

論文 / 著書情報
Article / Book Information

論題(和文)	履歴型ダンパーを有する超高層制振建物の風応答時における累積損傷分布予測
Title(English)	CUMULATIVE DAMAGE PREDICTION FOR PASSIVE CONTROLLED HIGH-RISE BUILDING WITH HYSTERETIC DAMPERS ON WIND-INDUCED RESPONSE
著者(和文)	佐藤大樹, 池上昌志, 平井宏幸, 吉江慶祐, 佐藤利昭, 北村春幸
Authors(English)	Daiki Sato, Masashi IKEGAMI, Keisuke Yoshie, Toshiaki Sato, Haruyuki Kitamura
出典(和文)	日本建築学会構造系論文集, Vol. 81, No. 728, pp. 1635-1645
Citation(English)	Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 81, No. 728, pp. 1635-1645
発行日 / Pub. date	2016, 10
Rights	日本建築学会
Relation	is version of: https://www.jstage.jst.go.jp/article/aijs/81/728/81_1635/_article/-char/ja/
Note	本文データは学協会の許諾に基づきJ-STAGEから複製したものである

履歴型ダンパーを有する超高層制振建物の風応答時における累積損傷分布予測

CUMULATIVE DAMAGE PREDICTION FOR PASSIVE CONTROLLED HIGH-RISE BUILDING
WITH HYSTERETIC DAMPERS ON WIND-INDUCED RESPONSE佐藤 大樹^{*1}, 池上 昌志^{*2}, 平井 宏幸^{*3},
吉江 慶祐^{*4}, 佐藤 利昭^{*5}, 北村 春幸^{*6}Daiki SATO, Masashi Ikegami, Hiroyuki HIRAI,
Keisuke YOSHIE, Toshiaki SATO and Haruyuki KITAMURA

An energy balance-based design method for earthquake-induced response of a building has been proposed by Dr. Akiyama; it is very useful for the evaluation of the cumulative damage. However, an energy balance-based design method for the wind-induced response of buildings has not been established yet. In this study, we establish a prediction method based on energy balance for estimating the cumulative damage to hysteretic dampers installed in a high-rise building on wind-induced response. We propose a new optimum yield shear force coefficient distribution and damage concentration factor for prediction of damage caused by wind-induced response. The validity of this prediction method is confirmed by comparing the results with time history analysis results.

Keywords : Passive Controlled High-rise Building, Elasto-plastic Wind-induced Response, Hysteretic Damper, Cumulative Damage Prediction, Energy Balance
超高層制振建物, 弾塑性風応答, 履歴型ダンパー, 累積損傷予測, エネルギーの釣合

1. はじめに

地震時における超高層建物の構造体の損傷制御,あるいは応答低減を目的として,建物内に履歴減衰型または粘性減衰型のダンパーにより減衰を付加する制振構造はすでに広く普及している⁴⁾。鋼材ダンパーに代表される履歴減衰型ダンパーの場合,制振効果を高めるためには,できるだけ小さな荷重レベルから早期にダンパーを塑性化させることで,エネルギー吸収を積極的に行うことが有効である。ただし,超高層建物に履歴減衰型ダンパーを採用した制振構造を設計する場合には,長周期・長時間地震やその余震によって発生する,多数回の繰返しによるダンパーの累積疲労損傷を評価する必要がある⁵⁾⁶⁾。

一方,現状の耐風設計では,建築物の高層化が進み,風荷重が構造設計において支配的な設計荷重となる建築物が出現するようになって,想定される最大の風荷重に対して主要な構造体を弾性応答に留めるように設計が行なわれている。これは,風外力の継続時間が数時間に及ぶため,部材や接合部などに累積疲労損傷の恐れがあること,塑性化によって建築物の固有周期が長くなると,風力が長周期側にパワーのピークを持つため,固有周期に対応する風外力の

パワーが増し,風荷重が増大する恐れがあること,また,それらに対する研究が十分に進んでいないなどの理由によるものである⁷⁾。しかし,地震に対する制振効果を高めるために,低い荷重レベルで塑性化させる履歴減衰型ダンパーを採用すると,風外力によってダンパーが塑性化することが考えられる。このような場合,風荷重に対してもダンパーの累積疲労損傷の評価が必須となる。

弾塑性風応答時におけるダンパーの累積疲労損傷を評価するために,一般的には時刻歴応答解析を行なう必要がある^{例えば8)}。その際,地震動と比較して遙かに継続時間の長い風外力を用いて,多数の時刻歴応答解析を行なうモンテカルロ法を用いる必要がある⁹⁾¹⁰⁾。膨大な計算量を必要とする。そのため,風荷重に対する弾塑性風応答時における建物の挙動を把握するだけでなく,履歴減衰型ダンパーの累積疲労損傷を実用的に評価するために,時刻歴応答解析を用いない手法が求められている⁹⁾¹⁰⁾。特に,累積疲労損傷と直接に関連付けることができるエネルギーの釣合に基づく評価は有用であると考えられ,吉江らはエネルギーの釣合を利用した1質点系弾塑性モデルにおける弾塑性風応答予測手法を提案している¹⁰⁾。ただし,実際の構造物の設計に応用するためには,多質点系での弾塑性風応答予測方法が

本論文は,文献1)~3)の内容に加筆・修正したものである。

*1 東京工業大学未来産業技術研究所 准教授・博士(工学)

*2 前田建設工業(株) 修士(工学)(元 東京理科大学大学院)

*3 戸田建設(株) 修士(工学)(元 東京理科大学大学院)

*4 (株)日建設計 構造設計部長・博士(工学)

*5 九州大学大学院人間環境学研究院 准教授・博士(工学)

*6 東京理科大学理工学部建築学科 教授・博士(工学)

Assoc. Prof., FIRST, Tokyo Institute of Tech., Dr.Eng.

MAEDA Corporation, M.Eng. (Former Grad. Stud., Tokyo Univ. of Science)

TODA Corporation, M.Eng. (Former Grad. Stud., Tokyo Univ. of Science)

General Manager, Structural Engineering Section, Nikken Sekkei Ltd., Dr.Eng.

Assoc. Prof., Faculty of Human-Environmental Studies, Kyushu Univ., Dr.Eng.

Prof., Dept. of Architecture, Tokyo Univ. of Science, Dr.Eng.

必要である。その方法の1つとして、耐震設計の分野で秋山によって提案されているエネルギーの釣合に基づく耐震設計法（以下、エネルギー法）¹¹⁾を、風応答時にも適用することが考えられる。

エネルギー法により、変形や塑性化の度合いと履歴吸収エネルギーを直接に関係づけることで、時刻歴応答解析を用いることなく各層の累積損傷評価や応答予測を行うことが可能となる。エネルギー法を用いて応答予測を行なうためには、入力されたエネルギーが各層にどの程度配分されるか、つまりエネルギーの高さ方向の分布（以下、累積損傷分布）を予測する必要がある。秋山が提案した累積損傷分布の予測式は、設定した各層のせん断力 $\bar{Q}_i$ が、累積塑性変形倍率が全層で等しくなる理想的な降伏せん断力分布である「最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_i$ 」からのずれに基づいて算出され、損傷集中の程度は「損傷集中指数 n_s 」によって表される¹¹⁾。しかし、秋山によって提案された最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_i$ や損傷集中指数 n_s は地震応答を対象に決定された値であり^{11),12)}、風応答に対する適用を検討した研究はこれまでに無い。地震外力と風外力に対して、エネルギー法により統一的に累積損傷分布を予測することができれば、設計時においてダンパーの累積疲労損傷を、地震だけでなく風応答も含めて総合的に評価することが可能となる。

本論文では、エネルギーの釣合に基づく履歴減衰型ダンパー（以下、ダンパーと呼ぶ）を有する超高層制振建物の弾塑性風応答予測手法を構築するための第1段階として、累積損傷分布の予測手法を構築することを目的とし、最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_i$ や損傷集中指数 n_s を新たに提案する。弾塑性風応答は地震応答と異なり、風力をもつ平均成分^{9),10)}の影響を受けることは既に知られているが、本論文は平均成分の影響を別途考慮するものとして⁹⁾、変動成分のみの風方向風力と風直交方向風力を対象とした累積損傷分布の予測手法を提案するものである。風外力に平均成分を有する場合や風方向・風直交方向・捻れが同時に作用した場合の累積損傷分布については今後の課題とする。

以下に本論文の構成を示す。第2章では、多数のパラメータを幅広く変化させた数値実験結果から、風応答時の最適降伏せん断力係数分布の特徴を述べ、地震応答時の最適降伏せん断力係数分布と比較する。第3章では、スペクトルモーダル解析により、時刻歴応答解析を用いずに風応答時の最適降伏せん断力係数分布を算出する手法を提案する。第4章では、数値実験から算出した風応答時の損傷

集中指数が地震時と比較した後、風応答時の損傷集中指数を新たに提案する。さらに、提案した最適降伏せん断力係数分布と損傷集中指数を用いて風応答時におけるダンパーの累積損傷分布を予測し、時刻歴応答解析結果と比較することで、本手法の予測精度と適用範囲についての検証を行なう。なお、本論文では構造物の振動により風力特性が変化しないことを前提として、空力不安定振動の問題は対象外とする。

2. 風応答時における最適降伏せん断力係数分布の検討

秋山により提案されている地震応答を対象としたエネルギー法では、累積損傷予測に用いられる最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_i$ を、弾性モデルの最大応答せん断力係数分布で表現している¹¹⁾。本章でも、その手法を準用し、フレームのタイプ、ダンパー量、ダンパーの剛性および降伏せん断力をパラメータとした時刻歴風応答解析による数値実験から風応答時の最大応答せん断力係数分布を算定し、地震応答時の最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_i$ と比較検討を行なう。さらに算定した風応答時の最大応答せん断力係数分布を用いることで、累積塑性変形倍率が全層で等しくなる状態（以下、基準状態と呼ぶ）を満たすかを検証し、風応答時においても最適降伏せん断力係数が存在するかを確認する。

2.1 解析対象モデルの概要

検討対象建物の解析モデルを図1に示す。本論文では、超高層制振建物を対象とし、高さ $H=200\text{ m}$ の10質点せん断型モデルを用いる。フレームを、1次固有周期 $f_1T=5.0\text{ s}$ 、建物密度 $f\rho=175\text{ kg/m}^3$ とし、質量は高さ方向に一律と想定した。辺長比 D/B を図2に示すような $D/B=1.0, 2.0, 3.0$ の3種類とする。なお、全ての D/B に対して平面積を $1,600\text{ m}^2$ としているため、 D/B ごとにそれぞれ B, D が異なる（表1）。構造減衰を剛性比例型として、 f_1T に対して、減衰定数 $\eta_h=0.01, 0.02, 0.05$ の3種類を用いる。各層のフレーム剛性 $f k_i$ は、建物の1次固有モードが直線¹³⁾となるF1frameと、 $f k_{10}=0.5 f k_1$ の台形分布となり、かつ $f_1T=5.0\text{ s}$ となるよう設定したF2frameの2種類を用いた（図3(a)）。本論文では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 $d k_i$ は、 $d k_i / f k_i$ を各層一定の $d k_i / f k_i=1.0$ としたD1typeと、1層で $d k_1 / f k_1=1.0, 10$ 層で $d k_{10} / f k_{10}=0.5$ の台形分布となるD2typeの2種類を用いた（図3(b)）。なお、ダンパーとフレームを合せてシステムと呼び、ダンパ

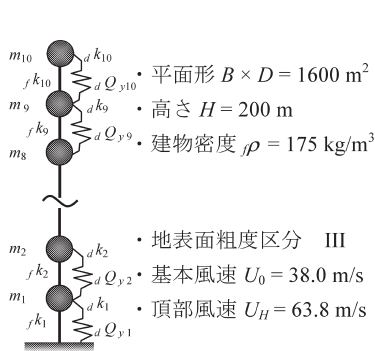


図1 弾塑性解析モデル概要

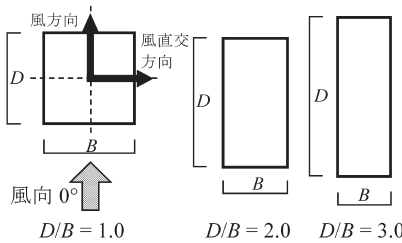


図2 風向の定義および辺長比

表1 辺長比一覧		
D/B	B (m)	D (m)
1.0	40.0	40.0
2.0	28.3	56.6
3.0	23.1	69.3

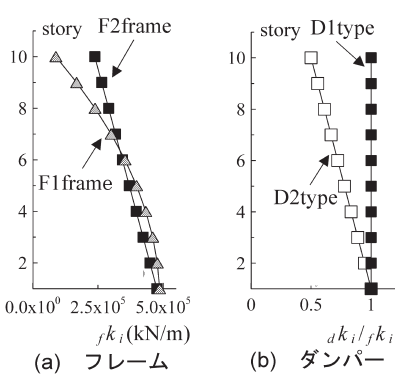


図3 剛性分布

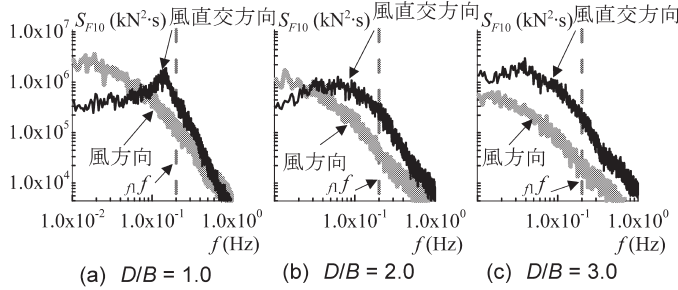


図4 頂部層風力のパワースペクトル密度

を弾性としたモデルを弾性モデルと呼ぶ事とする。ダンパーの降伏せん断力の設定については後述する。固有値解析より求めたシステムの弾性1次固有周期 T は、F1D1modelとF2D1modelが $T=3.54$ s, F1D2modelは $T=3.76$ s, F2D2modelは $T=3.65$ sである。

2.2 風外力の概要および応答の評価方法

構造物に作用する風外力は風洞実験結果¹⁴⁾を用いた。実験気流を「建築物荷重指針・同解説」¹⁵⁾の地表面粗度区分Ⅲの気流を目標に作成した。実験模型は高さ $H=50$ cm, 辺長比 $D/B=1.0, 2.0, 3.0$, 平面積 $A=100$ cm²の角柱模型とし、層風力を10層分測定した。風洞実験方法および実験条件の詳細については文献¹⁴⁾を参照されたい。時刻歴風応答解析には、「建築物荷重指針・同解説」¹⁵⁾に従って算出した再現期間500年に相当する風力(頂部風速 $U_H=63.8$ m/s)を用いた。検討用風力波形は1組につき10質点分の変動風力波形を0.05 s刻み13,000ステップとし、風洞実験結果から応答の評価時間部分が重ならないように650 s×30組を取り出した。本論文では、風向角 0° で $D/B=1.0, 2.0, 3.0$ の合計6種類の特性の異なる風力を用いる。

本論文では前述したように、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を対象としている。図4(a)~(c)に風方向風力、風直交方向の層風力の例として、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。なお、図4に示す S_{F10} は30波のアンサンブル平均結果である。図中の破線はフレームのみでの弾性1次固有振動数 f_n である。図4より、風方向風力において D/B の差異によらず、解析モデルの1次固有振動数に比べて低振動数側で大きなパワーを有するスペクトル形状であり準静的成分(後述)が多く含まれていることが確認できる。風直交方向風力の $D/B=3.0$ においても風方向風力と同様に、低振動数側で大きなパワーを有する広帯域なスペクトル形状であるが、 D/B が小さくなるのに従って、0.1 Hz付近にピークをもつ。特に $D/B=1$ では、比較的狭帯域なスペクトル形状となることがわかる。このように、本論文では変動成分による風応答を考える上で、幅広い検討が行えるように風力を決定している。

時刻歴風応答解析開始時における過渡応答の影響を避けるため、各風力波形の先頭50 sにエンベロープを設け、その後の600 s(10分)間での応答を評価に用いる。本論文では30波¹⁶⁾のアンサンブル平均により応答値を評価する。

2.3 風応答時における弾性モデルの最大応答せん断力係数分布

弾性モデルを用いた時刻歴応答解析結果から、風応答時の最大応答せん断力係数分布 α_i/α_1 を式(1)より求める。

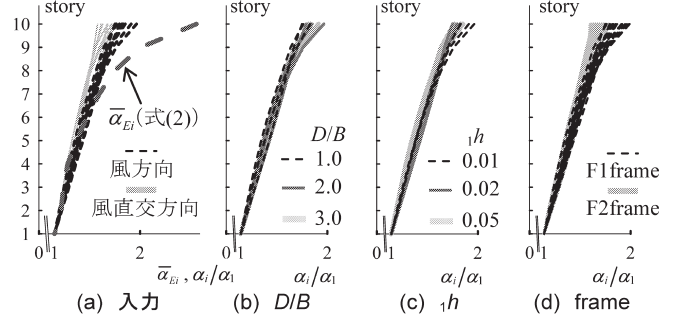


図5 弾性システムの最大応答せん断力係数分布

$$\frac{\alpha_i}{\alpha_1} = \frac{Q_i}{\sum_{j=1}^N m_j \cdot g} \bigg/ \frac{Q_1}{\sum_{j=1}^N m_j \cdot g} \quad (1)$$

ここで、 Q_i : システムにおける i 層の最大応答せん断力、 N : 層数、 m_i : i 層の質量、 g : 重力加速度を表す。

図5(a)~(d)に、弾性モデルにおける時刻歴風応答解析より得られた α_i/α_1 (式(1))を、解析パラメータ毎に示す。図5(a)に、F1D1modelにおける計18ケース(=風力入力方向: 2種類(風方向風力, 風直交方向風力)×辺長比 D/B : 3種類(1.0, 2.0, 3.0)×減衰定数 h : 3種類(0.01, 0.02, 0.05))の結果を示す。秋山により提案された地震応答を対象とした最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{Ei}$ (式(2))¹¹⁾を比較のために図5(a)に併記する(本論文では、風応答時との違いを示すために、秋山による地震応答時の最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_i$ を $\bar{\alpha}_{Ei}$ と表記する)。

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

$$x_i' > 2 \text{ の場合}$$

$$\bar{\alpha}_{Ei} = 1 + 0.5x_i' \quad (2b)$$

$$x_i' < 2 \text{ の場合}$$

ここで、 x_i' は次式で表される¹¹⁾。

$$x_i' = \frac{i-1}{N} \quad \text{質量分布が均一の場合} \quad (3a)$$

$$x_i' = 1 - \frac{\sum_{j=1}^N m_j}{M} \quad \text{質量分布が不均一の場合} \quad (3b)$$

ここに、 M : 総質量である。

図5(a)より、風応答時の最大応答せん断力係数分布 α_i/α_1 (式(1))と地震応答を対象とした最大応答せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{Ei}$ (式(2))を比較すると、下層から中層にかけて α_i/α_1 は $\bar{\alpha}_{Ei}$ と概ね一致しているが、上層では $\bar{\alpha}_{Ei}$ 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、地震時応答に比べて高次モードの影響が小さいことが原因であると考えられる¹⁷⁾。 α_i/α_1 を風方向風力と風直交方向風力で比較すると、風方向風力の方が風直交方向風力より上層において大きいことが確認できる。図5(b)と(c)から、 D/B および h の差異による影響をそれぞれ確認する。ここでは、風方向風力のみ計9ケース(=辺長比 D/B : 3種類(1.0, 2.0, 3.0)×減衰定数 h : 3種類(0.01, 0.02, 0.05))の α_i/α_1 の結果を示す。図5(b)より、 α_i/α_1 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といえる。図5(c)より、 α_i/α_1 は h の差異による影響も小さいことがわかった。なお、F1D1model(図5(a), (b), (c))で確認できる傾向は、その他3つのmodelでも確認できた。図5(d)には、風方向風力における計36ケース(=辺長比 D/B : 3種類(1.0, 2.0,

3.0) × 減衰定数 γ_h : 3 種類 (0.01, 0.02, 0.05) × model: 4 種類 (F1D1, F1D2, F2D1, F2D2)) の結果を示す。図 5(d)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 5(d)より、フレーム剛性分布の差異による影響に着目すると、剛性分布の違いにより (図 3(a)), 上層において F1frame の方が F2frame より、 α_i/α_1 は多少大きいことが確認できる。

以上より、風応答時の弾性モデルにおける最大応答せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ は、地震応答を対象とした最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{ei}$ (式 (2)) と異なることが確認された。さらに、 α_i/α_1 は風力および剛性分布の差異による影響を受けることがわかった。

2.4 風応答時の最適降伏せん断力係数分布の検証

ダンパーの累積塑性ひずみエネルギー ${}_dW_{pi}$ の分布を表すダンパーの累積損傷分布 $1/{}_d\gamma_i$ は、時刻歴応答解析より得られるダンパーの累積塑性変形係率 ${}_d\eta_i$ を用いて次式で表すことができる¹¹⁾。

$$\frac{1}{{}_d\gamma_i} = \frac{{}_dW_{pi}}{\sum_{j=1}^N {}_dW_{pj}} = \frac{{}_d\eta_i \cdot {}_dQ_{yi} \cdot {}_d\delta_{yi}}{\sum_{j=1}^N {}_d\eta_j \cdot {}_dQ_{yj} \cdot {}_d\delta_{yj}} \quad (4)$$

ここで、

$${}_d\eta_i = \frac{{}_dW_{pi}}{{}_dQ_{yi} \cdot {}_d\delta_{yi}} \quad (5)$$

ここに、 ${}_dQ_{yi}$: 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。

本論文では、全層の ${}_d\eta_i$ が一定となる $1/{}_d\gamma_i$ を基準状態 $1/{}_d\gamma_{0i}$ と定義する。基準状態の理論値 $1/{}_d\gamma_{0i}$ は、式(4)において ${}_d\eta_i = {}_d\eta$ を代入することで次式のように表され (付録 A), 応答値に依存しないダンパーの特性値 (${}_dQ_{yi}$, ${}_dk_i$ または ${}_d\delta_{yi}$) のみで基準状態の理論値 $1/{}_d\gamma_{0i}$ を決定することができる。

$$\frac{1}{{}_d\gamma_{0i}} = \frac{{}_dQ_{y0i} \cdot {}_d\delta_{yi}}{\sum_{j=1}^N {}_dQ_{y0j} \cdot {}_d\delta_{yj}} = \frac{{}_dQ_{y0i}^2 / {}_dk_i}{\sum_{j=1}^N {}_dQ_{y0j}^2 / {}_dk_j} \quad (6)$$

${}_dQ_{y0i}$ は基準状態を満足するためのダンパーの最適降伏せん断力であり、式(7)より算出できる (付録 B)。

$${}_dQ_{y0i} = {}_d\alpha_{y1} \cdot \bar{\alpha}_i \cdot \left(\frac{{}_dk_i}{k_i} \right) / \left(\frac{{}_dk_1}{k_1} \right) \cdot \sum_{j=1}^N m_j \cdot g \quad (7)$$

ここで、 ${}_dk_i$: i 層におけるダンパー剛性、 k_i : i 層におけるシステムの弾性剛性、 ${}_d\alpha_{y1}$: 第 1 層のダンパー降伏せん断力係数 (= 第 1 層のダンパーの降伏せん断力 / 全重量) であり、本論文では ${}_d\alpha_{y1}$ をダンパー量、式(7)の ${}_dQ_{y0i}$ を用いて決定したダンパーの降伏せん断力分布 ${}_dQ_{y0i} / {}_dQ_{y01}$ をダンパーの最適分布と呼ぶこととする。 $\bar{\alpha}_i$ は基準状態を満足するためのシステムの最大応答せん断力係数分布であり、最適降伏せん断力係数分布と呼ばれる¹¹⁾ (本論文では、地震応答時の最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_i$ を $\bar{\alpha}_{ei}$ と表記し (前述), 風応答時の最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ と表記する)。

弾性モデルの時刻歴風応答解析より求められた最大応答せん断力係数分布 α_i/α_1 を式(7)の $\bar{\alpha}_i$ に代入してダンパーの降伏せん断力 ${}_dQ_{y0i}$ を設定し、弾塑性時刻歴風応答解析の結果を用いて式(4)よりダンパーの累積損傷分布 $1/{}_d\gamma_i$ を算出する。その結果と基準状態の理論値 $1/{}_d\gamma_{0i}$ (式(7)) の比較を行なうことで、弾性モデルの最大応答せん断力係数分布 α_i/α_1 (式(1)) を、風応答時における最適せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ として用いることができるかを確認する。

図 6(a), (b)に、風方向および風直交方向風力を入力した際の弾塑性時刻歴風応答解析結果を用いて式(4)より算出したダンパーの累積損傷分布 $1/{}_d\gamma$ (解析値) と、式(6)より求めた基準状態 $1/{}_d\gamma_{0i}$ (理論値) の比較をそれぞれ示す。なお、図 6 には計 216 ケース (= 風力入力方向: 2 種類 (風方向風力, 風直交方向風力) × 辺長比 D/B : 3 種類 (1.0, 2.0, 3.0) × 減衰定数 γ_h : 3 種類 (0.01, 0.02, 0.05) × model: 4 種類 (F1D1, F1D2, F2D1, F2D2) × ${}_d\alpha_{y1}$: 3 種類 (0.01, 0.02, 0.04)) の中から、典型的な解析結果を例として示している。図 6 より、風力入力方向、 D/B , γ_h , フレームの剛性分布やダンパー剛性分布、さらに ${}_d\alpha_{y1}$ によらず、いずれのケースにおいても、式(7)のダン

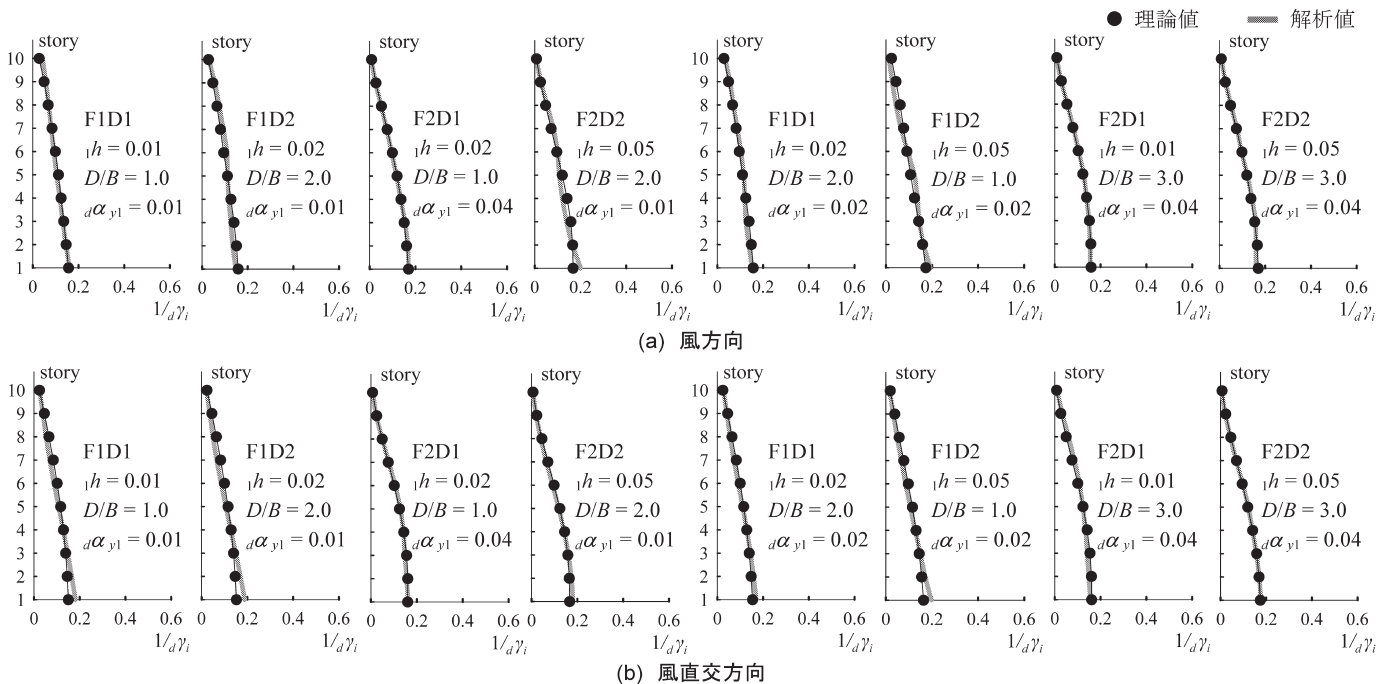


図 6 最適分布におけるダンパーの累積損傷分布の理論値と弾塑性風応答解析結果の比較

パー降伏せん断力 ${}_dQ_{y0i}$ を用いた弾塑性時刻歴風応答解析より得られたダンパーの累積損傷分布 $1/d\gamma_i$ は、全層において基準状態 $1/d\gamma_{0i}$ の理論値(式(6))と精度よく一致していることが確認できる。

以上より、弾性モデルにおける風応答時の最大応答せん断力係数分布 α_i/α_1 を、風応答時における基準状態を満足する最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ として用いることができることがわかった。

3. 風応答時における最適降伏せん断力係数分布の予測手法

3.1 スペクトルモーダル解析を用いた予測手法

前章では弾性モデルの時刻歴風応答解析結果より得られた最大応答せん断力係数分布 α_i/α_1 を、風応答時における最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ として用いることができることを示した。本章では、筆者らの提案した手法¹⁷⁾を準用して、時刻歴風応答解析を行なうことなく、風応答時におけるダンパーの最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ を予測する手法を示す。

i 層の風力時刻歴 $F_i(t)$ と弾性モデルにおける1次振動モード ${}_1\phi_i$ を用いて1次モーダル風力時刻歴 ${}_1F(t)$ は次式より算出される。

$${}_1F(t) = \sum_{i=1}^N {}_1\phi_i \cdot F_i(t) \quad (8)$$

変動成分の風外力に対して弾塑性風応答を評価する場合は、共振成分だけでなく、準静的成分の影響を考慮する必要がある^{18),19)}。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^{18),20)}。本論文でも文献18)と同様に、弾性モデルの1次固有振動数 ${}_1f$ の1/3を境界振動数 f_{Bound} とする。

1次モーダル風力のパワースペクトル密度 ${}_1S_F(f)$ と、弾性モデルの1次モーダル剛性 ${}_1K$ および1次の減衰定数 ${}_1h$ を用いて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 ${}_1\sigma_{Rq}$ を算出する(式(9))。

$${}_1\sigma_{Rq} = \left[\int_{f_{Bound}}^{\infty} |{}_1H(f)|^2 {}_1S_F(f) df \right]^{1/2} \quad (9)$$

$${}_1H(f) = \frac{1}{1 - \left(\frac{f}{{}_1f}\right)^2 + 2i {}_1h \frac{f}{{}_1f}} \cdot \frac{1}{{}_1K} \quad (10)$$

ここで、 ${}_1H(f)$ ：弾性モデルにおける1次の周波数応答関数、 i ：虚数単位を表す。

層間変位の準静的成分は、外乱との静的な力の釣合から算出できる。まず、式(11)より、風外力の準静的成分によって i 層に作用するせん断力の準静的成分の標準偏差 σ_{BQ_i} を算出する。

$$\sigma_{BQ_i} = \sum_{j=1}^N \sigma_{BF_j} = \sum_{j=1}^N \left[\int_0^{f_{Bound}} S_{F_j}(f) df \right]^{1/2} \quad (11)$$

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

次に、算出した σ_{BQ_i} を用いて、式(12)より i 層における層間変位の準静的成分の標準偏差 $\sigma_{B\delta_i}$ を求める。

$$\sigma_{B\delta_i} = \frac{\sigma_{BQ_i}}{k_i} = \frac{\sigma_{BQ_i}}{f k_i + d k_i} \quad (12)$$

風応答時における多質点系での弾性モデルの層間変位の標準偏差 σ_{δ_i} は、次式のように1次共振成分と準静的成分より近似的に求めることができる¹⁷⁾。

$$\sigma_{\delta_i} = \left[\left\{ {}_1\sigma_{Rq} \cdot ({}_1\phi_i - {}_1\phi_{i-1}) \right\}^2 + \sigma_{B\delta_i}^2 \right]^{1/2} \quad (13)$$

式(13)より求めた σ_{δ_i} を用いて、次式から弾性モデルにおける i 層の最大層間変位 δ_i を算出する。

$$\delta_i = \sigma_{\delta_i} \cdot g_p \quad (14)$$

ここで、 g_p ：ピークファクターであり、次式より求める¹⁵⁾。

$$g_p = \sqrt{2 \ln(600 {}_1f) + 1.2} \quad (15)$$

ここに、 ${}_1f$ ：システム弾性1次固有振動数である。

弾性モデルにおける i 層の最大応答せん断力 Q_i を、式(14)の δ_i とシステムの弾性剛性 k_i を用いて次式より求めることができる。

$$Q_i = k_i \cdot \delta_i \quad (16)$$

最終的に、式(16)より算出した Q_i を式(1)に代入することで最大応答せん断力係数分布 α_i/α_1 、つまり最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ を、時刻歴風応答解析を用いることなく予測することができる。

3.2 風応答時の最適降伏せん断力係数分布の予測値の検証

図7に、2.3節で述べた弾性モデルにおける時刻歴風応答解析より求めた α_i/α_1 (解析値)と、3.1節で述べたスペクトルモーダル解析より求めた $\bar{\alpha}_{wi}$ (予測値)の比較を示す。なお、図7には、計72ケース(=風力入力方向：2種類(風方向風力、風直交方向風力)×辺長比 D/B ：3種類(1.0, 2.0, 3.0)×減衰定数 ${}_1h$ ：3種類(0.01, 0.02, 0.05)×model：4種類(F1D1, F1D2, F2D1, F2D2))の中から、典型的な解析結果を示している。図7より、風力入力方向、model、減衰定数 ${}_1h$ および辺長比 D/B の差異に関係なく、全てのケースにおいて、スペクトルモーダル解析より予測した $\bar{\alpha}_{wi}$ (予測値)は弾性モデルにおける時刻歴風応答解析より求めた α_i/α_1 (解析値)と精度良く一致していることが確認できる。

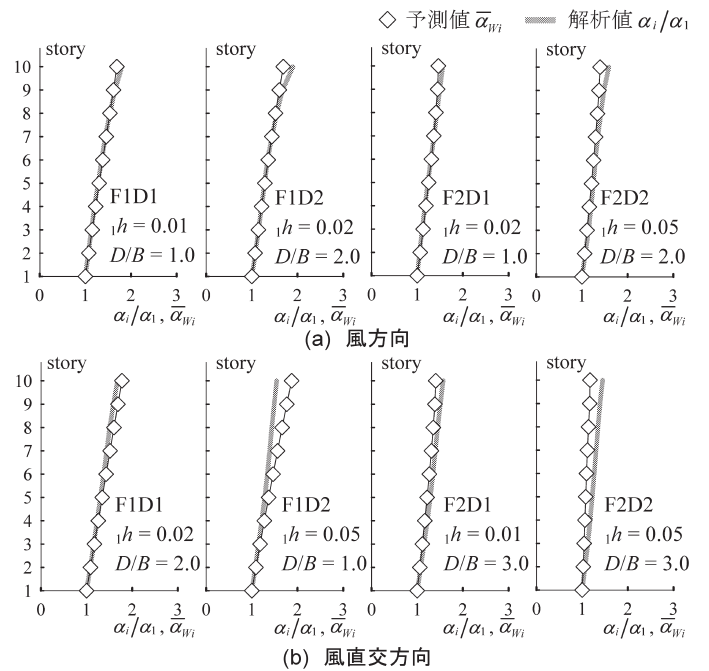


図7 風応答時の最適せん断力係数分布の予測値と弾性モデルによる時刻歴風応答解析結果の比較

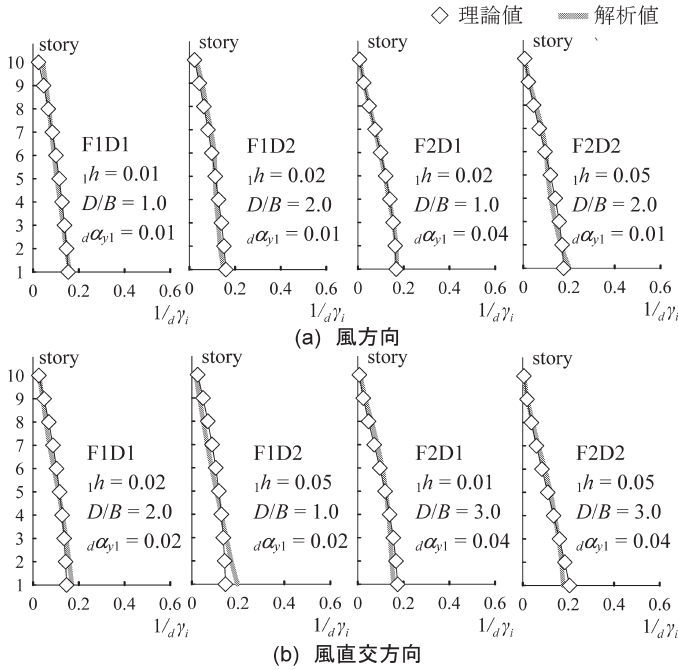


図8 風応答時の最適せん断力係数分布の予測値を用いた弾塑性風応答解析結果と理論値の比較（最適分布）

次に、 $\bar{\alpha}_{wi}$ （予測値）を用いて、式(7)よりダンパーの最適降伏せん断力 dQ_{y0i} を設定し、弾塑性時刻歴風応答解析を行って得られるダンパーの累積損傷分布 $1/d\gamma_i$ が基準状態 $1/d\gamma_{0i}$ の理論値（式(6)）を満足するか確認する。図8に、ダンパーの最適降伏せん断力 dQ_{y0i} を設定した弾塑性風応答解析より求めたダンパーの累積損傷分布 $1/d\gamma_i$ と、基準状態 $1/d\gamma_{0i}$ の理論値（式(6)）の比較を示す。計216ケース（＝風力入力方向：2種類（風方向風力、風直交方向風力）×辺長比 D/B ：3種類（1.0, 2.0, 3.0）×減衰定数 ${}_1h$ ：3種類（0.01, 0.02, 0.05）×model：4種類（F1D1, F1D2, F2D1, F2D2）× ${}_d\alpha_{y1}$ ：3種類（0.01, 0.02, 0.04））について検討を行なっているが、ここでは典型的な解析結果を示している。図8より、 $\bar{\alpha}_{wi}$ の予測値を用いて式(7)よりダンパーの最適降伏せん断力 dQ_{y0i} を設定した弾塑性時刻歴風応答解析結果より得られた $1/d\gamma_i$ は、基準状態 $1/d\gamma_{0i}$ の理論値に精度よく一致していることが確認できる。なお、風力、辺長比 D/B 、減衰定数 ${}_1h$ 、model および ${}_d\alpha_{y1}$ に関係なく、全解析ケースについても同様の高い精度であることを確認しており、詳細については付録Cを参照されたい。

以上より、準静的成分の影響を考慮したスペクトルモーダル解析を用いることで、時刻歴応答解析を行なうことなく風応答時におけるダンパーの最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ を予測する本手法の妥当性が確認できた。

4. 風応答時における累積損傷分布の予測手法

4.1 累積損傷分布の予測式

前章までは、風応答時の最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ からダンパーの最適降伏せん断力 dQ_{y0i} を設定した最適分布 dQ_{y0i}/dQ_{y01} を用いていた。しかし、現実的には、任意の降伏せん断力分布に対するダンパーの累積損傷を評価することが必要である。そこで本章では、ダンパーの降伏せん断力分布が最適分布と異なる場合におけるダンパ

ーの累積損傷分布の予測手法について述べる。

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累積損傷分布 $1/d\gamma_i$ の予測値は、式(17)より求められる^{21),22)}。

$$\frac{1}{d\gamma_i} = \frac{{}_dW_{pi}}{\sum_{j=1}^N {}_dW_{pj}} = \frac{{}_dS_i \cdot {}_dP_i^{-d n_i}}{\sum_{j=1}^N {}_dS_j \cdot {}_dP_j^{-d n_j}} \quad (17)$$

ここで、

$${}_dS_i = \left(\sum_{j=1}^N \frac{m_j}{M} \right)^2 \cdot {}_d\bar{\alpha}_i^{-2} \cdot \frac{{}_dk_i}{{}_dk_i}, \quad {}_dP_i = \frac{{}_d\alpha_{yi}}{{}_d\alpha_{y1}} \cdot \frac{1}{{}_d\bar{\alpha}_i} \quad (18a, b)$$

ここに、 ${}_dP_i$ ： i 層ダンパーの強度低下率、 ${}_dn_i$ ： i 層の損傷集中指数（4.2節後述）、 ${}_d\bar{\alpha}_i$ ： i 層ダンパーの最適降伏せん断力係数分布を表し、次式より算出できる^{21),22)}。

$${}_d\bar{\alpha}_i = \bar{\alpha}_i \left(\frac{{}_dk_i}{{}_dk_1} \right) / \left(\frac{{}_dk_i}{{}_dk_1} \right) \quad (19)$$

式(17)は、秋山による累積損傷分布の提案式¹¹⁾をフレームとダンパーの剛性比が各層で異なる場合にも適用できるように拡張したものであり、剛性比が各層で等しい場合、式(17)は秋山による累積損傷分布の提案式と一致する²¹⁾。なお、ダンパーの降伏せん断力係数分布 ${}_d\alpha_{yi}$ / ${}_d\alpha_{y1}$ がダンパーの最適降伏せん断力係数分布 ${}_d\bar{\alpha}_i$ に一致する時、すなわち ${}_dP_i = 1$ となる場合は、式(17)は基準状態 $1/d\gamma_{0i}$ の理論値（式(6)）と一致する（付録A）。

4.2 風応答時における損傷集中指数の検討

式(17)中の損傷集中指数 ${}_dn_i$ は、ダンパーの最適せん断力係数分布 ${}_d\bar{\alpha}_i$ からの偏りを表す強度低下率 ${}_dP_i$ の指数であり、ダンパーの累積損傷分布 $1/d\gamma_i$ を補正する値である。 ${}_dn_i$ が大きいほど弱い層への損傷が集中する割合が大きくなることを意味する。地震応答時の損傷集中指数 n_s が北村ら¹²⁾により次式で提案されている（本論文では、風応答時との違いを示すために、北村らによる地震応答時の n_s ¹²⁾を ${}_dn_{Ei}$ と表記し、後述する風応答時の損傷集中指数を ${}_dn_{wi}$ と表記する）。

$$\begin{aligned} {}_dn_{Ei} &= 12 & r_{qi} &\leq 0.33 \\ {}_dn_{Ei} &= -2 + 8 \cdot r_{qi}^{-0.5} & 0.33 < r_{qi} &\leq 7.0 \\ {}_dn_{Ei} &= 1 & r_{qi} &> 7.0 \end{aligned} \quad (20)$$

上限値の12は柱降伏型のラーメン構造に対して用いる値¹¹⁾であり、下限値の1は損傷集中が無視できる場合の値である¹²⁾。 r_{qi} はフレームとダンパーのせん断力の分担率を表す（式(21)）。

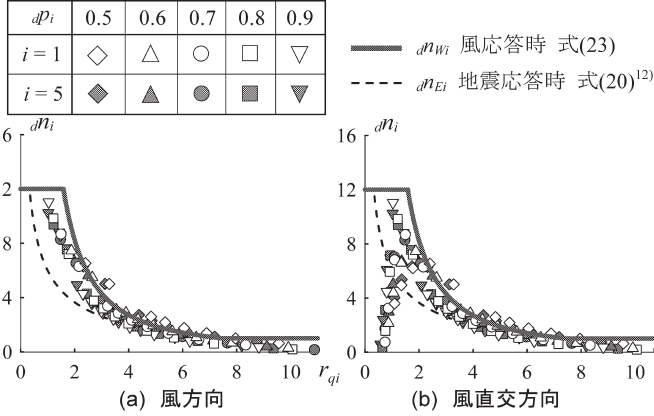
$$r_{qi} = \frac{{}_fQ_i}{{}_dQ_{yi}} = \frac{{}_f k_i \cdot \delta_i}{{}_d k_i \cdot {}_d\delta_{yi}} \quad (21)$$

地震応答と風応答では損傷集中が異なることが予想されるが、風応答時における損傷集中指数 ${}_dn_{wi}$ については検討されていない。本節では、文献11),12)と同様の手法を用いて風応答時における損傷集中指数 ${}_dn_{wi}$ を求め、それをモデル化する。

まず、ダンパーの降伏せん断力分布を設定し、時刻歴風応答解析を行ない、全層のダンパーで吸収したエネルギー $\sum {}_dW_p$ に対する i 層ダンパーで吸収したエネルギー ${}_dW_{pi}$ の分担率 (${}_dW_{pi}/\sum {}_dW_p$) を算出し、この値を a_i とする。この時、ダンパーの降伏せん断力分布は自由に設定してよい。次に、ダンパー剛性は変化させず、 i 層のダンパーの降伏せん断力のみを ${}_dP_i$ 倍（ ${}_dP_i < 1$ ）させて損傷集中層（弱層）を設けたモデルを作成する。そのモデルを用いて時刻歴風応答解析を

表 2 解析パラメータ

$d\alpha_{y1}$	0.003, 0.004, 0.005, 0.006, 0.007, 0.008, 0.009, 0.01, 0.0015, 0.002, 0.0025, 0.03, 0.0035, 0.04,
dP_i	0.5, 0.6, 0.7, 0.8, 0.9
弱層 i	1 層, 5 層

図 9 $n_s - r_q$ 関係

行ない i 層ダンパーのエネルギー分担率 ($dW_{pi}/\Sigma dW_p$) を算出し、この値を b_i とする。以上のようにして求めた a_i と b_i を用いて、式(22)¹¹⁾により風応答時における損傷集中指数 dN_{wi} を求める。

$$dN_{wi} = \frac{-\ln \frac{b_i(1-a_i)}{a_i(1-b_i)}}{\ln dP_i} \quad (22)$$

本節での検討には F1D1model, $D/B = 1.0$, 減衰定数は $\gamma_h = 0.02$, ダンパーの降伏せん断力分布は最適分布を用いる。解析パラメータは風力(風方向, 風直交方向), ダンパーの第 1 層の降伏せん断力係数 $d\alpha_{y1}$, 損傷集中層(弱層)とその層のダンパーの降伏せん断力の低減係数 p_d である(表 2)。図 9(a), (b)に風方向および風直交方向風力入力時における、式(22)より求めた損傷集中指数 dN_{wi} (プロット)とフレームとダンパーの負担せん断力 r_{qi} との関係を示す。ここでは、全ての解析結果を精査し、累積損傷を評価する上で問題とならないダンパーの塑性化の小さい範囲(付録 D 参照)の結果は、図 9 から除いている。図 9 より、風応答時の損傷集中指数 dN_{wi} (プロット)は、 $1.0 < r_q < 6.0$ において地震応答時の損傷集中指数 dN_{ei} の提案式(式(20): 破線)を上回っていることが確認できる。これは、地震応答の場合、高次振動モードの影響により、弱層以外の層にも損傷エネルギーが分散すると考えられるが、風応答時は、地震応答に比べて 1 次振動モードが支配的となるため^{17), 23)}, 特定層への損傷集中が地震応答よりも大きくなったためと考えられる。加えて、風応答と地震応答における塑性変形振幅と塑性化回数の違いも影響していると思われる。図 9(a), (b)を比較すると、風方向に比べて風直交方向の方が大きな値を示していることが確認できる。これも、風方向に比べて風直交方向の方が 1 次モードの影響が大きいため¹⁷⁾であると考えられる。しかし、累積損傷分布を予測する際、損傷集中指数は風力の種類に因らず統一的に表現されている方が便利である。そこで本論文では、損傷集中が安全側に評価されるように、風方向風力入力時よりも dN_{wi} が大きい風直交方向風力入力時を対象に dN_{wi} をモデル化することとした。文献 24)を参考に、 $p_d = 0.8$ のときに最大

となる値を用いて、風応答時における損傷収集指数 dN_{wi} を最小二乗法により式(23)でモデル化した。なお、式(20)と同様に dN_{wi} の上限値を 12, 下限値を 1 とした。

$$\begin{aligned} n_{wsi} &= 12 & r_{qi} &\leq 1.6 \\ n_{wsi} &= 25 \cdot r_{qi}^{-1.6} & 1.6 < r_{qi} &\leq 7.5 \\ n_{wsi} &= 1 & r_{qi} &> 7.5 \end{aligned} \quad (23)$$

4.3 予測精度の検証

本節では、弾塑性時刻歴風応答解析より求めたダンパーの累積損傷分布 $1/d\gamma_i$ と、式(23)から算出した dN_{wi} を用いて、式(17)より求めた $1/d\gamma_i$ の予測値を比較することで、風応答時におけるダンパーの累積損傷分布の予測手法の精度と適用範囲を検討する。

本節で用いるダンパーの降伏せん断力分布 dQ_{yi}/dQ_{y1} は、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, および 1 つに統一した 1 段階分布(○ 印)の 3 種類を用いる(図 10)。

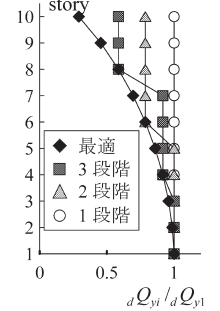


図 10 ダンパーの降伏せん断力分布

図 11(a), (b)に、風方向および風直交方向入力時における弾塑性時刻歴風応答解析より得られたダンパーの累積損傷分布 $1/d\gamma_i$ と予測値の比較を示す。ここでは、式(23)の妥当性および式(17)による予測精度の検証が主目的であるため、式(23)中の r_{qi} を算出する際に用いるフレームの最大応答せん断力 f_{qi} には、弾塑性時刻歴風応答解析の結果を用いている。検討は計 648 ケース(=風力入力方向: 2 種類(風方向風力, 風直交方向風力) × 辺長比 D/B : 3 種類(1.0, 2.0, 3.0) × 減衰定数 γ_h : 3 種類(0.01, 0.02, 0.05) × model: 4 種類(F1D1, F1D2, F2D1, F2D2) × ダンパーの降伏せん断力分布 dQ_{yi}/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))で行なっている。図 11 には、パラメータが予測精度に及ぼす影響を確認できるように、広い範囲でかつ典型的な解析結果を選んで示している。ここで、ダンパーの塑性化の程度を評価する指標として、入力エネルギー E 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_{pi} の割合をダンパーのエネルギー分担率 α_p として式(24)で定義する。

$$\alpha_p = \frac{\sum_{i=1}^N dW_{pi}}{E} \quad (24)$$

ここで、

$$E = \int_0^{t_0} \sum_{i=1}^N \dot{x}_i(t) F_i(t) dt \quad (25)$$

ここに、 t_0 : 評価時間(600 s), $\dot{x}_i(t)$: i 層の応答速度である。

式(17)の累積損傷分布 $1/d\gamma_i$ は、全層で値を合算すると 1 となるものである。そこで本論文では、累積損傷分布の予測精度を評価する指標として、 $1/d\gamma_i$ の予測値 $[1/d\gamma_i]_p$ と時刻歴解析結果 $[1/d\gamma_i]_c$ の差の絶対値の平均値を予測誤差 $R_{1/d\gamma_i}$ と呼び、式(26)で定義する。

$$R_{1/d\gamma_i} = \frac{\sum_{i=1}^N |[1/d\gamma_i]_p - [1/d\gamma_i]_c|}{N} \quad (26)$$

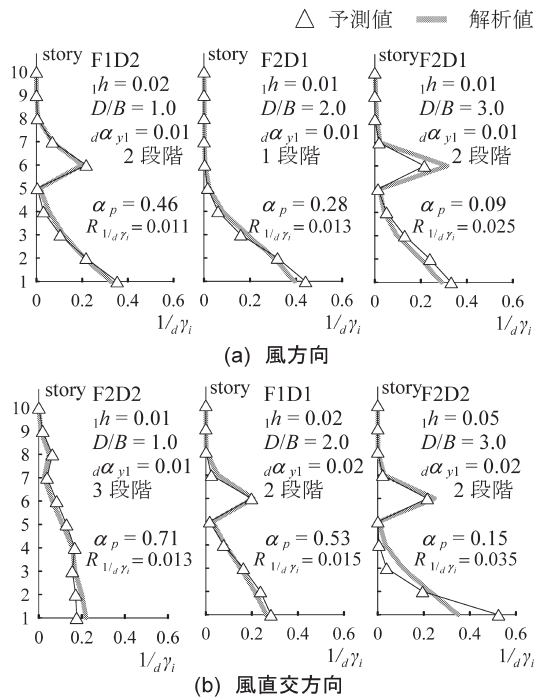


図 11 風応答時の損傷集中度 $d\eta_{wi}$ を用いたダンパーの累積損傷分布の予測値と弾塑性時刻歴解析結果の比較

はじめに、図 11 の弾塑性時刻歴風応答解析結果に着目する。ダンパーの降伏せん断力分布を最適分布とした場合（図 8）と比較して、図 11 の結果は下層部ダンパーの累積損傷が大きいたことが確認できる。これは、図 10 からわかるように、図 11 で用いている 1～3 段階分布は、最適分布に比べて上層のダンパー降伏せん断力が高く、相対的に降伏せん断力の低い下層部のダンパーにエネルギーが集中したためである。また、2 段階や 3 段階分布では、ダンパーの降伏せん断力分布が不連続となる層にエネルギーが集中していることも確認できる。これは、その層におけるダンパーの降伏せん断力が直下の層に比べて小さいため、相対的に弱層となるためである。

次に、予測値と時刻歴解析結果の比較を行なう。式(23)より求めた $d\eta_{wi}$ を用いて式(17)より算出される $1/d\gamma_i$ の予測値は、 $\alpha_p = 0.01$ となる場合を除いて、上述したような最適分布とことなる場合の $1/d\gamma_i$ の特徴を良く再現しており、かつ $1/d\gamma_i$ の値も精度よく一致していることが図 11 より確認できる。さらに、予測誤差 $R_{1/d\gamma_i}$ は、ダンパーのエネルギー分担率 α_p が大きいほど小さな値となっていることがわかる。一方、 $\alpha_p = 0.01$ となる場合において、予測値は、弾塑性時刻歴風応答解析結果と大きく異なる分布となっていることが確認できる。

最後に、予測誤差 $R_{1/d\gamma_i}$ を全てのケースで検証する。図 12 に、縦軸を予測誤差 $R_{1/d\gamma_i}$ 、横軸をダンパーのエネルギー分担率が α_p とし、計 648 ケースの結果を示す。図 12(a)には、風力入力方向および $d\alpha_{y1}$ を、図 12(b)には、model およびダンパーの降伏せん断力分布 dQ_{yi}/dQ_{y1} を凡例にして図示している。図 12(a)より、風方向風力と風直交方向風力入力時で $R_{1/d\gamma_i}$ の大きな違いは確認されず、本予測手法の予測精度が風力の違いによる影響を受けにくいことがわかる。図 12(b)より、model やダンパーの降伏せん断力分布 dQ_{yi}/dQ_{y1} の違いについても、図 12(a)と同様に、 $R_{1/d\gamma_i}$ に大きな差異は確認できない。紙幅の都合上図示していないが、 D/B および h の違いが予測精度に与える影響も小さいことを確認している。

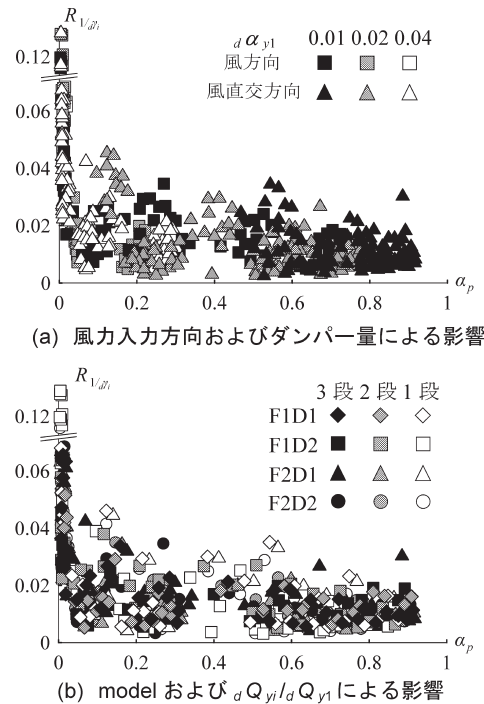


図 12 ダンパーの損傷分布の予測値と時刻歴結果との平均誤差

図 12 より、ダンパーのエネルギー分担率 α_p が増加するほど予測誤差 $R_{1/d\gamma_i}$ は減少していることが確認でき、本予測手法は α_p が増加するほど精度が高いといえる。一方で、ダンパーのエネルギー吸収量が入力エネルギーの 2% 以下 ($\alpha_p \leq 0.02$) では、 $R_{1/d\gamma_i}$ が急激に大きくなる。しかし、 $\alpha_p \leq 0.02$ とはダンパーの塑性化により吸収したエネルギーが入力エネルギー E に対して僅か 2% 以下、つまり全層で概ね弾性応答と見なせる範囲であり（図 D 参照）、現実的には、予測精度の低下が問題とならない範囲である。よって、ダンパーの累積損傷評価を行なう必要がないため、予測精度が低下しても現実的には問題とならないと考えることができる。

以上より、本論文で提案した風応答時の損傷集中度 $d\eta_{wi}$ (式(23)) を用いることで、変動成分に対する風応答時のダンパーの累積損傷分布 $1/d\gamma_i$ を、ダンパーのエネルギー分担率 α_p が 0.02 より大きい範囲で高精度に予測でき、 α_p が増加するほど予測値精度が高くなることがわかった。この傾向がパラメータの差異による影響を殆ど受けないことも確認された。よって、予測精度が十分に高くかつダンパーの累積損傷評価が必要となる $\alpha_p > 0.02$ を本手法の適用範囲とする。なお、本論文では精度検証のために、 $d\eta_{wi}$ を算出する際に弾塑性モデルによる時刻歴応答解析結果を用いたが、3.1 節で述べたスペクトルモード解析による弾性モデルでの応答値を用いることで、ダンパーの累積損傷分布を、時刻歴応答解析結果を用いずに $\alpha_p > 0.02$ の範囲で高精度に予測できることを確認している^{25),26)}。これについては別紙にて詳細に報告する予定である。

5. まとめ

本論文では、エネルギーの釣合に基づく履歴減衰型ダンパー（以下、ダンパーと呼ぶ）を有する超高層制振建物の風応答時におけるダンパーの累積損傷予測手法を構築することを目的とし、変動成分風力が作用した際の、累積損傷の予測に必要な最適降伏せん断力係

数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ や損傷集中指数 $d\eta_{wi}$ を新たに提案した。以下に、得られた知見を示す。

- (1) 弾性モデルにおける最大応答せん断力係数分布から、風応答時における最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ を評価できることを確認した。風応答時における最適降伏せん断力係数分布は、地震応答時の最適降伏せん断力係数分布と異なることがわかった。
- (2) $\bar{\alpha}_{wi}$ は辺長比および減衰定数の差異による影響は小さいが、風力およびフレームとダンパーの剛性分布の差異による影響を受けることがわかった。
- (3) 風力、辺長比、減衰定数、剛性分布および第1層のダンパーの降伏せん断力係数 $d\alpha_{y1}$ に関係なく、スペクトルモーダル解析より予測した $\bar{\alpha}_{wi}$ を用いてダンパーの降伏せん断力を設定することで、弾塑性風応答解析結果より求めたダンパーの累積損傷分布 $1/d\gamma_i$ は、累積損傷分布が全層で等しくなる基準状態の理論値と精度よく一致していることが確認できた。これによりスペクトルモーダル解析を用いた、風応答時における最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ の予測手法の妥当性を示すことができた。
- (4) 本論文で提案した風応答時の損傷集中指数 $d\eta_{wi}$ を用いることで、風応答時におけるダンパーの累積損傷分布 $1/d\gamma_i$ を高い精度で予測できることを確認した。 $1/d\gamma_i$ の予測値精度は、ダンパーの塑性化が大きくなるほど高くなる。一方、入力エネルギーに対してダンパーの吸収エネルギー量が2%以下となる、ダンパーが殆ど塑性しない概ね弾性応答と見なせる範囲では、予測精度は低下するものの、ダンパーの累積損傷を予測する上では事実上問題とならない。

以上より、履歴減衰型ダンパーを有する超高層制振建物の風外力の変動成分に対するダンパーの累積損傷分布の予測手法を構築できたものと考えられる。

謝辞

本研究は、神奈川大学工学研究所大熊武司客員教授、(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、東京工業大学佐藤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、大熊武司客員教授、(株) 泉創建エンジニアリングの丸川比佐夫博士、片桐純治博士からご意見を賜りました。ここに記して、感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 平井宏幸, 吉江慶祐, 佐藤大樹, 北村春幸: エネルギーの釣合いに基づく変動風力を受ける超高層制振建物の損傷分配評価, 日本建築学会関東支部研究報告集, pp. 233-236, 2012.3
- 2) 池上昌志, 佐藤大樹, 吉江慶祐, 佐藤利昭, 北村春幸: エネルギーの釣合い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, 日本建築学会関東支部研究報告, pp.241-244, 2015.3
- 3) 池上昌志, 佐藤大樹, 吉江慶祐, 佐藤利昭, 北村春幸: エネルギーの釣合い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, 日本建築学会関東支部研究報告, pp.245-248, 2015.3
- 4) 日本免震構造協会: パッシブ制振構造設計・施工マニュアル, 第3版, 2013.11
- 5) 日本建築学会: 長周期・長時間地震動と超高層建物の対応策-専門家として知っておきたいこと, 2013.10
- 6) 佐藤大樹, 長江拓也, 大内隼人, 島田侑, 北村春幸, 福山國夫, 梶原浩

- 一, 井上貴仁, 中島正愛, 斉藤大樹, 福和伸夫: 長周期地震動を受ける超高層建物の鋼製ダンパーによる制振改修に関する E-ディフェンス振動台実験, 日本建築学会構造系論文集, 第76巻, 第667号, pp.1639-1648, 2011.9
- 7) 大熊武司, 神田順, 田村幸雄: 建築物の耐風設計, 鹿島出版会, 2004.6
- 8) 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, pp.415-420, 2014.12
- 9) 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に関する研究, その2 風方向の振動の場合, 日本建築学会構造系論文集, 第485号, pp.25-34, 1996.7
- 10) 吉江慶祐, 北村春幸, 大熊武司: エネルギーの釣合いに基づく平均成分を有する広帯域性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.122-128, 2006.10
- 11) 秋山宏: エネルギーの釣合いに基づく建築物の耐震設計, 技報堂出版, 1997
- 12) 北村春幸, 財津和康, 馬谷原伴恵: 主架構の塑性化を考慮した制振構造物のエネルギーの釣合いに基づく応答評価法, 日本建築学会構造系論文集, 第599号, pp.71-78, 2006.1
- 13) 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
- 14) 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物の多層層風力によるエネルギー入力性状, その2 矩形高層建築物に作用する層風力特性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-1, pp.193-194, 2010.9
- 15) 日本建築学会: 建築物荷重指針・同解説, 2004.6
- 16) 平井宏幸, 吉江慶祐, 佐藤大樹, 片桐純治, 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
- 17) 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
- 18) 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
- 19) 小川諒, 吉江慶祐, 佐藤大樹, 佐藤利昭, 北村春幸: 変動風力を受ける超高層免震建物の準静的成分の応答予測手法, 日本風工学会論文集, 第41巻, 第2号, pp.41-47, 2016.4
- 20) 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
- 21) 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構造建物のエネルギーの釣合いに基づく応答予測法, 日本建築学会構造系論文集, 第76巻, 第661号, pp.543-552, 2011.3
- 22) 渋谷政斗, 佐藤大樹, 佐藤利昭, 北村春幸, 山口路夫, 脇田直弥, 綿貫雄太: ダンパーの損傷配分式の主架構とダンパーの剛性分布が異なる場合への拡張, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp.773-774, 2015.9
- 23) 池上昌志, 吉江慶祐, 佐藤利昭, 佐藤大樹, 北村春幸: 変動風力を受ける多質点弾塑性建物を用いた等価線形化手法の提案, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp.689-690, 2014.9
- 24) 高橋誠, 秋山宏: 地震時における柔剛混合構造せん断型多層骨組の損傷集中特性, 日本建築学会構造系論文集, 第536号, pp.63-70, 2000.10
- 25) 池上昌志, 佐藤大樹, 吉江慶祐, 佐藤利昭, 北村春幸: 多層制振建物を用いた風応答の損傷集中指数の予測手法の提案, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp.771-772, 2015.9
- 26) 佐藤大樹, 池上昌志, 平井宏幸, 吉江慶祐, 佐藤利昭, 北村春幸: 変動風力を受ける履歴型ダンパーを有する超高層制振建物のエネルギーの釣合いに基づく累積損傷予測, 第11回日中建築構造技術交流会論文集, pp.164-173, 2015.10

付録 A 基準状態の理論値の導出

$d\alpha_{yi}$ が最適降伏せん断力係数分布 $d\bar{\alpha}_i$ に一致する場合, すなわち式(18b)の $d\mu_i$ が1となる時, 式(17)に式(18a)を代入することにより, ダンパーの累積損傷分布 $1/d\gamma_i$ は次式のように表現される。

$$\frac{1}{{}_d\gamma_i} = \frac{{}_dW_{pi}}{\sum_{j=1}^N {}_dW_{pj}} = \frac{\left(\sum_{n=1}^N \frac{m_n}{M}\right)^2 \cdot {}_d\bar{\alpha}_i^2 \cdot \frac{{}_dk_1}{{}_dk_i}}{\sum_{j=1}^N \left\{ \left(\sum_{n=1}^N \frac{m_n}{M}\right)^2 \cdot {}_d\bar{\alpha}_j^2 \cdot \frac{{}_dk_1}{{}_dk_j} \right\}} \quad (\text{A1})$$

一方、 ${}_d\bar{\alpha}_i$ は次式で表される。

$${}_d\bar{\alpha}_i = \frac{{}_d\alpha_{yi}}{{}_d\alpha_{y1}} = \frac{\frac{{}_dQ_{yi}}{\sum_{n=1}^N m_n \cdot g}}{\frac{{}_dQ_{y1}}{\sum_{n=1}^N m_n \cdot g}} \quad (\text{A2})$$

式(A2)を式(A1)に代入することで、基準状態 $1/{}_d\gamma_{0i}$ の理論値 (式(6)) が次式のように導出される。

$$\begin{aligned} \frac{1}{{}_d\gamma_i} &= \frac{\left(\sum_{n=1}^N \frac{m_n}{M}\right)^2 \cdot \left(\frac{{}_dQ_{yi}}{\sum_{n=1}^N m_n \cdot g} \Big/ \frac{{}_dQ_{y1}}{\sum_{n=1}^N m_n \cdot g}\right)^2 \cdot \frac{{}_dk_1}{{}_dk_i}}{\sum_{j=1}^N \left\{ \left(\sum_{n=1}^N \frac{m_n}{M}\right)^2 \cdot \left(\frac{{}_dQ_{yj}}{\sum_{n=1}^N m_n \cdot g} \Big/ \frac{{}_dQ_{y1}}{\sum_{n=1}^N m_n \cdot g}\right)^2 \cdot \frac{{}_dk_1}{{}_dk_j} \right\}} \\ &= \left\{ \left(\frac{{}_dQ_{yi}}{{}_dQ_{y1}}\right)^2 \cdot \left(\frac{{}_dk_1}{{}_dk_i}\right) \right\} \Big/ \left\{ \sum_{j=1}^N \left(\frac{{}_dQ_{yj}}{{}_dQ_{y1}}\right)^2 \cdot \left(\frac{{}_dk_1}{{}_dk_j}\right) \right\} \\ &= \left(\frac{{}_dQ_{yi} \cdot {}_d\delta_{yj}}{{}_dQ_{y1} \cdot {}_d\delta_{y1}}\right) \Big/ \left(\frac{\sum_{j=1}^N {}_dQ_{yj} \cdot {}_d\delta_{yj}}{\sum_{j=1}^N {}_dQ_{y1} \cdot {}_d\delta_{y1}}\right) = \frac{{}_dQ_{yi} \cdot {}_d\delta_{yj}}{{}_dQ_{y1} \cdot {}_d\delta_{y1}} = \frac{1}{{}_d\gamma_{0i}} \end{aligned} \quad (\text{A3})$$

付録 B ダンパーの最適降伏せん断力

弾性モデルのシステムにおけるせん断力係数 α_i は、ダンパーとフレームの負担せん断力を考慮することにより次式で表される。

$$\begin{aligned} \alpha_i &= \frac{Q_i}{\sum_{j=1}^N m_j \cdot g} = \frac{{}_dQ_i + {}_fQ_i}{\sum_{j=1}^N m_j \cdot g} = \frac{{}_dk_i \cdot {}_d\delta_i + {}_fk_i \cdot {}_d\delta_i}{\sum_{j=1}^N m_j \cdot g} \\ &= \left(\frac{{}_dQ_i}{\sum_{j=1}^N m_j \cdot g}\right) \cdot \left(\frac{{}_dk_i + {}_fk_i}{{}_dk_i}\right) = {}_d\alpha_i \left(\frac{{}_dk_i}{{}_dk_1}\right) \end{aligned} \quad (\text{B1})$$

ここで、 ${}_dQ_i$: i 層のダンパーの最大応答せん断力、 ${}_fQ_i$: i 層のフレームの最大応答せん断力、 ${}_d\delta_i$: i 層におけるダンパーの最大層間変位、 ${}_d\alpha_i$: i 層のダンパーのせん断力係数を表す。

弾性モデルにおけるシステムのせん断力係数分布 $\bar{\alpha}_i$ 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^{21),22)}。

$$\bar{\alpha}_i = \frac{\alpha_i}{\alpha_1} = {}_d\alpha_i \left(\frac{{}_dk_i}{{}_dk_1}\right) \Big/ {}_d\alpha_1 \left(\frac{{}_dk_1}{{}_dk_1}\right) = {}_d\bar{\alpha}_i \left(\frac{{}_dk_i}{{}_dk_1}\right) \Big/ \left(\frac{{}_dk_1}{{}_dk_1}\right) \quad (\text{B2})$$

式(B2)を $\bar{\alpha}_i$ について解くことで式(19)が導出される。この時、 i 層のダンパーの降伏せん断力 ${}_dQ_{yi}$ は ${}_d\bar{\alpha}_i$ を用いて次式より算出される。

$${}_dQ_{yi} = {}_d\alpha_{y1} \cdot {}_d\bar{\alpha}_i \cdot \sum_{j=1}^N m_j \cdot g \quad (\text{B3})$$

式(19)を式(B3)に代入し、 $\bar{\alpha}_i$ を風応答時の最適せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{0i}$ に変換することで、風応答時における基準状態を満足するダンパーの最適降伏せん断力 ${}_dQ_{y0i}$ は式(7)となる。

付録 C 最適分布での累積損傷予測精度

横軸をダンパーのエネルギー分担率 α_p (式(24))、縦軸を予測の平均誤差 $R_{1/d\gamma_i}$ (式(24)) とし、最適分布における計 216 ケース (=風力入力方向 : 2 種類 (風方向風力、風直交方向風力) × 辺長比 D/B : 3 種類 (1.0, 2.0, 3.0) × 減衰定数 ${}_h$: 3 種類 (0.01, 0.02, 0.05) × model : 4 種類 (F1D1, F1D2, F2D1, F2D2) × ${}_d\alpha_{y1}$: 3 種類 (0.01, 0.02, 0.04)) の結果を図 C に示す。図 C より、ダンパーの降伏せん断力を最適分布とした場合、パラメータおよびエネルギー



図 C 最適分布におけるダンパーの損傷分布の理論値と時刻歴解析結果との平均誤差

分担率 α_p によらず、スペクトルモーダル解析により求めた $\bar{\alpha}_{0i}$ を用いてダンパーのせん断力を決定した時刻歴応答解析結果は、基準状態 $1/{}_d\gamma_{0i}$ の理論値に良く一致することが確認できる。また、ダンパーの降伏せん断力分布を最適分布と異なる場合とした予測結果 (図 12) と比較すると、いずれの α_p においても最適分布を用いた場合 (図 C) の方が、予測精度が高いこともわかる。

付録 D エネルギー吸収分担

本論文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。図 D に、縦軸をダンパーのエネルギー分担率 α_p (式(24))、横軸を第 1 層のダンパーの最大塑性率 ${}_d\mu_1$ として図示する。 ${}_d\mu_1$ は式(D1)を用いて算出した。

$${}_d\mu_1 = {}_d\delta_1 / {}_d\delta_{y1} \quad (\text{D1})$$

ここで、 ${}_d\delta_1$: 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 D に計 864 ケース (=風力入力方向 : 2 種類 (風方向風力、風直交方向風力) × 辺長比 D/B : 3 種類 (1.0, 2.0, 3.0) × 減衰定数 ${}_h$: 3 種類 (0.01, 0.02, 0.05) × model : 4 種類 (F1D1, F1D2, F2D1, F2D2) × ダンパーの降伏せん断力分布 ${}_dQ_{yi}/{}_dQ_{y1}$: 4 種類 (最適分布、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)) の解析結果を示す。図 D より、第 1 層のダンパーの最大塑性率 ${}_d\mu_1$ が大きくなると、ダンパーのエネルギー分担率 α_p が増大する傾向を確認できる⁸⁾。また、 α_p は風力、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 ${}_h$ および ${}_d\mu_1$ の差異による影響が大きいこともわかる⁸⁾。一方で、ダンパーの降伏せん断力分布の差異による α_p への影響は小さいことが確認できる。

図 D の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 (${}_d\mu_1 < 2.0$) において、 α_p は極めて小さいことが確認できる。この範囲では、本文における応答の評価時間 600 s においてダンパーが塑性化するものの、その時間は短いため、塑性化により吸収するエネルギーは極めて小さいと判断できる。つまり、ダンパーの累積損傷を評価する必要がない領域であり、予測精度の低下は問題とならない。

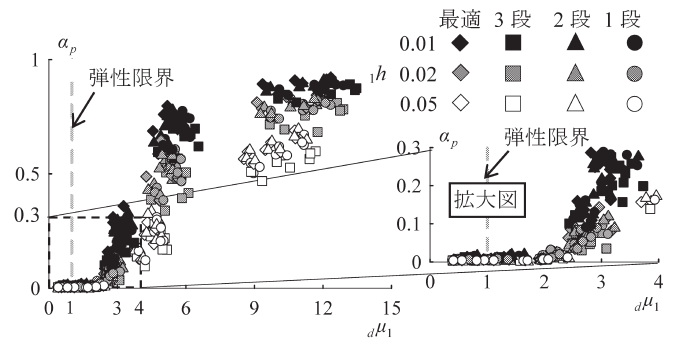


図 D ダンパーの最大塑性率とエネルギー吸収分担の関係

CUMULATIVE DAMAGE PREDICTION FOR PASSIVE CONTROLLED HIGH-RISE BUILDING WITH HYSTERETIC DAMPERS ON WIND-INDUCED RESPONSE

*Daiki SATO^{*1}, Masashi Ikegami^{*2}, Hiroyuki HIRAI^{*3},
Keisuke YOSHIE^{*4}, Toshiaki SATO^{*5} and Haruyuki KITAMURA^{*6}*

^{*1} Assoc. Prof., FIRST, Tokyo Institute of Tech., Dr.Eng.

^{*2} MAEDA Corporation, M.Eng. (Former Grad. Stud., Tokyo Univ. of Science)

^{*3} TODA Corporation, M.Eng. (Former Grad. Stud., Tokyo Univ. of Science)

^{*4} General Manager, Structural Engineering Section, Nikken Sekkei Ltd., Dr.Eng.

^{*5} Assoc. Prof., Faculty of Human-Environmental Studies, Kyushu Univ., Dr.Eng.

^{*6} Prof., Dept. of Architecture, Tokyo Univ. of Science, Dr.Eng.

An energy balance-based design method for earthquake-induced response of building has been proposed by Dr. Akiyama. This method is very useful for evaluation of the cumulative damage. However, an energy balance-based design method for the wind-induced response of buildings has not been established yet. In this study, we develop a prediction method based on energy balance for the wind-induced cumulative damage to hysteretic dampers installed in a high-rise building. A new optimum yield shear force coefficient distribution and damage concentration factor for the prediction of damage caused by wind-induced response are proposed in this paper. The validity of this method is confirmed by comparing the results with time history analysis results by using a multi-degree-of-freedom model having hysteretic dampers.

In Chapter 2, many time history analyses carried out to evaluate the optimum yield shear force coefficient distribution on wind-induced response. It is verified that the optimum yield shear force coefficient distribution on wind-induced response can be estimated from the maximum response shear force coefficient distribution in the elastic model. In addition, the optimum yield shear force coefficient distribution on wind-induced response shows a feature different from distribution on the earthquake-induced response.

In Chapter 3, we present a new method to calculate the optimum yield shear force coefficient distribution on wind-induced response by using spectrum modal analysis instead of time history analysis. The proposed spectrum modal analysis considers not only the effect of resonant response in the first mode but also the background wind-induced response. The predicted cumulative damage distribution by this optimum yield shear force coefficient distribution agrees well with the theoretical cumulative damage distribution.

In Chapter 4, we propose a new damage concentration factor on wind-induced response. This damage concentration factor is determined from many time history analysis results, and it is larger than the damage concentration factor on earthquake-induced response. The cumulative damage of the damper in the wind-induced response is predicted by using the proposed optimum yield shear force coefficient distribution and damage concentration factor. The validity of this prediction method is confirmed by comparing with many time history analysis results using the multi-degree-of-freedom model with hysteretic dampers. The predicted cumulative damage distribution of dampers on wind-induced response agrees well with the time history analysis results.

(2016年2月10日原稿受理, 2016年7月4日採用決定)