

The Membrane Structures Association of Japan

膜構造ジャーナル 2025
Journal of Membrane Structures 2025

– No. 5–

一般社団法人 日本膜構造協会

建築の一分野として確立してきた膜構造は、近年建設数も増し、日本における研究者の数も増しています。これにともない、研究テーマも多岐に亙るようになり、発表される論文も多分野に亙り、その数も多くなっています。これらの状況より、一般社団法人日本膜構造協会において、膜構造に関する研究成果の発表の場を設定し、「膜構造ジャーナル」として、膜構造研究のためのまとまりある資料として、あるいは設計、建設のための指針として位置付け、年次計画で発行することとしています。

内容は3編に分け、1編では研究論文として査読を行い、質の高いものを選び掲載することとしています。2編では、膜構造に関する査読は行わない報告、概説を広く扱うことにしています。また3編では、他誌、国際会議等で発表されたその年の膜構造関係の論文のアブストラクト、または題名を掲載し、研究のための資料とし役立てたいと考えています。このようにして刊行する研究論文集は、広く研究者、研究団体及び関係各位に積極的に配布し、今後の膜構造の発展に寄与することを目的としています。

膜 構 造 ジ ャ ー ナ ル 2025

Journal of Membrane Structures 2025

〔目 次〕

第1編 研 究 論 文

1. 球形屋根を有する円筒形空気膜構造の必要内圧制御に関する研究----- 1
その2 大型疑似風洞装置による必要内圧の測定
丸田榮藏 (WIND & PHYSICS LLC)
河端昌也 (横浜国立大学)
山本 学 (鹿島建設株式会社)
揖斐 剛 (大嘉産業株式会社)
2. 球形屋根を有する円筒形空気膜構造の必要内圧制御に関する研究-----
その3 大型空気膜モデルによる必要内圧の実測
丸田榮藏 (WIND & PHYSICS LLC)
河端昌也 (横浜国立大学)
山本 学 (鹿島建設株式会社)
揖斐 剛 (大嘉産業株式会社)
3. 円弧型骨組膜構造独立上屋の風力特性に関する風洞実験と外装用ピーク風力係数に関する検討
(その1 辺長比 $W/B=1$ の場合) -----
丁 威 (秋田工業高等専門学校)
植松 康 (東北大学)
関 桃花 (秋田工業高等専門学校)

[第1編 研究論文]

球形屋根を有する円筒形空気膜構造の必要内圧制御に関する研究

その2 大型疑似風洞装置による必要内圧の測定

丸田榮藏^{*1} 河端昌也^{*2}
山本 学^{*3} 揖斐 剛^{*4}

本研究では、これまで球形ドーム屋根を有する円筒空気膜構造の風外力に対する変形対応に必要な内圧制御に関して、薄膜構造の静力学に基づいた簡易算定法を誘導し、原形回復や座屈回避のための必要内圧ならびに最大張力の推定方法について提案した。本論では、実物による実験は困難なことから、実寸に近い性状を得るために巨大な球形空気膜構造ドームモデルを製作し、12基の送風機を組み合わせた大型の疑似風洞装置を製作することによって作り出された人工風の中で実験を試みた。

実験は、風速と必要内圧の関係を得るために、原始的ではあるが目視観測と言う簡便な計測方法によって座屈回避ならびに原形回復に必要な内圧を計測し、簡易算定法と比較を試み良好な関係を得た。

1. はじめに

本論では、前報¹⁾で提案した球形ドーム屋根を有する円筒形空気膜の必要内圧に関する簡易算定法の妥当性を実験的に検証することが主たる目的である。

本研究の主眼とする原形回復や座屈回避のための必要内圧に関する計測を果すためには、従来方式のミニモデルを用いた風洞実験では、力学特性等の相似性を満たすモデルの製作ならびに小寸法からくる誤差の影響に関する信頼性の確保が甚だ難しい。そのことから、必然的に大型の空気膜モデルの作成とそれに見合った大型の風洞装置を必要とした。

しかしながら、人工的に均一で大きな寸法の領域の風速分布を作り出すことは特に難しい状況において、今回、3mに及ぶ空気膜モデルの挙動を把握する意味でも、敢えて巨大送風装置が求められた。以上の観点から、作成した風洞装置の入射風としての風速分布特性を明らかにするとともに実験としての有効性についても検討する必要がある。

大型空気膜モデルを用いた必要内圧の計測実験においては、多額の費用を要することから、試験体は、ライズ比 $f/D=0.5$ で円筒の高さ幅比 $h/D=0.5$ の形状に限定し、一体のみとしている。

2. 実験項目

本論では、大型の空気膜ドームモデルを製作するとともに、それに見合った大型疑似風洞装置を作製することにより、風速と必要内圧の関係を得るべく以下の項目について実施した。

- 1) ドーム試験体の背後底部に発生する座屈現象に着目し、座屈の発生と見做される下方への変位ひずみを解消するために必要な内圧 P_{0b} を風速の増大毎に計測する。

- 2) 同時に、風上側に発生している正の風圧による変形（膜体のへこみ）を元の形状に復帰させる際に必要な内圧 P_0 を計測する。

3. 実験方法

3.1 大型疑似風洞装置と空気膜モデル

大型疑似風洞装置は、Photo.1 に示されるように、切妻型の倉庫内に、12基の送風機（スイデン社製でSIF-600A-3、外形寸法 $920 \times 1,160 \times 690\text{mm}$ 、吹き出し直径 0.712m ）の横4基を3段に配置した疑似風洞である。個々の送風機の性能は、50Hz 帯で $58\text{m}^3/\text{min}$ 、直近の風速 15m/s 、7.5m 到達距離で 9m/s （拡散角約 10° ）である。また、個々の送風機出口には十字にスプリッター板を取り付け送風機による旋回流の影響を除去する工夫を施している。送風機12基の配列は、Fig.1 に示されるように、縦横方向共に中心間距離 1.55m 、地盤板上に高さ 0.9m とした。なお、地盤板は、風方向 8.8m 、直交方向 6.8m の平板とし、地上 0.35m で設置している。

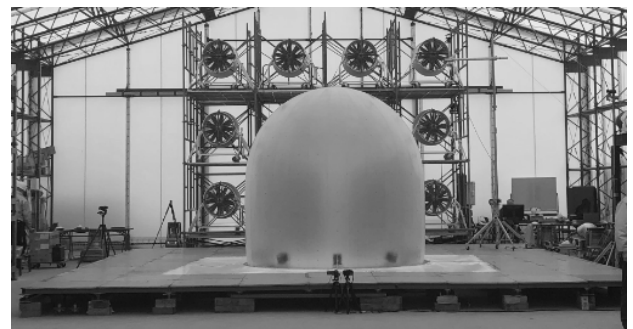


Photo.1 大型疑似風洞装置と空気膜モデル

^{*1} WIND & PHYSICS LLC, CEO, 工学博士 ^{*2} 横浜国立大学大学院都市イノベーション研究院 教授, 博士 (工学)

^{*3} 鹿島建設株式会社技術研究所 上席研究員, 博士 (工学)

^{*4} 大嘉産業株式会社 開発部 部長

空気膜モデルは、直径 2.852m で高さ 1.426m の円筒部に高さ 1.426m の半球を持った総高 2.852m の球形ドームであり、膜厚 0.1 mm、ヤング率 50Mpa、重量密度 0.24 kg/m² のウレタン膜を用いて制作した。

そして、Fig.1 に示されるように、隣り合う送風機の送風の混合が十分達せられると想定し、空気膜モデルを送風機から 4m (中心に対しては 5.413m) に離して設置した。

3.2 計測装置

風速計測に用いた風速計は、基準点風速の風速変動も計測可能な 2 次元超音波風速計 (Gill 社) と試験体周辺の平均風速分布の計測として無指向性の熱線型アネモマスター (カノマックス社) を用いた。

空気膜モデルを膨張させるには、送風用のブロアーを用いた。内圧に対する計測は、U 字マノメータにより目視で測ると同時に圧力変換機によって計測し、Data Logger (HIOKI LR8431 10ms) を介して PC 内に記録した。

空気膜モデル背後の下部において座屈の発生が予想される位置に、原始的であるが目視計測用にマーカーと物差しを設置した (Fig.1 の立面図を参照)。

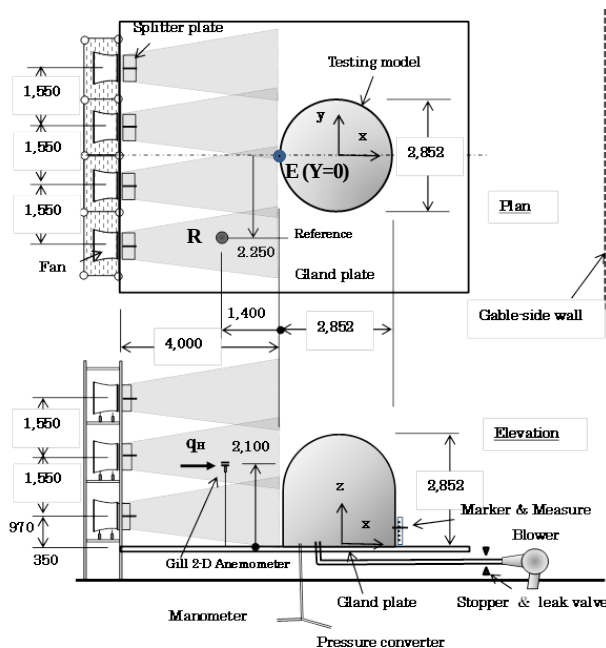


Fig.1 送風機の設置寸法と実験状況 (単位mm)

3.3 基準風速および風速分布の測定点

基準風速は、空気膜モデルの風上側膜端から、X方向に 1,400, Y方向に膜端から 824 (中心から 2,250) そして高さ Z=2,100 の位置での風速とした (Fig.1 を参照)。なお、風の流れの中に空気膜モデルを設置した状態で基準風速を計測すると Blockage 効果に似た影響により風速を正しく測れないことから、モデルを取り除いた状態で計測している。

さらに、モデルを設置した場合には当然ながら基準点風速は影響されることから、影響が僅かと想定される十分離れた送風機近くの位置における風速を管理風速として計測し、試

験体なしの状態での対応関係の基に、管理風速との換算から基準風速を割り出す方式を採用している。

次に、Fig.2 に示すような空気膜モデルを取り除いた状態で、以下の 3 種類の測定 A, B, C によって送風装置の風速分布性状を把握した。

空気膜モデル前縁の分布として、 $X=-1,426$ での YZ 面に対する平均風速分布を各 12 台の Fan 中心軸位置 (△印) において計測した。

2) 測定 B・C

上記 1) の粗い測定点を補間するために、空気膜モデル直前の詳細な風速分布として、測定 B では高さ Z 方向に、そして測定 C では横 Y 方向に細かく測定点を設け計測した。

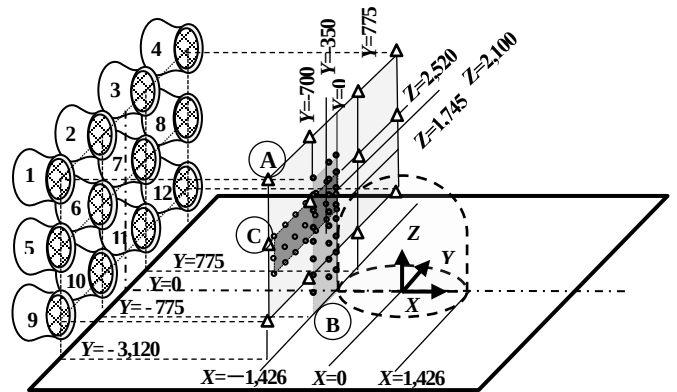


Fig.2 風速分布の測定点 (単位mm)

3.4 疑似風洞装置の風速制御方法

12 基の送風機の風速制御は、全送風機を同時運転とし、回転数のみ変化させた。従って、発生風速と送風機回転数の関係を予め知る必要があり、試験体のない状態での風速を調べた。また、風速の計測は、送風機風下側の妻壁を閉鎖した状態と開放した状態の 2 通りで行った。

予備実験において、妻壁を閉鎖とした場合、妻壁で反射した逆流の発生によって外側の送風機の出力低下が発生したため、風速分布が均等に近づくよう内側の送風機の出力を調整した。降雪風が激しいときは妻壁を閉ざし、晴天時では妻壁は開放状態とし、送風機調整は閉鎖状態と同じとした。

Fig.3 は、Fig.1 に示される基準点(R)とする $X=-1,400$, $Y=-2,250$, $Z=2,100$ 付近での風速をクリモマスターと Gill 風速計によって計測した。参考として、試験体中心部の位置 (E 点、 $Y=0$, $Z=2,100$) でも計測を行った。

結果は、Fig.3 に示すように送風機の回転周波数 F に対して風速がほぼ線形的に増大し、その関係は (1) 式に示される。

$$V_H = 0.115F \quad (1)$$

しかしながら、 $Y=0$ の中心位置 (E 点) に対する風速は、3.7%ほど低下していた。この問題の取り扱いについては、3.5 節の以降の各節で詳細に検討している。

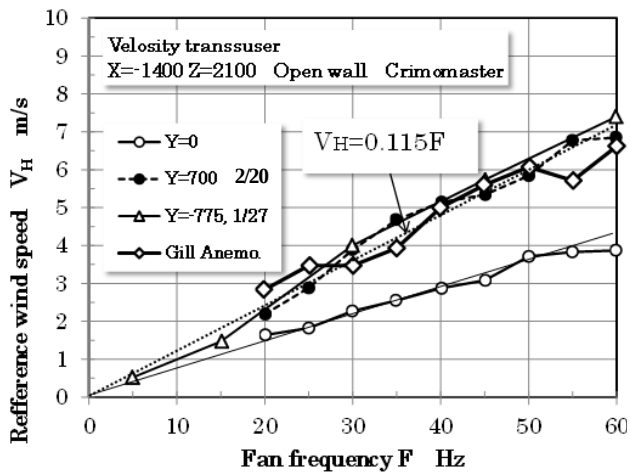


Fig.3 ファンの回転数と風速の関係

3.5 疑似風洞装置の乱れ度

Fig.4 は、Gill 風速計による基準点での風速変動記録である。風の強い $F=60\text{Hz}$ での基準点付近の風の乱れは、平均風速 $V_H=6.62\text{m/s}$ に対し乱れの強さ 36%の変動があり、一般的な市街地に相当する風に対応している。すなわち日本建築学会荷重指針²⁾という粗度区分IVの乱れ強さに近似していた。

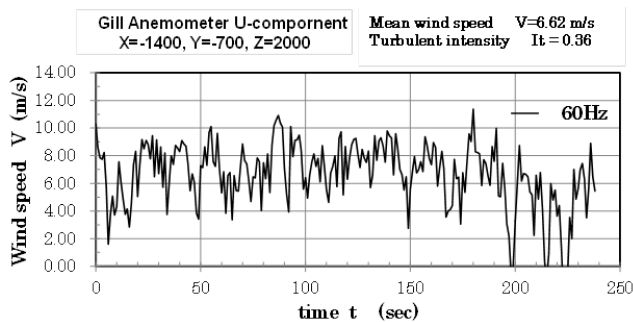


Fig.4 Gill 風速計による乱流計測

3.6 妻壁閉鎖による送風機出力への影響

3.4 節でも触れたように、送風機の風下に遮蔽壁となる妻壁の存在によって逆流効果が生じ、送風機出力に低下をもたらすことが分かった。

Fig.5 は試験体前面の $X=-1,426$ で、 $Y=700$ 、 $Y=-775$ の位置における高さ方向の風速をクリモマスターにより計測し、妻壁の開閉の違いによる風速分布の比較を行った。なお、送風機は $F=45\text{Hz}$ としている。

図から妻壁開閉の違いによる基準高さ相当での風速比率は、おおよそ (2) 式の割合であり、壁開放時の基準風速は壁閉鎖時に比べて 1.36 倍に増大するものと考えられた。

$$V_{\text{Open}}/V_{\text{Closed}} = \frac{(5.51+5.34)}{2} / 4.0 \cong 1.36 \quad (2)$$

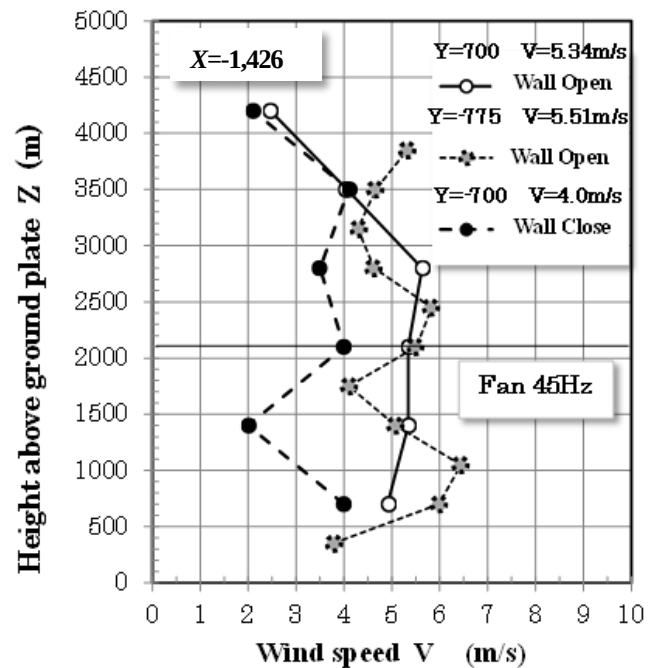


Fig.5 風下壁開閉による発生風速比較
(○ 壁開放、● 壁閉鎖)

3.7 試験体ドーム直前位置の風速分布性状

3.7.1 測定 A の分布

風速測定は、予め (1) 式によりファンの回転数に対して得られる 5 段階で測定した。測定結果は、Table 1 に示した。なお、送風機番号は、Fig. 2 中の各送風機に表示している。

結果として、中央部 4 基 (No.6, No.7, No.10, No.11) に対応する位置の風速については周囲 8 基に比べて高い値を示している。なお、妻壁は開放としている。

Table 1 測定 A (YZ 領域面) における測定点での風速値

Fan Number	Frequency F (Hz)				
	5	15	30	45	60
Mean wind speed $V_H(\text{m/s})$					
4	0.67	0.67	2.8	2.82	5.12
3	0.54	1.04	3.24	3.93	5.1
2	0.51	0.84	1.95	2.98	5.05
1	0.46	0.68	3.36	4.04	5.51
8	0.52	1.1	2.26	2.85	3.78
7	0.49	2.27	4.59	6.77	8.59
6	0.52	1.47	4	5.73	7.4
5	0.48	1.1	2.15	2.9	3.85
12	0.25	0.83	3.37	3.8	5.65
11	0.15	2.27	4.86	7.16	8.43
10	0.42	1.9	4.52	6.81	8.32
9	0.47	1.3	2.25	2.92	5.09

逆に、風速が極端に低い送風機は、中央高さ ($Z=2,520$) で両端の No.5 と No.8 の位置では、最高の風速を示した中央部に比べてほぼ半分以下の出力であった。

3.7.2 測定Bと測定Cの分布

測定Aでは、非常に荒っぽい測定点の選定であったことから、送風機と送風機間の性状が不明であった。また、試験体中心線では周囲に比べて低い風速を示していた。そこで、測定Bと測定Cでは、送風機の回転数を最高の60Hzとし、試験体近傍のより詳細な分布性状の把握を試みたものである。

Fig.6には、水平距離を $Y=0$ 、 $Y=-350$ 、 $Y=-700$ の位置で高さ方向に変化させた測定Bと鉛直方向を $Z=1,754$ 、 $Z=2,100$ 、 $Z=2,520$ の位置で水平方向に変化させた測定Cによる風速分布を重ね合わせている。

測定Bの分布から、鉛直分布としては、試験体中心の $Y=0$ において風速 (●) は最も低く、水平距離 Y が中心から離れるにつれて風速が増大している。すなわち水平分布として中心部に溝が生じていることが分かる。この溝の割合は、基準高さで比べると63%弱である。また、その性状は凹凸が大きいが、最上層と最下層を除けば概ね平均値が $Y=0$ を除き Fig.3 に示した基準高さの風速相当 ($F=60\text{Hz}$ 、 $V_f=7\text{m/s}$) になっていると見なされる。

そして、測定Cの分布から、 $Y=0$ を除き $Y=-350\sim-2,100$ の範囲の風速は測定Bの間を補間する値を示していた。

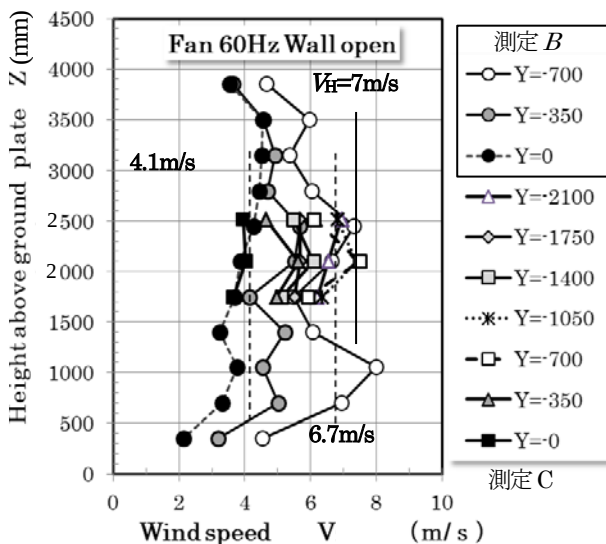


Fig.6 試験体前縁の鉛直分布

次に、Fig.7 は、Fig.6 を水平分布として見たものである。測定Cの水平分布は、鉛直方向に $Z=2,520$ 、 $2,100$ 、 1745 と変化させた場合であり、基準高さ $Z=2,100$ において最も高い風速 (●印) を示している。測定Bの結果は、地盤板近傍 (+印: $Z=350$) では低い風速を示すものの概ね測定Cの傾向と類似している。一方、全般的に、水平分布は、送風機と送風機の中間位置では風速は低く、送風機の軸方向位置では風速は高い。これは、送風機から4mの距離では、均等分布的な観点からすれば発生させた送風の混合が十分ではないことを表している。言い換えると、真に様な風速分布を作り出すためには、12基の送風機で構成する送風装置では不十分であるか、ないしは送風機からの距離をさらに風下にする必要が

あると考えられた。

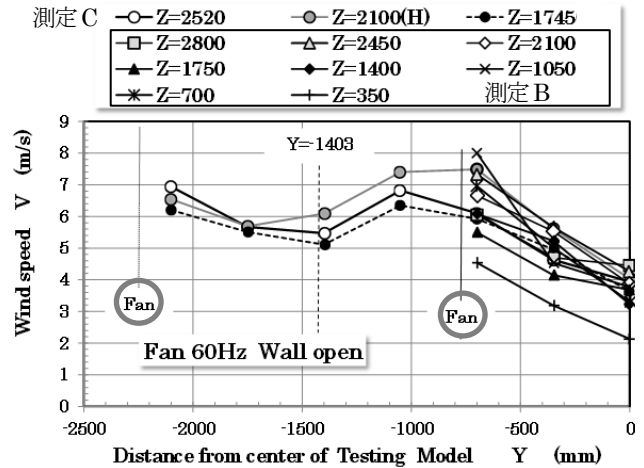


Fig.7 試験体前縁の水平分布

3.7.3 疑似風洞装置の実験風としての分析と評価

送風機1基当たりの性能としては、風量が $80\text{ m}^3/\text{min}$ であることから、4m離れた位置で12機を組み立てることで想定される風速は、(3)式のように平均約 3.7 m/s と試算される。なお、この試算においては、送風機の拡散角を概略 10° としたとき送風機から4mの位置では片側0.7m広がった約 26 m^2 の検査領域を通過するとしたものである。

$$V = \frac{480 \times 12}{60(1.5 \times 3 + 1.4)(1.5 \times 2 + 1.4)} \cong 3.69 \text{ (m/s)} \quad (3)$$

しかしながら、限られた測定点の範囲内では、風下妻壁開放の条件に対し、計測した風速は一部の測定点 (送風機 No.5 と No.8 に対応する位置) を除きほぼ最大出力60Hzにおいて 5 m/s 以上の風速が期待された (Table 1 参照)。

Fig.8 は、測定A、測定B、測定Cの全ての結果を重ね合わせ、送風装置の分布性状を大まかに把握しようとしたものである。なお、送風機の回転数は、全ての測定において60Hzである。空気膜モデルをカバーする概略 $4\text{ m} \times 4\text{ m}$ の範囲において、中心軸 ($Y=0$) と地盤板近傍を除き、概ね $5\text{ m/s} \sim 8\text{ m/s}$ の風が作り出されている。従って、変動幅 1.5 m/s の乱れ度を持つ風と見ることもできる。

一方、自然風は地表面粗度の摩擦効果により表面境界層が形成され、地上近傍では風速は著しく低下する。また、均一でない風速分布の入射風でもひとたび建築物等の遮蔽物が存在すると不均一な風速分布であっても物体前縁に接近した淀み領域においては作用風圧としてはさほど影響しない、すなわち遮蔽物によって風速分布が均されるとも考えられる。

他方、空気膜モデルを設置した場合、流れの遮蔽効果によって近傍の流れが偏向し基準点としての風速を設定することができないことから、3.3節で記述した方法により試験体が無いときの風速を代表風速とする必要がある。

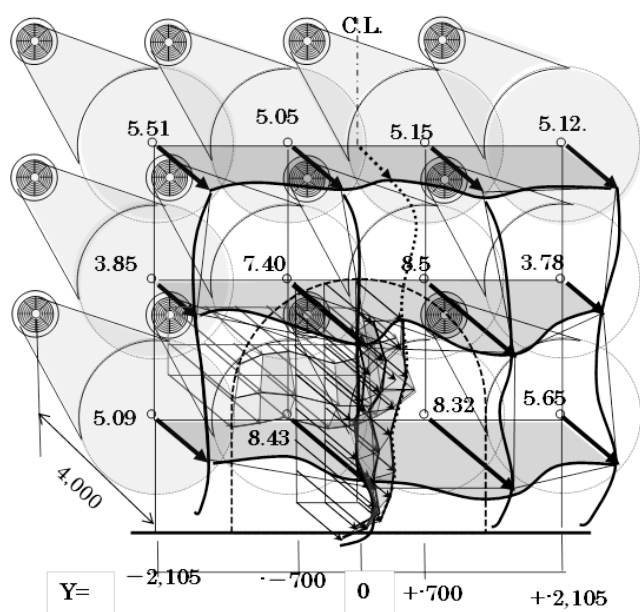


Fig.8 試験体前縁の分布性状

以上の観点から、風速分布的には凹凸があるものの送風機の最大出力 60Hz を考えたとき試験体の外郭範囲（図中の破線）内には平均的に 7m/s 以上の風が吹いていることから送風装置としては十分な機能を持つものと評価した。また、基準風速に関しても、基準点での風速が 7.0m/s を示していたことから、送風機の回転数によって十分制御できるものとした。

4. 風速と必要内圧に関する測定

4.1 実験概要

座屈現象の発生有無については、空気膜ドームモデル背後に設けたメジャーとドーム自身に印されたマーカーの変位差、しわの発生、膜面の上下振動（ブレ）の発現をビデオ画像に映された画像を目視によって判定した（Fig.9 参照）。すなわち、上記の現象の発生はドーム空気膜モデル背後の張力が抜けた（初期内圧で形成された初期の膜形状における張力を消失するとの仮定によって座屈発生限界と見なしている。従って、必要内圧は上記現象を無くするまで上昇させた内圧 P_l において座屈回避に必要な内圧 P_{0b} の計測では $P_l = P_{0b} + 10$ Pa とした。

次に、座屈を解消した状態においても風上淀み点付近の膜面では、作用風圧によるへこみ変形が発生しており、さらに原形回復（厳密には凹みが無くなる）に必要な内圧 P_0 の計測では $P_l = P_0 + 10$ Pa に達するまで内圧を上昇させた。

なお、実験は、以下の 3 つの状況で行っている。

- 1) 2 月 16 日の計測では、風雪が激しかったことから、風下の妻壁を閉鎖の状態で行っている。実験は、送風機の回転数を段階的に増大させ必要内圧を計測した。なお、この時の基準風速は、実験後 (1) 式によって換算したものである。

- 2) 2 月 17 日の計測では、暴風雪が治まったため、風下の妻壁を開放した状態で実験した。この時の基準風速は、(2) 式により壁開放による影響を補正した。
- 3) 2 月 17 日に 2) の実験が終了した段階で、送風装置の作り出す最大風速を期待して、風下壁を開放した状態でかつ送風機調整を外し、12 基の全ての送風機を最大 60Hz に揃え、回転数の変化のみで実験を行った。なお、空気膜モデルが設置されている状態においては基準点風速の計測が不可能であったため、後日空気膜モデルを取り除いた状態で計測を試み、別途、周波数と風速の関係により基準風速を求めた（Fig.1 を参照）。

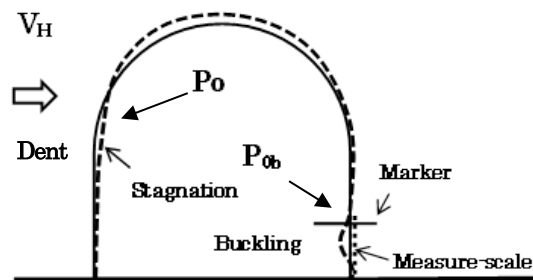


Fig.9 測定対象

4.2 結果と考察

風速に対する座屈回避のための必要内圧 P_{0b} に関する P_l ならびに原形回復のための必要内圧 P_0 に関する内圧 P_l の測定結果を Table.2～Table 4 に示す。

基準風速 V_H は、前項の条件において記述したように、実験 1) では壁を閉じたとき、実験 2) では送風機の 1) の条件と同じとし壁を開放したとき、そして実験 3) では実験 1) の調整を解除したときの基準点での風速である。送風は全て操作盤の回転数で行っている。

この一連の実験から、倉庫の妻壁を開放し、かつ風速分布を均一化の調整を外した方が基準風速は増大することが分かった。

まず、実験 1) に関しては、座屈限界に対する内圧の計測のみで、実験 2) に関しては、最大風速の状態で原形回復のための内圧についても測定できた。次いで、実験 3) においては、送風機の回転数が 50Hz 以上になると膜全体の振動が

Table 2 実験 1) の壁閉鎖時の必要内圧 P_{0b} の測定

Date 2021/2/16 16:00～		
Weather Gail with snow		
Fan (Hz)	V_H (m/s)	P_{0b} : Wall close (Pa)
0	0	0
25	1.9	0
30	2.3	0.5
35	2.8	3
40	3.3	5
45	3.7	9
50	4.2	12
60	4.7	18

Table 3 実験 2)の壁開放時の必要内圧 P_{0b} 、 P_0 の測定

Date 2021/2/17 10:50 ~ 12:10		
Weather Fine Snow-cover Moderaqte wind		
V_H^* (m/s)	P_{0b} : Wall open (Pa)	P_0 : Wall open (Pa)
0	0	—
2.584	-1	—
3.128	1	—
3.808	3.5	—
4.488	5	—
5.032	10	—
5.712	15	—
6.392	22	36

V_H^* : modified by eq.(2)

Table 4 実験 3)の壁開放時の必要内圧 P_{0b} 、 P_0 の測定

Date 2021/2/17			
Weather Fine Snow-cover Moderte wind			
Fan (Hz)	V_H^{**} (m/s)	P_{0b} : Wall-open (Pa)	P_0 : Wall open (Pa)
0	0	0	—
20	2.3	0	—
25	2.88	2	—
30	3.45	6	—
35	4.03	10	—
40	4.6	13	—
45	5.18	15	—
50	5.75	—	35
55	6.33	—	60
60	6.9	—	75

V_H^{**} : Calculated by eq.(1)

激しくなり、内部設置の変位計測機器等に影響を与える危険性があったので、急遽内圧を上昇させ P_0 のみの計測とした。

以上の結果を基に、風速に対する空気膜ドームモデルの座屈回避に必要な内圧 P_{0b} および原形回復に必要な内圧 P_0 の関係を Fig.10 と Fig.11 に示し、合わせて前報⁴⁾において提案した必要内圧に関する下式の簡易算定式から算定した結果と比較している。

(1)座屈回避に必要な内圧

$$P_i = P_{0b} + P_{0i} = 0.881 \cdot q_H + P_{0i} \quad (3)$$

(2)原形回復に必要な内圧

$$P_i = P_0 + P_{0i} = 1.597 \cdot q_H + P_{0i} \quad (4)$$

ここに、 q_H は基準風速、そして P_{0i} は本実験における初期内圧であり、 $P_{0i} = 10\text{Pa}$ に設定した。

Fig.10 は、風下妻壁の閉鎖（実験 1）と開放（実験 2）における必要内圧の比較を示している。壁閉鎖時と開放時の座屈回避のための必要内圧 P_{0b} の差は、風速の増大に連れて拡大しているものの上記の簡易算定法の曲線に近似

していた。また、原形回復に必要な内圧 P_0 に関しては、1 回の結果であるが、簡易算定式と比較的近似している。

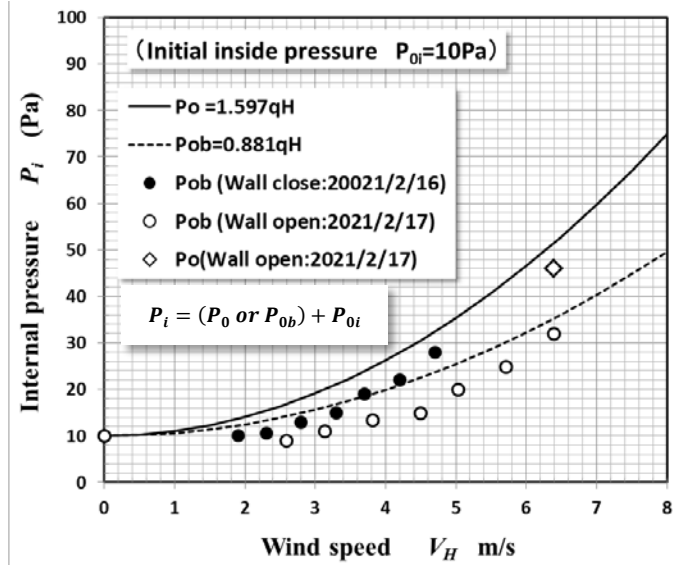


Fig.10 必要内圧の実験と推定式の比較 (実験 1、実験 2)

次に、Fig.11 は、疑似風洞装置の送風機調整を行わず、12 基が同じ出力周波数とし、かつ妻壁を開放した条件下での実験結果と簡易算定式との比較を示している。

座屈回避に必要な内圧 P_{0b} に関しては、比較的近似しているものの原形回復に必要な内圧 P_0 に関しては、高風速で実験値が大きな乖離を示している。この乖離は、送風機の高回転時は中央部の風速が実質的に高くなり大きな風圧が作用していたものと思われた。そのため、送風機が 50Hz を超えた風速時には空気膜モデルの激しい変形と振動が生じ、 P_0 に関する計測のみとした。

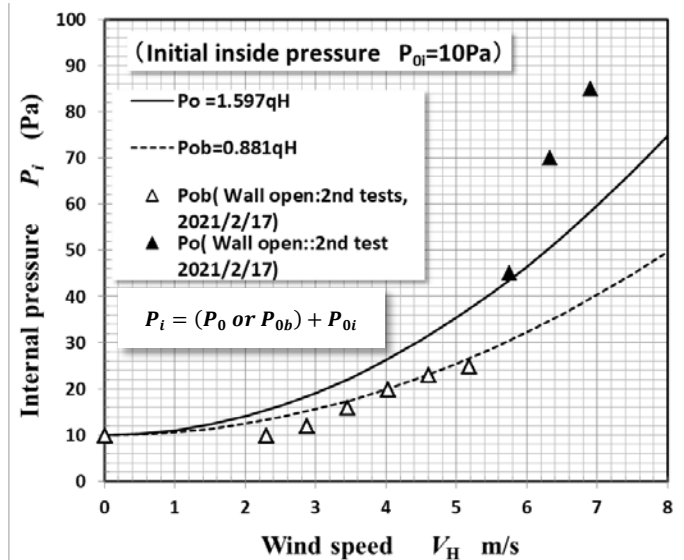


Fig.11 必要内圧の実験と推定式の比較 (実験 3)

5. 結論

結論として、以下にまとめることができる。

12 基の送風機で組み立てた大型疑似風洞装置は、送風機同士の十分な混合状態になく、送風機から 4 m 先の空気膜モデルの位置には均一な風速分布を得るまでには至らなかった。しかしながら、風速分布が大きな凹凸を示すにもかかわらず、測定に与える影響は結果を左右するほど大きくなかったと考えられたことで、実験として十分使用可能な装置と判断できた。

目視観測という原始的手法にも拘らず、本実験による座屈回避ならびに原形回復の必要内圧に関する測定結果は、前報^[1]で提案した簡易算定式との比較において、比較的良好な対応関係にあるものと見做すことができた。

謝辞

本論をまとめるにあたり、大型疑似風洞の作成から空気膜ドーム模型の製作、また測定データ取得および整理において、大嘉産業の関係者各位、鹿島建設技術研究所の関係者各位ならびに横浜国立大学河端研究室の学生各位に多大なるご支援を戴いたことに深く感謝いたします。

参考文献

- 1) 丸田榮藏、河端昌也、揖斐剛：「球形屋根を有する円筒形空気膜構造の必要内圧制御に関する研究—その 1 簡易算定式の誘導」膜構造ジャーナル 2024
- 2) 建築物荷重指針・同解説、日本建築学会、2015

Research on the Required Internal Pressure Control of Cylinder- shaped

Pneumatic Membrane Structures with Spherical Roofs

Part 2 : Measurement of the Required Internal Pressure Using a large-scale pseudo wind tunnel apparatus

Eizo Maruta ^{*1}

Masaya Kawabata ^{*2}

Manabu Yamamoto ^{*3}

Takeshi Ibi ^{*4}

Summary

In this study, a simplified calculation method based on the statics of the thin film structures was introduced regarding the internal pressure control necessary for deformation response to wind loads on cylindrical air membrane structures with spherical dome roofs. Additionally, a method for estimating the required internal pressure for original shape recovery and buckling avoidance, as well as the maximum tension, was proposed. Due to the difficulty of conducting experiments with actual objects, a large-scale pseudo wind tunnel apparatus was created by constructing a huge spherical pneumatic membrane structure dome model to obtain characteristics close to actual size and combining 12 blowers, and experiments were attempted in artificial wind created within it.

To obtain the relationship between wind speed and required internal pressure, experiments were conducted using a simple measurement method called visual observation, which, although primitive method, enabled measurement of the internal pressure necessary for original shape recovery and buckling avoidance. The experiments showed a good correlation when compared with the simplified calculation method.

^{*1} CEO,WIND & PHYSICS, LLC, Dr. Eng.

^{*2} Professor, Institute of Urban Innovation, Yokohama National University, Dr. Eng.

^{*3} Chief Research Engineer, Kajima Technical Research Institute, Dr. Eng.

^{*4} Development Div. DAIKA Industrial Co. Ltd.

球形屋根を有する円筒形空気膜構造の必要内圧制御に関する研究

その3 大型空気膜モデルによる必要内圧の実測

丸田榮藏^{*1} 河端昌也^{*2}

山本 学^{*3} 揖斐 剛^{*4}

本研究は、球形屋根をもつ円筒形空気膜ドームについて高さ約 30m に及ぶ実大の縮尺 1/10 を想定したウレタン製の大型モデルを作成し、自然風中における空気膜構造の変形に対する原形回復ならびに座屈回避のための必要内圧について推定したものである。実験は、モーションキャプチャーを用い 3 次元変位ベクトルを求めた。膜体内圧による膜膨張と風圧力作用時の影響により生じる計測上のゼロ点のズレに関し、風速変動と変位変動ベクトルの逐次相関を考慮した Off-set の手法を設定することによって実変位を特定した。測定は、2.39~4.35m/s の風の中で膜体内圧を 9.1Pa~27.8Pa の間で小刻みに変化させ、10 分間平均相当の 27 回の Data-set を収録した。結果は、最大変位が予想される最低の膜体内圧 9.1Pa に対し作成した風方向の実変形図を求め、既往の風洞実験との変形比較において近似な状況を得た。この成果を基に、原形回復に関しては Off-set の手法をもって基準風速の異なる 3 ケースの必要内圧 P_0 について推定し、また座屈回避に関しては膜体風下部に位置する変位変動の 3σ を基本にした実質の最小ピーク率 $\bar{K}_0$ の導入によって評価した 1 ケースに対し必要内圧 P_{0b} の推定が可能となった。取得した必要内圧は、初報で展開してきた剛体の薄膜構造を基本とした簡易算定法との比較において良好な近似が示された。このことから本論文における必要内圧に関する簡易推定法は、実用性として十分妥当な手法であると確認できた。

1. はじめに

本論は、初報^[6]およびその 2^[7]で行った必要内圧に関する簡易算定提案と疑似大型風洞流中で行った縮小球形ドーム模型による実験との比較検討に引き続き、同じ空気膜模型を用いて屋外での観測を行うことによって、さらに自然風中と疑似風洞との特性に関する差異を調べるとともに、簡易算定法に関する妥当性を検証することを目的としている。

2. 計測方法

2.1 試験体の設置状況

屋外測定は、Photo. 1 および Photo. 2 に示されるように、岩手県奥州市に建設された切妻の独立上屋をもつ荷捌きテント内で行われた。試験体ならびに基準風速計の設置位置の詳細は、Fig.1 に示す通り論文その 2^[7] の大型送風装置の実験で用いたものを使用している。なお、床盤は地上から 35 cm 浮かせ周囲縁の先端は出来る限り流れのはく離が生じないような形状に成形した。

また、風速計は北西と南を最頻とする現地の風配図を参考にするとともに、試験体に影響を与えない位置を選定した。なお、風速計の高さは、試験体の基準高さ（ここでは、床盤の高さを加算）とした。

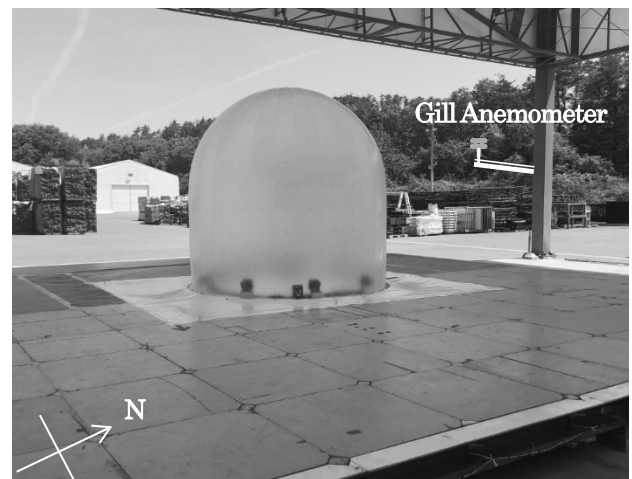


Photo.1 屋外実験状況

2.2 計測装置

基準点に設置した風速計は、2 次元超音波風速計 (Gill 社) により変動計測を行い、合わせて逐次の風速状況は簡易風速計のクリモマスターによりモニターした。また、試験体を膨張させるためのブロアーによって加圧された初期内圧および風速発生時に変動する内圧の計測は、U 字管マンオメータによりモニター管理するとともに微差圧計によって計測した。さ

^{*1} WIND & PHYSICS LLC, CEO 工博

^{*2} 横浜国立大学大学院都市イノベーション研究院 教授、博士 (工学)

^{*3} 鹿島建設株式会社技術研究所 上席研究員、博士 (工学)

^{*4} 大嘉産業株式会社 開発部 部長

らに、試験体各部の変位は、試験体内部に設置した 12 台のモーションキャプチャー（アキュイティ社製）により、膜面に張り付けたマーカーの変動を計測した。これらの同時変動記録は、別棟の管理棟に設置した PC に収録した。

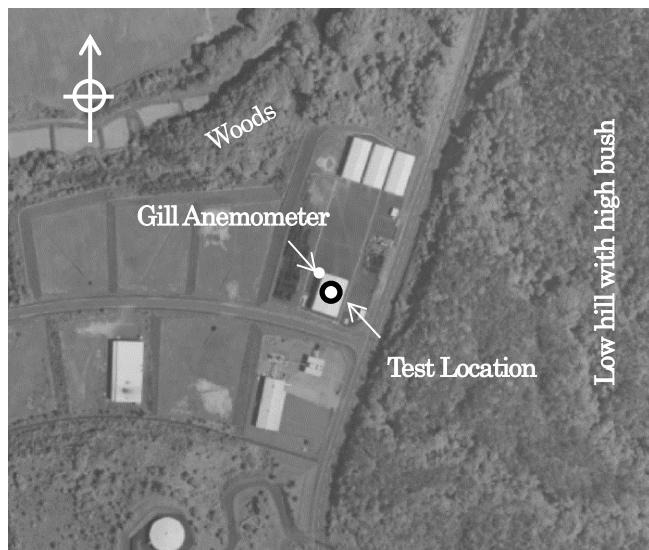


Photo.2 計測地点の周辺状況

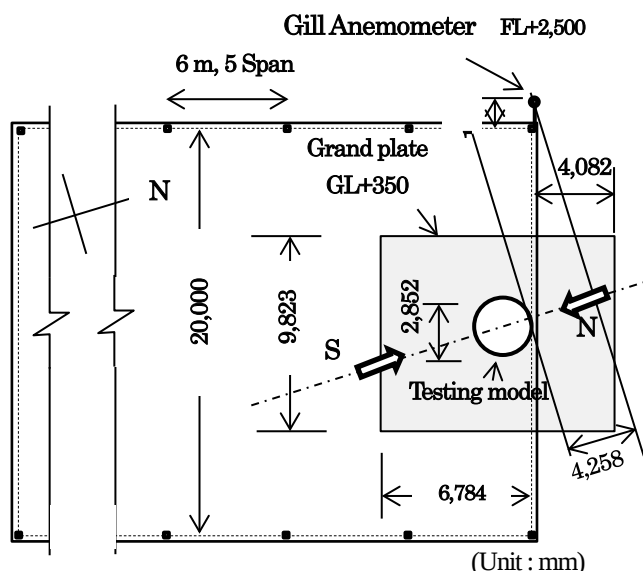


Fig.1 試験体および風速計の設置詳細

2.3 膜体内圧の制御方法

膜体内圧 P_i の制御は、Photo.3 に示されるように送風機からホースを通じて空気膜ドーム模型内に注入する空気量を手動バルブによって流量調整した。膜体内圧は、 $P_i=45\text{Pa}$ と 28.3Pa から 9.1Pa に 5Pa ピッチを目途で変化させた。風圧力作用時の膜体内圧の読み取りは、2 点の圧力測定孔から誘引したそれぞれの圧力を U 字管マンオメータで目視観測すると同時に圧力変換機に備えられたモニターにて平均値として読み取った。なお、変動する内圧は、圧力変換機から分岐した出力を Data Logger (HIOKI LR8431 10ms) に出力し、各膜体内圧に対して 270 秒間のデータを収録した。

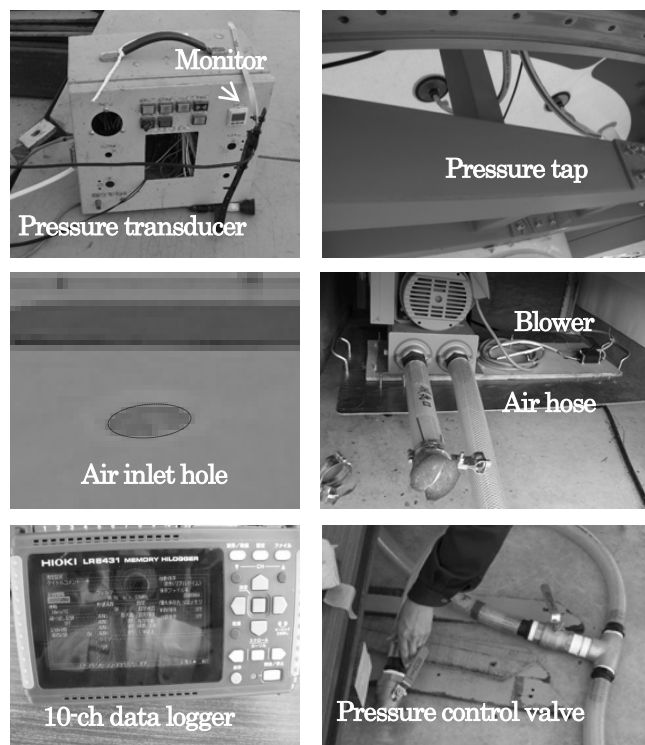


Photo.3 計測装置

2.4 膜面の変位計測方法

本研究においては、既往の風洞実験による研究等に見られる空気膜構造の崩壊をもたらすような不安定大変形ではなく、安全設計の範囲における強風によって生じる風上淀み域の変形と風下下部に生じる座屈現象を対象としている。従って、膜面変位の計測は、元の形状に回復できる内圧の制御内で発生する変動を扱っている。

Fig.2 は、膜面に取り付けた直径 4mm、質量 0.03g のマーカーをターゲットとしてモーションキャプチャーにより 3 成分の変動変位を計測しており、ここでは 436 個あるターゲットから検討項目の目的に合わせて測定点を限定し、それらの変動変位として、それぞれ必要に応じて解析した。

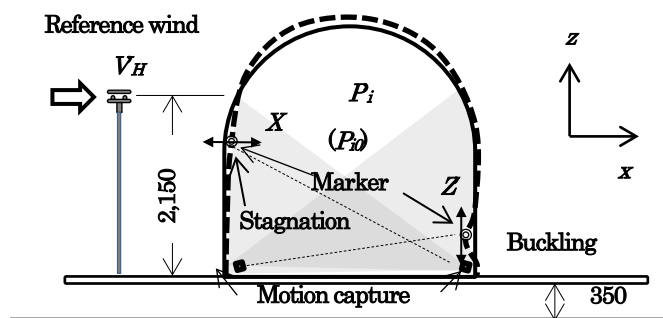


Fig.2 測定方法

2.5 適用した相似則

本計測空気膜モデルは、直径と高さがともに 30.52m、円筒部高さ 15.26mの実大空気膜ドームを想定し、ウレタンフィルムを用いて縮小寸法で製作したものである。実大と縮小の両ドームに関するそれぞれの諸元ならびにスケール比については Table 1 に示されている。一方、実施した野外実験で測定される風速や変形の現象は、実現象に対して風速と時間に関する相似性を考慮に検討されねばならない。

風速に関する相似率は、弾性体に基づいた参考文献⁹⁾ による相似率を引用し、Table 1 に示したスケール比を代入すると、(1)式のように $V_p/V_m=3.84$ で与えられる。

$$\frac{V_p}{V_m} = \sqrt{\frac{E_p t_p D_m}{E_m t_m D_p}} = \sqrt{\frac{15.16 \times 10.41}{10.7}} = 3.84 \quad (1)$$

$$\frac{P_{ip}}{P_{im}} = \frac{\frac{1}{2} \rho V_p^2 \cdot C_{Pi}}{\frac{1}{2} \rho V_m^2 \cdot C_{Pi}} = \left(\frac{V_p}{V_m}\right)^2 = 14.75 \quad (2)$$

$$\frac{T_p}{T_m} = \frac{D_p/D_m}{U_p/U_m} = \frac{10.7}{3.84} = 2.786 \quad (3)$$

また、圧力ならびに時間に関する相似率は、それぞれ $P_p/P_m=14.75$ と $T_p/T_m=2.786$ となる。今回の計測における 1run については 270 秒の記録時間とした。上述の相似率に基づく、この時間は実時間換算で 10 分間より長めの約 12.5 分 (752 秒) 相当と見做される。

Table 1 空気膜の想定実大ドームと縮小モデルに関する諸元とスケール比

	Prototype	Model	Scale ratio
Height H_T (m)	30.52	2.852	H_T/H_m 10.7
Diameter D (m)	30.52	2.852	D_p/D_m 10.7
Thickness t (mm)	1.04	0.099	t_p/t_m 10.41
Yang Modulus E (MPa)	750.8	50	E_p/E_m 15.16
Mass m (kg/m ³)	1.25	0.116	m_p/m_m 10.77

3. 実測地点における自然風の特徴

計測できた基準点の風記録は、ほぼ真北からの風である。この北風向に関しては、Photo.1 と Photo.2 から分かるように風上には北約 130m 先には低木の森があり、また北北東約 80m 先には高さ 6m 程度の 3 棟の倉庫があるが、試験体との間は比較的開けた環境にあると見なされた。

Fig.3 は、サンプル時間 0.25sec のサンプル数 1081 の計 270 秒間を収録とした風速および風向データであり、それぞれ平

均風速は 3.4m/s、風向はほぼ真北を表している。なお、試験体が風向を北とする風に正対したとき、基準風速点との距離は Fig.1 に示されるように 4.258m となっている。

観測した風速記録の変動特性について解析を試みた結果、(4)式による乱れの強さは、 $I_t = 0.336$ 、(6) 式の Taylor の仮説に基づいた主流方向の乱れのスケールは、 $L_x = 15.3m$ (相似率換算で 163m)、そして (7) 式により解析したパワースペクトル $S_v(n)$ は、Karman 型に近似した特性を示した。

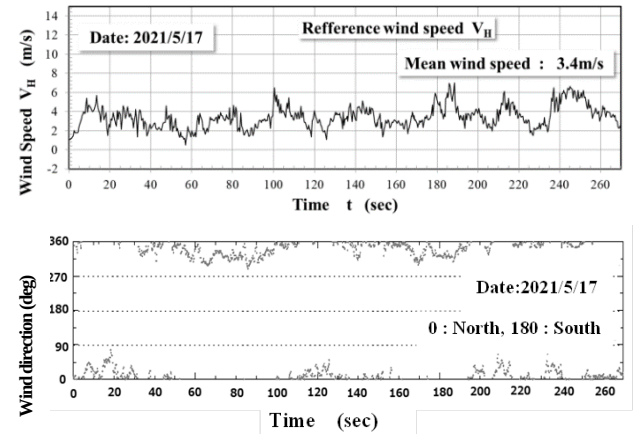


Fig 3 基準点における風速と風向記録

$$I_t = \frac{\sqrt{\sigma_v^2}}{\bar{V}_H} = \frac{1}{\bar{V}_H} \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T [V_H(t) - \bar{V}_H]^2 dt} \quad (4)$$

$$C_v(\tau) = \frac{1}{T} \int_0^T V_H(t) V_H(t + \tau) d\tau / \sigma_v^2 \quad (5)$$

$$L_x = \bar{V}_H \cdot \bar{t} = \bar{V}_H \cdot \int_0^\infty C_v(\tau) d\tau \quad (6)$$

$$\frac{n \cdot S_v(n)}{\sigma_v^2} = 4 \int_0^\infty C_v(\tau) \cos 2\pi n \tau \cdot d\tau \quad (7)$$

ここに、 σ_v は変動風速の標準偏差、 n は周波数、 t は時刻、 τ はラグ時間、そして $\bar{V}_H$ は基準風速の平均値である。

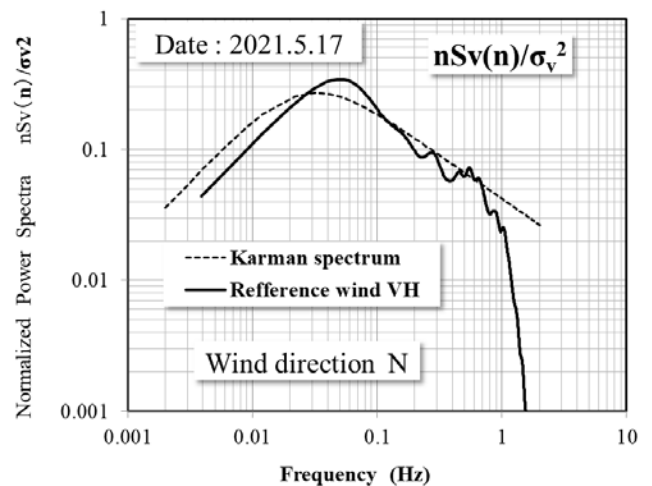


Fig. 4 パワースペクトル

4. 変位と内圧の変動特性

Fig.5は、前節に既述した風の中で実施されたもので、膜体内圧を45Paで膨張させた空気膜球形ドームモデルの地盤面から高さ850mmにおける風上水平変位 δx と風下の鉛直変位 δz 、および内圧 P_i の変動波形を示している。なお、変位に関してはモーションキャプチャーの座標記録を座標変換して求めている。

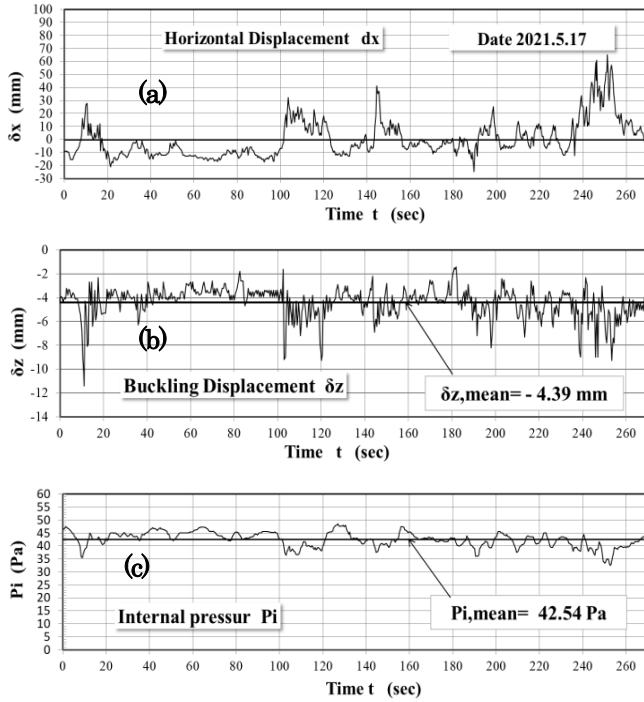


Fig.5 空気膜ドームの高さ850mmにおける風上・風下膜面変位変動および内圧変動

以上の計測記録を基に、Lag数 $m=300$ として(8)式の自己相関係数 $C_{xx}(\tau)$ と(9)式の相互相関係数 $C_{vX}(\tau)$ により変動特性と入射風との相関性について解析しFig.6に示した。なお、合わせて基準風速 V_H に関する自己相関係数 $C_{vv}(\tau)$ 分布も表示し、比較している。

$$C_{xx}(\tau) = \frac{1}{T} \int_0^T X(t) \cdot X(t+\tau) dt / \sigma_x^2 \quad (8)$$

$$C_{vX}(\tau) = \frac{1}{T} \int_0^T V_H(t) X(t+\tau) dt / \sigma_v \sigma_x \quad (9)$$

ここに、 X は、変位ならびに内圧の代表表示である。

4.1 自己相関関数について

これら自己相関分布の形は、相異なる特徴を示している。すなわち、風上膜面の水平変位についてはLag Time (τ)が20秒までは基準風と類似し周期性が消滅していること、風下膜面の鉛直変位については細かい周期性を帯びながら減衰している、そして内圧については比較的基準風速の変動に近似していることが分かる。

4.2 相互相関関数について

解析結果は、水平変位、鉛直変位、および内圧に関して求め、それぞれFig.7に表示した。3者の入射風との相関係数の最大値は、風上膜面の水平変位0.6、内圧0.56と比較的高いが、風下膜面の鉛直変位に関しては0.38と低く他の変動要素を含んだ相関分布を示している。一方、3者に共通する性質としては、最大相関のピークに関するTime Lagが2secである。これは、空気膜ドームの受ける入射風の影響が2秒の遅れをもって発生することを示していると考えられる。

4.3 パワースペクトル

入射風によって受ける空気膜ドームの周波数特性についてパワースペクトルを解析し、Fig.8のように基準点風速、風上膜面変位、風下膜面変位および内圧について同時に表示し比較検討した。なお、図の縦軸はノーマライズ表示とした。図から、風上膜面水平変位と内圧のスペクトルピーク周波数はほぼ同じ程度でかつ高周波数域でのエネルギー散逸が入射風に比べて大きいことを示している。それに対し、風下膜面鉛直変位に関してはエネルギーの蓄積が高周波数側に大きくシフトしていることを表している。これは、入射風よりも空気膜体が受ける圧力変動および膜変形振動によってもたらされるものと推察される。

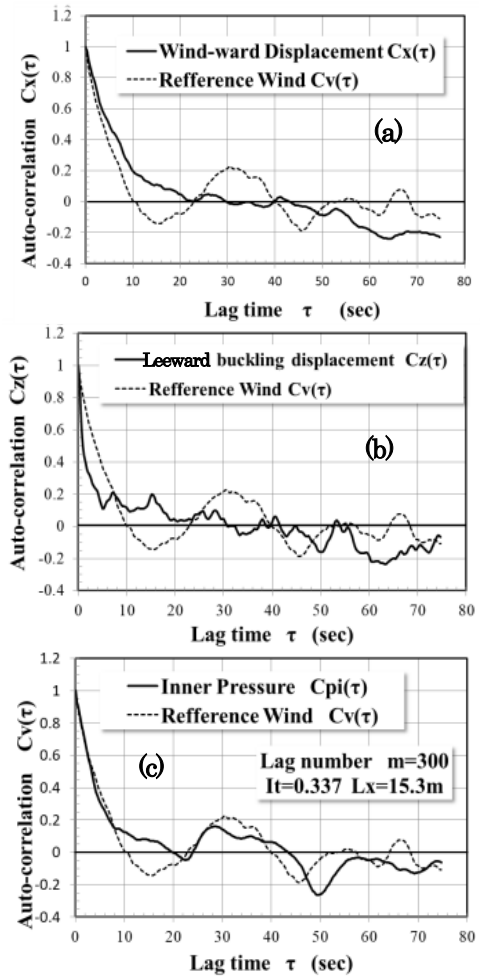


Fig.6 変位および内圧の自己相関係数分布

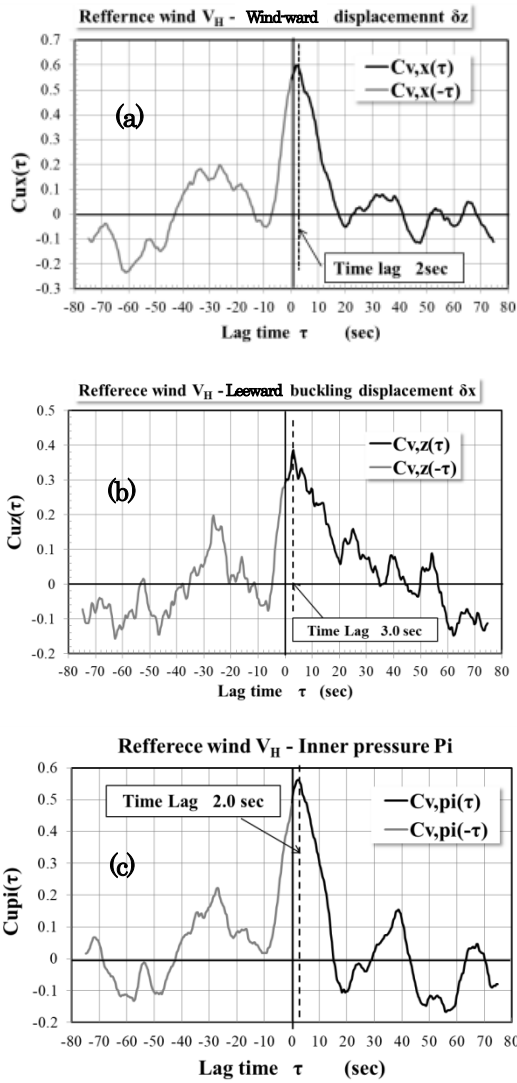


Fig.7 変位・内圧の風速に対する相互相関係数分布

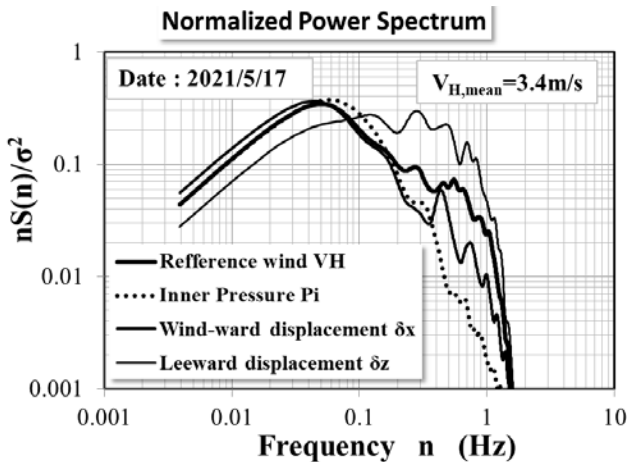


Fig.8 風速、内圧、変位の各変動に関するパワースペクトル

5. 空気膜ドームモデルの変形性状

風による空気膜ドームの変形性状に関する研究は、本郷⁴⁾、最上⁵⁾、B.G. Newman^[10]等による風洞実験が知見されるが、

それらは入射風速と膜体内圧の変化に対して写真撮影によって試みたものである。それに対し、本研究では、想定した実大空気膜ドームに対して縮尺約 1/10 の巨大模型を用いた屋外実験であり、かつ自然風中における風速変動、ドーム内圧変動と膜面の変位変動の同時計測を行ったものである。

ここでは、前節の計測と異なり膜体内圧 P_0 を 27 回の収録の内、風に対して最も変形が大きくなる 9.1Pa の内圧における膜体全体の変形性状について検討した。

5.1 収録データの整理方法

データの収録に関しては、用意した計測機器の収録仕様がそれぞれ異なっていたことから、サンプリング周波数が風速に対して 4Hz、内圧に対して 50Hz、モーションキャプチャーに対して 60Hz と相違していた。そのため、各収録データの時間軸に対して統一する意味で、全て評価時間を $\Delta t = 0.25\text{sec}$ に対応するべく移動平均をかけ 270 秒間の 1,080 個の時刻歴データに置換した。

5.2 代表レベルにおける変位について

風力による空気膜ドームの変形性状に対する検討は、Fig.9 に示す 5 段階の代表 Level とその円周を 30 分割した測定点に対し、水平方向の変形では(10)式によりモーションキャプチャーの X - Y 座標変動データから平均ベクトル R を求め、水平変形では基点 R_0 (半径) そして鉛直方向に対しては基点 Z_0 (各レベル高さ) との差分表示によって Table 2 のように表した。

$$R = \sqrt{X^2 + Y^2} \quad (10)$$

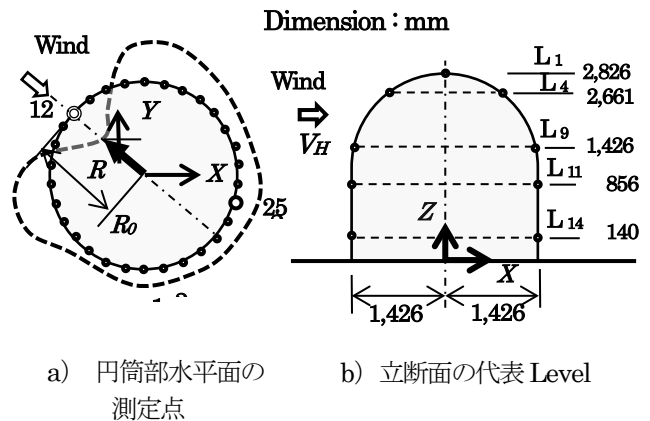
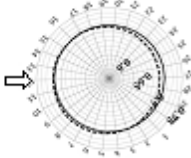
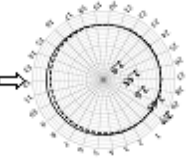
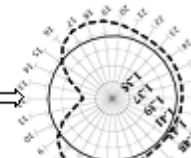
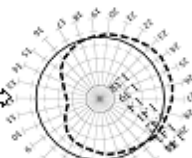
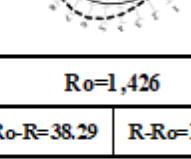
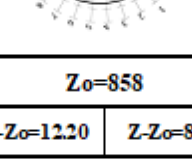
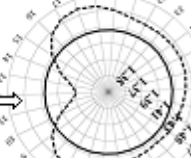
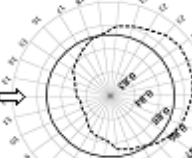
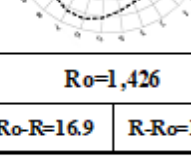
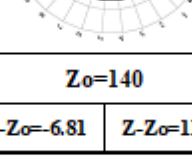
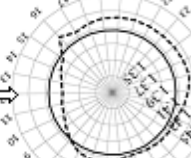
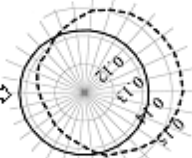
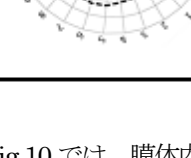
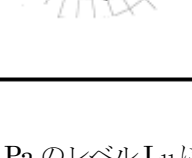


Fig.9 変位計測点と代表 Level

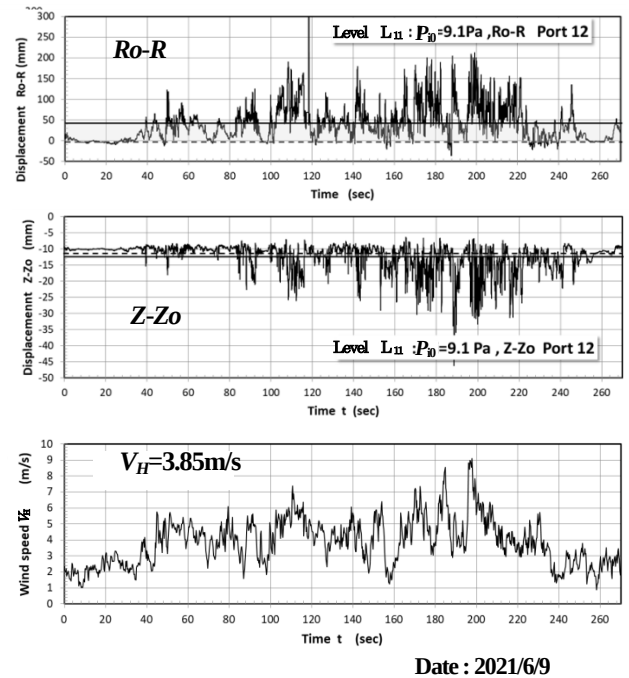
Table 2 の結果では、全般に水平方向の膜変形は風上では内側に押され、風下では外側に押し上げられ、そして鉛直方向の膜変形は風上では下方に押し下げられ風下では引き上げられる状況を表している。この膜の鉛直方向の変形性状は、力学的に考察される剛体モデルのそれとは全く逆の動きをしているように診られる。

Table 2 代表的な切断レベルにおける差分
 $R-R_0$ および $Z-Z_0$ 分布

Level	Horizontal		Vertical	
L_1	$R_0=0$		$Z_0=2,852$	
	$R-R_0=10.8$		$Z-Z_0=6.89$	
L_4	Port 12	Port 25	Port 12	Port 125
	$R_0=713$		$Z_0=2,661$	
	$R_0-R=2.26$	$R-R_0=-9.58$	$Z-Z_0=-10.3$	$Z-Z_0=1.27$
				
L_9	$R_0=1,426$		$Z_0=1,426$	
	$R_0-R=40.9$	$R-R_0=7.57$	$Z-Z_0=-21.9$	$Z-Z_0=7.0$
				
				
L_{11}	$R_0=1,426$		$Z_0=858$	
	$R_0-R=38.29$	$R-R_0=19.57$	$Z-Z_0=12.20$	$Z-Z_0=8.62$
				
				
L_{14}	$R_0=1,426$		$Z_0=140$	
	$R_0-R=16.9$	$R-R_0=17.56$	$Z-Z_0=-6.81$	$Z-Z_0=11.75$
				
				

一方、Fig.10 では、膜体内圧が 9.1Pa のレベル L_{11} における風上側 Port 12 の変動変位の時刻歴と同時刻の風速記録を比較している。データを表している。この図から、無風時で無いにも拘らず $R-R_0=0$ ならびに $Z-Z_0=10\text{mm}$ のシフトが生じている。

これは、膜体内圧が加えられた際の膨張の他、風速発生時のモーショキャプチャーの初期キャリブレーションの初期設定に対して起こるズレ誤差などが含まれているかもしれない。いずれにしても、無風時のゼロ設定、いわゆる Off-set によって修正される必要がある。



Date : 2021/6/9

Fig.10 変位の時刻歴波形と同時刻の風速波形

5.3 変位計測における Off-set の設定

前節で検討してきた膜体内圧の加圧時に起こる膨張等のズレを除外した実変位 δx と δz を求めるために Off-set を水平変位および鉛直変位に対して下式のように設定した。

$$\delta_x = -R + R_0 - R_{infl}. \quad R < R_0 \quad (11)$$

$$\delta_x = R - R_0 - R_{infl}. \quad R \geq R_0 \quad (12)$$

$$\delta_z = Z - Z_0 - Z_{infl}. \quad (13)$$

ここに、 R_{infl} と Z_{infl} は Fig.11 に示すように、それぞれ風速 $V=0$ 時の位置であり、水平方向と鉛直方向に対する Off-set として定義している。なお、Fig.11 では、 $R_0-R>0$ の状況は、円の内側に向かって変位しており、逆は外側に向かって変位していることを意味している。同様に、 $Z-Z_0>0$ であれば上側に、 $Z-Z_0<0$ であれば下側に変位している状態となる。

Fig.12 は、Table 2 の Level L_{11} の Port 12 に対する Off-set (R_{infl} と Z_{infl}) を推定した一例である。

図は、Fig.10 にある風速変動と差分 ($R-R_0$ と $Z-Z_0$) 変動の瞬間値同士の逐次相関図を表している。

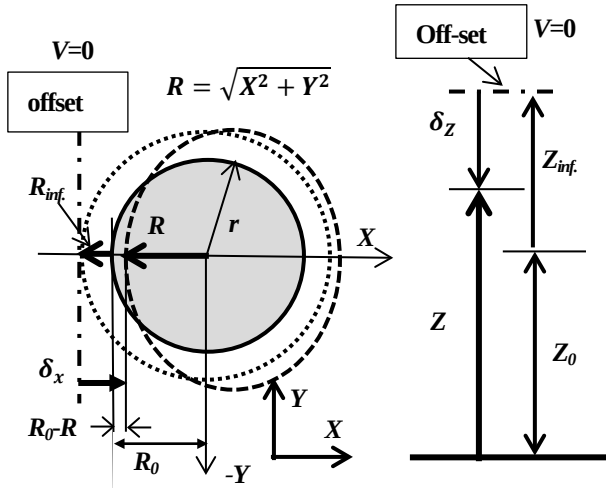


Fig.11 Off-set の定義

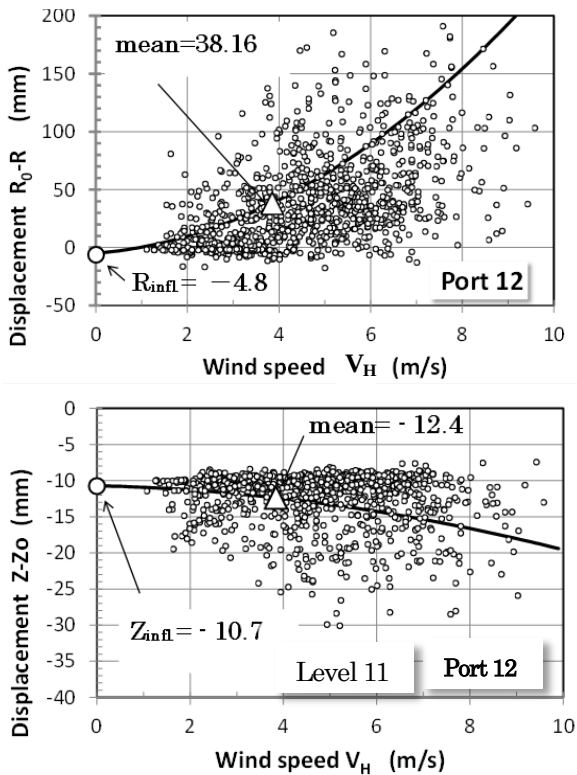


Fig.12 Off-set (R_{inf} or Z_{inf}) の設定

なお、この逐次相関図は、Fig.7 の風速と変位の相互相関で示された Lag Time を考慮し、差分の時刻を 2 秒遅らせてプロットした。

Off-set は、バラツキの影響を考慮して記録データの平均風速 $V_H=3.85\text{m/s}$ と平均変位の交点 (図中の三角印) を通る 2 次の近似曲線を求め、その曲線式の風速ゼロ時の差分値を Off-set とした。

5.4 実変位を考慮した空気膜ドーム変形

これまでの Off-set に関する検討を基に、自然風中におけ

る空気膜ドームモデルの実変位による変形を求めた。解析は、風速 $V_H=3.85\text{m/s}$ の膜体内圧 $P_0=9.1\text{Pa}$ 時の観測記録について行い、Table2 の代表レベルで得られた最大変形が想定される風上の Port 12 と風下の Port 25。を選び立断面として膜体の変形を推定した。

Table 3 Off-set を考慮した実変位 δx と δz (単位 mm)

Z_0	2,852mm (L_1)		Initial internal pressure	
Off-set	Tip		$P_0 = 9.1\text{Pa}$	
R_{inf}	3.3		Mean wind speed	
δx	7.5		$V_H=3.85\text{ m/s}$	
Z_{inf}	4.82			
δz	2.07			
Z_0	2,661mm (L_4)		1,426mm (L_9)	
Off-set	Windward	Leeward	Windward	Leeward
R_{inf}	2.35	-8.1	-0.35	5.54
δx	-0.092	-1.48	41.13	2.03
Z_{inf}	-7.42	0.13	-13.41	6.06
δz	-2.84	1.14	-8.49	0.93
Z_0	856mm (L_{11})		.142mm (L_{14})	
Off-set	Windward	Leeward	Windward	Leeward
R_{inf}	-4.8	17.96	3.8	17.5
δx	43.01	1.45	13.1	0.06
Z_{inf}	-10.7	7.9	-6.61	11.3
δz	-1.67	0.61	-0.06	0.40

Table.3 に、代表点での Off-set (R_{inf} と Z_{inf}) ならびに実変位 (δx と δz) を示した。さらに、それらの結果を基に、Fig.13 の破線で与えられる変形図を推定し、最上図の風洞実験による変形と比較した。図は、寸法を誇張して描いているが、最上図の模型形状が 3/4 円球とは異なるものの、かなりの類似を示した。

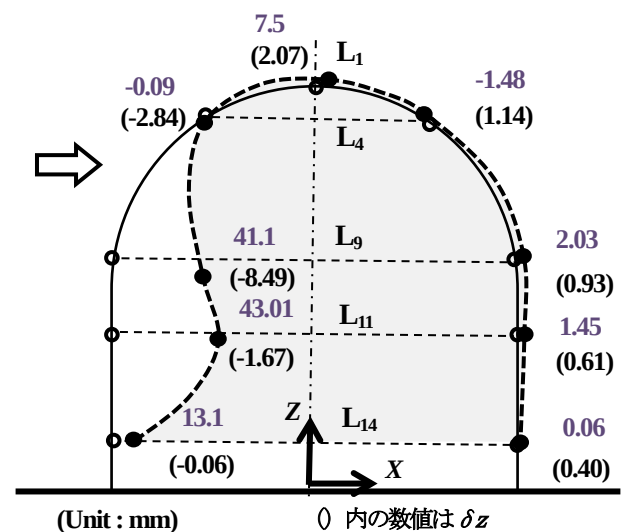
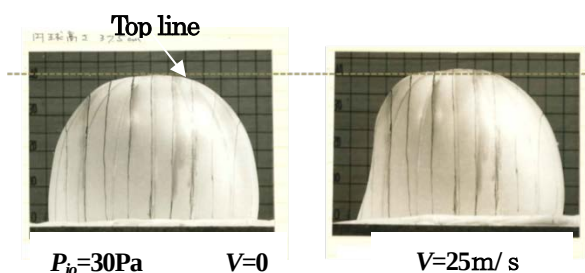


Fig.13 実変位を考慮した変形



Photo, 4 風洞実験による変形²⁾

6 必要内圧の推定と簡易算定法の検証

計測は、28.3Pa から 9.1Pa まで膜体内圧を変化させ 27 回分のデータが収録できた。Fig.14 は膜体内圧 P_0 を変化させたときの基準風速 V_H と内圧 P_i の記録の関係を表している。観測を通しての基準点における平均風速は、最高 4.35m/s (Full scale で 16.7m/s) を最高に期待に反しそれ以上の強風時の計測は叶わなかった。また、送風機の膜体内圧 P_0 に対して計測された膜内圧 P_i は、膜体内圧と同程度に推移していた。

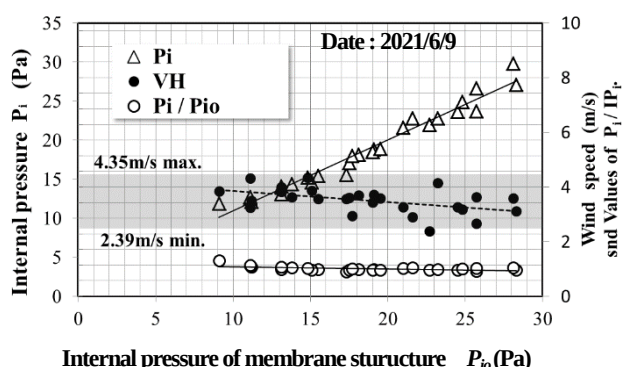


Fig. 14 収録記録

6.1 原形回復のための必要内圧の推定

以上の計測した 27 回の記録から、レベル L₁₁ に限定し、2m/s 台、3m/s 台、4m/s 台の 3 グループの風速範囲において、異なる膜体内圧 P_0 に対する Data-set を抽出し、その後 5.3 節の設定方法に準じて水平方向の最大発生位置の実変位 δx を求め、Table 4～Table 6 に示した。なお、表中の Off-set(R_{infl})は、前節と同様の方法で全ての Data-set に対して行っている。

Table 4 風速 2m/s 台の Data-set

P_0 (Pa)	17.7	21.6	22.7	25.7
Port	12	13	15	12
V_H (m/s)	2.94	2.9	2.39	2.67
R_o-R (mm)	3.265	2.0	-7.52	-12.78
R_{infl} (mm)	-11.14	-7.33	-13.3	-21.17
δx (mm)	14.41	9.33	-5.78	-8.38

Table 5 風速 3m/s 台の Data-set

P_0 (Pa)	9.1	15.1	19.5	24.7	28.3
Port	12	14	15	13	15
V_H (m/s)	3.85	3.86	3.6	3.26	3.13
R_o-R (mm)	41.9	29.2	10.0	-3.38	-5.11
R_{infl} (mm)	-6.0	-4.35	-9.23	-19.4	-19.0
δx (mm)	47.0	33.5	19.3	-16.0	-13.9

Table 6 風速 4m/s 台の Data-set

P_0 (Pa)	11.1	13.1	14.8	23.2
Port	12	13	15	12
V_H (m/s)	4.32	3.99	4.35	4.15
R_o-R (mm)	49.8	30.09	1.36	10.26
R_{infl} (mm)	-0.05	-4.0	-26.0	-4.49
δx (mm)	49.9	34.1	27.4	14.78

次いで、風速範囲毎に膜体内圧 P_0 と水平変位 δx の関係を Fig.15～Fig.17 のように求めた。

なお、これらの図には、変位 δx の他に対応する測定時の基準点の平均風速もプロットしている。

図から原形回復のための必要内圧 P_0 に関する推定は、水平変位 $\delta x=0$ とするための内圧であることから、得た変位データに対する近似線と交差する位置での内圧に置き換えた。また、それに対応する風速は、同じく風速のプロット値の近似線の交差する風速と仮定した。

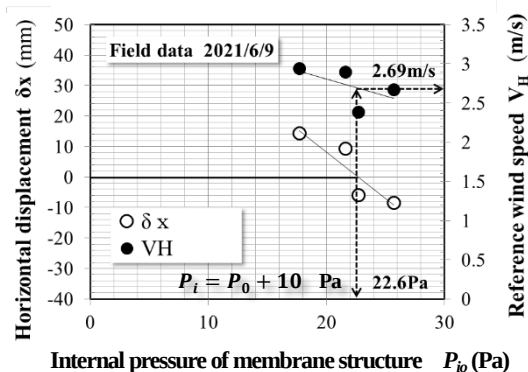


Fig. 15 風速 2m/s 台の推定される必要内圧

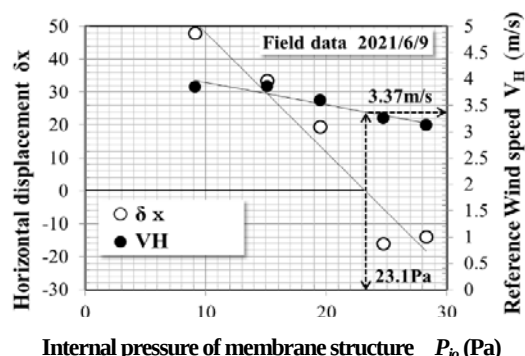


Fig. 16 風速 3m/s 台の推定される必要内圧

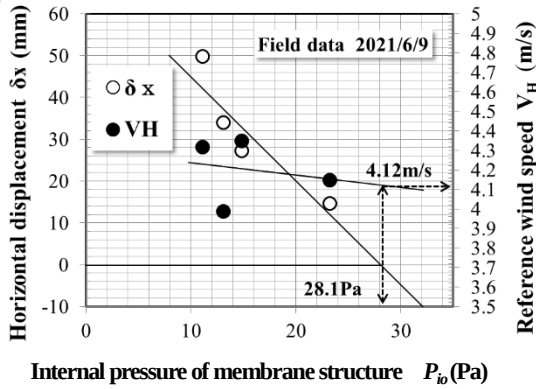


Fig. 17 風速 4m/s 台の推定される必要内圧

以上の結果から得られた全て 3 段階の風速範囲に対する風速 V_H と P_0 に関する内圧 P_i は、Table 7 にまとめて示した。

Table 7 必要内圧の推定結果

Range	2m/s	3m/s	4m/s
P_i (Pa)	22.6	23.1	28.1
V_H (m/s)	2.69	3.37	4.12

6.2 座屈回避のための必要内圧

空気膜ドームの風下膜面の下部に予想される座屈は、論文その 2 [7] の実大型送風機の実験において、目視ではあるが明らかに下方に振動していた。しかし、Fig.13 の実平均変位を考慮した変形図からは座屈現象の発現は認められなかった。そこで、目視で観察できた下方の振動に対し、ドーム背後の L14 の Port 25 の位置に照準を定め、変位変動から座屈の評価とその回避に必要な内圧について検討した。

Fig.18 は、基準風速 V_H が同程度でかつ膜体内圧が幅広く離れた $P_{i0}=9.1\text{Pa}$ 、 19.5Pa 、 24.7Pa の 3 set を選んだ。そして、合わせて、同図に平均値 $\bar{Z}$ と最小ピーク値 $\bar{Z}$ を抽出した。なお、ピーク値の評価時間は 0.25sec であり、時刻歴データは予め移動平均によってスムージングしている。

Fig.18 の変動波形を比較すると、 9.1Pa では他の 19.5Pa と 24.7Pa のものと比べ下振れのピーク値が激しく、 24.7Pa では無視できるほど小さい。これは、風速約 3.5m/s では 9.1Pa から 24.7Pa の間で座屈を無視できる膜体内圧、まさに座屈を起こさせない必用内圧 P_{0b} の存在を意味している。

推定方法は、座屈回避状態のピーク変位を判別するため、Fig.18 においてピークの大きさを表す (14) 式の差分 $(Z - \bar{Z})$ の平均値 $(\bar{Z})$ に対する比率を Data-set 群に共通する尺度としてピーク率 K を導入した。そして、座屈の判別は、基本形の初期内圧 $P_{0b}=10\text{Pa}$ (ここでは最も接近している $P_{i0}=9.1\text{Pa}$ を用いている) において、(16) 式の Peak-factor 理論に基づいた変動分 $g_K \sigma_K$ が基本値となることに着目している。すなわち、風速 V_H において、(16) 式にある $g_K \sigma_K$ を統計的極値 $3\sigma_K$ に置き換えて得られる (17) 式の基本最小ピーク率 $\bar{K}_0$

になるまで内圧を増加させたときの内圧を、座屈回避のための必要な内圧 P_{0b} として定義した。

$$K(t) = (Z - \bar{Z}) / \bar{Z} \quad (14)$$

なお、 $P_{i0}=9.1\text{Pa}$ の観測データの標準偏差 σ_K は、(15) 式で定義している。

$$\sigma_K = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T (K(t) - \bar{K})^2 dt} \quad (15)$$

$$\bar{K} = \bar{K} + g_K \sigma_K \quad (16)$$

$$\bar{K}_0 = \bar{K} + 3\sigma_K \quad (17)$$

ここに、 $\bar{K}$ はピーク率の平均値を、 g_K はピークファクタを、そして T は平均時間 (270sec) を表している。

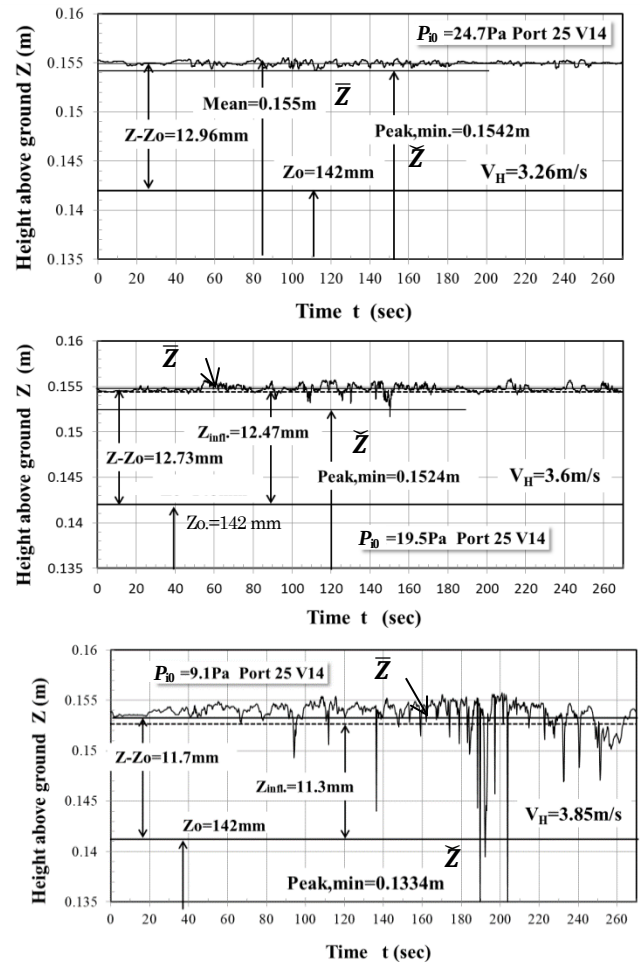


Fig.18 3 種の膜体内圧に対する風下膜下部における変位変動

見方を変えると、この基本最小ピーク率 $\bar{K}_0$ は、 $P_{i0}=9.1\text{Pa}$ のピーク率 K に対して得られる Fig.19 の頻度分布図からも判断されるように、基点 ($K=0\%$) から負側への変化量 $3\sigma_K + \bar{K}$ に対応するピーク率として見る事ができる。

以上の背景を基に、(15) 式における標準偏差 σ_K の結果は $\sigma_K = 1.06\%$ と算定された。そして、Fig.19 の頻度分布図から明らかなようにピーク率に対する変動の $3\sigma_K$ は負側に相当することから $3\sigma_K = -3.18\%$ 、 $\bar{K} = 0.96\%$ となり、結果とし

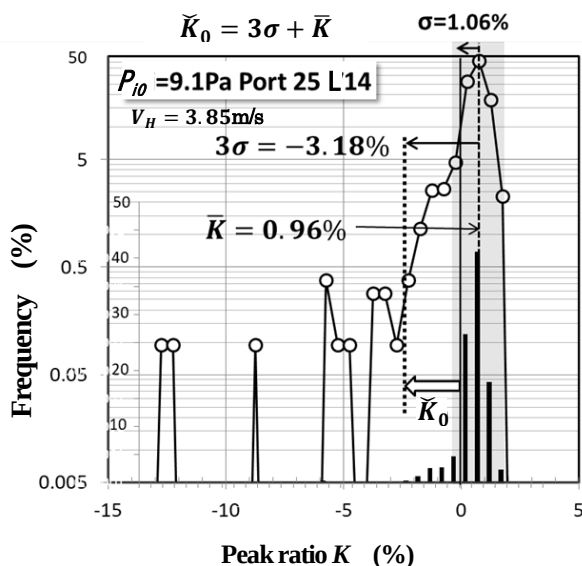


Fig.19 ピーク率 K の発生頻度分布

て (17) 式から基本最小ピーク率 $\bar{K}_0 = -2.22\%$ を得た。
この結果を踏まえ、内圧変化に対する最小ピーク率 $\bar{K}$ の関係を Fig.20 のように表し、基本最小ピーク率 $\bar{K}_0$ に対応する内圧が座屈を抑えるための必要内圧 P_{0b} に関する内圧 $P=17.3\text{Pa}$ とした。Fig.20 には、合わせて Off-set を考慮し

Table 8 膜体内圧 P_{i0} に対する平均値 $\bar{Z}$ 、最小ピーク値 $\bar{Z}$ 、ピーク率 $\bar{K}$ および最小ピーク変位 δ_z

P_{i0} (Pa)	9.1	19.5	24.7
$\bar{Z}$ (m)	0.1537	0.1545	0.1550
$\bar{Z}$ (m)	0.1334	0.1524	0.1542
$\bar{K}$ (%)	-13.208	-1.3401	-0.4969
δ_z (mm)	-1.980	-0.221	-0.063
V_H (m/s)	3.85	3.6	3.26

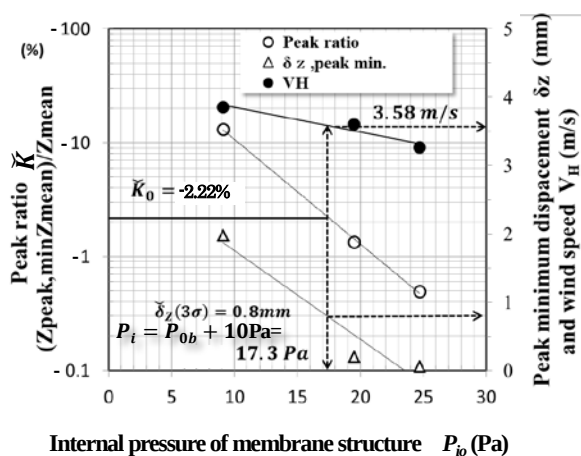


Fig.20 基本最小ピーク率 $\bar{K}_0$ と対応する座屈を抑えるための必要内圧

た最小ピーク変位 δ_z および対応する観測時の平均基準風速をプロットしている。図から見られるように、最小ピーク変位は高々 -0.8mm であり、目視ではほとんど静止状態として捉えられる値である。また、風速に関しては、3種の観測値の近似曲線から、この必要内圧評価に対応する風速は $V_H=3.58\text{m/s}$ とした。

6.3 簡易算定法との比較検証

最終的に、初報^[6]で報告した原形回復のための必要内圧 P_0 および座屈回避のための必要内圧 P_{0b} に関する簡易算定法の妥当性について検証を試みた。Fig.21 は、実測で得られた Table 7 の必要内圧 P_0 に関する推定値 (□印の3データ) と簡易算定式 (実線) との比較を、そして Table 8 の膜体背面の座屈を回避するための必要内圧 P_{0b} に関する推定値 (◎印の1データ) と簡易推定式 (点線) との比較を表している。なお、図中のその他のプロットデータは、既に論文その2^[7]の大型送風装置による実験において比較したものである。

自然風中では無風時を特定できないという困難な計測において、適正に Off-set を設定することによって膜面の実変位を評価することができた。Fig.21 に示すように、実測において原形を回復するための必要内圧 P_0 および座屈を回避するための内圧 P_{0b} に関し、荒っぽい方法ではあるが推定へと導くことができ、簡易算定法との比較が可能となった。結果として、両者は比較的良好な一致にあることから、本論で展開してきた剛体の薄膜構造を基本とした必要内圧の推定法は実用的に十分有効な手法と確認できた。

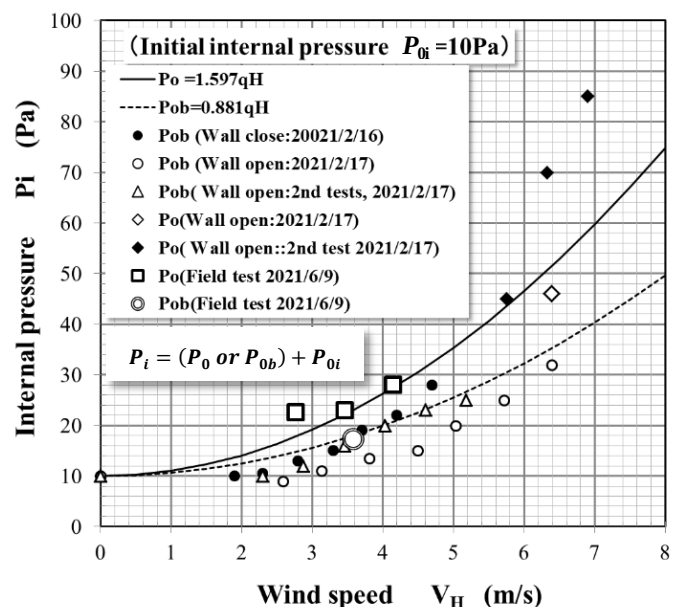


Fig.21 必要内圧に関する簡易算定法と実測推定データの比較

5. 結論

風速発生時のモーションキャプチャーによる空気膜ドームに対する3次元変位計測において、収録した座標データから

得た変位ベクトルは、内圧設定による膨張や風外力による変形が加わり、Off-set としてのゼロ設定が困難である。本研究では、Off-set を設定する手段として、風速変動と変位ベクトル変動の逐次相関図を作成し、平均基準風速と平均変位ベクトルの交差する点を通る 2 次の平均近似曲線が風速ゼロ時の変位を Off-set とすることによって各 Data-set に対するゼロ変位を決めることができた。

従って、試験体の静止位置からの実質的な変位を明らかにすることが可能となり、原形回復ならびに座屈回避のための必要内圧を評価することができた。

結論として、以下にまとめることができる。

- 1) 本実測における相似性に関連しては、高さと直径が約 30 m とした空気膜ドームを想定し、約 10 分の 1 の模型に対し弾性体に基づいた相似則から、相似率として風速スケール $V_p/V_m=3.84$ 、時間スケール $T_p/T_m=2.786$ そして圧力スケール $P_p/P_m=14.75$ を設定し、270 秒間（実質 12 分相当）のデータ計測を行った。
- 2) 基準点風速の特性として、変動風速の乱れの強さ (0.34)、自己相関関数から乱れのスケール（実質 163m）を算出し、パワースペクトルについては Karman 型に近似しているなど、一般的な市街地風と見做す入射風と判断できた。
- 3) 基準風速と変位・内圧の相互相関関数の解析から相互の Lag time が 2sec となることを見出し、また個々のパワースペクトル解析から風上膜面水平変位と内圧の高周波数域でのエネルギー散逸が入射風に比べて大きいこと、それに反し、風下膜面鉛直変位に関してはエネルギーの蓄積が高周波数側に大きくシフトしており入射風よりも空気膜体が受ける圧力変動および膜変形振動を強く受けているものと推察された。
- 4) Off-set を設定できたことによって、実変位を考慮した変形図の作成を求めることができ、これまでの既往の風洞実験と極めて類似した結果を示すことができた。
- 5) 膜体内圧を 27 通りに変化させて収録した Data-set を基に、類似した風速の Data-set 群から Off-set の考えによりゼロ変位を求め、Data-set 群の膜体内圧と実変位の線形近似線と交差する内圧から原形回復のための必要内圧 P_0 の推定ができた。
- 6) 風下膜の下部に発生する座屈現象は、平均的な変位ではなく突発的に発生する下向きのピーク変位であることが判明した。この突発的ピーク変形を極小にするための内圧が座屈を回避させるための必要内圧とし、初期内圧 $P_0=10\text{Pa}$ に近い膜体内圧 $P_0=9.1\text{Pa}$ の変動記録を基に

共通尺度とするピーク率 K を設定し、その変動に対する $3\sigma_K$ に対する増分とする基本最小ピーク率 $\bar{K}_0 = 3\sigma_K + \bar{K} = -2.22\%$ に、Data-set 群の最小ピーク率 $\bar{K}$ の近似曲線と交差する内圧から座屈を回避するための必要内圧 P_0 の推定が出来た。

- 7) 本実測により推定された原形回復のための必要内圧 P_0 および座屈回避のための必要内圧 P_0 と簡易算定法との比較検証の結果、比較的良好な近似にあることが示された。初報で展開してきた剛体の薄膜構造を基本とした必要内圧の推定法は実用的に十分有効な手法と確認できた。

謝辞

本論をまとめるにあたり、空気膜ドーム模型の製作から屋外観測におけるデータ取得および整理において、大嘉産業の関係者各位、鹿島建設技術研究所の関係者各位ならびに横浜国立大学河端研究室の学生各位に多大なるご支援を戴いたことに深く感謝いたします。

参考文献

- 1) 本郷剛、藤野昇：「空気膜構造物の風圧力に関する実験的研究」 東北大学 卒業論文 昭和 43 年度
- 2) 最上公彦：「空気膜構造物の風圧力に関する二三の実験的研究」 東北大学大学院工学研究科 修論 昭和 44 年 2 月 15 日
- 3) B.G. Newman, U. Ganguli : Flow over Spherical inflated buildings”, Journal of W.E.I.A., 17 pp.305-327 (1984)
- 4) 加藤優輝、丸田榮藏：「空気膜構造の作用風圧と構造強度に必要な内圧制御に関する基礎的研究」 一角丸長方形の平面を持つ最小曲面積形態に対する風洞実験一、膜構造研究論文集 2011、No.25、2012.3
- 5) 加藤優輝、丸田榮藏：「空気膜構造の作用風圧と構造強度に必要な内圧制御に関する基礎的研究」 一境界層乱流中における柔模型を用いた風洞実験一、膜構造研究論文集 2012、No.26、2013.3
- 6) 丸田榮藏、河端昌也、揖斐剛：「球形屋根を有する円筒形空気膜構造の必要内圧制御に関する研究— その 1 簡易算定式の誘導」 膜構造ジャーナル 2024
- 7) 丸田榮藏、河端昌也、山本学、揖斐剛：「球形屋根を有する円筒形空気膜構造の必要内圧制御に関する研究— その 2 大型疑似風洞装置による必要内圧の測定」 膜構造ジャーナル 2024

Research on the Required Internal Pressure Control of Cylinder- shaped

Pneumatic Membrane Structures with Spherical Roofs

Part 3 : Full Scale Test of Required Internal Pressure Using a Large Pneumatic Model

Eizo Maruta ^{*1}
Masaya Kawabata ^{*2}
Manabu Yamamoto ^{*3}
Takeshi Ibi ^{*4}

Summary

This study involved creating a large polyurethane model, scaled at 1/10 of a full-scale cylindrical pneumatic membrane dome with a spherical roof reaching a height of approximately 30 meters. The study aimed to estimate the required internal pressure to restore the original shape and avoid buckling of the pneumatic membrane structure under natural wind conditions. The experiments utilized motion capture to determine three-dimensional displacement vectors. By establishing an offset method that considers the sequential correlation between wind speed fluctuations and displacement vector variations, the actual displacement was identified, accounting for measurement zero-point shifts due to membrane expansion from initial internal pressure and wind speed effects. Measurements were taken with internal pressures of membrane structure varying incrementally from 9.1 Pa to 27.8 Pa in winds of 2.39 to 4.35 m/s, collecting 27 data sets equivalent to 10-minute averages. The results included obtaining the actual deformation diagrams in the wind direction at the lowest internal pressure of 9.1 Pa, where maximum displacement was expected, and comparing these deformations with previous wind tunnel experiments, yielding similar conditions. Based on these results, the offset method was used to estimate the required internal pressures P_0 for three cases with different reference wind speeds for shape restoration. For buckling avoidance, the study could be estimated the required internal pressure P_{ob} for one case by introducing the substantial minimum peak rate $\dot{K}_0$, based on the 3σ displacement variations located on the leeward side of the membrane. The obtained required internal pressures showed good approximation when compared to the simplified calculation method based on the rigid thin membrane structure discussed in Part 1 of this paper. Thus, the simplified estimation method for the required internal pressure presented in this paper was confirmed to be a sufficiently practical approach.

^{*1} CEO,WIND & PHYSICS,LLC, Dr. Eng.

^{*2} Professor, Institute of Urban Innovation, Yokohama National University, Dr. Eng.

^{*3} Chief Research Engineer, Kajima Technical Research Institute, Dr. Eng.

^{*4} General manager, Development Div. DAIKA Industrial Co. Ltd..

円弧型骨組膜構造独立上屋の風力特性に関する風洞実験と外装材用ピーク風力係数に関する検討 (その1 辺長比 $W/B=1$ の場合)

丁 威^{*1}
植松 康^{*2}
関 桃花^{*3}

本研究では、平面辺長比 $W/B=1$ を有する円弧型骨組膜構造独立上屋を対象とし、境界層乱流中で屋根の多点風圧同時測定(風洞実験)を行い、ライズ・スパン比 f/B 、風向角 θ が屋根全体に作用する平均風圧・風力の分布特性に及ぼす影響を把握した。また、屋根面の各測定点における全風向中の最大・最小ピーク風力係数の分布特性を明らかにし、外装材用の正・負ピーク風力係数を提案した。

1. はじめに

スポーツ施設や公園の休憩所など、公共空間において図 1 のような円弧型骨組膜構造独立上屋がしばしば利用される。一般に、このような建築物は壁がないので風の影響を受けやすく、軽量でもあるため風荷重が設計上支配的になることが多い。体育館のような円弧屋根をもつ閉鎖型建築物については、建設省告示や日本建築学会「建築物荷重指針・同解説」¹⁾(以下、「荷重指針」と呼ぶ)に設計用風力係数が定められているが、円弧型独立上屋(開放型建築物)については、風力係数は規定されていない。壁の有無によって屋根まわりの流れや屋根に作用する風圧分布は大きく異なるため、閉鎖型建築物の風力係数を独立上屋に用いることはできない。円弧型独立上屋の設計用風荷重を合理的に評価するためには、風洞実験等に基づき、風力係数を適切に設定することが重要である。



図 1 円弧型独立上屋

しかし、円弧型独立上屋の風荷重に関する既往の研究は非常に少ない。その 1 つの理由は風洞実験の困難さにある。円弧型独立上屋の風力係数を測定するには屋根上下面の風圧を同時に測定する必要がある。詳細な風圧分布を求めるには多くの圧力測定点数が必要となり、その結果、導圧管の数も多くなってしまう。しかし、壁がないためそれらを風洞床下の圧力変換器まで導くことが困難である。Natalini ら²⁾はライ

ズ・スパン比 0.2 の模型を用いて平均風力係数分布を求めているが、動的荷重効果については検討していない。筆者らの既往の研究^{3,4)}においては、ライズ・スパン比 0.1~0.4 の模型を用いて風洞実験を行い、変動風圧・風力を測定した。しかし、模型製作上の制約で測定は特徴的な風圧分布を調べる屋根端部と中心線上の 2 ライン上のみに限られている。そこで、屋根全体の風力分布特性を把握するため LES (Large Eddy Simulation) 乱流モデルを用いた数値流体解析(CFD)を行った。ただし、LES の場合計算時間が膨大となるため、計算を実施したケースは、ライズ・スパン比が $f/B=0.1$ と 0.4、風向角が $\theta=0^\circ$ と 45° に限られている。それらの結果に基づき屋根全体に作用する風圧・風力の特性を把握し、平均風力係数分布や外装材用ピーク風力係数のモデルを提案したが⁵⁾、提案値は限られた条件下で得られた結果に基づいたものであるため、更なる検討が必要である。

そこで、本研究では 3D プリンタを用いて圧力測定孔を屋根全面にわたって多数配置した円弧型独立上屋の実験模型を製作し、境界層乱流中で屋根上面・下面に作用する風圧の多点同時測定を行い、屋根全体に作用する風圧・風力の分布特性を把握する。ここでは特に構造骨組風力係数の基礎となる平均風力係数と外装材用ピーク風力係数の基礎となる最大・最小ピーク風力係数に注目する。そして、各測定点における全風向中の最大・最小ピーク風力係数の分布に基づき、外装材用ピーク風力係数を提案する。

2. 風洞実験の概要

2.1 実験模型

風洞実験は、東北大学工学研究科都市・建築学専攻所有のエッフェル型境界層風洞(測定部 $1.4\text{m}^W \times 1.0\text{m}^H \times 6.5\text{m}^L$)を用いて行った(図 2)。本研究では、模型の幾何学的縮尺率を $\lambda = 1/100$ と設定する。図 3 に示すように実験模型は 3D プリン

*1 独立行政法人国立高等専門学校機構 秋田工業高等専門学校 講師・博士(工学)

*2 東北大学 未来科学技術共同研究センター 特任教授・工博

*3 独立行政法人国立高等専門学校機構 秋田工業高等専門学校 専攻科生

タを用いて屋根と柱を一体として作製した。図4に本研究で用いる座標系と記号を示す。屋根のライズ・スパン比 f/B は 0.1, 0.2, 0.3 の3種類である。表1に模型の寸法を示す。スパン B および桁行長さ W はいずれも 150mm である。屋根の平均高さは f/B によらず 80mm である。屋根の厚さは 4mm であり、8mm 角の正方形断面柱 6 本で支えられている。図5のように風圧測定点は5ラインに沿って上下面にそれぞれ5点ずつ設けられ、全部で 50 点である。屋根に作用する風力(屋根上下面の風圧の差)を測定するためには、上下面同位置に圧力測定孔を設ける必要があるが、屋根厚さ 4mm でそれを実現することは困難である。そこで、下面における風圧の空間的变化が比較的小さいことを考慮し、下面の圧力測定孔を図5に示した位置より 2mm ずれた位置(ライン上)に設けた。屋根上下面の圧力測定孔からの導圧管(銅パイプ、内径 1mm)は屋根および柱内部を通っており、柱脚部においてビニールチューブ(内径 1.4mm)に接続され(図3(d)参照)、圧力変換器に導かれている。銅パイプ+ビニールチューブの長さはいずれの f/B においても 1m である。

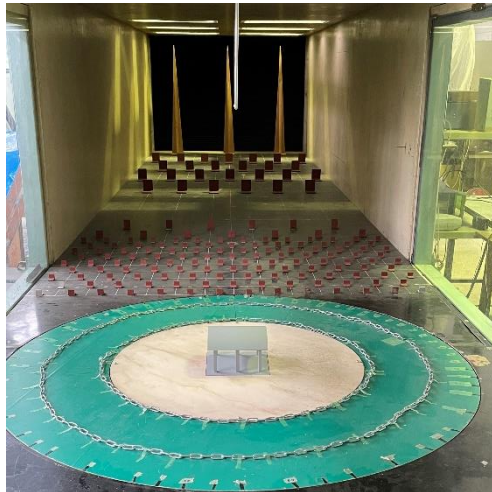


図2 風洞実験の様子 ($f/B=0.2, \theta=0^\circ$)

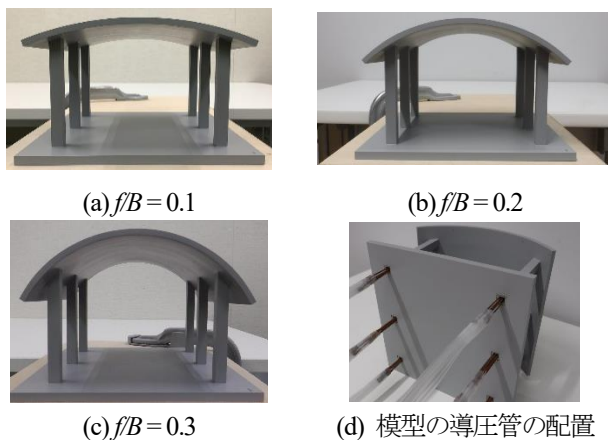


図3 風洞実験模型

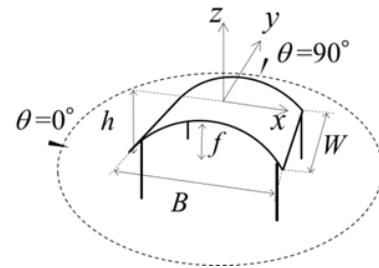


図4 模型に対する座標系と記号

表1 模型の寸法

f/B	f (mm)	B (mm)	W (mm)	h (mm)
0.1	15	150	150	88
0.2	30	150	150	95
0.3	45	150	150	103

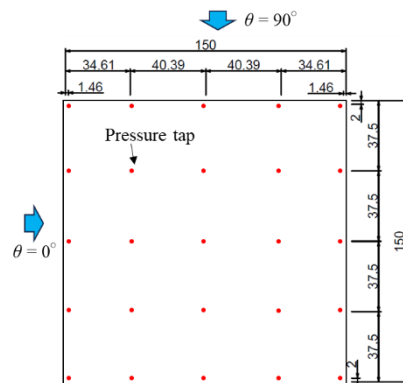


図5 風圧測定点配置

2.2 実験気流

本研究の実験気流は境界層乱流である。図6は模型設置位置における模型がないときの平均風速 U_z および乱れ強さ I_u のプロファイルを示す。平均風速のプロファイルを表す「ベキ指数」 α は約 0.27 (荷重指針の地表面粗度区分IVに相当)、風洞実験模型の屋根平均高さ ($H=80\text{mm}$) における乱れの強さは $I_{uH}=0.2$ (荷重指針の地表面粗度区分IIIに相当) である。

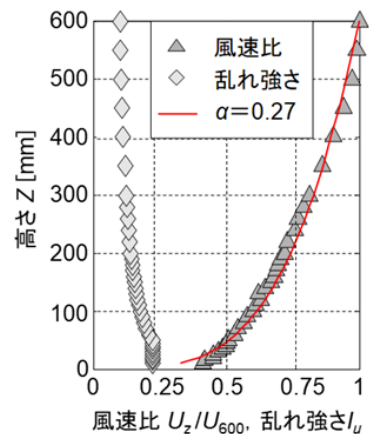


図6 平均風速および乱れ強さのプロファイル

円弧型独立上屋は曲面であるため、風洞実験ではレイノルズ数 Re の影響を考慮する必要がある。山村ら³⁾は Re 数の影響について、実験で可能な範囲内で Re 数が風圧分布に及ぼす影響を検討し、 $Re > 1.0 \times 10^5$ では風圧係数分布がほとんど変化しないことを確認した。なお、 Re 数を定義する際の代表長さは屋根の曲率半径の2倍とした。したがって、本研究ではこの条件を満たすため、屋根平均高さ H における風速 U_H を約 9 m/s とした。このとき、 Re 数は $f/B=0.1, 0.2, 0.3$ に対して、それぞれ約 $2.53 \times 10^5, 1.41 \times 10^5, 1.09 \times 10^5$ である。

2.3 風圧測定

荷重指針における基本風速を $U_0 = 36 \text{ m/s}$ 、地表面粗度区分をIIIと仮定すると、屋根平均高さ $H = 8 \text{ m}$ における設計風速は 28.6 m/s となり、風速の縮尺率は $\lambda_V = 9/28.6 = 1/3.18$ と計算される。したがって、時間の縮尺率は $\lambda_T = \lambda_L/\lambda_V \approx 1/31.4$ となる。1回の測定時間は $T = 600/31.4 = 19.1 \text{ s}$ (フルスケール換算で 600 s) であり、同一条件下で6回測定した。風圧のサンプリング周波数は 500 Hz とし、全点同時測定した。風圧測定時に含まれる高周波数の電氣的ノイズをカットするため 300 Hz のローパスフィルターを用いた。このような導圧管およびローパスフィルターにより生じる変動風圧の歪みは、予め測定された風圧計測システムの周波数応答関数を用い、周波数領域で補正した。風向 θ は図4で示すように定義し、 $0^\circ \sim 90^\circ$ の範囲を 10° ごとに変化させ、更に $\theta = 45^\circ$ を加えた11風向である。模型の対称性を利用すれば各点において $0^\circ \sim 360^\circ$ の範囲の値を求めることができる。

本研究では、風圧係数 C_p は式(1)のように屋根平均高さ H での速度圧 $q_H (= 1/2 \rho U_H^2, \rho$ は空気密度) で基準化した値として定義される。ここに、 p : 模型表面に作用する圧力、 p_s : 風洞内静圧である。屋根上面の風圧係数を C_{pt} 、下面の風圧係数を C_{pb} と表す。図7に示すように風圧係数の符号は面を押す方向を正とする。屋根面に作用する風力は上面風圧と下面風圧の差で定義される。式(2)に示されるように、この風力を q_H で基準化して風力係数 C_f とする。したがって、 C_f の符号は C_{pt} と同じである。風圧・風力係数の各種統計値は10回の測定結果のアンサンブル平均で評価する。

$$C_p = \frac{p - p_s}{q_H} \quad (1)$$

$$C_f = C_{pt} - C_{pb} \quad (2)$$



図7 風圧・風力係数の符号

3. 平均風圧・風力係数分布

図8, 9, 10は、ライズ・スパン比 $f/B=0.2$ の屋根上下面の平均風圧係数並び両者の差で与えられる平均風力係数の分布

をコンター図で示したものである。風向 $\theta = 0^\circ$ のときの平均風力係数 $C_{f, \text{mean}}$ の分布に着目すると(図8(c))、風上側端部では正であるが、それ以降のほとんどの領域で負となっており、絶対値が最大となるのは屋根頂部付近である。図8(a)に示すように、屋根上面の平均風圧係数 $C_{pt, \text{mean}}$ も屋根頂部付近で絶対値の大きな負値になっている。これは上面に沿う流れの増速効果によって屋根上面に大きな負圧が作用するためであり、この上面の $C_{pt, \text{mean}}$ 分布が $C_{f, \text{mean}}$ 分布の主要因となっている。

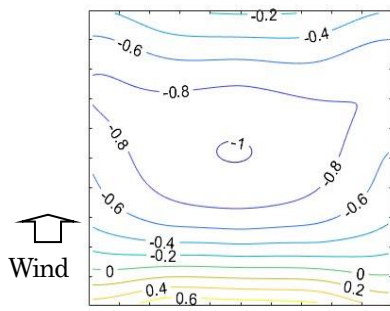
風向 $\theta = 30^\circ \sim 45^\circ$ のように斜め方向から風が吹くと、平均風力係数は風上端部(けらば)領域で大きな正の値(下向き)を示している(図9(c)参照)。これは屋根上面の正圧に加え、流れの剥離によって屋根下面に大きな負圧が発生するためである。また、風下端部(けらば)領域で大きな負の値(上向き)を示している(図9(c))。これは屋根端部(けらば)での流れの剥離によって屋根上面に円錐渦が生成され屋根上面に大きな負圧が発生するためである。更に、風下端部領域では屋根下面に直接風が当たるため、比較的大きな正圧が下面に生じる。このように、上面に負圧、下面に正圧が作用するため両者の差で与えられる風力は風下端部領域で絶対値の大きな負値を示す。

風向 $\theta = 90^\circ$ のときの平均風圧・風力係数分布を図10に示す。屋根上下面の平均風圧係数分布に着目すると(図10(a)

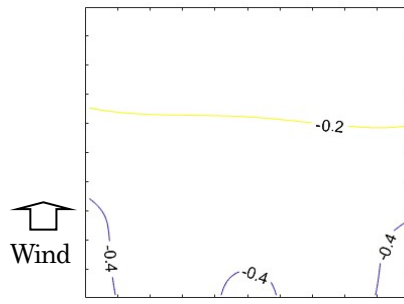
(b))、屋根上下面全体に負圧が作用している。そのため、上面の風圧と下面の風圧が相殺され、屋根上下面に作用する風圧係数の差として与えられる平均風力係数 $C_{f, \text{mean}}$ は風上側端部付近では負値を示すが、それ以降の領域ではほぼゼロとなっている(図10(c))。風上端部(けらば)付近で $C_{f, \text{mean}}$ が負値を示すのは、模型の屋根厚さが 4 mm とやや厚いため、屋根風上端で上下方向に流れの剥離が生じて負圧が発生するが、上面の負圧の作用がいくらか大きくなるためと考えられる。実際の独立上屋では本模型より薄いので、その影響は小さいと考えられる。しかし、いずれにしても風力係数の絶対値は小さいので、 $\theta = 90^\circ$ が構造設計上重要となることはない。

文ら⁵⁾によるCFD解析結果($f/B=0.1, \theta=0^\circ, 45^\circ$)でも本実験結果と同様の傾向を示している(図11参照)。また、図12は、植松⁶⁾による両側支持式R型アルミ製カーポート($f/B=0.1, \theta=0^\circ, 45^\circ$)の風洞実験による平均風力係数分布であり、本研究での $f/B=0.1$ に対する結果に類似している。

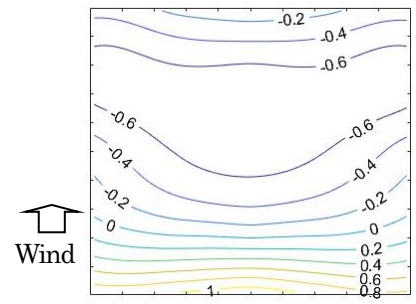
ライズ・スパン比 $f/B=0.1$ および 0.3 について、 $\theta=0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$ のときの平均風力係数分布をそれぞれ図13, 14に示す。いずれのライズ・スパン比においても $f/B=0.2$ の結果と似た傾向を示している。定量的にみると、風向 $\theta=0^\circ$ のときライズ・スパン比 $f/B=0.1$ の風上側端部での正の値と屋根頂部付近の負の値の絶対値はライズ・スパン比 $f/B=0.2$ および 0.3 の結果より小さいことが確認される。風向 $\theta=30^\circ \sim 45^\circ$ のとき、ライズ・スパン比 $f/B=0.1$ の屋根の風上端部(けらば)領域における正の値と風下端部(けらば)領域での負の値の絶対値もライズ・スパン比 $f/B=0.2$ および 0.3 の結果より小さいことが分かる。



(a) 上面の平均風圧係数 C_{pt_mean}

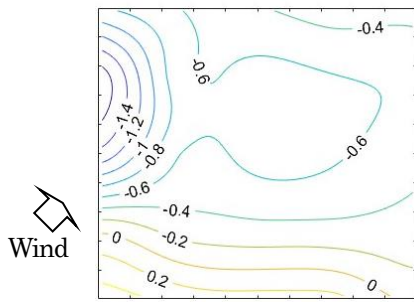


(b) 下面の平均風圧係数 C_{pb_mean}

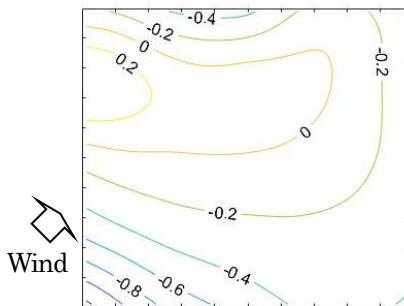


(c) 平均風力係数 C_{f_mean}

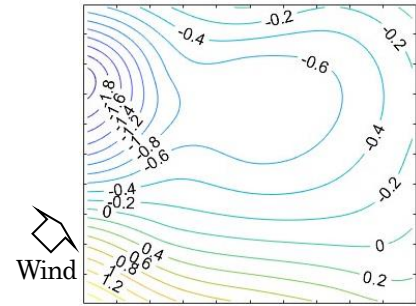
図8 平均風圧・風力係数分布 ($f/B=0.2, \theta=0^\circ$)



(a) 上面の平均風圧係数 C_{pt_mean}

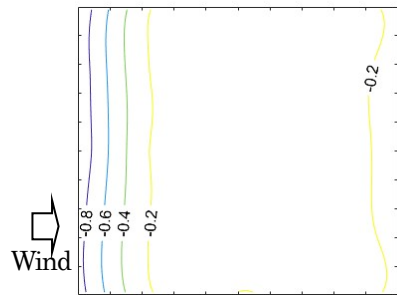


(b) 下面の平均風圧係数 C_{pb_mean}

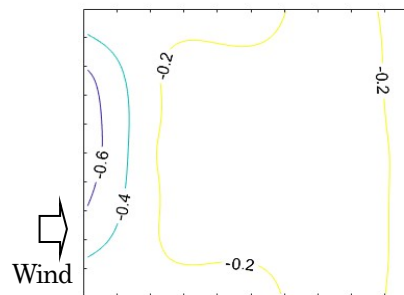


(c) 平均風力係数 C_{f_mean}

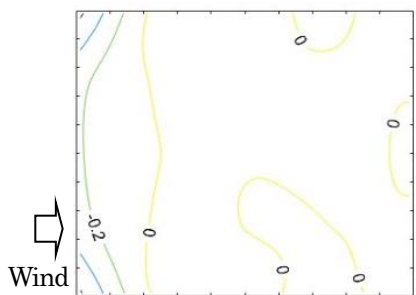
図9 平均風圧・風力係数分布 ($f/B=0.2, \theta=45^\circ$)



(a) 上面の平均風圧係数 C_{pt_mean}

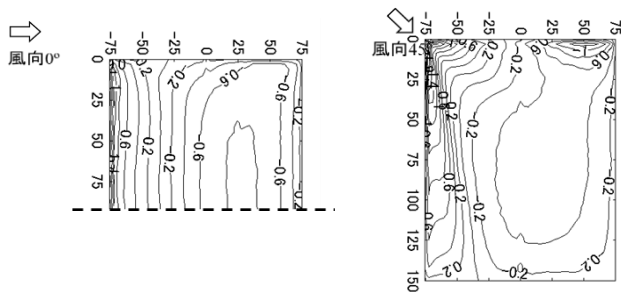


(b) 下面の平均風圧係数 C_{pb_mean}

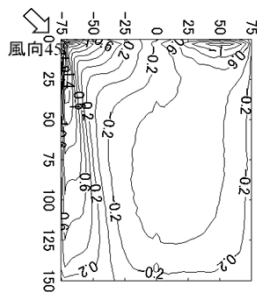


(c) 平均風力係数 C_{f_mean}

図10 平均風圧・風力係数分布 ($f/B=0.2, \theta=90^\circ$)

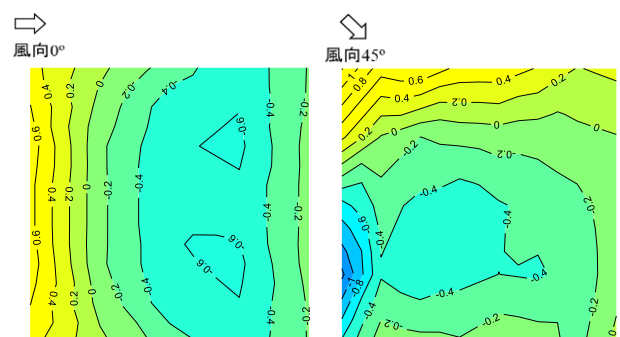


(a) $\theta=0^\circ$

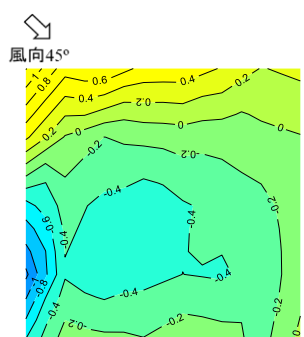


(b) $\theta=45^\circ$

図11 平均風力係数分布 $f/B=0.1$ (CFD 結果)⁵⁾



(a) $\theta=0^\circ$



(b) $\theta=45^\circ$

図12 平均風力係数分布 $f/B=0.1$ (風洞実験の結果)⁶⁾

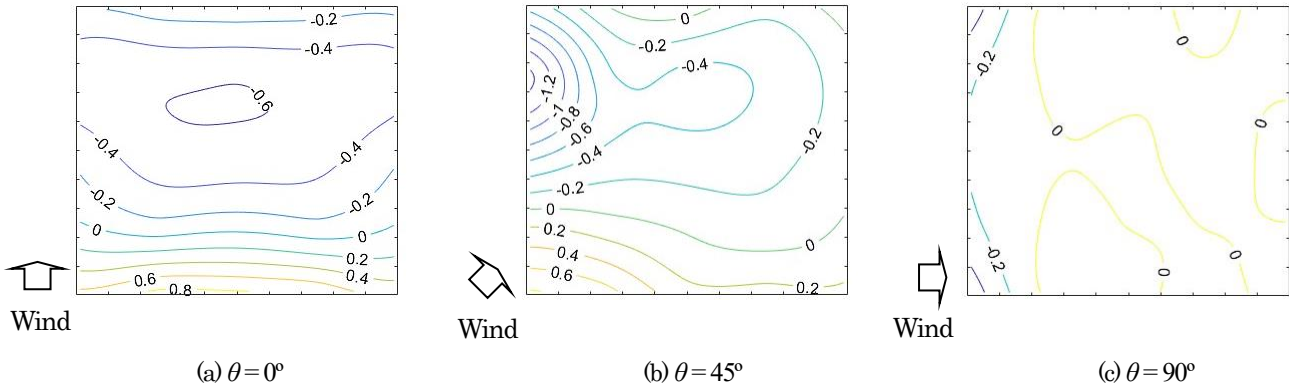


図 13 平均風力係数分布 ($f/B=0.1$)

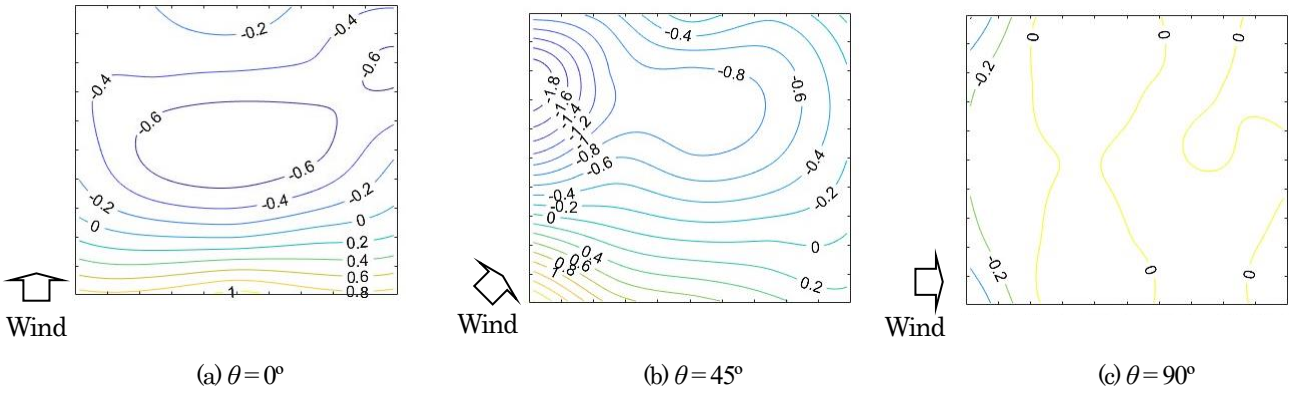


図 14 平均風力係数分布 ($f/B=0.3$)

4. ピーク風力係数に関する結果とそれに基づく外装材用ピーク風力係数の評価

外装材用ピーク風力係数は、外装材の面積の広がり考慮し、外装材の荷重負担領域に対する面平均風力係数の全風向中の最大・最小ピーク値に基づいて設定するのが合理的である。しかし、本研究のような独立上屋の場合、模型製作上圧力測定孔を密に設けることは困難であり、圧力測定孔の数が限られてしまう。したがって、外装材の荷重負担領域内に設けられた複数の圧力測定孔での風圧データを用いて面平均風力係数を求めることは困難である。そこで、本研究では領域内の代表点における風力係数の時間歴から面平均風力係数のピーク値を評価する TVL 法⁷⁾を適用する。この TVL 法は、面平均風圧(風力)を等価な時間平均値に置き換えて評価する方法であり、平均化時間と領域の代表長さの関係式は次式で与えられる。

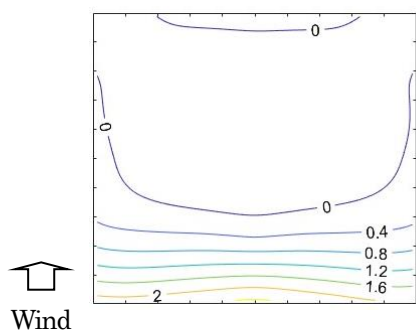
$$T_c = \frac{kL}{U_H} \quad (3)$$

ここで、 T_c は平均化時間(s)、 k はディケイファクター、 L は代表長さ($L = \sqrt{A}$ (m²), A 対象領域の面積(m²))⁸⁾、 U_H は実スケールでの屋根平均高さ H における設計風速(ここでは 28.6m/s)を表す。この方法を用いることで、代表長さ L の領

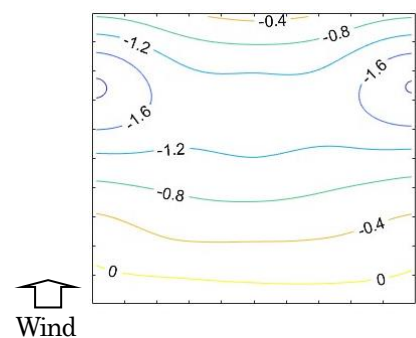
域に対する面平均風力係数のピーク値を領域内の代表点における長さ T_c の移動平均操作を施した風力係数の時刻歴のピーク値で評価することができる。

本研究では、屋根外装材の荷重負担面積を荷重指針に基づき 1m² と想定する。このとき、外装材の代表寸法は $L=1$ m となる。ディケイファクター k を Lawson の提案値⁷⁾を参照して $k=4.5$ と仮定すると、平均化時間 T_c は約 0.16 秒と計算される。そして、 $T_c=0.16$ s の移動平均を風力係数の時刻歴に施し、移動平均した風力係数の時刻歴から最大・最小ピーク風力係数を求め、それぞれを $\hat{C}_f$ 、 $\check{C}_f$ と表す。

図 15, 16, 17, 18 はライズ・スパン比 $f/B=0.2$ について風向角 $\theta=0^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 90^\circ$ のときの最大・最小ピーク風力係数分布を示す。 $\theta=0^\circ$ のとき、風上端部(軒)領域で $\hat{C}_f$ の大きな値が発生している。一方、 $\check{C}_f$ の絶対値は屋根頂部で大きくなっている。 $\theta=30^\circ, 45^\circ$ のような斜め方向からの風の場合、大きな $\hat{C}_f$ が屋根の風上端部(けらば)領域で発生している。同時に、絶対値の大きな $\check{C}_f$ が風下端部(けらば)領域で現れている。屋根の端部(けらば)領域で絶対値の大きな正・負のピーク風力が発生することは平均風力分布と同様である(図 9(c) 参照)。 $\theta=90^\circ$ のとき、最大風力係数分布と最小ピーク風力係数分布は互いに類似している。屋根の端部(けらば)領域で正・負ピーク値を示し、その以外の領域ではほぼ一定値(± 0.4)になっている。

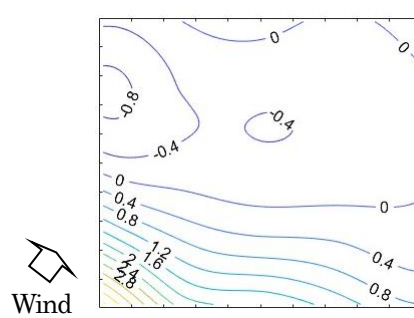


(a) $\hat{C}_f$

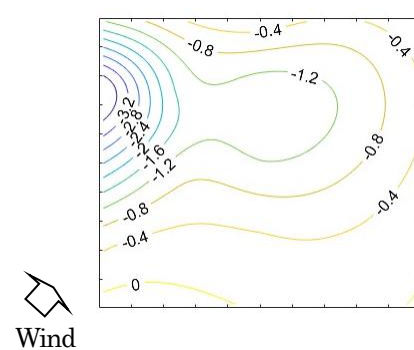


(b) $\check{C}_f$

图 15 最大・最小風力係数分布 ($f/B=0.2$, $\theta=0^\circ$)

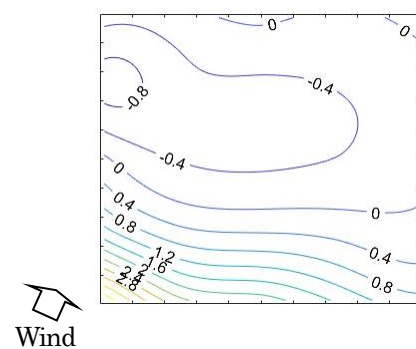


(a) $\hat{C}_f$

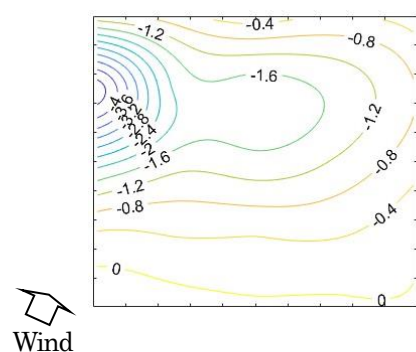


(b) $\check{C}_f$

图 17 最大・最小風力係数分布 ($f/B=0.2$, $\theta=45^\circ$)

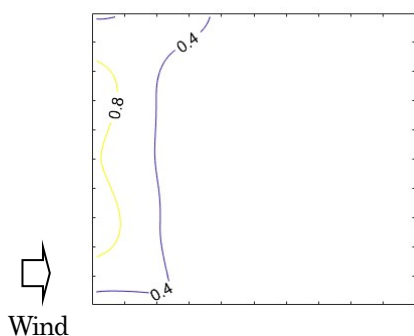


(a) $\hat{C}_f$

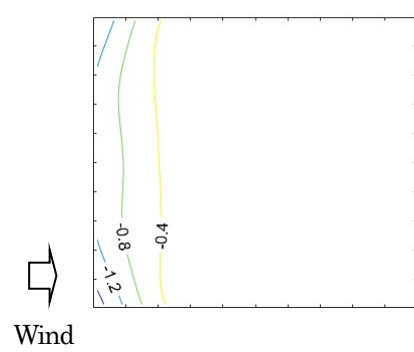


(b) $\check{C}_f$

图 16 最大・最小風力係数分布 ($f/B=0.2$, $\theta=30^\circ$)



(a) $\hat{C}_f$



(b) $\check{C}_f$

图 18 最大・最小風力係数分布 ($f/B=0.2$, $\theta=90^\circ$)

図 19, 20 は $f/B = 0.1, 0.2, 0.3$ について全風向中の最大・最小ピーク風力係数(正・負のピーク風力係数)の分布を示す。ここでは、屋根の対称性を考慮し 1/4 領域のみ表している。図 19 の正のピーク風力係数 $\hat{C}_{f, pos}$ 分布に着目すると、いずれの f/B においても屋根の角部で $\hat{C}_{f, pos}$ が大きな値を示している。これは屋根の上面に風が当たって大きな正圧を生じ、加えて下面に流れの剥離による大きなピーク負圧が作用するためである。

次に、図 20 の負のピーク風力係数 $\hat{C}_{f, neg}$ 分布に着目すると、いずれの f/B の場合も $\hat{C}_{f, neg}$ の絶対値は端部(けらば)に沿った領域で大きな値を示す。これは風が斜めから吹くと屋根端部での流れの剥離によって屋根面上に円錐渦が生成され屋根上面に大きな負圧が発生したためと考えられる。

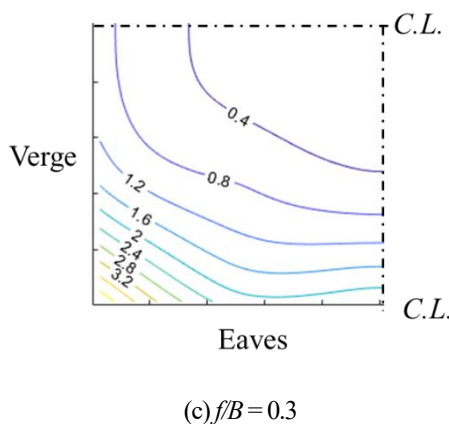
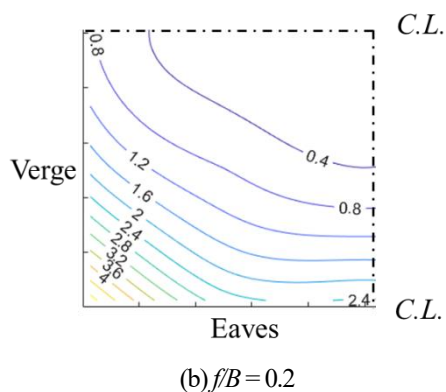
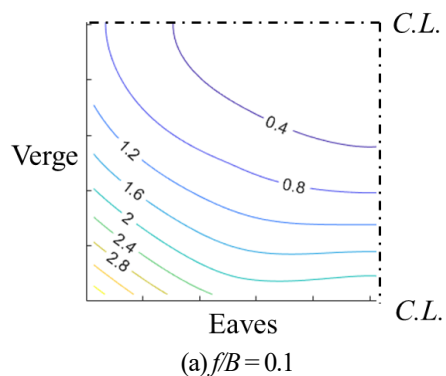


図 19 最大ピーク風力係数(正のピーク風力係数 $\hat{C}_{f, pos}$) 分布

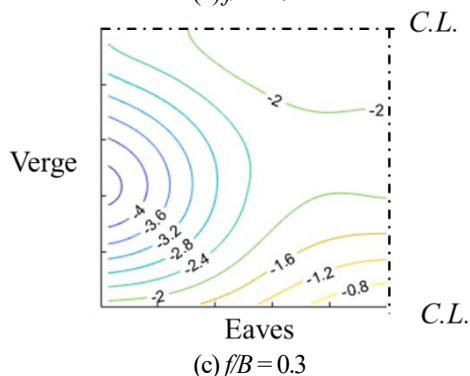
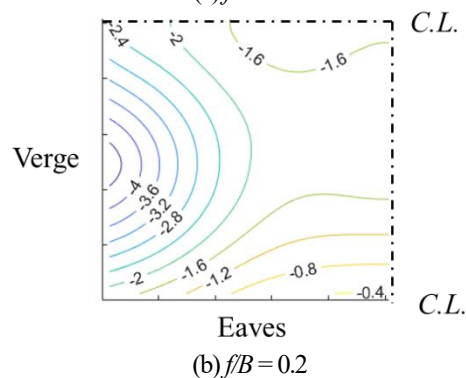
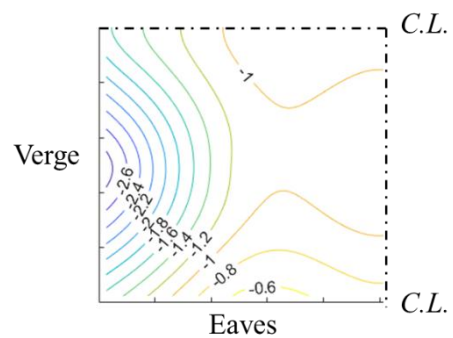
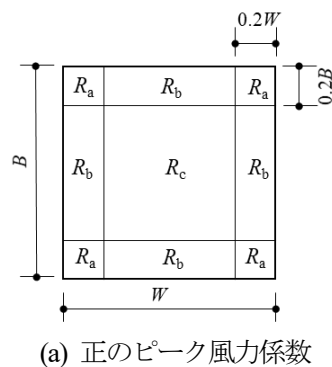
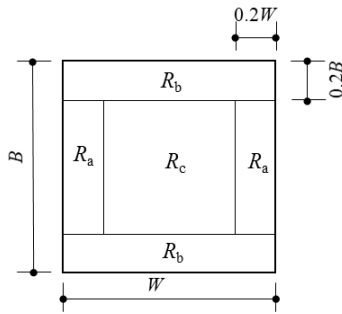


図 20 最小ピーク風力係数(負のピーク風力係数 $\hat{C}_{f, neg}$) 分布

全風向中の最大・最小ピーク風力係数(正負ピーク風力係数)の分布に基づき、荷重指針の閉鎖型円弧屋根の外装材用ピーク外圧係数の規定に倣って屋根面を図 21 のように R_a , R_b , R_c の 3 領域に分割し、各領域内において絶対値が最大となる正・負ピーク風力係数を求め、外装材用ピーク風力係数を表 2, 3 のように提案する。





(b) 負のピーク風力係数

図 21 正・負のピーク風力係数に対する領域分け

表 2 外装材用正のピーク風力係数 $\hat{C}_{f, pos}$ の提案値

	$f/B = 0.1$	$f/B = 0.2$	$f/B = 0.3$
R_a	3.8	5.0	4.3
R_b	2.4	2.6	2.3
R_c	0.9	0.9	0.9

表 3 外装材用負のピーク風力係数 $\hat{C}_{f, neg}$ の提案値

	$f/B = 0.1$	$f/B = 0.2$	$f/B = 0.3$
R_a	-2.9	-4.6	-4.6
R_b	-1.6	-1.9	-2.0
R_c	-1.2	-2.1	-2.5

5. まとめ

本研究では、ライズ・スパン比 f/B が 0.1~0.3、平面辺長比 W/B が 1 の円弧独立上屋を対象とし、縮尺模型を用いて境界層乱流中で多点風圧の同時測定を行い、屋根上面および下面に作用する風圧ならびに両者の差で与えられる風力係数の分布特性を明らかにした。ここでは特に構造骨組用風荷重算定の基本となる平均風力係数と外装材用風荷重算定の基礎となる最大・最小ピーク風力係数の分布に着目した。

平均風力係数分布が f/B や風向角 θ によって大きく変化することを示し、特徴的な結果を示す $\theta = 0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$ について、平均風力係数分布を生じさせる流れのメカニズムを考察した。最大・最小ピーク風力係数も平均風力係数と同様、 f/B や θ によって大きく変化することを示し、その発生メカニズムを考察した。そして、各点における全風向中の最大・最小ピーク

風力係数の分布に基づき、外装材用ピーク風力係数(正・負のピーク風力係数)を提案した。具体的には、屋根面を 3 つの領域に分け、各領域において絶対値が最大となる正負のピーク風力係数に基づき、外装材用ピーク風力係数を提案した。これらの結果は構造設計者に設計根拠を提供するものと期待される。

本研究においては平面辺長 $W/B = 1$ のモデルのみ扱ったが、実務設計では様々な平面辺長比が用いられる。平均風力係数および正・負ピーク風力係数の分布は W/B の影響も受けると考えられる。これについては今後の課題とするが、 $W/B = 2$ および 3 のモデルを用いた同様の風洞実験は既に実施しており、現在実験結果を纏めているところである。今後その成果を本研究「その 2」として発表する予定である。

〔謝辞〕

本研究は能村膜構造技術振興財団の令和 6 年度助成金によるものである。ここに記して謝意を表する。

参考文献

- 1) 日本建築学会：建築物荷重指針・同解説，2015
- 2) M.B. Natalini, C. Morel, B. Natalini: Mean loads on vaulted canopy roofs, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol.119, pp.102-113, 2013
- 3) 山村朗丸，高館祐貴，植松康：曲面屋根を有する独立上屋の設計用風荷重に関する研究：その 1 円弧屋根の場合，膜構造論文集，第 31 号，pp. 11-24, 2017
- 4) 文礼志，植松康：円弧型独立上屋に作用する風圧の時間的・空間的変動特性に関する研究，膜構造研究論文集，第 33 号，pp. 39-52, 2019
- 5) 文礼志，丁威，植松康：円弧型独立上屋の風力特性，膜構造ジャーナル，No.1, pp.35-44, 2021
- 6) 植松康：両側支持式 R 型カーポートの設計用風荷重に関する風洞実験報告書，日本エクステリア工業会，2021
- 7) T.V. Lawson, Wind Effects on Buildings Vol. 1 Design Applications; Applied Science Publishers LTD.: London, UK, 1980
- 8) Y. Uematsu, N. Isyumov : Peak gust pressures acting on the roof and wall edges of a low-rise building, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol. 77&78, pp.217-231, 1998

WIND TUNNEL EXPERIMENT ON WIND LOADING OF VAULTED FREE ROOFS AND DISCUSSION ON PEAK WIND FORCE COEFFICIENTS FOR DESIGNING THE CLADDING/COMPONENTS PART I IN THE CASE OF SIDE RATIO $W/B = 1$

Wei Ding ^{*1}
Yasushi Uematsu ^{*2}
Momoka Seki ^{*3}

Summary

In this paper, wind tunnel experiments on wind loading of a vaulted free roof with a side ratio of $W/B = 1$ were carried out. The effect of rise/span ratio f/B and wind direction θ on the characteristics of mean wind pressures and forces acting on the whole roof were investigated based on the results of the wind tunnel experiments. Then, according to the distributions of the most critical maximum and minimum peak wind force coefficients on the roof irrespective of wind direction, the positive and negative peak wind force coefficients for designing the cladding/components of the roofs were proposed.

^{*1} Lecturer, National Institute of Technology (KOSEN), Akita College, Dr. Eng.

^{*2} Specially Appointed Professor, New Industry Creation Hatchery Center, Tohoku University, Dr. Eng.

^{*3} Undergraduate student, National Institute of Technology (KOSEN), Akita College.