

論文 / 著書情報
Article / Book Information

論題(和文)	骨組特性値に基づく超高層制振建物の性能評価 その3 制振部材の塑性化を考慮した実効変形比の予測手法の提案
Title	
著者(和文)	古谷慶, 佐藤大樹, 添田幸平, 北村春幸, 石井正人, 吉江慶祐, 宮崎充, 佐々木和彦, 岩崎雄一
Authors	daiki sato, Kohei Soeta, Haruyuki Kitamura, Mitsuru MIYAZAKI, Kazuhiko Sasaki, IWASAKI Yuichi
出典 / Citation	日本建築学会関東支部研究報告集, Vol. 82, , 2006
Citation(English)	, Vol. 82, , 2006
発行日 / Pub. date	2012, 3
rights	日本建築学会
rights	本文データは学協会の許諾に基づきCiNiiから複製したものである
relation	isVersionOf: http://ci.nii.ac.jp/naid/110009571492

骨組特性値に基づく超高層制振建物の性能評価 その3 制振部材の塑性化を考慮した実効変形比の予測手法の提案

構造—振動

正会員 ○ 古谷慶^{*1} 同 佐藤大樹^{*1} 同 添田幸平^{*1}
同 北村春幸^{*1} 同 石井正人^{*2} 同 吉江慶祐^{*2}
同 宮崎充^{*3} 同 佐々木和彦^{*3} 同 岩崎雄一^{*3}

制振構造 立体部材モデル 1質点系モデル
履歴ダンパー 実効変形比

1. はじめに

制振部材を建物に設置した際の制振効果に、検討建物の架構性状や制振部材の配置形式、各層への投入量、入力地震動などが影響することは多くの時刻歴応答解析の検討によって明らかになっている¹⁻⁴⁾。このため、実設計では様々なケーススタディを行う必要があるが、全ての検討を時刻歴応答解析で行うには多大な作業時間および解析時間を必要とする。

既報(その1, その2)^{5,6)}では、架構剛性および制振部材の配置の違いによる制振効果の良し悪しが静的解析から得られる骨組特性値⁷⁾から判断することが出来ると共に、骨組特性値を用いた実効変形比(構造体の各層に生じる層間変形のうち制振部材に有効に働く変形成分の層間変形に対する割合)の予測式を示し、予測値を用いることで制振部材の最適な配置を推測できることを示した。しかし、制振部材の最適な投入量の推測には、制振部材の塑性化を考慮した実効変形比を予測する必要があり、既報では時刻歴応答解析結果より得た制振部材の塑性率を用いて、制振部材の塑性化を考慮した実効変形比の予測式の検証を行った。本報(その3)では、時刻歴応答解析を行わずに制振部材の塑性化を考慮した実効変形比を予測する手法を示し、その精度を確認する。

2. 制振部材の塑性化を考慮した実効変形比の予測手法

2.1 予測手法のフロー

図1に予測手法のフローを示す。予測手順を以下に示す。

- ① 制振部材の設置を行う架構(立体部材モデル)および検討に用いる入力地震動の変位応答スペクトルを用意する。
- ② 主架構を弾性とする状態 N , R モデル⁷⁾に対し静的荷重増分解析を行い、層剛性および骨組特性値の算出を行う。(2.2節)
- ③ 建物重量、層剛性および骨組特性値を用いて、多質点系(1質点系)モデルを作成する。(2.3節)
- ④ 変位一定則を用いて、②で作成した1質点系モデルと変位応答スペクトルから変位および層せん断力を求める。(2.3節)
- ⑤ ③の層せん断力が多質点系モデルの第1層に作用するものと考え、 A_i 分布を基に各層の層せん断力を算出する。(2.4節)

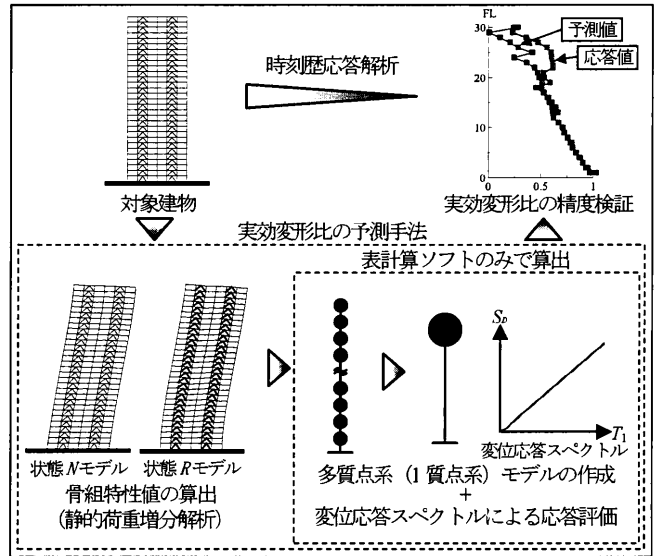


図1 予測手法のフロー

- ⑤ ②で作成した多質点系モデルに、③で求めた層せん断力が作用する時の実効変形比を算出する。(2.4節)

予測手法は①のみ静的荷重増分解析を行うが、②～⑤は表計算ソフトのみで算出することが出来る。詳細な手順を次節以降に示す。

2.2 立体部材モデルから多質点系弾塑性せん断型モデルの置換法⁷⁾

立体部材モデルから多質点系弾塑性せん断型モデルへの置換法には、骨組特性値を用いた手法⁷⁾を採用する。この手法は、主架構と付加系を分離して、モデル化することができ、そのモデルは図2(b)のように主架構を表す擬似フレームと付加系を表す擬似ダンパーおよび擬似ブレースで構成される。さらに、付加系設置による主架構の剛性変化分を骨組特性値によって修正された付加系部が負担するものであり、せん断型モデルに制振部材の配置形式などによる剛性変化を考慮することが出来る。

骨組特性値 $\alpha_N^{i,j}$ および $K_{br}^{i,j}$ は、主架構のみの弾性部材モデル(状態 N モデル)と制振部材設置位置に剛性が極端に大きい弾性バネを挿入した(状態 R モデル)2ケースの静的解析結果を用いた次式から得られる。なお、外力分布は A_i 分布に沿うものとする。

$$\alpha_N^{i,j} = \frac{\delta_{dN}^{i,j}}{\delta_{dR}^{i,j}}, K_{br}^{i,j} = \alpha_N^{i,j} K_{dR}^{i,j}, K_{dR}^{i,j} = \frac{F_{dR}^{i,j}}{\delta_R^{i,j}} \quad (la-c)$$

ここで、 $\delta_d^{i,j}$: 制振部材設置箇所相対変形の水平成分、 $\delta^{i,j}$: 層間

変形, $F_d^{i,j}$: 制振部材設置箇所の弾性バネが負担する軸力の水平成分, 右上の添え字(i,j)は i 層 j 番目の制振部材を示す。また, 右下の添え字 N および R は, 状態 N モデルおよび状態 R モデルによる計算値であることを示す。

図 2 に, 立体部材モデルとせん断型モデルとの対応関係を示す。(2)式より, α_N を用いて, 立体部材モデルのダンパーの軸変形の水平成分 δ_d , 軸力の水平成分 F_d および剛性の水平成分 K_d を, せん断型モデルのダンパーの変位 δ_{ds} , 軸力 F_{ds} および剛性 K_{ds} に変換出来る。添え字の s はせん断型モデルの諸元および応答値を示す。

$$\delta_d = \alpha_N \cdot \delta_{ds}, \quad F_d = \frac{F_{ds}}{\alpha_N}, \quad K_d = \frac{K_{ds}}{\alpha_N^2} \quad (2a-c)$$

以上の方法より, 立体部材モデルからせん断型モデルを作成する。なお, 状態 N モデルから主架構のみの層剛性を求めておく。

2.3 変形一定則を用いた最大層せん断力の算出

次は, 時刻歴応答解析時に作用する層せん断力に相当するものを, 時刻歴応答解析を用いずに算出する方法を示す。本節で, 多質点系弾塑性せん断型モデルを置換した 1 質点弾塑性系モデルから多質点系弾塑性せん断型モデルの第 1 層の最大層せん断力に相当する層せん断力の算出方法を述べる。次節で, Ai 分布に基づく設計用層せん断力比分布を用いて, 各層の層せん断力の設定方法を示す。

(1) 1 質点弾塑性系モデルへの置換方法

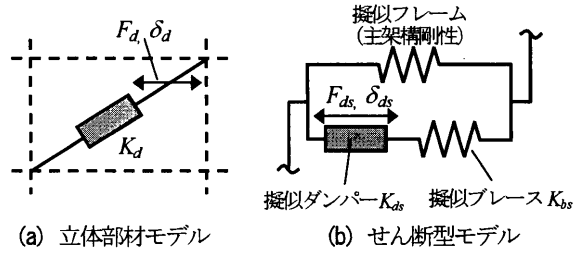
図 3 に 1 質点弾塑性系モデルのモデル図および復元力特性を示す。以下に, 多質点系弾塑性せん断型モデルから 1 質点弾塑性系モデルへの置換方法の手順について述べる。ダンパーには履歴ダンパーを使用し, 復元力特性を完全弾塑性型とする。

まず, 1 質点弾塑性系モデルの剛性設定を行う。等価剛性 K' は, 等価質量 M'_s と弾性 1 次固有周期 T_1 を用いて, 次式のように設定される。なお, 1 質点系モデルの諸元および応答値には「 $'$ 」を付けて表記する。

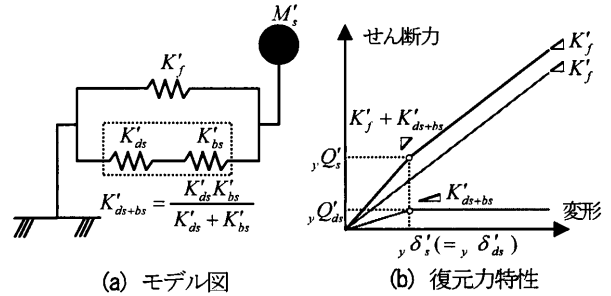
$$K' = \frac{4\pi^2 M'_s}{T_1^2} \quad (3)$$

(3) 式の T_1 は, 多質点系弾塑性せん断型モデルを用いた近似式より算出する。 T_1 および M'_s の算出方法は付録に示す。(3) 式より, 主架構のみおよびダンパー設置時の剛性 $K'_j, K'_j + K'_{ds+bs}$ を算出する。図 3(b) に示すように, 1 質点弾塑性系モデルの 1 次剛性, 2 次剛性はそれぞれ $K'_j + K'_{ds+bs}, K'_j$ となる。

次に, 1 質点弾塑性系モデルの降伏せん断力 ${}_y Q'_s$ を設定する。 ${}_y Q'_s$ 時の降伏変形 ${}_y \delta'_s$ と擬似ダンパー+擬似ブレースの降伏せん断力 ${}_y Q'_{ds}$ 時の降伏変形 ${}_y \delta'_{ds}$ は等しいので, ${}_y Q'_{ds}$ を設定することで ${}_y Q'_s$ も決めることが出来る (図 3(b))。 ${}_y Q'_{ds}$ は, 多質点系弾塑性せん断型モデルに対して, 静的荷重増分解析のように Ai 分布に基づく設計用層せん断力を C_0 をパラメータとして作用させた際に, 最初に



(a) 立体部材モデル (b) せん断型モデル
図 2 立体部材モデルとせん断型モデルとの対応関係



(a) モデル図 (b) 復元力特性
図 3 1 質点弾塑性系モデルのモデル図および復元力特性

どこかの層の層せん断力がその層の ${}_y Q'_s$ に達した時の第 1 層のダンパーが負担するせん断力とする。

以上より, 多質点系弾塑性せん断型モデルを 1 質点弾塑性系モデルに置換する。

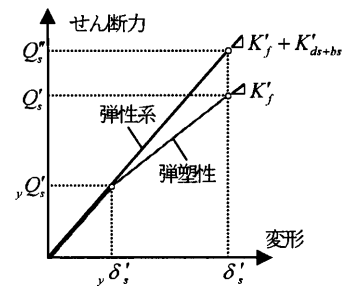


図 4 変位一定則

(2) 1 質点弾塑性系モデルの最大層せん断力の算出

ここでは, (1) でモデル化した 1 質点弾塑性系モデル, 入力地震動の変位応答スペクトルおよび変位一定則を用いて 1 質点弾塑性系モデルに作用する層せん断力を求める。

応答スペクトルを使用するには, 1 質点弾塑性系モデルでなく 1 質点弾性系モデルを用いる必要がある。そこで, 1 質点弾塑性系モデルの最大変形を求めるためには, その変形が 1 次剛性のみでの 1 質点弾性系モデルの最大変形とほぼ等しくなる変位一定則を用いる⁸⁾

(図 4)。図 4 より, T_1 と変位応答スペクトルから最大変位 δ'_s を求め, δ'_s 時の 1 質点弾塑性系モデルの最大層せん断力 Q'_s を算出すればよいことが分かる。得られた Q'_s は, 多質点系弾塑性せん断型モデルの第 1 層に作用するものに相当するものとする。なお, 1 質点弾塑性系モデルの減衰は立体部材モデルと同様の設計とする。

2.4 多質点系弾塑性せん断型モデルを用いた実効変形比の算出

多質点系弾塑性せん断型モデルを用いた実効変形比を算出するにあたり, まず立体部材モデルと多質点系弾塑性せん断型モデルとの実効変形比の対応関係について以下に示す。

立体部材モデルにおける実効変形比 α_e は(4) 式で表される。

$$\alpha_e = \frac{\delta_{di}}{\delta_i} \quad (4)$$

ここで, δ_{di} : ダンパー変形の水平方向成分, δ_i : 層間変形である。

次に、(4)式の立体部材モデルの実効変形比 α_e と同様に多質点系弾塑性せん断型モデルの実効変形比 $\alpha_{es,eq}$ を導出する。立体部材モデルにおける層間変形 δ_{si} は多質点系弾塑性せん断型モデルにおける層間変形 $\delta_{si}(=\delta_{dsi}+\delta_{bsi})$ と同一であること⁷⁾および(2a)式より、(4)式は(5)式のように書き換えられる。

$$\alpha_{es,eq} = \frac{\alpha_N \cdot \delta_{dsi}}{\delta_{si}} = \frac{\alpha_N \cdot (\delta_{si} - \delta_{bsi})}{\delta_{si}} \quad (5)$$

ここで、 δ_{bsi} :擬似ブレースの変形である。

(5)式における層間変形 δ_{si} および擬似ブレースの変形 δ_{bsi} は、図5(a)に示す多質点系弾塑性せん断型モデルの各層に対して、以下に示す層せん断力を作用させ算出を行う。各層に作用する層せん断力 Q_i はAi分布に基づく設計用層せん断力比分布を仮定し、次式のように定める。(6)式の Q'_i は、2.3節の1質点弾塑性系モデルから得られるものである。

$$Q_{si} = Q'_i \cdot \frac{Q_i}{Q_1} \quad (6)$$

$$Q_i = C_i \sum_{j=1}^n m_j = (Z \cdot R_i \cdot A_i \cdot C_0) \sum_{j=1}^n m_j \quad (7)$$

ここで、 Q_i : i 階の設計用地震時せん断力、 C_i : i 階の地震時せん断力係数、 Z :地震地域係数、 R_i :振動特性係数、 C_0 :標準せん断力係数である。

(6)式による層せん断力を各層に作用させた際に、図5(b)のように層間変形 δ_{si} が降伏変形 $y\delta_{si}$ に達しない場合(図5(b-1))、達する場合(図5(b-2))がある。図5(b-1)の場合では弾性域のみの変形を、図5(b-2)の場合では弾性域および塑性域の変形を考える必要があり、それぞれで層間変形 δ_{si} および擬似ブレースの変形 δ_{bsi} を算出する方法が異なる。以下に、 $y\delta_{si} \geq \delta_{si}$ および $\delta_{si} > y\delta_{si}$ の場合における δ_{si} および δ_{bsi} の算出式を示す。

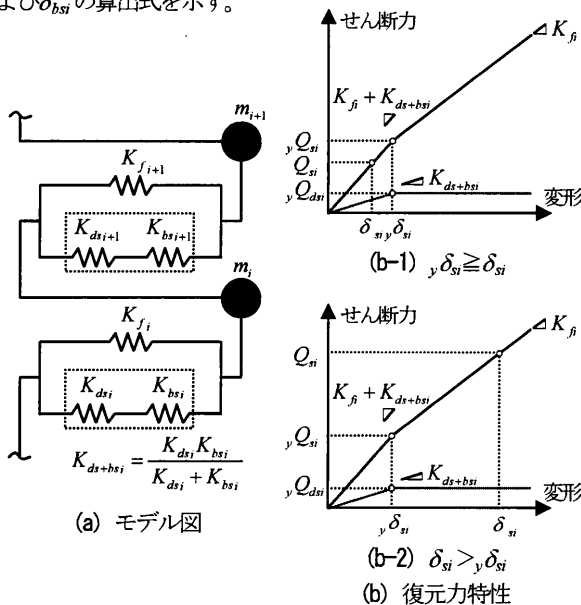


図5 多質点系弾塑性せん断のモデル図および復元力特性

① $y\delta_{si} \geq \delta_{si}$ の場合

δ_{si} は、次式のように表すことができる。

$$\delta_{si} = \frac{Q_{si}}{K_f + K_{ds+bs}} \quad (8)$$

δ_{bsi} は次式より算出できる。

$$\delta_{bsi} = \frac{K_{ds+bs} \cdot \delta_{si}}{K_{bsi}} \quad (9)$$

② $\delta_{si} > y\delta_{si}$ の場合

δ_{si} は次式のように弾性域と塑性域の変形の和である。

$$\delta_{si} = \frac{y Q_{si}}{K_f + K_{ds+bs}} + \frac{Q_{si} - y Q_{si}}{K_f} \quad (10)$$

δ_{bsi} は擬似ダンパーが弾性時のみ生じ、次式より算出できる。

$$\delta_{bsi} = \frac{y Q_{dsi}}{K_{bsi}} \quad (11)$$

以上、①および②の場合における δ_{si} および δ_{bsi} を(5)式に代入し、実効変形比 $\alpha_{es,eq}$ の算出を行う。

3. 実効変形比の予測値の精度検証

3.1 検討建物・解析用入力地震動の概要

本予測手法が低層建物から超高層建物まで適応可能であるか検討するため、8階建て(33m)⁹⁾と30階建て(121.5m)^{5),6)}を対象とする。検討建物を図6に示す。

ダンパーには降伏応力度

225N/mm²の座屈拘束型

ブレースを用いる。ダンパ

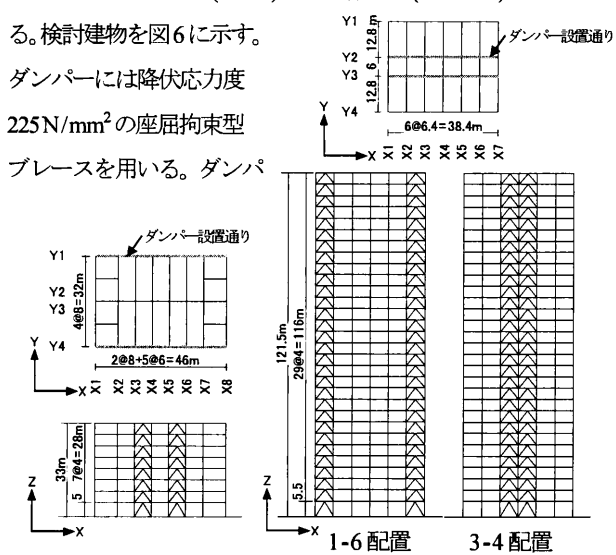


図6 検討建物(8階建て, 30階建て)

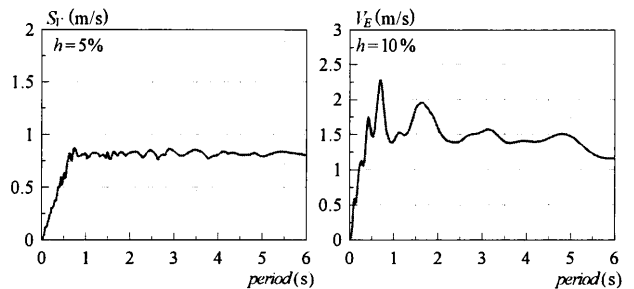


図7 入力地震動のスペクトル

一の配置形式として、8階建ては1種類、30階建ては2種類とする。各層のダンパー耐力を yQ_{di} として、8階建ては全層一律とし⁹⁾、30階建ては A_i 分布に基づく設計用層せん断力分布を基に5段階とする⁹⁾。第1層のダンパー耐力 yQ_{d1} は第1層のダンパーの降伏せん断力係数 $d\alpha_{y1}$ と建物重量を用いた次式で設定する。

$$yQ_{d1} = d\alpha_{y1} \sum_{i=1}^N m_i g \quad (12)$$

ここで、 g ：重力加速度、 m_i ： i 層の質量である。

本報の解析用入力地震動には、ART HACHINOHE（位相特性：HACHINOHE 1968 EW）を採用する。図7に速度応答スペクトル $S_V(h=5\%)$ およびエネルギースペクトル $V_E(h=10\%)$ を示す。

3.2 精度検証

本節では、時刻歴応答解析結果より求めた実効変形比 α_e （精解値）と本報で提案した制振部材の塑性化を考慮した実効変形比の予測値 $\alpha_{es,eq}$ とを比較し、実効変形比の予測値の精度検証を行う。図8(a)～(c)に、8階建ておよび30階建てを用いた、 $d\alpha_{y1} = 0.015, 0.025, 0.035$ における実効変形比の予測値の精度検証について示す。図8(a)より、 $d\alpha_{y1} = 0.015$ の上層で予測値 $\alpha_{es,eq}$ が精解値 α_e より多少小さい値をとるが、下層では概ね一致する。また、 $d\alpha_{y1} = 0.025, 0.035$ では全層で概ね一致する。図(b), (c)より、30階建ては、ダンパーの配置形式および $d\alpha_{y1}$ に関らず、上層で予測値 $\alpha_{es,eq}$ が精解値 α_e より小さい値をとるが、およそ1～20層では概ね一致する。以上より、8階建てでは概ね全層で、30階建てではおよそ1～20層で、予測値 $\alpha_{es,eq}$ の精度は良好であることを確認した。

4. おわりに

本報（その3）では、既報（その1、その2）で課題であった制振部材の塑性化を考慮した実効変形比の予測手法の提案および精度検証を行なった。検証には8階建てと30階建てを対象とした。

提案した予測手法による制振部材の塑性化を考慮した実効変形比 $\alpha_{es,eq}$ は、30階建ての上層を除き、時刻歴応答解析結果の実効変形比 α_e と概ね一致することを確認した。今後は、予測値 $\alpha_{es,eq}$ を用いて、既報で課題であった時刻歴応答解析を行わずに制振部材の最適な投入量の推測を行う手法について検討を行っていく。

参考文献

- 1) 島田侑, 佐藤大樹, 長江拓也, 北村春幸, 福山國夫, 梶原浩一, 井上貴仁, 中島正愛, 斎藤大樹, 福和伸夫, 日高桃子: 超高層建物の下層階ご部分配置する履歴型ダンパーの効果と影響に関する検討—長周期地震動を想定した耐震改修—, 日本建築学会構造系論文集, No.649, pp549-557, 2010.3
- 2) 平田淳二, 寺本隆幸: 各種ダンパーを用いた鋼構造建物の応答性状に関する研究—ダンパー配置による影響—, 日本建築学会大会学術講演梗概集(中国), pp569-570, 2008.9
- 3) 山崎昭司, 大宮幸, 村岡康祐, 寺本隆幸: 低降伏点鋼制振部材を用いた超高層建築の応答性状に関する研究(その1: 高さ方向配置による影響), 日本建築学会大会学術講演梗概集(東海), pp723-724, 2003.9
- 4) 竹中裕美, 大宮幸, 寺本隆幸: 低降伏点鋼ダンパーを用いた超高層建築の応答性状に関する研究—ダンパーの平面配置及び高さ方向分布の影

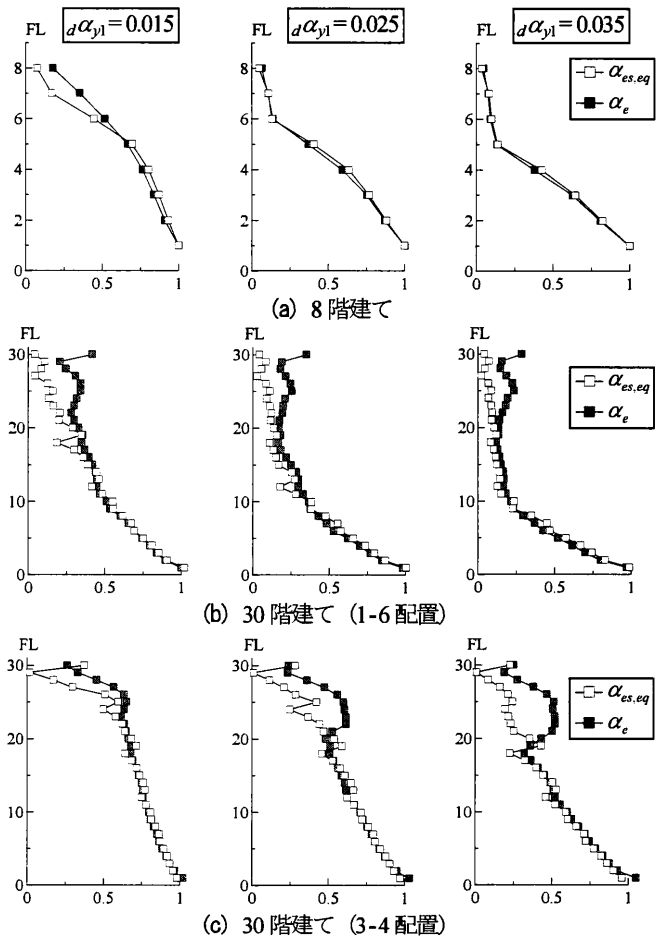


図8 実効変形比の予測値の精度検証（8階建て、30階建て）

- 響一, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道), pp175-176, 2004.8
- 5) 古谷慶, 添田幸平, 佐藤大樹, 北村春幸, 石井正人, 吉江慶祐, 宮崎充, 佐々木和彦, 岩崎雄一: 骨組特性値に基づく超高層制振建物の性能評価—その1: 履歴ダンパーの検討—, 日本建築学会関東支部研究報告集, 2011.3
- 6) 添田幸平, 佐藤大樹, 北村春幸, 古谷慶, 吉江慶祐, 石井正人, 宮崎充, 佐々木和彦, 岩崎雄一: 骨組特性値に基づく超高層制振建物の性能評価—その2: 骨組特性値と応答の関係について—, 日本建築学会関東支部研究報告集, 2011.3
- 7) 石井正人, 笠井和彦: 多層制振構造の時刻歴解析に用いるせん断棒モデルの提案, 日本建築学会構造系論文集, No.647, pp103-112, 2010.1
- 8) 柴田明徳: 最新耐震構造解析 第2版, 森北出版株式会社, 2009.2
- 9) 野村尚史, 佐藤大樹, 北村春幸, 藤澤一善: 高強度鋼を用いた鋼構造中低層建物の耐震評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.785-786, 2011.8

謝辞

本研究は、日建設計、オイレス工業、東京理科大学北村研究室による共同研究の成果の一部を用いたものです。

付録1 等価質量の算出⁸⁾

等価質量 M_s は次式より算出する。

$$M_s = s\beta \{u\}^T [M] s\beta \{u\} \quad (1)$$

ここで、 $s\beta$: 刺激係数、 $s\{u\}$: 固有ベクトル、 M : 質量マトリックスである。

付録2 弾性1次固有周期の近似式⁸⁾

多質点系弾塑性せん断型モデルの弾性1次固有周期の近似式として次式を用いる。

$$T_1 = 2\pi \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n m_i \cdot u_{si}^2}{\sum_{i=1}^n K_{si} \cdot \delta_{si}^2}} \quad (2)$$

ここで、 m_i : i 層の質量、 u_{si} : i 層の相対変位、 K_{si} : i 層の層剛性、 δ_{si} : i 層の層間変位である。 u_{si} および δ_{si} は多質点系弾塑性せん断型モデルに A_i 分布に基づく設計用層せん断力を作用させ、算出したものである。

*1 東京理科大学 *2 (株) 日建設計 *3 オイレス工業 (株)