T2R2 東京工業大学リサーチリポジトリ
Tokyo Tech Research Repository

# 論文 / 著書情報
# Article / Book Information

| | |
|---|---|
| 論題(和文) | 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 |
| Title(English) | Prediction Method for Quasi-Static Component Response of High-Rise Seismic Isolated Building under Fluctuating Wind Force |
| 著者(和文) | 小川諒, 吉江慶祐, 佐藤大樹, 佐藤利昭, 北村春幸 |
| Authors(English) | Keisuke Yoshie, Daiki Sato, Toshiaki Sato, Haruyuki Kitamura |
| 出典(和文) | 日本風工学会論文集, Vol. 41, No. 2, pp. 41-47 |
| Citation(English) | Journal of Wind Engineering, Vol. 41, No. 2, pp. 41-47 |
| 発行日 / Pub. date | 2016, 4 |

Powered by T2R2 (Tokyo Institute Research Repository)

日本風工学会論文集
第 41 巻第 2 号（通算 147 号）平成 28 年 4 月

# 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

# Prediction Method for Quasi-Static Component Response of High-Rise Seismic Isolated Building under Fluctuating Wind Force

小川諒[*1]　吉江慶祐[*2]　佐藤大樹[*3]　佐藤利昭[*4]　北村春幸[*5]
Ryo OGAWA, Keisuke YOSHIE, Daiki SATO, Toshiaki SATO, Haruyuki KITAMURA

## SUMMARY

Recently, response evaluation of a high-rise seismic isolated building against the wind external force within elasto-plastic range has been requested. In the elasto-plastic response case, shifts of center displacement which are showing change in very long period like a step-function are caused. The response time history is separated to resonance component and quasi-static component and examined. From the time history analysis results, we could verify that the shift of the change center displacement is caused by the resonance component. This paper proposes a prediction method for quasi-static component response caused by the shifts of center displacement of a high-rise seismic isolated building under the fluctuation wind force. Its accuracy is demonstrated through comparison with time history analysis results.

*key words: high-rise seismic isolated building, wind force, elasto-plastic response, quasi-static component*

## 1．はじめに

建築物の耐風設計は，部材の塑性化を許容する耐震設計とは異なり，建築物が弾性的に挙動することを前提として行われている[1)]。これは，風外力の継続時間が地震に比べて遙かに長いため，部材を塑性化させた場合の疲労に対する研究が十分に進んでいないことが要因の一つとして挙げられる。しかし，近年建設された超高層免震建物[例えば2)]では，設計時に想定する風力に対して免震層の塑

*1　株式会社シグマクシス（元東京理科大学）・修士（工学）
SIGMAXYZ Inc., M. Eng.
*2　株式会社日建設計　構造設計部長・博士（工学）
General Manager, Nikken Sekkei Ltd., Dr. Eng.
*3　東京工業大学　科学技術創成研究院　未来産業技術研究所　准教授・博士（工学）
Associate Professor, FIRST, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.
*4　九州大学大学院　人間環境学研究院　准教授・博士（工学）
Associate Professor, Faculty of Human-Environmental Studies, Kyushu University, Dr. Eng.
*5　東京理科大学　理工学部建築学科　教授・博士（工学）
Professor, Department of Architecture , Tokyo University of Science, Dr. Eng.

性化を許容する設計も行なわれている[3]。このような超高層免震建物について，風外力に対する弾塑性範囲の応答評価が求められている[4]。

文献 5 では，エネルギーの釣合に基づく平均成分を有しない風直交方向風力に対する超高層免震建物の弾塑性風応答予測手法を提案し，その有効性を示している。この手法は応答の共振成分のみを対象としており，準静的成分による特徴的な挙動は考慮されていない。そのため，準静的成分の影響が比較的大きくなる免震層の塑性化の小さい範囲において，予測精度が低下することが確認されている[5]。免震建物の応答評価において，免震層の塑性繰り返しによる疲労や残留変形は無視しえない現象であり，応答予測手法の実用化には，準静的成分の応答評価・予測手法の構築が必要となる。

本論文では前述したような文献 5 の応答予測手法の適用範囲を拡張すべく，平均成分を有しない変動風力に対する準静的成分の応答予測手法を提案し，時刻歴応答解析により提案手法の妥当性を確認することを目的とする。

## 2． 解析モデルおよび風外力の概要

### 2．1 解析モデル

本論文では，1 次モードが直線[6]となる上部構造（固有周期 ${}_uT_0 = 5$ 秒）に，免震層を設定した 11 質点せん断型モデルによる時刻歴応答解析結果を基に検証する。図 1 に対象モデルの概要を示す。上部構造の構造減衰は $h = 0.02$ の剛性比例型とし，免震層には内部粘性を考慮しない。図 2 に，ダンパー（添え字 $d$ ），アイソレータ（添え字 $f$ ）およびそれらを組み合わせた免震層（添え字 $b$ ）のせん断力 $Q$ と変形 $\delta$ の関係を示す。本論文では，ダンパーは 2 次剛性を有しない完全弾塑性型，アイソレータは線形の復元力特性を有するものとする。ダンパーおよびアイソレータの諸元は式(1) ～ (3)を用いて決定される。

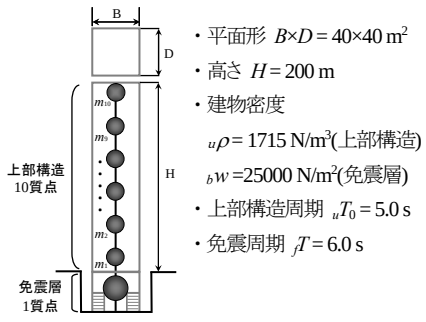



図 1 弾塑性解析モデル概要
Fig. 1 Analysis model

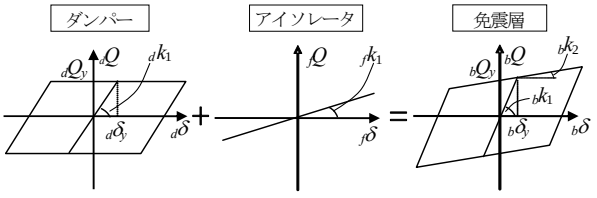



図 2 免震層の復元力特性
Fig. 2 Hysteresis properties of seismic-isolation layer

$$ {}_dQ_y = \left({}_uW + {}_bW\right)\cdot {}_d\alpha_y \tag{1} $$

$$ {}_dk_1 = {}_dQ_y \,/\, {}_d\delta_y \tag{2} $$

$$ {}_fk_1 = \frac{4\pi^2\left({}_uW + {}_bW\right)}{{}_fT^2 \cdot g} \tag{3} $$

ここで，${}_dQ_y$ : ダンパーの降伏せん断力，${}_uW$ : 上部構造の重量，${}_bW$ : 免震層の重量，${}_dk_1$ : ダンパーの初期剛性，${}_d\delta_y$ : ダンパーの降伏変位（= 27.8 mm），${}_fk_1$ ：アイソレータの剛性，${}_fT$ : 免震周期（ = 6 秒），$g$ ：重力加速度である。免震層の 1 次剛性 ${}_bk_1$ は ${}_bk_1 = {}_dk_1 + {}_fk_1$ となる。ダンパーが完全弾塑性型であるため，免震層の 2 次剛性 ${}_bk_2$ は ${}_bk_2 = {}_fk_1$ となる。${}_bk_2 = {}_fk_1$ の剛性比 $\alpha$ と呼ぶ。免震層の降伏せん断力 ${}_bQ_y$ は ${}_bQ_y = {}_dQ_y + {}_fk_1\ {}_d\delta_y$ で表現される。免震層の降伏変形 ${}_b\delta_y$ はダンパーの降伏変形と等しく，${}_b\delta_y = {}_d\delta_y$ となる。

以降では，式(1)のダンパー降伏せん断力係数 ${}_d\alpha_y$ をダンパー量とよび，${}_d\alpha_y = 0.02 \sim 0.1$ の範囲について 0.02 刻みでダンパー量を設定し，時刻歴応答解析を行う。

### 2．2 風外力の概要

解析モデルに作用させる風外力には，風洞実験[7]より得られた風直交方向風力を用いた。実験気流は「建築物荷重指針・同解説」[1]の地表面粗度区分 III の気流を目標に作成されたものである。実験模型は縮尺 1/400 とし，高さ $H_m = 50$ cm，辺長比 $D_m / B_m = 1.0$，平面積 $A_m = 100$ cm² の角柱模型を用いて，層風力を 10 層分測定した。実建物での風速として，再現期間 500 年に相当するレベル（頂部風速 $U_H = 63.8$ m/s）を想定した。検討用風力波形は，0.05 秒刻み 13,000 ステップの 10 質点分の変動層風力波形を 1 組とし，風洞実験結果から評価時間部分が重ならないように 650 秒×30 組を取り出した。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，50 ～ 650 秒の 10 分間の応答を用いる。本論文では，30 波のアンサンブル平均により解析結果を評価した[8]。

## 3． 免震層変位の応答性状

### 3．1 成分分離方法

本論文では免震層応答に着目するため，以降，特に断りの無い限りせん断力および応答については免震層を対象とする。図 3 に，免震層に作用するせん断力の

パワースペクトル密度 $S_Q(f)$を示す。図3に示すように，パワースペクトル密度は，図中に示す境界振動数 $f_{Bound}$ 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 [9]。本論文では文献 9 に倣い，$f_{Bound}$ を，免震層を含めた建物全体の 1 次固有振動数 ${}_1f$ の 1/3 の振動数として，共振成分を 1 次共振成分と高次の共振成分に分解し検討を行なう。

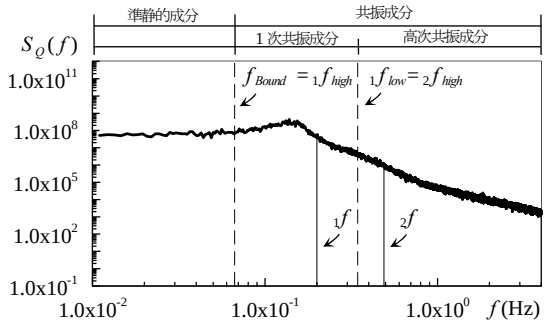



図 3 免震層に作用する風力のパワースペクトル密度
Fig. 3 Power spectral density of wind force acting on seismic-isolation layer

## 3．2 応答変位性状

図 4，5 に，${}_d\alpha_y$ = 0.06 における弾性および弾塑性時刻歴応答解析より得られた免震層の変位時刻歴波形を，前述の方法で全成分，1 次共振成分，準静的成分に分離して示す。なお，図 5 中の破線は，ダンパーの降伏変位 ${}_d\delta_y$ を示す。図 4 に着目すると，弾性解析時では準静的成分の応答が小さく，全成分の応答は 1 次共振成分が支配的となっていることが確認できる。一方で，図 5 に着目すると，弾塑性解析時における，全成分の応答は，準静的成分の振動を中心として，1 次共振成分が足し合わされることで構成されていることが分かる。また，準静的成分の応答のみで降伏変位 ${}_d\delta_y$ を超えており，変動中心変位のシフトが生じている。変動中心変位のシフトは，全成分の変形がダンパー降伏変形 ${}_d\delta_y$ を大きく超え，1 次共振成分に大きな振幅が発生した際に生じていることが確認できる。したがって，準静的成分の応答評価・予測を行なう際は，変動中心変位のシフトを生じさせる共振成分の評価も同時に行なう必要があることが確認された。

図 6 に，ダンパー量を変化させた場合における，弾性および弾塑性時刻歴応答解析より得られた免震層における応答変位準静的成分の標準偏差 $\sigma_{xB}$ の変化を示す。図 6 より，弾塑性時における応答変位準静的成分の標準偏差は弾性時の 10 倍以上の値を示していることが分かる。本検討範囲において，${}_d\alpha_y$ = 0.04 以上で変動中心変位のシフトが顕著に発生することを確認しているため [11),12)]，以降では ${}_d\alpha_y$ = 0.04 以上についての検証結果を示す。

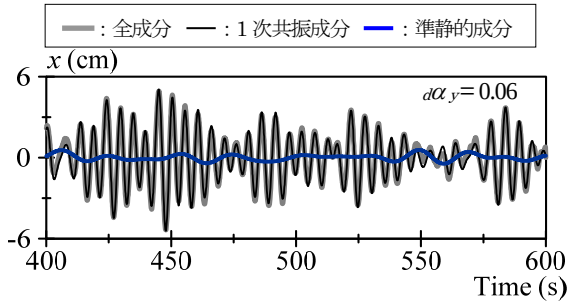



図 4 応答変位時刻歴波形（弾性）
Fig. 4 Time history of response (Elastic)

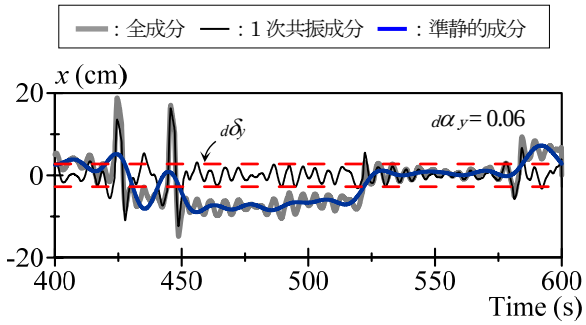



図 5 応答変位時刻歴波形（弾塑性）
Fig. 5 Time history of response (Elasto-plastic)

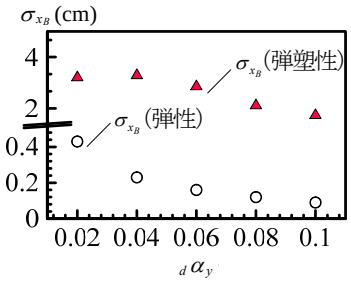



図 6 応答変位準静的成分の標準偏差
Fig. 6 Standard deviation of background component of response

## 4． 応答変位ピークの確率密度分布の予測手法

前章において，応答変位の準静的成分を評価・予測するためには，応答変位の共振成分の評価が必要であることを示した。吉江らは 1 質点系において，等価線形系を用いて応答変位ゼロクロスピーク値，ゼロクロスピーク・ピーク値確率密度関数を予測している [13)]。本節では，吉江らの手法を応用し，多質点系モデルにおける免震層の弾塑性風応答時における変位 1 次共振成分の確率密度分布の予測を行なう。

## 4．1 予測手法

弾塑性系 1 次共振成分ゼロクロスピーク変位 $x_{R,p}$ と対応する等価線形系ゼロクロスピーク変位 ${}_{eq1}x_{R,p}$ の関係は

次式で表される[13]。

$$\frac{1}{2}k_{eq}\cdot_{eq1}x_{R,p}^2 = \begin{cases} \frac{1}{2}{}_bk_1\cdot_1 x_{R,p}^2 & ({}_1x_{Ri,p}\le {}_d\delta_y) \\ \frac{1}{2}\alpha_b k_1\cdot_1 x_{R,p}^2 + (1-\alpha)_b k_1\cdot_b\delta_y\cdot_1 x_{R,p} - \frac{1}{2}(1-\alpha)_b k_1\cdot_b\delta_y^2 & ({}_1x_{R,p} > {}_b\delta_y) \end{cases} \quad (4)$$

ここで，$k_{eq}$：等価バネ係数であり次式により求める[13]。

$$k_{eq} = {}_bk_1\left\{1-(1-\alpha)e^{-\frac{{}_d\delta_y^2}{2{}_1\sigma_{Rx}^2}} + (1-\alpha)\sqrt{\frac{\pi}{2}}\frac{{}_d\delta_y}{2{}_1\sigma_{Rx}}\left[1-\mathrm{erf}\left(\frac{{}_d\delta_y}{\sqrt{2}{}_1\sigma_{Rx}}\right)\right]\right\} \quad (5)$$

${}_1\sigma_{Rx}$は応答変位1次共振成分の標準偏差であり，本論文では予測式の妥当性を検証するため，時刻歴応答解析結果を用いる。弾塑性系の1次共振ゼロクロスピーク変位${}_1x_{Ri,p}$の発生確率$p({}_1x_{R,p})$は，対応する等価線形系の1次共振ゼロクロスピーク変位${}_{eq1}x_{R,p}$の発生確率$p'({}_{eq1}x_{R,p})$と等しいので，$p({}_1x_{R,p})$を次式で表すことができる[13]。

$$p({}_1x_{R,p})d_1x_{R,p} = p'({}_{eq1}x_{R,p})d_{eq1}x_{R,p} \quad (6)$$

さらに，等価線形系の${}_{eq1}x_{R,p}$はレーリー分布に従うので[13]，式(4)を${}_1x_{R,p}$について解き，それを式(6)に代入することで弾塑性系の確率分布を算出する。

変動中心変位のシフトを引き起こす1次共振成分の振幅は，ゼロクロスピーク変位ではなく，ゼロクロスピーク・ピーク変位に影響されるため[14]，ゼロクロスピーク・ピーク変位確率密度分布を予測する必要がある。本研究では，文献13と同様に，1次共振成分の標準偏差を$(1+\beta)$倍としたものを，ゼロクロスピーク・ピーク変位確率密度分布の予測値として用いる。$\beta$は次式より与えられる[13]。

$$\beta = \exp(-\zeta\cdot\pi) \quad (7)$$

ここで，$\zeta$=0.02は振動系全体での減衰定数である。本論文では免震層を無減衰としていることから，上部構造の構造減衰$h$ = 0.02と同じ$\zeta$=0.02を用いることは適切でないと考えられるが，$\zeta$が小さい範囲では予測式に与える影響が小さいことを確認している[14]。よって，本論文では，上部構造の構造減衰と同じ$\zeta$=0.02を用いることとした。

応答変位全成分のゼロクロスピーク値は，応答変位の共振成分ゼロクロスピーク値と，ピーク発生時における応答変位準静的成分の和で表すことができる。応答変位共振成分のゼロクロスサイクル間における応答変位準静的成分の変位は一定値であると仮定し，応答変位共振成分ゼロクロスピーク値確率密度関数を応答変位全成分ゼロクロスピーク値確率密度関数として表す[13]。

## 4．2　確率密度分布の予測結果

図7に，時刻歴応答解析より得られた，免震層変位の1次共振成分の確率密度分布を示す[15]。なお，図中には降伏変位の2倍と応答変位共振成分の標準偏差の値を示している（${}_d\alpha_y$= 0.06では，ほぼ同じ値であった）。さらに，図7には免震層変位の塑性率$\mu_{\mathrm{Rms}}$を参考までに併せて示している。ここで，塑性率$\mu_{\mathrm{Rms}}$とは，免震層の降伏変位に対する免震層の応答変位1次共振成分の標準偏差の比を意味する。図7には時刻歴応答解析結果より得られた免震層変位の1次共振成分の標準偏差$\sigma_{{}_1x_R}$を用いて，レーリー分布を算出した結果（実線）および式(6)より求めた応答変位1次共振成分の確率密度の予測値（破線）を示している。図7より，時刻歴応答解析結果より得られた分布はレーリー分布と異なる形状となっていることが分かる。一方，式(6)による予測結果は時刻歴解析結果のピークを良く表現できていると言える。しかし，塑性化が大きくなるにしたがって誤差が大きくなる傾向が確認できる。これは式(5)による等価バネ定数の予測値の誤差や，塑性化によって見かけ上等価な減衰が大きくなったことによる$\beta$（式(7)）の評価誤差などが考えられる。これについては今後の課題である。

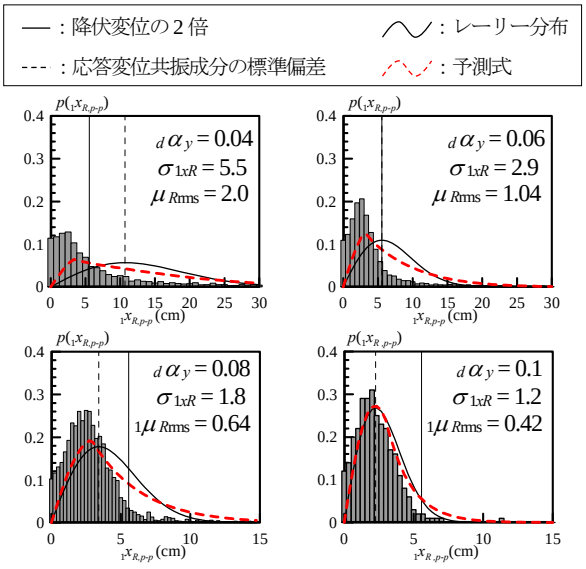



図7　応答変位1次共振成分のゼロクロスピーク変位確率密度分布と予測値の比較

Fig. 7 Comparison between zero-crossing peak displacement probability density distribution and predictive results

## 5　変動中心変位のシフトの予測

変動中心変位のシフトは，正負の累積塑性変形量の差であるが，本論文では入力させる外力に，平均値がゼロとなる風直交方向風力を用いているため，短い時間内の変動を評価しなければならない。そこで，本章では，時刻歴応答解析結果から，変動中心変位のシフトの生じている箇所をそれぞれ分析し，変動中心変位のシフトの生じる場合について，成分ごとの応答変位性状の関係性を明らかにすることで，共振成分より免震層の変動中心変位のシフトを予測する方法を提案する。

### 5．1　検証方法

本論文における変動中心変位のシフトの定義を図 8 に示す。図中の破線はダンパーの降伏変位 ${}_d\delta_y$ である。応答変位全成分の時刻歴波形から，変動中心変位のシフトの発生原因と見られるゼロクロスピーク・ピーク変位（●印）を抽出し，そのゼロクロスピーク・ピーク変位の前後の領域で，ゼロクロスピーク変位（○印）の平均値を算出する。その値を変動中心変位のシフト $\delta_r$ とする。以降では，パラメータの中で最も変動中心変位のシフトが明確に現れている ${}_d\alpha_y = 0.06 \sim 0.1$ について検証を行なう。

図 9 に，抽出した応答変位全成分のゼロクロスピーク・ピーク変位 $x_{p\text{-}p}$ と変動中心変位のシフト $\delta_r$ の関係を示す。また，図中の□，●，△印は，図中プロットのアンサンブル平均結果である。図には，評価時間内における変動中心変位シフトの発生回数の平均値 $\overline{n_r}$ を示している。図中の破線 $\delta'_r$ については後述する。図 9 より，変動中心変位

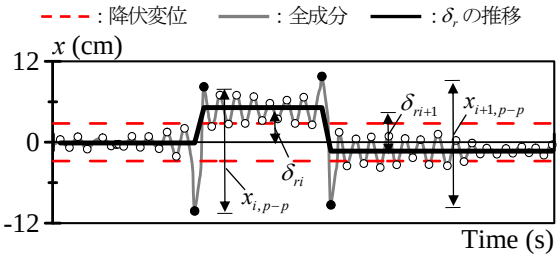



図 8　変動中心変位のシフトの定義

Fig. 8 Definition of center displacement shift

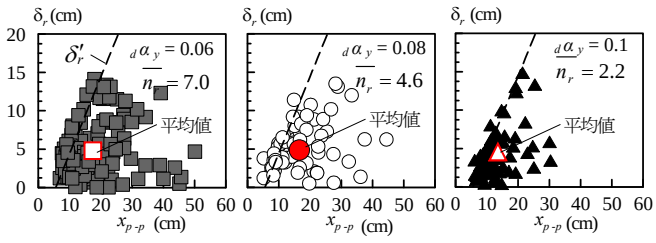



図 9　$\delta_r - x_{p\text{-}p}$ 関係

Fig. 9 Relation between $\delta_r$ and $x_{p\text{-}p}$

のシフト $\delta_r$ を生じさせるゼロクロスピーク・ピーク変位 $x_{p\text{-}p}$ は広範にわたり分布していることが分かる。$\delta_r$ を生じさせる $x_{p\text{-}p}$ の下限値を見ると，いずれのダンパー量においても降伏変位 ${}_d\delta_y$ の 2 倍以上で発生していることが確認された。一方，$\delta_r$ を生じさせる $x_{p\text{-}p}$ の最大値に着目すると，${}_d\alpha_y = 0.06, 0.08$ において約 50 cm，${}_d\alpha_y = 0.1$ においては約 30 cm と，極めて発生頻度少ない大きな変形においても $\delta_r$ が生じていることが確認できる（図 7）。ダンパー量で比較すると，図 9 よりダンパー量が小さいほどゼロクロスピーク・ピーク変位 $x_{p\text{-}p}$ および変動中心変位のシフト $\delta_r$ は大きくなるが，それに対して平均値（図中：□，●，△）はダンパー量の違いによる影響をほとんど受けない事が確認できる。

次に，ゼロクロスピーク・ピーク変位 $x_{p\text{-}p}$ から，ダンパー降伏変位の 2 倍の値 $2{}_d\delta_y$ を引いて求めた値を $\delta'_r$ と定義し，変動中心変位のシフト $\delta_r$ と比較する。図 9 より，ダンパー量の $\delta_r$ を生じさせる $x_{p\text{-}p}$ に関わらず，$\delta_r$（プロット）は $\delta'_r$ の破線よりも低い値に集中していることが確認できる。以上より，$x_{p\text{-}p}$ から簡便に推定できる $\delta'_r$ は，変動中心変位のシフトを大きく評価できることから，$\delta_r$ に対して安全側の値となることが分かった。

変動中心変位のシフト $\delta_r$ の予測値である $\delta'_r$ の確率密度分布を図 10 に示す。図の曲線は，$\delta'_r$ の標準偏差を用いて描いたレーリー分布である。また，図には変動中心変位のシフト $\delta'_r$ の標準偏差 $\sigma_{\delta'_r}$ と，平均値 $\overline{\delta'_r}$ を併せて示している。図 10 より，ダンパー量の違いに寄らず，変動中心変位のシフト $\delta'_r$ はレーリー分布と良い対応を示すことが確認された。

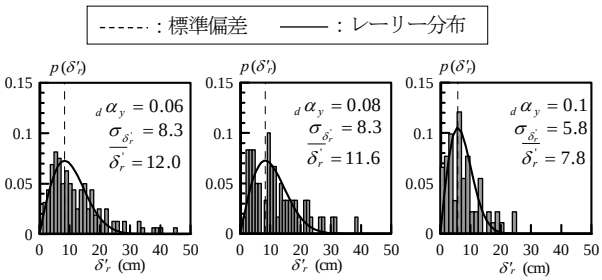



図 10　変動中心変位シフトの確率密度分布

Fig. 10 Probability density distribution of center displacement shift

### 5．2　変動中心変位のモデル化

本節では，応答変位共振成分より，応答変位準静的成分の吸収エネルギーを予測する手法を提案する。免震層が変動中心変位のシフトを起こす回数 $n'_r$ を，次式

で表現する[9]。

$$n'_r = \gamma \cdot {}_1\nu'_R \cdot \int_{2\delta_y}^{\infty} p(x_{p-p})dx_{p-p} \tag{8}$$

$${}_{1R}\nu' = {}_1\nu_{R0} \cdot \sqrt{k_{eq}/{}_b k_1} \tag{9}$$

ここで，$\gamma$：変動中心変位のシフト発生確率，${}_1\nu'_R$：弾塑性系 1 次共振ゼロクロッシング数，${}_1\nu_{R0}$：弾性系 1 次共振ゼロクロッシング数である。求めた変動中心変位のシフトの発生回数 $n'_r$ に関して，「変動中心変位のシフトが毎回 $\overline{\delta'_r}$ 発生すること」，さらに「発生した変動中心変位のシフトは次の機会に必ずゼロに戻ること」を仮定すると，変動中心変位のシフトの分散 $\sigma^2_{\delta'_r}$ は，以下の式により求められる。

$$\sigma^2_{\delta'_r} = \begin{cases} \dfrac{n}{2n'_r}\left(\kappa\overline{\delta'_r}\right)^2 & [n:\text{偶数}] \\ \left(1-\dfrac{n+1}{2n'_r}\right)\left(\kappa\overline{\delta'_r}\right)^2 & [n:\text{奇数}] \end{cases} \tag{10}$$

ここで，$n$ ： $n'_r$ の整数部分，$\kappa$：実効シフト係数。$\kappa$ は，$\delta'_r$ が $\delta_r$ より必ず大きくなるために用いる係数である。${}_d\alpha_y$ = 0.08 について，変動中心変位のシフトのモデル化例を図 11 に示す。以上のようにして求めた変動中心変位のシフトの発生回数 $n'_r$ と分散 $\sigma^2_{\delta'_r}$ を，時刻歴応答解析結果と比較したものを図 12(a), (b)にそれぞれ示す。ここでは，本手法の精度検証が目的であるため，パラメータとなる $\gamma$ と $\kappa$ の値は，時刻歴応答解析結果と一致するように試行錯誤的に求めた $\gamma$= 0.15，$\kappa$= 0.38 を用いる。なお，$\gamma$= 0.15 とは，応答変位全成分振幅がダンパー降伏変位の 2 倍の値 $2\,{}_d\delta_y$ を超える回数のうち，15%が変動中心変位のシフトを起こすことを意味している。図 12(a)に着目すると，予測値はダンパー量の違いに寄らず，変動中心変位のシフトの発生回数 $n'_r$ を概ね精度良く表現できていることが分かる。図 12(b)より，${}_d\alpha_y$ = 0.08 で変動中心変位シフトの分散 $\sigma^2_{\delta'_r}$ の予測精度が低いがそれ以外では，式(10)により概ね精度良く $\sigma^2_{\delta'_r}$ を予測できていることが分かる。

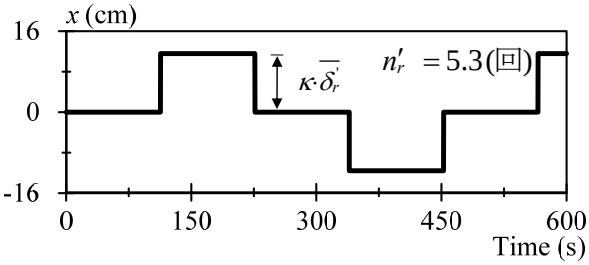
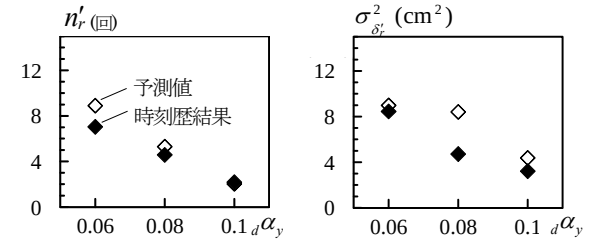



図 11　変動中心変位のモデル化

Fig. 11 Model of center displacement




(a)　シフトの発生回数

(a) Occurrence count of shift

(b)　シフト変位の分散

(b) Variance of shift

図 12　時刻歴解析結果と予測値の比較

Fig. 12 Comparison between time history analysis and predictive results

## 6．　まとめ

平均成分を有しない変動風力を受ける超高層免震建物を想定した多質点系モデルを対象として，応答性状を成分ごとに分析し，共振成分から求めた等価剛性を用いることで，応答変位準静的成分を予測する手法を提案した。以下に結論を示す。

(1)　1 質点系で提案されている応答変位共振成分ゼロクロスピーク・ピーク値確率密度分布の予測式が，多質点系においても適応可能であることを示した。

(2)　変動中心変位のシフトを引き起こす 1 次共振成分応答と変動中心変位のシフトの関係を明らかにし，1 次共振成分応答から準静的成分の応答が予測可能であることを示した。ただし，ダンパー量によっては予測精度が低下する場合がある。これについては今後の課題である。

以上より，提案した予測手法は，パラメータの $\gamma$, $\kappa$ の設定方法等に課題を残すものの，平均成分を有しない変動風力が作用した際における準静的成分による変動中心変位のシフトを予測できる可能性を示せたと考える。これにより，既往の手法[5]で予測精度が低下する範囲においても，本手法を用いることで，免震層および上部構造の応答予測の精度が向上するものと思われる。本論文で対象としてない，風力に平均成分が存在する場合はさらなる検討が必要であるため，今後の課題とする。


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指導を賜りました。ここに記して，感謝の意を表します。

この論文は 2013 年度優秀修士論文賞を受賞したものです。

参考文献

1) 日本建築学会, 「建築荷重指針・同解説」, (2004.9)
2) 佐藤大樹, 鈴木勇人, 田村哲郎, 普後良之, 中村修, 笠井和彦, 北村春幸,「超高層免震建物の観測記録に基づく風応答の分析」, 第 22 回風工学シンポジウム論文集, pp.251-256, (2012.12)
3) 菊地岳志, 藤森智, 竹内徹, 和田章, 「メガブレースを用いた超高層免震鋼構造建築物の設計」, 日本建築学会技術報告集, 第 22 号, pp.217-222, (2005.12)
4) 日本免震構造協会,「免震建築物の耐風設計指針」, (2012.9)
5) 鈴木悠也, 佐藤大樹, 吉江慶祐, 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免震建物の応答予測手法」, 日本建築学会学術講演梗概集, B-2, pp.281-282, (2010.7)
6) 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 635 号, pp.75-82, (2009.1)
7) 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」, 日本建築学会学術講演梗概集, B-1, pp.193-194, (2010.9)
8) 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)
9) 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)
10) 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)
11) 小川諒, 吉江慶祐, 佐藤大樹, 平井宏幸, 北村春幸,「平面形状の違いが超高層免震建物の風応答に与える影響」, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp.215-216, (2012.9)
12) 小川諒, 吉江慶祐, 佐藤大樹, 北村春幸, 「超高層免震構造物の多質点風応答性状について」, 日本建築学会大会学術講演梗概集, B-2, pp.555-556, (2013.8)
13) 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)
14) 小川諒, 吉江慶祐, 佐藤大樹, 早田友彦, 佐藤利昭, 北村春幸,「多質点系モデルによる超高層免震建物の風応答評価ー 免震層残留変形評価の試案 ー」, 日本建築学会関東支部研究報告集, 2006, (2014.2)
15) 小川諒, 吉江慶祐, 佐藤大樹, 北村春幸, 「狭帯域性の変動風力を受ける超高層免震構造物の応答変位確率密度分布」, 日本風工学会誌, 第 38 巻, 第 2 号, No135, pp.181-182, (2013.4)