

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2, スペクトルモーダル解析による最適せん断力係数分布予測と損傷予測
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: http://ci.nii.ac.jp/naid/110009947862

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2 スペクトルモーダル解析による最適せん断力係数分布予測と損傷予測

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

本報その1では、地震応答を対象とした場合の最適せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ の考え方を準用し、風応答時においても、システム弾性時における風応答時刻歴解析から求まる最大応答せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ を算出し、ダンパーの累積塑性変形倍率 η_i が全層一定となる基準状態を満足することを検証した。そして $\bar{\alpha}_{wi}$ を風応答時における最適せん断力係数分布とすることを示した(本報その1, 式(1-12))。

本報その2では、スペクトルモーダル解析により風応答時の最適せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ の予測を行い、基準状態においてダンパーの損傷分布 $1/\eta_i$ を算出し、弾塑性時刻歴応答解析結果と比較することで予測手法の妥当性を示す。次に平井ら³⁾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において、ダンパーの損傷分布 $1/\eta_i$ を算出し、弾塑性風応答解析の結果と比較することで適用範囲を確認する。

2. 風応答時の最適せん断力係数分布の予測手法

2.1 風応答時の最適せん断力係数分布の予測式の誘導

風応答は1次モードが支配的であり、多質点系でのシステム弾性時の層間変位の標準偏差 σ_{δ_i} は、1次共振成分と準静的成分で近似できること⁹⁾に着目して、時刻歴応答解析なしに $\bar{\alpha}_{wi}$ を予測する。

本報では、次式より s 次モーダル風力 sF を作成した。

$$sF = \sum_{i=1}^N s\phi_i \cdot f_i \quad (2-1)$$

ここで、 N : 層数、 $s\phi_i$: システム弾性時における i 層の s 次振動モード形、 f_i : i 層の層風力を表す。

応答のパワースペクトル密度は、境界振動数 f_{bound} を境に準静的成分(添字 B で表す)と共振成分(添字 R で表す)に分離することができる^{10,11)}。本報では文献10)にならい、境界振動数 f_{bound} をシステム1次固有振動数 f の1/3の振動数(システム1次固有周期 T の3倍の周期)としている。

まず、1次モーダル風力のパワースペクトル密度 sF に対して、構造特性の1次モーダル剛性 ${}_1K$ と減衰定数 ${}_1h$ からスペクトルモーダル解析により、1次モーダル応答変位 ${}_1q$ の共振成分の標準偏差 ${}_1\sigma_{Rq}$ を式(2-2)より算出する。なお、1次モーダル剛性 ${}_1K$ はフレーム剛性 ${}_1k_i$ とダンパー剛性 ${}_1ak_i$ の和であるシステム剛性 ${}_1k_i$ をもとに、modelごとに固有値解析より算出した。

$${}_1\sigma_{Rq} = \left[\int_{f_{bound}}^{\infty} |H(\omega)|^2 \cdot sF \, d\omega \right]^{1/2} \quad (2-2)$$

ここで、

$${}_1H(\omega) = \frac{1}{1 - \left(\frac{\omega}{{}_1\omega}\right)^2 + 2i_1h \frac{\omega}{{}_1\omega}} \cdot \frac{1}{{}_1K} \quad (2-3)$$

${}_1H(\omega)$: システム弾性時における1次の周波数応答関数、 ${}_1\omega$: システム弾性時における1次固有円振動数を表す。

風方向風力入力時のような広帯域応答では、層間変位に占める準静的成分の割合は大きく、かつ層間変位の準静的成分は、減衰定数による影響は小さいので、外乱との静的な力の釣合から応答値を直接評価できることが確認されている⁹⁾。従って、式(2-4)より、風外力からせん断力 Q_i の準静的成分の標準偏差 σ_{BQ_i} を求め、式(2-5)から層間変形の準静的成分の標準偏差 $\sigma_{B\delta_i}$ を評価する。

$$\sigma_{BQ_i} = \sum_{j=1}^N \sigma_{BF_j} = \sum_{j=1}^N \left[\int_0^{f_{bound}} S_{F_j} d\omega \right]^{1/2} \quad (2-4)$$

$$\sigma_{B\delta_i} = \frac{\sigma_{BQ_i}}{k_i} = \frac{\sigma_{BQ_i}}{f k_i + {}_d k_i} \quad (2-5)$$

ここで、 σ_{BF_j} : j 層における風力の準静的成分の標準偏差、 S_{F_j} : i 層における風力のパワースペクトル密度を表す。

多質点系でのシステム弾性時における層間変形の標準偏差 σ_{δ_i} は、1次共振成分と準静的成分で近似できることから⁹⁾、式(2-6)のように表すことができる。

$$\sigma_{\delta_i} = \left[({}_1\sigma_{Rq} \cdot ({}_1\phi_i - {}_1\phi_{i-1}))^2 + \sigma_{B\delta_i}^2 \right]^{1/2} \quad (2-6)$$

よって、システム弾性時における最大層間変形 $\delta_{i,max}$ は次式から算出することができる。

$$\delta_{i,max} = \left[({}_1\sigma_{Rq} \cdot ({}_1\phi_i - {}_1\phi_{i-1}))^2 + \sigma_{B\delta_i}^2 \right]^{1/2} \cdot g_p \quad (2-7)$$

ここで、 g_p はピークファクターであり、次式から算出した⁷⁾。

$$g_p = \sqrt{2 \ln(600 f) + 1.2} \quad (2-8)$$

システム弾性時における最大応答せん断力 $Q_{i,max}$ は、式(2-7)を式(2-9)に代入して求められ、その結果を式(1-12)に代入することで $\bar{\alpha}_{wi}$ を時刻歴応答解析なしに算出できる。

$$Q_{i,max} = k_i \cdot \delta_{i,max} \quad (2-9)$$

2.2 風応答時の最適せん断力係数分布の予測値の検討

検討対象建物の解析モデルおよび諸元については、本報その1と同様とする。図2-1に、本報その1で述べたシステム弾性時における風応答時刻歴解析より求めた $\bar{\alpha}_{wi}$ （本報その1、図1-5）と、スペクトルモーダル解析より求めた $\bar{\alpha}_{wi}$ の予測値の比較を示す。なお、図2-1には計72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）×model：4種類（FID1, FID2, F2D1, F2D2））の解析結果の一部のみを示す。図2-1より、風力入力方向、model、減衰定数 ih および辺長比 D/B の差異に関係なく、D1typeにおいて、スペクトルモーダル解析より求めた予測値 $\bar{\alpha}_{wi}$ はシステム弾性時における風応答時刻歴解析より求めた $\bar{\alpha}_{wi}$ と精度良く一致していることが確認できる。D2typeにおいても、概ね一致していることを確認した。

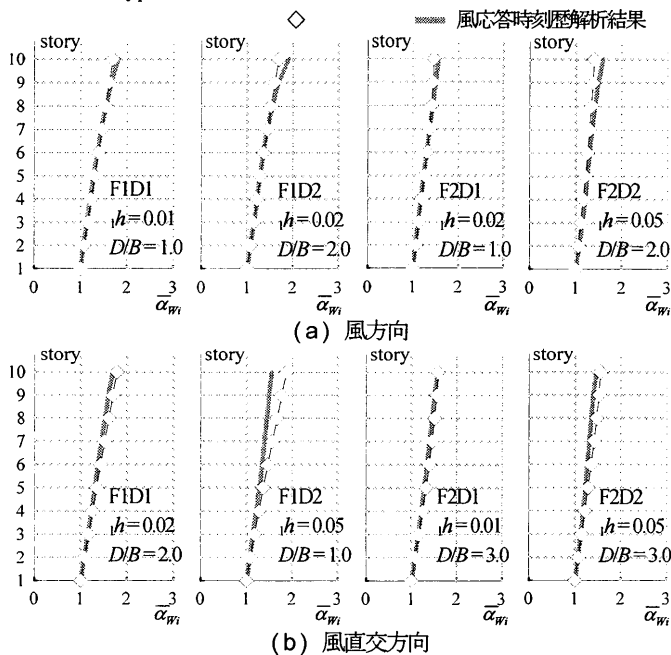


図2-1 システムの最適せん断力係数分布の予測値と弾性風応答時刻歴解析結果の比較

次に、スペクトルモーダル解析より $\bar{\alpha}_{wi}$ を算出し、本報その1、式(1-17)よりダンパーの降伏せん断力 dQ_{yi} を設定することで、基準状態におけるダンパーの損傷分布 $1/a_{yi}$ が弾塑性風応答時刻歴解析結果より求めた $1/a_{yi}$ を満たすことを確認する。

図2-2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 $1/a_{yi}$ と、上記のようにダンパーの降伏耐力 dQ_{yi} を設定した予測手法により、本報その1、式(1-6)から求めた基準状態での理論値の比較を示す。なお、図2-2には計226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）×model：4種類（FID1, FID2, F2D1, F2D2）× $d\alpha_{yi}$ ：3種類（0.01, 0.02, 0.04））の解析結果の一部のみを示す。図2-2より、風力入力方向、辺長比 D/B 、減衰定数 ih 、modelおよび $d\alpha_{yi}$ に関係なく、スペクトルモーダル解析より $\bar{\alpha}_{wi}$ を算出し、式(1-17)よりダンパーの降伏耐力を設定することで、ダンパーの損傷分布 $1/a_{yi}$ は、弾塑性時風応答時刻歴解析結果より求めた $1/a_{yi}$ に精度よく一致していることが確認できる。以上より、基準状態を満たす風応答時における最適せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ を時刻歴応答解析なしに算出する本手法の妥当性を確認した。

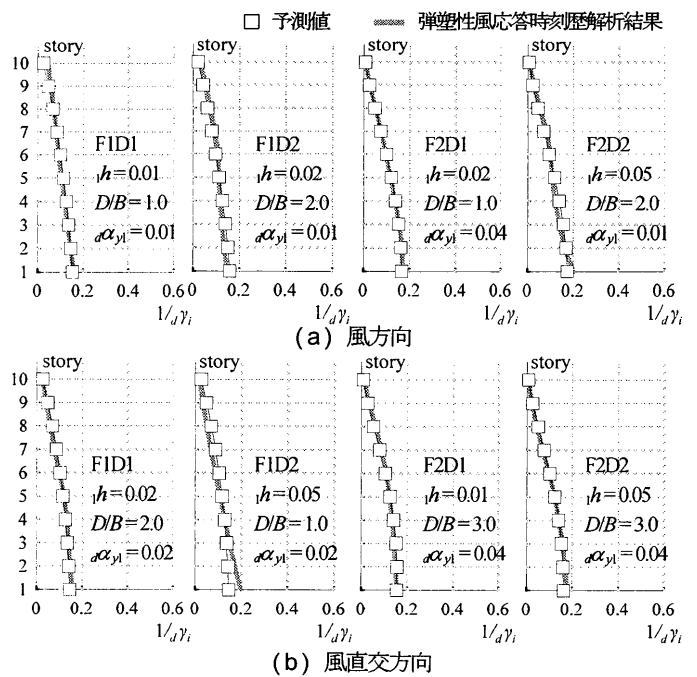


図2-2 風応答時の最適せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ の予測値を用いたダンパーの損傷分布と弾塑性風応答時刻歴解析結果の比較

3. ダンパーの損傷分布の予測

前章では、全層のダンパーの累積塑性変形倍率 $a\eta_i$ が一定となる基準状態の場合において、風応答時における最適せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ からダンパーの降伏せん断力 dQ_{yi} を設定した。本章では、基準状態と異なる場合における検討を行う。

ダンパーの降伏せん断力比分布 dQ_{yi}/aQ_{yi} は、図2-3に示すように、本報その1、式(1-17)より算出される最適降伏せん断力比分布（◆印）（以降、最適分布）をもとに、3つのグループに分割（■印1～3層, 4～7層, 8～10層）した3段階分布、2つのグループに分割（▲印1～5層, 6～10層）した2段階分布、1つに統一した1段階分布（○印）の3通りを用いる。

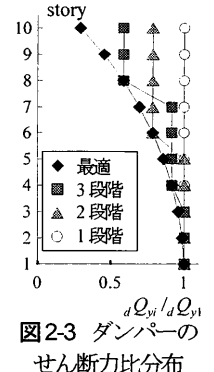


図2-3 ダンパーのせん断力比分布

3.1 エネルギー吸収分担

本報で用いる解析パラメータにおけるエネルギー吸収分担を確認する。弾塑性時刻歴応答解析結果を用いて、全層における入力エネルギー ΣE に占める全層におけるダンパーの累積塑性ひずみエネルギー ΣdW_p の割合 α_p を式(2-10)より算出する。図2-4に、縦軸を α_p 、横軸を第1層のダンパーの最大塑性率 $d\mu_{1,max}$ として図示する。 $d\mu_{1,max}$ は式(2-11)を用いて算出した。なお、図2-4には計864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（FID1, FID2, F2D1, F2D2）×ダンパーの降伏せん断力比分布 dQ_{yi}/aQ_{yi} ：4種類（最適分布, 3段階分布, 2段階分布, 1段階分布）× $d\alpha_{yi}$ ：3種類（0.01, 0.02, 0.04））の解析結果を示す。

$$\alpha_p = \frac{\sum_{i=1}^N dW_{pi}}{\sum_{i=1}^N E_i} = \frac{\sum_{i=1}^N dW_{pi}}{\sum_{i=1}^N W_{hi} + \sum_{i=1}^N dW_{pi}} \quad (2-10)$$

$$d\mu_{1,max} = d\delta_{1,max} / d\delta_{y1} \quad (2-11)$$

ここで、 $\Sigma_f W_h$: 全層における構造減衰による吸収エネルギー、
 $d\delta_{1,max}$: 第1層のダンパーの最大層間変位、 $d\delta_{y1}$: 第1層のダンパーの降伏変位を表す。

図2-4に着目すると、第1層のダンパーの最大塑性率 $d\mu_{1,max}$ が大きくなると、 α_p は増加することが確認できる^{例14)}。 α_p は、風力入力方向、辺長比 D/B 、model および $d\alpha_{y1}$ の差異による影響は小さく、減衰定数 ih および $d\mu_{1,max}$ の差異による影響が大きいことがわかった^{例14)}。また、ダンパーの降伏せん断力比分布 dQ_{y1}/dQ_{y1} の差異による α_p への影響は小さいことが確認できる。よって、 $\alpha_p - d\mu_{1,max}$ が示す傾向は、基準状態を満足する場合 (dQ_{y1}/dQ_{y1} : 最適分布) と基準状態と異なる場合 (dQ_{y1}/dQ_{y1} : 3段階分布, 2段階分布, 1段階分布) によらないことを確認した。拡大図に着目すると、第1層のダンパーの最大塑性率が小さい $d\mu_{1,max} < 2.0$ において、 α_p は極小であることから、解析時間内では各層概ね弾性応答であると考えられる。

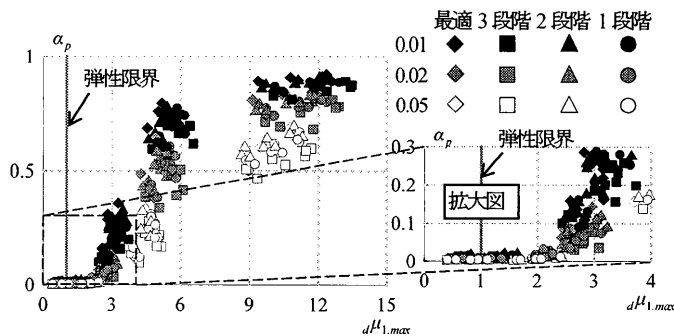


図2-4 ダンパーの最大塑性率によるエネルギー吸収分担

3.2 風応答時における損傷集中指数

基準状態と異なる場合におけるダンパーの累積塑性ひずみエネルギー dW_p の分布は、本報その1、式(1-7)より算出される。損傷集中指数 $n_{s,i}$ は、 $\bar{\alpha}_i$ からの偏りを表す強度低下率 $d\alpha_i$ に乗ずることで、ダンパーの損傷分布 $1/d\alpha_i$ を補正する指数である。文献13)により、地震応答時の損傷集中指数 $n_{Es,i}$ が提案されている。一方、文献3)により、風応答時の損傷集中指数 $n_{Ws,i}$ は、式(2-12)が提案されている。式(2-12)は、ダンパーの第1層の降伏せん断力係数 $d\alpha_{y1}$ 、 k 層のダンパーの降伏耐力の低減係数 p_d および損傷集中階である k 層を解析パラメータとし、風応答時における損傷集中指数 $n_{Ws,i}$ と負担せん断力比 r_{qi} (式(2-13)) との関係 (図2-5) から、 $n_{Ws,i}$ 値が安全側の評価となるように、風方向風力入力時よりも大きい風直交方向風力入力時を対象とし、 $p_d=0.8$ のときの $n_{Ws,i}$ 値が最大となるプロットを用いて¹⁴⁾、最小二乗法により決定している。本報では柔剛混合構造を対象とした検討を行うため、前述したように、各層のダンパーの最大塑性率が小さい場合は、各層で概ね弾性応答と判断し、文献3)で図示された範囲から省いた (図2-5)。図2-5には比較のため、耐震設計の場合における $n_{Es,i}$ 式¹³⁾を併記する。

$$\left. \begin{aligned} n_{Ws,i} &= 12 & r_{qi} &\leq 1.6 \\ n_{Ws,i} &= 25 \cdot r_{qi}^{-1.6} & 1.6 < r_{qi} &\leq 7.5 \\ n_{Ws,i} &= 1 & r_{qi} &> 7.5 \end{aligned} \right\} \quad (2-12)$$

$$\text{ここで、} r_{qi} = \frac{fQ_{i,max}}{dQ_{y1}} = \frac{f k i_d \delta_{i,max}}{d k i_d \delta_{y1}} \quad (2-13)$$

$fQ_{i,max}$: i 層のフレームの最大せん断力、 $d\delta_{i,max}$: i 層のダンパーの最大層間変位、 $d\delta_{y1}$: i 層のダンパーの降伏変位を表す。

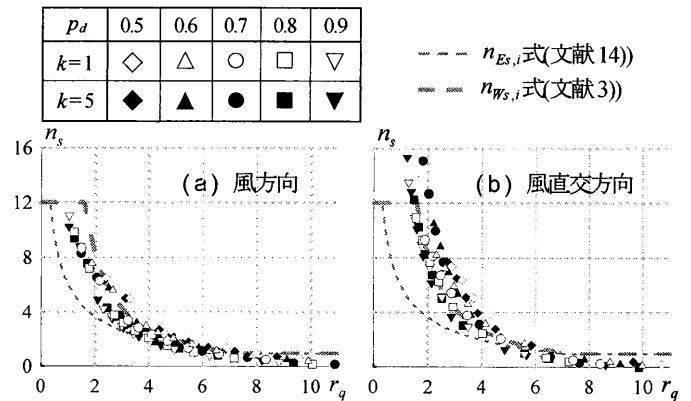


図2-5 $n_s - r_q$ 関係

式(2-12)の妥当性を検証するため、弾塑性風応答時刻歴解析結果による負担せん断力比 r_{qi} を用いて $n_{Ws,i}$ を求め、式(1-7)よりダンパーの損傷分布 $1/d\alpha_i$ を算出する。それと弾塑性風応答時刻歴解析より求めた $1/d\alpha_i$ と比較することで、本報の解析パラメータは文献3)の適用範囲であることを確認する。図2-6に、弾塑性風応答時刻歴解析より求めた $1/d\alpha_i$ と、式(2-12)から算出した $n_{Ws,i}$ を用いて、式(1-7)より求めた予測値の比較を示す。なお、図2-6には計648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 (FID1, FID2, F2D1, F2D2) × ダンパーの降伏せん断力比分布 dQ_{y1}/dQ_{y1} : 3種類 (3段階分布, 2段階分布, 1段階分布) × $d\alpha_{y1}$: 3種類 (0.01, 0.02, 0.04)) の解析結果の一部のみを示す。なお、図2-6には3.1節で求めた α_p および後述する $R_{1/d\alpha_i}$ を併記する。図2-6よ

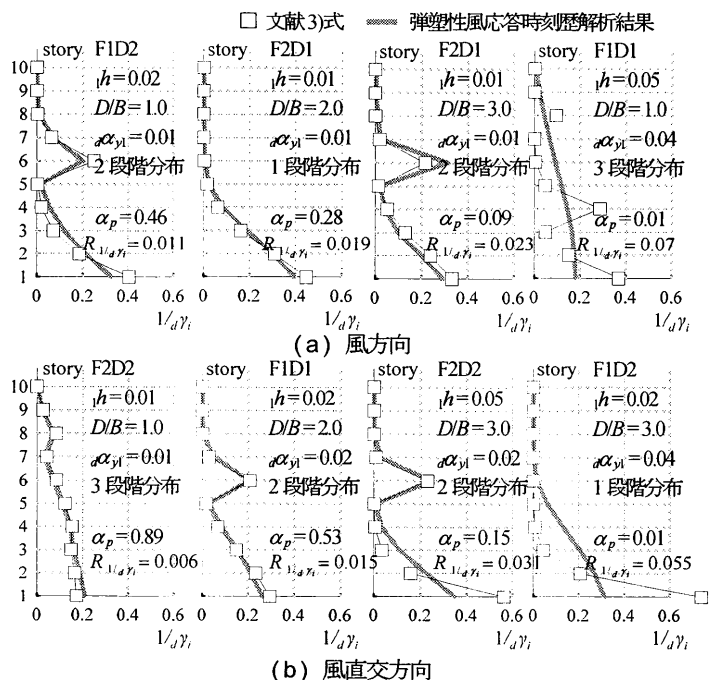
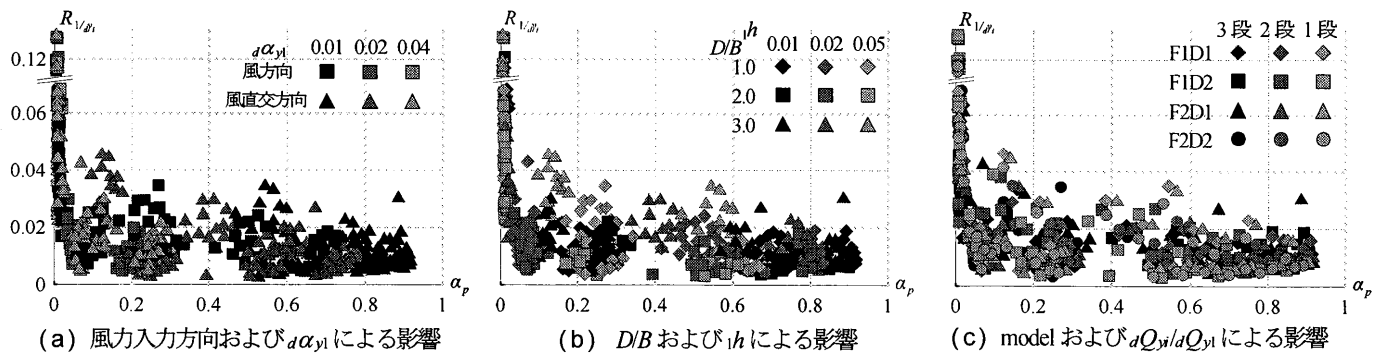


図2-6 風応答時の損傷集中指数 $n_{Ws,i}$ を用いたダンパーの損傷分布と弾塑性風応答時刻歴解析結果の比較


 図2-7 α_p によるダンパーの損傷分布

り、式(2-12)から算出した $n_{w_s,i}$ を用いて、式(1-7)より求められる $1/a\gamma_i$ (□印)は、パラメータの差異によらず、 α_p が大きいほど、弾塑性風応答時刻歴解析より求めた $1/a\gamma_i$ (○印)と一致していることが確認できる。なお、 $\alpha_p=0.01$ において、式(2-12)から算出した $n_{w_s,i}$ を用いても $1/a\gamma_i$ は、弾塑性風応答時刻歴解析結果を予測出来ないことがわかった。しかし、 α_p が極小範囲では、前述したように各層で概ね弾性応答であることから、柔剛混合構造を対象とする式(1-7)の適用範囲外である。

3.3 ダンパーの損傷分布と α_p の関係性

風応答時の損傷集中指数 $n_{w_s,i}$ を式(2-12)より算出し、式(1-7)を用いてダンパーの損傷分布 $1/a\gamma_i$ (以降、予測値)を求め、弾塑性時刻歴解析結果より求まる $1/a\gamma_i'$ (以降、時刻歴結果)との平均差分 $R_{1/a\gamma_i}$ を検討する。なお、 $R_{1/a\gamma_i}$ は次式から算出される。

$$R_{1/a\gamma_i} = \frac{\sum_{i=1}^N |1/a\gamma_i - 1/a\gamma_i'|}{N} \quad (2-14)$$

図2-6より、 α_p が大きいほど、 $R_{1/a\gamma_i}$ は小さくなることが確認できる。図2-7に、縦軸を $R_{1/a\gamma_i}$ 、横軸を α_p とし、パラメータの差異による計648通りの結果を示す。図2-7(a)には、風力入力方向および α_{γ_i} の違いによる影響を、図2-7(b)には、辺長比 D/B および減衰定数 ih の違いによる影響を、図2-7(c)には、modelおよびダンパーの降伏せん断力比分布 aQ_{yi}/aQ_{yi} の違いによる影響をそれぞれ図示する。図2-7より、 α_p が増加するほど $R_{1/a\gamma_i}$ は減少していることから、 α_p が増加するほど予測値は、時刻歴結果と良く一致していることがわかる。ダンパーのエネルギー分担率2%以下 ($\alpha_p < 0.02$) では、 $R_{1/a\gamma_i}$ が急激に大きくなることを確認した。これは前述したように、各層概ね弾性応答であり (図2-4 参照)、ダンパーの損傷も無く、本手法の適用範囲外である。図2-7(a)より、 $R_{1/a\gamma_i}$ は風方向の方が風直交方向よりばらつくがその値は微小であることから、風力入力方向および α_{γ_i} の差異による影響は小さいことを確認した。図2-7(b)より、 $R_{1/a\gamma_i}$ は D/B および ih の差異による影響は小さいことがわかった。図2-7(c)より、 aQ_{yi}/aQ_{yi} が最適分布からずれるほど、 $R_{1/a\gamma_i}$ はばらつくがその値は微小であることから、modelおよび aQ_{yi}/aQ_{yi} の差異による影響は小さいと考える。以上より、 α_p が増加するほどダンパーの損傷分布 $1/a\gamma_i$ の予測値は、時刻歴結果により求まる $1/a\gamma_i$ に良く一致していることがわかった。この傾向はパラメータの差異による影響は小さいことがわかった。本報の解析パラメータにより、文献3)で提案された $n_{w_s,i}$ 式(式(2-12))を用いることでダンパ

一の損傷分布 $1/a\gamma_i$ を $\alpha_p > 0.02$ の範囲で表現できることがわかり、式(2-12)の適用範囲の拡大を確認した。

4 まとめ

本報その2では、スペクトルモーダル解析により風応答時の最悪せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_m$ の予測を行い、基準状態においてダンパーの損傷分布 $1/a\gamma_i$ を算出し、弾塑性時刻歴解析結果と比較することで有効性を示した。次に平井ら³⁾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において、ダンパーの損傷分布 $1/a\gamma_i$ を算出し、弾塑性風応答解析の結果と比較することで適用範囲を確認した。以下に得られた知見を示す。

- (1) 風力入力方向、辺長比 D/B 、減衰定数 ih 、Modelおよび α_{γ_i} に関係なく、スペクトルモーダル解析より $\bar{\alpha}_m$ を算出し、式(1-17)よりダンパーの降伏耐力を設定することで $1/a\gamma_i$ は、弾塑性時刻歴解析結果より求めた $1/a\gamma_i$ に精度よく一致していることが確認でき、基準状態を満たす $\bar{\alpha}_m$ を時刻歴解析なしに算出する本手法の有効性を確認した。
- (2) 全層における入力エネルギー ΣE に占める全層におけるダンパーの累積塑性ひずみエネルギー ΣdW_p の割合 α_p が増加するほど $1/a\gamma_i$ の予測値は、時刻歴結果より求まる $1/a\gamma_i$ に良く一致したことを確認した。この傾向は風力入力方向、辺長比 D/B 、減衰定数 ih 、model、ダンパーの降伏せん断力比分布 aQ_{yi}/aQ_{yi} および α_{γ_i} の差異による影響は小さいことがわかった。
- (3) 本報の解析パラメータにより、文献3)で提案された風応答時における損傷集中指数 $n_{w_s,i}$ 式(式(2-12))を用いることでダンパーの損傷分布 $1/a\gamma_i$ を $\alpha_p > 0.02$ の範囲において表現できることがわかり、式(2-12)の適用範囲の拡大を確認した。

謝辞

本研究は、神奈川大学大能武司教授、(株)泉創建エンジニアリング、(株)日建設計、東京理科大学北村研究室による新耐風設計法研究会の成果の一部です。特に、本研究を進めるにあたり、大能武司教授、(株)泉創建エンジニアリングの丸川比佐夫博士、片桐純治博士、鶴見俊雄氏からご指導を賜りました。ここに記して、感謝の意を表します。

参考文献は本報その1にまとめて記載する。

*1 東京理科大学

*2 東京工業大学

*3 株式会社 日建設計