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)	柔軟な発泡材料を用いた空力振動角柱模型の機械的性質及び曲げ振動特性について
Title(English)	MECHANICAL PROPERTIES AND BENDING VIBRATION CHARACTERISTICS OF AERODYNAMIC SQUARE PRISMS MADE OF FLEXIBLE FOAM MATERIAL
著者(和文)	山口雄大, 佐藤大樹, 丸山勇祐, 中川尚大, 長尾悠生, 田村哲郎
Authors(English)	Yudai Yamaguchi, Daiki Sato, Yusuke Maruyama, Naohiro Nakagawa, Yuki Nagao, Tetsuro Tamura
出典(和文)	日本建築学会技術報告集, Vol. 28, No. 69, pp. 609-614
Citation(English)	AIJ Journal of Technology and Design, Vol. 28, No. 69, pp. 609-614
発行日 / Pub. date	2022, 6
権利情報	日本建築学会

Powered by T2R2 (Tokyo Institute Research Repository)

日本建築学会技術報告集　第28巻　第69号，609-614，2022年6月
AIJ J. Technol. Des. Vol. 28, No.69, 609-614, Jun., 2022
DOI https://doi.org/10.3130/aijt.28.609

柔軟な発泡材料を用いた空力振動角柱模型の機械的性質及び曲げ振動特性について

MECHANICAL PROPERTIES AND BENDING VIBRATION CHARACTERISTICS OF AERODYNAMIC SQUARE PRISMS MADE OF FLEXIBLE FOAM MATERIAL

山口雄大 ――― ＊1　佐藤大樹 ――― ＊2
丸山勇祐 ――― ＊3　中川尚大 ――― ＊3
長尾悠生 ――― ＊3　田村哲郎 ――― ＊4

Yudai YAMAGUCHI ―― ＊1　Daiki SATO ――― ＊2
Yusuke MARUYAMA ―― ＊3　Naohiro NAKAGAWA ― ＊3
Yuki NAGAO ――― ＊3　Tetsuro TAMURA ――― ＊4

キーワード：
空力振動角柱模型，ウレタンフォーム，材料実験，振動実験，曲げ振動

Keywords:
Aerodynamic square prism, Polyurethane foam, Material test, Vibration test, Bending vibration

In the future, skyscrapers or large structures will become lighter and more flexible. In order to clarify the aerodynamic behavior of such structures by wind tunnel test, flexible, low-density square prism models were developed using polyurethane foam. In this report, mechanical properties and bending vibration characteristics of the models are investigated by material tests and vibration tests. The results show that the models can be treated as uniform and elastic within the range of the deformation occurred by the across-wind aerodynamic vibration. It is shown that, bending vibration characteristics can be evaluated using the Bernoulli-Euler beam theory.

1．緒言

近年，建物の高層化や長大化に伴い，風応答や空力振動性状の評価が重要となっている．特に，渦励振やフラッターなど，風直交方向や捩れ方向に生じる空力不安定振動の検討は極めて重要であると言える．これらの空力振動問題に関しては，主にロッキング振動模型[例えば 1)-3)]や数質点の振動模型[例えば 4)-5)]を用いた空力振動実験により解明が進められてきた．今後も，建物や構造物の更なる超高層化・長大化が進むことが推察される．また，地震力の低減のために構造密度の更なる低減が求められ，より軽く，柔軟で変形しやすい構造物の風応答や空力振動の評価と分析が必要となる可能性が指摘されている[3)]．しかし，従来の空力振動実験手法では，模型の軽量化には限界があり，また，柔軟な連続体構造物を想定した場合，曲げや捩れの変形挙動を直接モデル化することは困難であると考えられる．

そこで，筆者らは，ウレタンフォームを材料に選定して作成した3次元空力振動角柱模型を用いて，軽量で柔軟な構造物を想定した新たな空力振動実験[6)]とその応答評価手法の確立を目的とした研究に取り組んでいる．しかし，高分子発泡材料を構造物の振動模型に適用することを試みた研究例はないことから，ウレタンフォーム角柱模型の空力振動挙動の適切な評価手法の確立や，従来の空力振動実験との比較のためには，まず，材料の物性や模型の振動特性を調べて把握する必要がある．そこで，本報では，一軸圧縮・引張試験により材料であるウレタンフォームの機械的性質を調べた結果と，自由振動実験及び調和加振実験によりウレタンフォーム角柱模型の曲げ振動の特性を調べた結果について報告する．なお，本報における材料実験および振動実験の実験環境は20 ℃前後の屋内としており，ウレタンフォームの物性の温度特性については特に検討していない．

2．ウレタンフォーム角柱模型および空力振動実験の概要

本報で扱う2つのウレタンフォーム角柱模型の写真をPhoto 1に示す．どちらの模型も，断面が1辺 $D = 80$ mm の正方形で，高さが $H = 480$ mm のアスペクト比6の片持ち正四角柱である．本報では，Photo 1の黄色の模型の材料をLDU（Low-Density Urethane foam），黒色の模型の材料をHDU（High-Density Urethane foam）と呼び，正四角柱模型についてはそれぞれLDU模型，HDU模型と呼ぶ．HDUはLDUよりもやや硬質なものとなっている．なお，材料はいずれも市販品であり，LDUはワコーグループ製の台所スポンジ，HDUはイノアックコーポレーション製の半硬質フォームである．

LDU模型およびHDU模型の空力振動実験の概要と結果[6)]を簡単に示す．空力振動実験は，前田建設工業（株）所有のエッフェル型吹出式境界層風洞において，一様流にて実施された．模型の風直交方向の側面にはFig.1の概略図に示すようにCh.01からCh.08の8箇所の変位の計測点が設けられている．実験では，一定風速の状態でレーザ変位計により模型の各計測点における応答変位を計測し，順次風速を上げていった．サンプリング周波数は1000 Hzで，1波のサンプル数は8192とし，5波のアンサンブル平均で応答を評価した．Fig.2に，LDU模型とHDU模型における空力振動実験での風速と模型の頂部（Ch.01とCh.04）の風直交方向の最大応答変位の関係を示す．図から，どちらの模型においても，特定の風速域において応答振幅の立ち

本稿は既報6)～11)の内容の一部に新たな実験・分析結果及び修正を加え，再編成したものである．

＊1 ㈱構造計画研究所（元東京工業大学大学院生）　修士（工学）
（〒226-8503　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 前田建設工業㈱ ICI総合センター
＊4 東京工業大学　名誉教授・工博

＊1 KOZO KEIKAKU ENGINEERING Inc., M.Eng.
(Former Grad. Student, Tokyo Institute of Technology)
＊2 Assoc. Prof., FIRST, Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.
＊3 ICI Center, Maeda Corporation
＊4 Emeritus Prof., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

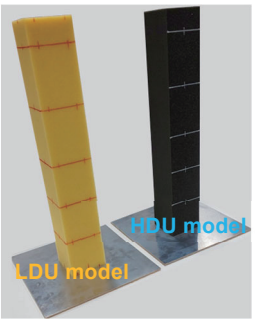


Photo 1 Square prisms made by polyurethane foam

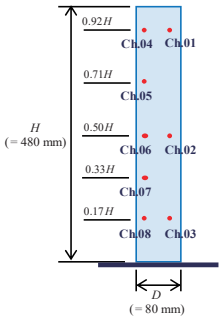
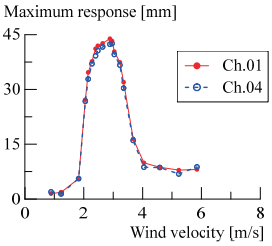
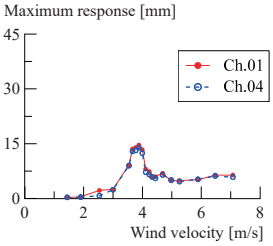


Fig.1 Side of model and measurement points



(a) LDU model



(b) HDU model

Fig.2 Wind velocity vs Across-wind response of Ch.01 & Ch.04

Table 1 Maximum across-wind response under resonant wind velocity and assumed strain

	LDU model	HDU model
Maximum response under resonant wind velocity [mm]	43.1	14.6
Assumed maximum strain [%]	3.4	1.1

Table 2 Density

	LDU	HDU
Sample 1	15.15	49.09
Sample 2	14.92	48.77
Sample 3	14.86	49.23
Sample 4	14.89	48.39
Sample 5	14.88	48.33
Average	14.94	48.76

[kg/m^3]

上がりが確認でき，LDU 模型では風速 2.88 m/s，HDU 模型では風速 3.88 m/s において応答が最大となっている．以降，これらの風速を共振風速と呼ぶ．共振風速における風直交方向の応答の最大値，また，その値をもとに模型の固定端での曲げひずみを推定した結果を Table 1 に示す．ひずみの推定値は，LDU 模型では 3.4 %，HDU 模型では 1.1 %程度の値となった．この値の導出については付録に示す．本報では，主に Table 1 に示した変形・ひずみレベルを対象として検討を進めている．なお，空力振動実験では風方向の変形も生じているが，本検討では簡単のため風直交方向振動による変形のみに着目する．

3．材料実験

3．1　材料密度

LDU と HDU について，5 つのサンプルの質量を測定し，見かけの密度（体積密度）を同定した結果を Table 2 に示す．LDU と HDU のどちらも，サンプル間で大きな値のばらつきはないことが確認できる．5 サンプルの平均値は，LDU では 14.94 kg/m^3，HDU では 48.76 kg/m^3 であり，一般的な空力振動模型と比べると小さいと言える [1)-3)]．

3．2　一軸圧縮試験

LDU と HDU のそれぞれの材料について 100 mm×100 mm×50 mm（JIS K6400-2）のブロック状の試験片を作成し，1000 N のロードセルを使用して一軸圧縮試験を実施した．Photo 2 に示すように，試験装置の圧縮力の中心が加わるような位置に試験片を設置し，加圧版により速度 5 mm/min で静的に圧縮載荷・除荷を行い，荷重と変形量

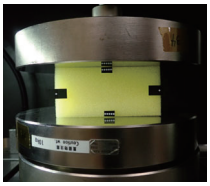
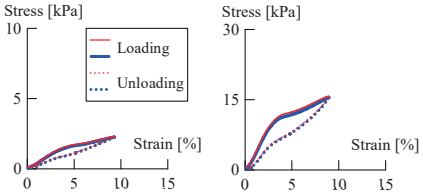


Photo 2 Uniaxial compressive test (LDU)



(a) LDU　(b) HDU

Fig.3 Compressive stress vs compressive strain

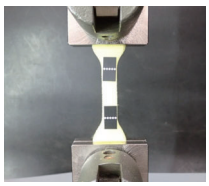
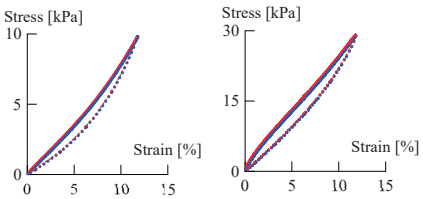


Photo 3 Uniaxial tensile test (LDU)



(a) LDU　(b) HDU

Fig.4 Tensile stress vs tensile strain

を計測した．Fig.3 に，一軸圧縮試験より得られた LDU と HDU の 2 サイクル分の圧縮応力度－ひずみの履歴を示す．各材料の 2 サイクルの履歴はほぼ一致している．また，どちらの材料も，ひずみ 4 %付近までは応力度－ひずみ関係は線形的であるが，ひずみ 4 %を超えたあたりから，曲線の傾きが小さくなっている．この原因は，ひずみがある程度進行すると，ウレタンフォームの空隙を取り囲む壁が座屈し始めることにより剛性が低下するためであると考えられる．しかし，試験を実施した範囲（10 %程度までのひずみ）では，いずれも除荷後は原型回帰している．なお，Table 1 に示した空力振動実験での風直交方向最大応答から推定した最大ひずみは，Fig. 3 の応力度－ひずみ関係が線形とみなせる範囲に納まっていることが分かる．

3．3　一軸引張試験

LDU および HDU をダンベル形試験片（JIS K6400-5 の 2 号形試験片）に加工し，1000 N のロードセルを用いて一軸引張試験を実施した．Photo 3 に LDU の試験の様子を示す．標点間距離は 40 mm で，この部分の試験体の幅と厚さは 10 mm である．試験では，引張速度 5 mm/min で試験体を静的に引張り，ビデオ式非接触伸び幅計により変形量を計測した．Fig.4 に一軸引張試験より得られた LDU と HDU の 2 サイクル分の引張応力度－ひずみの履歴を示す．圧縮の場合と同様に，各材料の 2 サイクルの履歴はほぼ一致している．一方で，引張の場合は，圧縮の結果で見られた剛性の低下は試験範囲内（10 %程度までのひずみ）では確認されず，図の全域で応力度－ひずみ関係はほぼ線形とみなせ得ることが分かる．これは，圧縮の場合と異なり，引張ではウレタンフォームの空隙を取り囲む壁の座屈が発生しないためであると考えられる．また，引張試験の場合も，除荷後は原型回帰している．

4．自由振動実験

本章では，LDU 模型および HDU 模型の自由振動実験により，1 次の曲げ固有振動数およびモード減衰定数を調べた結果を示す．また，固有振動数から弾性係数を同定し，材料実験結果との比較を行う．

4．1　実験概要 [7)]

Fig.5 に実験装置の概略図を示す．自由振動実験では，台に固定した模型をハンマリングにより一方向に自由振動させ，レーザ変位計

により応答変位波形を計測した．波形の計測点は Fig.1 に示した 8 箇所（Ch.01～Ch.08）である．サンプリング周波数は 1000 Hz とし，実験回数は 80 回とした．Fig.6 に，LDU 模型の自由振動波形の一例を示す．Fig.6 の自由振動波形から，1 次モードのみが卓越していることが分かる．本検討では，梁理論での理論解析結果 [12]を参考に，アスペクト比 6 である本模型では 1 次曲げ振動におけるせん断変形の影響は無視できるものとし，以下の式を用いて 1 次の曲げ固有振動数 f_1 およびモード減衰定数 h_1 を同定する．

$$f_1 = 1/(t_{k+1} - t_k), \quad h_1 = \ln(y_k / y_{k+1})/2\pi \qquad (1),\ (2)$$

ここに，t_k は自由振動波形の k 番目のピークの時刻，y_k は時刻 t_k における振幅を表す．

4．2　自由振動波形からの固有振動数とモード減衰定数の同定

Fig.7 に，LDU 模型と HDU 模型について，実験で得られた自由振動波形から同定した f_1 および h_1 の値の振幅ごとの統計結果を示す．図中の青色の線は，振幅の区分を設け，その区分ごとに f_1 および h_1 の複数の同定値をアンサンブル平均した結果を表している．図中の緑色の線は，振幅区分ごとの f_1 および h_1 の同定値の変動係数（C.V.）である．まず，f_1 の平均値に着目すると，LDU 模型と HDU 模型のどちらにおいても，振幅レベルによらずほぼ一定で，LDU 模型では約 3.5 Hz，HDU 模型では約 5.0 Hz である．また，変動係数も非常に小さく，値のばらつきはほぼない．よって，本実験での変形範囲では模型の弾性係数はほぼ変化しないものと推察できる．次に，h_1 の平均値に着目すると，f_1 とは異なり，振幅の大きさにより値が変化する傾向がやや見られる．特に，LDU 模型ではおおよそ 10 mm 以下，HDU 模型ではおおよそ 5 mm 以下の微小な振幅領域において，振幅の増加に伴い減衰が増加する傾向が顕著に現れている．一方で，振幅が大きい領域では，振幅の増加に伴う h_1 の増加は比較的緩やかである．また，h_1 の変動係数は，特に振幅が微小な領域で大きくなっており，振幅が小さくなるほど自由振動波形からの h_1 の同定値はばらつきやすく，評価が難しいことが分かる．ここで，各図中の縦の点線は，空力振動実験での共振風速における風直交方向の最大応答値（Table 1 に示した値）である．一般に，構造物の減衰は空力振動の発現や挙動に密接に関係する．Fig.7 より，空力振動特性の分析や評価で特に重要な指標となり得る空力振動の大変形領域（点線の近傍）においては，どちらの模型においても，h_1 は 5～6％ 程度のほぼ一定の値として扱えそうである．なお，5～6％ の減衰定数は，従来の空力振動模型 [1)-3)]に比べるとやや大きく，これは，高分子材料の特性によるものと推察される．この点は，ウレタンフォーム角柱模型と従来の模型との空力振動挙動の比較・分析を行ううえで重要であると言えよう．また，Fig.7 の結果から，共振風速以下の風速での微小な風応答挙動を厳密に評価しようとする場合は，振幅依存性のある減衰モデルを導入するなど，減衰特性の扱いに留意する必要があると考えられる．

4．3　材料実験結果との比較

前節において，LDU 模型と HDU 模型のどちらにおいても，本実験の対象としている変形の範囲内では 1 次固有振動数 f_1 はほぼ変化しておらず，弾性係数を一定として評価し得ることを示唆する結果が得られた．そこで，本節では，自由振動実験で得られた f_1 から同定した弾性係数と，3 章で示した材料実験結果との比較を行う．本検討では，自由振動実験での f_1 の値から，Bernoulli-Euler 梁理論 [8)]に基づき，以下の式で弾性係数 E を計算する．

$$E = (2\pi f_1)^2 \frac{\rho A}{I}\left(\frac{H}{1.875}\right)^4 \qquad (3)$$

ここに，ρ は密度，A は断面積，I は断面二次モーメント，H は模型の高さである．Fig.7 の結果より，LDU 模型では $f_1 = 3.5$ Hz，HDU 模型では $f_1 = 5.0$ Hz として式(3)から E を計算すると，それぞれ約 58 kPa と約 388 kPa が得られる．Fig.8 に，これらの E の値を用いた場合の LDU と HDU の応力度－ひずみ直線と，材料実験結果（Fig. 3, 4）との比較を示す．なお，自由振動実験は Table 1 に示した変形レベルを基に実施したことから，Fig.8 の図示範囲は，Table 1 を参考に，

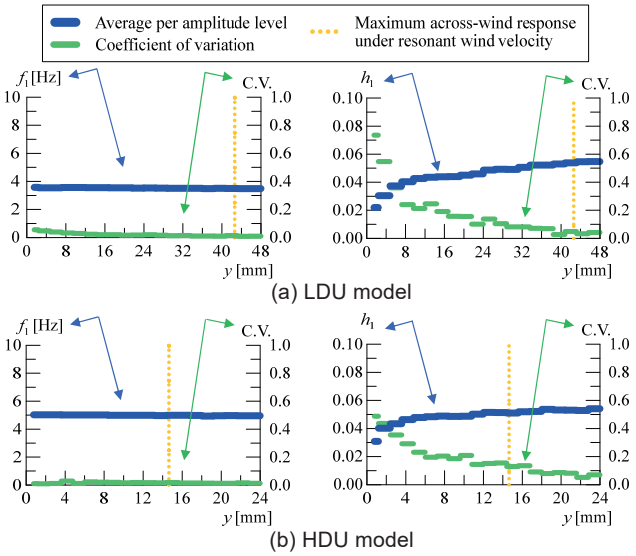


Fig.7 Variation of 1st-order natural frequency f_1 and 1st-order modal damping ratio h_1 of free vibration wave with amplitude

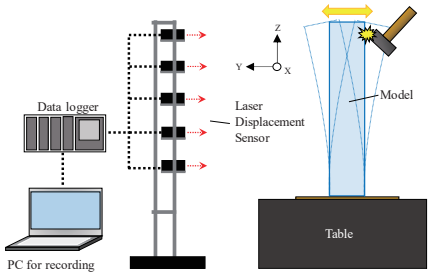


Fig.5 Apparatus for free vibration test

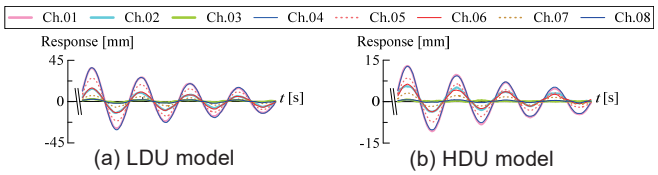


Fig.6 Free vibration wave

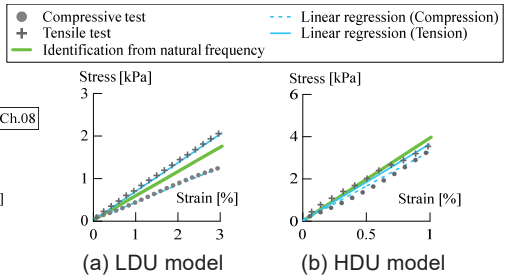


Fig.8 Comparison of stress-strain relationships

Table 3 Modulus of elasticity identified from each experiment

	LDU	HDU
Compression	42	329
Tension	68	360
Identification from Natural frequency	58	388

[kPa]

LDU ではひずみ 3 %，HDU ではひずみ 1 %としている．また，Fig.8 の材料実験結果のプロットは，Fig.3，Fig.4 において赤の実線で示した結果である．なお，Fig.8 には，図示範囲の材料実験結果のプロットをそれぞれ最小二乗近似して得られた直線も併せて示している．さらに，Fig.8 の各直線の傾き，すなわち一軸圧縮・引張試験，及び固有振動数のそれぞれから同定した弾性係数 E の値を Table 3 にまとめている．Fig.8 及び Table 3 の結果を見ると，LDU では，引張試験の E は圧縮試験の E に比べて大きい値となっており，固有振動数から同定された E の値は，圧縮と引張のちょうど中間程度の値となっていることが分かる．また，HDU では，引張試験の E が圧縮試験の E よりも大きく，固有振動数から同定された E は引張試験の E よりも僅かに大きくなっているが，Fig.8(b)からも，3 つの応力度－ひずみ直線に大きな差は無いと言える．以上のことから，共振風速時の風直交方向振動による最大変形の範囲内におけるウレタンフォームの弾性係数に関して，一軸圧縮・引張試験の結果と，自由振動実験で得られた固有振動数から Bernoulli-Euler 梁理論により同定した結果には，ある程度の整合性が確認できる．加えて，本検討における変形の範囲内でウレタンフォーム模型の曲げ振動を扱う場合，Bernoulli-Euler 梁理論に基づいた一様な弾性梁としてのモデル化が妥当であることが推察される．ただし，模型の風方向変形を加味した空力振動挙動（風直交方向振動）を考える場合は，当然ながら模型に生じる最大ひずみは本検討の想定範囲（Table 1 の値）を上回ることになる．模型の一部で 4 %を超えるような圧縮ひずみが発生するレベルの変形となる場合，Fig.3 の結果より，局所的な剛性低下が発生して固有振動数が低下するなどの影響が現れることも考えられ，空力振動挙動の評価の際には留意する必要があるだろう．また，ウレタンフォームの物性の詳細な把握という観点においては，圧縮と引張の物性の異方性については詳細な検討の余地があり，また，静的な曲げ試験やせん断試験による弾性係数の同定および本報の実験結果との比較・分析も重要であると考えられる．これらは今後の検討課題としたい．

５．調和加振実験

4 章では，自由振動実験を行い，複数の自由振動波形から LDU 模型と HDU 模型の曲げ固有振動数と減衰定数の特性を調べた．また，Bernoulli-Euler 梁理論を用いて固有振動数から弾性係数を算出し，材料実験結果との比較を行った．本章では，自由振動実験結果との整合性の確認と Bernoulli-Euler 梁理論の適用性の検証を目的として，水平振動台を用いた模型の調和加振実験を行い，得られた周波数応答に Bernoulli-Euler 梁理論をカーブフィットさせる方法により曲げ固有振動数およびモード減衰定数を同定し，4 章の結果と比較する．

５．１　実験概要 [10]

Fig.9 に実験装置の概略図を示す．水平加振器の上に設置した振動台に模型の底板が固定されており，加振器は，デジタル振動制御装置と電力増幅器に接続されている．加振器の運動は振動テーブルに固定した加速度計により制御される．本実験では，制御用 PC により入力正弦波の変位振幅と振動数を設定して加振器を作動させ，自由振動実験と同様に Fig.1 に示した模型側面の 8 箇所の計測点においてレーザ変位計で応答変位（定常応答）を計測した．また，振動テーブルの運動もレーザ変位計で計測した．サンプリング周波数は 1000 Hz とし，加振振動数のステップ幅は，共振点付近では 0.1 Hz，それ以外の箇所では 0.5 Hz～1.0 Hz とした．加振振幅は，空力振動実験での模型の風直交方向の応答振幅や加振器の性能を勘案して決定し，LDU 模型では 0.4 mm～3.4 mm まで 0.6 mm 刻み，HDU 模型では 0.4 mm～1.6 mm まで 0.3 mm 刻みの値とした．加振振動数の範囲は，1 次の共振点を含む範囲とした．

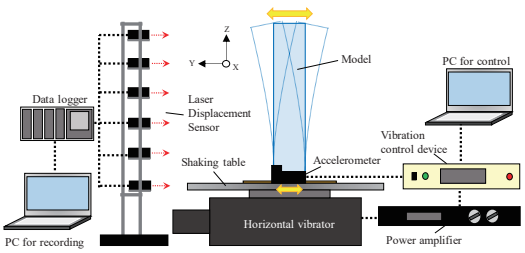


Fig.9 Apparatus for harmonic excitation test

５．２　カーブフィットによる固有振動数と減衰定数の同定 [11]

4 章において，本検討で対象としている変形の範囲では，Bernoulli-Euler 梁理論により模型の曲げ振動特性を評価でき得ることを示す結果が得られた．そこで，本節では，調和加振実験結果から加振振幅ごとに周波数応答（絶対変位応答伝達率）χ を算出し，Bernoulli-Euler 梁理論とのカーブフィットにより曲げ固有振動数とモード減衰定数を同定することを試みる．なお，本報で対象とする変形レベルでは幾何学的非線形の影響は無視でき（付録参照），また，アスペクト比 6 の梁の低次の曲げ振動ではせん断変形の寄与は非常に小さく [12]，周波数応答関数にもほぼ影響は現れないことを確認している．Bernoulli-Euler 梁理論では，一次元の片持ち柱が $\exp(ipt)$（i：虚数単位，p：角振動数，t：時刻）で基礎変位加振されるとき，模型の高さ z における周波数応答 $\chi(z)$ は次のように表される．

$$\chi(z)=\sum_{n=1}^{j}\beta_n u_n(z)\left\{\frac{1-\eta_n^2\left(1-4h_n^2\right)-2h_n\eta_n^3 i}{\left(1-\eta_n^2\right)^2+4h_n^2\eta_n^2}\right\}+R(z) \tag{4}$$

$$\beta_n=\frac{\rho A}{M_n}\int_0^H u_n(z)dz,\quad \eta_n=\frac{p}{\omega_n} \tag{5), (6}$$

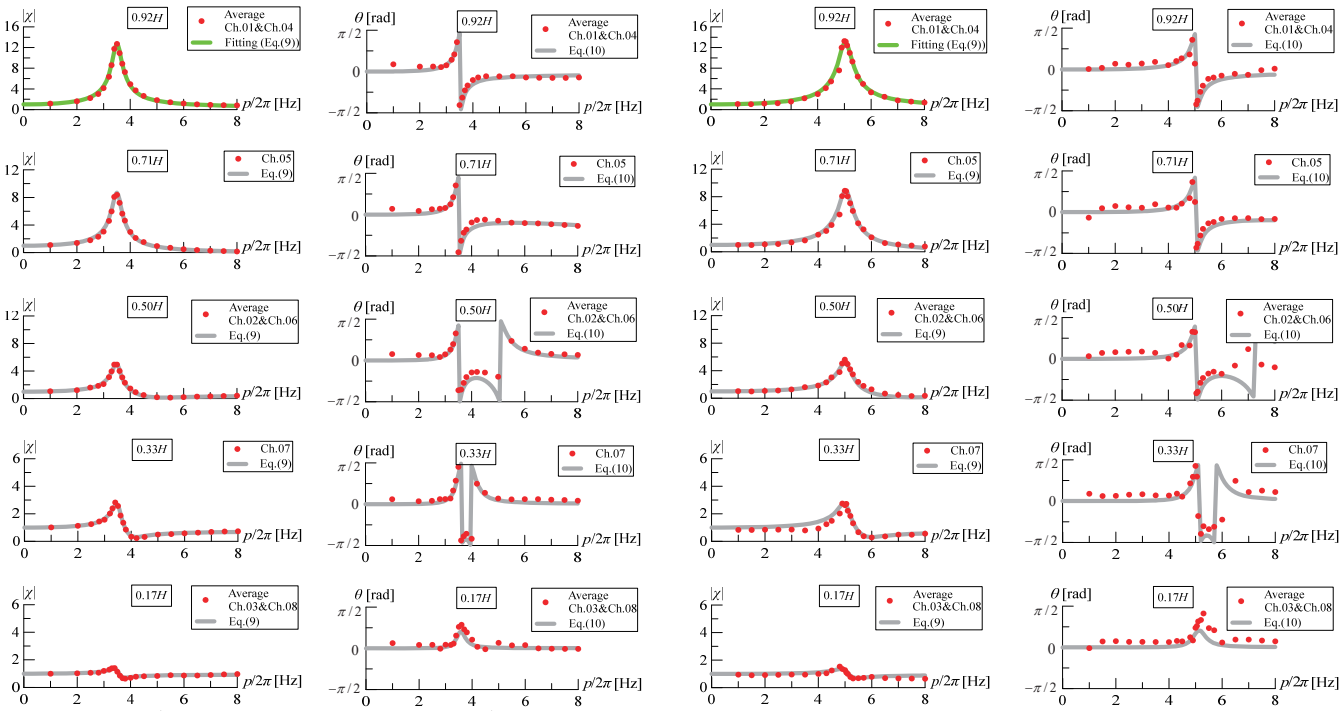
$$R(z)=1-\sum_{n=1}^{j}\beta_n u_n(z) \tag{7}$$

$$u_n(z)=C\left\{\begin{aligned}&\cosh\phi_n z-\cos\phi_n z\\&\quad-\frac{\cosh\phi_n H+\cos\phi_n H}{\sinh\phi_n H+\sin\phi_n H}\left(\sinh\phi_n z-\sin\phi_n z\right)\end{aligned}\right\} \tag{8}$$

ここに，β_n は刺激係数，η_n は固有角振動数 ω_n に対する入力波の角振動数 p の比，h_n はモード減衰定数，u_n は固有モード，M_n は一般化質量，ϕ_n は角波数，C は $u_n(H)=1$ となるような定数，添字の n はモードの次数である．また，j は評価の対象とするモードの上限の次数であり，本検討では，1 次モードのみを対象とするため，$j=1$ となる．式(7)の R は，$j+1$ 次以上のモードの打ち切りによる周波数応答関数の誤差の補正のための剰余項であり，この補正の効果については文献 9)で確認している．式(4)の実部 χ_{Re} と虚部 χ_{Im} を用いると，周波数応答の振幅 $|\chi|$ と位相 θ の成分が次のように得られる．

$$|\chi|=\sqrt{\chi_{\mathrm{Re}}^2+\chi_{\mathrm{Im}}^2},\quad \theta=\tan^{-1}\left(\chi_{\mathrm{Im}}/\chi_{\mathrm{Re}}\right) \tag{9), (10}$$

本検討では，式(9)を実験で得られた模型の頂部の 2 箇所の計測点（Fig.1 の Ch.01 と Ch.04）における平均の周波数応答の振幅 $|\chi|$ にカーブフィットさせ，1 次の固有振動数とモード減衰定数を同定した．



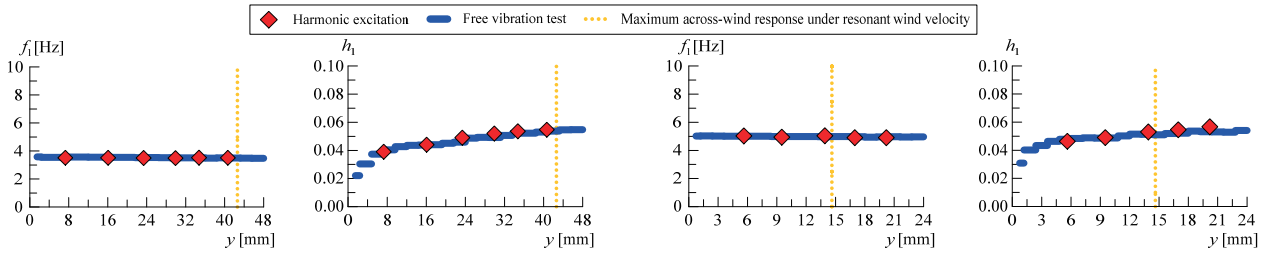
(Fittig parameter : $f_1 = 3.51$ Hz, $h_1 = 0.055$)

(a) LDU model [Excitation amplitude = 3.4 mm]

(Fittig parameter: $f_1 = 5.04$ Hz, $h_1 = 0.053$)

(b) HDU model [Excitation amplitude = 1.0 mm]

Fig.10 Examples of comparison of frequency response: Experiment vs fitting curve



(a) LDU model

(b) HDU model

Fig.11 Variation of 1st-order natural frequency f_1 and 1st-order modal damping ratio h_1 with amplitude: Harmonic excitation vs Free vibration

カーブフィットには，非線形最小二乗法である Levenberg-Marquardt 法[13]を用いた．Fig.10 に LDU 模型と HDU 模型の周波数応答の実験結果とフィッティングさせた理論カーブとの比較の一例を示す．なお，模型の変位計測点の高さごとに振幅 $|\chi|$ と位相 θ の図をそれぞれ示しているが，いずれの図においても理論カーブのパラメータ（f_1 と h_1）は前述のように同定した同一の値である．振幅 $|\chi|$ の図を見ると，高さ方向の位置によらず，実験結果のプロットと理論カーブが高精度に一致しており，模型全体を一様なパラメータで妥当に評価できることが分かる．位相 θ の図では，振幅 $|\chi|$ と比べると一致の精度はやや劣るものの，全体的な位相変化の傾向は定性的に一致している．この傾向は，他の加振振幅の場合の結果においても同様であった．以上の結果からも，対象としている変形の範囲内における模型の低次の曲げ振動の評価において，Bernoulli-Euler 梁理論が適用可能であることが伺える．Fig.11 に，周波数応答からカーブフィットにより同定した LDU 模型と HDU 模型の振幅ごとの 1 次の曲げ固有振動数 f_1 およびモード減衰定数 h_1 と，自由振動実験結果（Fig.7）との比較を示す．図の横軸 y は Fig.7 と同様に振幅を表しており，図の点線（縦線）の意味も Fig.7 と同様である．なお，カーブフィットによる同定結果は，頂部の計測点（Ch.01 と Ch.04）における平均の共振振幅（相対変位）の大きさを横軸にとっている．Fig.11 の f_1 の図では，LDU 模型と HDU 模型のどちらにおいても，カーブフィットによる同定結果と自由振動実験の結果はほぼ一致しており，h_1 の図においても，両者はほぼ同じ傾向を示していることが分かる．この結果から，自由振動実験と調和加振実験の 2 つの振動実験による曲げ振動の評価は，整合性が取れており妥当であると考えられる．なお，2 次モードまでを対象とした実験結果について，一部を文献 10)，11)に示している．

6．結言

本報では，ウレタンフォームで作成した正四角柱模型の空力振動挙動の適切な評価手法の確立のため，共振風速時の模型の風直交方向振動による最大の変形・ひずみレベルを対象として，機械的性質および曲げ振動の特性を実験により調べた結果をまとめた．今後は，断面形状の異なる模型や，捩れ振動を対象とした実験も実施する．また，材料実験では引張と圧縮で弾性係数が異なるなど，機械的性質についてより詳細な検討が必要と考えられ，静的曲げ試験やせん断試験による物性調査なども今後の課題としたい．さらに，得られた結果に基づき，模型の空力振動挙動の詳細な分析を進めていく予定である．ただし，その際は風方向変形による影響に留意する必要がある．

謝辞

本稿は，前田建設工業（株）と東京工業大学による共同研究の成果の一部をまとめたものであり，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．また，本稿の執筆にあたり，東京工業大学 坂田弘安教授に貴重なご助言を賜りました．ここに記して謝意を表します．

参考文献

1) Amano, T.: The effect of corner-cutting of three-dimensional square cylinders on vortex-induced oscillation and galloping in uniform flow, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 60, No. 478, pp. 63-69, 1995.12 (in Japanese)
天野輝久：一様流中における三次元正四角柱の渦励振およびギャロッピングに及ぼす隅欠き・隅切りの効果，日本建築学会構造系論文集，第 60 巻，第 478 号，pp. 63-69，1995.12

2) Sato, D., Kasai, K. and Tamura, T.: Development of wind tunnel test system considering passive control of tall building and fundamental study on wind response －Wind tunnel test of tall building having viscous or visco-elastic damper under uniform flow－, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 71, No. 609, pp. 65-73, 2006.11 (in Japanese)
佐藤大樹，笠井和彦，田村哲郎：高層建物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様流中における風洞実験―，日本建築学会構造系論文集，第 71 巻，第 609 号，pp. 65-73，2006.11

3) Nishi, M. and Kanda, M.: Study on added-mass effect and on-set wind velocity for a three-dimensional square prism under response vibration in air-flow, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 75, No. 651, pp. 895-904, 2010.5 (in Japanese)
西将志，神田亮：空気流体中で応答振動する三次元正方形角柱の付加質量効果と発振風速に関する研究，日本建築学会構造系論文集，第 75 巻，第 651 号，pp. 895-904，2010.5

4) Marukawa, H., Katagiri, J., Katsumura, A. and Fujii, K.: Development of multi-degree-of-freedom aeroelastic model and evaluation of wind response of a high-rise building, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 61, No. 484, pp. 39-48, 1996.6 (in Japanese)
丸川比佐夫，片桐純治，勝村章，藤井邦雄：多質点系弾性模型の開発と高層建築物の風応答評価についての検討，日本建築学会構造系論文集，第 61 巻，第 484 号，pp. 39-48，1996.6

5) 寺崎浩，浅見豊：高層建物のねじれ風振動に関する研究，日本建築学会学術講演梗概集 B-1，pp. 123-124, 2004.8

6) 中川尚大，丸山勇祐，長尾悠生，田村哲郎，佐藤大樹，河合英徳，呉嘉瑞：超弾性体三次元角柱の不安定振動挙動に関する実験的研究，日本流体力学会年会 2020，252，2020.9

7) 山口雄大，佐藤大樹，中川尚大，丸山勇祐，田村哲郎：風洞実験を踏まえた超弾性三次元角柱の振動特性の把握のための基礎的検討 その 1 自由振動実験および風洞実験結果の再評価，日本建築学会関東支部研究報告集 I，第 91 巻，pp. 293-296，2021.3

8) 山口雄大，佐藤大樹，中川尚大，丸山勇祐，田村哲郎：風洞実験を踏まえた超弾性三次元角柱の振動特性の把握のための基礎的検討 その 2 連続体振動理論と FEM による弾性固有値解析，日本建築学会関東支部研究報告集 I，第 91 巻，pp. 297-300，2021.3

9) 山口雄大，佐藤大樹，中川尚大，丸山勇祐，長尾悠生，田村哲郎：調和加振による超弾性三次元角柱模型の曲げ振動性状の評価 その 1：連続体振動理論に基づく伝達関数の導出と検証，日本建築学会学術講演梗概集 B-2，pp. 937-938，2021.8

10) 長尾悠生，山口雄大，佐藤大樹，中川尚大，丸山勇祐，田村哲郎：調和加振による超弾性三次元角柱模型の曲げ振動性状の評価 その 2：振動台を用いた調和加振実験の概要，日本建築学会学術講演梗概集 B-2，pp. 939-940，2021.8

11) 丸山勇祐，山口雄大，佐藤大樹，中川尚大，長尾悠生，田村哲郎：調和加振による超弾性三次元角柱模型の曲げ振動性状の評価 その 3：カーブフィットによる固有振動数とモード減衰定数の評価，日本建築学会学術講演梗概集 B-2，pp. 941-942，2021.8

12) Yamaguchi, Y., Sato, D. and Tamura, T.: A practical method for calculating natural bending frequencies of uniform elastic beams considering rotatory inertia and shear deformation, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 87, No. 791, pp. 72-82, 2022.1 (in Japanese)
山口雄大，佐藤大樹，田村哲郎：回転慣性とせん断変形を考慮した一様弾性梁の曲げ固有振動数の実用的な計算手法，日本建築学会構造系論文集，第 87 巻，第 791 号，pp. 72-82，2022.1

13) 金谷健一：これなら分かる最適化数学 基礎原理から計算手法まで，共立出版，pp. 132-134，2005.9

14) SIMULA User Assistance 2017, ABAQUS, http://lice0.int.t3.gsic.titech.ac.jp/abaqus/DassaultSystemes/SIMULIA2017doc/English/DSSIMULIA_Established.htm (Reference date 2021/ 09/ 07)

15) 泉聡志，酒井信介：理論と実務がつながる 実線有限要素法シミュレーション，森北出版，p. 76，2010.9

付録　応答振幅に基づくひずみの推定と幾何学的非線形性の検証

Fig.A1 のように，弾性角柱が静的な等分布荷重 q により曲げ変形し，高さ z において δ の水平変位が生じたとする．このとき，微小変形理論に基づくと，δ は式(A1)のように表される．また，このとき，曲げ変形によってある高さ z' の断面の圧縮縁と引張縁に生じる曲げひずみ ε は式(A2)のように表される．

$$\delta=\frac{qH^4}{8EI}\left[1-\frac{1}{3}\left(1-\frac{z}{H}\right)\left\{4-\left(1-\frac{z}{H}\right)^3\right\}\right] \tag{A1}$$

$$\varepsilon=\frac{qD(H-z')^2}{4EI}=\frac{2D\delta(H-z')^2}{H^4}\left[1-\frac{1}{3}\left(1-\frac{z}{H}\right)\left\{4-\left(1-\frac{z}{H}\right)^3\right\}\right]^{-1} \tag{A2}$$

式(A2)において，$z=0.92H$，$z'=0$ とし，δ に空力振動実験での最大応答値を代入することで Table 1 のひずみが得られる．なお，Fig.A2 に示すように，等分布荷重による曲げ変形の仮定は，空力振動実験での共振風速時の模型の振動モードとほぼ一致する．ここで，汎用 FEM 解析ソフト ABAQUS 2017[14]を用いて式(A2)の検証を行った結果を示す．Fig.A3 が，FEM 解析モデルである．モデルは実験模型と同様の寸法を有する 3 次元の片持ち弾性正四角柱とし，弾性係数の値は LDU 模型の固有振動数から同定した 58 kPa を用いた．要素は線形六面体ソリッド非適合モード C3D8I[14]を用い，要素サイズは一辺 10 mm とした．高さ 440 mm での最大変位が，Table 1 に示した LDU 模型の空力振動時の最大変位と同程度の約 47 mm となる等分布荷重 20 N/mm^2 をモデルの側面に静的に作用させ，圧縮縁と引張縁での高さ方向のひずみ分布を求めた．Fig.A4 に，FEM 解析結果と ε の理論値の比較を示す．ε の理論値は，式(A1)に FEM 解析と同様の荷重を代入して得られた δ の値から式(A2)より算出した値である．FEM 解析では幾何学的非線形を考慮しており，図のプロットは，モデルの圧縮縁と引張縁の各側面の中心（Fig. A3 の赤色の点線部分）における高さ方向の主ひずみの分布である．図から，理論値と FEM 解析結果はよく一致しており，本報で対象とする Table 1 の変形レベルでは，微小変形理論を妥当に適用できることが分かる．なお，Fig.A4 の FEM 解析結果は固定部近傍でやや乱れているが，これは節点の拘束による応力の特異性[15]の影響であると考えられる．

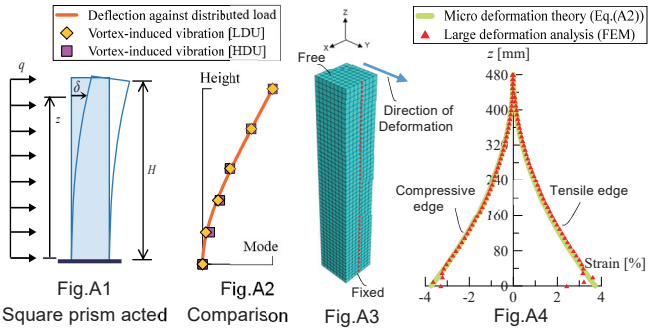


Fig.A1 Square prism acted on distributed load　Fig.A2 Comparison of mode　Fig.A3 FEM model　Fig.A4 Eq.(A2) vs FEM analysis

［2021 年 10 月 5 日原稿受理　2021 年 12 月 8 日採用決定］