

粘弾性制振装置を付加した木造住宅の地震応答解析

—木造制振住宅の耐震設計手法の構築—

EARTHQUAKE RESPONSE ANALYSIS OF WOODEN HOUSES WITH VISCO-ELASTIC STRUCTURAL CONTROL DEVICE

Construction of Earthquake-Resistant Design Method for Structurally Controlled Wooden Houses

佐藤 利昭*, 永野 正行**, 井口 道雄***, 真崎 雄一****

Toshiaki SATO, Masayuki NAGANO, Michio IGUCHI and Yuichi MASAKI

This paper discusses a method to evaluate a seismic response of typical wooden houses with a passive vibration control system by means of a non-linear time history analysis and an equivalent linearization method, with a purpose to establish a structural design methodology for wooden houses. In the time history analysis, a hysteresis model which represents characteristics of a passive control system is proposed, and the applicability is validated by comparing analysis results with experimental values obtained by pseudo dynamic tests and shaking table tests. The proposed model is expressed by combining a fractional derivative model and two types of Bone-Wen model, that is capable of evaluating properly the effects of the viscous damper which is affected by temperature changes, and a stopper to constrain the displacement of the damper. In the numerical evaluation with use of an equivalent linearization method, additional stiffness and damping ratio of the passive control system are determined based on numerically evaluated results corresponding to the resonant frequency of the main frame. The accuracy of the adopted values is validated by comparing the predicted results based on equivalent linearization method with time history analyses, and it is confirmed that these analysis results may be predicted within error of about 5%.

Keywords: *Wooden post and beam construction, Visco-Elastic damper, Non-linear hysteresis model, Time history analysis, Equivalent linearization method*

木造軸組構法, 粘弾性ダンパー, 非線形履歴モデル, 時刻歴応答計算, 等価線形化法

1. はじめに

兵庫県南部地震の被害経験を経て、木造住宅の耐震安全性の確保を目的とした制振装置の開発は活発化し、2011年に発生した東北地方太平洋沖地震の影響もあって、それらの導入を要望する声も大きい。一方、木造制振住宅の耐震設計は、一部に構造評定を取得する場合¹⁾もあるが、一般に設計段階では制振装置が構造物に与える影響を無視し、耐震基準を満足させることが慣例となっている。この方法は、制振部材の応答低減効果を考慮しない点で安全側の評価を与えるが、部材や接合部の設計が適切に行われているわけではなく、少なくとも性能設計化の意に則すものではない。

本研究は、木造制振住宅の耐震設計手法の構築を目的に、粘弾性制振装置のモデル化およびそれを付加した木造制振住宅の地震応答解析の方法を提案するもので、著者らが開発した粘弾性制振装置²⁾

を対象に議論を進める。粘弾性制振装置を含む木造軸組架構のモデル化では、両者の特性を一体として評価する場合が多い³⁾。本研究の特徴は、耐震要素を含む木造軸組架構（以下、主架構と呼ぶ）と制振装置の特性を分離して評価する点にあり、制振装置単体の特性を実験結果より抽出し、時刻歴応答計算に用いる履歴モデルを構築する。この履歴モデルを用いることで、広範囲の主架構の履歴モデルと組み合わせることが可能となり、より一般的な条件下での地震応答解析に対応することができる。

本論文は、以下のように構成されている。まず、制振装置のモデル化に必要な一連の手順と数式表現を整理し、具体的な履歴モデルを構築する。続いて、実務設計の中で広く利用されている主架構の履歴モデルと制振装置の履歴モデルを組み合わせた時刻歴応答計算を行い、本研究で提案する方法の妥当性と計算精度を、振動台実験

* 東京理科大学工学部建築学科 助教・博士（工学）

** 東京理科大学工学部建築学科 教授・博士（工学）

*** 東京理科大学工学部建築学科 名誉教授・工博

**** (有) MASA 建築構造設計室 代表取締役

Assist. Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Science and Technology, Tokyo Univ. of Science, Dr. Eng.

Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Science and Technology, Tokyo Univ. of Science, Dr. Eng.

Prof. Emeritus, Dept. of Architecture, Faculty of Science and Technology, Tokyo Univ. of Science, Dr. Eng.

Director, MASA Architectural Design Bureau

に対するシミュレーション解析を通して検証する。最後に、簡易的に制振装置の応答低減効果を評価する方法として、制振装置単体の特性を反映した等価剛性と等価粘性減衰定数（以下、等価減衰と呼ぶ）の算定方法を示す。また、それらを用いた等価線形化法に基づく応答計算の妥当性を、時刻歴応答計算の結果と比較することによって検証した結果について述べる。

ここで、本研究で示す地震応答解析の方法は、1 自由度系モデルを基本としており、次の適用条件を設けておく。

- (a) 許容応力度計算⁴⁾を満足する住宅に適用する
- (b) 形状特性係数 F_{es} に関する影響は別途勘案する
- (c) 安全限界変形（1/30 rad）までの検討に用いる

条件 (a) の確認には、松田らの検討⁵⁾の様にフレームモデルを構築した上で、各部の応力状態を確認する必要があり、著者らも類似の検討を進めてきた^{6),7)}。しかし、個別性の高い木造住宅の仕様を網羅することは難しいため、本研究では上記 (a) ~ (c) の条件を設けた上で、設計段階で容易に利用できる地震応答解析の方法を検討している。また、これらの条件は、関連法規を満足する住宅には概ね当てはまるもので、実用上の制約にはならないと考えている。

2. 粘弾性制振装置の時刻歴応答計算

2.1 粘弾性制振装置の概要

本研究で検討の対象とする粘弾性制振装置は、ダイヤモンド形状に組んだ斜材の上下頂点に、粘弾性体を内蔵した制振金物を配置したものである。制振金物内部の粘弾性体は、アクリル系高分子材料で、これに架構の層間変位に応じたせん断変形を与えることで、エネルギーを吸収する機構となっている。図 1 に制振装置の基本的な構成部材と制振金物の概要をまとめて示す。

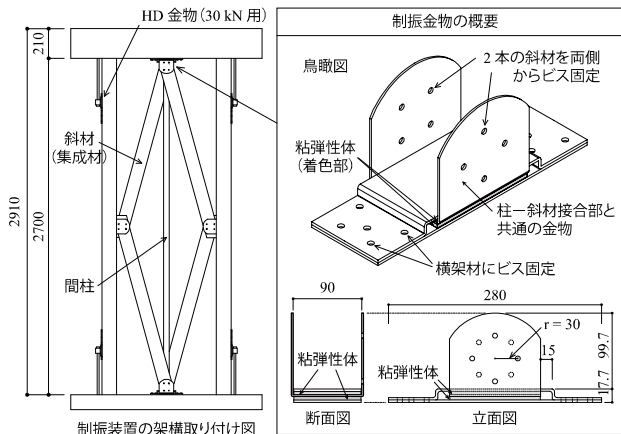


図 1 粘弾性制振装置の構成部材と制振金物の概要

制振装置の性能評価において重要視されるのは、一般にダンパーの限界性能と、周辺部材の影響によるエネルギー吸収効率の低下である。これら 2 点の評価項目を、図 1 に示す粘弾性制振装置に当てはめると、前者が片側 15 mm の変形制限、後者が斜材とその接合部の変形による影響と対応する。これらの評価項目は、本制振装置に限らず、木造住宅を対象に開発された多くの制振装置に共通するもので、この点に注意してモデル化を進める必要がある。

2.2 擬似動的加振実験と要素特性の抽出

制振装置の付加が構造物に与える影響を評価するため、主架構と制振装置単体の特性を分離し、得られた結果を基に履歴モデルを構築する。そこでは、制振装置の擬似動的加振実験の結果を用いる。

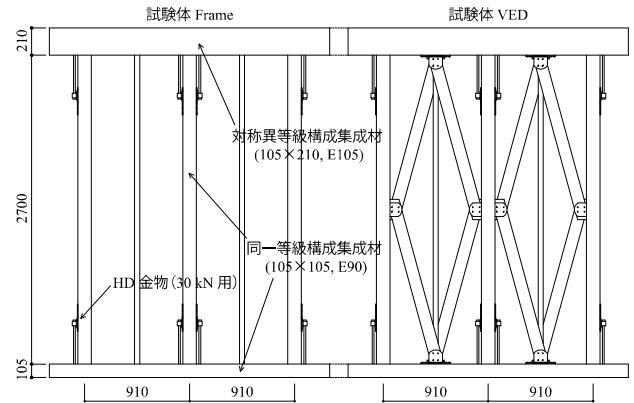


図 2 擬似動的加振実験の 2 スパン試験体

図 2 に示す試験体は、軸組架構のみの試験体 Frame とそれに制振装置を組み込んだ試験体 VED で、柱-横架材接合部の仕様も含め、軸組架構の構成部材は両者で同一である。実験は、試験体頂部の横架材に取り付けた高速アクチュエータによる変位制御加振で、表 1 に示す目標層間変形角と加振振動数の組み合わせにより、全 5 回の試験を実施した。各試験フェーズでは、図 3 に示す加振履歴に従い、目標層間変形角での加振振幅を等倍として、その 1/3 倍、2/3 倍の振幅も設定した。重複分を差し引くと、試験体毎に 11 段階の変形レベルでの履歴特性を得ている。以降では、処女載荷時の履歴ループ 5 サイクルのうち、2 ~ 4 サイクル目の安定したループを試験結果より抽出し、荷重履歴を平均化して用いる。

表 1 擬似動的加振実験の目標層間変形角と加振振動数

試験順	1	2	3	4	5
目標層間変形角 [rad.]	1/240	1/120	1/60	1/30	1/15
振動数 [Hz]	2.0	1.0	0.5	0.25	0.125

※ 層間変形角と振動数の組合せは、アクチュエータの限界性能を基に決定

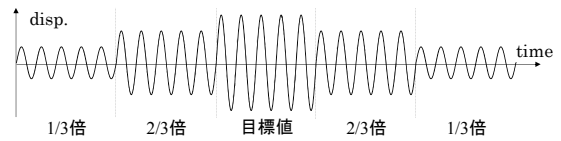


図 3 擬似動的加振実験の各フェーズの加振履歴

剛性に関する加算則の考え方に基づく次の単純な関係式から、試験結果として得られた各試験体の履歴特性より、制振装置の付加が構造物に与える影響として、VED 要素の履歴特性を抽出する⁸⁾。

$$(\text{試験体 VED}) = (\text{試験体 Frame}) + (\text{VED 要素}) \quad (1)$$

式 (1) は、試験体 VED の荷重履歴から、主架構の特性である試験体 Frame の影響を差し引くことで、VED 要素が抽出できることを表す。図 4 に、代表的な変形レベルである層間変形角 1/120 rad 時、1/30 rad 時の抽出結果をまとめて示す。

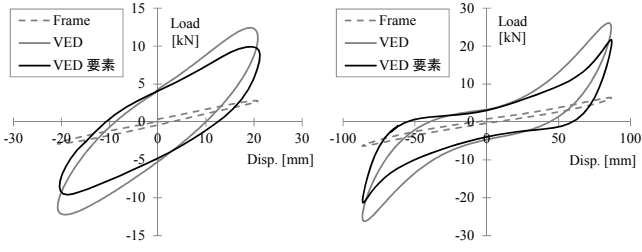


図4 制振装置の付加分 VED 要素の履歴特性の抽出

2.3 要素特性のモデル化

図4に示した VED 要素の履歴特性を、さらに粘弾性体とその周辺部材の履歴特性に分離し、それぞれの特性を評価する数式表現を整理した上で、具体的な制振装置の履歴モデルを構築する。

図1に示した制振装置の構成より、この装置の履歴特性から主架構の影響を差し引けば、水平力は粘弾性体を含む制振金物と周辺部材である斜材の両者に伝達する。以前実施した検討⁹⁾では、制振金物の特性において、粘弾性体の特性が支配的であることを確認しており、ここでは笠井らの研究¹⁰⁾と同様、粘弾性体の特性と周辺部材の非線形特性を直列に結合し、VED 要素の履歴特性を評価する。図5に VED 要素の力学モデルを主架構との関係と共に示す。

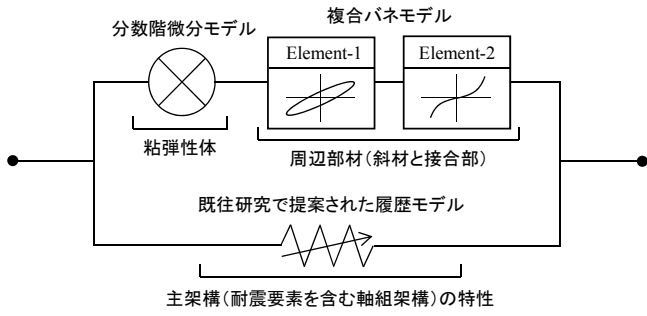


図5 VED 要素の力学モデルと主架構の履歴モデルの関係

図5上段に示す通り、本研究では VED 要素の履歴特性のうち、粘弾性体の特性を笠井らの分数階微分モデル^{11), 12)}、周辺部材の特性を著者らが提案した紡錘型要素と硬化型バネ特性を持つ要素の直列結合からなる複合バネモデル¹³⁾で評価する。

2.3.1 粘弾性体の応答計算の方法

はじめに、粘弾性体の応答を評価する分数階微分モデルの数式表現を整理し、実験結果より抽出した VED 要素の履歴特性を、図5の力学モデルに置き換えることで、粘弾性体の応答が適切に評価できることを確認する。粘弾性体の構成則は、笠井らの研究により次式で与えられている^{11), 12)}。

$$\tau(t) + aD^\alpha \tau(t) = G(\gamma(t) + bD^\alpha \gamma(t)) \quad (2)$$

式(2)において、 τ 、 γ がそれぞれ粘弾性体のせん断応力とせん断歪み、 α が導関数の階数を表し、 $D^\alpha (= d^\alpha / dt^\alpha)$ は、分数階微分演算子である。また同式の a 、 b は、次式で定められる係数である。

$$a = a_{ref} \lambda^\alpha, b = b_{ref} \lambda^\alpha \quad (3-1, 2)$$

式(3)の各式において、 λ は粘弾性体の温度・振動数等価性¹⁴⁾を利用したシフトファクタで、次式で評価される。

$$\lambda = \exp[-p_1(\theta(t) - \theta_{ref}) / (p_2 + \theta(t) - \theta_{ref})] \quad (4)$$

式(4)において、 θ は各時刻の粘弾性体の温度を表し、笠井が示したエネルギー吸収による単位時間当たりの温度の上昇量 $\Delta\theta_d$ に加え¹⁵⁾、粘弾性体の周辺温度 θ_o (一定値) と接着している鋼板の温度 θ_s の影響を考慮し、次式によって各時刻の温度を推定する。

$$\frac{d}{dt} \begin{pmatrix} \theta \\ \theta_s \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta\theta_d - \kappa_1(\theta - \theta_o) - \kappa_2(\theta - \theta_s) \\ -\kappa_2(\theta_s - \theta) - \kappa_3(\theta_s - \theta_o) \end{bmatrix} \quad (5)$$

式(5)は、Blackの研究¹⁶⁾を参考に、この装置の仕様に併せて著者らが構成したもので、熱の伝達効率を意味する同式の $\kappa_1 \sim \kappa_3$ は、以前の検討結果を基に、ここでも $\kappa_1 = 7.5 \times 10^{-3}$ 、 $\kappa_2 = 8.3 \times 10^{-3}$ 、 $\kappa_3 = 1.1 \times 10^{-3} \text{ sec}^{-1}$ としてある⁹⁾。なお、同式の温度の上昇量 $\Delta\theta_d$ は、笠井らの提案式を基に、次式で評価できる。

$$\Delta\theta_d = \frac{1}{sp} \tau \frac{d\gamma}{dt} \quad (6)$$

式(6)はエネルギーの時間変化を表しており、それを比熱と密度の積 $sp = 1.87 \text{ N/mm}^2 \text{ }^\circ\text{C}$ で除すことで、温度の変化量が得られる。この他、計算には式(2)～(4)に含まれる材料特性を表すパラメータ $G, a_{ref}, b_{ref}, \alpha, p_1, p_2, \theta_{ref}$ が必要となるが、本稿で扱っている粘弾性体は、笠井らの研究と同一であるため、それらを参考に、 $G = 3.92 \times 10^{-3} \text{ kN/cm}^2$ 、 $a_{ref} = 5.6 \times 10^{-5}$ 、 $b_{ref} = 2.1$ 、 $\alpha = 0.558$ 、 $p_1 = 14.06$ 、 $p_2 = 97.32$ 、 $\theta_{ref} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ とした。

続いて、以降の計算の準備として、式(2)の両辺を $1-\alpha$ 階微分し、さらにせん断面積 A と厚さ d を用いて整理すると、

$$D^{1-\alpha} Z_m(t) + a \dot{Z}_m(t) = \frac{GA}{d} (D^{1-\alpha} x_m(t) + b \dot{x}_m(t)) \quad (7)$$

が得られる。式(7)において、 Z_m, x_m が粘弾性体のせん断力とせん断変形量、ドット "・" が1階の微分を意味し、これらの記号は、後述する VED 要素が負担するせん断力と変形量 Z_d, x_d とは区別して用いる。ここで、式(7)に含まれる分数階微分の項は、伊藤らの研究¹⁷⁾を参考に、次式によって評価できる。

$$D^{1-\alpha} x_m(t) = \frac{w_0}{\Delta t^{1-\alpha}} x_m(i) + \frac{1}{\Delta t^{1-\alpha}} \sum_{j=1}^n w_j \cdot x_m(i-j) \quad (8)$$

式(8)は、粘弾性体のせん断変形量 x_m を例にとり、離散データの計算方法を表したもので、左辺の連続関数 x_m の時刻 t と、右辺の離散データ x_m の第 i ステップとが対応する。同式で、 w_0 および Σ 記号内の w_j は共に重み係数で、導関数の階数 α を用いて、次式で計算される。

$$w_0 = \frac{1}{\Gamma(1+\alpha)}, w_n = \frac{(1-\alpha)n^{1+\alpha} - n^\alpha + (n-1)^\alpha}{\Gamma(1+\alpha)} \quad (9-1, 2)$$

$$w_j = \frac{(j+1)^\alpha - 2j^\alpha + (j-1)^\alpha}{\Gamma(1+\alpha)} \quad (1 \leq j \leq n-1) \quad (9-3)$$

式(9)の各式で、 Γ はガンマ関数を意味し、結果として分数階微分演算子を含む項は、式(8)に示す通り、現時刻での x_m の定数倍の項とそれより過去の x_m から計算される項の和で表現される。これらの計算を踏まえると、式(7)は次のように整理できる。

$$\dot{x}_m = \frac{d(w_0 Z_m + \sum Z_m) - GA(x_m + \sum x_m)}{GA b \cdot \Delta t^{1-\alpha}} + \frac{ad}{GA b} \dot{Z}_m \quad (10)$$

式 (10) では、時間変数 t を省略して表記し、同時に式 (8) の右辺第 2 項も Σx_m といった形に略記しており、以降でも同様の表記を用いる。なお、以上の関係は、せん断力 Z_m についても同様である。

式 (7) 以降の議論は、図 5 に示した力学モデルの応答計算に必要なもので、単に粘弾性体の応答を調べる場合には、式 (2) の分数階微分の項を同様に評価すれば、微分方程式を介さずに計算が可能となる。ここでは、式 (10) の確認も含め、先に抽出した VED 要素の荷重履歴とその 1 階微分を入力として、粘弾性体のせん断変形量 x_m を計算した結果を、図 6 にまとめて示す。

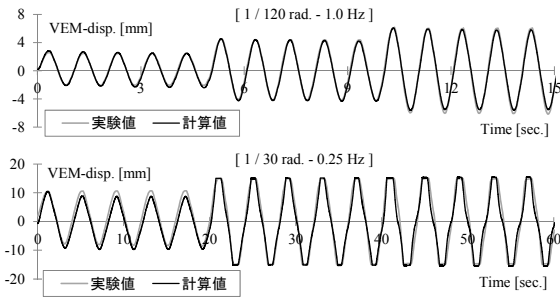


図 6 粘弾性体のせん断変形量の実験値と計算値の比較

図 6 では、2.2 節で述べた試験体 VED に対する擬似動的加振実験において、各試験フェーズで計測された粘弾性体のせん断変形量が実験値として示してあり、上段が目標層間変形角 $1/120 \text{ rad}$ 、下段が $1/30 \text{ rad}$ の試験と対応する。計算値は実験値と概ね良く対応しており、式 (10) による計算の妥当性が確認される。

以上より、VED 要素の特性を図 5 の力学モデルで評価することによって、粘弾性体の特性が制振装置を含む架構の特性に反映できることが分かる。なお、図 6 下段に示した結果では、粘弾性体の可動限界である 15 mm に達しているが、この計算に必要な制御方法は、2.4 節にて応答計算の方法を示す際にまとめて述べる。

2.3.2 粘弾性体と周辺部材の非線形特性の分離

粘弾性体のせん断変形量 x_m を、VED 要素の変形量 x_d から差し引き、周辺部材の非線形特性に相当する変形量 x_b を評価する。これらの関係を整理しておく、次の通りである。

$$x_d = x_m + x_b \quad (11)$$

図 7 に、図 4 で抽出した VED 要素の特性を基に、粘弾性体の特性と周辺部材の非線形特性を分離した結果を示す。

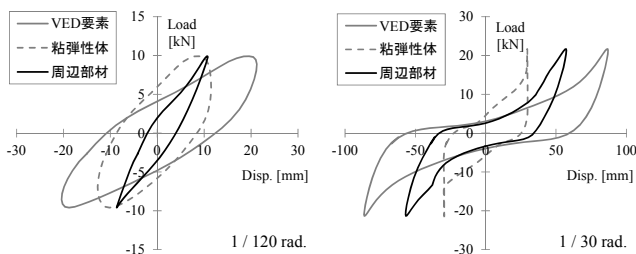


図 7 粘弾性体の特性と周辺部材の特性の分離

図 7 右に示した層間変形角 $1/30 \text{ rad}$ の試験と対応する結果では、粘弾性体の可動変位を 15 mm でなく 30 mm としている。これは、架構上下に配置された粘弾性体のせん断変形量の合計が、層間変位

に対して現れることを意味し、1 自由系モデルに集約する上で注意すべき点である。また、同様の考え方により、粘弾性体のせん断面積 $A = 21600 \text{ mm}^2$ 、厚さ $d = 10 \text{ mm}$ と設定してある。

2.3.3 周辺部材のモデル化

分離した周辺部材の非線形特性は、Bouc-Wen モデルの規範に基づき、次式で表現される複合バネモデル¹³⁾によって評価する。

$$\text{Element-1: } \dot{Z}_b = A_1 \dot{x}_{b1} + \beta_1 \left| \dot{x}_{b1} \right| Z_b \quad (12-1)$$

$$\text{Element-2: } \dot{Z}_b = A_2 \dot{x}_{b2} - \gamma_2 \dot{x}_{b2} \left| Z_b \right| \quad (12-2)$$

式 (12) の各式で、 $A_1, A_2, \beta_1, \gamma_2$ が履歴ループの形状を決定するパラメタ、 Z_b が負担せん断力、 x_{b1}, x_{b2} が Element-1, 2 それぞれの変形量を表し、式 (11) に含まれる x_b とは、

$$x_b = x_{b1} + x_{b2} \quad (13)$$

の関係で結ばれている。したがって式 (12) は、

$$\dot{Z}_b = K_b \dot{x}_b = \frac{K_1 \cdot K_2}{K_1 + K_2} \dot{x}_b \quad (14-1)$$

$$K_1 = \left(A_1 + \beta_1 \frac{\left| \dot{x}_{b1} \right|}{\dot{x}_{b1}} Z_b \right) \dot{x}_{b1}, \quad K_2 = \left(A_2 + \gamma_2 \left| Z_b \right| \right) \dot{x}_{b2} \quad \dots (14-2, 3)$$

と表すことができ、式 (14) によって応答計算が可能となる。

形状決定に必要なパラメタ $A_1, A_2, \beta_1, \gamma_2$ は、著者らが検討した同定手法を用いて求められる¹³⁾。さらに、得られた結果に連続性を持たせるため、次の関数によって同定結果を補間し、各荷重レベルで変化するパラメタを評価する¹³⁾。

$$f(z) = p \cdot e^{qz} + r \quad (15)$$

式 (15) で、 p, q, r は係数で、本稿で対象とする制振装置の周辺部材に対しては、表 2 に示す結果が得られている。式 (15) に含まれている Z は、この場合、式 (12) の Z_b と対応する。なお、表 2 に記載がない A_1 は一定値 ($A_1 = 2.05$) を採用している。

表 2 周辺部材の履歴特性を表す Bouc-Wen モデルのパラメタ

係数	$Z \leq 10.95 \text{ kN}$			$Z > 10.95 \text{ kN}$		
	β_1	A_2	γ_2	β_1	A_2	γ_2
p	-0.01	79.3	0.28	0.19	38.3	0.01
q	0.06	-0.48	-0.16	-0.09	-0.28	0.08
r	0.15	1.41	-0.13	0.06	0.01	-0.11

図 8 に VED 要素より分離した周辺部材の特性と複合バネモデルを比較して示す。同図のモデルは、周辺部材のみで適用条件(層間変形角 $1/30 \text{ rad}$) に達する履歴特性までを用いた結果である。

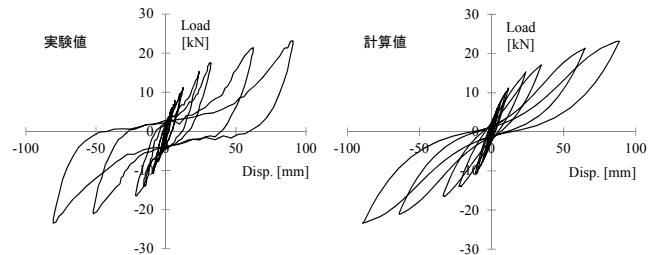


図 8 周辺部材の特性の実験値と計算値の比較

以上述べたモデル化の手順は、篠原ら¹⁸⁾や笠井ら¹⁰⁾の研究でも検討されており、前者ではダンパーの履歴特性を試験時に直接計測すること、後者ではダンパー部分を固定した試験を別途実施することで履歴特性の分離・抽出を試みている。本研究の方法では、粘弾性体の影響を分離する上で数値計算が不可欠であることから、ダンパー部分のモデル化が重要な役割を占めるが、試験的な工夫を必要としない点で適用範囲は広いと考えている。一方、周辺部材の非線形特性を表す履歴モデルの選定は、著者らの提案モデルに限る必要はない。木質構造に特有の非線形性を評価するモデルは、この他にも数多く提案されており、本稿でも主架構の復元力特性の評価に採用した Bi-linear と Slip 型 Bi-linear の並列結合モデル（以下、Bi-linear+Slip モデルと呼ぶ）をはじめ¹⁹⁾、松永らが提案した拡張 NCL モデル²⁰⁾なども、近年では頻繁に利用されている。

2.4 応答計算の方法

図 5 に示した VED 要素の力学モデルによる応答計算の方法をまとめる。ここでは、まず数値積分の基本となる 1 階の連立微分方程式を導いた上で、実際の応答計算において、やや複雑な制御が必要となる粘弾性体の変位制限を考慮する方法と、本制振装置に固有の温度の推定方法に着目し、具体的な計算方法をまとめる。

2.4.1 制振装置の基本方程式

前節に示した、粘弾性体と周辺部材の数式表現を整理する。VED 要素の負担せん断力 Z_d は、図 5 のモデルより、周辺部材の負担せん断力 Z_b と等しい。したがって、式 (14-1) に式 (11) の両辺を時刻 t で微分した結果を代入すると、次式が得られる。

$$\dot{Z}_d = K_b(\dot{x}_d - \dot{x}_m) \quad (16)$$

一方、式 (7) に着目し、粘弾性体が可動変位内にある状態を考えると、同じく図 5 のモデルより、 Z_d は粘弾性体の負担せん断力 Z_m と等しく、式 (7) を式 (16) に代入して整理することで、 Z_d に対する微分方程式が得られる。煩雑なため省略するが、これらと同様の手順で展開すると、粘弾性体のせん断変形量 x_m に対する関係式も得られ、最終的には次の状態方程式にまとめられる²¹⁾。

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} Z_d \\ x_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_1 & C_2 \\ C_3 & C_4 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} Z_d \\ x_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_5 \\ C_6 \end{bmatrix} \dot{x} + \begin{bmatrix} C_7 \\ C_8 \end{bmatrix} \quad (17)$$

ここで、

$$\begin{bmatrix} C_1 & C_2 \\ C_3 & C_4 \end{bmatrix} = \frac{w_0}{K_c \cdot (\Delta t)^{1-\alpha}} \begin{bmatrix} -dK_b & GAK_b \\ d & -GA \end{bmatrix} \quad (18-1)$$

$$\begin{bmatrix} C_5 \\ C_6 \end{bmatrix} = \frac{K_b}{K_c} \begin{bmatrix} GAb \\ ad \end{bmatrix}, \quad \begin{bmatrix} C_7 \\ C_8 \end{bmatrix} = \frac{d \sum Z_m - GA \sum x_m}{K_c} \begin{pmatrix} -1 \\ 1 \end{pmatrix} \quad \dots (18-2, 3)$$

である。式 (18) の各式に含まれる K_c は、

$$K_c = GAb + K_b ad \quad (19)$$

を置き換えたものである。式 (17) では、粘弾性体のせん断力 Z_m が未知量であるが、可動変位内であれば VED 要素のせん断力 Z_d と等しいため、次に述べる粘弾性体の変位制限を考慮する方法を補えば、応答計算が可能となる。なお、本研究では後述する運動方程式を解く場合も含め、数値積分には Runge-Kutta 法を用いている。

2.4.2 制振部材の変位制限を考慮する方法

本研究で対象としている制振装置において、粘弾性体の可動変位を 15 mm に設定しているのは、粘弾性体の厚さが 5 mm、使用材料の許容歪みが 300 % であるため、このような制約条件は、多くの制振材料にも当てはまる。以下には、著者らが検討した中で、最も安定した計算結果が得られた変位制限を考慮する方法を示す。

本稿で議論している 1 自由度系に限らず、数値計算の中で部分的な拘束条件を設ける場合には、十分に剛性が高い要素を当該部分に付加すればよい。しかしこの方法は、15 mm を境に鋼板の接触時の剛性が、理想的には 0 から無限大に変化することと対応し、数値計算が不安定になりやすい。そこで、本研究では安定した計算結果を得ることを重要視し、可動限界に達している状態（以下、ロック状態と呼ぶ）では、式 (17) と異なる数式で VED 要素の応答計算を進め、ロック状態を解除する条件を別途与えることで、力の釣り合い条件を満足する方法を採用している。

粘弾性体が可動限界に達しているロック状態では、ダンパー部分のせん断変形量 x_m は 15 mm に拘束され、変形速度も 0 となる。したがって、VED 要素全体の変形量 x_d と周辺部材の変形 x_b との 1 階微分は等しくなり、式 (17) で言えば $C_5 = K_b$ 、その他の係数をすべて 0 とした計算と対応する。一方、問題となるのはロック状態を解除する条件で、粘弾性体の応力緩和を考慮して計算を行う必要がある。説明のため、図 9 に力の釣り合いの経時変化を示す。

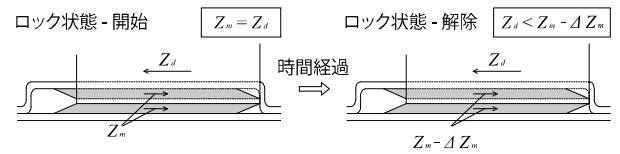


図 9 変位制限を解除する条件

ロック状態の開始時刻では、直列結合の関係から VED 要素と粘弾性体の負担せん断力は等しいが、ロック状態では、粘弾性体の応力緩和によってせん断力が $Z_m - \Delta Z_m$ まで低下する。つまり、ロック状態の解除は、図 9 で右向きを正とすると、架構の応答により低下した VED 要素のせん断力 Z_d が、緩和した粘弾性体のせん断力を下回り、粘弾性体が負方向に動き出す時点を指す。

粘弾性体の応力緩和は、式 (10) の左辺を 0 として計算でき、ロック状態での Z_d も上記の方法で計算できることから、これらの条件を設けることは容易で、数値計算の安定性も良い。これら変位制限を考慮する方法も含め、図 5 の力学モデルの特徴と計算精度を確認する。図 10 に、擬似動的加振実験の試験フェーズ 4 と対応する、振幅 90 mm、振動数 0.25 Hz の正弦波を与えた結果を示す。

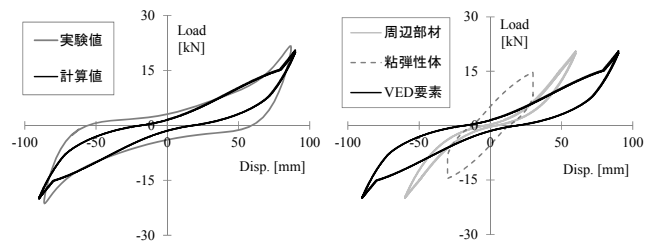


図 10 VED 要素の履歴曲線と解析モデルによる計算結果

図 10 (a) には、実験結果より抽出した VED 要素と計算結果の履歴曲線を比較した結果、図 10 (b) には履歴モデルにおいて、各要素の特性を分離した結果が示してある。同図 (a) より、履歴ループの形状には差異が認められるが、最大荷重は概ねよく対応していることが確認される。このループ形状の差異は、図 8 に示した周辺部材のモデル化の影響であるが、後述する振動台実験に対するシミュレーション解析では、この計算に使用したモデルで、良好な計算結果が得られることを確認しており、実用上の問題はないと考えている。なお、この計算では、図 6 で粘弾性体の応答を調べた際と同様、粘弾性体の温度を試験時の外気温度より 25 °C に設定した。

続いて、ロック状態に対する制御方法の妥当性を確認するため、図 10 の応答計算で得られた VED 要素と粘弾性体の負担せん断力の時刻歴を、図 11 にまとめて示す。

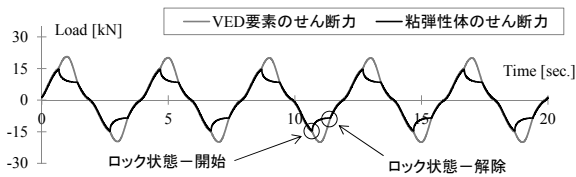


図 11 VED 要素と粘弾性体の負担せん断力の比較

図 11 の結果より、ロック状態では粘弾性体の応力緩和が確認され、ロック状態の開始から解除までに約 0.7 sec を要することが読み取れる。この時間間隔は、図 6 に示した粘弾性体のせん断変位の時刻歴でも同様で、粘弾性体の応答が適切に再現できているものと判断される。また、上記の条件によって、ロック状態の切り替わりが適切に再現できることも確認される。

2.4.3 粘弾性体の温度の推定方法

粘弾性体の温度変化は、前節に示した式 (5) を基に推定できることを既に確認している⁹⁾。しかし、本制振装置の特性を 1 自由度系に集約し、実構造物の応答を評価するためには、同式に含まれるエネルギー吸収に伴う温度の上昇量 $\Delta\theta_d$ について、前節の式 (6) に次のような補正係数を加えて評価する必要がある。

$$\Delta\theta_d = c_v(x_m) \cdot \frac{1}{s\rho} \tau \frac{d\gamma}{dt} \quad (20)$$

式 (20) において、 c_v が式 (6) に加えた補正係数で、粘弾性体のせん断変形量 x_m [cm] を変数とする関数で定義し、本研究では基準変位 $x_0 = 1.0$ cm を導入した上で、次のような関数を設定した。

$$c_v = 1.2(x_m/x_0)^2 + 1 \quad (21)$$

ここで補正係数 c_v は、次のような意味を持つ。既往研究⁶⁾で示したフレーム解析では、粘弾性体の軸剛性をせん断剛性の 3 倍¹⁴⁾として良好な計算結果を得ており、このときの粘弾性体の鉛直方向の応答と、それに伴うエネルギー吸収量は小さい(付録参照)。しかし、後述するシミュレーション解析では、上式を考慮しない限り温度の予測精度が十分でなく、その要因は鉛直荷重の影響と推察される。本制振装置ではその機構から、架構の水平応答に伴う階高の低下により、柱が受けていた鉛直荷重が装置に徐々に作用し、そのエネルギー吸収によって温度推定に誤差が生じると考えられる。補正係数 c_v は、これら本装置に固有の問題を評価したものである。

3. 木造制振住宅の時刻歴応答計算

3.1 主架構の解析モデル

本研究の特徴は、制振装置単体の特性に焦点をあて、主架構の履歴モデルを任意に設定できる点にある。しかし、図 5 に示した主架構と VED 要素の並列結合により、層せん断力が評価できることを確認する上では、主架構の履歴モデルを仮定する必要がある。そこで本節では、以降の検討に用いる Bi-linear + Slip モデルの設定方法を、既往研究を参照しながら簡単に述べる。

木質構造の耐震要素の復元力特性に関する研究は、既往研究の整理も含め、五十田ら^{19), 22), 23)}が体系的に取りまとめており、本研究では、その初期の検討に示されている Bi-linear + Slip モデル¹⁹⁾を採用した。履歴モデルの選定において重要視したのは、木造住宅の有効壁長、いわゆる壁量計算の結果より履歴モデルを設定することで、ここで採用した五十田らの剛性評価は、様々な要素の特性を平均化して評価しており、設計段階で利用しやすい特徴を持つ。採用した履歴モデルの剛性評価を、同文献より引用して図 12 に示す。

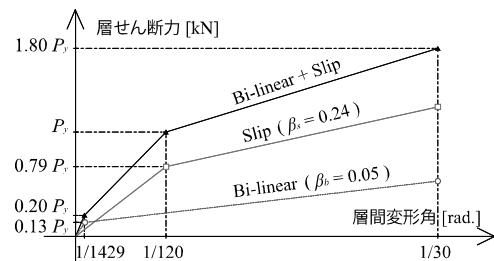


図 12 主架構の特性を表す Bi-linear + Slip モデルの剛性評価¹⁹⁾

図 12 において、未知量は降伏層せん断力 P_y で、これを壁倍率の定義に従い次式で与えることで、履歴モデルを設定できる。

$$P_y = 1.96 \times L \quad (22)$$

式 (22) で、 L は有効壁長 [m] を表す。図 12 において、五十田らの研究では 1 / 20 rad までの剛性評価が成されているが、前述の適用条件を超えるため、同図では省略してある。

3.2 振動台実験に対するシミュレーション解析

図 5 に示した主架構の特性と VED 要素の特性を並列に結合した 1 自由度系モデルによる時刻歴応答計算の妥当性を、振動台実験に対するシミュレーション解析を通して検証する。以降では、著者らが実施した振動台実験²⁾の概要を述べた上で、計算条件をまとめ、実験結果と計算結果の比較を通して解析精度を検証する。

3.2.1 振動台実験の概要

振動台実験は、図 13 に概要を示す 1 層軸組架構に対する実大振動実験である²⁾。加振方法は、同図の加振方向に対する 1 軸方向入力で JMA-KOBE (1995 年兵庫県南部地震・神戸海洋気象台波、最大加速度 818 gal) NS 成分を、25 kine, 50 kine に標準化した波形および原波を入力とした。シミュレーション解析で検討する試験体は、図 14 に示すたすき筋かいと制振装置を含む軸組架構で、図 13 の耐震要素設置構面(加振方向の表と裏の 2 構面)を構成したものである。その他の試験体仕様は、図 14 に示す通りで、使用した木材も、柱に同一等級構成集成材、横架材に対称異等級構成集成材と標準的なものを採用している。

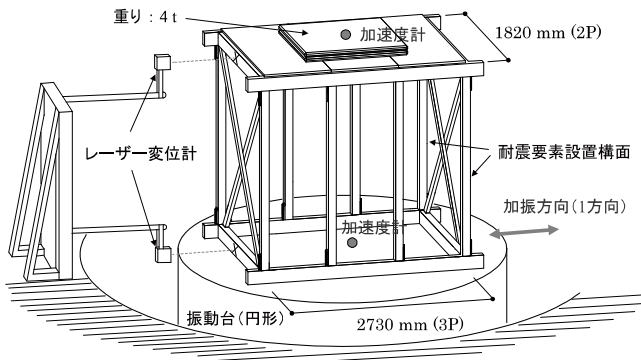


図13 振動台実験の概要

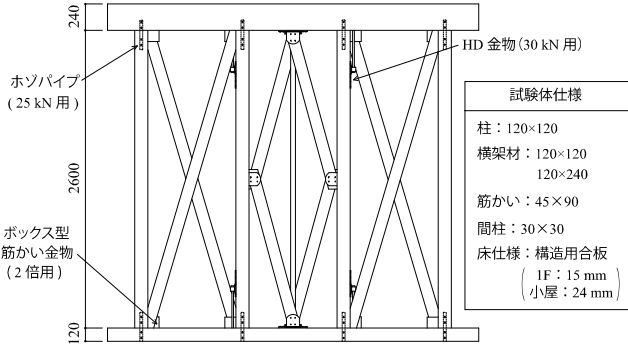


図14 耐震要素設置構面の仕様

計測は複数点に対して行ったが、以降に示す解析精度の検証には、レーザー変位計による計測結果を基に算定した層間変位、加速度計

で得られた記録に質量を乗じた層せん断力、粘弾性体のせん断変形量および熱電対による温度計測の結果を主に用いる。

3.2.2 シミュレーション解析の方法

本研究では、1自由度系モデルを対象とするため、振動台実験で用意した試験体が1層の軸組架構であることを踏まえれば、単純な1質点系の運動方程式を解くことで、シミュレーション解析を行うことになる。参考までに連立微分方程式は、

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} x \\ \dot{x} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\dot{x}_g - \frac{c}{m} \dot{x} - \frac{1}{m} (Z_f + Z_d) \\ \dot{x} \end{bmatrix} \quad (23)$$

と表される。式(23)で m : 質量, c : 減衰係数, Z_f, Z_d : 主架構とVED要素の負担せん断力を意味し、残る x と x_g が、それぞれ応答変位と入力である。減衰は、主架構に対する瞬間剛性比例型としたが、この実験では雑壁等を設けていないことから、減衰の影響が計算結果に現れないように $h = 0.1\%$ に設定した。なお、入力は、各試験時に振動台上で計測された加速度記録である。

3.2.3 応答計算の妥当性の検証

図15に、振動台実験の入力レベル毎の時刻歴応答計算の結果を、実験値と比較して示す。同図では、上段・中段・下段で入力レベルを分け、各段は左から実験結果の履歴曲線、応答計算結果の履歴曲線、さらに粘弾性体の応答として、せん断変形量と温度の時刻歴波形を並べて示してある。計算結果の履歴曲線には、制振装置のみの計算結果も重ねて表示してある。

図15に示す履歴曲線に着目すると、原波入力時の負側で計算値が実験値に比して、変位を大きめに評価している。これは、実験値

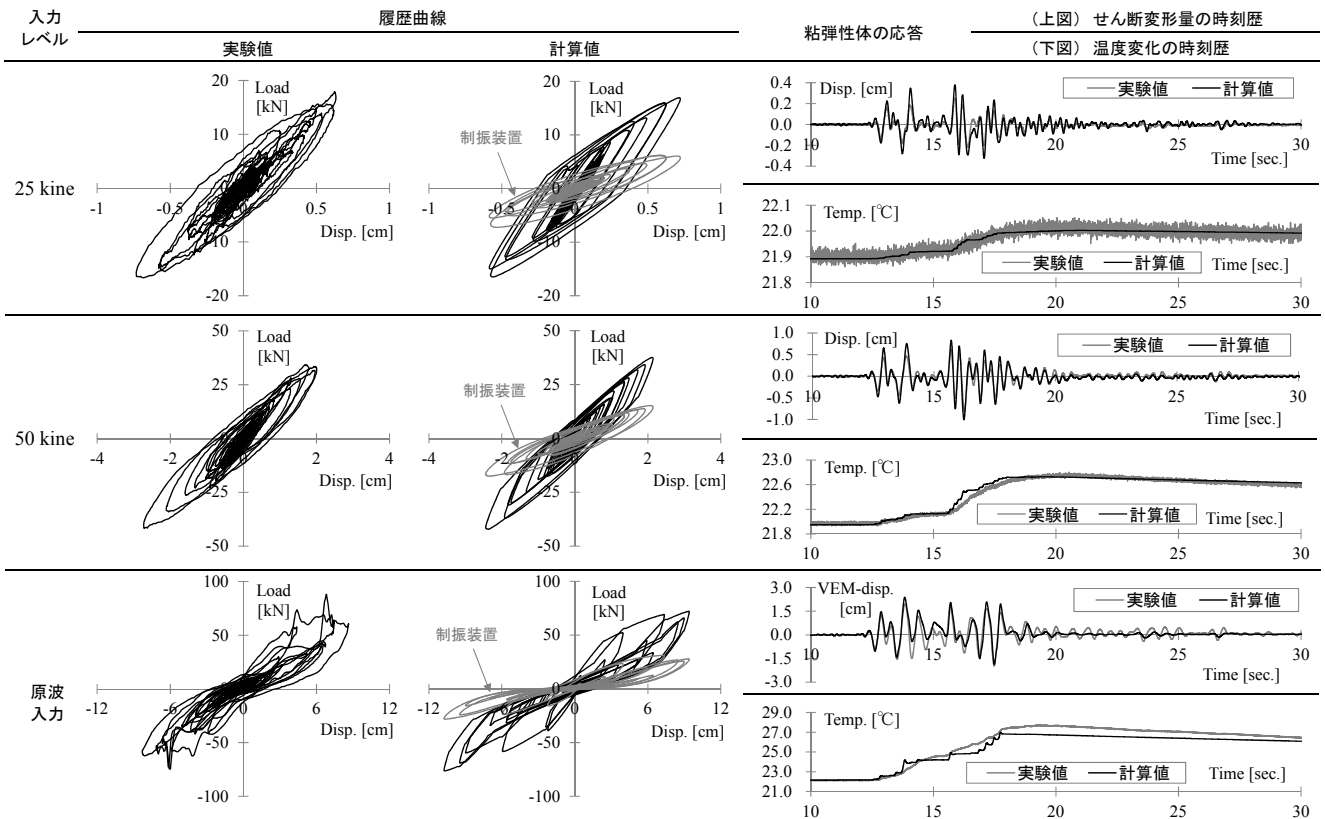


図15 振動台実験とシミュレーション解析による履歴曲線と時刻歴波形の比較

の変位 ± 6 cm 付近に認められる、スパイク状に荷重が突出する部分の影響と考えられ、試験時に筋かいが座屈破壊したことに対応している。一方、その他の履歴曲線では、主架構の履歴モデルの影響によってループ形状に差異が認められるものの、最大荷重・最大変位とも、概ね精度よく推定できている。筋かいの座屈破壊のように、急激に剛性が変化する場合を除けば、本研究で提示した方法によって、応答予測が可能であると判断される。

また、同図に示す粘弾性体のせん断変形量、温度変化に着目しても、計算値と実験値は概ねよく対応しており、制振装置の付加が構造物に与える影響を適切に評価できていることが分かる。これらの結果より、原波入力時の最大変位が安全限界程度であることを踏まえれば、設計で対象とする範囲内で、時刻歴応答計算による地震応答解析の妥当性が検証されたと言える。

4. 制振装置の付加による応答低減効果の評価方法

4.1 等価線形化法に基づく地震応答評価

これまでに述べた地震応答解析は、時刻歴応答計算に制振装置の影響を直接反映する方法であったが、以降では、制振装置の性能を評価する一つの指標を示し、それをを用いた制振装置の付加による応答低減効果の評価方法を検討した結果について述べる。

ここで述べる地震応答評価は、等価線形化法に基づくもので、木質構造に適用可能な研究としては、笠井らの研究が代表的である。笠井らは、木質構造の履歴特性の特徴であるスリップ型の復元力を対象に等価剛性、等価減衰の評価方法を検討し²⁴⁾、一方で粘弾性ダンパーに代表される振動数依存性を有する制振部材の評価方法も示している²⁵⁾。その後、一連の研究成果を進展させ、架構に付加するダンパー量と性能の変化を評価する性能曲線を提案し、その精度検証も成されている²⁶⁾。

これらの成果に対して、以降で述べる方法は、本論文の検証範囲が 1 層架構であることから、笠井らの研究に比して現段階での適用範囲は狭いが、制振装置に対する統一的な性能評価指標が示されていない現状を踏まえ、主架構の耐震要素にも適用できる評価方法を示している点に特徴がある。なお、具体的には、減衰定数の評価方法などが、既往研究の相違点として挙げられる。

4.1.1 地震応答評価の方法と手順

まず、本研究で検討した評価方法の概要として、等価線形化法に基づく応答評価の具体的な計算手順を図 16 にまとめる。

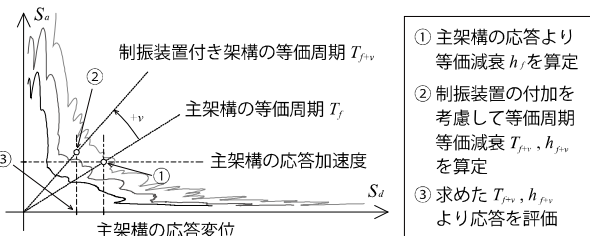


図 16 簡易応答評価の手順と概要

図 16 に示す様に、この評価方法で必要となる入力情報は、検討対象とする地震波とその地震波を入力した際の主架構の応答加速度、応答変位である。本稿ではこれらの応答値を、先に述べた Bi-linear + Slip モデルを用いた時刻歴応答計算によって得ている。

計算手順は、次の通りである。主架構のみの最大応答加速度、最大変位をそれぞれ A_{max} 、 D_{max} として、等価周期 T_f を

$$T_f = \frac{2\pi}{\sqrt{A_{max}/D_{max}}} \quad (24)$$

の関係から求める。これは、加速度応答スペクトルと変位応答スペクトルの関係、いわゆる S_a-S_d 曲線が描かれる平面の傾きに相当するため、両者の交点から主架構の等価減衰 h_f を逆算する。但し、式 (24) の関係は、最大荷重以降に耐力が低下する場合には適用できない点に注意が必要である。

続く計算は、主架構の等価周期 T_f より

$$k_f = m \cdot \left(\frac{2\pi}{T_f} \right)^2 \quad (25)$$

として定められる主架構の等価剛性 k_f と先に求めた等価減衰 h_f に制振装置の付加による影響を加味し、制振装置を含む架構全体の等価周期 T_{f+v} 、等価減衰 h_{f+v} を決定する。

$$T_{f+v} = \frac{2\pi}{\sqrt{(k_f+k_v)/m}}, h_{f+v} = \frac{k_f \cdot h_f + k_v \cdot h_v}{k_f + k_v} \quad (26-1, 2)$$

式 (26) の各式で、 k_v 、 h_v が制振装置の付加分に相当する等価剛性と等価減衰 (以下、付加剛性、付加減衰と呼ぶ) であり、以降ではその評価方法を示す。なお、以上で得られた結果から制振装置を付加した架構の応答を求めることは容易で、 S_a-S_d 曲線に頼らずとも、弾性解析によって応答評価が可能となる。

4.1.2 制振装置の付加剛性と付加減衰の評価

前項で述べた応答評価は、計算自体が極めて単純である反面、評価精度を保つためには、制振装置の付加剛性、付加減衰の評価を慎重に行う必要がある。以降では、時刻歴応答計算によるこれらの評価方法を示した上で、得られた結果をまとめる。

ここで、後述する妥当性の検証も含め、以降の数値実験で用いる検討用モデルとして、1 質点系のせん断型振動モデルを準備する。モデルのせん断剛性は、有効壁長を 10 m とした Bi-linear + Slip モデルと、前章までに定めた制振装置 2 スパン分に相当する履歴モデルの並列結合である。質量は、設定した壁量が建築基準法の最低基準を満足する 10 ton とした。これらの設定は、100 m² 程度の重い屋根を有する平屋建て木造住宅を想定していることと対応する。

制振装置の付加剛性、付加減衰の評価は次の手順で行う。①任意の変形レベルを設定し、当該レベルにおける主架構の等価周期と対応する振動数の正弦波を定める。②用意した正弦波を入力として制振装置を含む架構全体の時刻歴応答計算を行う。③計算結果から主架構の安定ループを取り出し、その最大変位応答と設定した変形レベルとの対応を確認する。④主架構および制振装置の非線形性により両者が相違する場合、計算結果より得られた主架構の固有周期より新たな正弦波を定める。以降、設定した正弦波と主架構の固有周期が一致するまで ② ~ ④ の手順を繰り返すことで、主架構共振時の特性を得ることができる。

検討用モデルに対する計算結果として、図 17 に粘弾性体の温度毎にまとめた制振装置を含む架構の骨格曲線と等価減衰を示す。同図には、参考として主架構のみの計算結果も併せて表示してある。

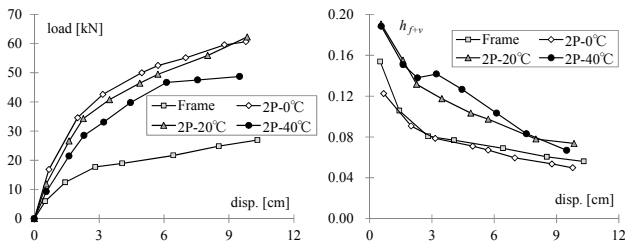


図 17 主架構共振時の骨格曲線 (左) と等価減衰 (右)

図 17 の結果は、架構全体の特性であり、この結果より式 (26) の各式の関係を基に主架構の影響を除去し、制振装置の影響のみを取り出すことのできる。図 18 に主架構の影響を差し引いた、制振装置の付加剛性と付加減衰の算定結果を示す。

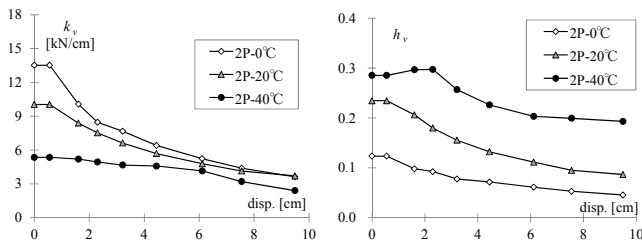


図 18 制振装置の付加剛性 (左) と付加減衰 (右) の評価結果

この応答評価は、関連法規を満足した住宅の地震応答が設計者各自によって評価されることを前提に、それに制振装置を付加した際の応答低減効果を簡便に把握するものである。すなわち、図 18 に示す制振装置の評価が開発過程で成されていれば、設計者に対して制振装置の必要性を示す判断材料を提供することが可能となる。

4.2 数値実験による妥当性の検証

制振装置の付加剛性と付加減衰の算定結果を基に、先に示した計算手順で、制振装置を付加した際の応答を予測し、その妥当性を時刻歴応答計算の結果と対比させることで検証する。

数値実験に用いる地震波は、入力レベルを揃えるため、第 2 種地盤の地盤増幅を考慮した設計用スペクトルと適合する人工地震波とした。地震波の位相特性には、観測地震波 El Centro (1940 年 Imperial Valley 地震) NS 成分, Taft (1952 年 Kern County 地震) EW 成分, Hachinohe (1968 年十勝沖地震) NS 成分, および JMA-Kobe NS 成分を与え、これにランダム位相の 1 波を加えた合計 5 つの地震波 (以下, el-2, ta-2, ha-2, ko-2, ra-2 と呼ぶ) を作成した²⁷⁾。また、中小地震を想定し、設計用スペクトルを 0.5 倍した地震波 (以下, el-1, ta-1, ha-1, ko-1, ra-1 と呼ぶ) も併せて準備した。人工地震波と設計用スペクトルを比較し、図 19 に示す。

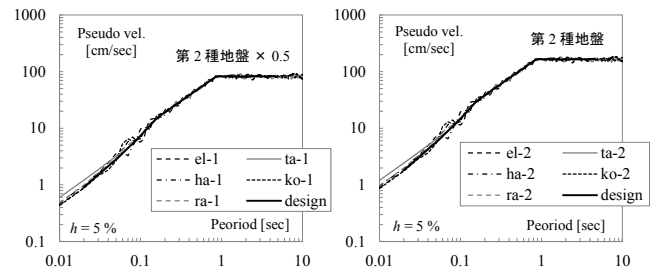


図 19 設計用スペクトルと数値実験に用いた人工地震波

数値実験は、4.1.2 項で述べた検討用モデルにより時刻歴応答計算を行った他、主架構のみに対して同様の計算を行い、等価線形化法に基づく応答評価の入力値を求めた。等価線形化法による応答評価では、岡野・宮本の研究²⁸⁾を参考に、非定常応答における等価周期の縮小係数 (= 0.82) を用いた。具体的には、主架構のみの応答計算で得られた等価周期に縮小係数を乗じ、図 18 に示す付加剛性と付加減衰を参照した上で、式 (26) の各式により制振装置つき架構の等価剛性、等価減衰を定めた。図 20 に等価線形化法による応答評価と時刻歴応答計算の結果を変位応答に着目して示す。

同図において、K が応答値を線形回帰した直線の傾き (実線) を表し、点線で示した $K = 1.0$ が時刻歴応答計算と等価線形化法による評価結果が一致することを表す。R は相関係数である。計算結果より、地震波によりバラツキはあるが、平均的に見れば両者の評価誤差は 5% 程度である。ここでは、制振装置の付加による固有周期の変動が、約 0.6 ~ 0.8 倍の範囲で検証を行っている。別途実施した検討では、主架構に対する制振装置の付加量がさらに大きい場合、計算精度が僅かに低下する。しかし、本論の適用範囲では、上記の付加量が現実的であり、実用上の問題はないと考えている。

5. まとめ

本稿では、木造制振住宅の耐震設計手法の構築を目的に、粘弾性制振装置のモデル化、およびそれを付加した木造制振住宅の地震応答解析の方法を提案し、実験結果による検証と応答低減効果の評価を行った。提案した方法は、1 自由度系モデルによる時刻歴応答計算と、設計段階での利用を念頭に置いた等価線形化法に基づく簡易的な応答評価の方法である。得られた知見を以下にまとめる。

- ① 木造軸組架構に対する試験結果、および粘弾性体の履歴モデルによる応答計算を併用することで、各部の非線形性を考慮した制振装置単体の履歴モデルが構築できる。これにより、主架構と制振装置の特性を分離した地震応答解析が可能となる。

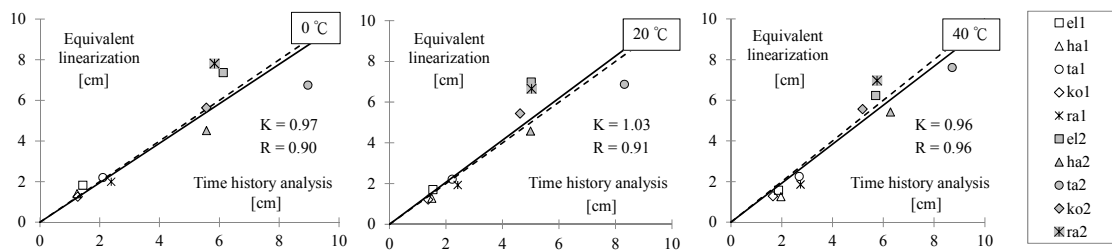


図 20 簡易応答評価と時刻歴応答計算による変位応答の計算精度

- ② 制振装置の特性は、分数階微分モデルと著者らが提案した複合バネモデルを直列に結合することによって表現した。この中で、ダンパーのストローク制限と温度変化を適切に考慮する方法を示した。また、上記のモデルが、擬似動的加振実験の結果を概ね良好に再現できることを確認した。
- ③ 主架構と制振装置の特性を取り入れた時刻歴応答計算モデルによって、安全限界変形角 $1/30 \text{ rad}$ までの適用範囲で、振動台実験を良好にシミュレーションできることを確認した。
- ④ 簡易的に応答低減効果を評価する方法として、等価線形化法に基づく計算方法を示した。この際、主架構共振時における制振装置の付加剛性と付加減衰を求め、代表的な温度毎に応答低減効果を整理した。提案した等価線形化法の妥当性については、時刻歴応答計算の結果との比較により検証した。

今後は、本論文に示した地震応答解析の方法を利用し、制振装置の付加が構造物に与える影響を検討した結果として、平面的および立面的な制振装置の配置に関する検討を行う予定である。

謝辞

本研究は、木造住宅用制振装置 GVA の開発過程で得られた試験結果を使用したもので、(株) カナイ、(株) 住友スリーエム、(株) アイ・エム・エー、(株) 原田木材に多大なご協力を頂きました。また、実験の実施にあたり、(株) 住宅構造研究所には、多くの便宜を頂きました。記して謝意を表します。

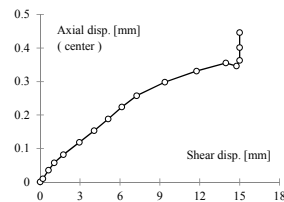
参考文献

- 1) (財) 日本建築センター：減衰補助部材を付加した 2 階建て木造軸組工法住宅の構造安全性能に関する評価、BCJ 評価-LW0019-1, 2011. 1
- 2) 佐藤利昭, 真崎雄一, 井口道雄：振動台実験に基づく木造軸組構法用制振装置の性能評価, 日本建築学会技術報告集, 第 26 号, pp.545-550, 2007. 12
- 3) 佐藤利昭, 小川英記, 真崎雄一, 小室達也, 井口道雄：木造軸組構法における制振構造の研究—木造用筋違制振装置の制振性能評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 構造Ⅲ, pp.87-88, 2005. 9
- 4) (財) 日本住宅・木材技術センター：木造軸組工法住宅の許容応力度設計(2008 年版), 2008. 12
- 5) 松田和浩, 笠井和彦, 坂田弘安：フレームモデルによる木質制振架構の地震応答解析, 日本建築学会構造系論文集, 第 661 号, pp.609-618, 2011. 3
- 6) 佐藤利昭, 青木拓哉, 真崎雄一, 永野正行, 井口道雄：粘弾性制振装置を含む木造軸組架構のモデル化と静的剛性の評価, 第 13 回日本地震工学シンポジウム, CD-R, 2010. 11
- 7) 青木拓哉, 永野正行, 佐藤利昭, 真崎雄一, 井口道雄：粘弾性制振装置を付与した木造軸組架構の擬似動的解析による性能評価, 日本建築学会技術報告集, 第 38 号, pp.165-170, 2012. 2
- 8) 佐藤利昭, 小川英記, 真崎雄一, 小室達也, 井口道雄：木造軸組構法における制振構造の研究—実大試験結果に基づく構造要素特性の抽出, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 構造Ⅲ, pp.307-308, 2006. 9
- 9) 佐藤利昭, 真崎雄一, 井口道雄：木造軸組構法住宅における制振構造の研究—粘弾性制振装置のモデル化に関する検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1 構造Ⅲ, pp.191-192, 2008. 9
- 10) 笠井和彦, 山崎義弘, 大木洋司, 坂田弘安：方杖型ダンパーを持つ木質架構の動的挙動と簡易評価法, 日本建築学会構造系論文集, 第 664 号, pp.1109-1118, 2011. 6
- 11) 笠井和彦, 寺本道彦, 大熊潔, 所健：粘弾性体の温度・振動数・振幅依存を考慮した構成則, その 1 線形領域における温度・振動数依存のモデル化, 日本建築学会構造系論文集, 第 543 号, pp.77-86, 2001. 5
- 12) 笠井和彦, 所健：粘弾性体の温度・振動数・振幅依存を考慮した構成則, その 2 温度上昇および歪・歪速度がもたらす非線形性のモデル化, 日本建築学会構造系論文集, 第 561 号, pp.55-63, 2002. 11
- 13) 佐藤利昭, 井口道雄, 真崎雄一：木造軸組構法住宅の地震応答シミュレーション履歴特性のモデル化と振動台実験による検証—, 日本建築学会構造系論文集, 第 631 号, pp.1569-1576, 2008. 9

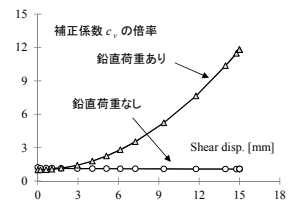
- 14) Ferry, J. D. : Viscoelastic Properties of Polymers, John Wiley & Sons, Inc., Third Ed., New York, 1980.
- 15) 笠井和彦, 寺本道彦, 渡邊祐一：粘弾性体と弾塑性体の直列結合からなるバンプ制振装置の挙動に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 556 号, pp.51-58, 2002. 6
- 16) Black, C. J. and Makris, N. : Viscous Heating of Fluid Dampers under Small and Large Amplitude Motions: Experimental Studies and Parametric Modeling, Journal of Engineering Mechanics, ASCE 133(5), pp.566-577, 2007.
- 17) 伊藤嘉朗, 喜連川昭夫, 浅野清明, 柴田明徳：振動数依存性を有する粘弾性体の動的抵抗の時刻歴解析用モデル化手法 バネ—ダッシュポットモデル, 分数次導関数モデル, 及び減退記憶モデルの比較, 日本建築学会構造系論文集, 第 525 号, pp.41-48, 1999. 11
- 18) 篠原昌寿, 五十田博, 石本篤史：オイルダンパー制振壁を持つ 2 層木質架構の地震時応答変位の解析的再現と木造用制振壁の評価値の妥当性, 日本建築学会構造系論文集, 第 648 号, pp.377-384, 2010. 2
- 19) 五十田博, 河合直人：木造軸組構法住宅に用いる壁の復元力特性モデル—木造建物の地震時挙動に関する研究—, 日本建築学会構造系論文集, 第 616 号, pp.157-163, 2007. 6
- 20) 松永裕樹, 宮津裕次, 曾田五月也：木造軸組耐力壁/非耐力壁の汎用モデル化手法に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 639 号, pp.889-896, 2009. 5
- 21) Sato, T., Masaki, Y. and Iguchi, M. : Progressive Construction of Hysteresis Model for Woodframe Houses with Visco-Elastic Structural Control Devices, 10th World Conference on Timber Engineering, Miyazaki, CD-R, 2008.
- 22) 人見祐策, 五十田博, 河合直人：大変形と繰り返しによる劣化を考慮した木造壁の復元力特性モデル—木造建物の地震時挙動に関する研究(その 2)—, 日本建築学会構造系論文集, 第 646 号, pp.2299-2306, 2009. 12
- 23) 五十田博：大変形と繰り返しによる劣化を考慮した木造壁の復元力特性モデルの精度検証—木造建物の地震時挙動に関する研究(その 3)—, 日本建築学会構造系論文集, 第 659 号, pp.113-120, 2011. 1
- 24) 笠井和彦, 西原耕作, 蒲武川, 大木洋司, 坂田弘安, 松田和浩：スリップ型特性を持つ構造に粘性系ダンパーを用いる場合の最大応答予測法, 日本建築学会構造系論文集, 第 646 号, pp.2227-2236, 2009. 12
- 25) 笠井和彦, 大熊潔：振動数に依存する制振構造の等価周期・等価減衰の評価法とその精度—弾性架構と粘弾性ダンパーやオイルダンパーを持つ一質点系構造における全体減衰系への置換法—, 日本建築学会構造系論文集, 第 580 号, pp.51-59, 2004. 6
- 26) 笠井和彦, 蒲武川：多層スリップ型架構に粘弾性ダンパーを用いた制振構造の応答制御設計法, 日本建築学会構造系論文集, 第 650 号, pp.751-790, 2010. 4
- 27) 永野正行：統計的グリーン関数法による地震動評価のばらつきと平均スペクトルを用いた再合成, 日本地震学会秋季大会講演予稿集, p.126, 2006. 10
- 28) 岡野創, 宮本裕司：等価線形化法に基づく応答評価式—エネルギーバランスに基づく考察と限界変形の超過確率の評価への適用—, 日本建築学会構造系論文集, 第 562 号, pp.45-52, 2002. 12

付録「粘弾性体の鉛直方向の応答による影響」

既往研究^⑥にて検討した制振装置のフレームの結果として、付図 1 に粘弾性体のせん断変形量と軸方向変形量の関係を、付図 2 に設定した温度の補正係数 c_v と軸方向の変形(鉛直変位)の影響で増加するエネルギーの増加割合を比較して示す。付図 1 より、粘弾性体の軸方向変形量はせん断変形量に比して十分に小さく、モデル化には影響を及ぼさないと判断される。また付図 2 より、設定した温度の補正係数 c_v は、最大で約 10 倍で、鉛直荷重を除いた状態とは大きく異なることが分かる。



付図 1 粘弾性体のせん断変形量と軸方向変形量の関係



付図 2 温度の補正係数 c_v における鉛直荷重の影響