

論文 / 著書情報
Article / Book Information

論題(和文)	2014 粘弾性ダンパーを有する高層建物の風洞実験のシミュレーション (構造)
Title	
著者(和文)	佐藤 大樹, 田村哲郎, 笠井和彦
Authors	daiki sato, TETSURO TAMURA, KAZUHIKO KASAI
出典 / Citation	日本建築学会関東支部研究報告集 I, , No. 78,
Citation(English)	, , No. 78,
発行日 / Pub. date	2008, 1
rights	日本建築学会
rights	本文データは学協会の許諾に基づきCiNiiから複製したものである
relation	isVersionOf: http://ci.nii.ac.jp/naid/110006941768

粘弾性ダンパーを有する高層建物の風応実験のシミュレーション

構造—振動

正会員 ○ 佐藤大樹^{*1} 正会員 田村哲郎^{*2}// 笠井和彦^{*3}

粘弾性ダンパー 風洞実験 応答予測

振動数依存性 温度依存性 分数微分構成則

1. はじめに

粘弾性ダンパーは、風や交通振動等によって発生する微小振動変形から、大地震のような非常に大きな変形まで安定した性能を示すことが知られおり、台風と地震が発生する日本の高層建築物の制振に用いる利点は多い。筆者らは、文献1,2において、粘弾性ダンパーを有する高層建物の風応答を把握する目的として、風応答時においてもダンパー履歴を計測することができる風洞実験装置を開発した。さらに、ダンパーの剛性や粘性を評価し、それらを用いてシステムの固有振動数や減衰定数を算定する手法を示し、一様流および境界層乱流での空力振動実験を行った。さらに、粘弾性体部分を分数微分構成則^{3,4)}でモデル化した3次元有限要素解析により、振動時のダンパーの剛性や温度を精度良く再現できることを確認した。

本報では、分数微分構成則を用いた予測手法により、文献2で行った境界層乱流中での風直角方向の風洞実験のシミュレーションを行う。本予測手法は、建物が振動することによって発生する振動依存風力の影響を考慮していないため、風洞実験結果と比較することで、本手法の適用範囲について考察を行う。

2. 実験装置および風洞実験概要

2.1 風洞実験装置および計測概要

図1に、建物模型のロッキング振動に伴い駆動する粘弾性ダンパーを設置した風洞実験装置¹⁾を示す。以降、粘弾性システムと呼ぶ。建物模型には、幅 $B=50\text{mm}$ 、奥行き $D=50\text{mm}$ 、高さ $H=300\text{mm}$ のバルサ材を用いた。なお、振動の自由度は1方向のみである。建物の剛性を模擬するコイルバネには、バネ定数 $K_s = 9.42\text{N/mm}$ 、 2.36N/mm の2種類を使用し、それぞれを硬バネ、柔バネと呼び、それらのコイルバネを用いた実験装置をそれぞれ硬バネタイプ、柔バネタイプと呼ぶ。

粘弾性ダンパーは、厚さ 3mm のアルミ板(上板、下板)の間に $B_d, D_d, H_d=3\text{mm}, 5\text{mm}, 8\text{mm}$ の粘弾性体(住友スリーエム:ISD112)が挟まれた形状となっている(図1(b))。ダンパーはコイルバネと同じ高さに設置されている(図1(a))。模型のロッキング振動に伴う上下のアルミ板間の相対変位によって粘弾性体に変形が生じ、ダンパ

一力を発生する。空力振動実験では実建物の振動数に比べ高い振動数で実験を行うため、粘弾性体の剛性は高くなり、実建物に用いた場合の剛性とは異なったものとなる。そこで、実建物の振動数での粘弾性体の材料特性との相似則を満たすために、「温度・振動数等価性³⁾」を利用し、粘弾性体を温めることで実験時の振動数においても等価なダンパー特性を得る。つまり、粘弾性システムの減衰定数 ξ_{eq} は、粘弾性体の温度を特定の温度まで温めることで調節する(温度制御手法¹⁾)。粘弾性体温度が高くなるほど、コイルバネに対する相対的な粘弾性ダンパーの剛性が低くなるため、システムに対するダンパーの寄与については ξ_{eq} が小さくなる。粘弾性体の温度は実験装置内におかれた2個の電球の電力を調節し、振動時においても一定値となるよう制御する¹⁾。

粘弾性ダンパーの変形は上板の変位と定義し、それぞれを変位計測位置(図1)での計測値から、幾何学的関係を用いて算出した。また、粘弾性ダンパーのダンパー力は、ダンパーに締結した2つのロードセル(図1)で計測した。粘弾性体の表面温度はサーモセンサーで、ダンパー周辺温度は熱電対で計測した¹⁾。なお、粘弾性体の内部と表面温度には殆ど差が無いことを、3次元有限要素解析により確認している¹⁾。変動風速の測定にはI型熱線流速計を用いた。平均風速は模型頂部高さに設置したピトー静圧管で計測した。

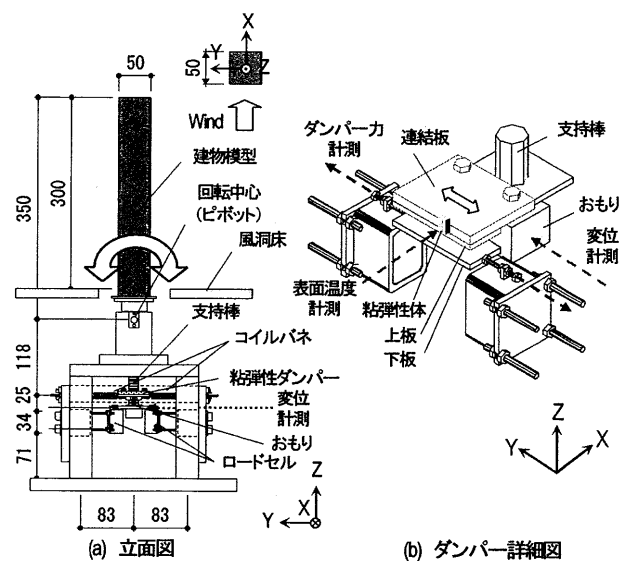


図1 風洞実験装置(単位:mm)

2.2 風速計測概要

東京周辺(相模湾IV⁹⁾)での再現期間1年、100年、500年の実建物頂部での平均風速 U と無次元風速 V_r (式(1))、および硬・柔パネタイプの風洞実験の模型頂部での平均風速の関係を表1に示す。

作成した気流性状の例として、図2(a)に平均風速、(b)に乱れ強さの鉛直方向プロファイル、図2(c)には模型頂部でのPSDを示す($V_r = 7$)。紙幅の都合上、境界層乱流性状の詳細や作成方法についての説明は省略するが、 $\alpha = 0.27$ のべき乗則⁹⁾の境界層乱流が作成できていると判断できる。

$$V_r = U / (f_0 B) \tag{1}$$

ここで、 f_0 = ダンパー非設置時の固有振動数であり、硬パネタイプ、柔パネタイプでそれぞれ、 $f_0 = 17.8\text{Hz}, 8.9\text{Hz}$ である²⁾。

表1 実風速と無次元風速および実験風速の関係

再現期間 (年)	実風速 (m/s)	V_r	実験風速 (m/s)	
			硬パネタイプ	柔パネタイプ
1	20.29	4.65	3.25	1.63
100	40.57	8.30	6.50	3.25
500	45.03	9.11	7.22	3.61

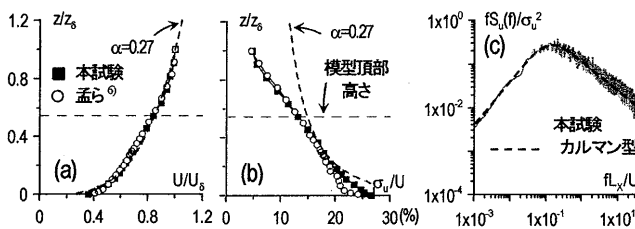


図2 気流性状:(a)平均風速 (b)乱れの強さ (c)パワースペクトル密度

2.2 風力実験概要

応答予測に用いる風力のPSDを得るために、静止した建物模型に作用する風力の計測を行った。図3には風力実験より得られた転倒モーメント M_L のPSD $S_L(f)$ を無次元化して示す ($V_r = 4$)。図中には荷重指針⁹⁾での値も破線で併記している。また、実験より得られた転倒モーメント係数 $C_L (= 0.183)$ と、荷重指針⁹⁾ および既往研究⁹⁾ での C_L との比較を図4に示す。図3, 4より、本風力実験結果は、荷重指針および既往研究と良い対応を示していることがわかる。

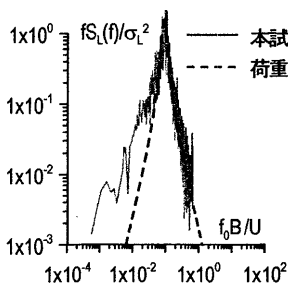


図3 M_L のPSD ($V_r = 4$)

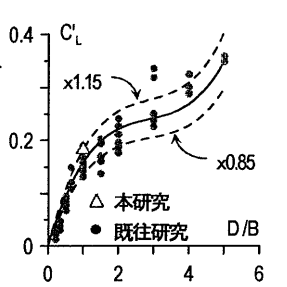


図4 転倒モーメント係数 C_L の比較

2.3 空力振動実験概要

図1に示した風洞実験装置を用いて、境界層乱流中での空力振動実験を行った。空力振動実験では、質量減衰パラメータ δ を次式の如く設定して、 V_r (風速) を変化させて行った²⁾。

$$\delta = \frac{\tilde{M}}{B^2 L_H \rho} \xi_{eq} = \frac{K_s L_s^2}{(2\pi f_0)^2 B^2 L_H \rho} \xi_{eq} \tag{2}$$

ここで、 \tilde{M} = 一般化質量である。本試験では、 $\delta = 0.64 \sim 1.60$ ($\xi_{eq} = 0.8 \sim 2.0\%$, 硬パネタイプ) および $\delta = 2.40 \sim 4.79$ ($\xi_{eq} = 3.0 \sim 6.0\%$, 柔パネタイプ) の範囲で実験を行った。実験結果の詳細については文献2を参照されたい。

3. 粘弾性システムの風洞実験シミュレーション

3.1 応答予測手法

本応答予測手法について述べる。はじめに、風力実験または荷重指針⁹⁾により図3, 4に示すような、無次元化された建物基部での転倒モーメントのPSDおよび転倒モーメント係数 C_L が与えられているとする。本研究では、風力実験より $C_L = 0.183$ を得ており、以後その値を用いる。模型頂部での平均風速 U を設定し、空気密度 $\rho (= 1.22\text{kg/m}^3)$ を用いて、式(3a)の速度圧 q_H を算出し、転倒モーメントの標準偏差 σ_L を式(3b)より求める⁹⁾。

$$q_H = \frac{1}{2} \rho U^2, \quad \sigma_L = C_L q_H B H^2 \tag{3a, b}$$

その後、 σ_L, B および U を用いて図3の縦軸・横軸を有次元化し、模型および任意の風速に対応した $S_L(f)$ を得る。模型基部での転倒モーメント $M_L(t)$ と、模型頂部高さ H での等価な併進力 $F_H(t)$ は式(4a)で表される。併進力 $F_H(t)$ のPSD $S_{FH}(f)$ は、模型基部での転倒モーメントのPSD $S_L(f)$ を用いて式(4b)のより得られる。

$$F_H(t) = M_L(t) / H, \quad S_{FH}(f) = S_L(f) / H^2 \tag{4a, b}$$

この時、コイルバネ位置での等価な外力 $F_s(t)$ およびそのパワースペクトル密度 $S_{Fs}(f)$ はそれぞれ次式で表される。

$$F_s(t) = F_H(t) \cdot L_H / L_s, \quad S_{Fs}(f) = S_{FH}(f) \cdot (L_H / L_s)^2 \tag{5a, b}$$

ここで、 L_H = ピボットから模型頂部までの距離 (= 350mm), L_s = ピボットからコイルバネまでの距離 (= 118mm) である(図1)。よって、式(4b)を式(5b)に代入することで、コイルバネ位置での外力のPSD $S_{Fs}(f)$ は最終的に次式の如く表される。

$$S_{Fs}(f) = S_L(f) \cdot \{L_H / (L_s \cdot H)\}^2 \tag{6}$$

式(6)より得られたコイルバネ位置での外力のPSD $S_{Fs}(f)$ に、変位のアドミッタンス $|H_D(f)|^2$ (式(7a)) を乗ずることで、変動応答変

位の PSD $S_D(f)$ を得る (式(7b))。

$$|H_D(f)|^2 = \frac{1}{\left\{1 - \left(\frac{f}{f_0}\right)^2 + \frac{K'_d(f)}{K_s}\right\}^2 + \left(2\xi_0 \frac{f}{f_0} + \frac{K''_d(f)}{K_s}\right)^2} \cdot \frac{1}{K_s^2}$$

$$S_D(f) = |H_D(f)|^2 \cdot S_{r_s}(f) \tag{7a, b}$$

ここで、 K_s = コイルバネ (2本) の剛性である。また、 $K'_d(f)$ = コイルバネ位置での粘弾性ダンパーの貯蔵剛性、 $K''_d(f)$ = コイルバネ位置での粘弾性ダンパーの損失剛性であり、これらは振動数や温度に依存する³⁾。応答予測を行う際には、式(7a)に用いられる $K'_d(f)$ および $K''_d(f)$ の精度が重要となる。本研究では、 $K'_d(f)$ および $K''_d(f)$ には分数微分構成則³⁾ (以下、FD モデル) を用いる。FD モデルでの $K'_d(\omega)$ および $K''_d(\omega)$ ($\omega = 2\pi f$) は、次式でそれぞれ表される³⁾。

$$K'_d(\omega) = \frac{G}{\beta'} \frac{1 + ab\omega^{2\alpha} + (a+b)\omega^\alpha \cos(\alpha\pi/2)}{1 + a^2\omega^{2\alpha} + 2a\omega^\alpha \cos(\alpha\pi/2)} \tag{8a}$$

$$K''_d(\omega) = \frac{G}{\beta'} \frac{(-a+b)\omega^\alpha \sin(\alpha\pi/2)}{1 + a^2\omega^{2\alpha} + 2a\omega^\alpha \cos(\alpha\pi/2)} \tag{8b}$$

ここで、 α は分数微分の次数、 a, b は温度 θ に依存し、次式から求められる。

$$a = a_{ref} \lambda^\alpha, \quad b = b_{ref} \lambda^\alpha \tag{9a, b}$$

$$\lambda = \exp\left[-p_1(\theta - \theta_{ref}) / (p_2 + \theta - \theta_{ref})\right] \tag{10}$$

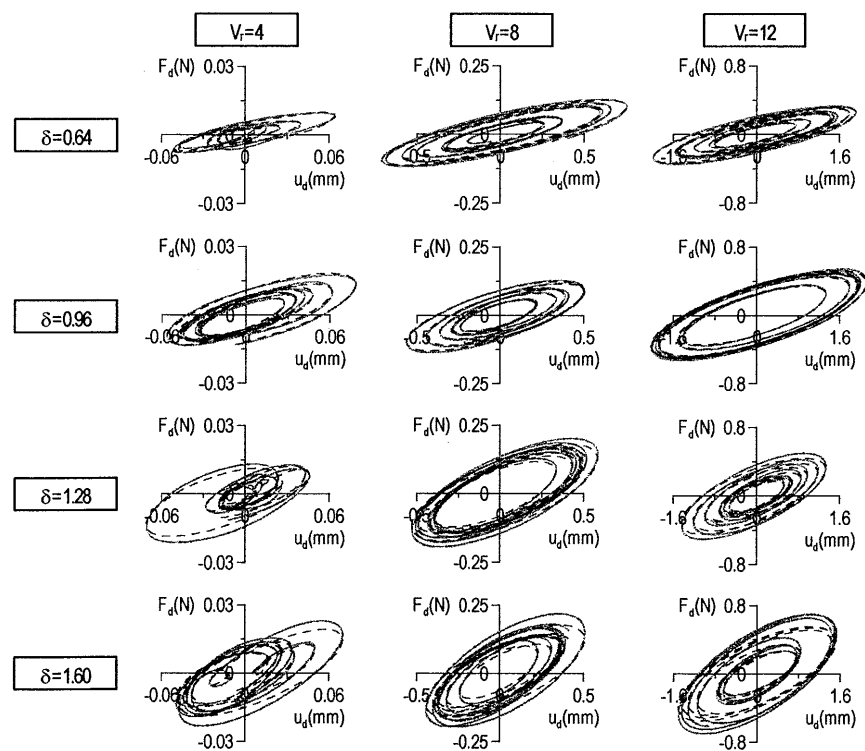


図5 ダンパー履歴の比較(硬バネタイプ) ——— 実験 - - - 解析

λ は温度変化を考慮するシフトファクターと呼ばれる。 θ_{ref} は基準温度、 a_{ref}, b_{ref} は基準温度での a, b 値である。本風洞実験用粘弾性ダンパーの FD モデルのパラメータは、 $a_{ref} = 0.0037, b_{ref} = 0.0358, \alpha = 0.8831, G = 1.043 \times 10^5 \text{ (N/m}^2\text{)}, p_1 = 69.509, p_2 = 1105.817, \theta_{ref} = 40^\circ\text{C}$ である¹⁾。また式(8)の β' は、風洞実験に用いた粘弾性ダンパーの歪み拘束の影響および曲げ・せん断および上下板による歪み拘束の効果を考慮するための係数であり¹⁾、次式の修正梁理論で表される。

$$\beta' = \frac{H_d}{A_s} \left[1 + \frac{(H_d - 2H_0)^3}{24(1 - \nu^2)I} \frac{A_s}{H_d} \right] \tag{11}$$

ここで、 $A_s = 5A/6$ ($A = B_d \times D_d$)、 ν = ポアソン比 ($= 0.47$)¹⁾、 I = 粘弾性体の断面二次モーメント、 H_0 = 粘弾性体の断面が歪み拘束される上下板からの距離であり、3次元有限要素解析による静的解析と式(8a)の貯蔵剛性が一致するように決定し、 $H_0 = 0.43 \text{ mm}$ とした¹⁾。パラメータの同定手法については文献1を参照されたい。

応答変位の分散 σ_D^2 は、 $S_D(f)$ を振動数軸上で積分することで得られる (式(12a))。また、応答回転角の標準偏差 ϕ_{rms} は、ピボットからコイルバネまでの距離 L_s を用いて式(12b)より算出される。

$$\sigma_D^2 = \int_0^\infty S_D(f) df, \quad \phi_{rms} = \sigma_D / L_s \tag{12a, b}$$

3.2 ダンパー履歴の実験と解析の比較

前述したように、本予測手法において、FDモデルの精度が重要となる。図4に、実験より得られた硬バネタイプ ($\delta = 0.64 \sim 1.60$) での $V_r = 4, 8, 12$ における最大変位付近を中心としたダンパーカーダンパー変位履歴を示す (実線)。また、実験より得られたダンパー変位を入力としたFDモデルでの解析結果 (破線) も重ねて示す。

図4より、FDモデルによる解析結果は、 δ の大きいケースにおいて、解析の剛性が実験値より低くなる傾向が若干見られるが、FDモデルは良い精度で実験のダンパー履歴を再現できていることが確認できた。

図4より、FDモデルによる解析結果は、 δ の大きいケースにおいて、解析の剛性が実験値より低くなる傾向が若干見られるが、FDモデルは良い精度で実験のダンパー履歴を再現できていることが確認できた。

3.3 風洞実験のシミュレーション

3.1節で述べた風応答予測手法を用いて、粘弾性システムにおける風直角方向の風洞実験のシミュレーションを行う。

図5に、粘弾性システムにおける風直角方向の応答曲線の実験値およびシミュレーション結果を重ねて示す。図の横軸は無次元風速 V_r 、縦軸は模型回転角の標準偏差

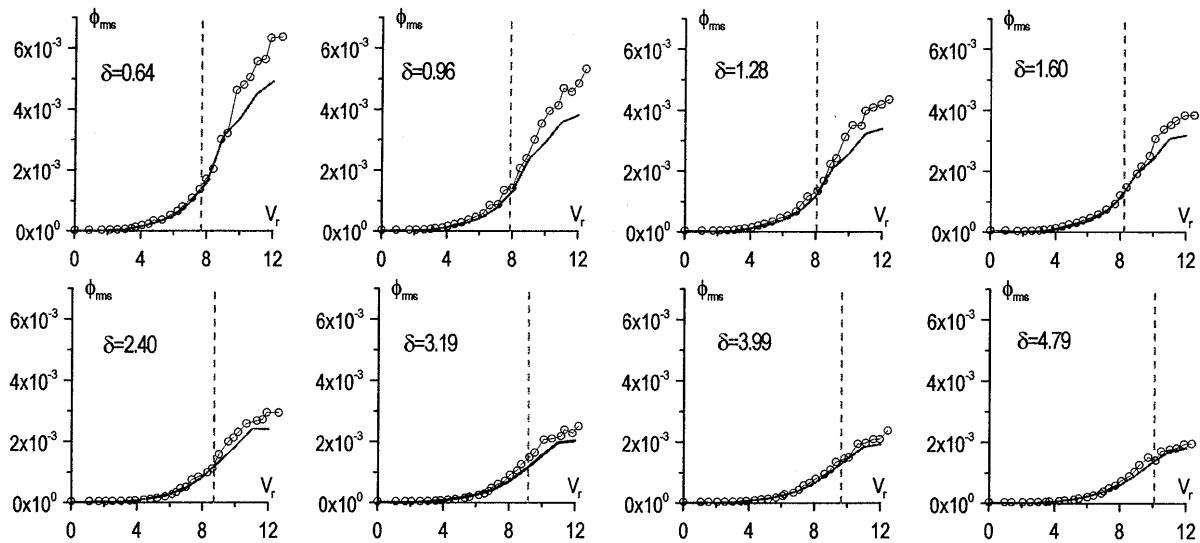


図6 実験結果とシミュレーション結果の比較

—○— 本試験 — 予測 - - - 式(13)

ϕ_{rms} ($=\sigma_y/L_M$; σ_y = 変位計測位置での応答変位の標準偏差, L_M = ピポットから変位計測位置までの距離 (=143 mm)) である。また、図中の破線は、式(13)⁹⁾に示す粗度区分IV, $B/D=1$ の場合の、風直角方向の空力不安定振動の発振無次元風速 $V_{r,LCr}$ である。

$$V_{r,LCr} = 0.83(0.7\delta + 8.8) \quad (13)$$

図5より、 δ の小さいケースにおいて、予測値は $V_r = 8$ 付近までは実験を精度良く再現しているが、 $V_r = 9$ 以上となると、予測値は実験値を大きく下回る。前述したように、本予測に用いた転倒モーメントの PSD (図3) が、静止模型に作用する風力から求めたものであるため (2.2 節)、模型が振動することにより発生する、振動依存風力による相互作用は考慮されていない。そのため、振動依存風力の影響が大きくなる、低減衰・大振幅の領域で、予測は実験値より低い値となる。

一方、 δ の比較的大きいシステムにおいては、振動依存風力の影響が小さくなるため、 V_r が大きい範囲においても、予測値は実験と精度良く一致することが確認できる。

式(13)で表される発振風速以下では、いずれの δ においても十分な精度で実験を再現できていることが確認できることから、本予測手法の適用範囲を式(13)により評価できるものと思われる。

5. まとめ

本報では、分数微分構成則を用いた予測手法により、文献2で行った粘弾性ダンパーを有する高層建物での境界層乱流中における風直角方向の風洞実験のシミュレーションを行った。

分数微分構成則は、精度良く風洞実験時のダンパー履歴を再現できていることを確認した。ただし、応答予測に用いた風力のパワー

スペクトル密度が、静止模型に作用する風力より得られたものであり、建物が振動することにより発生する振動依存風力の影響を考慮していないため、低減衰のシステムで風速が高い範囲では、実験値に比べ予測値は小さい値となった。ただし、風速が低い範囲では、予測値と実験は精度良く一致することを確認した。

減衰が比較的大きいシステムでは、振動依存風力の影響が小さくなるため、広い風速の範囲で実験を高精度に再現できることを確認し、本予測手法の有用性を確認することができた。また、本予測手法の適用範囲は式(13)により評価できると思われる。

以上より、多少でも建物に減衰を付加することで、高精度に風応答予測できる適用範囲は格段に広がることが確認された。これは、建物を制振化することの大きな利点となると考えられる。

参考文献

- 1) 佐藤大樹, 笠井和彦, 田村哲郎: 高層建築の制振を対象とした風洞実験装置の開発および風応答に関する基礎的研究 - 粘性・粘弾性ダンパーを有する高層建築物の一樣流中における風洞実験 -, 日本建築学会構造系論文集, 第609号, pp.65-73, 2006.11
- 2) 佐藤大樹, 田村哲郎, 笠井和彦: 粘性・粘弾性ダンパーを有する高層建物の風応答性状に関する風洞実験, 日本建築学会構造系論文集, 第617号, pp.95-102, 2007.7
- 3) 笠井和彦, 寺本道彦, 大熊潔, 所健: 粘弾性体の温度・振動数・振幅依存性を考慮した構成則 (その1 線形領域における温度・振動数依存のモデル化), 日本建築学会構造系論文集, 第543号, pp.77-86, 2001.5
- 4) 笠井和彦, 佐藤大樹, 黄一華: 継続時間が長い外乱での温度上昇と熱伝導・伝達を考慮した粘弾性ダンパーの解析手法, 日本建築学会構造系論文集, 第599号, pp.61-69, 2006.1
- 5) 日本建築学会: 建築物荷重指針・同解説, 丸善, 1997.4
- 6) 孟岩, 日比一喜: 高層建築物周辺の流れ場の乱流計測, 日本風工学会誌, 第76号, pp.55-64, 1998.7

*1 東京理科大学理工学部建築学科 助教・博士 (工学)

*2 東京工業大学環境理工学創設専攻 教授・工博

*3 東京工業大学建築物理研究センター 教授・Ph.D.