

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の時刻歴風応答解析 その2 時刻歴風応答解析による応答性状の検討
Title(English)	Time history wind-response analysis of high-rise baseisolated buildings with high-friction sliding bearing Part2. Time history wind-response analysis
著者(和文)	二村夏樹, 佐藤大樹, 桑素彦, 川又哲也, 平井宏幸, 得能将紀
Authors(English)	Natsuki Futamura, Daiki Sato, Motohiko Kuwa, Tetsuya Kawamata, Hiroyuki Hirai, Masaki Tokunou
出典 / Citation	日本建築学会関東支部研究報告集, , , pp. 309-312
Citation(English)	, , , pp. 309-312
発行日 / Pub. date	2021, 3

高摩擦弾性すべり支承を有する超高層免震建物の時刻歴風応答解析

その2 時刻歴風応答解析による応答性状の検討

構造—振動

超高層免震建物 高摩擦弾性すべり支承
時刻歴風応答解析正会員 ○ 二村夏樹^{*1}// 桑素彦^{*3}// 平井宏幸^{*4}正会員 佐藤大樹^{*2}// 川又哲也^{*4}// 得能将紀^{*4}

1. はじめに

本報その1では、検討に用いる風洞実験結果の風力特性などについて建築物荷重指針・同解説⁴⁾(以下、荷重指針)との比較を行い、概ね一致することが確認された。本報その2では、その1で示した風洞実験より得られた時刻歴風力を用いて時刻歴風応答解析を行うことにより、天然ゴム系積層ゴム支承、高摩擦弾性すべり支承、オイルダンパーを有する超高層免震建物の風応答性状について明らかにする。また、解析対象モデルの高摩擦弾性すべり支承にすべり出し荷重のばらつきを与えることにより、すべり出し荷重の違いが応答に与える影響について明らかにする。

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

表1に解析対象モデルの諸元を示す。本報では、高さ $H=150\text{ m}$ のModel 1と、 $H=200\text{ m}$ のModel 2の、高さが異なる2種類の超高層免震建物を対象とする。また、解析モデルは図1に示す上部構造10質点、免震層1質点の11質点系せん断モデルを用いる。

上部構造の1次固有周期 $T=3.0\text{ s}$ 、建物密度 $\rho=180\text{ kg/m}^3$ 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 :建築物の幅、奥行、 $D=B=50\text{ m}$)とする。上部構造の構造減衰を剛性比例型として、 T に対して減衰定数 $h=2\%$ とする。また、上部構造の i 層の剛性 k_i を1次固有振動モードが直線となるように式(1)より決定した⁷⁾。

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

ここで、 ${}_u \omega$:上部構造のみの1次固有円振動数、 ${}_u m_i$:上部構造 i 層の質量($i=0 \sim 10$)、 ${}_u \phi_i$:上部構造 i 層の1次固有振動モードを表す。ただし、 ${}_u k_{11}=0$ 、 ${}_u \phi_0=0$ とする。

表1 解析対象モデル

		Model 1			Model 2		
		1	1+	1-	2	2+	2-
上部構造	$\rho(\text{kg/m}^3)$				180		
	h				0.02		
	$T(\text{s})$				3		
	$B=D(\text{m})$				50		
	$H(\text{m})$		150			200	
免震層	$\rho_0(\text{kg/m}^2)$				3644		
	$T_0(\text{s})$				6.081		
	NRB	$K_{NRB}(\text{kN/cm})$	818.0			1058	
	OD	$C_1(\text{kN/s}\cdot\text{cm})$	300.0			350.0	
		$C_2(\text{kN/s}\cdot\text{cm})$	20.34			23.73	
		$v_D(\text{cm/s})$		32			
		$F_{OD0}(\text{kN})$	9600			11200	
		α_D	0.013			0.012	
	ESB	$K_{ESB}(\text{kN/cm})$	1831			2369	
		$Q_{ESB0}(\text{kN})$	14120	16950	11230	18270	21930
		$\delta_{dy}(\text{cm})$	7.714	9.257	6.171	7.713	9.256
		α_s	0.019	0.023	0.015	0.019	0.022

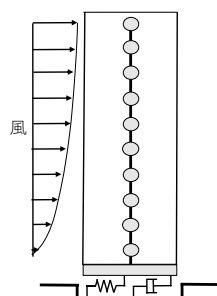


図1 解析モデル

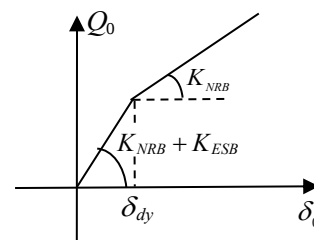


図3 免震層の復元力特性

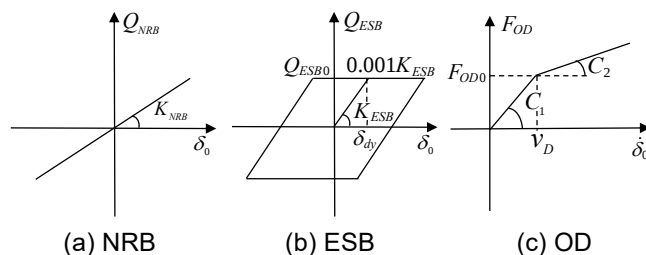


図2 各免震部材の復元力特性

Time history wind-response analysis of high-rise base-isolated buildings with high-friction sliding bearing
Part2. Time history wind-response analysis

Natsuki Futamura, Daiki Sato, Motohiko Kuwa,
Tetsuya Kawamata, Hiroyuki Hirai, Masaki Tokunou

免震層は、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。図 2 に各免震部材の復元力特性、図 3 に免震層の復元力特性（NRB + ESB）を示す。なお、図 2、3 中の δ_0 は免震層の変位、 Q_{NRB} 、 Q_{ESB} 、 Q_0 および F_{OD} は NRB、ESB、免震層の復元力、および OD の減衰力を表す。免震層の面密度 $\rho_0 = 3644 \text{ kg/m}^2$ 、天然ゴム系積層ゴム支承の剛性 $K_{NRB} = 818.0 \text{ kN/cm}$ （Model 1）、 1058 kN/cm （Model 2）とする。また、式(2)より、 K_{NRB} のみを用いて求められる免震周期 $T_0 = 6.08 \text{ s}$ とする。

$$T_0 = 2\pi \sqrt{\frac{(\rho_0 BDH + \rho_0 BD)}{K_{NRB}}} \quad (2)$$

なお、式(3)より K_{NRB} と高摩擦弾性すべり支承の 1 次剛性 K_{ESB} を用いて求められる免震層の初期剛性時の固有周期は $T_0' = 3.379 \text{ s}$ とする。

$$T_0' = 2\pi \sqrt{\frac{(\rho_0 BDH + \rho_0 BD)}{K_{NRB} + K_{ESB}}} \quad (3)$$

オイルダンパーの 1 次減衰係数 $C_1 = 300.0 \text{ kN/s}\cdot\text{cm}$ （Model 1）、 $350.0 \text{ kN/s}\cdot\text{cm}$ （Model 2）、2 次減衰係数 $C_2 = 20.34 \text{ kN/s}\cdot\text{cm}$ （Model 1）、 $23.73 \text{ kN/s}\cdot\text{cm}$ （Model 2）とし、リリース速度 $v_0 = 32 \text{ cm/s}$ とした。リリース荷重 F_{OD0} (kN)、ダンパーのリリースせん断力係数 α_0 は式(4)、(5)を用いて決定される。

$$F_{OD0} = C_1 \cdot v_0 \quad (4)$$

$$\alpha_0 = F_{OD0} / (\rho_0 BDH + \rho_0 BD) \quad (5)$$

高摩擦弾性すべり支承のすべり出し荷重 $Q_{ESB0} = 14120 \text{ kN}$ （Model 1）、 18270 kN （Model 2）、1 次剛性 $K_{ESB} = 1831 \text{ kN/cm}$ （Model 1）、 2369 kN/cm （Model 2）とする。1 次剛性は変更せず、すべり出し変形 δ_{dy} を変更することにより、Model 1 より Q_{ESB0} を 20 % 増加させたモデルを Model 1+、20 % 減少させたモデルを Model 1-、同様に Model 2 より Q_{ESB0} を 20 % 増加させたモデルを Model 2+、20 % 減少させたモデルを Model 2- とする。また、各モデルのすべり出し変形 δ_{dy} (cm)、降伏せん断力係数 α_s は式(6)、(7)より決定される。

$$\delta_{dy} = Q_{ESB0} / K_{ESB} \quad (6)$$

$$\alpha_s = Q_{ESB0} / (\rho_0 BDH + \rho_0 BD) \quad (7)$$

2.2 風外力概要

その 1 で示した風洞実験結果（地表面粗度区分Ⅲ）を用いた。得られた 7 層分のデータを、対象建物の上部構造の質点数 10 の層風力へ変換を行った。1 組につき上部構造 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。なお、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、エンベロープ部分のみ重複するように 9 組取り出している。また、中間の 600 s（10 分間）での応答を評価に用いる。

3. 解析結果

3.1 免震層最大変位

図 4 に、時刻歴風応答解析より得られた免震層最大変位を示す。なお、図中の δ_0 は免震層の変位、 Q_0 は免震層の層せん断力を表す。風方向の Model 1、Model 2、風直交方向の Model 2 では、最大応答は全入力波対して高摩擦弾性すべり支承のすべり出し変形および荷重よりも大きいことが確認できる。風直交方向の Model 1 では入力波によって、応答がすべり出し変形および荷重以内に収まっているものとすべり出し変形および荷重を超えているものが混在している。アンサンブル平均値を見てみると、すべり出し荷重が小さくなると応答は大きくなり、その傾向は風直交方向よりも風方向で顕著である。

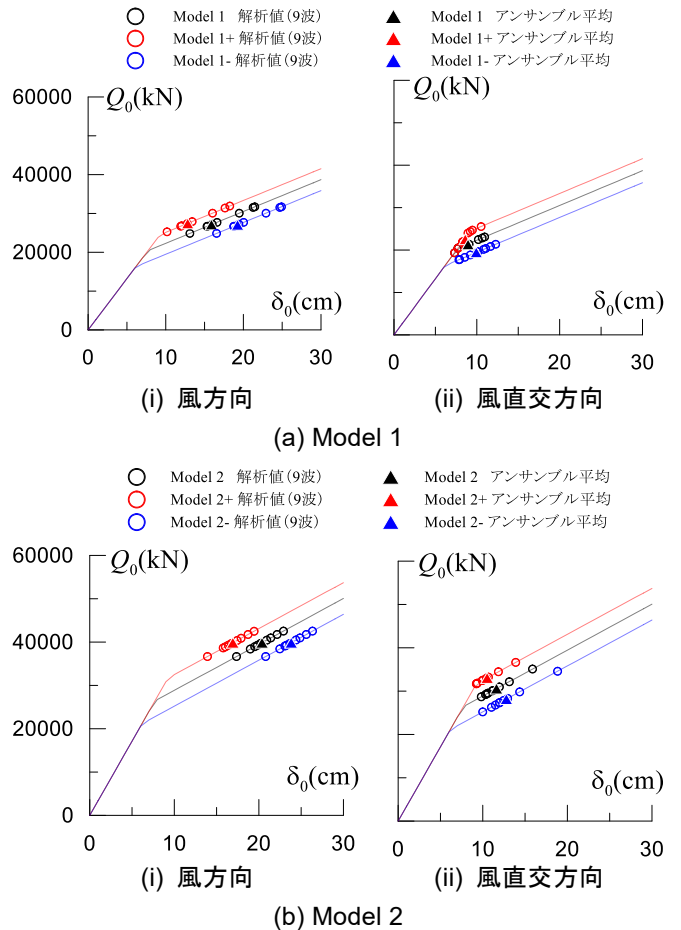


図 4 免震層最大変位の時刻歴風応答解析結果

3.2 風方向免震層履歴曲線

図 5 に、時刻歴風応答解析より得られた風方向の層せん断力 Q_0 - 免震層変位 δ_0 ループの一例を示す。せん断力および変形は、平均風力により初期変位に対して片振りの振幅となっている。すべり出しに伴う平均変位のシフトはあるものの、その挙動の変動は概ねすべり出し変形以内の範囲であり、弾性的である。また、高摩擦弾性すべり

り支承のすべり出し荷重が小さくなるほど、風外力の平均成分によるすべり出しに伴い、変形が大きくなっていることが確認できる。

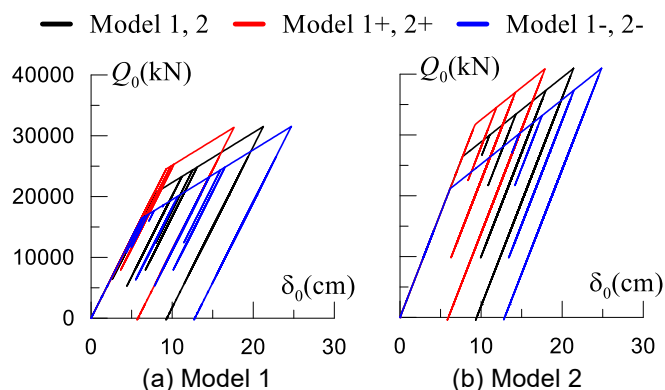


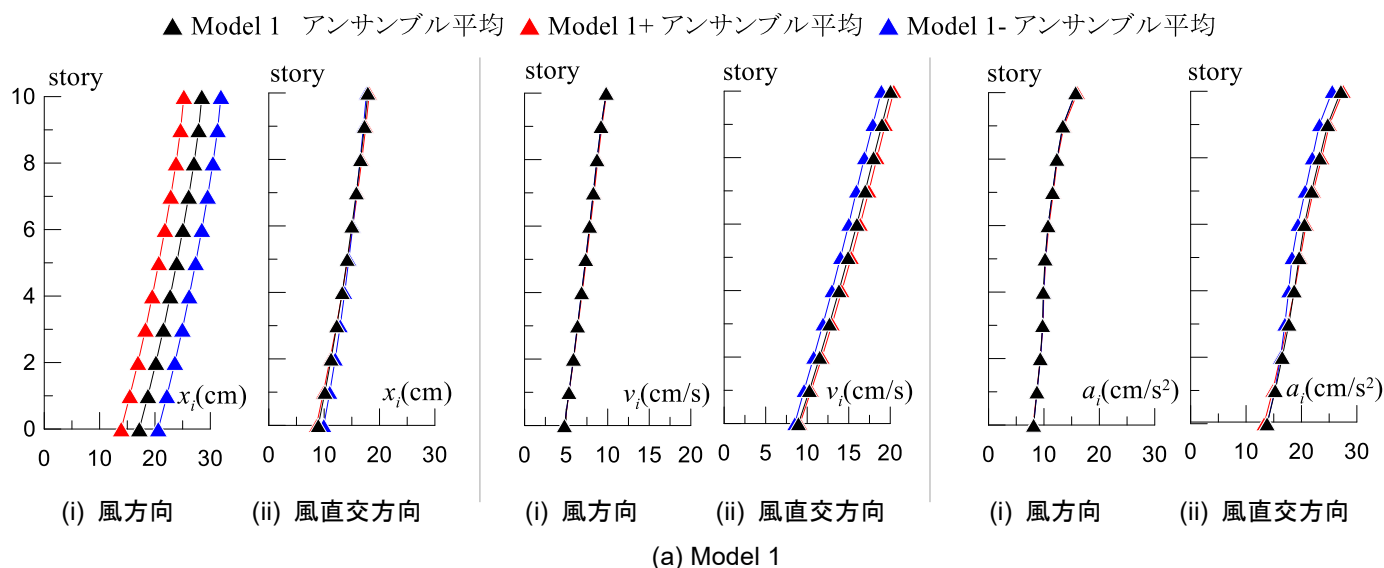
図5 風方向免震層変位-層せん断力ループの一例

3.3 各層の最大変位

図6に、時刻歴風応答解析より得られた各層の最大変位 x_i を示す。高摩擦弾性すべり支承のすべり出し荷重が小さくなると各層の最大変位は大きくなり、その傾向は風直交方向よりも風方向で顕著であることが確認できる。風方向、風直交方向ともに、上層の応答はすべり出し荷重による変化がほとんどみられないことがわかる。

3.4 各層の最大速度および加速度

図7に、時刻歴風応答解析より得られた各層の最大速度 v_i を、図8に各層の最大加速度 a_i を示す。風直交方向についてすべり出し荷重が大きくなるほど最大速度および加速度が若干増加する程度で、風方向、風直交方向ともに、高摩擦弾性すべり支承のすべり出し荷重による各層の最大速度および最大加速度の変化はほとんどみられないことが確認できる。



▲ Model 2 アンサンブル平均 ▲ Model 2+ アンサンブル平均 ▲ Model 2- アンサンブル平均

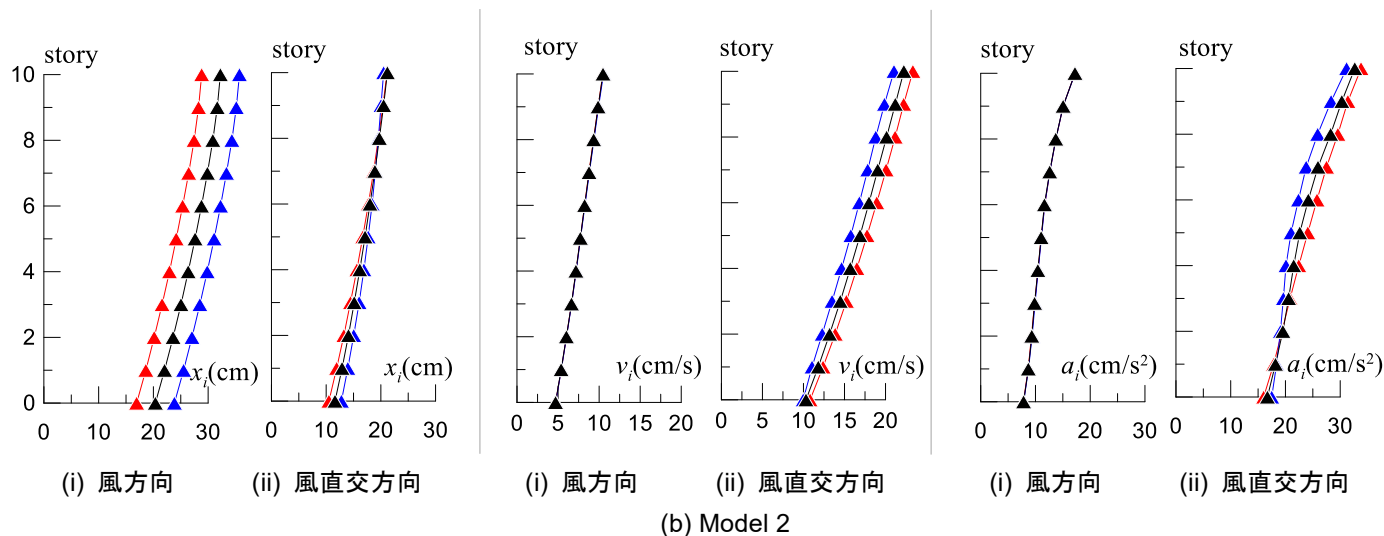


図6 各層の最大変位の解析結果

図7 各層の最大速度の解析結果

図8 各層の最大加速度の解析結果

3.5 各部材のエネルギー吸収の割合

上部構造の i 層のエネルギー吸収量 ${}_uW_i$ は、 i 層の減衰係数 ${}_uc_i$ および層間速度 ${}_u\dot{\delta}_i$ を用いて、式(5)より算出される。

$${}_uW_i = \int {}_uc_i \cdot {}_u\dot{\delta}_i d{}_u\delta_i \quad (5)$$

オイルダンパーのエネルギー吸収量 W_{OD} は、免震層の変位 δ_0 およびダンパー力 F_{OD} を用いて、式(6)より算出される。

$$W_{OD} = \int F_{OD} d\delta_0 \quad (6)$$

高摩擦弾性すべり支承のエネルギー吸収量 W_{ESB} は、免震層の変位 δ_0 およびすべり支承の復元力特性より求められる荷重 Q_{ESB} を用いて、式(7)より算出される。

$$W_{ESB} = \int Q_{ESB} d\delta_0 \quad (7)$$

建築物への入力エネルギー E_{inp} は、式(8)より求められる。

$$E_{inp} = \sum {}_uW_i + W_{OD} + W_{ESB} \quad (8)$$

図9に、時刻歴風応答解析より求めた上部構造、オイルダンパーおよび高摩擦弾性すべり支承の、入力エネルギー E_{inp} に対するエネルギー吸収量の割合を示す。風方向、風直交方向ともに免震層のエネルギー吸収の割合（オイルダンパー+高摩擦弾性すべり支承）は80%程度となっている。風方向では、すべり支承のすべり出し荷重が大きくなるほど高摩擦弾性すべり支承のエネルギー吸収の割合は小さくなる。しかし、オイルダンパーのエネルギー吸収の割合が高摩擦弾性すべり支承に比べて大きいため、入力エネルギーに対する免震層全体のエネルギー吸収の割合の変化はわずかである。風直交方向では高摩擦弾性すべり支承によるエネルギー吸収はほとんど見られず、すべり出し荷重の違いによる影響もほとんど見られない。また、Model 1、Model 2 ともに同様の傾向を示し、建物高さの違いによるエネルギー吸収の割合の違いはほとんど見られなかった。

4. まとめ

その1で示した風洞実験結果を用いて、天然ゴム系積層ゴム支承、高摩擦弾性すべり支承、オイルダンパーを有する超高層免震建物を対象に時刻歴風応答解析を行った。また、高摩擦弾性すべり支承のすべり出し荷重を変化させた場合の影響について検討を行った。高摩擦弾性すべり支承のすべり出し荷重のばらつきにより、特に風方向について、免震層を含む各層の最大変位に差がみられたが、最大速度および加速度については大きな差はみられなかった。免震層のエネルギー吸収割合は80%程度であり、すべり出し荷重が大きくなるほど高摩擦弾性すべり支承のエネルギー吸収割合は小さくなるが、免震層全体のエネルギー吸収割合の変化はわずかであることがわかった。

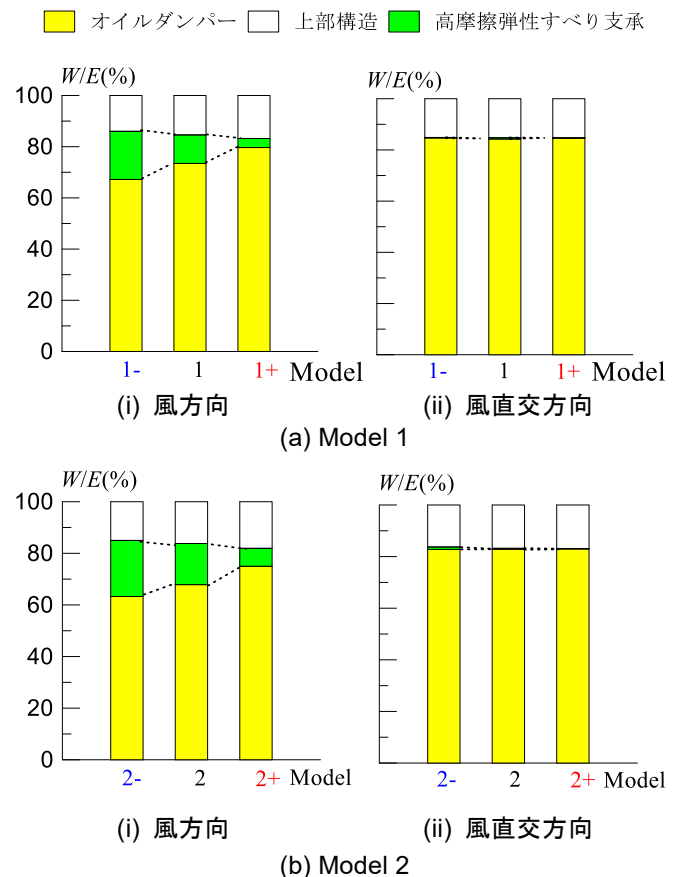


図9 エネルギー吸収の割合

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)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。また本研究の一部はJST産学共創プラットフォーム共同研究推進プログラム(JPMJOP1723)によるものです。ここに記して感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 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619号, pp. 41-48, 2007.9
- 2) 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561号, pp. 89-94, 2002.11
- 3) 日本免震構造協会: 免震建築物の耐風設計指針, 2012
- 4) 日本建築学会: 建築物荷重指針・同解説(2015), 2015
- 5) 建築研究所: 風雨実験棟, <https://www.kenken.go.jp/japanese/information/introduction/facilities/index.html> (2020年12月)
- 6) 日本建築学会: 建築物荷重指針を活かす設計資料2 建築物の風応答・風荷重評価/CFDガイド, 2017.2
- 7) 佐藤大樹, 笠井和彦, 田村哲郎: 粘弾性ダンパーの振幅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

*1 東京工業大学環境・社会理工学院 大学院生

*2 東京工業大学未来産業研究所 准教授・博士(工学)

*3 戸田建設株式会社構造設計部 博士(工学)

*4 戸田建設株式会社構造設計部

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

Associate Prof., FIRST, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

Structural Design Department, TODA Corporation, Dr. Eng.

Structural Design Department, TODA Corporation