

論文 / 著書情報
Article / Book Information

論題(和文)	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に基づく累積損傷予測
Title(English)	
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)	第11回日中建築構造技術交流会論文集, , , pp. 164-173
Citation(English)	, , , pp. 164-173
発行日 / Pub. date	2015, 10

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に基づく累積損傷予測

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⁾

1)東京工業大学 准教授，2)前田建設工業（元東京理科大学），3)戸田建設（元東京理科大学），
4)日建設計 構造部長，5)東京理科大学 助教，6)東京理科大学 教授

Abstract

Energy-based design method for earthquake-induced response of the building is proposed by Akiyama. This method is very useful for evaluation of the cumulative damage. However, the energy-based design method for wind-induced response of the building has not been established yet. In this paper, we establish a prediction method for cumulative damage of high-rise building with hysteretic dampers to fluctuating wind force based on energy. We newly propose optimum yield-shear force coefficient distribution and damage concentration factor for the damage prediction by wind-induced response. The validity of this method is verified by comparing with time history analytical results.

1. はじめに

近年建設されている超高層制振建物では、新築だけでなく既存建物の制振改修として鋼材ダンパーに代表される履歴減衰型ダンパーを採用することが多い^{[1], [2]}。耐震設計では地震荷重に対してダンパーを含む主要構造部材の塑性化を許容しているが、耐風設計では想定される最大の風荷重に対して弾性応答に留めるように設計しなければならない。これは、風外力の継続時間は数時間に及ぶため、部材や接合部などの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^[3]。しかし、制振効果を高めるために、できるだけ小さな荷重レベルから早期に履歴減衰型ダンパーを塑性化させて、履歴減衰型ダンパーによるエネルギー吸収を積極的に行うことが有効である。その場合、建築物の高層化による風荷重の増加によって、履歴減衰型ダンパーが塑性化する可能性も考えられ、風荷重に対してもダンパーの累積疲労損傷の評価を行うことが必要となる。弾塑性風応答を評価するためには時刻歴応答解析を用いる必要があるが^[4]、風外力は継続時間が長く、かつ多数の時刻歴応答解析を行なうモンテカルロ法による評価が必要であるため膨大な計算量となる。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し、さらに履歴減衰型ダンパーの累積疲労損傷の実用的に評価するためには時刻歴応答解析を用いない手法が求められる^[5]。

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）が、秋山により提案されている^[6]。この方法は、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無く各層の損傷評価や応答予測を行える。エネルギー法では、設定した

各層のせん断力が、累積塑性変形倍率が全層一定となる理想的なせん断力分布である「最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_i$ 」からどの程度ずれているかによって損傷分布が表現され、損傷集中の程度は「損傷集中指数 n_s 」によって決定される。しかし、最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_i$ や損傷集中指数 n_s は地震応答を対象に決定された値であるため、風応答時に対する適用を検討した研究はこれまでに無い。エネルギー法によって地震外力と風外力に対して統一的に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は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。

そこで本報では、風応答用の最適降伏せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_i$ や損傷集中指数 n_s を新たに提案し、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損傷予測手法を構築することを目的とする。なお、本論文で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を対象とする。様々なパラメータを変化させた膨大な時刻歴解析結果と予測結果を比較することで、本予測手法の精度と適用範囲について検討する。

2. 解析モデル・風力の概要

検討対象建物の解析モデルを図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 $H=200\text{ m}$ の10質点せん断型モデルとした^[7]。フレームは、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であると想定した。辺長比 D/B は、図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 $1,600\text{ m}^2$ としたため、 D/B ごとにそれぞれ B, D が異なる。構造減衰は剛性比例型とし、 f_1T に対して、減衰定数 $\gamma_h=0.01, 0.02, 0.05$ の3通りを用いる。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^[7]となるF1frameと、 $f k_{10}$ が $f k_1$ に対して0.5で、かつ $f k_i$ が直線となり、さらに $f_1T=5.0\text{ s}$ となるよう設定したF2frame

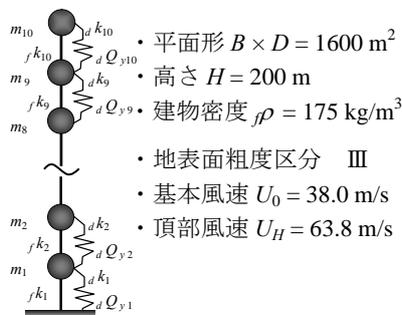


図1 弾塑性解析モデル概要

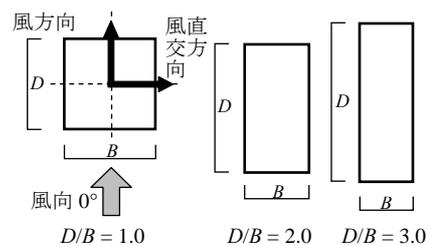
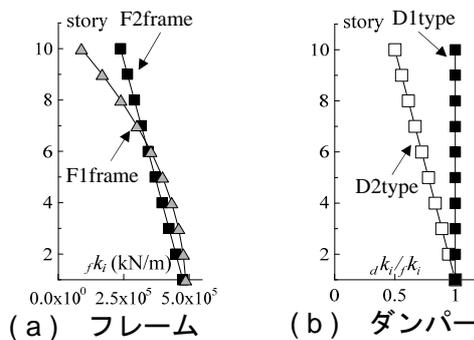


図2 風向の定義および辺長比



(a) フレーム

(b) ダンパー

図3 ダンパーの降伏せん断力分布

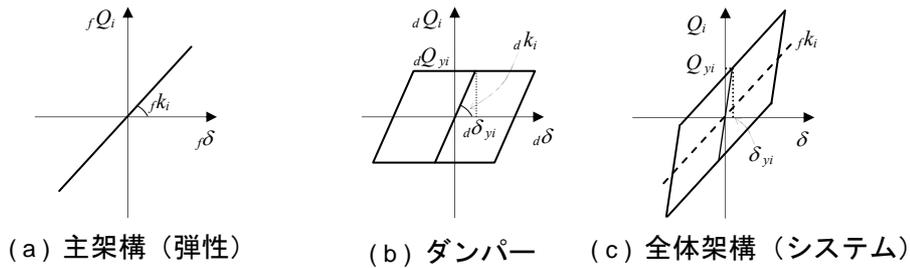


図4 復元力特性

の2種類を用いた(図3(a))。本報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 $d k_{10} / f k_{10} = 0.5$ とし、かつ $d k_i / f k_i$ を直線とした D2type の2種類を用いた(図3(b))。ダンパーの降伏せん断力は、基準状態と異なる場合として、 $\bar{\alpha}_{wi}$ をもとに3種類を用いた(図3)。第1層の弾塑性ダンパー降伏せん断力係数 $d \alpha_{y1}$ (= 第1層のダンパーの降伏耐力 / 全重量) は、0.01, 0.02, 0.04 の3通りとした。なお、ダンパーとフレームを合せてシステムと呼び、ダンパーを弾性としたモデルを弾性モデルと呼ぶ事とする(図4)。固有値解析より求めた弾性1次固有周期 ${}_1 T$ は、F1D1model および F2D2model において ${}_1 T = 3.54$ s, F1D2model では ${}_1 T = 3.76$ s, F2D2model では ${}_1 T = 3.65$ s である。

構造物に作用する風外力は風洞実験結果^[8]を用いた。実験気流は「建築物荷重指針・同解説」^[9]の地表面粗度区分Ⅲの気流を目標に作成された。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、層風力は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^[8]を参照されたい。解析には、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 \times 30 組を取り出した。上述したように、本報では、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を対象とし、それぞれに対して風向0度で $D/B = 1.0, 2.0, 3.0$ の合計6種類の特性の異なる風力を用いる。図5(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 $S_{F_{10}}$ を辺長比 D/B ごとに示す。なお、図5に示す $S_{F_{10}}$ 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 である。図5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広帯域なスペクトル形状であることが確認できる。これは風力に準静

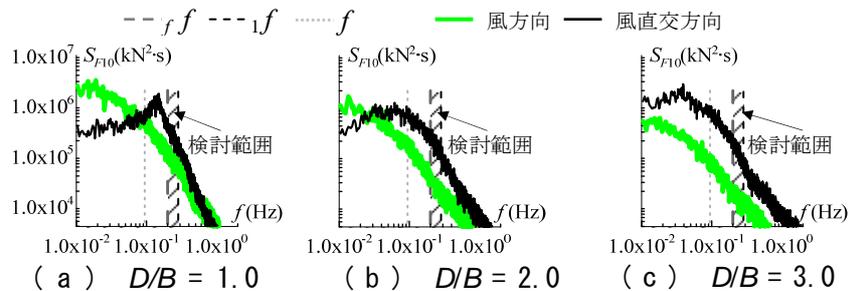


図5 頂部層風力のパワースペクトル密度

的成分が多く含まれていることを意味する。風直交方向風力の $D/B = 3.0$ においても同様に、低振動数側に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、 S_{F10} のピークは高振動数側に推移し、かつ狭帯域のスペクトル形状となることがわかる。

解析開始時の過渡応答の影響を避けるため、各風力波形の先頭 50 秒にエンベロープを設けた後の 600 s (10 分) 間での応答を評価に用いる。

3. 風応答時における損傷分布の予測手法

多点風力を受ける多質点弾塑性振動系の運動方程式は次式で表される。

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

ここで、 $[M]$ 、 $[C]$ ：質量、減衰マトリクス、 $\{Q\}$ ：復元力特性、 $\{\ddot{x}\}$ 、 $\{\dot{x}\}$ ：加速度および速度ベクトル、 $\{F\}$ ：風力ベクトルを表す。

式(1)の両辺に前から $\{\dot{x}\}^T$ を乗じて、時刻 $t = 0 \sim t_0$ で積分することで、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は次式となる。

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

ここで、左辺の第1項、第2項、第3項を、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 ${}_f W_h$ 、フレームとダンパー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 ${}_d W_p$ の和を意味する。右辺を外力によるエネルギー入力 E とすると、式(2)は次式のように書ける。

$$W_k + {}_f W_h + W_e + {}_d W_p = E \quad (3)$$

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。風力の継続時間 t_0 が十分長い時間を考えると、 W_k と W_e は ${}_f W_h$ と ${}_d W_p$ に比べて小さい値となるので式(3)は下式で表すことができる。

$${}_d W_p = E - {}_f W_h = E_D \quad (4)$$

ここで、 E_D は損傷に寄与するエネルギーと呼ばれる^[6]。

ダンパーの累積塑性ひずみエネルギー ${}_d W_p$ の分布を表すダンパーの損傷分布 $1/{}_d \gamma_i$ は、式(5)より予測することができる^[10]。式(5)は文献[6]での損傷分布の提案式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(5)は文献[6]の式と一致する^[10]。

$$\frac{1}{{}_d \gamma_i} = \frac{{}_d W_{pi}}{E_D} = \frac{{}_d W_{pi}}{\sum_{j=1}^N {}_d W_{pj}} = \frac{{}_d S_i \cdot {}_d P_i^{-n W_{si}}}{\sum_{j=1}^N {}_d S_j \cdot {}_d P_j^{-n W_{sj}}} \quad (5)$$

$${}_d S_i = \left(\sum_{n=i}^N \frac{m_n}{M} \right)^2 \cdot \bar{\alpha}_{yi}^2 \cdot \frac{{}_d k_1}{{}_d k_i}, \quad {}_d P_i = \frac{{}_d \alpha_{yi}}{{}_d \alpha_{y1}} \cdot \frac{1}{{}_d \bar{\alpha}_{yi}}, \quad {}_d \bar{\alpha}_{yi} = \bar{\alpha}_{wi} \left(\frac{{}_d k_i}{k_i} \right) / \left(\frac{{}_d k_1}{k_1} \right) \quad (6a-c)$$

ここで、 N ：層数、 ${}_d P_i$ ： i 層の強度低下率、 m_i ： i 層の質量、 M ：総質量、 ${}_d \alpha_{yi}$ ： i 層ダンパーの降伏せん断力係数、 ${}_d k_i$ 、 k_i ： i 層のダンパーおよびシステムの剛性、 g ：重力加速度を表す。

式(6c)中の $\bar{\alpha}_{wi}$ は最適分布と呼ばれ、ダンパーの降伏せん断力分布を最適分布とした場合、損傷

分布が一定となる。地震応答時における最適分布は秋山により提案されている^[6]。一方、風応答時の最適分布についてはスペクトルモーダルを用いた詳細法により算出する方法^{[11],[12]}、風応答は1次モードが支配的であることに着目した簡便法(付録B)、および膨大な数値実験結果から $\bar{\alpha}_{wi}$ を多項式でした回帰法^[13]が提案されている(式(7))。本報では回帰法を用いる。

$$\bar{\alpha}_{wi} = 1 + 0.1066 x'_i + 0.6133 x_i'^2, \quad x'_i = 1 - \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{M} \quad (7a,b)$$

また、式(5)中の n_{wsi} は風応答時の損傷集中指数であり、最適せん断力係数分布からの偏りを表す強度低下率 ${}_d p_i$ (式(6b))に乗ずることで、ダンパーの損傷分布 $1/{}_d \gamma_i$ を補正する指数である。風応答時として次式が提案されている^[14]。

$$n_{wsi} = 12 \quad (r_{qi} \leq 1.6), \quad n_{wsi} = 25 \cdot r_{qi}^{-1.6} \quad (1.6 < r_{qi} \leq 7.5), \quad n_{wsi} = 1 \quad (r_{qi} > 7.5) \quad (8)$$

ここで、 r_{qi} : フレームの最大せん断力 ${}_f Q_{i,max}$ とダンパーの降伏せん断力 ${}_d Q_{yi}$ の比である(式(9))。

$$r_{qi} = \frac{{}_f Q_{i,max}}{{}_d Q_{yi}} = \frac{{}_f k_i \cdot \delta_{i,max}}{{}_d k_i \cdot d \delta_{yi}} \quad (9)$$

$\delta_{i,max}$ は弾塑性モデルにおける風応答時における i 層の最大変位であるが、弾性モデルにおける風応答値を用いても十分な精度で損傷集中係数 n_{wsi} を予測できることを確認している^[15]。そこで本報ではスペクトルモーダルを用いて、弾性モデルの最大応答変位 $\delta_{i,max}$ を求める。風応答は1次モードが支配的であり、かつ1次共振成分と準静的成分で近似できることから、システム弾性時における i 層の1次振動モード形 ${}_1 \phi_i$ とピークファクター g_p ^[9]を用いて弾性時の最大層間変位 $\delta_{i,max}$ を次式より算出する^[16]。

$$\delta_{i,max} = \left[\left\{ {}_1 \sigma_{Rq} \cdot ({}_1 \phi_i - {}_1 \phi_{i-1}) \right\}^2 + \sigma_{B\delta_i}^2 \right]^{1/2} \cdot g_p, \quad g_p = \sqrt{2 \ln(600 {}_1 f) + 1.2} \quad (10), (11)$$

ここで、 ${}_1 \sigma_{Rq}$: 1次モーダル応答変位の共振成分の標準偏差であり、1次の伝達関数 ${}_1 H(f)$ を用いて次式で表される^[16]。

$${}_1 \sigma_{Rq} = \left[\int_{f_{Bound}}^{\infty} |H(f)|^2 \cdot {}_1 S_F df \right]^{1/2}, \quad {}_1 H(f) = \frac{1}{1 - \left(\frac{f}{{}_1 f} \right)^2 + 2i {}_1 h \frac{f}{{}_1 f}} \cdot \frac{1}{{}_1 K} \quad (12), (13)$$

ここに、 ${}_1 S_F$: 1次モーダル風力 ${}_1 F$ のパワースペクトル密度、 ${}_1 K$, ${}_1 h$, ${}_1 f$: 弾性モデルの1次モーダル剛性、減衰定数および固有振動数、 f_{Bound} : 準静的成分(添字B)と共振成分(添字R)の境界振動数であり、本報では弾性モデルの1次固有振動数 ${}_1 f$ の1/3の振動数とする^[5]。また、式(10)中の $\sigma_{B\delta_i}$ は層間変位の準静的成分の標準偏差であり次式で算出できる^[16]。

$$\sigma_{B\delta_i} = \frac{\sigma_{BQ_i}}{k_i} = \frac{\sigma_{BQ_i}}{{}_f k_i + d k_i} \quad (14)$$

上式中の σ_{BQ_i} は風外力によって建物に作用するせん断力 Q_i の準静的成分の標準偏差であり、 i 層風力 F_i のパワースペクトル密度 S_{Fi} について、 $0 \sim f_{Bound}$ までの面積を求めることで算出できる(式(15))^[16]。

$$\sigma_{BQ_i} = \sum_{j=i}^N \sigma_{BF_j} = \sum_{j=i}^N \left[\int_0^{f_{Bound}} S_{Fi} df \right]^{1/2} \quad (15)$$

4. 精度検証

上記のように予測した n_{Wsi} を用いて、式(5)より算出した $1/d\gamma_i$ の予測値と時刻歴応答解析結果の比較を図6に示す。なお、本報では30波のアンサンブル平均により応答値を評価する^[17]。図6には648通りの解析結果の一部を示す。ダンパーの吸収分担率 α_p (式(16))、予測値と応答解析結果の相関係数 $R_{1/d\gamma_i}$ を合わせて図示する。

$$\alpha_p = {}_d W_p / E \tag{16}$$

図6より、本報の解析パラメータによらず、スペクトルモーダルを用いて算出した n_{Wsi} を用いて式(5)より求めた $1/d\gamma_i$ の予測値は、 α_p が大きいほど時刻歴応答解析結果に全層よく一致していることが確認できる。一方、 $\alpha_p < 0.02$ において、予測値は時刻歴応答解析結果と大きく異なるが、この範囲はダンパーの損傷 (${}_d W_p$) が小さく、建物の構造減衰によって入力エネルギーを吸収している弾性応答である^[12] (付録B)。つまり、 $\alpha_p < 0.02$ の範囲では、ダンパーの塑性率や累積損傷の値は小さく、損傷分布 $1/d\gamma_i$ の予測誤差が、ダンパーの損傷を評価する上で問題となることはない。

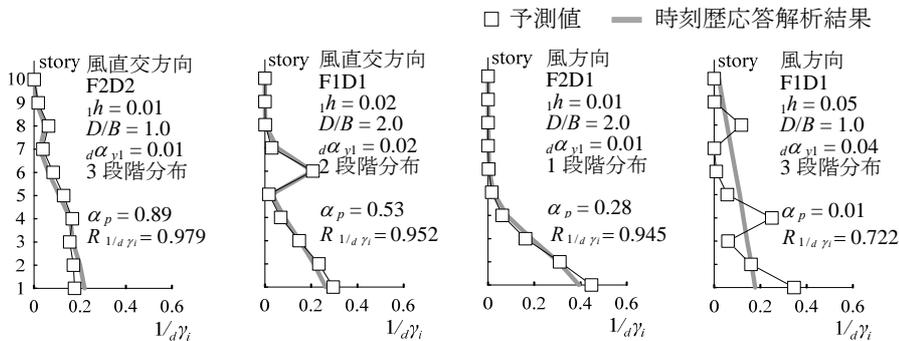


図6 風応答時における損傷分布予測値と時刻歴応答解析結果の比較

次に、基準状態と異なる場合のダンパーの損傷分布 $1/d\gamma_i$ の予測値と時刻歴応答解析結果より求める $1/d\gamma_i$ との相関係数 $R_{1/d\gamma_i}$ を検討する。図7に、縦軸を $R_{1/d\gamma_i}$ 、横軸を α_p とし、基準状態と異なる場合におけるパラメータの差異による計648通りの解析結果を示す。図7より、 α_p が増加するほど $R_{1/d\gamma_i}$ は1に漸近していくことから、 α_p が増加するほど予測値は、時刻歴応答解析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吸収分担率 α_p が2%以下 ($\alpha_p < 0.02$) では、 $R_{1/d\gamma_i}$ が急激に1より小さ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、ダンパーの損傷も無く、本手法の検討範囲外である。パラメータの差異による相関係数

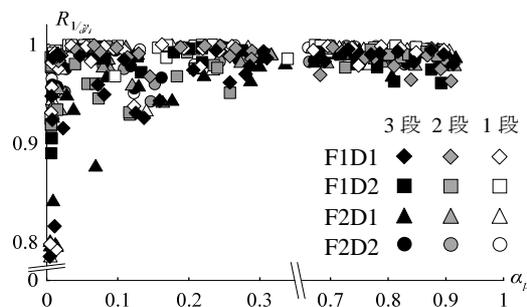


図7 ダンパーの損傷分布の予測値と応答解析結果との相関係数

$R_{1/d\gamma_i}$ に与える影響は小さいことがわかった。

以上より、 n_{wsi} をスペクトルモーダル解析より予測することで、 $1/d\gamma_i$ をダンパーのエネルギー分担率 $\alpha_p > 0.02$ の範囲で表現できることがわかり、かつ α_p が増加するほど $1/d\gamma_i$ の予測値は、時刻歴応答解析結果と良く一致していることがわかった。かつ、この傾向はパラメータの差異による影響は小さいことも確認している。

5. まとめ

本報では、風応答用の最適降伏せん断力係数分布や損傷集中指数を新たに提案し、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損傷予測手法を構築することを目的とした。スペクトルモーダル解析により風応答時の損傷集中指数 n_{wsi} の予測手法を提案した。さらに、上記の n_{wsi} 予測値および風応答時の最適せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ の予測値を用いて、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 $1/d\gamma_i$ を時刻歴応答解析なしに算出し、弾塑性時刻歴風応答解析結果と比較することで本手法の妥当性を検証した。 n_{wsi} をスペクトルモーダル解析より予測することで、 $1/d\gamma_i$ をダンパーのエネルギー分担率が、ダンパーの損傷を評価する上で重要となるダンパー塑性化の大きい範囲で表現できることがわかり、さらに、塑性化が増加するほど $1/d\gamma_i$ の予測値は、時刻歴応答解析結果と良く一致していることがわかった。かつ、これらの傾向はパラメータの差異による影響は小さいことが確認された。

謝辞

本研究は、神奈川大学大熊武司教授、(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、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

- [1] 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，日本建築学会，2013.10
- [2] 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
- [3] 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
- [4] 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，風工学シンポジウム論文集，pp.415-420，2014.12
- [5] 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
- [6] 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
- [7] 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

- [8] 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
- [9] 日本建築学会: 建物荷重指針・同解説, 2004.9
- [10] 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
- [11] 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, 2014 年度日本建築学会関東支部研究報告, pp.241-244, 2015.3
- [12] 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
- [13] 池上昌志, 佐藤大樹, 吉江慶祐, 佐藤利昭, 北村春幸: 風応答時における最適せん断力係数分布の提案, 日本風工学会誌, 第 40 巻, 第 2 号, No143, pp.193-194, 2015.4
- [14] 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
- [15] 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, 2015.9
- [16] 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
- [17] 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

付録 A 風応答時のエネルギー時刻歴

ここでは, 風外力による建物への入力エネルギーの分担について確認を行う。図 A (次頁) に, 風力入力方向における構造減衰による吸収エネルギー fW_h (斜線部分) およびダンパーが吸収したエネルギー dW_p (ドット部分) の時刻歴波形を示す。なお, ダンパーの降伏せん断力分布を最適分布とした結果は黒線で, 3 段階分布とした結果は赤線で示す。図 A の風直交方向風力における $d\alpha_{y1} = 0.01$ に着目すると, fW_h および dW_p は, 時間の経過とともに徐々に増加していることが確認できる。両エネルギーの割合は, 検討時間毎によらず概ね一定である。これは風外力が定常ランダム波形であるからである。ダンパーの降伏せん断力分布が最適分布時と 3 段階分布時の比較を行うと, fW_h では分布の違いによらず, 同程度の吸収エネルギーであることがわかる。 dW_p では分布の違いにより, 吸収エネルギーに若干の差異が確認できるが概ね同程度の吸収エネルギーであるといえる。上記のような傾向は, 風力入力方向および $d\alpha_{y1}$ によらないことがわかった。風直交方向風力の $d\alpha_{y1} = 0.04$, および風方向風力の $d\alpha_{y1} = 0.02, 0.04$ では検討時間範囲で概ね弾性応答であることが確認できる。

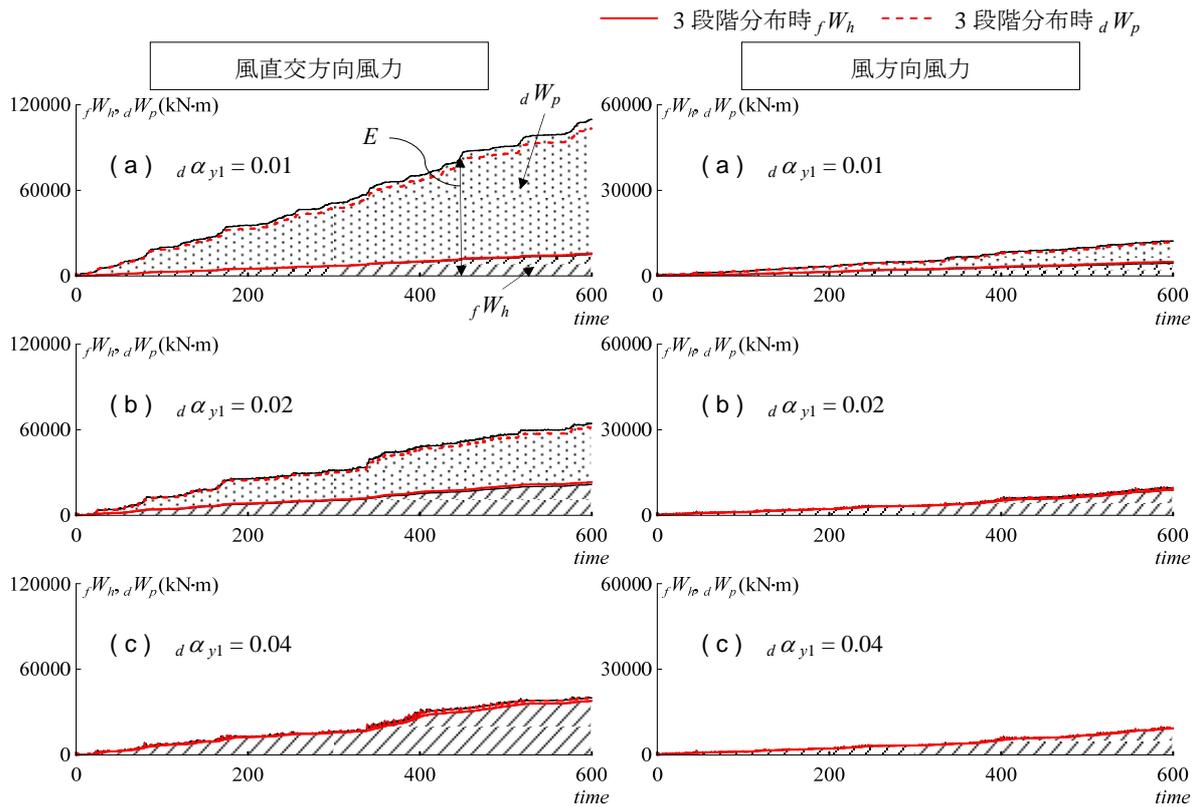


図 A 風応答時におけるエネルギー時刻歴

付録 B 簡便法による最適分布予測

風応答時の最適せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_{wi}$ は、システム弾性時の最大応答せん断力分布で表現できる^[6]ことから、 $\bar{\alpha}_{wi}$ を下式のように変換する。

$$\bar{\alpha}_{wi} = \frac{Q_{i,max}}{\sum_{j=i}^N m_j \cdot g} \bigg/ \frac{Q_{1,max}}{\sum_{i=1}^N m_i \cdot g} = \frac{Q_{i,max}}{Q_{1,max}} = \frac{\delta_{i,max} \cdot k_i}{\delta_{1,max} \cdot k_1} = \frac{x_i - x_{i-1}}{x_1} \cdot \frac{k_i}{k_1} \quad (\text{B-1})$$

ここで、 x_i : i 層における相対変位であり、 x_i はモードを用いると次式で表される。

$$x_i = \sum_{s=1}^N \phi_{is} \cdot q_s \quad (\text{B-2})$$

ここで、 q_s : s 次のモーダル変位を表す。

風応答は 1 次モードが支配的であることから式(B-2)は次式となる。

$$x_i = \phi_{i1} \cdot q_1 \quad (\text{B-3})$$

式(B-3)の x_i を式(B-1)に代入すると式(B-4)となる。

$$\bar{\alpha}_{wi} = \frac{(\phi_{i1} - \phi_{i-1,1}) \cdot q_1 \cdot \frac{k_i}{k_1}}{\phi_{11} \cdot q_1} = \frac{(\phi_{i1} - \phi_{i-1,1}) \cdot k_i}{\phi_{11} \cdot k_1} \quad (\text{B-4})$$

以上より、風応答の最適せん断力係数分布は、式(B-4)に示すように、振動モード形とシステムの剛性で表現できると考える。

簡便法による $\bar{\alpha}_{wi}$ を用いて、ダンパーの降伏せん断力 dQ'_{yi} を設定し、弾塑性風応答解析を行って得られるダンパーの損傷分布 $1/d\gamma_i$ が基準状態 $1/d\gamma'_i$ の理論値を満足するか確認する。図 B に、上

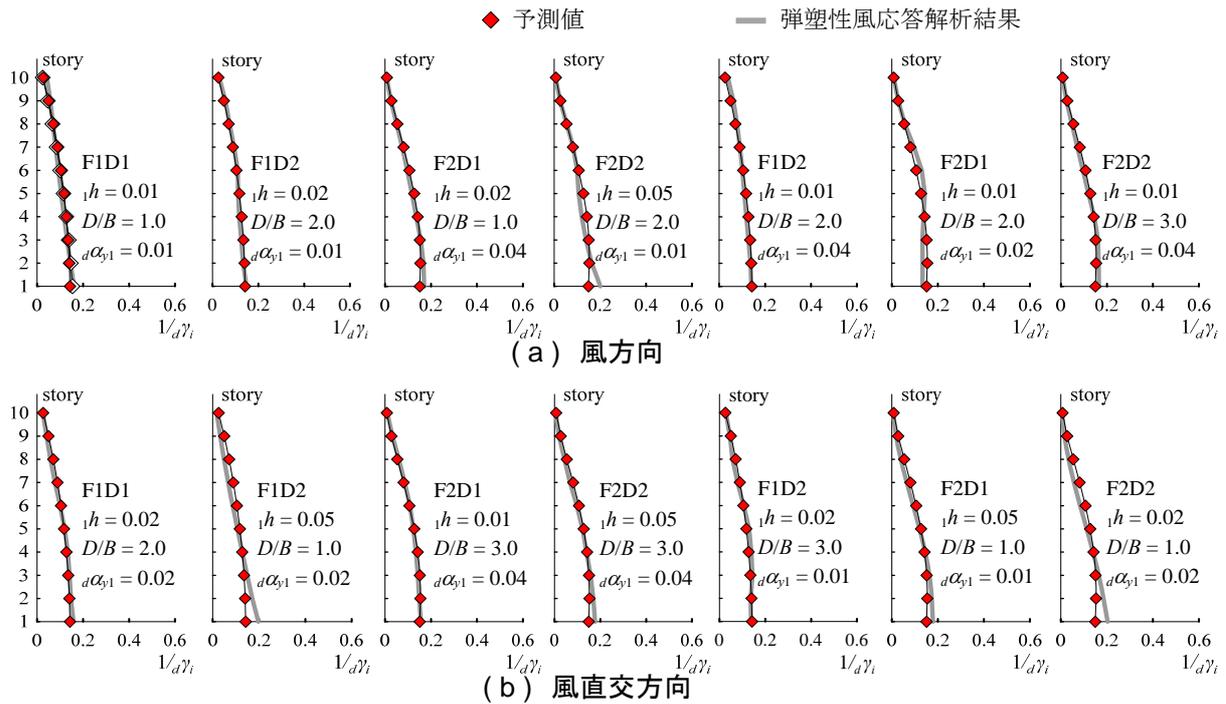


図 B 簡便法による予測結果

記のようにダンパーの降伏せん断力 dQ'_{yi} を設定した弾塑性風応答解析より求めたダンパーの損傷分布 $1/d\gamma_i$ と、予測値の比較を示す。なお、図 B には計 216 種類 (= 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)) の解析結果の一部を示す。図 B より、風力入力方向、辺長比 D/B 、減衰定数 ${}_1h$ 、model および $d\alpha_{y1}$ に関係なく、簡便法により $\bar{\alpha}_{wi}$ を算出し、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 $1/d\gamma_i'$ の理論値は、弾塑性風応答解析結果より求めた $1/d\gamma_i$ 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。

付録 C ピークファクターの検証

図 C に風力入力方向別での時刻歴解析より求めたピークファクターと式(11)より求めた値の比較を示す。図 C より、風方向風力において、式(11)より算出される g_p は、解析結果と各層概ね一致していることが確認できる。一方、風直交方向入力において、式(11)より算出される g_p は、解析結果より全層若干小さいことが確認された。しかし、応答値の差は小さいため、式(11)より求まる g_p を用いることで解析結果を満足できると考える。

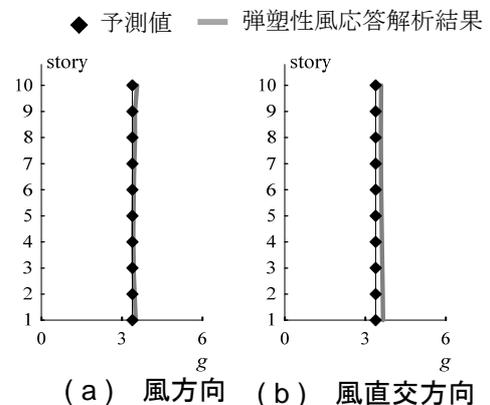


図 C ピークファクター