

論文 / 著書情報  
Article / Book Information

論題(和文)	高摩擦弾性すべり支承を有する超高層免震建物に対する時刻歴風応答解析を用いたクリープ性を考慮した簡易風応答評価
Title(English)	SIMPLIFIED ESTIMATION OF WIND-INDUCED RESPONSE CONSIDERING CREEP PROPERTY OF HIGH-RISE BASE-ISOLATED BUILDINGS WITH HIGH-FRICTION SLIDING BEARING BASED ON TIME HISTORY ANALYSIS
著者(和文)	二村夏樹, 佐藤大樹, 稲井慎介, 桑素彦, 川又哲也, 石田琢志, 平井宏幸, 得能将紀, 丸尾純也
Authors(English)	Natsuki Futamura, Daiki Sato, Shinsuke Inai, Motohiko Kuwa, Tetsuya Kawamata, Takushi Ishida, Hiroyuki Hirai, Masaki Tokunou, Junya Maruo
出典(和文)	日本建築学会技術報告集, Vol. 28, No. 68, pp. 85-90
Citation(English)	AIJ Journal of Technology and Design, Vol. 28, No. 68, pp. 85-90
発行日 / Pub. date	2022, 2
権利情報	日本建築学会

# 高摩擦弾性すべり支承を有する 超高層免震建物に対する時刻歴 風応答解析を用いたクリープ性 を考慮した簡易風応答評価

# SIMPLIFIED ESTIMATION OF WIND- INDUCED RESPONSE CONSIDERING CREEP PROPERTY OF HIGH-RISE BASE-ISOLATED BUILDINGS WITH HIGH-FRICTION SLIDING BEARING BASED ON TIME HISTORY ANALYSIS

二村夏樹 — \* 1 佐藤大樹 — \* 2  
稲井慎介 — \* 3 桑 素彦 — \* 4  
川又哲也 — \* 5 石田琢志 — \* 3  
平井宏幸 — \* 5 得能将紀 — \* 5  
丸尾純也 — \* 3

Natsuki FUTAMURA — \* 1 Daiki SATO — \* 2  
Shinsuke INAI — \* 3 Motohiko KUWA — \* 4  
Tetsuya KAWAMATA — \* 5 Takushi ISHIDA — \* 3  
Hiroyuki HIRAI — \* 5 Masaki TOKUNOU — \* 5  
Junya MARUO — \* 3

キーワード：  
超高層免震建物, 高摩擦弾性すべり支承, 時刻歴風応答解析,  
クリープ

Keywords:  
High-rise base-isolated building, High-friction sliding bearing, Time  
history wind-induced response analysis, Creep

Base-isolation system is designed to lengthen the period of the building. However, this can also increase wind-induced responses of the structure since wind forces have long duration and predominant energy on long periods. Furthermore, the mean component in the along-wind direction also causes certain base-isolation components, such as sliding bearings to become prone to creep phenomenon. Despite of this, evaluation methods of wind-induced response considering creep property on high-rise base-isolated buildings with sliding bearings has not yet been fully investigated. Therefore, this paper examines the evaluation method on those buildings and clarifies the effect of creep property using time-history analysis.

## 1. はじめに

従来, 中低層建物に主として採用されてきた免震構造は, 技術的な発展とともに高さ 100 m を超える超高層建物にも積極的に採用されるようになってきている。免震構造は地震時における上部構造への入力エネルギーを低減させるために, アイソレータやダンパーなどの免震部材を建物の基礎または中間階に設けることで, 建物の長周期化を図っている。しかしながら, 地震に比べて, 継続時間が長く, 長周期側に卓越したエネルギーをもつ風外力に対しては, 応答が増大する可能性がある<sup>1)</sup>。前述した特徴に加えて, 風方向風外力には平均成分が存在するため, 風外力作用時の免震部材のクリープ変形について検討する必要がある<sup>2), 3)</sup>。すべり支承は軸力変動などにより摩擦力変動の影響を受けるため<sup>4)-6)</sup>, すべり出し荷重が安定しない上, 滑動時の剛性がないためにすべり出し荷重のばらつきによる応答の増大の予測が困難である。そのため, 風応答を評価する際には安全側となる手法を用いる必要があり, 弾性すべり支承をクリープ性部材の様子に静的な外力に対して無抵抗であるとみなすことが望ましいとされている<sup>7)</sup>。

風外力作用時の免震部材のクリープ変形に関する研究は, これまでいくつか例がある。竹中らは, 代表的な免震部材のうち, クリープ性を顕著に有する鉛プラグ型積層ゴム (LRB) を対象に, クリープ性の影響を長時間加力実験結果により考察し, LRB のクリープ性

を考慮した簡便な免震建物風応答評価法の提案を行っている<sup>8)</sup>。また安井らは, LRB のクリープ変形を過大評価せずに経時の変化まで捉えることのできる予測法を提案している<sup>9)</sup>。このように, LRB については, 実験結果に基づき, そのクリープの実現象を再現した評価法が提案されている。

しかし, すべり支承についてはそのクリープ性を把握するための実験 (一定水平力と正弦波水平力を組み合わせた水平力の長時間加力実験) はほとんど報告されておらず, 明らかになっていない点が多い。そのため, 不確か性を考慮し, 安全側にクリープ変形を評価することが重要となる。竹中, 安井らは, 文献<sup>8)</sup>の評価法を, クリープ性のない弾塑性ダンパーや流体系ダンパーを含む各種免震システムに拡張した評価法 (以下, 簡易風応答評価法) を提案している<sup>10), 7)</sup>。この評価法は, クリープ性部材が静的な外力に対して無抵抗であるとみなしクリープ変形の上限を評価するものであり<sup>7)</sup>, クリープの実現象の把握が不十分であるすべり支承の評価において非常に有用であると思われる。

一方, 簡易風応答評価法において, 免震層が風荷重に対して弾性限界を超える場合には時刻歴風応答解析を用いる必要がある<sup>7)</sup>。しかし, 確率統計の手法に基づく時刻歴風応答解析結果にはばらつきが存在し, 期待値からの誤差があることに注意が必要である<sup>11), 12)</sup>。

そこで本報では, 免震層に天然ゴム系積層ゴム支承, 高摩擦弾性

<sup>1)</sup> 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)

<sup>2)</sup> 東京工業大学未来産業技術研究所 准教授・博士 (工学)

<sup>3)</sup> 戸田建設(株)技術開発センター

<sup>4)</sup> 戸田建設(株)構造設計部 博士 (工学)

<sup>5)</sup> 戸田建設(株)構造設計部

<sup>1)</sup> Graduate Student, School of Environment and Society, Tokyo Institute of Technology

<sup>2)</sup> Assoc. Prof., FIRST, Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

<sup>3)</sup> Research and Development Center, TODA Corporation

<sup>4)</sup> Structural Design Dept., TODA Corporation, Dr.Eng.

<sup>5)</sup> Structural Design Dept., TODA Corporation

すべり支承, オイルダンパーという構成を有する超高層免震建物を対象に簡易風応答評価法を適用し, 時刻歴風応答解析を用いて対象建物のクリープ性の影響を明らかにすることを主な目的とする。具体的には, クリープ性を考慮した簡易風応答評価法を適用した場合, クリープ性を無視した場合に比べてどの程度応答が増大するかを, 時刻歴風応答解析により分析する。また, 簡易風応答評価法の適用における, 時刻歴風応答解析結果のばらつきを分析する。

なお, 簡易風応答評価法は必ずしもすべり支承のクリープの実現象を再現するものではないが, 現状における有用な方法の一つとして, すべり支承が静的な外力に対して無抵抗であるとみなす簡易風応答評価法による結果を, 本報ではクリープ性を考慮した評価とよぶ。また, 高摩擦弾性すべり支承を有する超高層免震建物の場合には, 風直交方向荷重およびねじり風荷重についても慎重な検討が必要であるが, 本報では第一段階として, クリープ性の影響に着目し, 平均成分を有する風方向のみの検討とする。

## 2. 風洞実験

### 2.1 実験条件

本実験は, 国立研究開発法人建築研究所の乱流境界層風洞<sup>13)</sup>を用いて実施された。風洞の基本仕様を表1に示す。図1に圧力測定点および風向 $\alpha$ の定義を示す。圧力測定点は高さ方向に7点, 計196点とし, 風向 $\alpha$ は全風向の $5^\circ$ 間隔の72風向とする。模型縮尺は1/500, 風速の測定点位置はターンテーブルの風上側先端である。また, サンプルング間隔は1000 Hz, 測定時間は65.536秒である。

表1 風洞の基本仕様

形式	密閉回流型
測定部断面幅	3000 mm
測定部断面高さ	2500 mm
測定部長さ	25000 mm
縮流比	8 : 1
風速範囲	0.5 ~ 24.4 m/s
乱れの強さ	0.14
送風機出力	350 kw
送風機口径	4000 mm

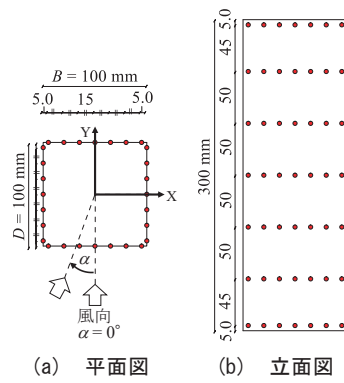


図1 圧力測定点

### 2.2 実験気流

実験気流は, 建築物荷重指針・同解説(以下, 荷重指針)<sup>14)</sup>の地表面粗度区分Ⅲの気流を目標に作成された。図2に実験気流の平均風速 $U$ , 乱れ強さ $I_u$ の鉛直分布を示す。ここで, 図2中の $Z'$ : 風洞床面からの高さを表す。なお, 荷重指針における $U$ の鉛直分布の算出方法については, 文献14)を参照されたい。図2より, 実験値(Exp.)と指針値(AIJ)は, 全体としてよく一致していることが確認できる。

図3に模型頂部高さ( $Z' = 300$  mm)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。ここで, 図3中の $f$ : 振動数,  $S_u(f)$ ,  $\sigma_u$ : 風速のPSDおよび標準偏差,  $L_x$ : 模型頂部高さでの乱れのスケールを表す。また, 指針値として, 式(1)で表されるカルマン型の無次元化PSD<sup>14)</sup>も併記している。

$$f S_u(f) / \sigma_u^2 = 4(f L_x / U) / \{1 + 71(f L_x / U)^2\}^{5/6} \quad (1)$$

なお,  $L_x = 0.64$  m (Exp.),  $0.47$  m (AIJ) である。図3より, 実験値(Exp.)が指針値(Von Karman)と全体として精度よく一致していることが確認できる。

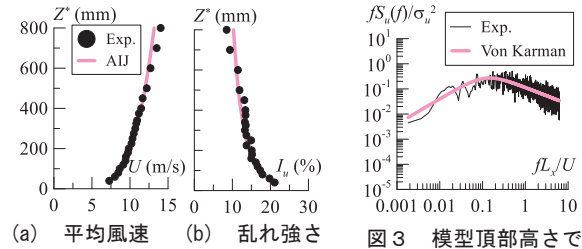


図2 実験気流特性の鉛直分布

図3 模型頂部高さでの変動風速の無次元化PSD

## 3. 検討モデルおよび風外力の概要

### 3.1 検討モデル

図4に示す上部構造縮約10質点, 免震層1質点の11質点系等価せん断モデルを用いる。高さ $H = 150$  m, 辺長比 $D/B = 1$  ( $D, B$ : 幅, 奥行き,  $D = B = 50$  m)とする。

上部構造の1次固有周期 ${}_1T = 3.0$  s, 建築密度 $\rho_u = 180$  kg/m<sup>3</sup>とし, 質量は高さ方向に一様と想定した。上部構造の内部粘性減衰は(初期)剛性比例型とし,  ${}_1T$ に対して減衰定数 $h = 2$  %とする。上部構造の $i$ 質点目の剛性 ${}_i k_i$ を, 1次固有モード ${}_{u1}\phi_i$ が直線となるように式(2)より決定した<sup>15)</sup>。なお, 上部構造は弾性とする。

$${}_i k_i = \frac{{}_{u1}\omega^2 {}_{u1} m_i {}_{u1}\phi_i + {}_{u1} k_{i+1} ({}_{u1}\phi_{i+1} - {}_{u1}\phi_i)}{{}_{u1}\phi_i - {}_{u1}\phi_{i-1}} \quad (i = 0 \sim 10) \quad (2)$$

ここで,  ${}_{u1}\omega$ : 上部構造のみの1次固有円振動数,  ${}_{u1} m_i$ : 上部構造 $i$ 質点目の質量を表す。ただし,  ${}_{u1} k_{11} = 0, {}_{u1}\phi_0 = 0$ とする。

免震層は図5に示すような, 天然ゴム系積層ゴム支承(NRB)と高摩擦弾性すべり支承(ESB)とオイルダンパー(OD)で構成されるとする。ここで, 図中の $\delta_0$ : 免震層の変位,  $Q_{NRB}, Q_{ESB}, Q_{OD}$ : NRB, ESBの復元力およびODの減衰力,  $p_D$ : ODの2次粘性比を表す。なお, ESBの復元力特性は完全弾塑性型でモデル化できるものとする<sup>16)</sup>。免震層の面密度 $\rho_0 = 3644$  kg/m<sup>2</sup>とする。また, NRBの剛性 $K_{NRB}$ を用いて式(3)より算出される免震周期 $T_0$ は6.08 sとなる。

$$T_0 = 2\pi \sqrt{(\rho_0 B D H + \rho_0 B D) / K_{NRB}} \quad (3)$$

ESBのすべり出しせん断力係数 $\alpha_S$ , 1次剛性 $K_{ESB}$ は, それぞれ式(4), (5)より算出される。

$$\alpha_S = Q_{ESB0} / \{(\rho_u B D H + \rho_0 B D)g\} \quad (4)$$

$$K_{ESB} = Q_{ESB0} / \delta_{ESBy} \quad (5)$$

ここで,  $Q_{ESB0}, \delta_{ESBy}$ : ESBのすべり出し荷重およびすべり出し変位,  $g$ : 重力加速度を表す。ODのリリーフせん断力係数 $\alpha_D$ , 1次減衰係数 $C_1$ はそれぞれ式(6), (7)より算出される。

$$\alpha_D = Q_{OD0} / \{(\rho_u B D H + \rho_0 B D)g\} \quad (6)$$

$$C_1 = Q_{OD0} / v_D \quad (7)$$

ここで,  $Q_{OD0}, v_D$ : ODのリリーフ荷重およびリリーフ速度を表す。図6に示すように, 免震層の復元力特性はNRBとESBの復元力特性の和で表される。なお, 図中の $p_0$ : 免震層の2次剛性比を表す。免震層のすべり出し荷重 $Q_{0y}$ は式(8), (9)より算出される。

$$Q_{0y} = \delta_{0y} (K_{NRB} + K_{ESB}) \quad (8)$$

$$\delta_{0y} = \delta_{ESBy} \quad (9)$$

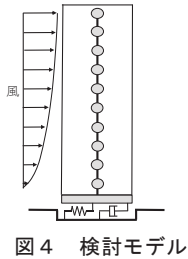


図4 検討モデル

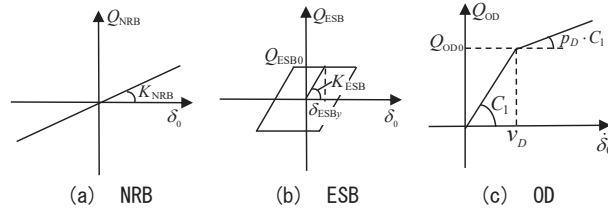


図5 各免震部材の復元力特性および減衰特性

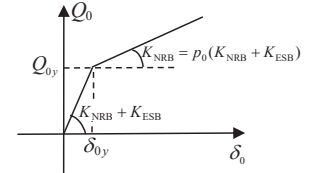


図6 免震層の復元力特性

ここで、 $\delta_{0y}$ ：免震層のすべり出し変位を表す。

$\alpha_S$ ,  $\alpha_D$ の合計が 0.01~0.05 となるモデルを作成した。なお、 $\alpha_S$ ,  $\alpha_D$ はそれぞれ 0.01 刻みで 0~0.05 とする。例えば $\alpha_S=0.01$ ,  $\alpha_D=0.02$ のモデルを S1D2 のように呼ぶこととする。また、各モデルにおけるパラメータの値を表 2 に示す。なお、本報で行った時刻歴応答解析では、全てのケースにおいて免震層の最大速度が OD のリリーフ速度  $v_D$  未満となっていることを確認している。

表 2 免震層のパラメータの設定

Model	$p_0$ (-)	NRB		ESB		OD			
		$K_{NRB}$ (kN/cm)	$K_{ESB}$ (kN/cm)	$Q_{ESB0}$ (kN)	$\delta_{ESB0}$ (cm)	$C_1$ (kNs/cm)	$p_D$ (-)	$Q_{OD0}$ (kN)	$v_D$ (cm/s)
S0	1.0	818.0	973.3	7508	7.713	234.6	0.068	7508	32.00
						469.2		15020	
						703.9		22520	
						938.5		33030	
						1173		37540	
S1	0.46	818.0	973.3	7508	7.713	234.6	0.068	7508	32.00
						469.2		15020	
						703.9		22520	
						938.5		33030	
						1173		37540	
S2	0.30	818.0	1947	15020	7.713	234.6	0.068	7508	32.00
						469.2		15020	
						703.9		22520	
						938.5		33030	
S3	0.22	818.0	2920	22520	7.713	234.6	0.068	7508	32.00
						469.2		15020	
S4	0.17	818.0	3893	30030	7.713	234.6	0.068	7508	32.00
						469.2		15020	
S5	0.14	818.0	4866	37540	7.713	234.6	0.068	7508	32.00

### 3.2 風力の概要

本報では風方向風外力のみを対象とする。2 章に示した風洞実験結果のうち、風向 $\alpha=0^\circ$  (建物に正対する方向)の結果のみを用いる。高さ方向に 7 点で測定した層風力係数の時刻歴データを、検討モデルの高さ、上部構造の質点数および基準風速  $U_0=36$  m/s での再現期間 500 年風外力へと変換を行った。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。1 組につき 10 質点分の波形を 0.05 秒刻み 14000 (700 s) ステップとし、9 組取り出した。

図 7 に本報で用いる風方向頂部風外力  $F_{10}$  の時刻歴波形の一例を、図 8 に  $F_{10}$  の 9 波のアンサンブル PSD  $S_{F10}$  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<sup>15)</sup>、中間の 600 s (10 分間) の応答を評価に用いる。

4.3 節にて 9 波の風外力に対する応答のばらつきについて分析するため、以下で風外力のばらつきについて述べる。上部構造  $i$  質点目の平均風外力  $F_{i,m}$  の変動係数  $C_{i,m}$ 、変動風外力 (標準偏差)  $F_{i,\sigma}$  の

変動係数  $C_{i,\sigma}$  は、それぞれ式(10)、(11)より算出される。

$$C_{i,m} = \sigma_{i,m} / \overline{F_{i,m}} \quad (10)$$

$$C_{i,\sigma} = \sigma_{i,\sigma} / \overline{F_{i,\sigma}} \quad (11)$$

ここで、 $\sigma_{i,m}$ ,  $\sigma_{i,\sigma}$ : 各入力波の平均風外力  $F_{i,m}$  の標準偏差および変動風外力  $F_{i,\sigma}$  の標準偏差、 $\overline{F_{i,m}}$ ,  $\overline{F_{i,\sigma}}$ : 平均風外力および変動風外力の 9 波のアンサンブル平均値を表す。図 9 に  $\overline{F_{i,m}}$  および  $C_{i,m}$ 、図 10 に  $\overline{F_{i,\sigma}}$  および  $C_{i,\sigma}$  を示す。図 9、10 より、 $C_{i,m}$ ,  $C_{i,\sigma}$  は両者に大きな差はなく、また概ね全層で 0.05 以下となっている。

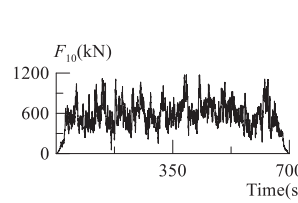


図 7 風方向頂部風外力  $F_{10}$  の一例

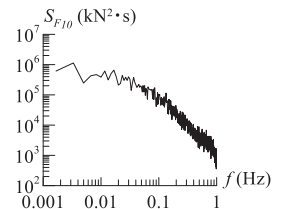


図 8  $F_{10}$  の PSD

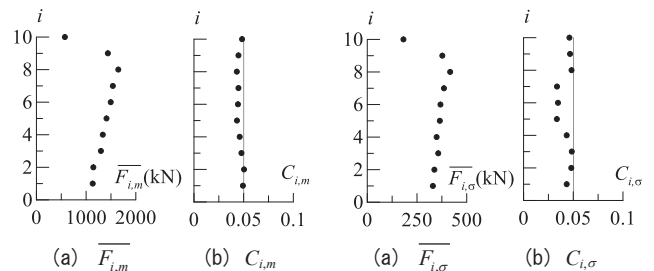


図 9 平均風外力

図 10 変動風外力 (標準偏差)

## 4. クリープ性を考慮した簡易風応答評価

### 4.1 簡易風応答評価法の概要および評価手順<sup>7)</sup>

簡易風応答評価法は、平均成分と変動成分を分離して風方向風応答を評価できるものとし、クリープ性部材が静的な外力 (すなわち風方向風外力の平均成分) に対して無抵抗であるとみなし、クリープ変形を評価する手法である。これはクリープ変形の上限を評価するものであり、免震層の平均風荷重の大きさによらず安全側の評価となる (附録 A 参照)。

免震システムは、表 3 に示す免震部材の組み合わせで構成されると仮定する。なお、クリープ性を有さない弾塑性ダンパーは鋼材ダンパー、クリープ性を顕著に有する弾塑性ダンパーは LRB の鉛プラグ、流体系ダンパーは OD などである。ESB は滑動時の剛性がないことや摩擦力が軸力変動の影響を受けること等により、風外力により滑動が生じる場合には、クリープ性を顕著に有する弾塑性ダンパーとみなすことが望ましいとされている<sup>7)</sup>。

表3 各免震部材の風外力に対する特性<sup>7)</sup>

	平均成分	変動成分
積層ゴム*	有効	有効
クリープ性を有さない弾塑性ダンパー	有効	有効
クリープ性を顕著に有する弾塑性ダンパー*	無効	有効
流体系ダンパー*	無効	有効

\*印は本検討モデルで用いる部材を示す。

簡易風応答評価法のフローチャートを図11に示す。ESBが平均成分に無抵抗であると仮定した場合、本ケースにおいて平均成分に抵抗できるのはNRBのみであるため、免震層の平均変位 $\delta_{0,m}$ は式(12)より求められる。

$$\delta_{0,m} = Q_{0,m} / K_{NRB} \quad (12)$$

ここで、 $Q_{0,m}$ ：免震層の平均風荷重であり、 $i$ 質点目 ( $i=1\sim 10$ )の平均風外力 $F_{i,m}$ との力の釣合から、式(13)より求められる。

$$Q_{0,m} = \sum_{i=1}^{10} F_{i,m} \quad (13)$$

次に、 $i$ 質点目 ( $i=1\sim 10$ )の時刻歴風外力 $F_i(t)$ から平均風外力 $F_{i,m}$ を除いた変動成分 $F'_i(t)$ を用いて時刻歴風応答解析を行い、免震層の最大変動変位 $\delta'_0$ 、最大変動荷重 $Q'_0$ を求める。この際、変動成分に対してはNRB、ESB、OD全てが有効であるため、これら全てを含む検討モデルについて時刻歴風応答解析を行う。

最後に、 $\delta_{0,m}$ と $\delta'_0$ を足し合わせ、式(14)より算出される $\delta^*_0$ を、クリープ性を考慮した免震層の最大変位の簡易風応答評価値とする。

$$\delta^*_0 = \delta_{0,m} + \delta'_0 \quad (14)$$

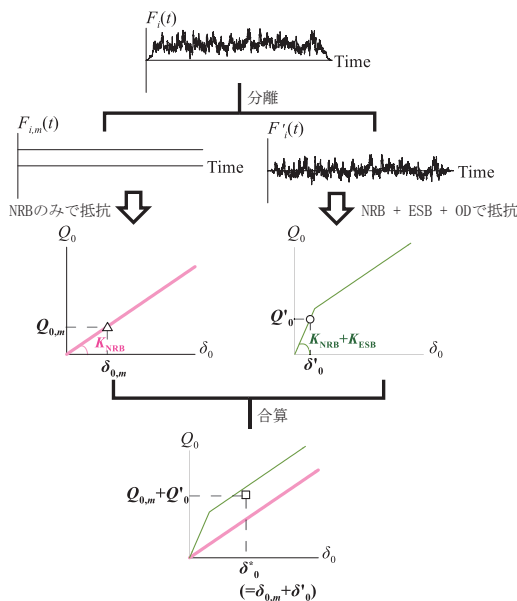


図11 簡易風応答評価法のフローチャート<sup>8)</sup>

#### 4.2 検討モデルへの適用およびクリープ性の影響の分析

簡易風応答評価法の本検討モデルへの適用を行う。適用にあたり必要である、平均成分と変動成分を分離して風方向風応答を評価することの妥当性の検証については、附録Bを参照されたい。本ケースにおいては、平均成分と変動成分を分離した場合、最大で約1.15倍と、安全側の誤差となることを確認している。また、本ケースにおいては、風外力の変動成分 $F'_i(t)$ に対する応答がすべり出し限界

を著しく超えていないことを確認している。 $F'_i(t)$ に対する応答がすべり出し限界を著しく超える場合には、適用について別途検討が必要である。なお、比較対象のクリープ性を無視した結果として、全成分の風外力 $F_i(t)$ を用いた時刻歴解析より求められる免震層の最大変位 $\delta_{0,all}$ を用いる。

図12に簡易風応答評価法を対象モデルに適用した結果 $\delta^*_0$ と、全成分の時刻歴解析結果 $\delta_{0,all}$ の比較(例としてS0~4D1, S5D0)を示す。また、図13に $\delta^*_0 / \delta_{0,all}$ のモデル間の比較を示す。ここで、各変数の上線(―)は9波のアンサンブル平均値を示している。なお、図12(c)~(f)のように、全成分の風外力に対する応答にほとんどすべりが見られない場合、 $\delta^*_0$ はすべり出し荷重の低下に伴い生じる、すべりによる応答の増大を考慮した安全側の評価を意味する(附録A参照)。図12より、ESBが付与されていないS0モデルおよびESBの影響が小さいS1モデルでは、 $\delta^*_0$ と $\delta_{0,all}$ は近い値を示している。一方、S2~5モデルでは $\delta^*_0$ は $\delta_{0,all}$ に比べて応答が大きく、 $\alpha_S$ の値が大きいほどその差がより大きくなっている。また図13より、 $\alpha_S$ が0.03以上の場合、 $\delta^*_0$ は $\delta_{0,all}$ の2倍以上と大きくなり、 $\delta^*_0 / \delta_{0,all}$ が最も大きくなるS5D0では、 $\delta^*_0$ は $\delta_{0,all}$ の約3.5倍となることが確認された。

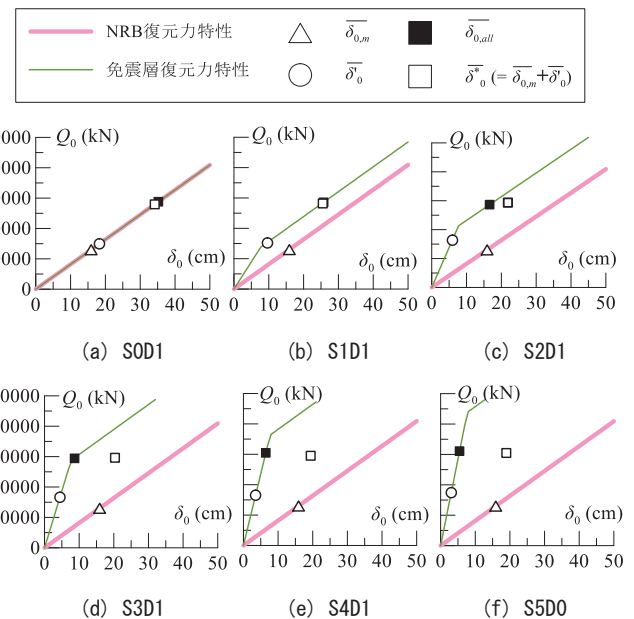


図12  $\delta^*_0$ と $\delta_{0,all}$ の比較例

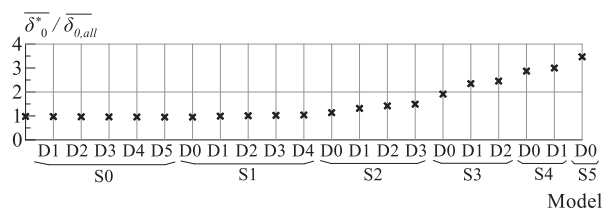


図13  $\delta^*_0 / \delta_{0,all}$ のモデル間の比較

#### 4.3 時刻歴風応答解析結果のばらつき分析

前節では9波のアンサンブル平均値により応答を評価したが、時

刻歴風応答解析における各入力波に対する応答値にはばらつきが存在する<sup>11), 12)</sup>。本節では、簡易風応答評価法を適用する際に時刻歴風応答解析を用いて算出した免震層の最大変動変位について、各入力波に対する応答のばらつきを分析する。

風外力の変動成分  $F'_i(t)$  を用いた時刻歴解析より得られた免震層の最大変動変位  $\delta'_0$  の変動係数  $C_v$  は、式(15)より算出される。

$$C_v = \sigma / \overline{\delta'_0} \quad (15)$$

ここで、 $\sigma$ : 各入力波に対する免震層の最大変動変位  $\delta'_0$  の標準偏差、 $\overline{\delta'_0}$ :  $\delta'_0$  の9波のアンサンブル平均値を示す。図14に  $C_v$  および  $\overline{\delta'_0}$ 、 $\delta'_0$  のモデル間の比較を示す。また、図15に  $\overline{\delta'_0}$ 、 $\delta'_0$  および免震層の復元力特性（例として S1D0~2, S2D0）を示す。

図14より、弾性モデルである S0 モデル、および  $\overline{\delta'_0}$ 、 $\delta'_0$  が概ね免震層のすべり出し変位  $\delta_{by}$  以下であり応答が弾性域である S2D1~3, S3~5 モデルにおいては、 $C_v$  は 0.1~0.2 程度となっている。一方、S1D0, S1D1, S2D0 においては  $C_v$  が 0.25 以上となっており、他のモデルに比べて特にばらつきが大きくなっていることがわかる。

図14より、S0 モデルを除いた ESB が付加されたモデルのうち、S1D0 は他のモデルに比べて  $\overline{\delta'_0}$ 、 $\delta'_0$  が  $\delta_{by}$  を大きく上回っている。この場合、図15(a)に示すように、免震層の2次剛性は1次剛性に比べて小さいために、応答が弾性域に収まる場合に比べて、荷重の変化に対し変位が大きく変化する。そのため、免震層の最大変動変位のばらつきが大きくなっていると考えられる。

S1D1 は S1D0 よりも  $\overline{\delta'_0}$ 、 $\delta'_0$  が小さいにもかかわらず、 $C_v$  は最大の 0.27 程度と S1D0 より大きく、ばらつきが大きい。これは、前述した理由に加えて、図15(b)に示すように、 $\delta'_0$  が  $\delta_{by}$  を下回る場合と上回る場合が混在することによって免震層の剛性の変化が大きくなり、さらにばらつきが大きくなるためと考えられる。また、図15(c), (d)に示すように、S2D0 は S1 モデルよりも免震層の2次剛性比  $p_0$  が小さく、 $\delta_{by}$  付近において S1 モデルより剛性の変化が大きい。そのため、 $\overline{\delta'_0}$ 、 $\delta'_0$  が同程度の S1 モデル（例えば S1D2）よりも  $C_v$  が大きくなっていると考えられる。なお、文献12)でも同様の傾向が報告されている。

以上より、免震層の最大変動変位が免震層のすべり出し変位を大きく上回る場合、およびすべり出し変位を下回る応答と上回る応答が混在し、かつ免震層の2次剛性比が小さい場合に、免震層の最大変動変位のばらつきが大きくなることがわかった。したがって、特にその様な場合には、ばらつきを考慮して、時刻歴解析結果を評価することが望まれる。

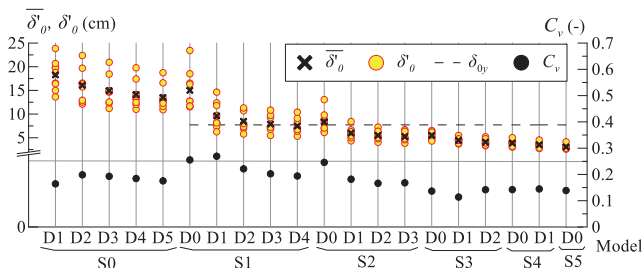


図14  $C_v$  および  $\overline{\delta'_0}$ 、 $\delta'_0$  のモデル間の比較

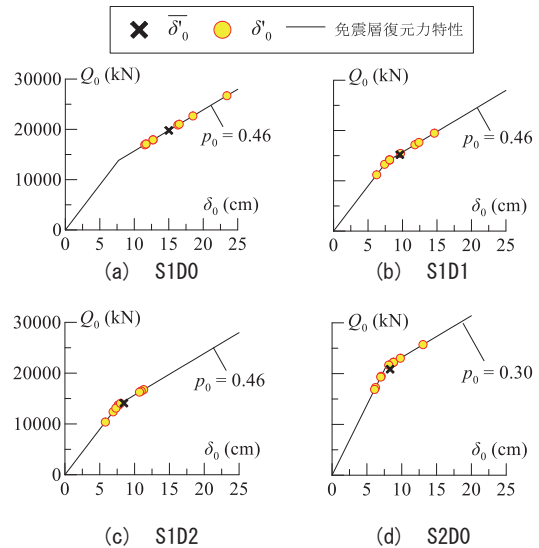


図15  $\overline{\delta'_0}$ 、 $\delta'_0$  および免震層の復元力特性の例

## 5. おわりに

- (1) クリープ性を考慮した簡易風応答評価法を適用した場合、クリープ性を無視した場合に比べて応答が最大で約3.5倍と増大する。これは、高摩擦弾性すべり支承のすべり出しせん断力係数が大きいほど顕著となるため、その様な免震層の設定を行う場合には、クリープ性に対し十分に配慮する必要がある。
- (2) 9波の入力波を用いた時刻歴解析より得られた免震層の最大変動変位について、弾性モデル、応答が弾性域であるモデルは比較の変動係数が小さく、0.1~0.2程度となった。免震層の最大変動変位が免震層のすべり出し変位を大きく上回る場合、およびすべり出し変位を下回る応答と上回る応答が混在し、かつ免震層の2次剛性比が小さい場合には、特に応答のばらつきが大きくなり、変動係数は最大で0.27程度となった。したがって、特にその様な場合には、ばらつきを考慮して、時刻歴解析結果を評価することが望まれる。

以上より、本報では、免震層に天然ゴム系積層ゴム支承、高摩擦弾性すべり支承、オイルダンパーという構成を有する超高層免震建物を対象に、クリープ性を考慮した簡易風応答評価法を適用し、対象建物のクリープ性の影響を、時刻歴風応答解析を用いて評価した。

## 謝辞

本報告は、戸田建設株式会社、東京工業大学佐藤研究室の共同研究の成果の一部をまとめたものです。風洞実験にあたり、株式会社 WindStyle の松山氏と吉田氏には多大なご協力をいただきました。ここに記して感謝の意を表します。

## 参考文献

- 1) 建築技術 特集 免震建築物の設計力 UP, 第 761 号, pp. 136-139, 2013.6
- 2) 竹中康雄, 飯塚真巨, 鈴木雅靖, 吉川和秀, 鈴木重信, 菊池隆志: 高層免震建物の風応答に関する研究 その2 積層ゴムの台風時想定動的加力実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B2, pp. 677-678, 2001.7
- 3) 菊池隆志, 鈴木重信, 竹中康雄, 鈴木雅靖, 山田和彦, 二村有則: 高層免震建物の風応答に関する研究 その3 積層ゴムの静的成分及び一定水平力加力実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B2, pp. 679-680,

2001.7

- 4) 勝田庄二, 日比野浩, 高澤恒男, 澤田毅, 柳勝幸: 大口径弾性すべり支承の摩擦特性試験 その1 試験の概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B2, pp. 641-642, 2001.9
- 5) 日比野浩, 高木政美, 勝田庄二, 室田伸夫, 原暢彦: 大口径弾性すべり支承の摩擦特性試験 その2 動摩擦特性の基本的傾向, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B2, pp. 643-644, 2001.9
- 6) 日比野浩, 高木政美, 勝田庄二, 室田伸夫, 原暢彦: 大口径弾性すべり支承の摩擦特性試験 その3 載荷振幅が摩擦係数に及ぼす影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B2, pp.503-504, 2002.8
- 7) 免震建築物の耐風設計指針, 日本免震構造協会, 2012.9
- 8) Takenaka, Y. and Iizuka, M. and Suzuki, M. and Yoshikawa, K. and Yamada, K.: Convenient Method for Estimating Base-Isolated Tall Building Responses to Strong Winds Incorporating Creep Characteristics of Lead-plugged Rubber Bearing, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 67, No. 561, pp. 89 - 94, 2002.11 (in Japanese)  
竹中康雄, 飯塚真巨, 鈴木雅靖, 吉川和秀, 山田和彦: 鉛プラグ型積層ゴムのクリープ性を考慮した高層免震建物の風応答簡易評価法, 日本建築学会構造系論文集, 第 67 巻, 第 561 号, pp. 89-94, 2002.11
- 9) Yasui, H. and Ohkuma, T. and Marukawa, H.: Study of Wind Response Characteristics of Base-Isolated Buildings with Creep, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 72, No. 619, pp. 41 - 48, 2007.9 (in Japanese)  
安井八紀, 大熊武司, 丸川比佐夫: クリープ変形を伴う免震建物の風応答性状に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 72 巻, 第 619 号, pp. 41-48, 2007.9
- 10) 竹中康雄, 吉江慶祐, 安井八紀, 大熊武司: 免震部材クリープ性を考慮した風応答評価法について その1 各種免震システムの風応答簡易評価法, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B2, pp. 273-276, 2010.7
- 11) 吉江慶祐, 北村春幸, 大熊武司, 和田章: 時刻歴風応答解析におけるアンサンブル平均のばらつき, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B1, pp.233-234, 2005.7
- 12) Saito, G. and Sato, D. and Yoshie, K. and Ohkuma, T. and Katagiri, J. and Kitamura, H.: Influence of Number of Wind-force Samples on Response of High-rise Base-isolated Building Using Elastoplastic Model, AIJ Journal of Technology and Design, Vol. 22, No. 53, pp. 65-70, 2017.2 (in Japanese)  
齋藤元紀, 佐藤大樹, 吉江慶祐, 大熊武司, 片桐純治, 北村春幸: 風のサンプル数が超高層免震建築物の弾塑性風応答評価に及ぼす影響, 日本建築学会技術報告集, 第 22 巻, 第 53 号, pp. 65-70, 2017.2
- 13) 国立研究開発法人 建築研究所. "風雨実験棟". (オンライン), 入手先 <<https://www.kenken.go.jp/japanese/information/introduction/facilities/shosai/10.html>>, (参照 2021-05-21)
- 14) 建築物荷重指針・同解説 (2015), 日本建築学会, 2015.2
- 15) Sato, D. and Kasai, K. and 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
- 16) 免震構造設計指針, 日本建築学会, 2013.10

附録 A すべり出し荷重にばらつきがある場合の簡易風応答評価

すべり支承は軸力変動などにより摩擦係数変動の影響を受けるため<sup>4)~6)</sup>, すべり出し荷重が安定せず, 応答の増大の予測が困難である。そのため, 風応答を評価するには安全側となる手法を用いる必要があり, クリープ性を有するものとみなすことが望ましいとされている<sup>7)</sup>。ここでは, すべり支承のすべり出し荷重にばらつきがある(すべり出し荷重が低下し応答が増大する場合)にも, 簡易風応答評価法による結果が安全側の評価となることを示す。

S3D1 の  $Q_{ESB0}$ ,  $\delta_{ESB0}$  が 30%低下したモデルを, S3D1-0.3 とする。免震層の最大変位について, S3D1 のクリープ性を無視した全成分の風外力  $F_i(t)$  を用いた時刻歴解析結果  $\overline{\delta_{0,all}}$  (S3D1) およびクリープ性を考慮した簡易風応答評価結果  $\overline{\delta_0}$  (S3D1), S3D1-0.3 の  $F_i(t)$  を用いた時刻歴解析結果  $\overline{\delta_{0,all}}$  (S3D1-0.3) の比較を図 A-1 に示す。なお, プロット値は 9 波のアンサンブル平均値であ

る。図 A-1 より,  $\overline{\delta_{0,all}}$  (S3D1-0.3) は  $\overline{\delta_{0,all}}$  (S3D1) より大きくなっており, すべり出し荷重の低下に伴い生じる, すべりによる応答の増大がみられる。しかしながら, クリープ性を考慮した  $\overline{\delta_0}$  (S3D1) は  $\overline{\delta_{0,all}}$  (S3D1-0.3) より安全側の評価となっており, すべり出し荷重にばらつきがある場合にも, 簡易風応答評価法による結果が安全側の評価となっていることがわかる。ここでは紙幅の都合により一例のみを示しているが, 他の S2~S5 モデルについても同様に安全側の評価(ただし, ESB の影響が小さく, すべり出し荷重の低下による応答の増大がわずかである S1 モデルについては同程度の評価)となることを確認している。

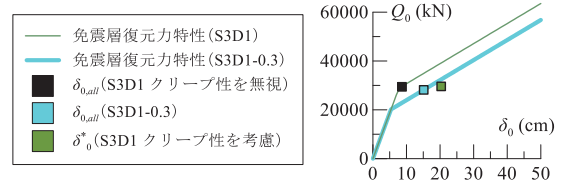


図 A-1 すべり出し荷重にばらつきがある場合の簡易風応答評価例 (S3D1)

附録 B 平均成分と変動成分を分離した時刻歴風応答解析

簡易風応答評価法を適用しクリープ性を考慮するにあたり, 平均成分と変動成分を分離して風方向風応答を評価する必要がある。そこで, クリープ性を考慮する前に, 分離して風方向風応答を評価することの影響を, 平均成分と変動成分の応答を足し合わせた結果と, 全成分の時刻歴解析結果を比較することにより検討する。

全成分の風外力  $F_i(t)$  から平均風外力  $F_{i,m}$  を除いた変動成分  $F_i'(t)$  を用いて, 時刻歴解析を行い, 免震層の最大変動荷重  $Q_0'$  を算出する。式(13)より算出される免震層の平均風荷重  $Q_{0,m}$  と  $Q_0'$  を足し合わせたものを免震層の最大荷重とし, 式(B-1)より免震層の最大変位  $\delta_{0,sum}$  を算出する。

$$\delta_{0,sum} = \begin{cases} (Q_{0,m} + Q_0') / k_{01} & (Q_{0,m} + Q_0' \leq Q_{0y}) \\ \delta_{0y} + (Q_{0,m} + Q_0' - Q_{0y}) / k_{02} & (Q_{0,m} + Q_0' > Q_{0y}) \end{cases} \quad (B-1)$$

図 B-1 に全モデルの, 全成分の風外力  $F_i(t)$  を用いた時刻歴解析より得られた免震層の最大変位  $\delta_{0,all}$  と,  $\delta_{0,sum}$  の比較を示す。図 B-1 より, 弾性モデル (S0 モデル) では,  $\delta_{0,all}$  と  $\delta_{0,sum}$  は精度よく一致している。また, S2 モデルと S3D0 モデルにおいては最大で 1.15 倍程度と, 安全側の評価となっていることがわかる。これは, 図 B-2 に示すように, 特に全成分の風外力  $F_i(t)$  を用いた時刻歴解析結果では免震層の最大荷重がすべり出し荷重  $Q_{0y}$  を上回り, かつ平均成分と変動成分を分離した際に  $Q_{0,m}$  と  $Q_0'$  がそれぞれ  $Q_{0y}$  を下回る場合, すべり出しに伴う免震層の剛性低下による荷重の低減が考慮できず, 免震層の最大荷重が過大評価となるためと考えられる。また, S3D0 が S2 モデルより誤差が大きくなっていることからわかるように, 免震層の 2 次剛性比が小さいほど, すべり出しに伴う免震層の剛性低下が著しく, 前述した場合における誤差は大きくなる。そのため, 適用範囲には注意が必要である。

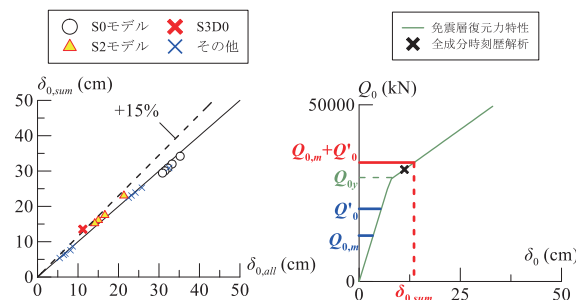


図 B-1  $\delta_{0,all}$  と  $\delta_{0,sum}$  の比較

図 B-2 分離結果の一例 (S3D0)

[2021 年 5 月 28 日原稿受理 2021 年 8 月 27 日採用決定]