

粘弾性型制振部材付き架構のモデル化に関する検討

A STUDY ON ANALYTICAL MODEL FOR FRAMES
USING VISCOELASTIC DAMPERS

石井正人*, 北村春幸**, 和田 章***, 笠井和彦****

*Masato ISHII, Haruyuki KITAMURA, Akira WADA
and Kazuhiko KASAI*

Recently, many kinds of passive energy dissipation systems have been used for reducing seismic response of building frames in seismic design. Among them, viscoelastic dampers dissipate seismic input energy depending on their deformations and velocities. Therefore, it is important to estimate accurately deformations and velocities of dampers in determining analytical model. A series of dynamic response analyses are carried out using simple or accurate types of modeling for a 100m height steel frames. This paper presents a comparison of differences caused by modeling technique and effects of damper quantity and horizontal locations on seismic performance. A simplified calibration method of analytical model based on effective damper deformations is also proposed.

Keywords: Viscoelastic dampers, Response control, Effective damper deformations,

Calibration of analytical model, Seismic response analysis

粘弾性型制振部材, 制振, 実効変形, 解析モデルの同定, 地震応答解析

1. はじめに

従来の建築物の耐震設計は、建物重量を支えるために必要な骨組に塑性変形によるエネルギー吸収能力を持たせることにより、大地震動に対して人命を損なうような崩壊に至らなければ、構造部材の損傷を許容する考え方で進められてきた。骨組の損傷により耐震性を確保する耐震構造の弱点を改善する構造形式として、エネルギー吸収能力に優れた制振部材を付与し、それらに地震動の入力エネルギーを集中させて負担させることにより、骨組に損傷を与えない、あるいは損傷を低減させる設計が実用化され、多くの建物に適用されている。

種々の制振部材の中でも粘弾性型制振部材は、小変形から大変形までの広い範囲の振動に対して減衰効果を発揮できる利点がある。粘弾性体の力学特性は、温度、振動数、振幅に依存した非線形性を有するため、構成則や力学モデルに関して多くの研究が行われており、振動数依存性または振動数・振幅依存性を考慮できる多要素モデルなどが提案されている¹⁾⁶⁾。温度依存性については、振動中に鋼製の取付部材の表面から熱拡散が生じると考え、解析時間内での温度変化を考慮しない解析方法が一般的であるが、温度変化を評価し、解析時間内での温度依存性を扱っている研究もある⁵⁾⁶⁾。

また、制振部材の取付方法は、補助部材を用いる方式の他に、間

柱、ブレース、壁などの部材として取り付ける方式(図2参照)が実用化されており、鋼材などの取付部材を介して骨組に取り付けられるのが一般的である。粘弾性体に生じる力とその取付部材に生じる力は一対一に対応していることから、取付部材の剛性に相当するばねを粘弾性体モデルと直列に付加し、取付部材に生じる変形の影響を含めた形で制振部材の全体挙動を表す力学モデルを作成することが行われている。取付部材の剛性が高いほど骨組の変形や速度が減退することなく粘弾性体に伝わるため、大きな制振効果が得られることが報告されている⁸⁾¹⁰⁾。

以上のように取付部材を含めた制振部材全体の特性を把握し適切な制振部材のモデル化を行うことに加えて、骨組に生じる変形や速度のうち制振部材に有効に働く成分(「実効変形」と呼ぶ)を適切に評価できるような振動モデルへの制振部材の組み込み方も重要になる。制振部材を組み込んだ応答性状を正確に掴むためには、部材レベルの架構モデル¹¹⁾に制振部材を付与した振動モデル(部材レベルモデル)を用いて応答解析を行うことが必要となる(図1(c)参照)。しかしながら、設計においては簡便な振動モデルを用いることが多い。一般に、変位依存型の履歴型制振部材を適用する場合には、制振部材を組み込んだ部材レベルの架構モデルの静的弾塑性解析を行い、これから得られる層間変形と層せん断力の関係から等価なせ

* ㈱日建設データセンター室 工修

** ㈱日建設構造設計室 室長・工博

*** 東京工業大学建築物理研究センター 教授・工博

**** 東京工業大学建築物理研究センター 教授・Ph.D.

Data Center Dept., Nikken Sekkei Ltd., M. Eng.

Structural Engineering Dept., Nikken Sekkei Ltd., Dr. Eng.

Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Ph.D.

ん断ばね定数と降伏せん断力を求め、これらを集中質量間に付与することで、層間変形と制振部材の実効変形の違いを静的解析用の荷重分布の下で復元力特性に反映した形で簡便な振動モデルを作成している。しかし、粘弾性型制振部材を適用する場合には、減衰力が速度に依存するため静的解析では評価できないことから、制振部材単体の試験による履歴特性を評価した制振部材モデルを、架構のみの簡便化を行ったモデルに直接付与した振動モデルが用いられることが多い。このような簡便なモデルでは、層間変形と制振部材の実効変形の違いが適切に評価されないことがあると考えられる。

本論文は、粘弾性型制振部材を対象とし、ダンパーの投入量とその配置が制振効果に与える影響を詳細な部材レベルモデルで検討し、簡便な振動モデルでそれらを適切に評価できるかどうかを比較検討する。簡便な振動モデルとして高層建物の地震応答解析に多用される曲げせん断型モデルと等価曲げせん断棒モデル¹²⁾を取り上げる(図1(a),(b)参照)。曲げせん断型モデルは、層間変形・速度の全量が制振部材に有効に作用するモデルであり、架構の剛性は架構の部材レベルの全体剛性マトリクスを質量並進自由度について縮約したマトリクスとして扱う。このモデルは、骨組を弾性として扱う際には等価せん断型モデルに比べて精度が高い。等価曲げせん断棒モデルは、層間変形・速度のうち全体曲げ変形成分を除いた応答量が制振部材に有効に作用するモデルであり、曲げ剛性は設計用地震荷重時(A_i分布)の架構の静的解析結果に基づき、各階の曲げ変形エネルギーが柱の軸伸縮エネルギーと等しくなるように定めたものである。さらに、各モデルの制振部材の最大実効変形 ${}_D\delta_M$ と最大層間変形 ${}_S\delta_M$ の比率 ${}_D\delta_M/{}_S\delta_M$ (「実効変形比」と呼ぶ)に着目して、解析精度を評価する。これらの検討から、静的解析用の架構モデルに適用する制振部材の等価弾性ばね定数の評価法と、静的架構解析により求めた実効変形比を用いた制振部材の等価弾性ばね定数と等価粘性減衰係数の評価法を提案し、簡便な振動モデルで比較的精度のよい応答値が求まることを例示する。

検討にあたっては、粘弾性型制振部材を連層に壁形式で取り付けられた頂部高さ約100m、23階建ての鉄骨造建物を用い、骨組は弾性とする。粘弾性体は振動数、温度、歪みなどに依存する非線形性を無視した線形 Kelvin-Voigt モデル(図4(a)参照、以下 Voigt モデルと呼ぶ)でモデル化する。なお、振動数依存性については、線形 Kelvin-Voigt モデルの妥当性を検討するために、実験式と適合させた一般化 Maxwell モデルとして、3本の線形 Maxwell モデルを並列に結合したモデル(図4(b)参照、以下 M3 モデルと呼ぶ)²⁾を適用したものとの比較を行う。また、前述したような方法で取付部材に生じる変形の影響を考慮した形で制振部材のモデル化を行うことは可能ではあるが、本論文の理論展開においては取付部材に生じる変形の影響は無視する。

2. 粘弾性型制振部材のモデル化

制振部材は、鋼板で粘弾性体をサンドイッチした壁状の制振部材を上下階の床梁に取り付ける図2(d)の壁形式とする。図3に部材レベルモデルに付与する粘弾性型制振部材モデルを示す。上下階の変位により生じる壁柱中央位置における変位差を制振部材の実効変形と考え、制振部材は剛な梁と壁柱にモデル化し、梁の両端を4隅の節点に繋ぐ。上下の梁の中間部から壁柱の中央部まで剛域を延ば

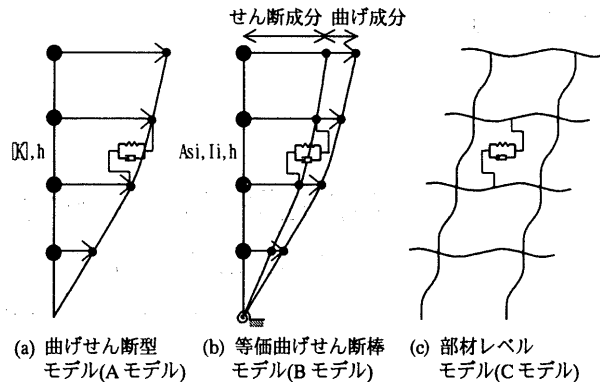


図1 全体モデルの種類

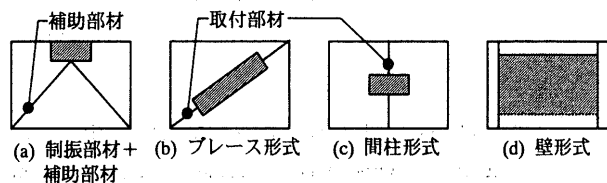


図2 粘弾性型制振部材の取付方式

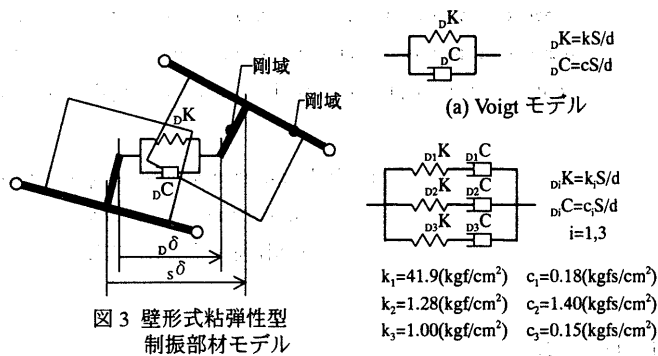


図3 壁形式粘弾性型制振部材モデル

(b)M3 モデル

図4 粘弾性体モデル

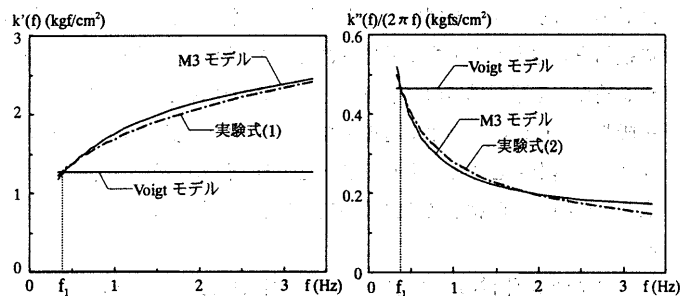


図5 粘弾性体モデルの振動数依存特性

し、それぞれの剛域端の変位差で実効変形 ${}_D\delta$ を表して、周囲の部材との力のやり取り、曲げ変形の影響を考慮できるモデルとする。曲げせん断型モデルでは実効変形 ${}_D\delta$ は層間変形 ${}_S\delta$ に等しく、等価曲げせん断棒モデルでは剛域の回転角を質点の回転角と等値して全体曲げ変形の影響を考慮する。図4(a)に示すような Voigt モデルでモデル化する粘弾性体の弾性ばね定数 ${}_D K$ と粘性係数 ${}_D C$ は(1)(2)式⁹⁾で表される実験式を用いる。ここで、振動数 f は骨組の1次固有振動数 f_1 を用い、温度 θ は20℃、せん断ひずみ振幅 γ_a は200%の条件で算定する。Sは粘弾性体の断面積、dは厚さである。

$${}_D K = kS/d, \quad k = 8.567f^{0.296}\gamma_a^{-0.235}e^{-0.07\theta} \quad (\text{kgf/cm}^2) \quad (1)$$

$${}_D C = cS/d, \quad c = 2.197f^{-0.526}\gamma_a^{-0.089}e^{-0.10\theta} \quad (\text{kgfs/cm}^2) \quad (2)$$

また、振動数依存性を考慮できる粘弾性体モデルとして、図 4(b) に示すような M3 モデルを採用する。M3 モデルの弾性ばね定数 k_1, k_2, k_3 と粘性係数 c_1, c_2, c_3 は、温度 20℃、せん断ひずみ振幅 200% の条件下で、0.3-3.0 秒の周期帯において(1) (2)式の振動数依存特性を有する Voigt モデルと適合するように定める。具体的には、粘弾性体が振幅 $\rho \delta$ の正弦波強制変位を受けたときの単位面積・厚さ当たりの力 p と変位の関係を変位と同位相の等価剛性項とそれと 90 度位相ずれのある等価粘性項の和として(3)式のように表し、振動数を変化させて両モデルの $k'(f)$ 、 $k''(f)$ の値の差の 2 乗和を計算し、これを最小化するようにして定めた²⁾。図 5 に両モデルの等価剛性 $k'(f)$ および等価粘性係数 $k''(f)/(2\pi f)$ の振動数依存特性を示す。

$$p = k'(f)\rho\delta \sin 2\pi ft + k''(f)\rho\delta \cos 2\pi ft \quad (\text{kgf/cm}) \quad (3)$$

[Voigt モデル]

$$k'(f) = k \qquad k''(f) = c$$

[M3 モデル]

$$k'(f) = \sum_{i=1}^3 \frac{k_i (2\pi f c_i)^2}{k_i^2 + (2\pi f c_i)^2} \quad k''(f) = \sum_{i=1}^3 \frac{2\pi f k_i^2 c_i}{k_i^2 + (2\pi f c_i)^2}$$

3. 解析架構モデルおよび入力地震動

図 6 に示す頂部高さ約 100m、地上 23 階、地下 2 階の鉄骨造建物の X 方向について検討する。階高は基準階 4m、下層階 4.3-5.5m、全階とも同一の平面形状とする。X 方向の架構は、A、C、E 通りとも同一であり、部材構成は、柱は成 522-612mm、幅 480-520mm、フランジ板厚 30-80mm の極厚 H 型鋼を強軸方向に用い、大梁は幅 250-300mm、成 850-900mm、フランジ厚 19-32mm の溶接 I 型断面を用いている。単位面積当たりの各階床重量は 0.75(tf/m²) とする。部材レベルモデルは、直交方向の立体効果を無視した平面架構として、1 階大梁を含む地上部のみをモデル化し、柱・梁部材は弾性とする。また、1 階柱脚位置に鉛直ばねを付け、地下部の鉛直剛性を考慮する。簡易モデルは、部材レベルモデルに基づいて 1 章に示した方法により作成する。各モデルとも減衰定数は架構の 1 次固有周期に対して $h=2\%$ の剛性比例型とする。表 1 に示す架構のみの 1-3 次固有周期は、各モデルともほぼ同じ値を示す。入力地震動は 1 秒以上の周期帯の速度応答スペクトル(減衰定数 $h=5\%$) が 100(cm/s) となるように作成した模擬地震動波形¹³⁾であり、解析時間は 40 秒、解析時間刻みは 0.005 秒とする。時刻歴応答解析は直接積分法により行い、質量を有さない振動自由度を扱う必要があることから、平均加速度法を用いる。

4. 解析パラメータ

図 6 の梁伏図に示す C 通り架構の 4-6 通り間に全階に渡って制振部材の弾性ばね定数と粘性係数を最適層せん断力分布(A_i 分布)に等しくなるように分布させた部材レベルモデル(C モデル)を基本とする。これに基づく曲げせん断型モデルを A モデル、等価曲げせん断棒モデルを B モデルとする。架構のみ(非制振)の部材レベルモデルを FR モデルと呼ぶ。

ダンパー量のパラメータとして 3 レベルを設定する。架構の 1 階のせん断剛性 $s_1 K_1$ に対して等価減衰定数が $\xi_1=4\%$ になるように制振部材の粘性係数 ρC_1 を定めた($\rho C_1 = \xi_1 \cdot s_1 K_1 \cdot T_1 / \pi$) ものを C1 と呼ぶ。C2 は C1 の 2 倍($\xi_1=8\%$)、C3 は 3 倍($\xi_1=12\%$)とする。A、B モ

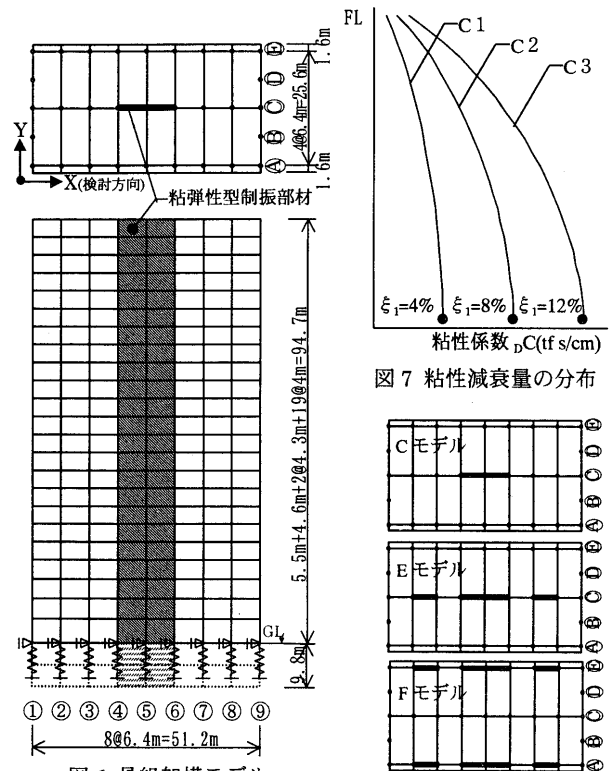


図 6 骨組架構モデル

図 7 粘性減衰量の分布

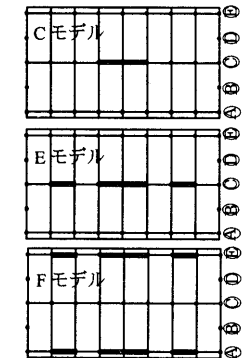


図 8 制振部材の平面的分散配置

表 1 各モデルの架構のみの固有周期(sec)

モデル	1次	2次	3次
曲げせん断型モデル	2.62	0.89	0.52
等価曲げせん断棒モデル	2.62	0.91	0.54
部材レベルモデル	2.62	0.89	0.52

デルも同様に設定する。図 7 に制振部材の ρC 分布を示す。

制振部材配置の平面的な分散の程度として、図 8 に示す 3 種類の部材レベルモデルを考える。制振部材を C 通り架構の中央部の 2 スパンに連層壁状に設けた C モデルと、C 通り架構の中央 2 スパンと 1 スパン離れた両側の 1 スパンの合計 4 スパンに制振部材を設けた E モデル、A・E 通りの 2 架構に E モデルと同じ位置に 1 架構当たり 4 スパン、合計 8 スパンに制振部材を設けた F モデルを対象とする。制振部材のダンパー量の総量はいずれのモデルも等しく、C モデルに対して E、F モデルは制振部材数がそれぞれ 2 倍、4 倍であるが、1 箇所当たりのダンパー量はそれぞれ 1/2、1/4 となっている。

5. 線形 Kelvin-Voigt モデルの振動数依存性に対する妥当性の検討

図 9,10 に非制振(FR)モデルと A2, B2, C2 モデル($\xi_1=8\%$)に Voigt モデルと M3 モデルを用いた場合の最大層せん断力・層間変形を示す。A2, B2, C2 モデル共、M3 モデルの応答値に比べて Voigt モデルの応答値は小さくなっており、A2, B2 モデルは特に中上層階に、C2 モデルは全階に渡ってほぼ一様に違いが見られる。図 5 に示すように、Voigt モデルは、M3 モデルや実験式と比較すると、高次振動数成分に対して剛性が低く、粘性減衰が高く扱われ、応答低減効果が過大評価されるためと考えられる。しかしながら、粘弾性体モデルによる応答結果の違いは、それほど大きくはなく、また、C2 モデルと A2, B2 モデルの違いに比べて小さいため、Voigt モデルによる解析結果が実現象を大きく逸脱したものにはならないと考え、以後の検討は Voigt モデルにより行うこととする。

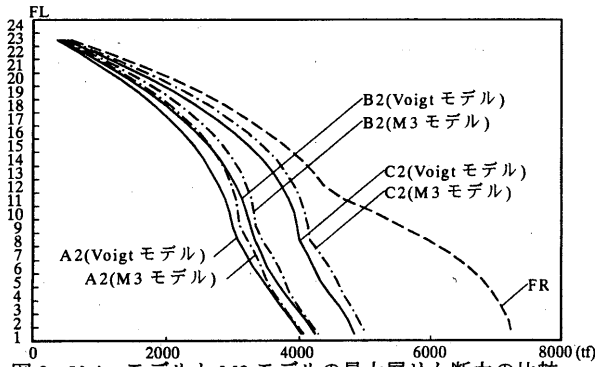


図9 VoigtモデルとM3モデルの最大層せん断力の比較

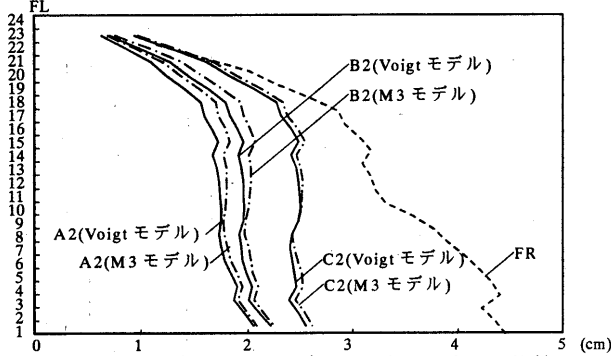


図10 VoigtモデルとM3モデルの最大層間変形の比較

6. 振動解析モデルの精度が応答に与える影響

6.1 ダンパーの投入量と平面的配置の影響

図11,12にFRモデルとダンパー投入量を変化させたA, B, Cモデルの最大層せん断力・層間変形を示す。図13, 14にFRモデルとダンパー量を $\xi_1=8\%$ と一定にしたA, B, C, E, Fモデルの最大層せん断力・層間変形を示す。また、図15に総エネルギー入力に対する各階の制振部材の吸収した減衰エネルギー量の比率を示す。

図11,12によると、制振部材のダンパー量の多寡に関わらず、A, B, Cモデルの順に応答値が大きくなり、CモデルとA, Bモデルの応答値の差はダンパー量が増加するほど大きくなる。Bモデルの応答値はAモデルに比べて若干大きい、両モデルともダンパー量の増加に伴って全層に渡り大幅に応答値が低下している。これに比べて、Cモデルでは、ダンパー量の増加に伴う応答値の低下は少なく、特に中上層階の応答低下率はわずかである。

図13,14によると、同じダンパー量ではあるが制振部材を集中配置したC2モデルの応答値が最も大きく、E2, F2, B2, A2モデルの順に応答値が小さくなり、各モデルの差は下層階で小さく、中上層階になるほど大きくなる。また、図15によると、C2モデルは下層階では他のモデルとあまり変わらないが中上層階では急激にエネルギー吸収率が小さくなっている。F2モデルでは、B2モデルとほぼ同じ比率になっており、制振部材を分散して配置するほど簡便なモデルに近い吸収率を示す。

表2に各モデルの総エネルギー入力の変換値を示す。入力地震動として、1秒以上の周期帯の速度応答スペクトルが概ね一定値になる模擬地震動を採用したことから、総エネルギー入力はモデルの違いやダンパー量の多寡に関わらずほぼ一定値($V_E=140-160cm/s$)を示す。横軸にダンパー量を示す ξ_1 を取り、図12には各モデルの総エネルギー入力に対する制振部材の吸収した減衰エネルギー量の比率を、図17,18,19,20にはそれぞれ、非制振(FR)モデル

に対する制振(A,B,C,E,F)モデルの頂部変形、頂部絶対加速度、第1層の全層せん断力、第1層の架構層せん断力の最大値の比率を示す。図16によると、制振部材のエネルギー吸収量は、ダンパー量が増えるに従って頭打ちの傾向を示し増加率が減少する。A, B, F, E, Cモデルの順に増加率が減少し、Cモデルでは $\xi_1=6\%$ 付近で吸収率は60%程度でほぼ頭打ちとなる。図17,18によると、ダンパー量が増えるに従ってC, E, F, B, Aモデルの順に頂部変形と頂部加速度の非制振架構に対する応答低減効果が大きくなり、Aモデルではダンパー量にほぼ比例した応答低減率を示す。これらの頂部応答の低減率には各モデルの違いが顕著に表れており、特にCモデルの低

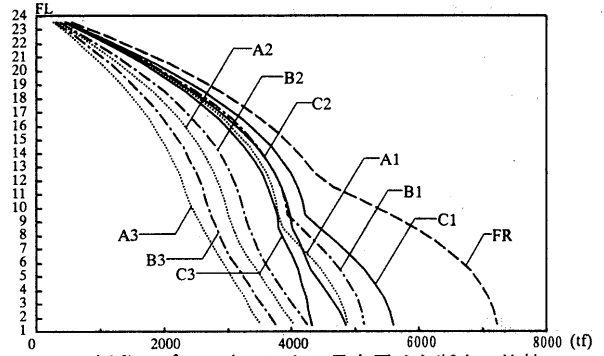


図11 振動モデルの違いによる最大層せん断力の比較

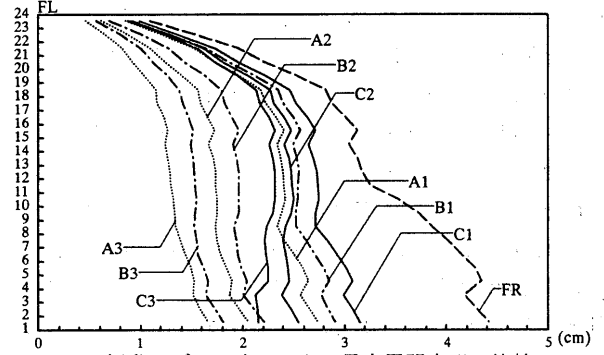


図12 振動モデルの違いによる最大層間変形の比較

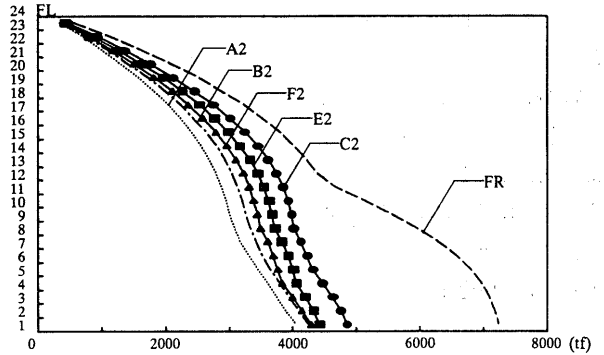


図13 平面的配置の分散度の違いによる最大層せん断力の比較

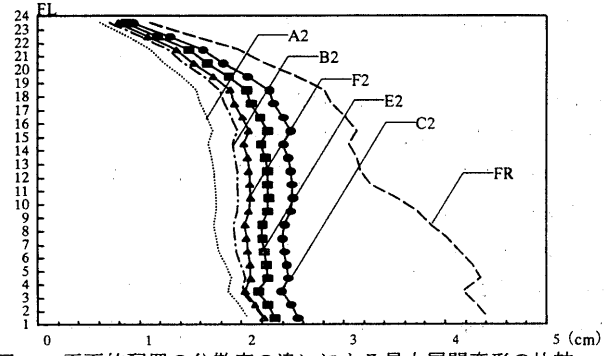


図14 平面的配置の分散度の違いによる最大層間変形の比較

減率が極端に低く、頂部加速度の比率は 85%程度にとどまる。図 19,20 によると、第 1 層の層せん断力は、ダンパー量が増えるに従って応答低減効果が鈍る傾向を示す。C, E, F, B, A モデルの順に低減効果が大きくなるが、頂部の応答に比べて各モデルの違いは少ない。ダンパー量の増加に伴い制振部材の負担せん断力が増すため、全層せん断力よりも架構の層せん断力の方に低減効果が大きく現れる。

部材レベルモデルの応答結果から、以下のことが分かった。

- ・制振部材を連層集中配置とした場合、ダンパー量を増加させても、それに伴って付帯柱の軸変形による曲げ変形も増大し中上層階での制振部材のエネルギー吸収能力が低下するため、ダンパー量に見合った大きな低減効果は期待できない。特に、中上層階・頂部の低減率や制振部材の総エネルギー吸収量はダンパー量の増加に伴って頭打ちの傾向を示す。
- ・制振部材配置の平面的分散度が高い程、ダンパー量の増加に伴う低減効果が大きくなる。また、制振部材の分散配置の効果は、第 1 層のせん断力よりも曲げ変形の影響の大きい頂部変形や加速度に対して大きくなる。

簡便な振動モデルと部材レベルモデルの応答結果の比較から、以下のことが分かった。

- ・簡便な振動モデルである曲げせん断型モデルは、層間変形を制振部材の実効変形としていることからダンパー量に対して制振部材が最も効果的に働いた制振効果の上限値を与える。実際の制振効果は骨組の層間変形・速度が伝達ロスに伴って制振部材の実効変形・速度に変換されるため、減衰力を割り引いて評価する必要がある。
- ・従って、曲げせん断型モデルは過大な減衰力を与えることになり、また、等価曲げせん断棒モデルも全体曲げ変形の影響は考慮できるが付帯柱の軸変形の影響を直接扱えないことから、応答値を過小評価する傾向を示す。制振部材の連層集中配置の程度、ダンパー量が増すほど応答値の過小評価の度合いが著しくなる。
- ・同じダンパー量でも分散して制振部材を配置した場合は、付帯柱の軸変形による曲げ変形成分が小さくなり、制振部材の実効変形と層間変形の差が小さくなるため、制振部材の配置の分散度が高まる程、簡便なモデルに近い応答結果を示す。

6.2 実効変形に着目した応答値の比較

図 21 に A2, B2, C2 モデルの 19, 9, 1 階の層間変形 $s\delta$ 、制振部材の実効変形 $D\delta$ の時刻歴を示す。A モデルでは層間変形と実効変形が等しく、B モデルでは層間変形から架構の全体曲げ変形を引いたものが実効変形であり、上層階ほどその割合が低くなる。C モデルでは図 3 に示すように層間変形から連層制振壁の付帯柱の軸変形による曲げ変形成分を除いたものが実効変形になり、さらにその割合が減少する。図 22 に C2 モデルの 9, 1 階の全層せん断力 Q 、架構の層せん断力 FQ 、制振部材の負担層せん断力 DQ と付帯柱の軸力 F_N の、層間変形 $s\delta$ 、制振部材の実効変形 $D\delta$ と曲げ変形成分 $M\delta = s\delta - D\delta$ の 10-20sec 間の時刻歴波形を示す。9, 1 階とも制振部材の粘性の影響で $D\delta$ と DQ の間に位相差を生じており、 DQ の最大値は $D\delta$ より若干早めに現れる。また、 DQ は $M\delta$ と F_N とほぼ同位相であることから、制振部材がせん断力を負担することによ

り曲げ変形を誘発していることがわかる。

表 3 に最大層間変形 $s\delta_M$ 、最大実効変形 $D\delta_M$ 及びその比率 $D\delta_M / s\delta_M$ (実効変形比) を示す。C モデルではダンパー量 ξ_1 が増加するほど中上層階の実効変形比が急激に低下する。E, F モデルでは中央の 4-6 通り間の実効変形比が両側に比べて大きく、E, F の順に B

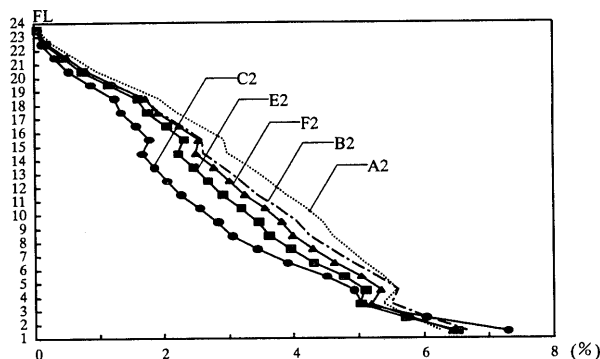


図 15 総入力に対する制振部材のエネルギー吸収量の比率

表 2 総エネルギー入力の速度換算値 (V_E cm/sec)

モデル	$\xi_1=4\%$	$\xi_1=8\%$	$\xi_1=12\%$
A	146.2	156.4	158.8
B	144.1	153.0	158.1
C	141.9	147.7	154.3
E	142.8	150.7	158.6
F	143.6	152.6	159.6

総粘性減衰量 (tf s/cm)

$\xi_1 = 4\% : 891.6$

$\xi_1 = 8\% : 1783.2$

$\xi_1 = 12\% : 2674.8$

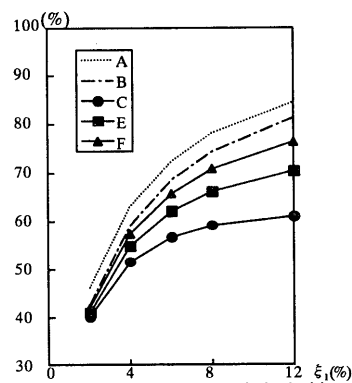


図 16 総入力に対する制振部材のエネルギー吸収量の割合

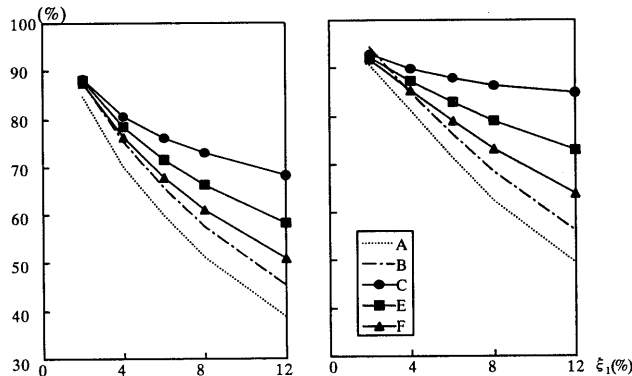


図 17 非制振に対する制振架構の最大応答比率(頂部変形)

図 18 非制振に対する制振架構の最大応答比率(頂部絶対加速度)

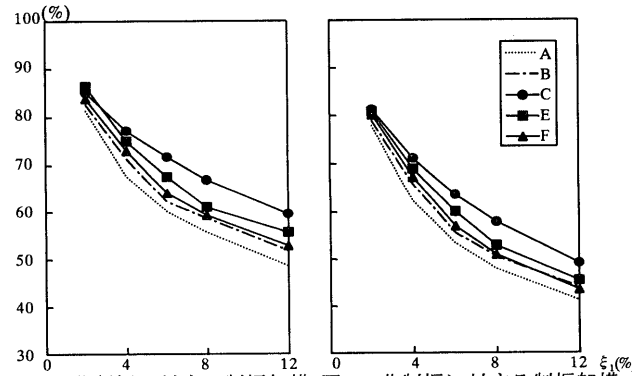


図 19 非制振に対する制振架構の最大応答比率(第 1 層の全層せん断力)

図 20 非制振に対する制振架構の最大応答比率(第 1 層の架構層せん断力)

表3 各モデルの最大層間変形・実効変形(cm)の比較

ξ ₁	モデル	1階			9階			19階		
		sδ _M	Dδ _M	Dδ _M /sδ _M	sδ _M	Dδ _M	Dδ _M /sδ _M	sδ _M	Dδ _M	Dδ _M /sδ _M
0%	FR	4.42	-	-	3.73	-	-	2.55	-	-
4%	A1	2.74	2.74	1.00	2.39	2.39	1.00	1.97	1.97	1.00
	B1	2.91	2.86	0.98	2.53	2.26	0.89	2.13	1.73	0.81
	C1	3.15	2.96	0.94	2.72	2.14	0.79	2.23	1.44	0.65
	E1	3.06	2.77	0.91	2.63	2.04	0.77	2.18	1.42	0.65
	F1		2.97	2.79		0.94	2.56		2.10	0.82
8%	A2	2.07	2.07	1.00	1.75	1.75	1.00	1.41	1.41	1.00
	B2	2.22	2.18	0.98	1.96	1.74	0.89	1.63	1.31	0.80
	C2	2.55	2.28	0.89	2.48	1.50	0.61	2.06	0.98	0.48
	E2	2.32	1.98	0.85	2.25	1.50	0.67	1.87	1.05	0.56
	F2		2.22	2.20		0.95	2.07		1.80	0.80
12%	A3	1.67	1.67	1.00	1.34	1.34	1.00	1.04	1.04	1.00
	B3	1.82	1.78	0.98	1.54	1.36	0.88	1.27	1.01	0.79
	C3	2.16	1.84	0.85	2.30	1.17	0.51	1.95	0.72	0.37
	E3	1.98	1.61	0.81	1.96	1.16	0.59	1.65	0.81	0.49
	F3		1.86	1.84		0.93	1.72		1.44	0.73
			1.64	0.88		1.22	0.71		0.87	0.61
			1.78	0.96		1.45	0.84		1.11	0.78

E,Fモデル 上段:側部 下段:中央部

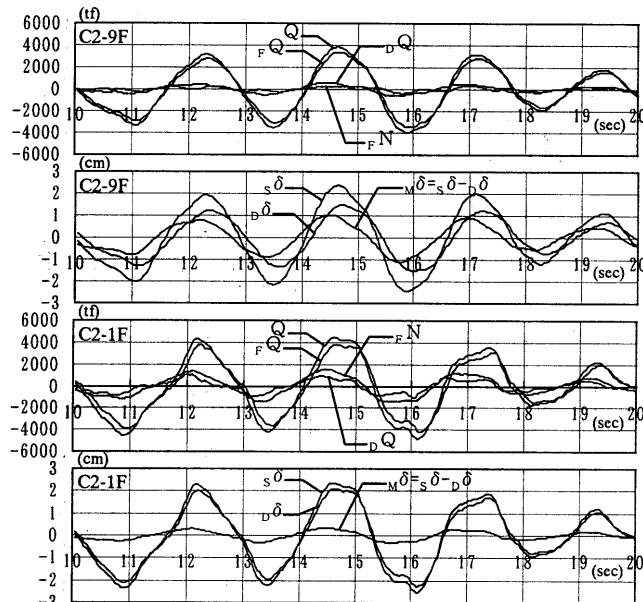


図22 部材レベルモデル(C2)の各種時刻歴波形

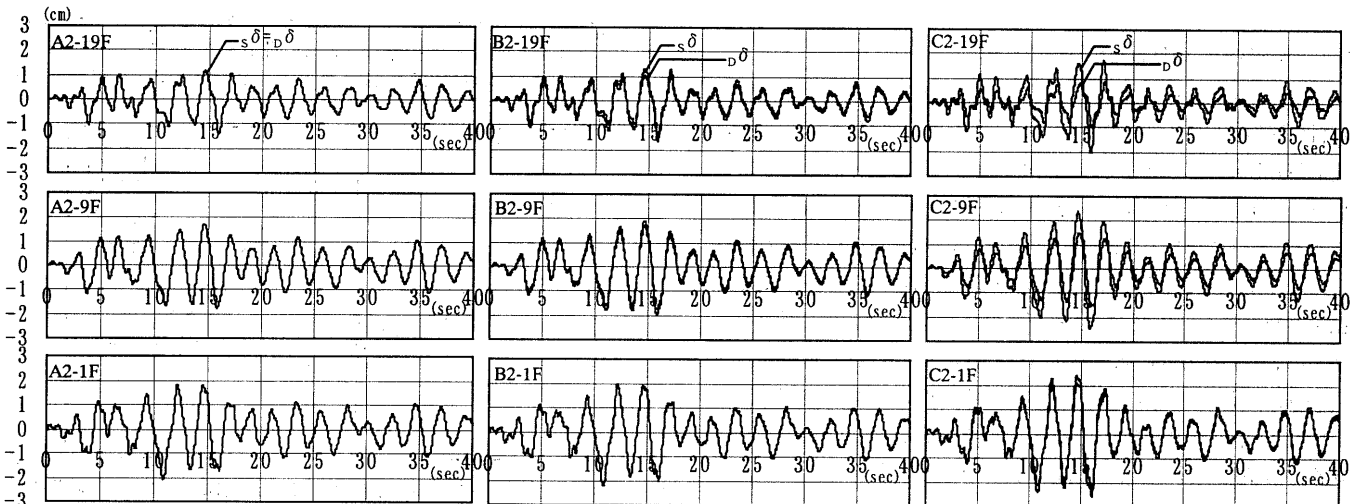


図21 各モデルの層間変形と実効変形の時刻歴波形による比較

モデルに近い値を示す。一方、Bモデルでは、ダンパー量の多少に関わらずほぼ一定の実効変形比を示す。C3モデルの19階では40%以下、E3モデルで50%(中央)、60%(両側)、F3モデルで60%(中央)、80%(両側)、Bモデルでは80%程度となる。

これは、ダンパー量の増加により制振部材の負担層せん断力が増加し、連層制振壁付帯柱の軸変形が大きくなり、実効変形が減少したことを反映した結果である。以上から、実効変形比の値が層せん断力や層間変形などに対する応答低減効果の傾向を良く現していることが分かる。

7. 実効変形に着目した簡便な振動モデルの提案

7.1 等価ばね定数と等価粘性減衰係数の算定

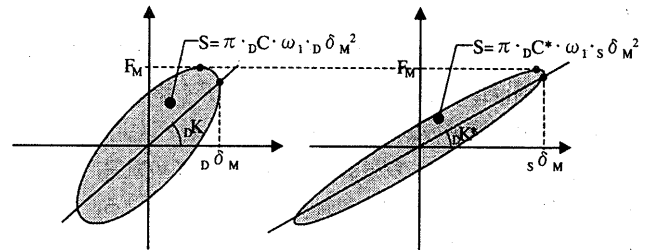
線形 Kelvin-Voigt モデルでモデル化された粘弾性体が正弦波強制変位を受ける場合の履歴ループ面積は振幅の2乗に比例する。最大実効変形と最大層間変形の比 $D\delta_M/s\delta_M$ (実効変形比) が部材レベルモデルにおける応答低減効果の指標になるのではないかと仮定の下に、図23(a)のように振幅 $D\delta_M$ の正弦波強制変位を受けるモデルとエネルギー的に等価になるような、振幅 $s\delta_M$ の正弦波強制変位を受けるモデル(図23(b))を考える。この場合、実効変形比を用いて等価粘性係数 D^*C^* は(4)式のように表せる。また、最大負担せん断力が等しくなるよう D^*K^* を決定すると(5)式ようになる。

$$D^*C^* = DC(D\delta_M/s\delta_M)^2 \tag{4}$$

$$D^*K^* = DK(D\delta_M/s\delta_M)\sqrt{1+\eta^2(1-(D\delta_M/s\delta_M)^2)} \tag{5}$$

$$\eta = DC\omega_1/DK$$

$$\omega_1 = 2\pi/sT_1$$



(a) 部材レベルモデル

(b) 簡易モデル

図23 正弦波強制変位を受ける制振部材の履歴ループ

このようにして定めた等価粘性係数 $d_c K^*$ と等価弾性ばね定数 $d_s K^*$ を、実効変形と層間変形が等しく評価される簡便な振動モデル(曲げせん断型モデル)に適用して、部材レベルモデルと各種最大応答値、制振部材の吸収エネルギー量の比較を行い、このような正弦波強制変位を受ける場合の実効変形比を指標とした等価性を一般の応答解析に適用できるかどうかを検証する。さらに、実効変形比の値を、制振部材を等価弾性部材として付与した部材レベルモデルの静的解析結果から算定した場合についても検討を加える。静的解析に用いる荷重分布は A_i 分布とし、制振部材の剛性は(6)式で与えられる等価弾性ばね定数 $s_d K^*$ を用いる。

$$s_d K^* = d_s K \sqrt{1 + \eta^2} \quad (6)$$

図24に示すように、 $s_d K^*$ は最大荷重と最大変位の交点と原点を結ぶ線分の傾きで表され、実効変形比を安全側に評価できると考えられる。

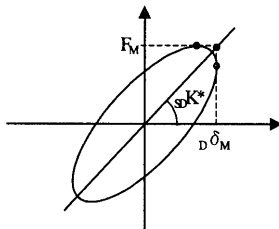


図24 等価弾性ばね定数 $s_d K^*$ (静的部材レベルモデル)

7.2 例題を用いた検証

Cモデルの応答結果より求めた実効変形比に基づいて等価弾性ばね定数 $d_s K^*$ 、等価粘性係数 $d_c K^*$ を定めた制振部材を曲げせん断型モデルに適用したモデルをTモデルとする。また、制振部材を等価弾性ばね定数 $s_d K^*$ を有する部材として組み込んだ静的部材レベルモデルから求めた実効変形比に基づき、 $d_s K^*$ 、 $d_c K^*$ を定めた制振部材を曲げせん断型モデルに適用したモデルをSモデルとする。

図25にC、Sモデルの実効変形比を示す。 A_i 分布を層せん断力係数分布とした静的解析から求めたSモデルの実効変形比の値は、Cモデルの地震応答解析結果と比較的よく一致しており、上層部を除いて若干小さ目の値を示している。

図26,27にC、T、Sモデルの最大層せん断力・層間変形を示す。表4にC、T、Sモデルの最大応答値、エネルギー吸収量を示す。C、Tモデルは、各ダンパー量毎に、最大層せん断力・層間変形、制振部材のエネルギー吸収量、最大頂部変形・絶対加速度とも比較的よく一致しており、7.1節で示した方法で簡便化した振動モデルの精度は、ある程度確保できていると考えられる。また、Sモデルの応答値はCモデルの応答値を包絡しており、応答低減効果を検討する上で安全側の結果を示している。

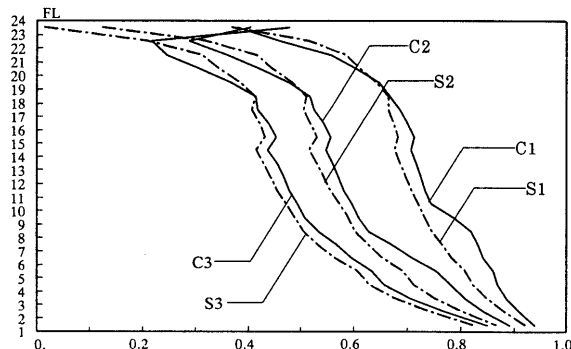


図25 静的解析から求めた実効変形比の地震応答解析結果との比較

表4 エネルギー吸収量・最大応答値の比較

モデル	総入力エネルギー (cm/s)	制振部材吸収エネルギー (cm/s)	頂部変位 (cm)	頂部絶対加速度 (cm/s ²)	第1層の全層せん断力 (tf)	第1層の架構の層せん断力 (tf)
S1	141.6	99.6	56.29	470.0	5656.	5217.
T1	142.4	102.2	55.18	464.1	5545.	5313.
C1	141.9	101.8	55.15	454.2	5586.	5145.
S2	146.8	111.7	51.68	456.2	4931.	4255.
T2	148.2	115.3	49.89	444.2	4746.	4097.
C2	147.7	113.6	49.85	437.3	4851.	4174.
S3	152.8	119.1	48.72	443.7	4585.	3727.
T3	154.3	122.2	47.15	433.0	4467.	3631.
C3	154.3	120.5	46.69	429.4	4319.	3547.

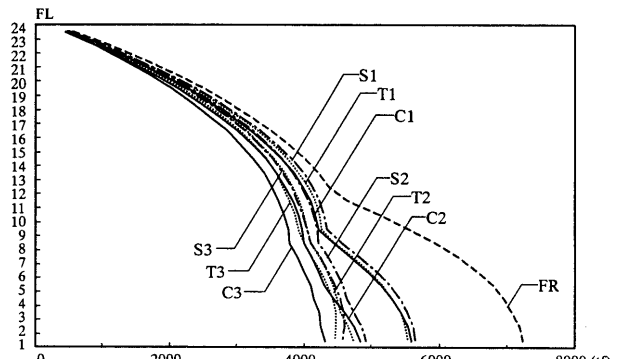


図26 実効変形に着目した簡便モデルの応答比較(最大層せん断力)

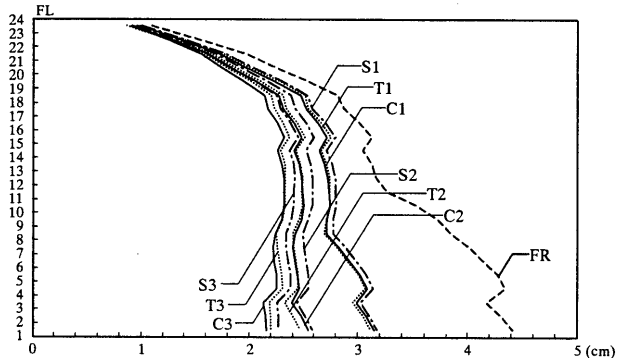


図27 実効変形に着目した簡便モデルの応答比較(最大層間変形)

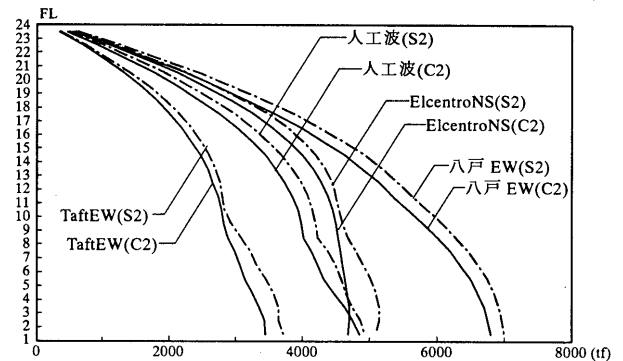


図28 地震波の違いによる応答比較(最大層せん断力)

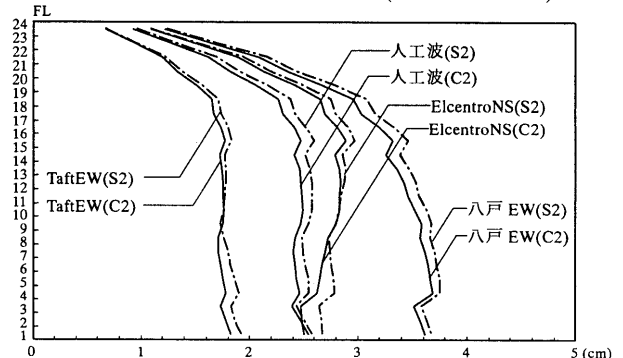


図29 地震波の違いによる応答比較(最大層間変形)

模擬地震動波形に加えて、標準波として設計に採用される El centro NS, Taft EW, 八戸 EW を最大速度値 50cm/s で規準化した観測波形 3 波を用いた C2, S2 モデルの応答解析を行った。

図 28,29 に C2, S2 モデルの最大層せん断力・層間変形を示す。いずれの地震動波形に対しても両モデルの応答値は比較的良好一致しており、かつ簡易(S2)モデルの応答値が部材レベル(C2)モデルの応答値を若干上回っている。

ここでは、層間変形が制振部材に有効に働くような簡易架構モデルに実効変形の影響を加味して補正した制振部材モデルを取り付けた振動モデルを考えることで、架構の曲げ変形が制振部材に与える影響を考慮しているが、A モデルと同様に制振部材が架構の付帯柱の軸変形に与える影響は無視されている。制振部材による曲げ変形の影響を考慮した簡易架構モデルに等価制振部材を付与した振動モデルを用いると、より精度が向上すると考えられる。また、精度を向上させた振動モデルとして、制振部材付近の架構を部材レベルでモデル化し、他の部分を簡易モデルとして、それらを結合するようなものも考えられる。

これらの検討から、以下のことが分かった。

- ・最大層間変形 δ_M に対する制振部材の最大実効変形 δ_{DM} の比率 δ_{DM}/δ_M (実効変形比) が推定できれば、制振部材を(4), (5)式から求まる等価粘性係数 ρC^* と等価弾性ばね定数 ρK^* で評価する方法により、簡易な振動モデル(曲げせん断型モデル)を用いて比較的精度の良い応答値を求めることができる。
- ・制振部材を組み込んだ架構の静的解析により実効変形比を推定する方法として、(5)式で求まる等価弾性ばね定数 ρK^* で制振部材を評価する方法が有用であり、その方法により求めた応答値は応答低減効果を検討する上で安全側の結果を与える。

8. 結論

本論文では、粘弾性型制振部材を適用した高層建物の設計の際に用いられる架構の振動モデルの精度が、連層壁形式で設置された制振部材のダンパー量と配置を検討する際に与える影響について検討した。

限られた範囲の解析結果であるが以下のことが分かった。

- 1) 高層建物の地震応答解析に多用されている曲げせん断型モデルや等価曲げせん断棒モデルを用いた場合は、部材レベルの架構モデルに比べ、過大な応答低減効果を示すことから、危険側の評価をする恐れがある。特に、多大な制振効果を期待して、ダンパーの投入量を多くした場合、制振部材を集中的に連層配置した場合にこの傾向が強まる。
- 2) 層間変形と制振部材の実効変形の差が大きくなるほど簡便なモデルが過大な応答低減効果を示し、ダンパーの投入量が多くなるほど、集中的に配置するほど制振部材付帯柱の軸変形により実効変形が減少する。ダンパーの投入量が少ない場合や分散配置をした場合は、付帯柱の軸変形が小さく実効変形と層間変形の差が小さくなることから簡便なモデルの応答値が実応答値に近づく。
- 3) 最大層間変形と制振部材の最大実効変形の関係に着目して制振部材の等価粘性減衰係数と等価ばね定数を求めることにより、簡便な振動モデルで比較的精度の良い応答結果が得られること、最大層間変形と制振部材の最大実効変形の関係は、制振部材を等価

弾性ばねとして考慮した架構の静的解析により推定できることを例題を用いて示した。

謝辞

本論文は日建設計、住友 3 M, 東京工業大学建築物物理研究センター和田研究室・笠井研究室が行った制振構造解析勉強会成果をまとめたものである。

参考文献

- 1) Kasai, K., Munshi, J.A., Lai, M.L. and Maison, B.F., "Viscoelastic Damper Hysteretic Model: Theory, Experiment, and Application", Proceedings, ATC17-1, Seminar of Seismic Isolation, Passive Energy Dissipation, and Active Control, Applied Technology Council, San Francisco, CA, pp.521-532, 1993.
- 2) 曾田五月, 和田純一, 平田裕一, 山中久幸, "繰り返し加力実験に基づく粘弾性ダンパーの力学モデルの構築", 日本建築学会構造系論文集 No.457, pp.29-36, 1994.
- 3) 金子美香, 中村豊, "振幅および振動数依存性を有する粘弾性ダンパーの力学モデルの構築", 日本建築学会構造工学論文集 Vol.44B, pp.263-270, 1998.3
- 4) Kasai, K., Fu, Y.M., "Seismic Analysis and Design Using Viscoelastic Dampers", シンポジウム「耐震設計の一つの新しい方向」, pp.113-140, 1995.
- 5) Kasai, K., Huang, Y.H., Wada, A., "Hysteretic Model of Viscoelastic Damper for long Duration Loading", 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2 分冊, pp.829-830, 1997.
- 6) 黄一華, 加藤敬史, 和田章他, "振動数と温度に依存する粘弾性ダンパーの動力学モデル", 日本建築学会構造系論文集 No.516, 1999.2.
- 7) 北村春幸, "動的外乱に対する設計—現状と展望—, 4編 適用例", 日本建築学会, 1999.5.
- 8) Huang, Y.H., Wada, A., "A Method of Preliminary Seismic Design for Tall Buildings", Report of The Reserch Laboratory of Engineering Materials, Tokyo Institute of Technology, Number 21, 1996.
- 9) Kasai, K., Fu, Y.M., Watanabe, A., "Passive Control System for Seismic Damage Mitigation", Journal of Structural Engineering, ASCE, pp.501-512, 1998.5.
- 10) Fu, Y.M., Kasai, K., "Comparative Study of Frames Using Viscoelastic and Viscous Dampers", Journal of Structural Engineering, ASCE, pp.513-522, 1998.5.
- 11) Asano, M., Teramoto, T., "Elasto-Plastic Dynamic Response Analysis of Flexural-Shear Model (An Appraisalment of an Example of the Application of Plane-Frame)", 7-th WCEE, 1980.9.
- 12) 武藤清, "耐震設計/応用編 構造物の動的設計", 丸善, 1977.1.
- 13) 山根尚志, 北村春幸, 村上勝英, 寺本隆幸, "観測地震動の変位特性を用いた設計用人工地震動について(その 1, 2)", 日本建築学会大会学術講演梗概集(中国), 1990.10.

(1999年6月10日原稿受理, 1999年12月9日採用決定)