

論文 / 著書情報  
Article / Book Information

|                   |  |
|-------------------|--|
| 論題(和文)            | エネルギーの釣合に基づく多層制振建物の弾塑性風応答における損傷評価, その1, 風応答時における最適せん断力係数分布の検証  |
| Title             |  |
| 著者(和文)            | 池上昌志, 佐藤大樹, 吉江慶祐, 佐藤利昭, 北村春幸   |
| Authors           | Daiki Sato, Keisuke Yoshie, Toshiaki Sato, Haruyuki Kitamura   |
| 出典 / Citation     | 日本建築学会関東支部研究報告集, , ,   |
| Citation(English) | , , ,  |
| 発行日 / Pub. date   | 2015, 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: <a href="http://ci.nii.ac.jp/naid/110009947861">http://ci.nii.ac.jp/naid/110009947861</a> |

# エネルギーの釣合に基づく多層制振建物の弾塑性風応答における損傷評価

## その1 風応答時における最適せん断力係数分布の検証

正会員○池上昌志\*1 同 佐藤大樹\*2 同 吉江慶祐\*3  
同 佐藤利昭\*1 同 北村春幸\*1

構造—振動

風外力 多質点系 超高層制振建物

弾塑性応答 最適せん断力係数分布 損傷分布

### 1. はじめに

耐震設計の分野において、秋山らは総エネルギー入力が安定した量であることから、エネルギーの釣合に基づくダンパーの損傷評価を提案しており、既に実用化されている。エネルギー法において損傷は、ダンパーの累積塑性変形倍率 $\eta_i$ が全層一定となる基準状態を満たす最適せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_i$ からのずれによって評価される。地震応答を対象とした場合、 $\bar{\alpha}_i$ は秋山により提案されている。一方、耐風設計の分野において、エネルギーの釣合を利用した弾塑性風応答予測として、吉江ら<sup>2)</sup>により風応答は1次モードが支配的であることから、1質点系の風応答予測手法が提案されており、その有効性を示している。また、平井ら<sup>3)</sup>は多質点系での風外力に対して、損傷に寄与するエネルギー $E_D$ <sup>1)</sup>が既知である場合における、風応答時のダンパーの損傷評価手法を示した。その際、 $\bar{\alpha}_i$ は時刻歴応答解析結果を用いて評価しており、風応答に対する $\bar{\alpha}_i$ の評価方法も今後の課題であった。

本報その1では、風応答を対象とした最適せん断力係数分布を、地震応答を対象とした場合に習い<sup>1)</sup>、システム弾性時の最大応答せん断力分布で表すことができるか検証する。本報その2では、スペクトルモード解析により風応答時の最適せん断力係数分布を予測する。次に平井ら<sup>3)</sup>が提案した、風応答時のダンパーの損傷評価手法の適用範囲拡大を目的とし、基準状態と異なる場合のダンパーの損傷分布 $1/\alpha_{yi}$ の予測法を提案し、提案手法と弾塑性風応答解析の結果を比較することでその有効性を示す。

### 2. 多質点弾塑性振動系におけるダンパーの損傷分布

はじめに風力が作用した際の多質点弾塑性振動系のエネルギーの釣合式を示す。多質点弾塑性振動系の運動方程式は次式で表される。

$$[M]\{\ddot{x}\} + [C]\{\dot{x}\} + \{Q\}\{x\} = \{F\} \quad (1-1)$$

ここで、 $[M]$ 、 $[C]$ ：質量、減衰マトリクス、 $\{Q\}$ ：復元力特性、 $\{x\}$ ：変位ベクトル、 $\{F\}$ ：風力ベクトルを表す。

次に、式(1-1)の両辺に前から $\{\dot{x}\}^T$ を乗じて、時刻 $t=0\sim t_0$ で積分し、次式のエネルギーの釣合式を得る。

$$\int_0^{t_0} \{\dot{x}\}^T [M] \{\ddot{x}\} dt + \int_0^{t_0} \{\dot{x}\}^T [C] \{\dot{x}\} dt + \int_0^{t_0} \{\dot{x}\}^T \{Q\} \{x\} dt = \int_0^{t_0} \{\dot{x}\}^T \{F\} dt \quad (1-2)$$

ここで、左辺の第1項、第2項、第3項をそれぞれ、時刻 $t_0$ におけ

る運動エネルギー $W_k$ 、構造減衰による吸収エネルギー $fW_h$ 、フレームの弾性ひずみエネルギー $W_e$ とダンパーの累積塑性ひずみエネルギー $dW_p$ の和、右辺を外力によるエネルギー入力 $E$ とおくと、式(1-2)は次式のように書ける。

$$W_k + fW_h + W_e + dW_p = E \quad (1-3)$$

$W_k$ と $W_e$ は、質点の振動とともにある値の範囲内で増減するものであることから、十分長い時間を考えると $fW_h$ と $dW_p$ に比べて、 $W_k$ と $W_e$ は小さい値となるので式(1-3)は下式で表される。

$$dW_p = E - fW_h = E_D \quad (1-4)$$

ここで、 $E_D$ は損傷に寄与するエネルギーである<sup>1)</sup>。

ダンパーの累積塑性ひずみエネルギー $dW_p$ の分布を表すダンパーの損傷分布 $1/\alpha_{yi}$ は、ダンパーの累積塑性変形倍率 $\eta_i$ を用いて次式で表すことができる<sup>1)</sup>。

$$\frac{1}{\alpha_{yi}} = \frac{dW_{pi}}{E_D} = \frac{dW_{pi}}{\sum_{j=1}^N dW_{pj}} = \frac{d\eta_i \cdot dQ_{yi} \cdot d\delta_{yi}}{\sum_{j=1}^N d\eta_j \cdot dQ_{yj} \cdot d\delta_{yj}} \quad (1-5)$$

ここで、 $N$ ：層数、 $dQ_{yi}$ ： $i$ 層のダンパーの降伏せん断力、 $d\delta_{yi}$ ： $i$ 層のダンパーの降伏変形を表す。

全層の $\eta_i$ が一定となる $1/\alpha_{yi}$ を基準状態<sup>1)</sup>と定義すると、基準状態における $1/\alpha_{yi}$ は式(1-5)より次式で表される。

$$\frac{1}{\alpha_{yi}} = \frac{dQ_{yi} \cdot d\delta_{yi}}{\sum_{j=1}^N dQ_{yj} \cdot d\delta_{yj}} \quad (1-6)$$

ダンパーとフレームの剛性比が各層で異なる場合の $1/\alpha_{yi}$ の予測値は、式(1-7)より求めることができる<sup>4)</sup>。

$$\frac{1}{\alpha_{yi}} = \frac{dS_i \cdot dP_i^{-n_{w,s,i}}}{\sum_{j=1}^N dS_j \cdot dP_j^{-n_{w,s,j}}} \quad (1-7)$$

$$\text{ここで、} \quad dS_i = \left( \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{M} \right)^2 \cdot d\bar{\alpha}_{yi}^2 \cdot \frac{d k_1}{d k_i} \quad (1-8)$$

$$dP_i = \frac{d\alpha_{yi}}{d\alpha_{y1}} \cdot \frac{1}{d\bar{\alpha}_{yi}} \quad (1-9)$$

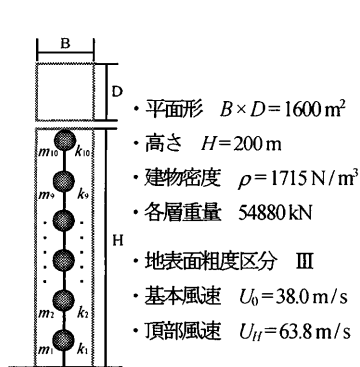


図 1-1 弾塑性解析モデル概要

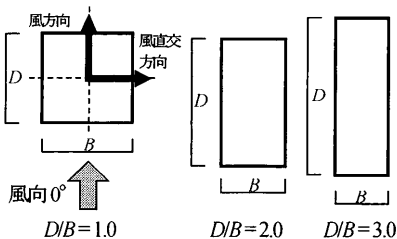


図 1-2 辺長比

表 1-1 各辺長比值

| D/B | B (m) | D (m) |
|-----|-------|-------|
| 1.0 | 40.0  | 40.0  |
| 2.0 | 28.3  | 56.6  |
| 3.0 | 23.1  | 69.3  |

表 1-2 モデル別システム1次周期および振動数

|       | F1    | F2    | F1D1  | F1D2  | F2D1  | F2D2  |
|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| $1/T$ | 5.00  | 5.00  | 3.54  | 3.76  | 3.54  | 3.65  |
| $1/f$ | 0.200 | 0.200 | 0.283 | 0.266 | 0.283 | 0.274 |

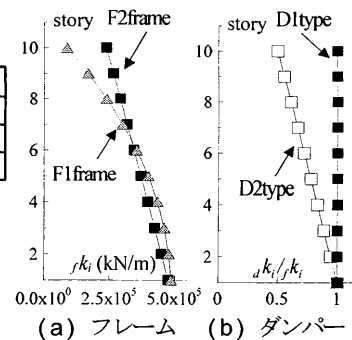


図 1-3 剛性分布

$\alpha_{pi}$ :  $i$  層の強度低下率,  $n_{ws,i}$ : 風応答時における  $i$  層の損傷集中指数,  $m_i$ :  $i$  層の質量,  $\bar{\alpha}_{yi}$ :  $i$  層におけるダンパーの最適降伏せん断力係数分布,  $ak_i$ :  $i$  層におけるダンパー剛性,  $\alpha_{yi}$ :  $i$  層におけるダンパーの降伏せん断力係数を表す。なお,  $n_{ws,i}$  の詳細については後述する (本報その 2)。

フレームとダンパーを合わせた状態をシステムとすると, 地震応答を対象とした場合, 基準状態を満足するためのシステムのせん断力分布は, 最適せん断力係数分布  $\bar{\alpha}_i$  と呼ばれている<sup>1)</sup>。 $\bar{\alpha}_i$  はシステム弾性時の最大応答せん断力係数分布で表されることが知られており<sup>1)</sup>, 地震応答を対象とした場合において秋山により次式が提案されている<sup>1)</sup>。なお, 風応答時との違いを示すために秋山による  $\bar{\alpha}_i$  を  $\bar{\alpha}_{Ei}$  と表記する。

$$\bar{\alpha}_{Ei} = 1 + 1.5927x' - 11.8519x'^2 + 42.5833x'^3 - 59.4827x'^4 + 30.1586x'^5 \quad (1-10)$$

ここで,  $x'$  は次式で表される。

$$x' = 1 - \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{M} \quad (1-11)$$

### 3. 解析対象モデルと風外力の概要

検討対象建物の解析モデルを図 1-1 に示す。解析モデルは, 超高層制振建物を対象とした高さ  $H=200$  m の 10 質点せん断型モデルとした。フレームは, 1 次固有周期  $1T=5.0$  s (1 次固有振動数  $1f=0.2$  Hz), 建物密度  $\rho=1715$  N/m<sup>3</sup> の総重量 54880 kN とし, 重量は高さ方向に一様であると想定した。辺長比  $D/B$  は, 図 1-2 に示すような  $D/B=1.0, 2.0, 3.0$  の 3 通りとする。なお, 全ての  $D/B$  に対して平面積を 1600 m<sup>2</sup> としたため,  $D/B$  ごとにそれぞれ  $B, D$  が異なる (表 1-1)。構造減衰は,  $1T$  に対して, 減衰定数  $\eta = 0.01, 0.02, 0.05$  の剛性比例型の 3 通りとした。各層のフレーム剛性  $f_{ki}$  は, 建物の 1 次固有モードが直線となるように決定<sup>5)</sup>した F1frame,  $f_{k10}$  が  $f_{k1}$  に対して 0.5, かつ  $f_{ki}$  を直線とし, 固有値解析を用いて  $1T = 5.0$  s となるよう設定した F2frame の 2 種類を用いた (図 1-3 (a))。本報では弾塑性ダンパーを完全弾塑性としてモデル化し, 全層で用いている。各層のダンパー剛性  $ak_i$  は,  $ak_i$  と  $f_{ki}$  の比率  $ak_i/f_{ki}$  を各層一定の  $ak_i/f_{ki} = 1.0$  とした D1type,  $ak_{10}/f_{k10} = 1.0, ak_{10}/f_{k10} = 0.5$  とし, かつ  $ak_i/f_{ki}$  を直線とした D2type の 2 種類を用いた (図 1-3 (b))。ダンパーの降伏耐力は,

4 章で詳しく述べるが, システム弾性時における風応答時刻歴解析より求まる最大応答せん断力係数分布<sup>1)</sup>とした。第 1 層の弾塑性ダンパー降伏せん断力係数  $\alpha_{y1}$  (= 第 1 層のダンパーの降伏耐力 / 全重量) は, 0, 0.01, 0.02, 0.04 の 4 通りとダンパー弾性状態 ( $\alpha_{y1} = \infty$ ) の計 5 通りとした。なお,  $\alpha_{y1} = 0$  はダンパーなしを意味する。固有値解析よりシステムの弾性 1 次固有周期  $1T$  は, F1D1model および F2D2model では  $1T=3.54$  s (1 次固有振動数  $1f=0.283$  Hz), F1D2model では  $1T=3.76$  s ( $1f=0.266$  Hz), F2D2model では  $1T=3.65$  s ( $1f=0.274$  Hz) となる (表 1-2)。

構造物に作用する風外力は風洞実験結果<sup>6)</sup>を用いた。実験気流は「建築物荷重指針・同解説」<sup>7)</sup>の地表面粗度区分Ⅲの気流を目標に作成し, 層風力は 10 層分測定した。風速は再現期間 500 年に相当の頂部風速  $U_H = 63.8$  m/s とした。検討用風力波形は, 文献 3) と同様のものを用いた。本報での検討用風力は, 平均成分を含まない変動成分のみの風方向風力と風直交方向風力とする。図 1-4 に風方向風力, 風直交方向風力の頂部層風力  $F_{10}$  のパワースペクトル密度  $S_{F10}$  を辺長比  $D/B$  ごとに示す。

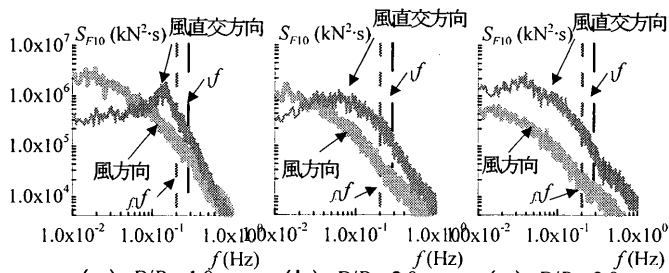


図 1-4 頂部層風力のパワースペクトル密度

### 4. 風応答時のシステム弾性状態の最大応答せん断力係数分布

2 章で述べたように, ダンパーの累積塑性変形倍率  $\eta_{pi}$  が全層一定となる基準状態を満たす最適せん断力係数分布  $\bar{\alpha}_i$  は, 地震応答を対象とした場合において, 式 (1-10) より表されるが, 風応答に対しては十分な検討が行われていない。そこで本章では, 地震応答を対象とした場合,  $\bar{\alpha}_i$  はシステム弾性時の最大応答せん断力係数分布で表されることが<sup>1)</sup>に習い, システム弾性時の時刻歴応答解析から風応答時の最大応答せん断力係数分布  $\bar{\alpha}_{wi}$  を式 (1-12) より求める。なお, 本報では 30 組の応答のアンサンブル平均結果により応答を評価した<sup>8)</sup>。

$$\bar{\alpha}_{wi} = \frac{Q_{i,max}}{\sum_{j=1}^N m_j \cdot g} \bigg/ \frac{Q_{1,max}}{\sum_{i=1}^N m_i \cdot g} \quad (1-12)$$

ここで、 $Q_{i,max}$  : システム弾性時における  $i$  層の最大応答せん断力、 $g$  : 重力加速度を表す。

システム弾性時における風応答時刻歴解析より求めたパラメータ毎の  $\bar{\alpha}_{wi}$  (式 1-12)) を図 1-5 に示す。図 1-5 (a) に、FID1model における結果を示す。図 1-5 (a) (i) では、計 18 種類 (= 風力入力方向 : 2 種類 (風方向入力, 風直交方向入力) × 辺長比  $D/B$  : 3 種類 (1.0, 2.0, 3.0) × 減衰定数  $ih$  : 3 種類 (0.01, 0.02, 0.05)) の  $\bar{\alpha}_{wi}$  の結果と、比較のため地震を対象とした  $\bar{\alpha}_{Ei}$  (式 1-10)) を併記する。図より、風方向風力の方が風直交方向風力より  $\bar{\alpha}_{wi}$  (式 1-12)) は、上層において大きいことが確認できる。これは風方向風力の方が風直交方向風力より、外乱の影響が大きいからと思われる<sup>9)</sup>。地震応答を対象とした  $\bar{\alpha}_{Ei}$  (式 1-10)) と比較すると、下層から中層にかけて  $\bar{\alpha}_{wi}$  と  $\bar{\alpha}_{Ei}$  は概ね一致しているが、上層では  $\bar{\alpha}_{wi}$  が  $\bar{\alpha}_{Ei}$  より小さい結果となっていることが確認できる。これは風応答は 1 次モードが支配的であり、高次モードの影響は小さいからと考えられる<sup>9)</sup>。図 1-5 (a) (ii), (iii) では、それぞれ  $D/B$  および  $ih$  の差異による影響を確認する。ここでは、風方向風力のみ示す。図 1-5 (a) (ii) より、 $\bar{\alpha}_{wi}$  は上層で多少ばらつくが、 $D/B$  の差異による影響は小さいことを確認した。図 1-5 (a) (iii) より、 $\bar{\alpha}_{wi}$  は  $ih$  の差異による影響も小さいことがわかった。FID1model (図 1-5 (a)) で確認できる傾向は、その他 3 つの model でも確認できた。図 1-5 (b) では、風方向風力における計 36 種類 (= 辺長比  $D/B$  : 3 種類 (1.0, 2.0, 3.0) × 減衰定数  $ih$  : 3 種類 (0.01, 0.02, 0.05) × model : 4 種類 (F1D1, F1D2, F2D1, F2D2)) の  $\bar{\alpha}_{wi}$  の結果を示す。図 1-5 (b) (i), (ii) では、それぞれフレーム剛性分布およびダンパー剛性分布の差異による影響を確認する。図 1-5 (b) (i) より、フレーム剛性分布の差異による影響に着目すると、上層において F1frame の方が F2frame より、 $\bar{\alpha}_{wi}$  は多少大きいことがわかった。図 1-5 (b) (ii) より、 $\bar{\alpha}_{wi}$  はダンパー剛性分布の差異による影響も多少受けることを確認した。以上より、風応答時のシステム弾性時における最大応答せん断力係数分布  $\bar{\alpha}_{wi}$  (式 1-12)) は、地震応答を対象とした最適せん断力係数分布  $\bar{\alpha}_i$  (式 1-10)) と異なることがわかった。さらに、 $\bar{\alpha}_{wi}$  は風力入力方向および剛性分布の差異による影響が小さくないということがわかった。

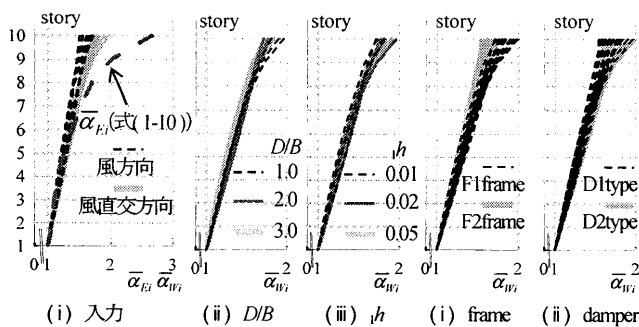


図 1-5 システム弾性時の最大応答せん断力比分布

### 5. 風応答時の最適せん断力係数分布

システム弾性時の風応答時刻歴解析結果より求まる最大応答せん断力係数分布  $\bar{\alpha}_{wi}$  (式 1-12)) が、基準状態における風応答時の最適せん断力係数分布を満足できるか検証を行う。

はじめに、システム弾性時の  $i$  層におけるシステムのせん断力係数  $\alpha_i$  は、ダンパーとフレームの負担せん断力を考えることで、次式のように表せる。

$$\alpha_i = \frac{Q_{i,max}}{\sum_{j=1}^N m_j \cdot g} = \frac{{}_d Q_{i,max} + {}_f Q_{i,max}}{\sum_{j=1}^N m_j \cdot g} = \frac{{}_d k_i \cdot \delta_i + {}_f k_i \cdot \delta_i}{\sum_{j=1}^N m_j \cdot g} \quad (1-13)$$

$$= \frac{{}_d Q_{i,max}}{\left(\sum_{j=1}^N m_j \cdot g\right)} \cdot \left(\frac{{}_d k_i + {}_f k_i}{{}_d k_i}\right) = {}_d \alpha_i \left(\frac{k_i}{{}_d k_i}\right)$$

ここで、 ${}_d Q_{i,max}$  :  $i$  層のダンパーの最大応答せん断力、 ${}_f Q_{i,max}$  :  $i$  層のフレームの最大応答せん断力、 $\delta_i$  :  $i$  層における層間変位、 ${}_d \alpha_i$  :  $i$  層のダンパーのせん断力係数、 $k_i$  :  $i$  層におけるシステム剛性を表す。

システム弾性時におけるシステムの最大応答せん断力係数分布  $\bar{\alpha}_i$  は、ダンパーのせん断力係数分布  ${}_d \bar{\alpha}_i$  を用いて下式で表される<sup>1)</sup>。

$$\bar{\alpha}_i = \frac{\alpha_i}{\alpha_1} = {}_d \alpha_i \left(\frac{k_i}{{}_d k_i}\right) \bigg/ {}_d \alpha_1 \left(\frac{k_1}{{}_d k_1}\right) \quad (1-14)$$

$$= {}_d \bar{\alpha}_i \left(\frac{k_i}{{}_d k_i}\right) \bigg/ \left(\frac{k_1}{{}_d k_1}\right)$$

弾塑性応答の場合、式 1-14) において  ${}_d \bar{\alpha}_i$  を  ${}_d \bar{\alpha}_{yi}$  と置き換えることで、 ${}_d \bar{\alpha}_{yi}$  は次式で表させる。

$${}_d \bar{\alpha}_{yi} = \bar{\alpha}_i \left(\frac{{}_d k_i}{k_i}\right) \bigg/ \left(\frac{{}_d k_1}{k_1}\right) \quad (1-15)$$

この時、ダンパーの降伏せん断力  ${}_d Q_{yi}$  は  ${}_d \bar{\alpha}_{yi}$  を用いて次式より算出できる。

$${}_d Q_{yi} = {}_d \alpha_{yi} \cdot {}_d \bar{\alpha}_{yi} \cdot \sum_{i=j}^N m_j \cdot g \quad (1-16)$$

式 1-15) を式 1-16) に代入し、 $\bar{\alpha}_i$  を風応答時の  $\bar{\alpha}_{wi}$  に変換することで、最終的に  ${}_d Q_{yi}$  は次式となる。

$${}_d Q_{yi} = {}_d \alpha_{yi} \cdot \bar{\alpha}_{wi} \cdot \left(\frac{{}_d k_i}{k_i}\right) \bigg/ \left(\frac{{}_d k_1}{k_1}\right) \cdot \sum_{i=j}^N m_j \cdot g \quad (1-17)$$

次に、システム弾性時における風応答時刻歴解析より得られた  $\bar{\alpha}_{wi}$  (図 1-5) を用いて、式 1-17) よりダンパーの降伏せん断力  ${}_d Q_{yi}$  を設定し、弾塑性風応答時刻歴解析を行い、基準状態の理論式 (式 1-6)) と比較することで  $\bar{\alpha}_{wi}$  (図 1-5) の妥当性を検証する。図 1-6 に、弾塑性風応答時刻歴解析より求めたダンパーの損傷分布  $1/d_{yi}$  (式 1-5)) と、式 1-6) より求めた基準状態での理論値の比較を示す。

なお、図 1-6 には計 226 通り (= 風力入力方向 : 2 種類 (風方向入力, 風直交方向入力) × 辺長比  $D/B$  : 3 種類 (1.0, 2.0, 3.0) × 減衰定数  $ih$  : 3 種類 (0.01, 0.02, 0.05) × model : 4 種類 (F1D1, F1D2, F2D1, F2D2) ×  ${}_d \alpha_{yi}$  : 3 種類 (0.01, 0.02, 0.04)) の解析結果の一部を示す。図 1-6 より、風力入力方向、 $D/B$ 、 $ih$ 、フレームの剛性分布および  ${}_d \alpha_{yi}$  によらず、

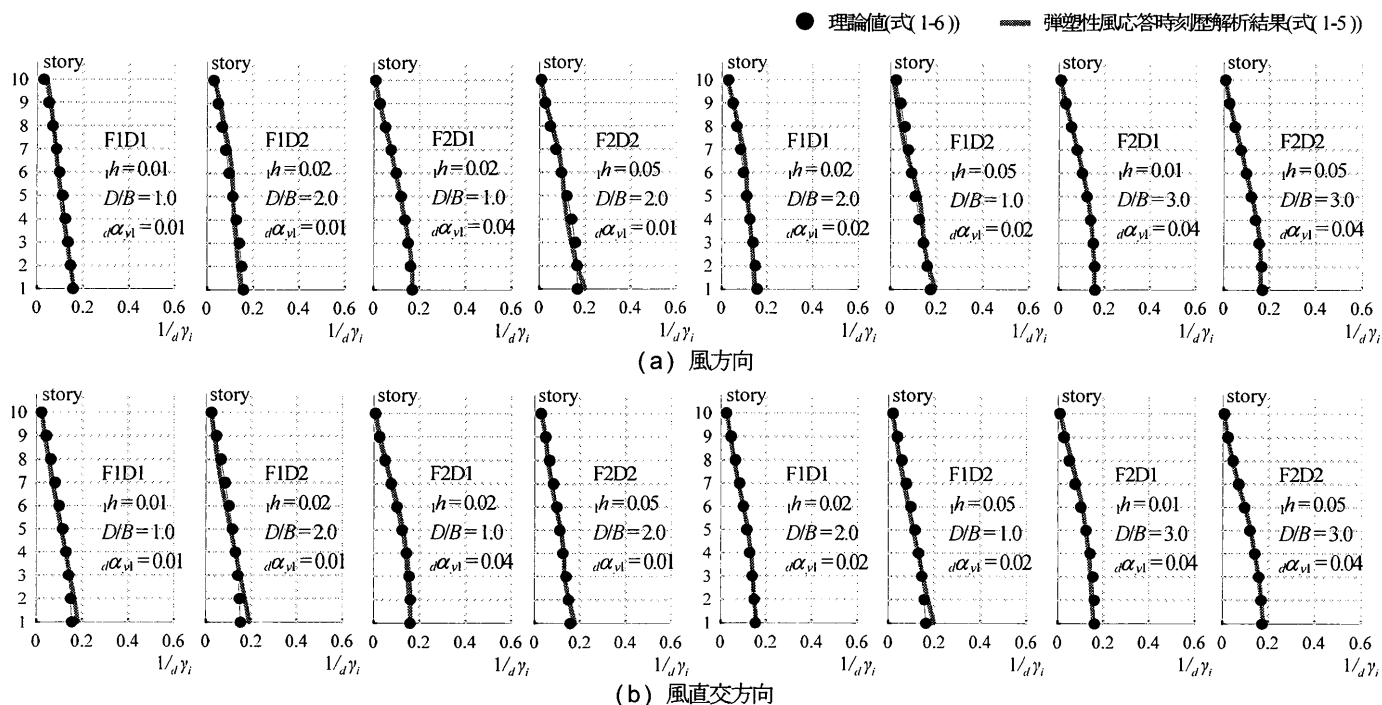


図 1-6 基準状態の場合におけるダンパーの損傷分布の理論値と弾塑性風応答時刻歴解析結果の比較

D1typeにおいて、弾塑性風応答時刻歴解析(式(1-5))は、全層において理論値(式(1-6))と精度よく一致していることが確認できる。D2typeでは、7層付近および下層において、弾塑性風応答時刻歴解析(式(1-5))は、理論値(式(1-6))と若干の差異を示すが、概ね一致している。そのことは、風応答時においても、システム弾性時における最大応答せん断力係数分布から算出した $\bar{\alpha}_{wi}$ を用いることで、ダンパーの累積塑性変形倍率 $\alpha\eta_i$ が各層一定となる基準状態を満足することを示している。以上より、システム弾性時における最大応答せん断力係数分布から算出した $\bar{\alpha}_{wi}$ により風応答時における最適せん断力係数分布が評価できることが確認された。

## 6 まとめ

本報は、多質点系でのエネルギーの釣合に基づく弾塑性風応答予測手法を構築するための基礎研究を目的としている。本報その1では、風応答を対象とした最適せん断力係数分布を、地震応答を対象とした場合に習い、システム弾性時の最大応答せん断力分布で表すことができるか検証した。以下に得られた知見を示す。

- (1) 風応答時のシステム弾性時における最大応答せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ (式(1-12))は、地震応答時の最適せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_i$ (式(1-10))と異なることがわかった。
- (2)  $\bar{\alpha}_{wi}$ は辺長比 $D/B$ および減衰定数 $h$ の差異による影響は小さいが、風力入力方向および剛性分布の差異による影響が小さくないということがわかった。
- (3) 風応答時においても、システム弾性時における最大応答せん断力係数分布から算出した $\bar{\alpha}_{wi}$ を用いることで、ダンパーの累積塑性変形倍率 $\alpha\eta_i$ が各層一定となる基準状態を満足できることを示した。以上より、システム弾性時における最大応答せん断力係数分布から算出した $\bar{\alpha}_{wi}$ により風応答時における最適せん断力係数分布が評価できることが確認された。

## 参考文献

- 1) 秋山宏: エネルギーの釣合に基づく建築物の耐震設計, 技報堂出版, 1997
- 2) 吉江慶祐, 北村春幸, 大熊武司: エネルギーの釣合に基づく平均成分を有する広帯域性の変動風力を受ける弾塑性構造物の応答予測手法: 日本建築学会構造系論文集, 第608号, pp.21-28, 2006.10
- 3) 平井宏幸, 吉江慶祐, 佐藤大樹, 北村春幸: エネルギーの釣合に基づく変動風力を受ける超高層制振建築物の損傷分配評価, 2011年度日本建築学会関東支部研究報告(CD-ROM), 2011, 2012.3
- 4) 栗林晃司, 佐藤大樹, 北村春幸, 山口路夫, 西本晃治: 実効変形を考慮した履歴減衰型制振部材を有する鋼骨造建築物のエネルギーの釣合に基づく応答予測法, 日本建築学会構造系論文集, 第661号, pp.543-552, 2011.3
- 5) 佐藤大樹, 笠井和彦, 田村哲朗: 粘弾性ダンパーの振動数依存性が風応答に与える影響, 日本建築学会構造系論文集, 第635号, pp.75-82, 2009.1
- 6) 丸川比佐夫, 大熊武司, 北村春幸, 吉江慶祐, 鶴見俊雄, 佐藤大樹: 風洞実験に基づく高層建築物の多層風力によるエネルギー入力性状 その2, 日本建築学会大会学術論文梗概集, B-2, pp.193-194, 2010.9
- 7) 日本建築学会: 建物荷重設計-同解説, 2004
- 8) 平井宏幸, 吉江慶祐, 佐藤大樹, 片桐裕治, 鶴見俊雄, 北村春幸, 大熊武司: 風洞実験より得られた層風力のサンプル数が高層建築物の時刻歴風応答評価に及ぼす影響, 日本建築学会技術報告集, 第18巻, 第39号, pp.489-494, 2012.6
- 9) 平井宏幸, 吉江慶祐, 佐藤大樹, 鈴木悠也, 北村春幸: 変動風力を受ける超高層建築物の高次モード応答特性, 日本建築学会技術報告集, 第18巻, 第38号, pp.79-84, 2012.2
- 10) 吉江慶祐, 大熊武司, 北村春幸, 和田章: 広帯域性の変動風力を受ける弾塑性構造物の応答変位振幅の確率分布, 日本建築学会構造系論文集第604号, pp.37-46, 2006.6
- 11) 辻田修, 早部安弘, 大熊武司, 和田章: 弾塑性構造物の風応答性状ならびにその予測手法に関する研究その1 風直角方向振動の場合, 日本建築学会構造系論文集, 第481号, pp.9-16, 1996.3
- 12) 池上昌志, 吉江慶祐, 佐藤大樹, 佐藤利昭, 北村春幸: 弾塑性ダンパーを有する多質点系モデルの風応答時におけるエネルギー特性, 第23回風工学シンポジウム論文集, 2014.12
- 13) 北村春幸, 財津和康, 馬谷原半恵: 主梁構の塑性化を考慮した制振構造物のエネルギーの釣合に基づく応答評価, 日本建築学会構造系論文集, 第599号, pp.71-78, 2006.1
- 14) 加藤勉, 秋山宏: 地震時における鋼骨造せん断型多層骨組の損傷分布則, 日本建築学会構造系論文集, 第270号, pp.61-68, 1978.8

\*1 東京理科大学

\*2 東京工業大学

\*3 株式会社 日建設