7 に示す。

表 2-2-7. 通常構造の固有値

次数	1次	2次	3次
固有周期(sec)	2.90	0.97	0.56
減衰定数(%)	2.00	6.02	10.5

本建物で行った高減衰構造化の手法の概念図⁷⁾を図 2-2-14 に示す。ここでは、通常構造を減衰定数 $h=0.02$ 、高減衰構造を $h=0.15$ として示している。まず、通常構造に対して、高減衰構造化することによる応答低減効果を見込んで設計せん断力を通常より小さく設定することでフレーム剛性が低下する。このフレーム剛性の低下は、構造体を長周期化し、さらにはフレーム剛性に対する付加剛性の比率である剛性比を増加させ付加減衰定数を増加させる。これらにより、設計せん断力が効率的に減少させられることになる。このような地震動の一般的な特性も考慮した手法を生かすためには、減衰を付加しながら、極力固有周期が短周期化しない範囲でオイルダンパの減衰係数を設定することが望ましい。

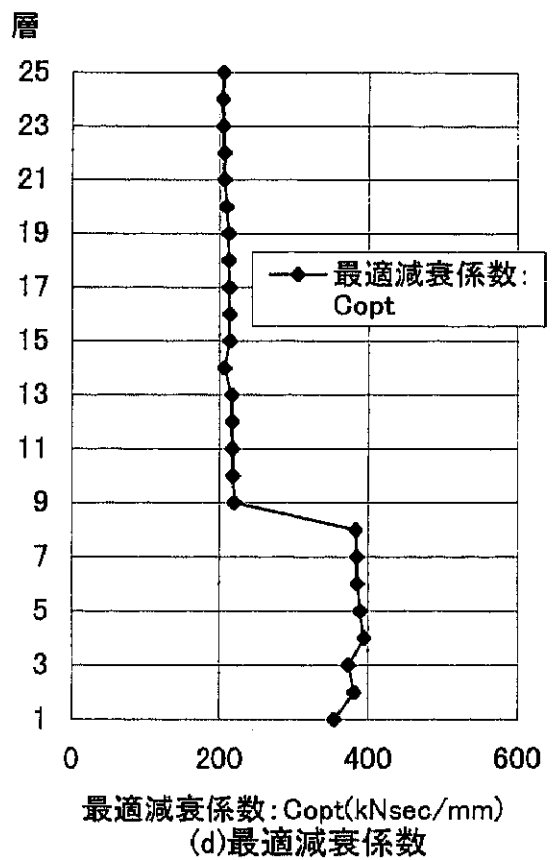
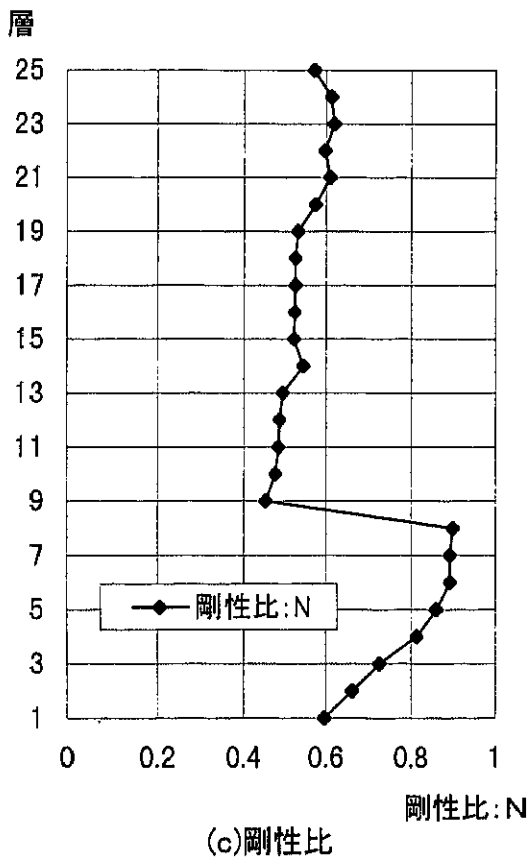
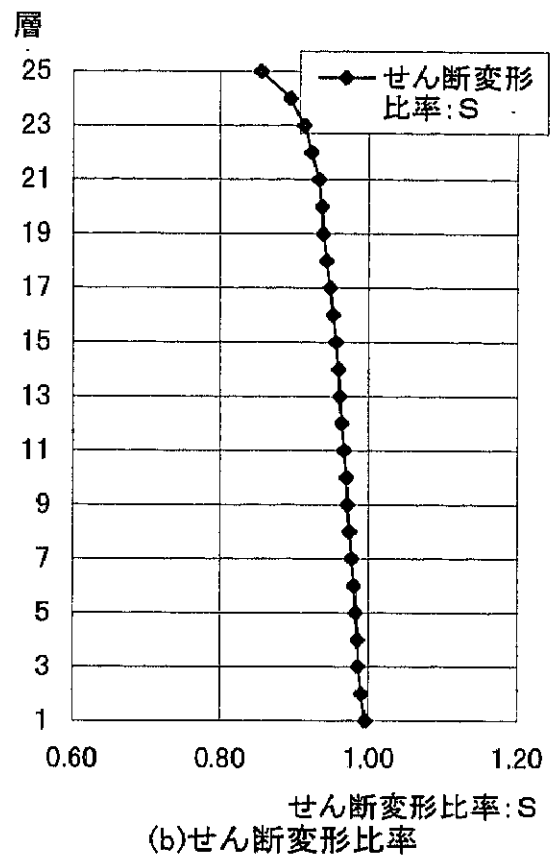
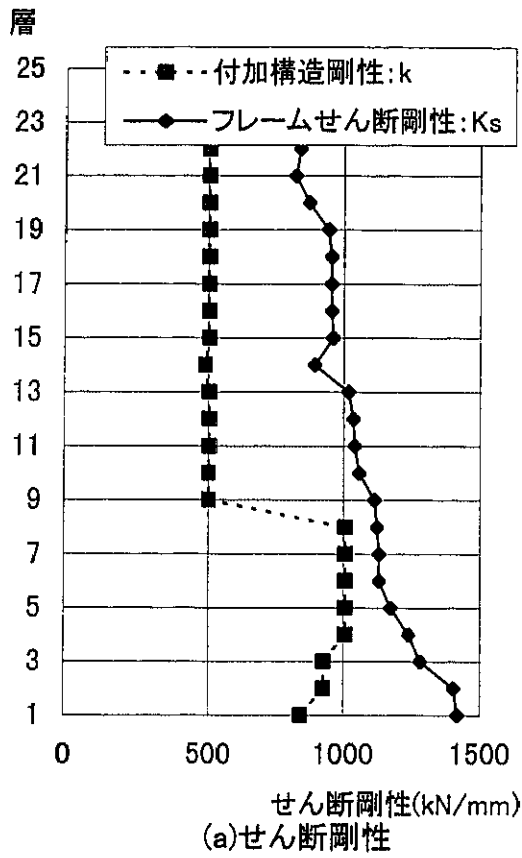


図2-2-12. 実建物モデル諸元、及び特性

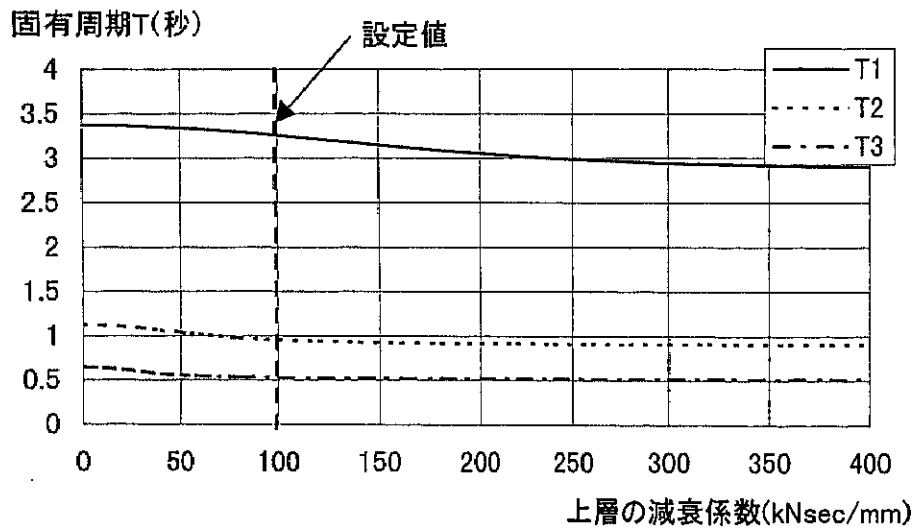
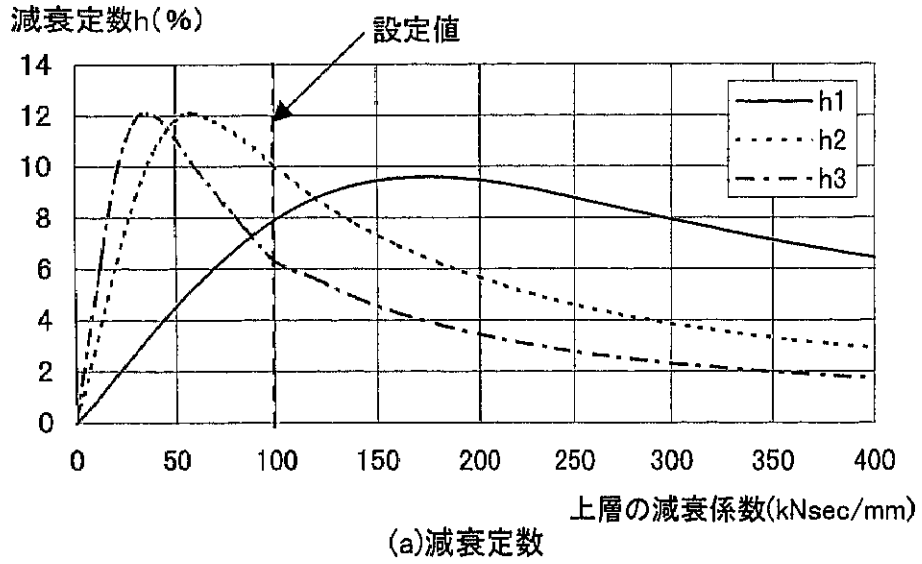


図2-2-13. 実建物モデルの固有値

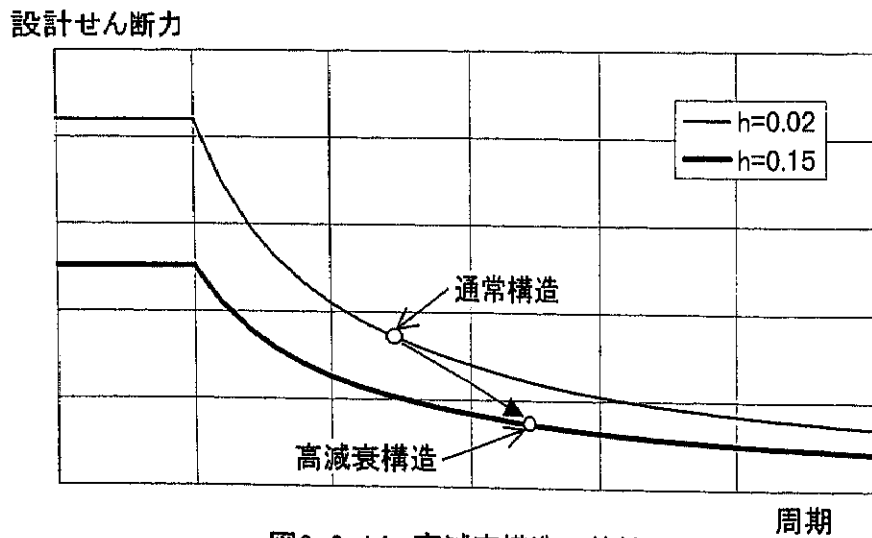


図2-2-14. 高減衰構造の特性

c) 地震応答解析

入力地震動は、通常この規模の高層建物の動的設計に用いられるエルセントロ(NS)、タフト(EW)、八戸(NS)とした。レベル1の応答解析結果を図 2-2-15 に示す。応答最大層間変形角は $1/300$ 程度、応答最大層せん断力は設計せん断力以下である。減衰力は、一部を除いて減衰力制限に達している。レベル2の応答解析結果を図 2-2-16 に示す。応答最大層間変形角は $1/150$ 程度、応答最大層塑性率は 1.7 程度と、いずれも設計クライテリアを満足している。レベル2におけるオイルダンパの応答最大値を図 2-2-17 に示す。応答最大ストロークは約 2.0cm、応答最大速度は約 10cm/sec 程度である。

また、通常構造、及びダンパなしとの応答最大値の比較を、レベル1のエルセントロ(NS)入力について図 2-2-18 に、八戸(NS)入力について図 2-2-19 に示す。高減衰構造は、通常構造、及びダンパなしに対して顕著な応答低減効果を示している。特に、ダンパなしの八戸(NS)入力では、応答最大層せん断力が設計せん断力を越え、フレームのみでは必要な耐震性能を確保できないことがわかる。

さらに、線形ダンパを用いた場合との応答最大値の比較を、レベル2のエルセントロ(NS)入力について図 2-2-20 に、八戸(NS)入力について図 2-2-21 に示す。これらから、フレームの応答最大値は 10%以下の増加に止まり、減衰力は平均で $1/2$ 以下に低減されている。この結果は、2.1 節(2)、本節(1)における研究結果である減衰力の総量の計算方法、及び 2.1 節(3)、本節(1)における研究結果である減衰力制限比の推奨値の妥当性を裏付けるものとなっている。

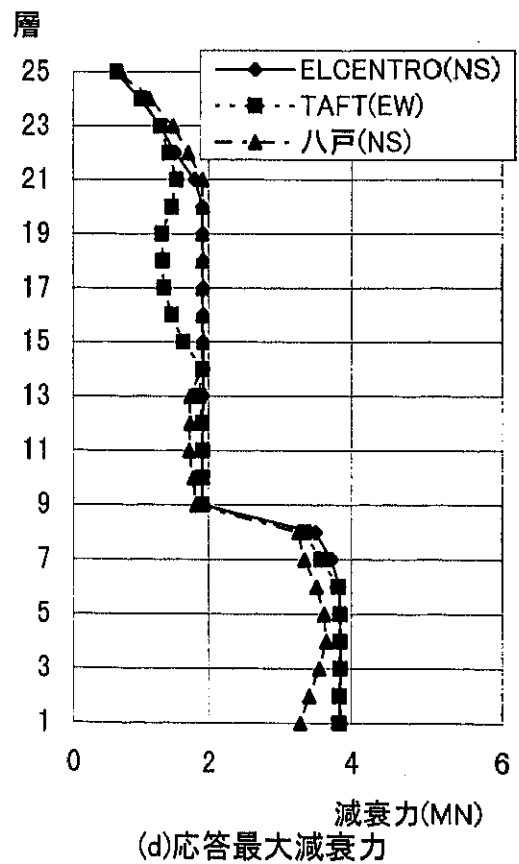
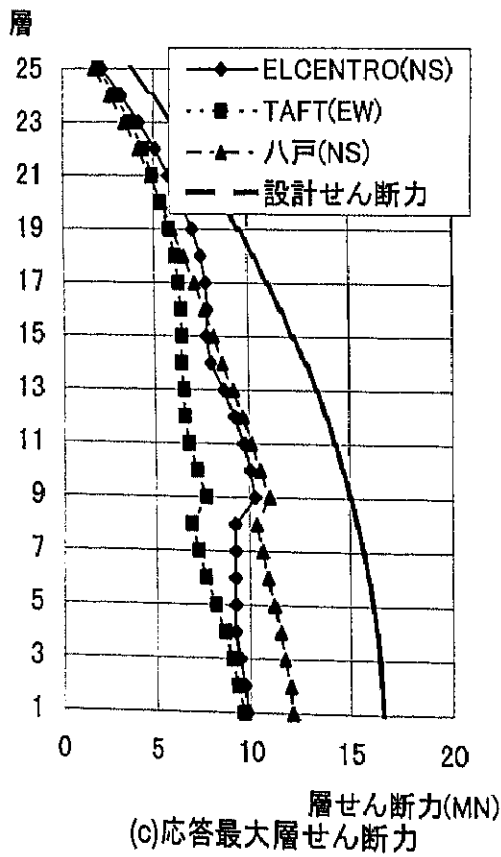
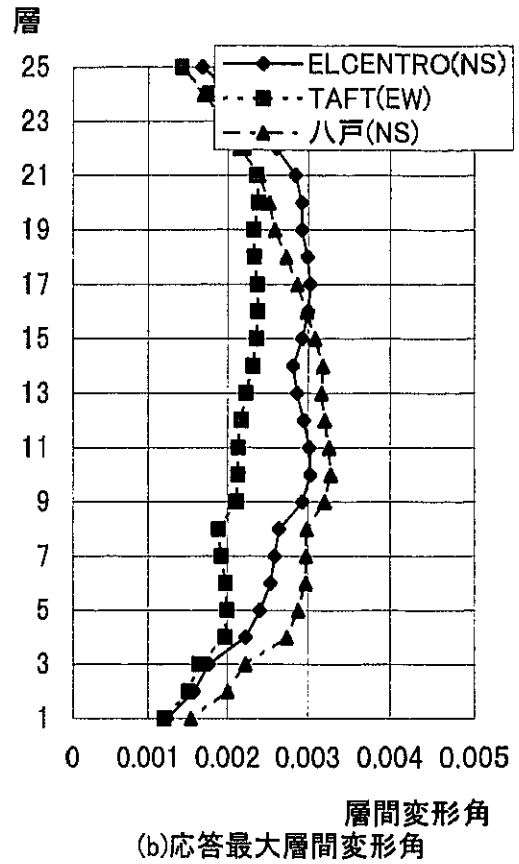
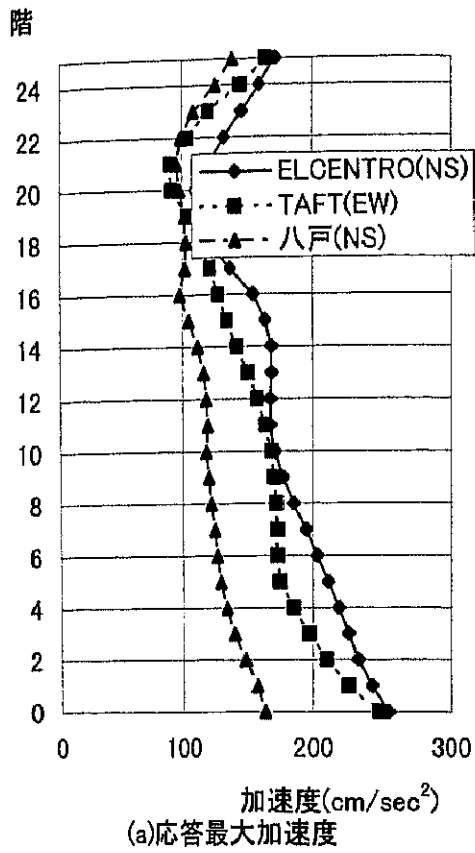


図2-2-15. 実建物モデル・25kine入力・応答解析結果(減衰力制限)

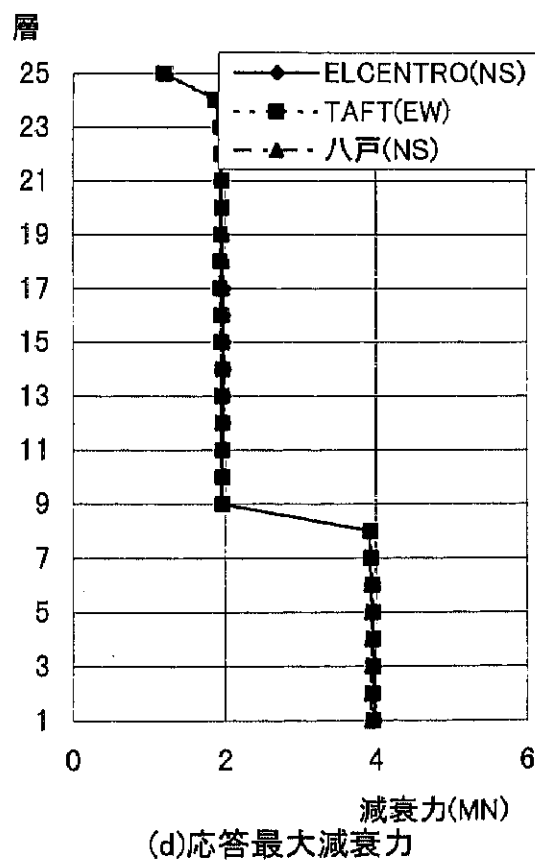
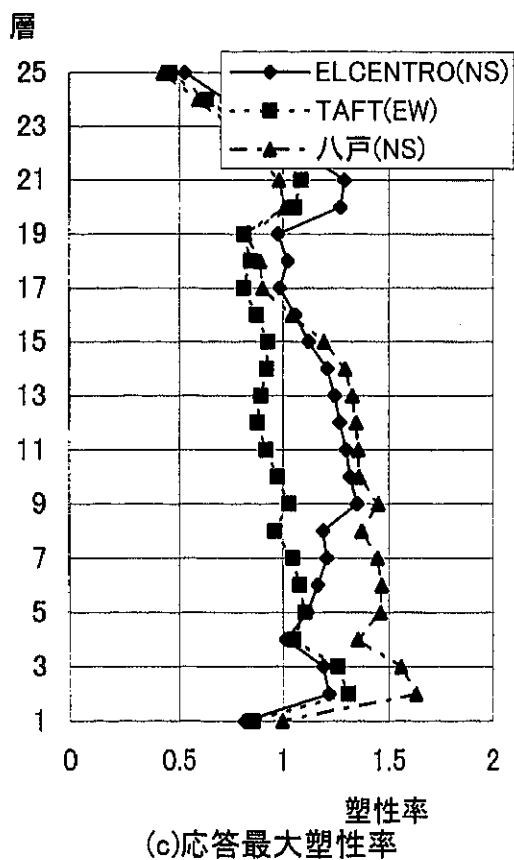
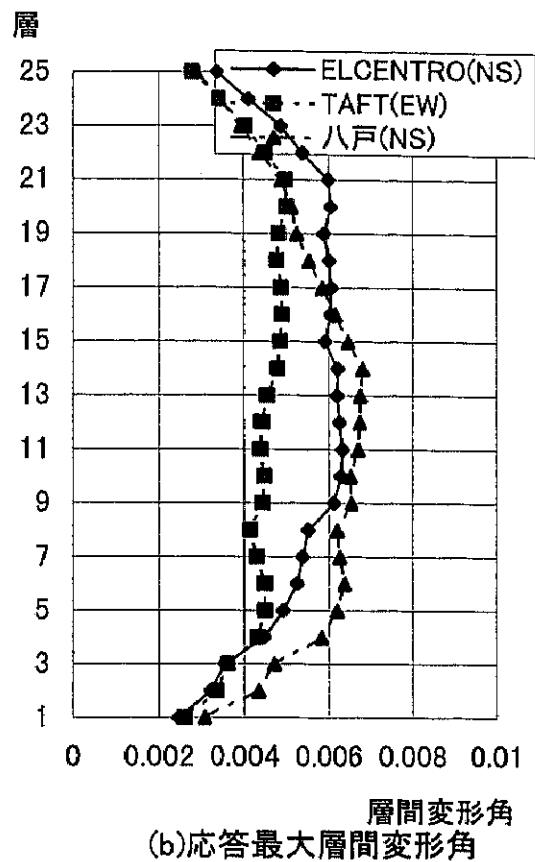
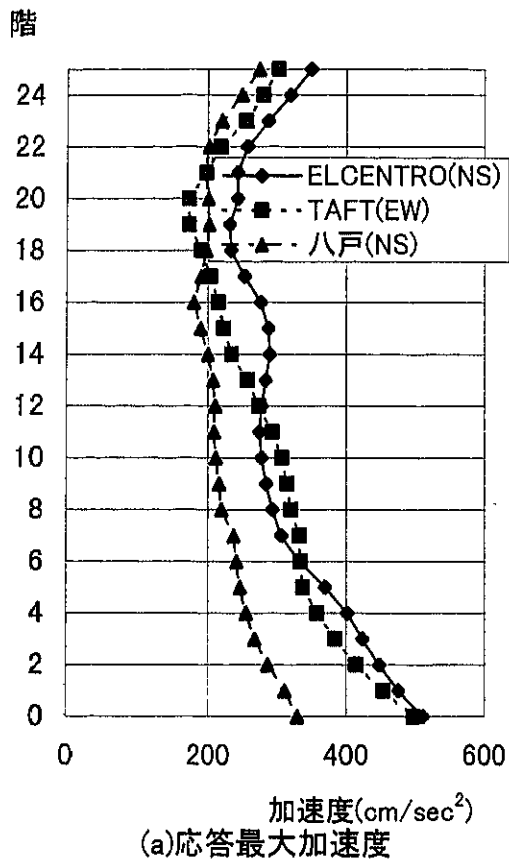


図2-2-16. 実建物モデル・50kine入力・応答解析結果(減衰力制限)

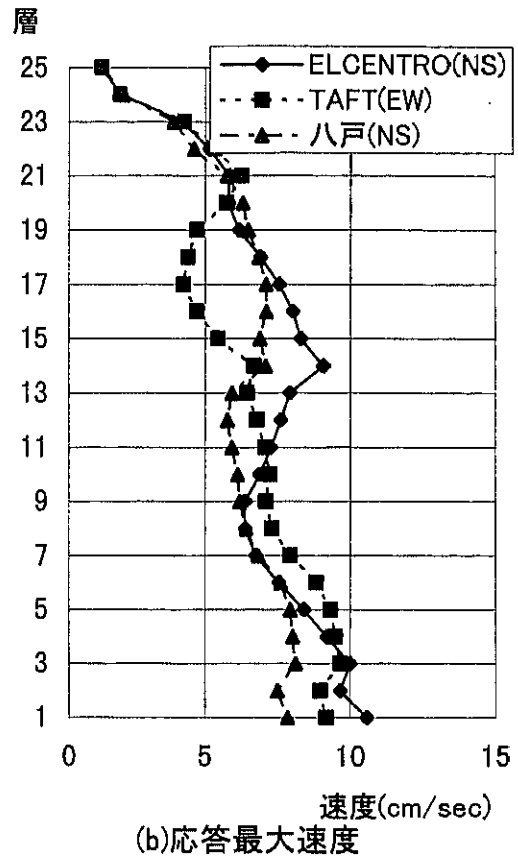
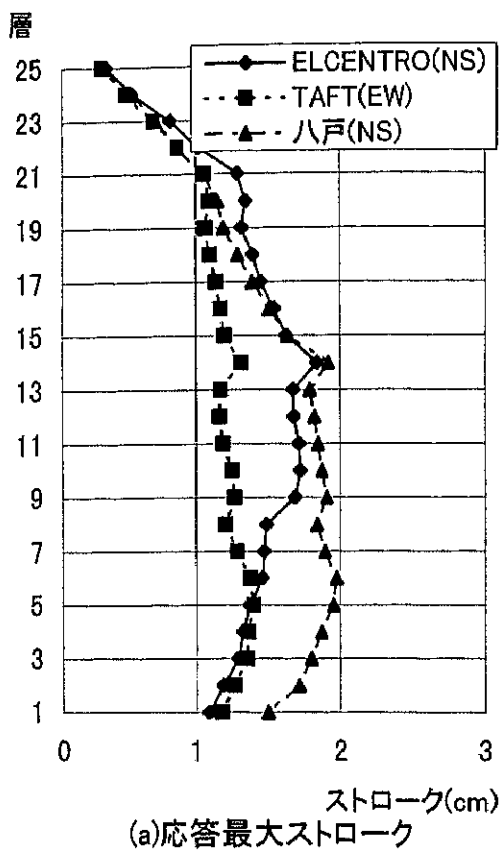


図2-2-17. 実建物モデル・50kine入力・オイルダンパ応答最大値(減衰力制限)

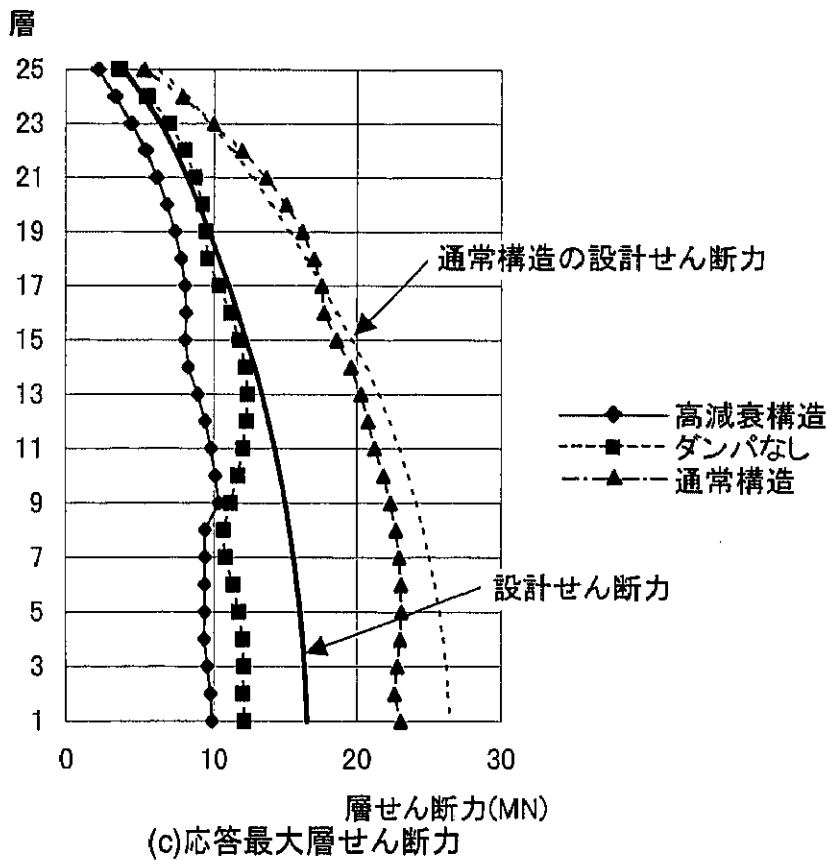
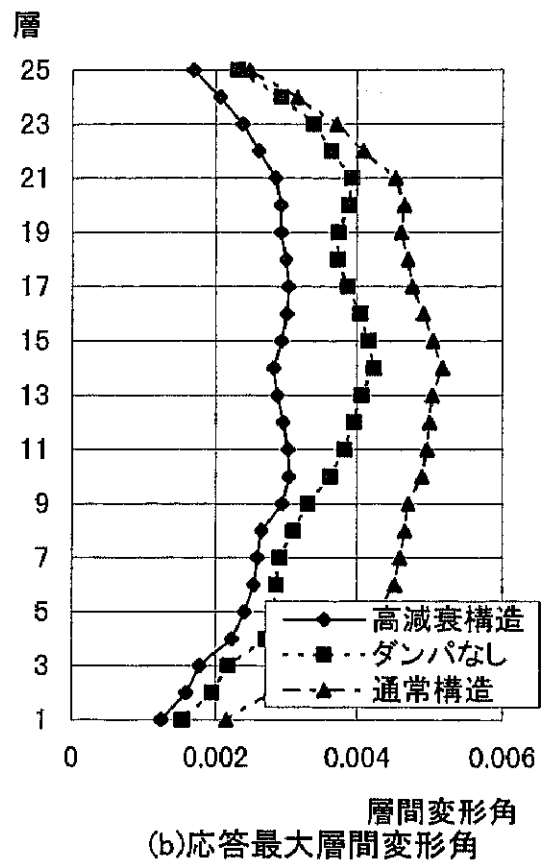
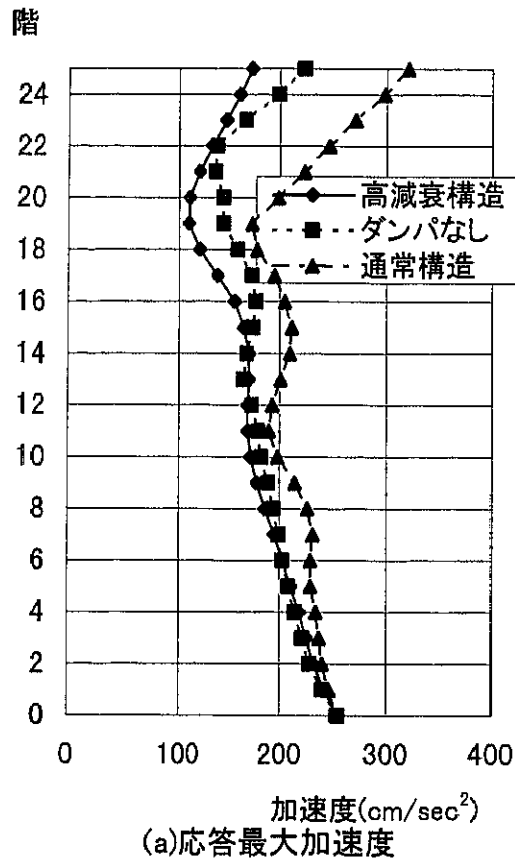


図2-2-18. 実建物モデル・エルセントロ(NS)25kine入力・応答値比較

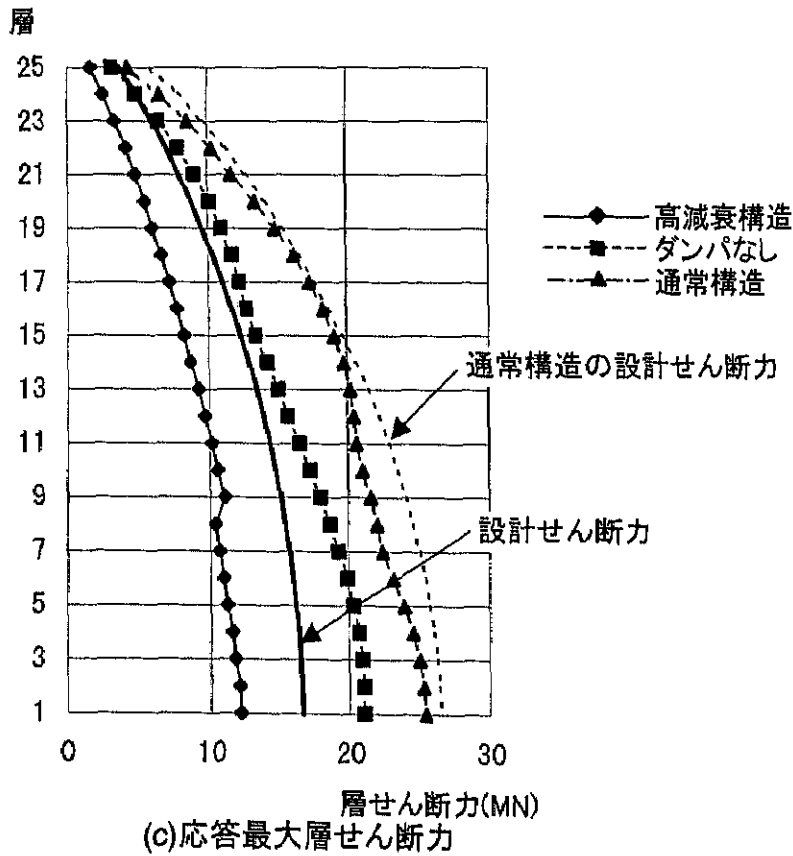
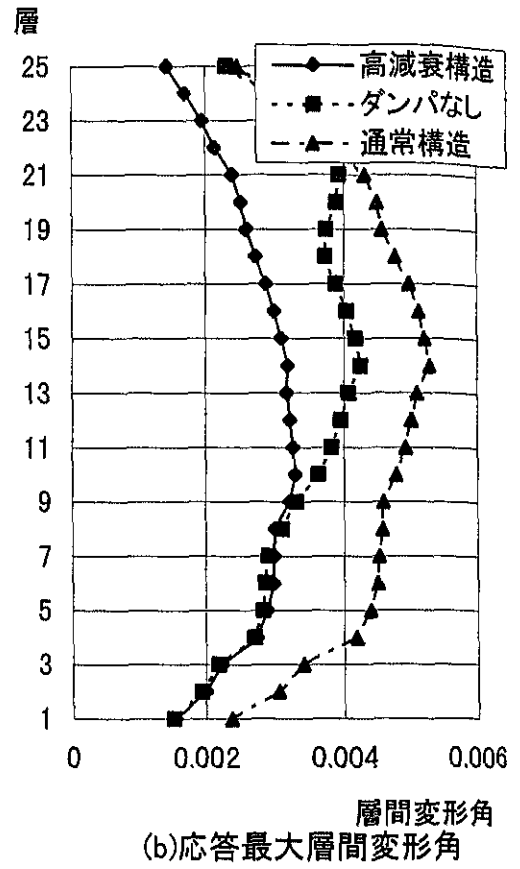
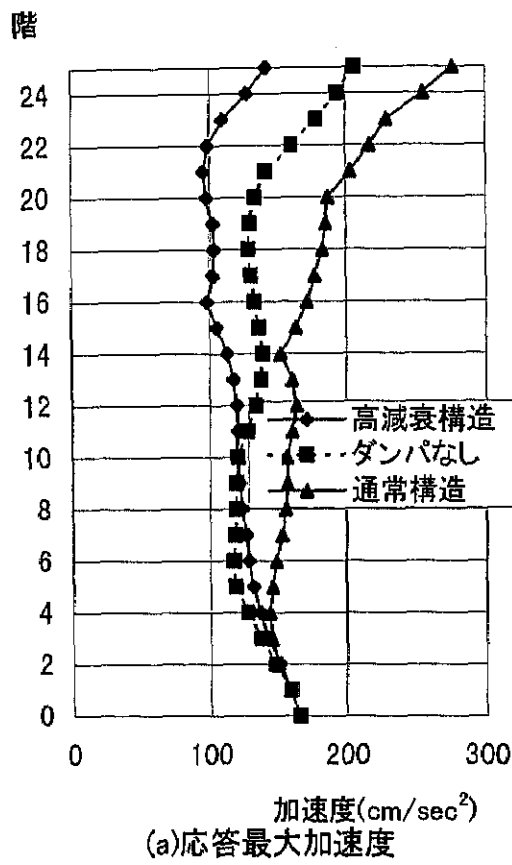


図2-2-19. 実建物モデル・八戸(NS)25kine入力・応答値比較

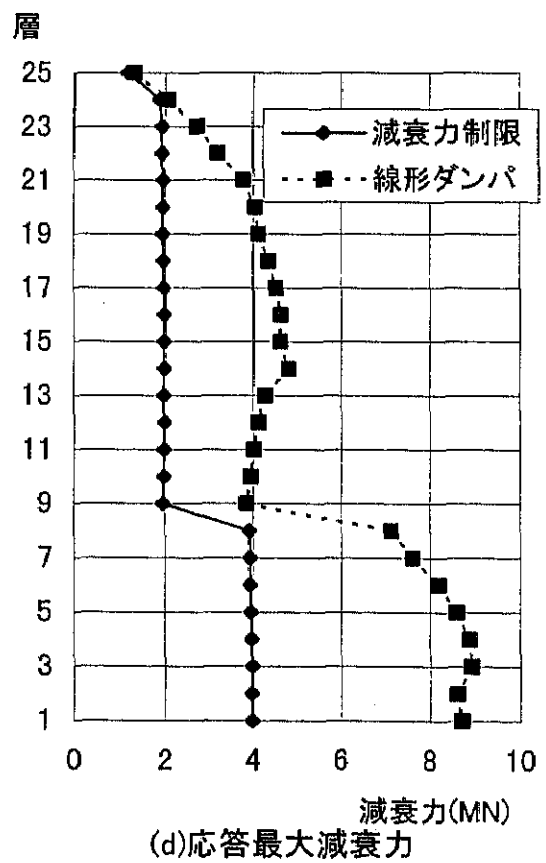
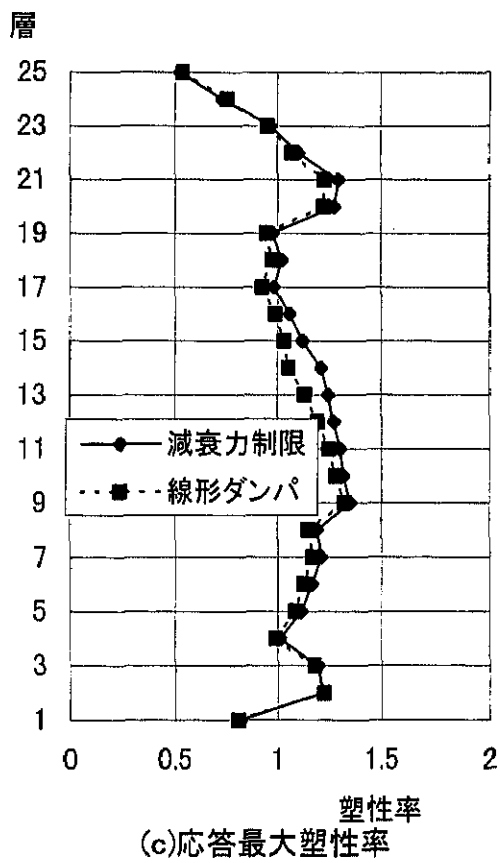
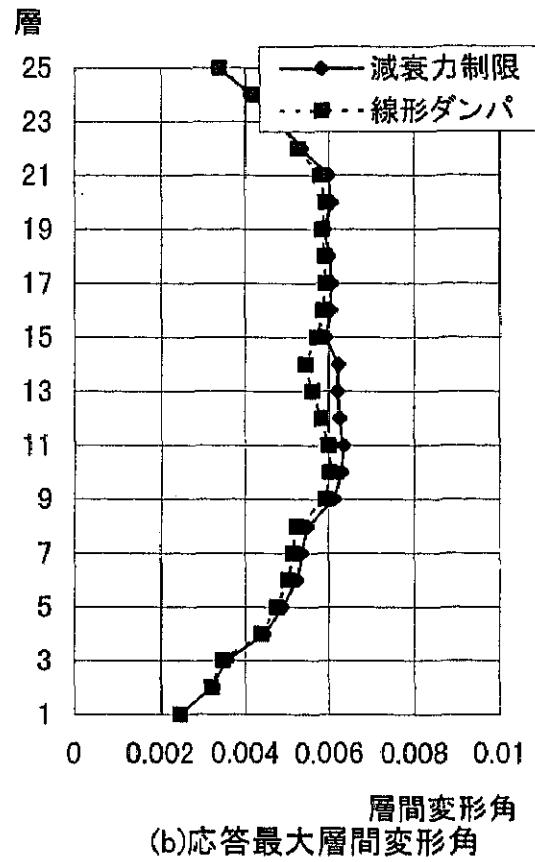
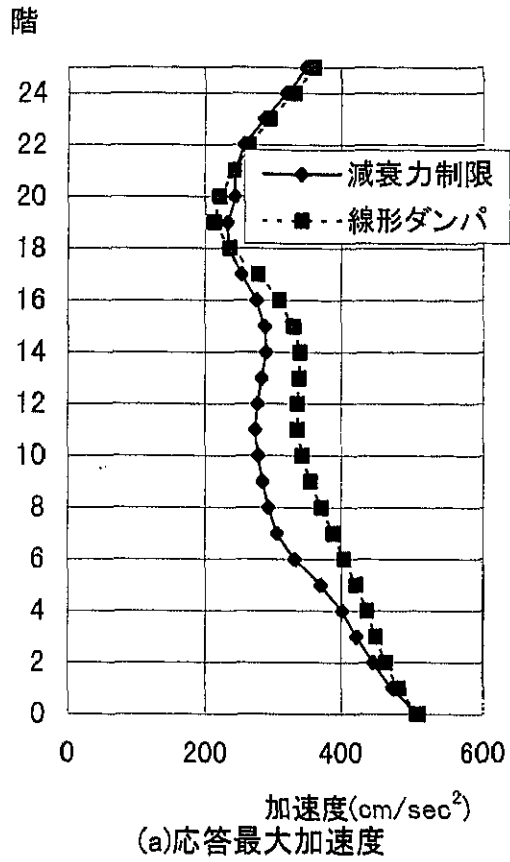


図2-2-20. 実建物モデル・エルセンロト(NS)50kine入力・減衰力制限の影響

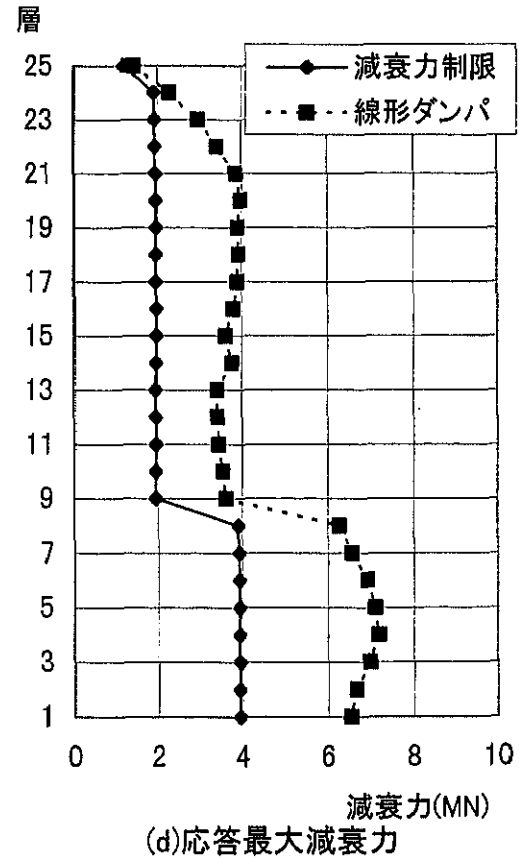
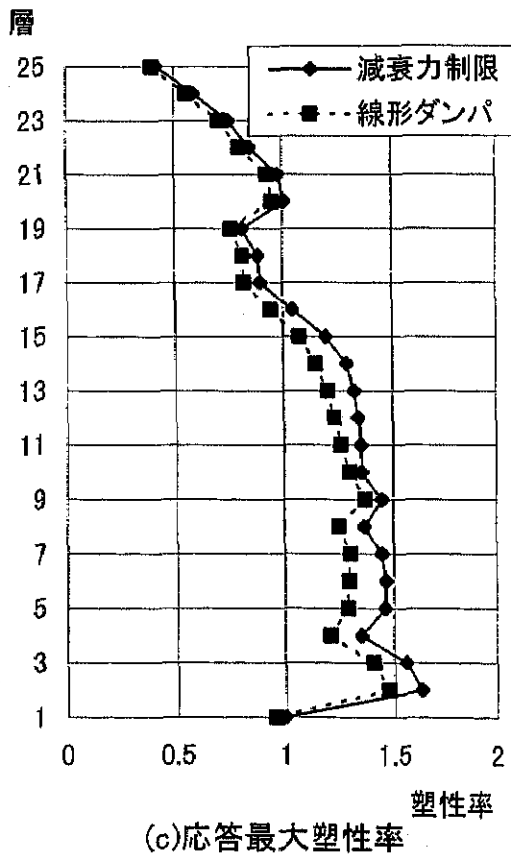
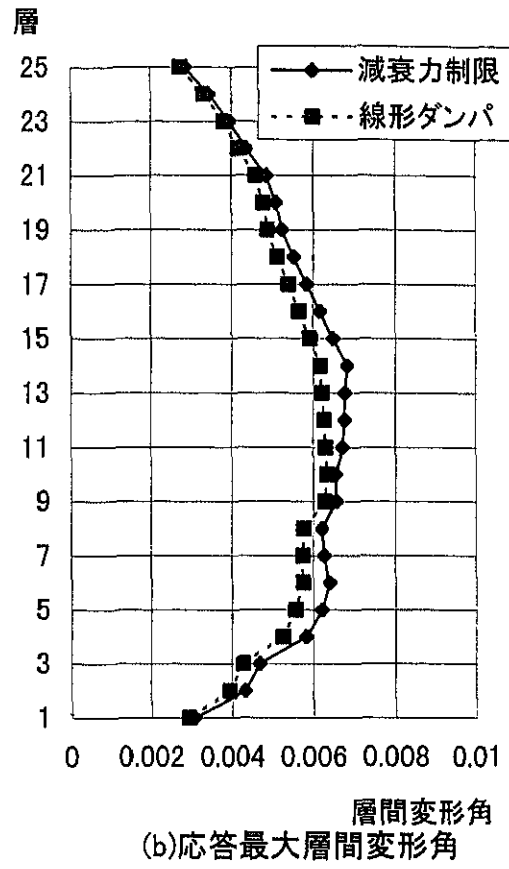
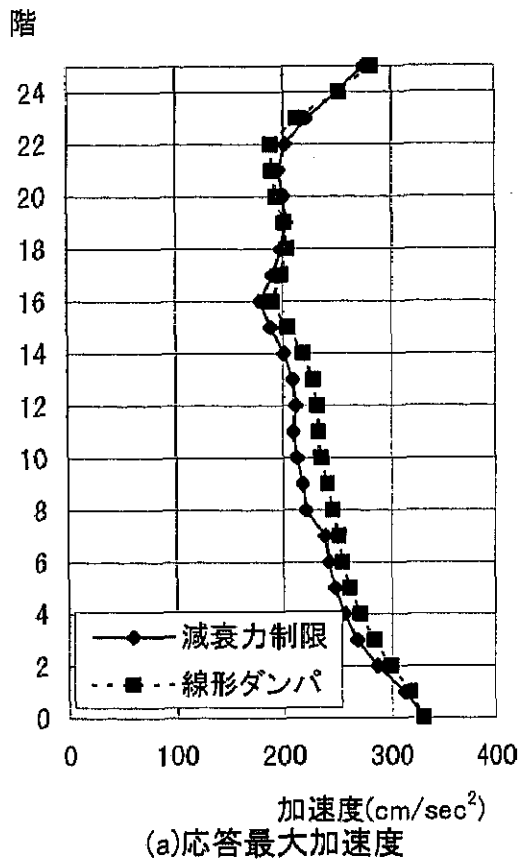


図2-2-21. 実建物モデル・八戸(NS)50kine入力・減衰力制限の影響

第2章の参考文献

- (1)小堀鐸二、高橋元一、那須正、丹羽直幹、倉田成人、小笠原桂、水野孝之、「構造性能可変型制震システムの研究—可変減衰・剛性機構の基本特性と振動台による基礎実験—」、構造工学論文集 vol.37B、1991年3月、P183-191
- (2)丹羽直幹、小堀鐸二、高橋元一、倉田成人、畑田朋彦、栗野治彦、「高減衰構造による制震に関する研究」、構造工学論文集 vol.38B、1992年3月、P223-233
- (3)西村源六郎、「振動工学」、誠文堂新光社
- (4)柴田明德、「最新耐震構造解析」、森北出版
- (5)N. Niwa, T. Kobori, M. Takahashi, J. Tagami, T. Hatada, H. Kurino, "Passive Seismic Response Control System with High Performance Oil Damper", Proceedings of 10th European Conference on Earthquake Engineering, 1994, Vienna, P1913-1918
- (6) N. Niwa, T. Kobori, M. Takahashi, J. Tagami, T. Hatada, H. Kurino, "Passive Seismic Response Controlled High-rise Building with High Damping Device", Earthquake Engineering and Structural Dynamics, vol.24, 655-671(1995)
- (7)丹羽直幹、他、「高減衰構造物」、特許番号第 2513356 号、1996年4月登録