

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弾塑性風応答予測
Title(English)	ELASTO-PLASTIC WIND-INDUCED RESPONSE EVALUATION OF A PASSIVELY CONTROLLED HIGH-RISE BUILDING WITH HYSTERETIC DAMPER
著者(和文)	平塚紘基, 佐藤大樹, 田中英之
Authors(English)	Koki Hiratsuka, Daiki Sato, Hideyuki Tanaka
出典(和文)	日本建築学会技術報告集, Vol. 27, No. 66, pp. 662-667
Citation(English)	AIJ Journal of Technology and Design, Vol. 27, No. 66, pp. 662-667
発行日 / Pub. date	2021, 6
権利情報	日本建築学会

履歴型ダンパーを有する超高層制振建物の弾塑性風応答予測

ELASTO-PLASTIC WIND-INDUCED RESPONSE EVALUATION OF A PASSIVELY CONTROLLED HIGH-RISE BUILDING WITH HYSTERETIC DAMPER

平塚紘基 — * 1 佐藤大樹 — * 2
田中英之 — * 3

Koki HIRATSUKA — * 1 Daiki SATO — * 2
Hideyuki TANAKA — * 3

キーワード：
超高層制振建物, 履歴型ダンパー, 多質点系モデル, 弾塑性風応答

Keywords:
Passively controlled high-rise building, Hysteretic damper, MDOF model, Elasto-plastic wind-induced response

In the current wind-resistant design code, buildings are designed to remain elastic. As they become taller, however, wind force on them tends to increase drastically thereby making them more susceptible to plastic deformation. It is, therefore, vital to evaluate the elasto-plastic response of high-rise buildings to wind forces. As such, this paper proposes an elasto-plastic wind-induced multi-degree-of-freedom response prediction method for a passively controlled high-rise building with hysteretic dampers, and examines the accuracy of the proposed method.

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や応答制御を目的として、建物に制振部材を付加する制振構造は多く採用されている。履歴減衰型ダンパー（以下、ダンパー）を用いる場合、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できる。一方で、超高層建物を対象とした場合、風外力が建物の高層化に伴い構造設計において支配的な荷重となる恐れがあるものの、現状の耐風設計では想定される最大級の強風に対して、主要な構造体を弾性状態で留めるように設計が行われている。これは、強風は地震に比べ継続時間が圧倒的に長いことから部材などの疲労損傷の恐れがあること、構造骨組の塑性化によって建築物の固有周期が長くなると、固有周期に対応するパワーが増し、風荷重が大きくなること、風の作用する建築物の弾塑性挙動についてほとんど情報がないということが理由として挙げられる¹⁾。しかし、地震に対する制振効果を得るために、超高層建物に低い荷重レベルで塑性化させるダンパーを採用すると、風外力に対しても塑性化することが考えられる。よって、耐震設計と同様に耐風設計においても、弾塑性応答を評価することは必要不可欠である。

制振構造の弾塑性風応答を評価するためには、一般的に時刻歴応答解析を用いる必要がある。しかし、風外力を用いて超高層建物を対象に時刻歴応答解析を行うと、地震に比べ圧倒的に継続時間が長いこと¹⁾、多数の時刻歴応答解析を行い、応答値をアンサンブル平均する必要があること²⁾から膨大な時間と計算量が必要となり、設計者の大きな負担となる。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。

弾塑性風応答予測に関する研究はこれまでいくつか行われている

例えば^{3),4)}。吉江ら⁴⁾は、構造物の風応答をエネルギー収支の観点から整理・分析することで、エネルギーの釣合に基づく応答予測手法を提案している。しかし、提案されている弾塑性風応答予測手法の多くは、1質点系での検討に留まっている。実際の構造物の設計に応用するためには、多質点系での検討が必要であるものの、これまで多質点系での弾塑性風応答予測手法に関する研究はわずかである^{例えば5),6)}。

そこで本報では、履歴型ダンパーを有する超高層制振建物を対象とし、多質点系での風応答（最大変形）予測手法を提案し、その精度について示すことを目的とする。なお、本報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、空力不安定振動の問題は対象外とする。また、変動成分のみの風直交方向風力を対象とする。

2. 解析対象モデルおよび風外力概要

2.1 解析対象モデル

本報では、超高層制振建物を対象とし、高さ $H = 200$ m の 20 質点せん断型モデルを用いる。フレームを文献 7) と同様に、1 次固有周期 ${}_1T_f = 5.0$ s、建物密度 $\rho_f = 175$ kg/m³ とし、質量は高さ方向に一樣と想定した。辺長比は $D/B = 1$ (D, B : 建築物の奥行, 幅, $D = B = 40$ m) とし、構造減衰を剛性比例型として、 ${}_1T_f$ に対して、1 次減衰定数 ${}_1\xi_f = 1\%, 2\%, 4\%$ (4% は粘性ダンパーの併用を想定) の 3 種類を用いる。各層のフレームの剛性 k_f (Fig. 1) は建物の 1 次固有モードが直線⁸⁾となるように設定した。なお、フレームは弾性とする。

本報で用いるダンパーは完全弾塑性としてモデル化する。1 層目のダンパー降伏せん断力係数（以下、ダンパー量） α_{dy1} は 0.01, 0.02 の 2 種類とし、ダンパーの降伏層間変形角 R_{dy} は、1/600 とする。各層のダンパー降伏層せん断力 Q_{dyi} は、第 1 層目のダンパー降伏層せん断力 Q_{dy1} を基準とし、 A_i 分布に基づく設計用地震層せん断力分布をも

¹⁾ 東京工業大学環境・社会理工学院 大学院生
(〒226-8503 神奈川県横浜市緑区長津田町 4259)

²⁾ 東京工業大学未来産業技術研究所 准教授・博士 (工学)

³⁾ ㈱竹中工務店技術研究所 主任研究員・博士 (工学)

¹⁾ Graduate Student, School of Environment and Society, Tokyo Institute of Technology

²⁾ Assoc. Prof., FIRST, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

³⁾ Chief Researcher, Research & Development Institute, Takenaka Corporation, Dr. Eng.

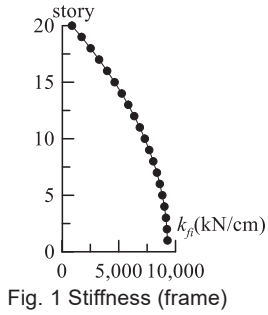


Fig. 1 Stiffness (frame)

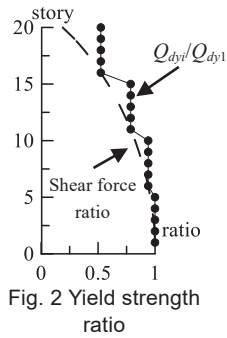


Fig. 2 Yield strength ratio

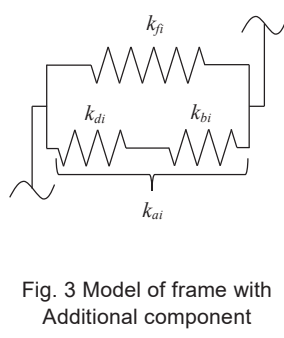


Fig. 3 Model of frame with Additional component

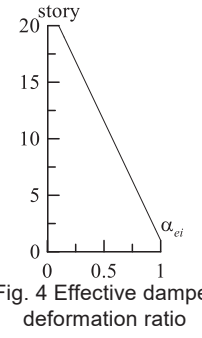


Fig. 4 Effective damper deformation ratio

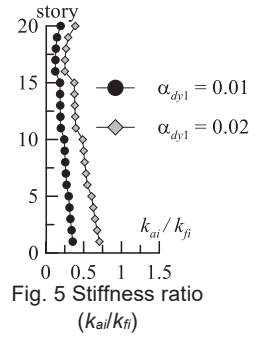


Fig. 5 Stiffness ratio (k_{ai}/k_{fi})

とに4段階とする (Fig. 2)。 Q_{dy1} は、 α_{dy1} を用いて次式で表される。

$$Q_{dy1} = \alpha_{dy1} \cdot W \quad (1)$$

ここで、 W :全重量を表す。ダンパーの降伏変形 δ_{dyi} は R_{dy} および質点間距離 h_i を用いて以下の式で表される。

$$\delta_{dyi} = R_{dy} \cdot h_i \quad (2)$$

よってダンパー剛性 k_{di} は式(3)より求められる。

$$k_{di} = Q_{dyi} / \delta_{dyi} \quad (3)$$

しかし、モデル化したダンパーを、フレームをモデル化したバネに並列に配置したせん断型モデルに用いると、ダンパーに有効に働く変形(実効変形)を過大に評価することとなり危険側の評価となる⁹⁾。そこで本報では、文献10)と同様にダンパーの剛性 k_{di} に実効変形を過大評価しないための直列バネ剛性 k_{bi} を挿入したせん断型モデル (Fig. 3)を用いる。以降 k_{di} と k_{bi} の直列系 k_{ai} を付加系 (Additional component) の剛性と呼ぶ。 k_{ai} を算出する際に用いる層間変形に対する実効変形の比(実効変形比) α_{ei} は、文献11)を参考に第1層目から第20層目まで直線となるように仮定し、第1層目を1、第20層目を0.1とする (Fig. 4)。また、付加系降伏層せん断力 Q_{ayi} は Q_{dyi} と同値である。以上の条件から、付加系の剛性 k_{ai} は以下の式で表される。

$$k_{ai} = Q_{ayi} / (\delta_{dyi} / \alpha_{ei}) \quad (4)$$

なお、付加系の降伏変形 δ_{dyi} は以下の式で表される。

$$\delta_{dyi} = \delta_{dyi} / \alpha_{ei} \quad (5)$$

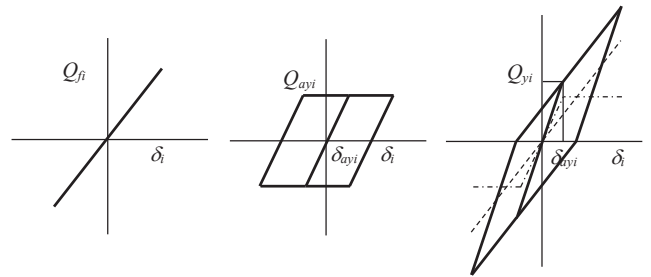
本報では Fig. 3 に示すようなフレームに付加系を並列に設置したモデルを以後システムと呼ぶ。システムの1次固有周期 T は、 $\alpha_{dy1} = 0.01$ で4.47 s、 $\alpha_{dy1} = 0.02$ で4.08 sである。Fig. 5に、 k_{ai}/k_{fi} の高さ方向分布を示す。なお、付加系は粘性減衰を有さないものとする。

Fig. 6にフレーム、付加系、システムの復元力特性を示す。Fig. 6中に示す δ_i は i 層の層間変形を表し、 Q_{fi} は δ_i 時の i 層のフレーム層せん断力を表す。 i 層のシステム降伏層せん断力 Q_{yi} は、Fig.6に示した復元力特性より、以下の算定式より算出される。

$$Q_{yi} = k_{fi} \cdot \delta_{ayi} + Q_{ayi} \quad (6)$$

2.2 風外力概要

本報では風直交方向のみを対象とする。構造物に作用する風外力は文献12)と同じ風洞実験結果(地表面粗度区分Ⅲ)を用いた。層風力係数の時刻歴データは、高さ方向に9点で測定している。このデ



(a) Frame (b) Additional component (c) System
Fig. 6 Restoring force characteristic

ータを、対象建物の高さ、質点数および基準風速 $U_0 = 36 \text{ m/s}$ での再現期間500年風外力へ変換を行った。なお、小地形の影響、季節係数および風向係数の影響は考慮していない。また、風向角は 0° (建物に正対する方向)であり、1組につき20質点分の波形を0.05秒刻み14000(700 s)ステップとし、10組取り出した。

Fig. 7に本報で用いる風直交方向頂部風外力 F_{20} の時刻歴波形の1例を、Fig. 8に頂部風外力のパワースペクトル密度(PSD) S_{F20} の10波のアンサンブル平均値を示す。本報では時刻歴応答解析の過渡応答の影響を避けるため、各波形前後に50 sのエンベロープを設け、中間の600 s(10分間)での応答を評価に用いる。また、10波のアンサンブル平均により応答値を評価する。なお、風洞実験における平均風速および乱れ強さ、また模型頂部高さでの変動風速の無次元 PSDは附録Aを参照されたい。

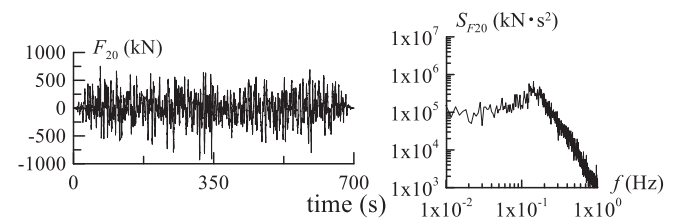


Fig. 7 Time history of wind force Fig. 8 Power spectral density

3. 弾塑性風応答予測手法

Fig. 9に弾塑性風応答予測手法のフローチャートを示す。弾塑性風応答は、スペクトルモーダル解析を用いた等価線形化により予測する。ただし、収斂回数 $j = 0$ の場合は、等価線形化前のシステム弾性時の値を用いる。

[手順1] ${}_1\phi^{(j)}_{eq,i}$, ${}_1f^{(j)}_{eq}$, ${}_1K^{(j)}_{eq}$ の算出

システム1次等価固有モード ${}_1\phi^{(j)}_{eq,i}$ (附録B)、等価固有振動数 ${}_1f^{(j)}_{eq}$ および等価モーダル剛性 ${}_1K^{(j)}_{eq}$ は、システムの等価剛性 $k^{(j)}_{eq,i}$ ($j = 0$ の場合、 $k^{(0)}_{eq,i} = k_i = k_{fi} + k_{ai}$)および対象モデルの各層の質量 m_i を用いて固有値解析により算出する。

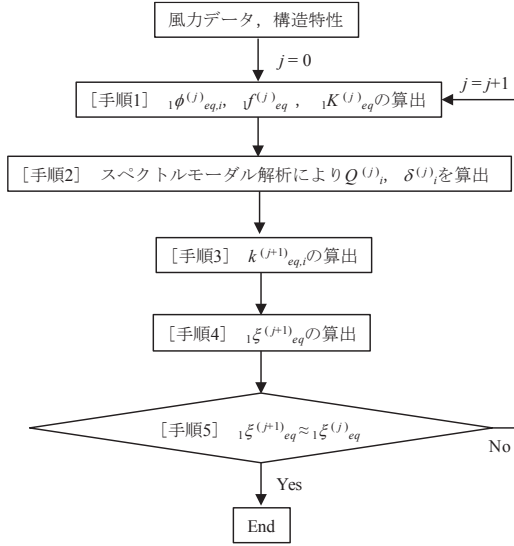


Fig. 9 Flowchart

[手順2] $Q^{(j)}$, $\delta^{(j)}$ の算出

風力データ、構造特性および手順1より求めた固有値を用いてスペクトルモーダル解析により、層せん断力 $Q^{(j)}$ および層間変形 $\delta^{(j)}$ を算出する。

i 層の風外力時刻歴 $F_i(t)$ と $1\phi^{(j)}_{eq,i}$ を用いて、1次モーダル風外力時刻歴 $1F^{(j)}(t)$ は式(7)より算出される。

$$1F^{(j)}(t) = \sum_{i=1}^N 1\phi^{(j)}_{eq,i} \cdot F_i(t) \quad (7)$$

ここで、 N ：層数を表す。1次モーダル風外力のパワースペクトル密度 $1S^{(j)}_F(f)$ とシステム1次等価モーダル剛性 $1K^{(j)}_{eq}$ および1次等価減衰定数 $1\xi^{(j)}_{eq}$ 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 $1q^{(j)}$ の標準偏差 $1\sigma^{(j)}_q$ は式(8)より算出される。

$$1\sigma^{(j)}_q = \left[\int_0^\infty |1H^{(j)}(f)|^2 \cdot 1S^{(j)}_F(f) df \right]^{0.5} \quad (8)$$

ここで、 $1H^{(j)}(f)$ ：1次の周波数応答関数を表し、次式で表される。

$$1H^{(j)}(f) = \frac{1}{1 - \left(\frac{f}{1f^{(j)}_{eq}} \right)^2 + 2i1\xi^{(j)}_{eq} \frac{f}{1f^{(j)}_{eq}}} \cdot \frac{1}{1K^{(j)}_{eq}} \quad (9)$$

ここに、 f ：振動数、 $1f^{(j)}_{eq}$ ：システム1次等価固有振動数、 i ：虚数単位を表す。なお、 $1\xi^{(0)}_{eq}$ は次式より算出される。

$$1\xi^{(0)}_{eq} = 1\xi_f \left(1f_f / 1f \right) \cdot 1\xi_f \quad (10)$$

ここで、 $1f$ 、 $1\xi_f$ ：システムの弾性1次固有振動数、減衰定数、 $1f_f$ 、 $1\xi_f$ ：フレームの1次固有振動数、減衰定数を表す。風応答時における多質点系での層間変形の標準偏差 $1\sigma^{(j)}_{\delta}$ は、式(11)で表される。

$$1\sigma^{(j)}_{\delta} = 1\sigma^{(j)}_q \cdot \left(1\phi^{(j)}_{eq,i} - 1\phi^{(j)}_{eq,i-1} \right) \quad (11)$$

i 層の層間変形 $\delta^{(j)}_i$ は、式(12)より算出される。

$$\delta^{(j)}_i = 1\sigma^{(j)}_{\delta} \cdot g^{(j)}_p \quad (12)$$

ここで、 $g^{(j)}_p$ ：ピークファクターを表し¹³⁾、次式より算出される（附録C）。

$$g^{(j)}_p = \sqrt{2 \ln(600, 1f^{(j)}_{eq}) + 1.2} \quad (13)$$

層せん断力 $Q^{(j)}_i$ は、 $\delta^{(j)}_i$ および $k^{(j)}_{eq,i}$ を用いて次式で算出される。

$$Q^{(j)}_i = k^{(j)}_{eq,i} \cdot \delta^{(j)}_i \quad (14)$$

[手順3] $k^{(j+1)}_{eq,i}$ の算出

i 層のシステム等価剛性 $k^{(j+1)}_{eq,i}$ は、次式より算出される。

$$k^{(j+1)}_{eq,i} = \begin{cases} k_i & \left(\delta^{*(j+1)}_{i,max} < \delta_{ay,i} \right) \\ \left\{ Q_{yi} + k_{fi} \left(\delta^{*(j+1)}_i - \delta_{ay,i} \right) \right\} / \delta^{*(j+1)}_i & \left(\delta^{*(j+1)}_{i,max} \geq \delta_{ay,i} \right) \end{cases} \quad (15)$$

ここで、 $\delta^{*(j+1)}_i$ ：システムの復元力特性上の $Q^{(j)}_i$ における最大変形を表し、次式より算出される。

$$\delta^{*(j+1)}_i = \begin{cases} Q^{(j)}_i / k_i & \left(Q^{(j)}_i < Q_{yi} \right) \\ \left(Q^{(j)}_i - Q_{yi} + k_{fi} \cdot \delta_{ay,i} \right) / k_{fi} & \left(Q^{(j)}_i \geq Q_{yi} \right) \end{cases} \quad (16)$$

[手順4] $1\xi^{(j+1)}_{eq}$ の算出

システムの1次等価減衰定数 $1\xi^{(j+1)}_{eq}$ は次式で算出される。

$$1\xi^{(j+1)}_{eq} = \frac{\sum_{i=1}^N 1\xi^{(j+1)}_{eq,i} \cdot W^{(j+1)}_i}{\sum_{i=1}^N W^{(j+1)}_i} + 1\xi \quad (17)$$

ここで、 $1\xi^{(j+1)}_{eq,i}$ ： i 層の減衰定数を表し、風応答は多様な振幅を持つランダム応答であることを考慮し^{14)~16)}、 $1\xi^{(j+1)}_{eq,i}$ は以下の式より算出される¹⁷⁾。

$$1\xi^{(j+1)}_{eq,i} = \begin{cases} 0 & \left(\delta^{*(j+1)}_i < \delta_{ay,i} \right) \\ \frac{2(1+\alpha_i)}{\pi \mu^{(j+1)}_i} \ln \frac{\mu^{(j+1)}_i + \alpha_i}{(1+\alpha_i) \mu^{(j+1)}_i} & \left(\delta^{*(j+1)}_i \geq \delta_{ay,i} \right) \end{cases} \quad (18)$$

$$\alpha_i = \frac{k_{ai}}{k_{fi}} \quad (18)$$

ここに、 $\mu^{(j+1)}_i$ ： i 層の塑性率を表し、次式より算出される。

$$\mu^{(j+1)}_i = \delta^{*(j+1)}_i / \delta_{ay,i} \quad (19)$$

また、式(17)中の $W^{(j+1)}_i$ は i 層のポテンシャルエネルギーを表し次式より算出される。

$$W^{(j+1)}_i = \left(Q^{(j)}_i \right)^2 / \left(2 \cdot k^{(j+1)}_{eq,i} \right) \quad (20)$$

[手順5] $1\xi^{(j+1)}_{eq}$ の判定

$1\xi^{(j+1)}_{eq}$ と $1\xi^{(j)}_{eq}$ が概ね一致すれば（本報では1%以内）、システム弾塑性時の減衰を評価したことになるので終了となる。なお、層間変形は、手順2の式(12)より算出した値を用いる。もし一致しなければ、 $j=j+1$ とし手順1へ戻る。

4. 提案手法の予測精度

Fig. 10 に弾塑性解析結果（Time history analysis (Plastic)）および提案手法（Proposed method）の層間変形角 R_i を比較した図を示す。なお、参考として弾性解析結果（Time history analysis (Elastic)）の R_i も併記する。また Fig. 10 中には、フレームの1次減衰定数 $1\xi_f$ 、システム弾性時の1次減衰定数 1ξ 、1次固有周期 $1T$ 、提案手法により算出した1次等価減衰定数 $1\xi_{eq}$ 、1次等価固有周期 $1T_{eq}$ および収斂回数 j も併せて示す。本章では予測精度の検証のため、2.1節で述べた解析対象モデル（Case 1）、一部の付加系の降伏層せん断力を低減した場

合 (Case 2), 11 層目から 20 層目までの付加系を弾性とした場合 (Case 3) の 3 パターンで検討を行う。 ${}_1\xi_{eq}$ と j の関係および ${}_1T_{eq}$ と j の関係については附録 D を参照されたい。

[Case 1] 解析対象モデル

Fig. 10 Case 1 より, 弾塑性解析結果と弾性解析結果を比較していくと, ${}_1\xi_f = 1\%, 2\%$ では弾塑性解析結果の値が小さいことがわかる。これは付加系の塑性化により, 減衰が増加したことが影響している。一方で ${}_1\xi_f = 4\%$ の場合は, 概ね同値となっている。これは塑性化する付加系が少なくシステム全体として概ね弾性状態であるからである。

弾塑性解析結果と提案手法を比較していくと, 全てのパターンにおいて精度よく一致していることが確認できる (附録 E)。また ${}_1\xi_f = 1\%, 2\%$ において提案手法により算出した ${}_1\xi_{eq}, {}_1T_{eq}$ は, ${}_1\xi, {}_1T$ よりも比較的大きくなっていることがわかる。しかし, ${}_1\xi_f = 4\%$ の場合は, 前述したようにシステム全体が概ね弾性状態であることから弾性解析結果と提案手法がほぼ変化していない。また提案手法により算出した ${}_1\xi_{eq}, {}_1T_{eq}$ は, ${}_1\xi, {}_1T$ と概ね同等である。このようなシステム全体として概ね弾性状態である場合は, システム弾性時の値でも予測可能である。

[Case 2] 一部の付加系の降伏層せん断力を低減した場合

局所的に変形が増大する場合を想定し, 文献 7) を参考に, i 層目の付加系の降伏層せん断力を低減する。本報では, 1 層目と 10 層目の付

加系の降伏層せん断力を 0.5 倍とし検討を行う。なお, システムの弾性 1 次固有周期が Case 1 と同値になるように付加系の剛性は変化させない。また, 弱層とした層の付加系の降伏変形は, 式(4), (5)を用いて逆算的に計算することにより算出する。

Fig. 10 Case 2 より, 弾塑性解析結果と弾性解析結果を比較していくと, 弾塑性解析結果が Case 1 より小さくなっており, わずかに弾性解析結果との差が広がっていることがわかる。次に弾塑性解析結果と提案手法を比較していくと, Case 1 と同様に, 全てのパターンにおいて弾塑性解析結果と提案手法が精度よく一致していることが確認でき (附録 E), 弱層における局所的な変形も本手法は的確に捉えていることがわかる。また, 提案手法により算出した ${}_1\xi_{eq}, {}_1T_{eq}$ が Case 1 に比べわずかに大きくなっていることが確認できる。これは, 弱層で大きく塑性化したことが影響しているためである。

[Case 3] 11 層目から 20 層目までの付加系を弾性とした場合

実際の超高層建物の設計において, ダンパーを下層部のみ配置し, 上層部に弾性ブレースを配置する場合がある。そこで Case 3 では, そのような配置形式を想定し, 1 層目から 10 層目の付加系のみ塑性化を許容し, 11 層目から 20 層目の付加系を弾性とした場合で検討を行う。

Fig. 10 Case 3 より, 弾塑性解析結果と弾性解析結果を比較していくと, 全てのパターンにおいて Case 1 と概ね同様の結果となってい

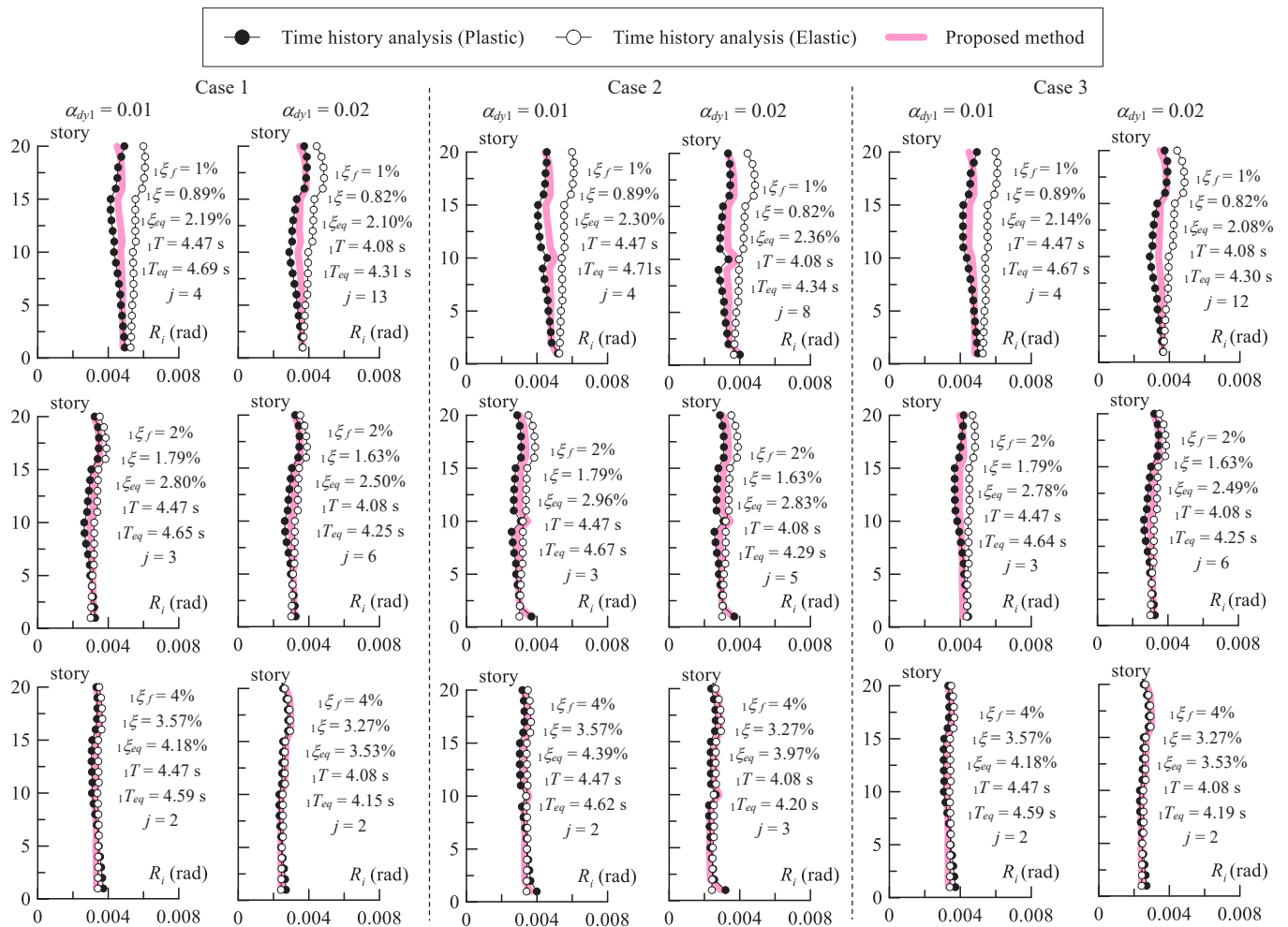


Fig. 10 Comparison of inter story drift angle

ることが確認できる。弾塑性解析結果と提案手法を比較していくと、Case 1 と同様に、全てのパターンにおいて弾塑性解析結果と提案手法が精度よく一致していることが確認でき（附録 E）、提案手法により算出した ${}_1\xi_{eq}$ 、 ${}_1T_{eq}$ においても、Case 1 と同様の傾向が見られる。

5. おわりに

本報では、履歴型ダンパーを有する超高層制振建物を対象とし、多質点系での風応答（最大変形）予測手法を提案し、その精度について示すことを目的に検討を行った。以下に得られた知見を示す。

- (1). 解析対象モデル（Case 1）のシステム弾塑性時の時刻歴解析結果（弾塑性解析結果）およびシステム弾性時の時刻歴解析結果（弾性解析結果）の層間変形角 R_i を比較した結果、フレームの 1 次減衰定数 ${}_1\xi_f = 1\%$ および 2% においてはダンパー量 α_{dp1} に関わらず、弾塑性解析結果の値が小さいことがわかった。これは付加系の塑性化により、減衰が増加したことが影響している。一方で ${}_1\xi_f = 4\%$ の場合は、概ね同値となることがわかった。これは塑性化する付加系が少なくシステム全体として概ね弾性状態であるからである。
- (2). Case 1 の弾塑性解析結果と提案手法の R_i を比較した結果、全てのパターンで精度よく一致することが確認された。また、提案手法により算出したシステム 1 次等価減衰定数 ${}_1\xi_{eq}$ 、1 次等価固有周期 ${}_1T_{eq}$ は、システム弾性時の 1 次減衰定数 ${}_1\xi$ 、1 次固有周期 ${}_1T$ よりも比較的大きいことがわかった。しかし、概ね弾性状態である ${}_1\xi_f = 4\%$ の場合は、システム弾性時と弾塑性時の値が概ね一致していることからシステム弾性時の値でも予測可能である。
- (3). 解析対象モデルの 1 層目と 10 層目の付加系の降伏せん断力を 0.5 倍とした場合（Case 2）において、弱層を設けない場合（Case 1）と同様に、全体として精度よく提案手法と弾塑性解析結果が一致し、弱層における局所的な変形も本手法は的確に捉えることが可能である。また、 ${}_1\xi_{eq}$ 、 ${}_1T_{eq}$ が弱層を設けない場合に比べわずかに大きくなっていることが確認された。これは、弱層で大きく塑性化したことが影響している。
- (4). 解析対象モデルの 11 層目から 20 層目の付加系を弾性とした場合（Case 3）において、弾塑性解析結果と提案手法を比較した結果、Case 1 と同様に、全てのパターンにおいて弾塑性解析結果と提案手法が精度よく一致していることが確認された。

なお、本報では限られた範囲での予測精度について検討した。本手法の適用範囲については、さらなる検討が必要である。

謝辞

本研究の一部は、JST 産学競争プラットフォーム共同研究推進プログラムによるものです。ここに記して感謝の意を示します。

参考文献

- 1) 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
- 2) 吉江慶祐, 北村春幸, 大熊武司, 和田章: 時刻歴応答解析におけるアンサンブル平均のばらつき, 日本建築学会学術講演梗概集, pp. 233 - 234, 2005.7
- 3) Tsujita O., Hayabe Y., Ohkuma T., Wada A.: A Study on Wind Induced Characteristic and Prediction for Inelastic Structure Part. 1 A Case of

Across Wind Vibration, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 481, pp. 9 - 16, 1996.3 (In Japanese)

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

- 4) Yoshie, K., Kitamura, H., Okuma, T. Wada A.: A Prediction Method for Response of an Elasto-Plastic Structure to Wide-Band Fluctuating Wind Force with Non-Zero Mean Component based on Energy Balance, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 608, pp.21 - 28, 2006.10 (In Japanese)
吉江慶祐, 北村春幸, 大熊武司, 和田章: エネルギーの釣合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.21-28, 2006.10
- 5) Tsujita O., Hayabe Y., Ohkuma T., Wada A.: A Study on Wind Induced Characteristic and Prediction for Inelastic Structure Part. 4 Application to multi-mass system, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 499, pp. 39 - 45, 1997.9 (In Japanese)
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 4 多質点モデルへの展開, 日本建築学会構造系論文集, 第 499 号, pp. 39 - 45, 1997.9
- 6) 鶴見俊雄, 片桐純治, 大熊武司, 大内隼人, 工藤愛架: 高層免震建築物の等価線形モデルによる風応答解析 その 1~4, 日本建築学会学術講演梗概集, pp. 163 - 170, 2015.9
- 7) Sato, D., Ikegami, M., Hirai, H., Yoshie, K., Sato, T., Kitamura, H., : Cumulative Damage Prediction for Passive Controlled High-Rise Building with Hysteretic Dampers on Wind-Induced Response, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.1.81, No.728, pp.1635-1645, 2016.10 (In Japanese)
佐藤大樹, 池上昌志, 平井宏幸, 吉江慶祐, 佐藤利昭, 北村春幸: 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, 日本建築学会構造系論文集, 第 81 巻, 第 728 号, pp.1635-1645, 2016.10
- 8) Sato D., Kasai K., Tamura T.: Influence of Frequency Sensitivity of Viscoelastic Damper on Wind - Induced Response, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 74, No. 635, pp. 75 - 82, 2009.1 (In Japanese)
佐藤大樹, 笠井和彦, 田村哲郎: 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 74 巻, 第 635 号, pp. 75 - 82, 2009.1
- 9) Kuribayashi, K., Sato, D., Kitamura, H., Yamaguchi, M., Nishimoto, K., : Energy Balance-Based Seismic Response Prediction Method for Steel Structure considering Effective Hysteretic Damper Deformation, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 76, No. 661, pp. 543 - 552, 2011.3 (In Japanese)
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 76 巻, 第 661 号, pp. 543 - 552, 2011.3
- 10) Ishii M., Kasai K.: Shear Spring Model for Time History Analysis of Multi - Story Passive Controlled Buildings, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 75, No. 647, pp. 103 - 112, 2010.1 (In Japanese)
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, 第 75 巻, 第 647 号, pp. 103 - 112, 2010.1
- 11) 中島隆裕, 添田幸平: 制振ダンパーのエネルギー吸収メカニズムの比較, 建築技術, pp. 130 - 133, 2016.5
- 12) Higashino M., Ohtake K., Hamaguchi H., Wada A.: Durability of Sliding Isolation Device Employed in Super High Rise Buildings Subjected to Wind Excitations, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 75, No. 648, pp. 317 - 325, 2010.2 (In Japanese)
東野雅彦, 大竹和夫, 浜口弘樹, 和田章: 風外力を受ける超高層免震構造

における滑り支承の耐久性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 75 巻, 第 648 号, pp. 317-325, 2010.2

- 13) 日本建築学会: 建築物荷重指針・同解説(2015), 2015
- 14) N. M. Newmark and E. Rosenblueth: Fundamentals of Earthquake Engineering, Prentice-Hall Inc, 1971
- 15) W. D. Iwan and N. C. Gates: Estimating Earthquake Response of simple Hysteretic Structure, Journal of Engineering Mechanics Division, ASCE, pp. 391-405, 1979
- 16) K. Kasai, Y. Fu, A. Watanabe: Passive Control Systems for Seismic Damage Mitigation, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 124, No. 5, pp. 501-512, 1998
- 17) Takeuchi T., Ichikawa Y., Nakashima H., Kasai K.: Response Evaluation of Passively Controlled Multistory Building with Non-Uniform Damper Distribution, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 583, pp. 115-122, 2004.9 (In Japanese)
- 竹内徹, 市川康, 中島秀雄, 笠井和彦: ダンパーが不均一配置された多層パッシブ制振構造の応答予測, 日本建築学会構造系論文集, 第 583 号, pp. 115-122, 2004.9

附録 A 風洞実験

Fig. A1 に風洞気流特性の鉛直分布を, Fig. A2 に模型頂部高さ (300mm) での変動風速の無次元化パワースペクトル密度 (PSD) を示す。Fig. A1 中に示す H^* は, 風洞床面からの高さを表し, U (AIJ), I_u (AIJ) は文献 13) より算出する平均風速および乱れ強さの鉛直分布, U (Exp.), I_u (Exp.) は風洞実験における平均風速および乱れ強さの鉛直分布を表す。また, Fig. A2 中の $S_u(f)$, σ_u は, 風速のパワースペクトル密度, 標準偏差, L_x は乱れのスケールを表し (= 0.53 m), Fig. A2 中にカルマン型¹³⁾の無次元化 PSD も併記している。なお, 基準高さ (模型上 300mm) での平均風速は 10.0 m/s である。Fig. A1, A2 ともに, 実験値が指針値 (Fig. A1: AIJ, Fig. A2: Von karman) と精度よく一致していることが確認できる。

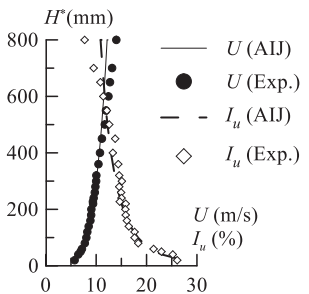


Fig. A1 Vertical distribution of wind tunnel airflow characteristics

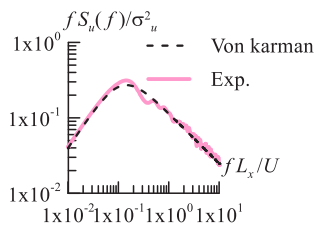


Fig. A2 Power spectral density

附録 B 1次等価固有モード

Fig. B に 1 次等価固有モードの差 ${}_1\phi_{eq,i} - {}_1\phi_{eq,i-1}$ と収斂回数 j の関係を示す。なお, 代表例としてそれぞれのケースで最もステップ数が多かった $\alpha_{dy1} = 0.02$, ${}_1\xi_f = 1\%$ における結果を示している。Fig. B より, 全てのケースにおいて $j > 0$ で ${}_1\phi_{eq,i} - {}_1\phi_{eq,i-1}$ が $j = 0$ に比べ変化していることが確認できるが, $j > 0$ の場合における j の増加に伴う ${}_1\phi_{eq,i} - {}_1\phi_{eq,i-1}$ の変化はほとんど見られないことがわかる。

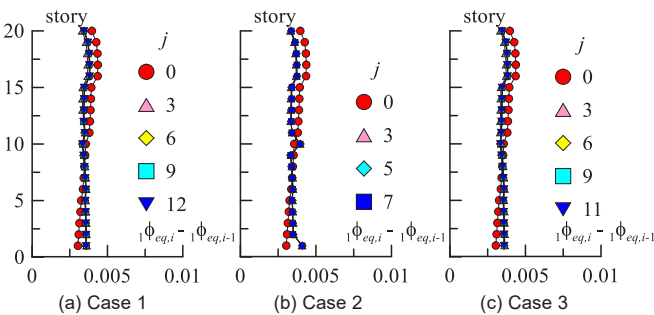


Fig. B Relation of ${}_1\phi_{eq,i} - {}_1\phi_{eq,i-1}$, and j ($\alpha_{dy1} = 0.02$, ${}_1\xi_f = 1\%$)

附録 C ピークファクター

Fig. C にピークファクター g_p の弾塑性解析結果と予測値 (式(13)) を比較したものを示す。なお, 代表例として Case 1, 2, 3 の $\alpha_{dy1} = 0.01$, ${}_1\xi_f = 1\%$ 時における値を示している。Fig. C より, Case 1, 2, 3 ともに, 下層部において予測値の g_p が弾塑性解析結果よりも小さく評価されているが, 上層部においては概ね一致する傾向が見られる。

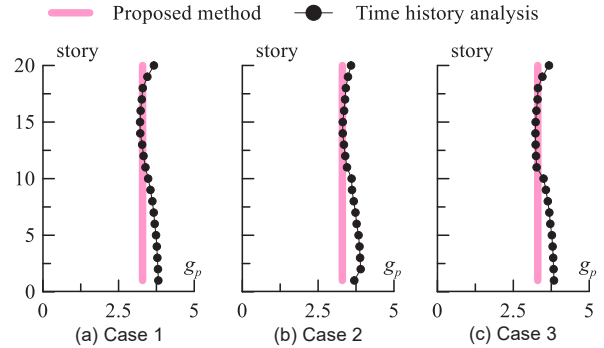


Fig. C Peak factor ($\alpha_{dy1} = 0.01$, ${}_1\xi_f = 1\%$)

附録 D 1次等価減衰定数および1次等価固有周期とステップ数の関係

Fig. D に Case 1 ~ 3 における 1 次等価減衰定数 ${}_1\xi_{eq}$ および 1 次等価固有周期 ${}_1T_{eq}$ と収斂回数 j の関係を示す。なお, それぞれ $j = 15$ までの結果であり, 代表例として ${}_1\xi_f = 1\%$ 時における関係を示している。Fig. D より, j が増加するとともに ${}_1\xi_{eq}$, ${}_1T_{eq}$ が一定値に収束していることが確認できる。

- Case 1, $\alpha_{dy1} = 0.01$ ▲ Case 2, $\alpha_{dy1} = 0.01$ ◆ Case 4, $\alpha_{dy1} = 0.01$
- Case 1, $\alpha_{dy1} = 0.02$ △ Case 2, $\alpha_{dy1} = 0.02$ ◇ Case 4, $\alpha_{dy1} = 0.02$

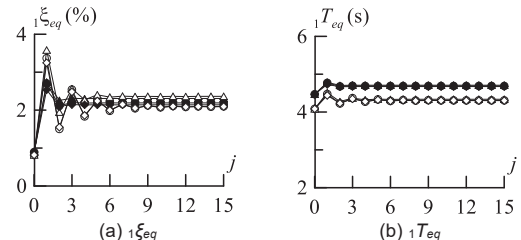


Fig. D Relation of ${}_1\xi_{eq}$, ${}_1T_{eq}$ and j (${}_1\xi_f = 1\%$)

附録 E 最大塑性率と誤差率の関係

Fig. E(a) ~ (c) に Case 1 ~ 3 における層間変形角の誤差率と弾塑性解析結果の最大塑性率 μ_i の関係図を示す。Fig. E(a) ~ (c) より, どのケースにおいても $\mu_i = 1 \sim 2$ の間で誤差が大きくなる傾向が見られるが, 全体として誤差は概ね 15% 以内となっていることが確認できる。

- ${}_1\xi_f = 1\%$, $\alpha_{dy1} = 0.01$ ▲ ${}_1\xi_f = 2\%$, $\alpha_{dy1} = 0.01$ ◆ ${}_1\xi_f = 4\%$, $\alpha_{dy1} = 0.01$
- ${}_1\xi_f = 1\%$, $\alpha_{dy1} = 0.02$ △ ${}_1\xi_f = 2\%$, $\alpha_{dy1} = 0.02$ ◇ ${}_1\xi_f = 4\%$, $\alpha_{dy1} = 0.02$

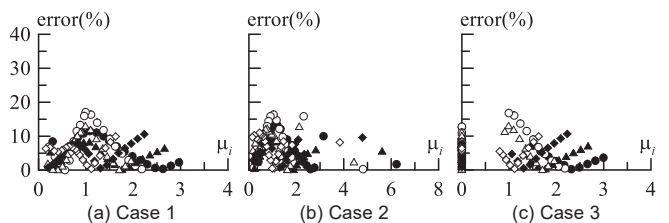


Fig. E Relation of percentage error and μ_i

[2020 年 10 月 7 日原稿受理 2020 年 12 月 7 日採用決定]