

1. 序論

構造物に高い耐震性能を付与する技術として制振構造は積極的に導入されている。しかし、塔状比が大きい建物では曲げ変形によりダンパーの実効変形が低下する。このような建物に対して、固有周期が異なる複数の建物/架構間をダンパーで接続する連結制振が古くから研究されている。連結制振の理想形は質量比および剛性比が反比例するモデルであることから¹⁾、近年では居住棟からなるラーメン構造(主系)と立体駐車場を内蔵する連層耐震壁架構(副系)を一つの建物内に有する構造形式を対象とした連結制振システムの研究が進んでいる²⁾など。しかし、一般的に副系の建物高さは主系よりも低いため、主系頂部の応答制御が困難であった。

筆者の研究グループにおける既往の研究³⁾では、動滑車制振システム(滑車の機械的変位増幅効果を応用した増幅機構付き制振装置)を連結制振の連結部に滑車装置を適用した動滑車連結制振システム(図1)を対象に、縮小建物模型を用いた振動台実験を実施した。本システムはダンパーの変位を滑車間の相対変位をワイヤ往復回数と張設角度に比例して簡便に拡大できる。先行研究では、鋼材ダンパーを適用したシステムで特定層を連結した場合の変位応答低減効果について検証した。しかし、鋼材ダンパーのストロークは限られており、建物の変形が大きい場合にシステムが対応できないことや連結層以外の変位が増大に転じることが懸念されている。

以上を踏まえ本研究では、ワイヤの大ストロークに対応可能な回転式粘性ダンパー(以下、粘性ダンパー)を新たに作成し、主系の複数層を副系と連結した場合の制振効果について振動台実験より検証する。また、動滑車制振システムの等価粘性減衰定数を算出し、耐カスペクトル法(CSM)を採用したシステムの設計法を検討・提案することを目的とする。

2. 動滑車制振機構の原理

図2に水平線に対して角度 θ でワイヤを張設した動滑車制振機構のモデル図を示す。ワイヤはダンパーを軸として滑車間を n 回往復するように左右対称に張設されている。本機構の特徴は建物が D 変位すると、ワイヤの往復回数と張設角度(すなわち、増幅率)に比例してダンパーの変位並びにエネルギー吸収量が容易に拡大される点である。(1)式は増幅率を示しており、ダンパーにはワイヤの張力の2倍の力が作用するので、物体に作用する力 F とダンパー力 Q の関係は(2)式によって表される。

$$\phi = n \times \cos \theta \quad (1)$$

$$F = 2nf \cos \theta = \phi \times Q(x, \dot{x}) \quad (2)$$

3. 回転式粘性ダンパーの正弦波試験

粘性ダンパーの構成図およびロータリーダンパーの外観を図3に示す。粘性ダンパーは2つのロータリーダンパーとワイヤを巻きつけるボビンから構成されている。建物の水平変位は構造躯体に取り付けた滑車とワイヤを介してダンパーのボビンに伝達され、ボビンの左右に取り付けたダンパーが回転する際に減衰力を発揮する。

試験ではトルク値が異なる2種類のダンパー(60mNmと150mNm)を用意し、正弦波の振幅を120mm、周波数を0.2~1.0Hzまで0.2刻みで変化させて入力した。また、ロータリーダンパーの減衰力は粘性体の流動抵抗型として表せることから、内部粘性係数 C_v と速度指数 α を用いた(3)式で近似する。なお、 C_v の単位は $N \cdot (s/mm)^\alpha$ であるため、その物理的意味は α によって異なる。

$$F_v = C_v |\dot{u}|^\alpha \cdot \text{sgn}(\dot{u}) \quad (3)$$

ここに、sgnは符号関数である。

図4に正弦波試験結果から得た速度・荷重曲線の一つ(1.0Hz)と近似式を示す。 C_v と α は試験値の最小二乗法から求めた。60mNm(青線)の場合には概ね一致した。150mNm(赤線)の場合には後述する振動台実験の使用範囲域(± 300 mm/s)ではよく近似できることを確認した。つまり、 α は粘性体の固有値であり、必要減衰力に応じて C_v を変更することでダンパー量を設計できることが分かった。

4. 4層縮小建物模型を用いた振動台実験

4.1 建物モデルと実験条件

動滑車連結制振システムの応答低減効果を検証するため、エネルギー吸収材(鋼材/粘性ダンパー)と連結層数(単層/複層)をパラメータとした計12ケースに対して地震動を用いた1方向漸増動的実験を実施した。試験体は一次固有周期が2.8秒程度のRC造40階建超高層建築物を想定しており、時間スケールで $1/\sqrt{10}$ に縮尺している。

鋼材ダンパーを適用した振動台実験1と粘性ダンパーを適用した振動台実験2に大別した実験ケースを表1および表2にまとめる。非制振モデルをCase F、ワイヤのみ張設したモデルをCase FW、ダンパーを導入したモデルをCase FWSD(鋼材)またはCase FWRD(粘性)と称し、末尾のXとXXはワイヤ

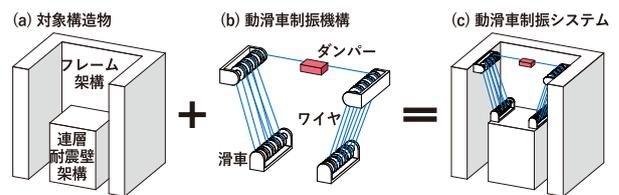


図1 動滑車連結制振システムのイメージ図

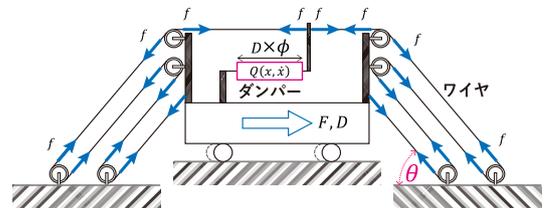


図2 動滑車制振機構の概念図



図3 ロータリーダンパーの外観と回転式粘性ダンパーの構成図

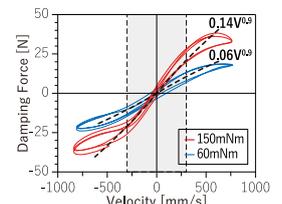


図4 回転式粘性ダンパーの速度・荷重曲線と近似式

の単層/複層配置を表す。滑車はフレーム構造の2・3層目に設置し、ワイヤ連数は上段2.5連、下段2連、初期張力は振動台実験1で30N、振動台実験2では60Nとした。鋼材ダンパーには降伏耐力9.3Nの鋼棒を用い、粘性ダンパーは前節のものを使用する。試験体の応答は変位(δ)と加速度(A)を計測し、動滑車制振システム全体の減衰力(ダンパー+滑車摩擦)はワイヤ端部に設置したひずみゲージ(G)もしくはロードセル(L)を用いて測定した。

入力波は50kineに基準化した上で時間刻みを $1/\sqrt{10}$ 倍にしたEl Centro-NS波、Hachinohe-NS波、JMA Kobe-NS波、および試験体の振動特性を同定するためSweep波(0.1~10Hz)を使用した(図7)。

4.2 4層縮小建物模型を用いた振動台実験結果

図8に振動台実験1のSweep波加振による2・3層目の時刻歴層間変位を示す。100秒までの区間を見ると、一次モードによるCase Fの応答が卓越しているのに対し、150秒付近では単層配置(Case FWX/FWSDX)の応答が大きくなった。複層配置(Case FWXX/FWSDXX)では応答の卓越が見られないことから、一次モードおよび二次モードの応答を低減できたと考えられる。

図9に振動台実験1・2のEl Centro波における各層最大相対変位とPGAの関係を示す。鋼材ダンパ

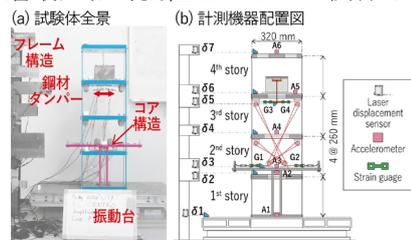


図5 振動台実験1の試験体図

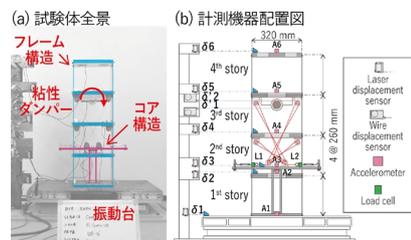


図6 振動台実験2の試験体図

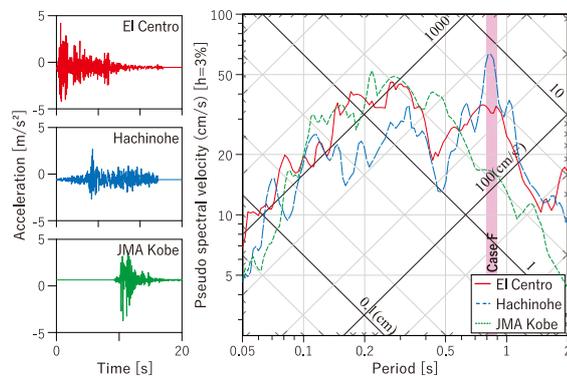


図7 入力地震動の加速度波形と疑似速度応答スペクトル

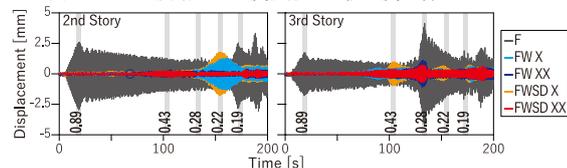


図8 振動台実験1のSweep波における時刻歴層間変位波形

ーを適用した振動台実験1について、鋼材ダンパーの有無による応答結果を比較すると、連結層(2・3)では応答が小さくなり、連結していない1・4層目では同程度となった。一方、複層連結したCase FWSDXX(赤丸)では特に2層目の応答変位をCase FWSDX(赤白丸)よりも50%程度抑え、建物全体の揺れを低減した。

粘性ダンパーを適用した振動台実験2に関しては、実験1と同様に複層配置による制振効果の向上が見られるが、連結層以外の応答が励起された。粘性ダンパーを複層配置に適用したCase FWRD60XX(緑丸)やCase FWRD150XX(橙丸)では3m/s/sにおける最大応答変位が5mm程度であり、鋼材ダンパーの場合(10mm程度)の50%以下に低減できることが分かった。一方、El Centro波加振の場合、トルク値による変位応答低減効果の差は見られなかった。

続いて動滑車システムの増幅効果について検証する。図10にEl Centro波をCase FWRD60XXに入力した時の連結部相対変位およびダンパーの計測変位と予測変位を示す。ワイヤの初期張設角度は上段65度、下段35度であり、増幅率は(1)式より求める。ダンパーの理論変位は「上段変位×増幅率+下段変位×増幅率」として表すことができ、ダンパーの理論変位は「上段変位×増幅率+下段変位×増幅率」

表1 振動台実験1の実験ケース一覧と解析条件

ケース名	Case F	Case FWX	Case FWXX	Case FWSDX	Case FWSDXX
モデル図					
構成部材	Frame	Frame Wire (30N)	Frame Wire (30N)	Frame Wire (30N)	Frame Wire (30N) Steel Damper
摩擦力		2.1 N	3.8 N	2.1 N	3.8 N
鋼材ダンパー				$F_{sy} = 9.3 \text{ N}, K_0 = 1.09 \text{ N/mm}, K_0/K_1 = 0.144$	

表2 振動台実験2の実験ケース一覧と解析条件

ケース名	Case F	Case FWX	Case FWXX	Case FWRD60X	Case FWRD60XX	Case FWRD150X	Case FWRD150XX
モデル図							
構成部材	Frame	Frame Wire (60N)	Frame Wire (60N)	Frame Wire (60N) Rotary Damper 60mNm	Frame Wire (60N) Rotary Damper 60mNm	Frame Wire (60N) Rotary Damper 150mNm	Frame Wire (60N) Rotary Damper 150mNm
摩擦力		4.2 N	7.6 N	6.2 N	9.6 N	6.2 N	9.6 N
粘性ダンパー				$F_v = 0.06V^{0.9}$		$F_v = 0.15V^{0.9}$	

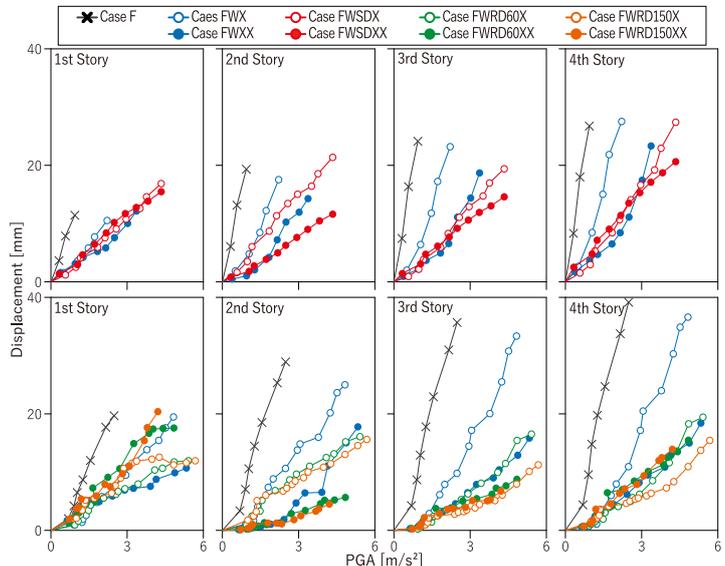


図9 El Centro波における最大応答変位と最大入力加速度(PGA)の関係

として表すことができ、ダンパーの計測変位と予測変位は精度よく一致していることから、非常時に於いても動滑車の増幅効果は有効である。また、図11より様々な地震動やPGAにおいても理論値に対する実験値の誤差率はゼロであることから、安定した増幅効果を得られることが明らかとなった。

$$\text{誤差率} = (\text{実験値} - \text{理論値}) / \text{理論値} \quad (4)$$

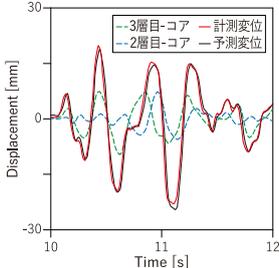


図10 ダンパーの計測変位と予測変位の比較 (Case FWRD60XX)

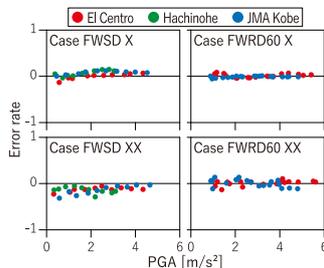


図11 増幅効果における実験値と理論値の誤差率

5. STERA_3D_Pによるシミュレーション解析

5.1 シミュレーション解析モデル

動滑車制振システムの構成式及びワイヤの等価トラス置換やダンパーのモデル化を検証するため、STERA_3D_P (Ver 10.8)を用いた再現解析を実施した。建物の解析モデル(図12)は実験で使用した試験体を基に寸法や重量を設定し、初期減衰3%は自由振動試験より求めた。

ダンパーのモデル図を図13に示す。滑車部それぞれに発生する摩擦力は一つのバイリニアとしてモデル化し、摩擦力を含むダンパーの諸元(表1・表2)は要素試験から算出した。

5.2 シミュレーション解析結果

図14に粘性ダンパーを適用した単層/複層モデルの4層目時刻歴波形と最大相対変位を示す。単層配置では解析により変位応答が精度よく再現されているが、複層配置では誤差が非常に大きい。これは、

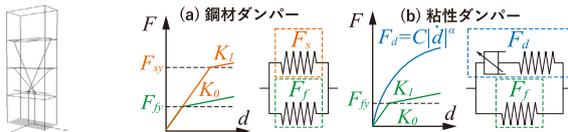


図12 解析モデル

図13 ダンパーのモデル図

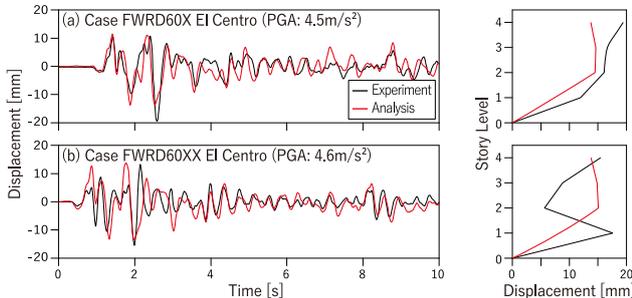


図14 Case FWRD60X と Case FWRD60XX の解析結果

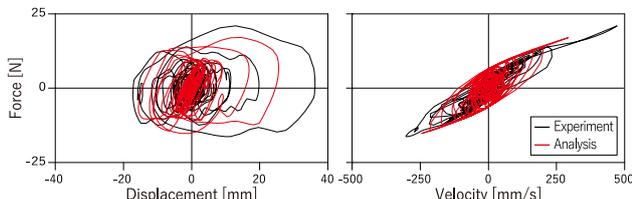


図15 Case FWRD60X El Centro 4.5m/s²におけるダンパーの履歴曲線

摩擦力のモデル化が影響していると考えられ、今後モデルの改善が必要である。また単層モデルではダンパーの履歴曲線が概ね再現されていることを確認した(図15)。

6. 動滑車制振システムの設計法

6.1 動滑車制振システムの模式化

動滑車制振機構を有する制振構造を図16に示す。システムは履歴系ダンパー・粘性系ダンパー・ワイヤ・フレームの4要素で構成されているが、本論ではワイヤの弾性剛性が非常に大きいことを踏まえ、履歴系ダンパー・粘性系ダンパー・フレームを並列結合したモデル(図17)を対象に設計法を提案する。また、対象連結制振における副系の剛性が非常に大きいことを踏まえ、本章では1質点系として簡単にモデル化できる動滑車天井制振の振動台実験結果⁴⁾を用いながら設計法の妥当性を検証する(図19[a-c])。

6.2 等価粘性減衰定数の評価方法

まず1サイクルあたりにおけるエネルギー吸収量と等価粘性減衰定数 h_{eq} について考える。動滑車制振システムを付加した質量 M の等価1自由度系に正弦波 $u(t) = u_0 \sin \omega t$ を与えた時の各要素の履歴と主要パラメータを図18に示す。なお、本システムは増幅機構を有しているため、 $u_h = u_v = \phi u$ である。

弾塑性型履歴系ダンパー(初期剛性 K_0 、塑性率 μ 、剛性比 p)および摩擦ダンパーのエネルギー吸収 E_h は(5a,b)式より求められる。他方、粘性ダンパーでは α によって履歴形状が大きく異なるため(例えば、 $\alpha=1$ では楕円、 $\alpha=0$ では矩形)、任意の α に関して履歴面積の補正係数⁵⁾を用いることで(6)式より粘性ダンパーのエネルギー吸収 E_v を算出する。

システムの h_{eq} は初期減衰 h_0 と付加減衰 h_h, h_v の□乗和平方根法⁶⁾から算出する((8)式)。また、付加減衰による応答スペクトルの低減係数 F_h は(9)式に示す建研式を用いる。

$$E_{h,bilinear} = 4K_0 u_h^2 (1-p)(\mu-1), \quad E_{h,friction} = 4F_h u_h \quad (5a,b)$$

$$E_v = \int F_v du = \int_0^{2\pi/\omega} F_v \dot{u}_v dt \approx 4e^{-0.24\alpha} C_v \omega^\alpha u_v^{\alpha+1} \quad (6)$$

$$h_v = \frac{1}{4\pi} \cdot \frac{E_v}{E_f}, \quad h_h = \frac{1}{4\pi} \cdot \frac{E_h}{E_f} \quad (7a,b)$$

$$h_{eq} = h_0 + \sqrt{h_h^2 + h_v^2} \quad (8)$$

$$F_h = (1 + 10h_0) / (1 + 10h_{eq}) \quad (9)$$

6.3 耐力曲線の作成方法

続いてシステムの荷重・変形関係について考える。粘性ダンパーの力 $F_v(t)$ は変形と異なる位相 $(\cos^\alpha \omega t)$ の関数を持つため、 $F(t)$ と $u(t)$ の陽な関係を得ることは困難である。CSMでは変位と加速度の最大応答値を推定することを主目的としているため、本研究では疑似剛性(最大力/最大変形)を連続的にプロットすることで異なる C_v における耐力曲線を簡易的に作成する。また、質点の変位を考慮した増幅率は(10)式で表すことができ、システム全体の力 $F(t)$ は図17および(2)式より(11)式を用いて算出する。

$$\phi = n \cos \left\{ \tan^{-1} \left(\frac{\sqrt{H^2 - (u(t))^2}}{H \tan \theta + |u(t)|} \right) \right\} \quad (10)$$

$$F(t) = K_f \cdot u(t) + \left\{ F_h \cdot \text{sgn}[u(t)] + \left\{ C_v |\phi \cdot \dot{u}(t)|^\alpha \cdot \text{sgn}[\dot{u}(t)] \right\} \times \phi \zeta \right\} \quad (11)$$

ここに、 H は質点高さ、 ζ は動滑車制振機構の設置数である。

6.4 設計法の概略

図 19 と下記にシステムの設計方法をまとめる。

- ① 動滑車制振機構の設置個数や増幅率を定める
- ② 異なる粘性係数 ($C_{v0} \sim C_{vn}$) の耐力曲線を作成
- ③ Sa-Sd 曲線と耐力曲線より応答値を予測
- ④ 最大応答点 ($C_{v0} \sim C_{vn}$) の遷移曲線を作成
- ⑤ 目標値に合わせた粘性係数を遷移曲線より決定

6.5 最大応答値の予測精度

図 21 に実験結果とその応答値および(5)~(8)式を基に算出した heq を用いて求めた要求スペクトルの比較結果をまとめる。凡例は左右共通であり、告示波ランダム位相を $2m/s^2$ と $4m/s^2$ に基準化して動滑車制振天井に入力した結果を検証に用いる。実験の応答値(星印)と入力スペクトル(破線)に F_h を乗じて求めた応答スペクトル(実線)は重なり合っていることから、 heq の評価方法は妥当であると言える。

図 22 に CSM と動滑車制振天井の骨組みモデルを用いた THA により求めた変位と加速度の結果比較をまとめる。入力波は $2m/s^2$ と $4m/s^2$ に基準化した 6 波(図 20)を使用した。両者に誤差は見られるものの応答値の傾向は概ね予測できることが分かった。

7. まとめ

- 1) ワイヤの大ストロークに対応可能な粘性ダンパーの正弦波試験および超高層住宅を想定した縮小建物模型を用いた振動台実験を実施した。動滑車連結制振システムの応答低減効果は 1 次モードに対して非常に高く、連結層数を増やすことで建物全体の揺れを低減できることが分かった。また、システムの増幅効果は入力加速度によらず総

じて理論値通り得られることを確認した。

- 2) 振動台実験結果と再現解析結果の比較から解析モデルの妥当性を検証した。単層連結では両者の結果が概ね一致した。一方、複層連結では実験と解析で滑車部に発生する摩擦力のモデル化が異なることに起因して誤差が生じたことから、解析モデルの改良が必要である。
- 3) 等価 1 自由度系を対象とした動滑車制振システムの等価粘性減衰定数の算出方法について振動台実験結果との比較よりその有効性を示した。また、耐力スペクトル法を援用した設計法を提案し、時刻歴応答解析結果の最大応答変位・加速度を概ね予測できることを確認した。
- 4) 本論では 1 自由度系を対象とした設計法を提案したが、実際に連結制振構造に適用するためには高次モードによる中間層の応答を考慮する必要がある。また、建物頂部ではなく中間階を連結する場合の質点系置換についても今後の検討課題である。

参考文献

- 1) Christenson RE et al. Coupled building control considering the effects of building / connector configuration. J. Struct. Eng. 2006;132:853-63.
- 2) Fukumoto Y et al. Dual control high-rise building for robust earthquake performance. Front. Built Environ. 2017;3:1-14.
- 3) 齊藤 大樹 他. 動滑車を用いた制振構造の提案と基本性能に関する研究. 構造工学論文集 B 2013;59B:349-55.
- 4) 真島 僚, 齊藤 大樹. 滑車装置を用いた吊り天井制振システムの開発. 日本建築学会東海支部研究集会 2022;173-6.
- 5) 笠井 和彦 他. 減衰力が速度の指数上に比例する粘性ダンパーをもつ制振構造の等価線形化手法. 構造系論文集 2003;69:47-54.
- 6) Naqi A, Saito T. Seismic performance evaluation of steel buildings with oil dampers using capacity spectrum method. Applied Sciences 2021;11.

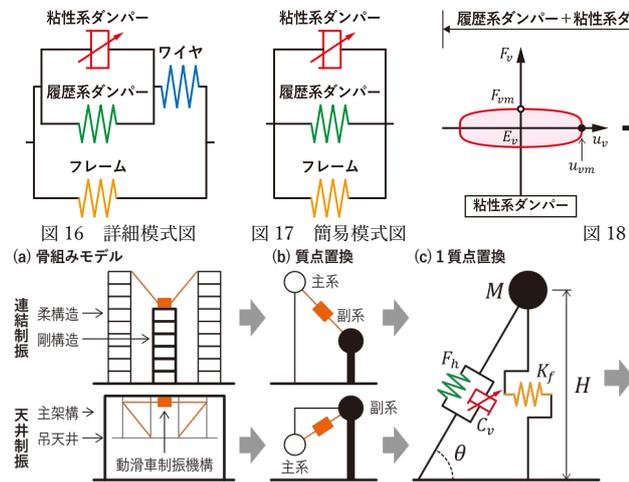


図 19 耐力スペクトル法を用いた動滑車制振システムの設計概略図

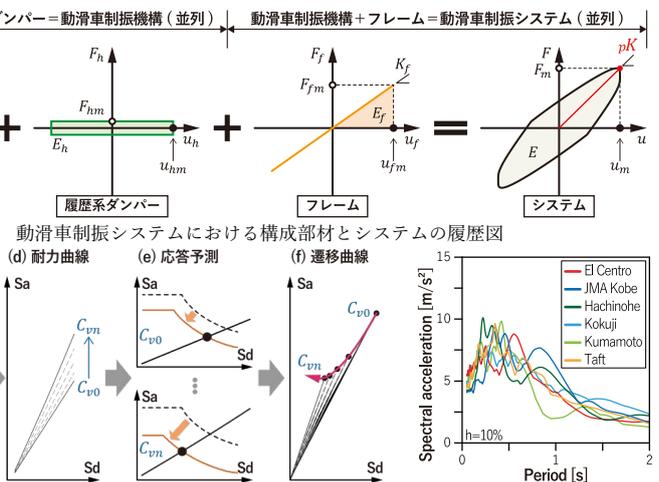


図 20 検証用地震動 ($4m/s^2$)

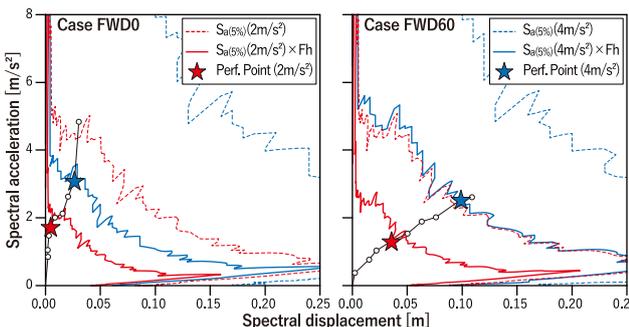


図 21 実験結果との比較による等価粘性減衰定数算出方法の検証

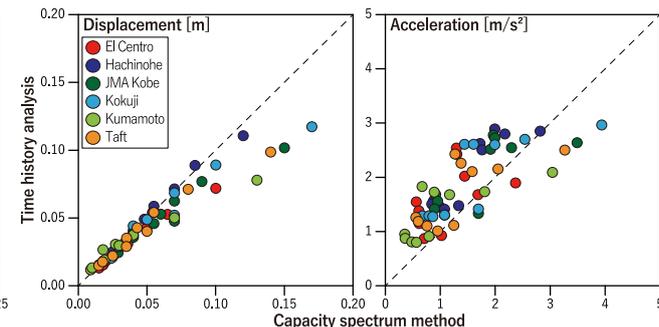


図 22 CSM による予測値と THA の結果比較