

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

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----- 9
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) ----- 21
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)

4. HP型張力膜構造における膜設計用風力係数に関する研究----- 30
- 膜面の最大荷重効果に基づく検討 -
多田このみ (巴コーポレーション)
宮里直也 (日本大学)
岡田 章 (日本大学)
鴛海 昂 (日本大学)
小室昂斗 (日本大学)

第2編 報告・概説

1. 2025大阪・関西万博に関する日本膜構造協会の活動報告----- 42
喜多村 淳（一般社団法人 日本膜構造協会）

2. 大阪・関西万博における膜構造----- 46
平郡竜志（太陽工業株式会社）

[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。

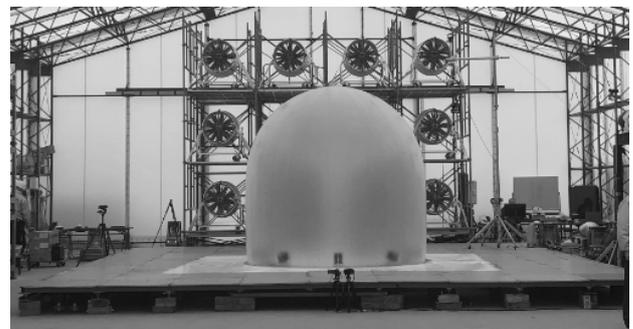


Photo.1 大型疑似風洞装置と空気膜モデル

*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

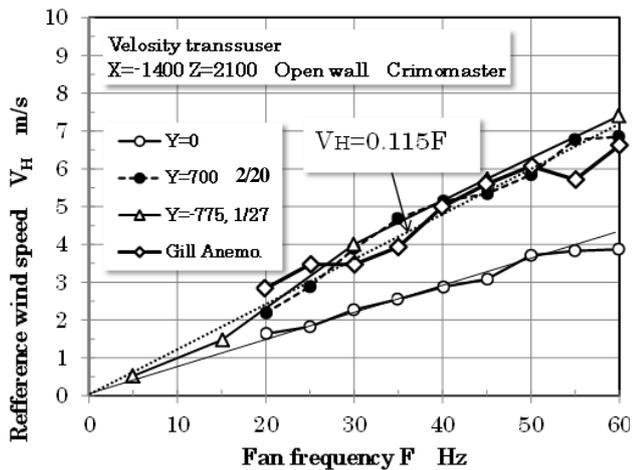


Fig.3 ファンの回転数と風速の関係

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。

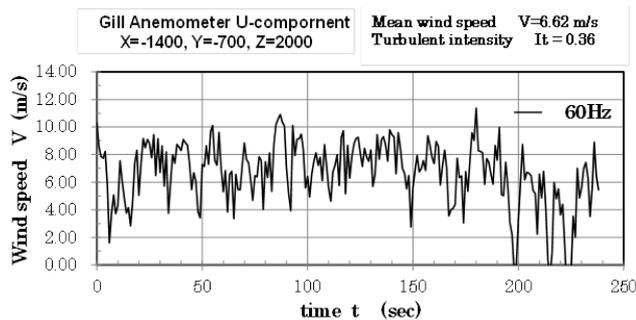


Fig.4 Gill風速計による乱流計測

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。

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

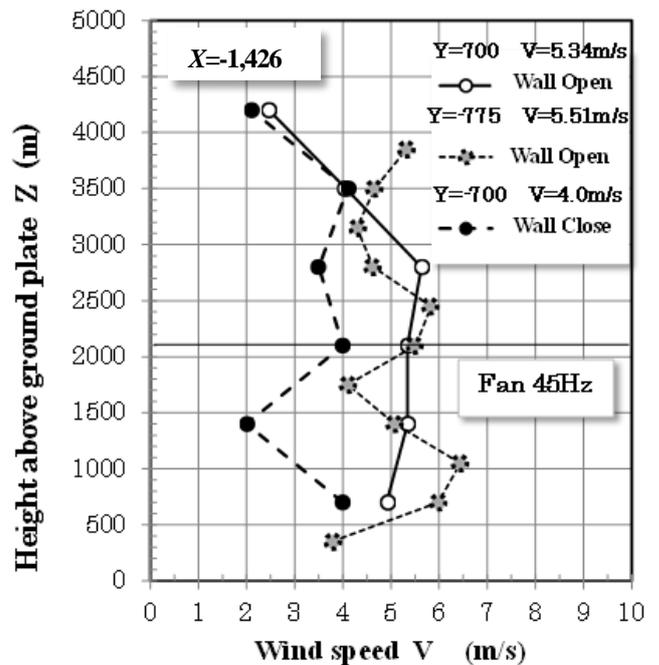


Fig.5 風下壁開閉による発生風速比較
(○ 壁開放、● 壁閉鎖)

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。

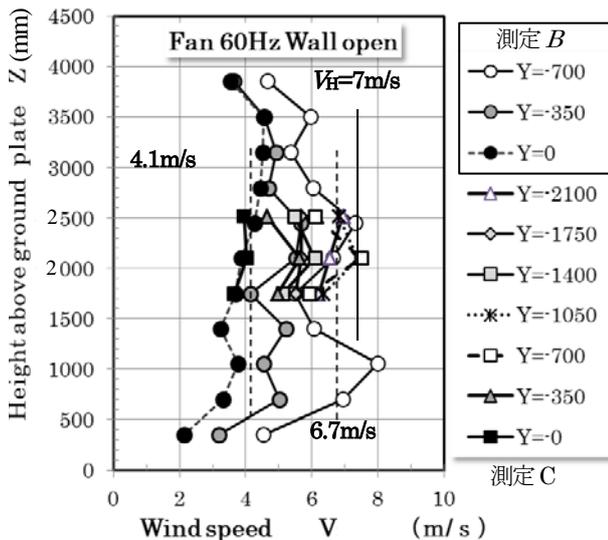


Fig.6 試験体前縁の鉛直分布

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 $Z=2,520$ 、 $2,100$ 、 $1,745$ 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、真に一樣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。

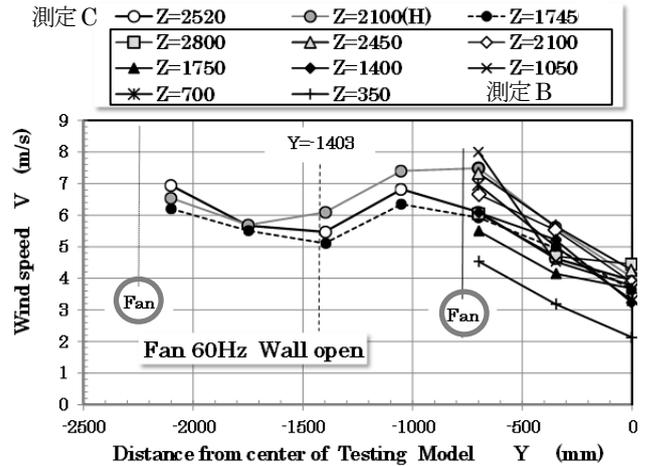


Fig.7 試験体前縁の水平分布

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。

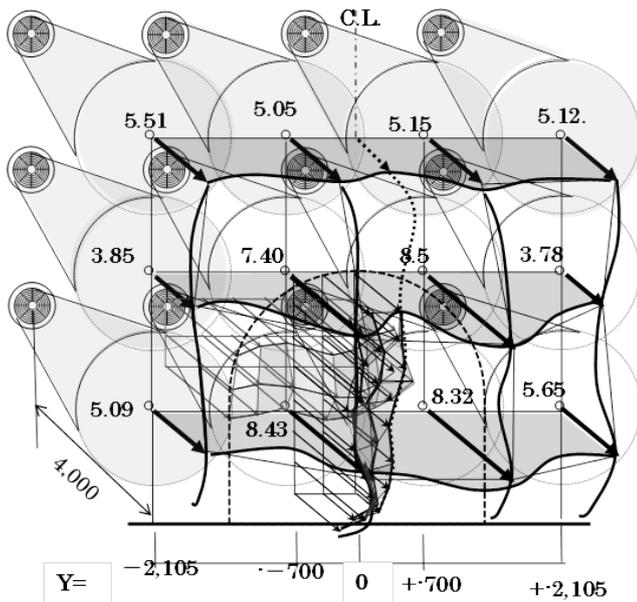


Fig.8 試験体前縁の分布性状

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) 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_i において座屈回避に必要な内圧 P_{ob} の計測では $P_i = P_{ob} + 10$ 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 $P_i = P_0 + 10$ 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)。

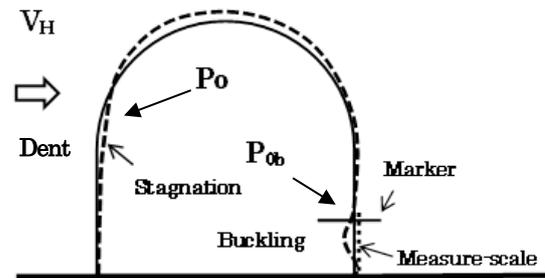


Fig.9 測定対象

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_{ob} に関する P_i 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_i 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_{ob} の測定

Date 2021/2/16 16:00~		
Weather Gail with snow		
Fan (Hz)	V_H (m/s)	P_{ob} : Wall close (Pa)
0	0	0
25	1.9	0
30	<u>2.3</u>	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、 $P_{0i} = 10Pa$ 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。

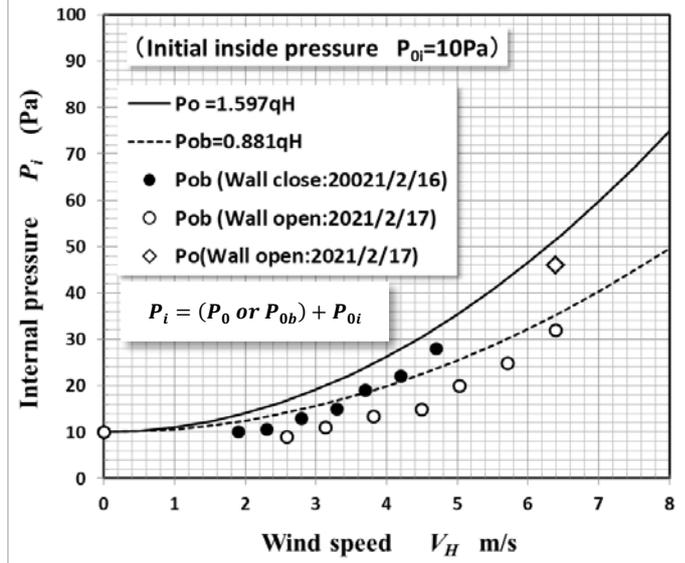


Fig.10 必要内圧の実験と推定式の比較 (実験 1、実験 2)

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。

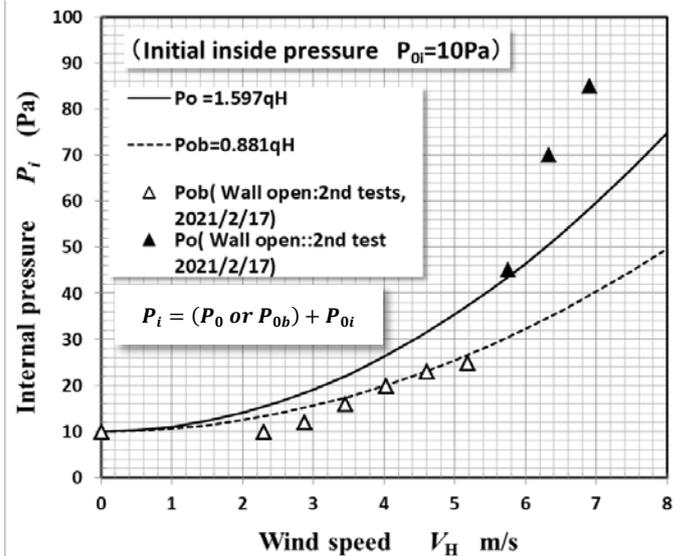


Fig.11 必要内圧の実験と推定式の比較 (実験 3)

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4m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[4]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。

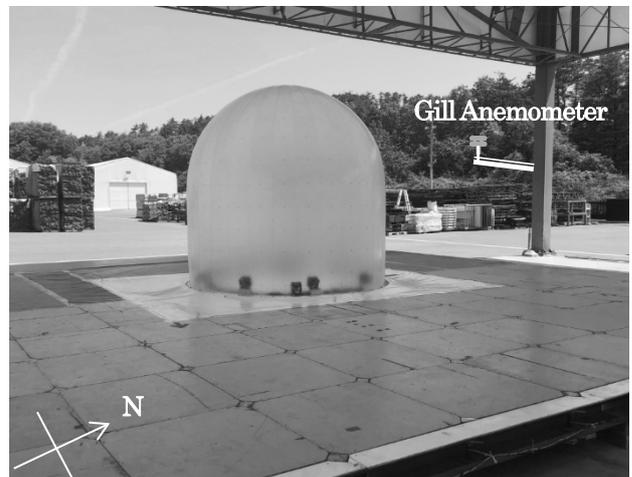


Photo.1 屋外実験状況

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ーア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 字菅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。

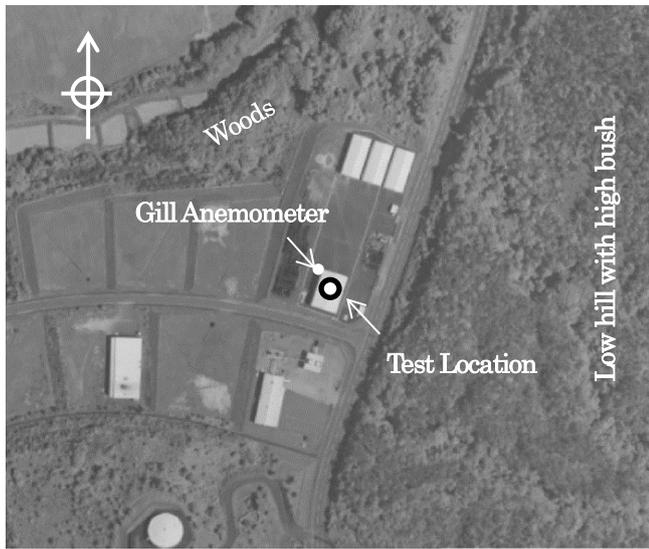


Photo.2 計測地点の周辺状況

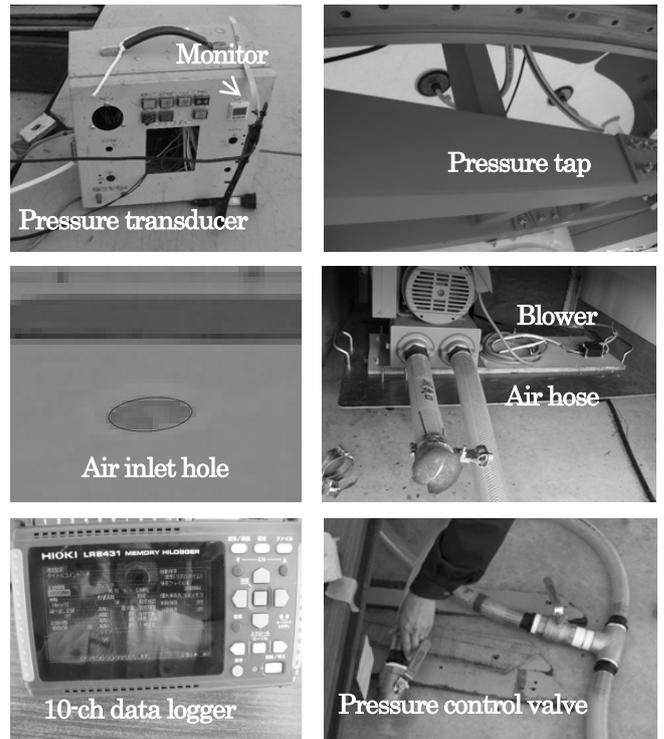


Photo.3 計測装置

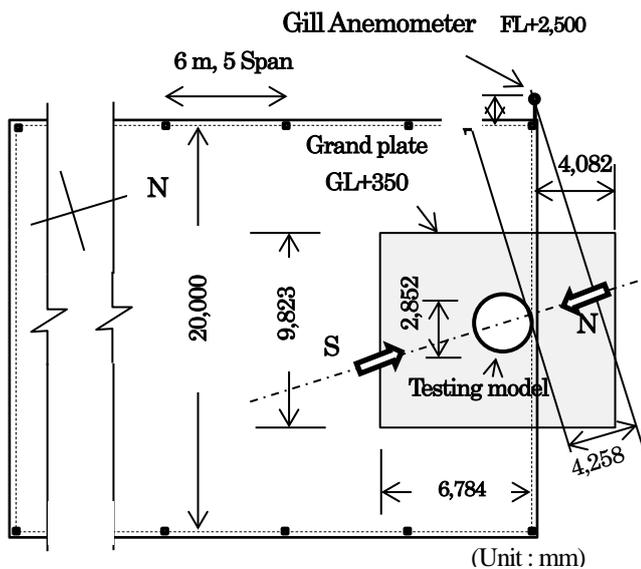


Fig.1 試験体および風速計の設置詳細

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。

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。

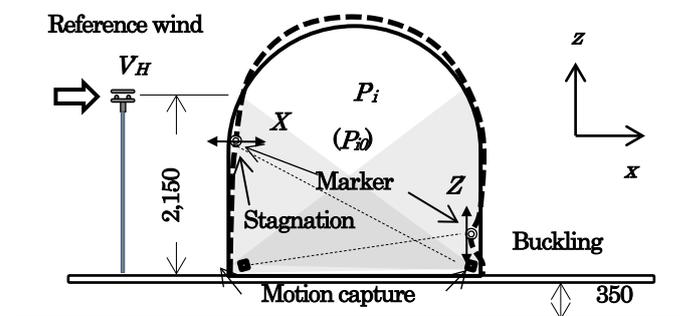


Fig.2 測定方法

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_{Tm} 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、 $L_x = 15.3\text{m}$ (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。

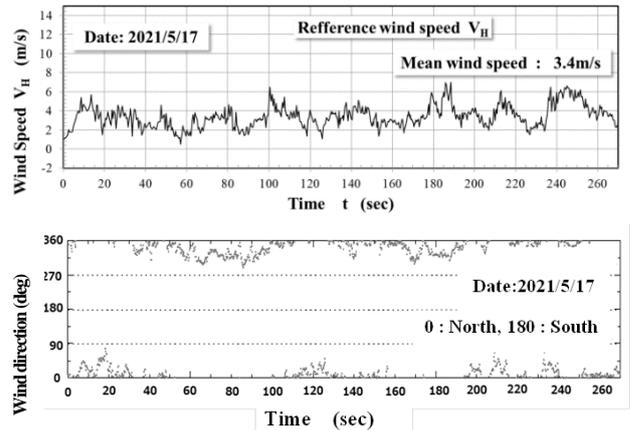


Fig.3 基準点における風速と風向記録

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

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

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

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

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。

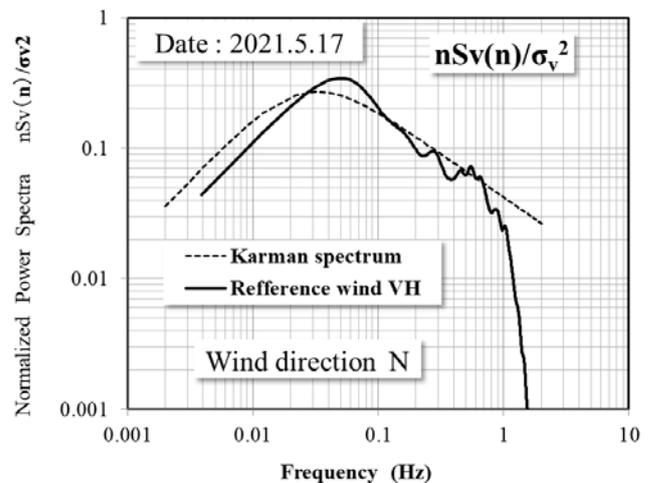


Fig.4 パワースペクトル

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。

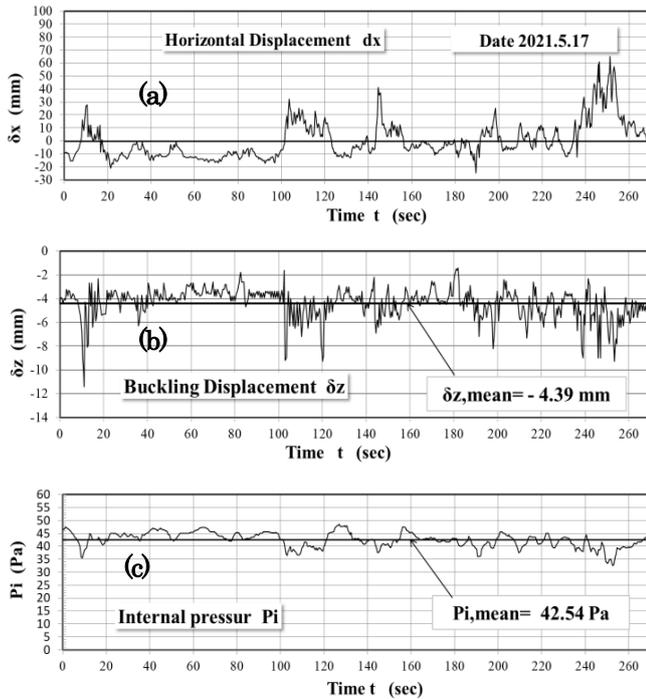


Fig.5 空気膜ドームの高さ850mmにおける風上・風下膜面変位変動および内圧変動

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。

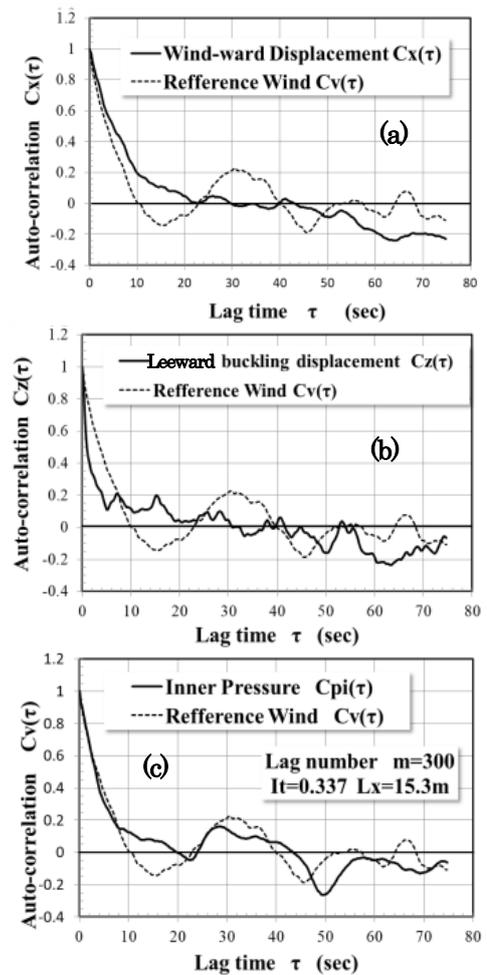


Fig.6 変位および内圧の自己相関係数分布

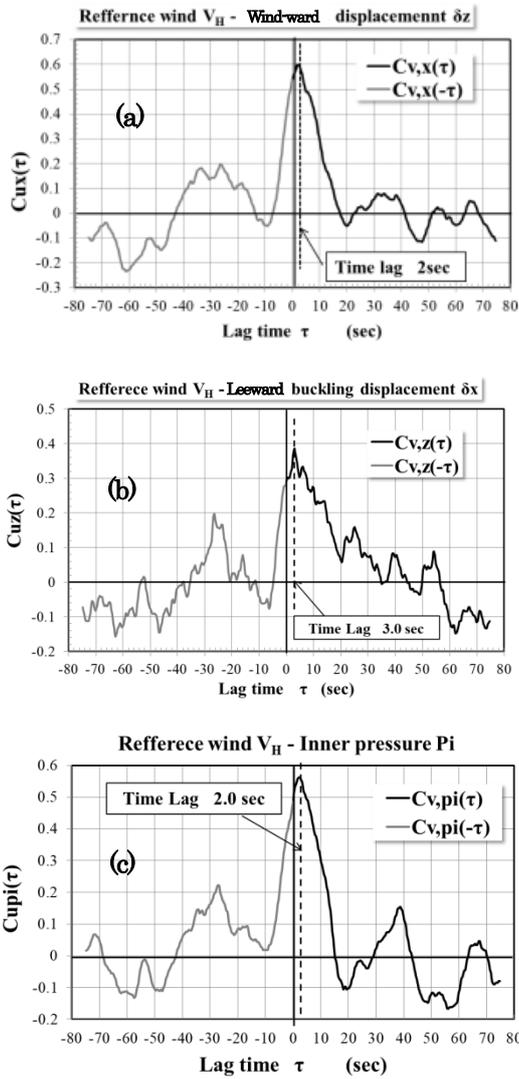


Fig.7 変位・内圧の風速に対する相互相関係数分布

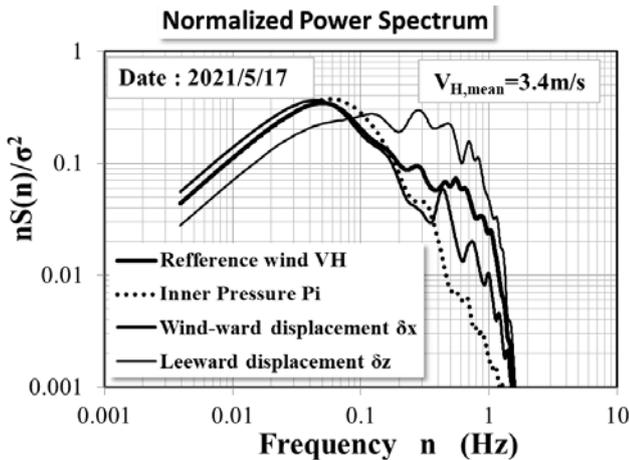


Fig.8 風速、内圧、変位の各変動に関するパワースペクトル

5. 空気膜ドームモデルの変形状

風による空気膜ドームの変形状に関する研究は、本郷¹⁾、最上²⁾、B.G. Newman¹⁰⁾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。

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

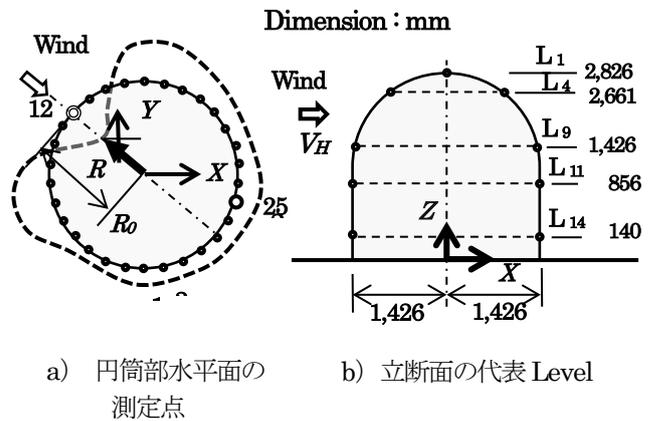


Fig.9 変位計測点と代表 Level

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し寄せられ、風下では外側に押し広げられ、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
	R ₀ =1,426		Z ₀ =858	
L ₁₁	R ₀ -R=38.29	R-R ₀ =19.57	Z-Z ₀ =12.20	Z-Z ₀ =8.62
	R ₀ =1,426		Z ₀ =140	
L ₁₄	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 L₁₁ 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。

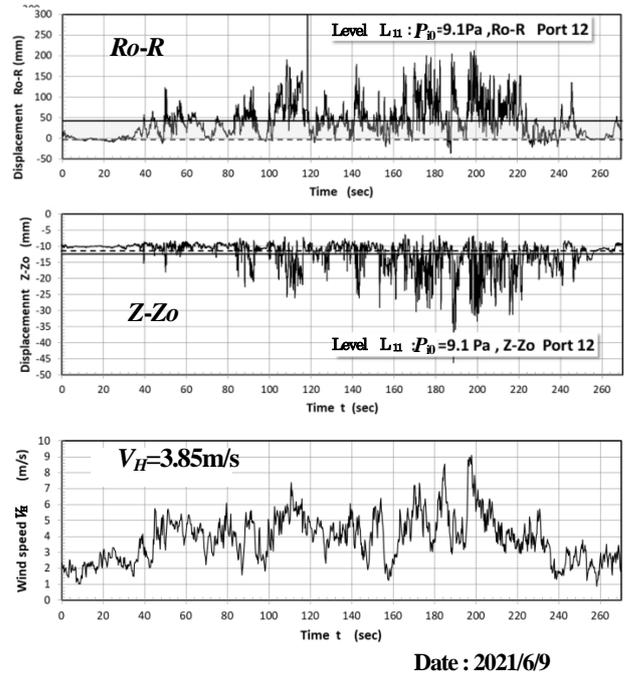


Fig.10 変位の時刻歴波形と同時刻の風速波形

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 δ_x と δ_z 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 L₁₁ 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。

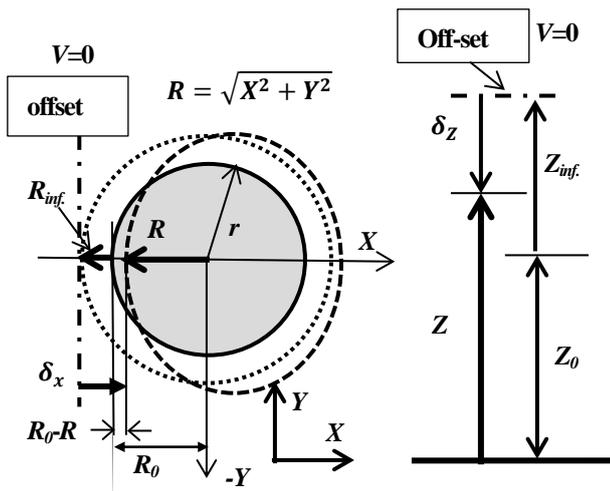


Fig.11 Off-setの定義

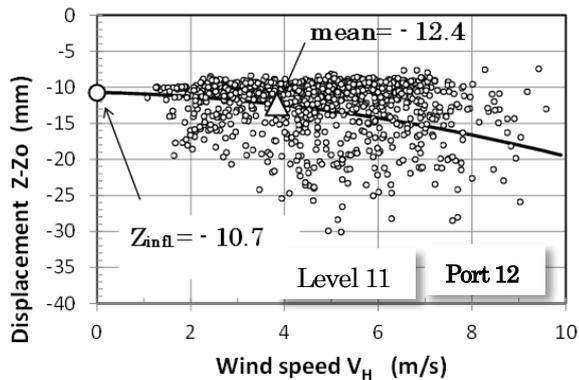
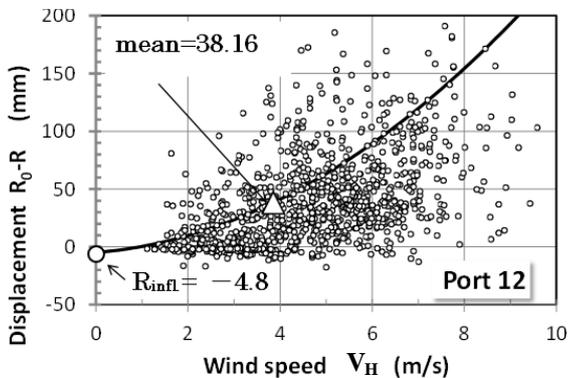


Fig.12 Off-set (R_{inf} or Z_{inf}) の設定

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

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。

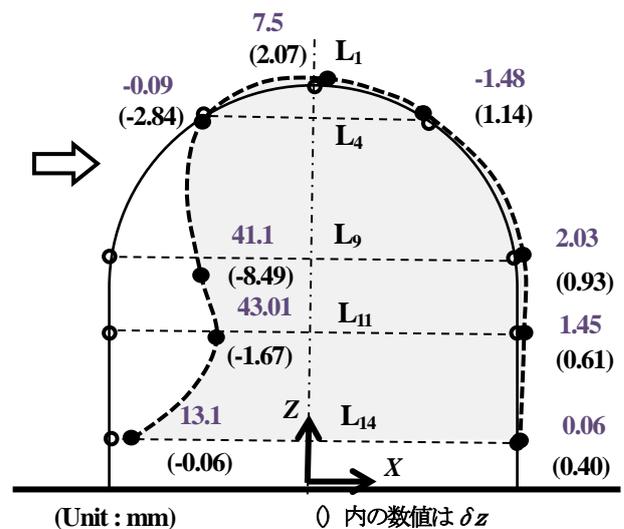
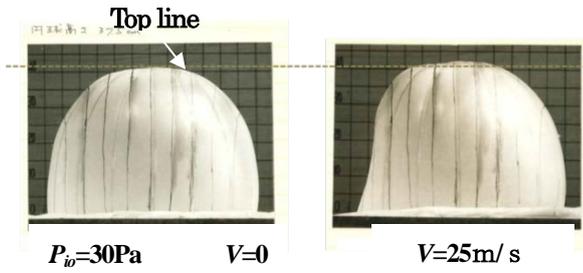


Fig.13 実変位を考慮した変形



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_{i0} 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_{i0} に対して計測された膜体内圧 P_i は、膜体内圧と同程度に推移していた。

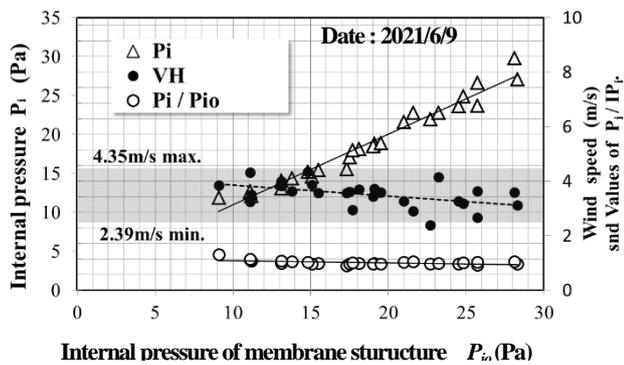


Fig. 14 収録記録

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_{i0} 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_{i0} (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_{i0} (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_{i0} (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_{i0} 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、得られ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。

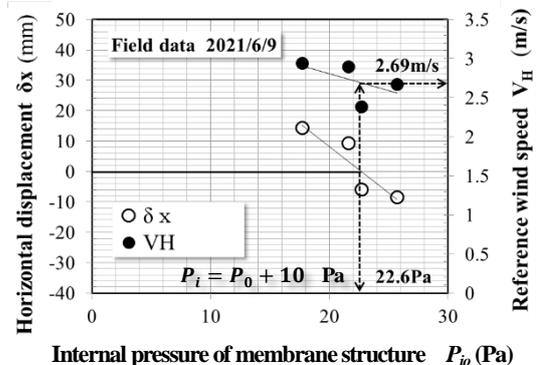


Fig. 15 風速 2m/s 台の推定される必要内圧

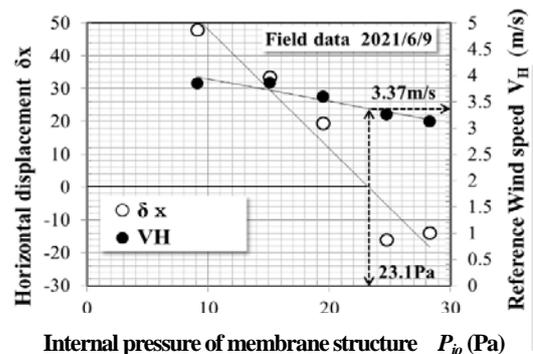


Fig. 16 風速 3m/s 台の推定される必要内圧

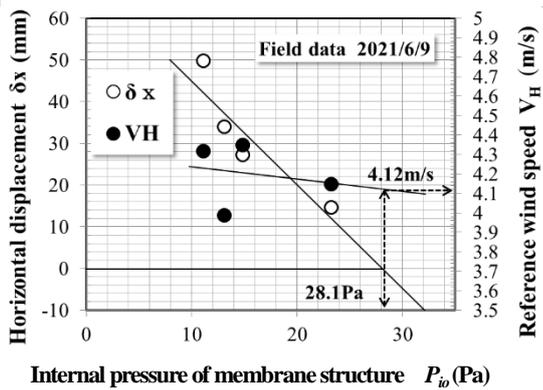


Fig. 17 風速 4m/s 台の推定される必要内圧

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 \check{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 $P_{00}=10\text{Pa}$ (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 \check{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。

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

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

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

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。

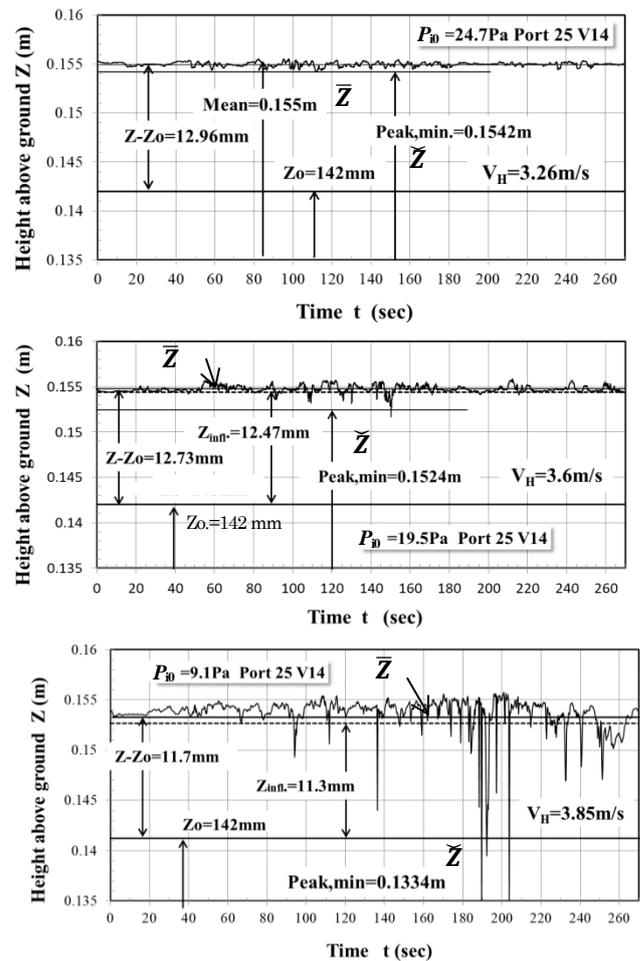


Fig.18 3 種の膜体内圧に対する風下膜下部における変位変動

見方を変えると、この基本最小ピーク率 \check{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

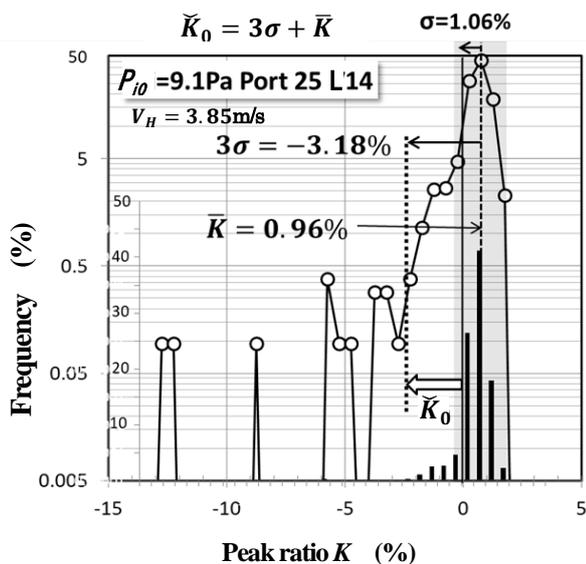


Fig.19 ピーク率 K の発生頻度分布

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_{ob} 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 \check{Z} 、ピーク率 \bar{K} および最小ピーク変位 $\check{\delta}_z$

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

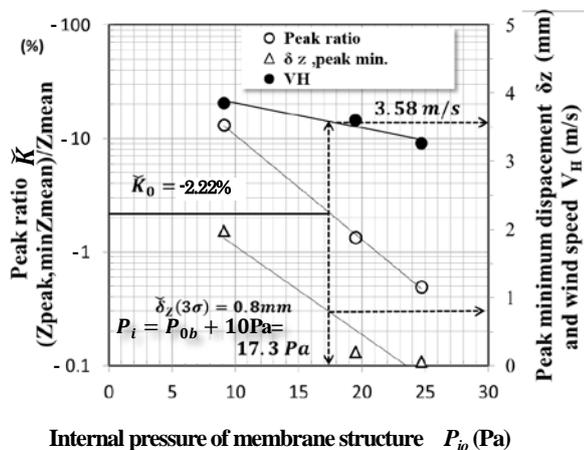


Fig.20 基本最小ピーク率 \bar{K}_0 と対応する座屈を抑えるための必要内圧

た最小ピーク変位 $\check{\delta}_z$ 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_{ob} 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_{ob} 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_{ob} 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。

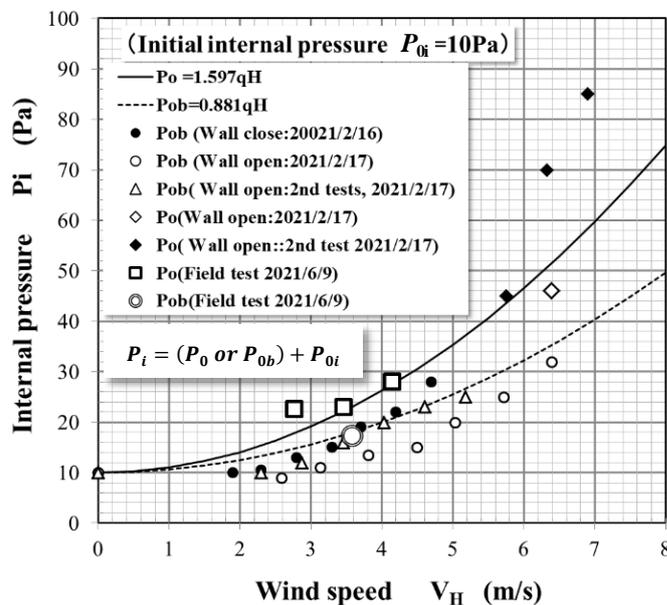


Fig.21 必要内圧に関する簡易算定法と実測推定データの比較

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、高さと同径が約30m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 $V_p/V_{nr}=3.84$ 、時間スケール $T_p/T_{nr}=2.786$ として圧力スケール $P_p/P_{nr}=14.75$ 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を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 $P_{0f}=9.1\text{Pa}$ 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_{0b} 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_{0b} と簡易算定法との比較検証の結果、比較的良好的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。

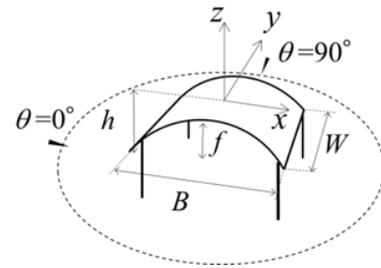


図4 模型に対する座標系と記号

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

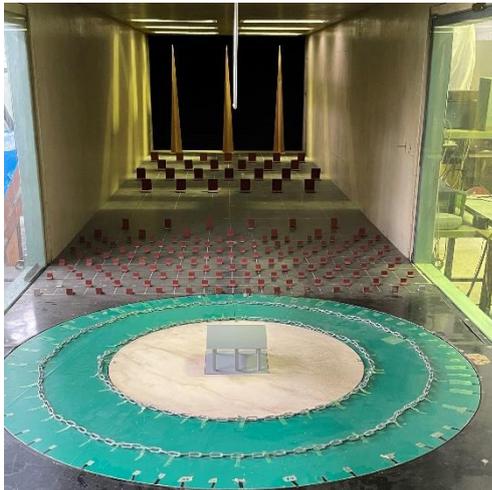


図2 風洞実験の様子 ($f/B=0.2, \theta=0^\circ$)

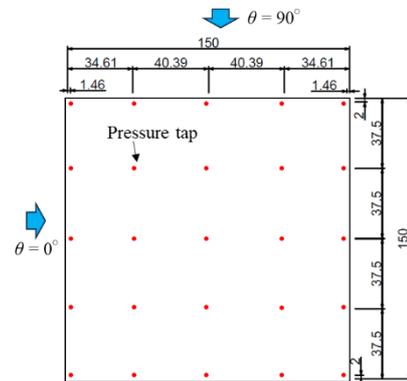


図5 風圧測定点配置

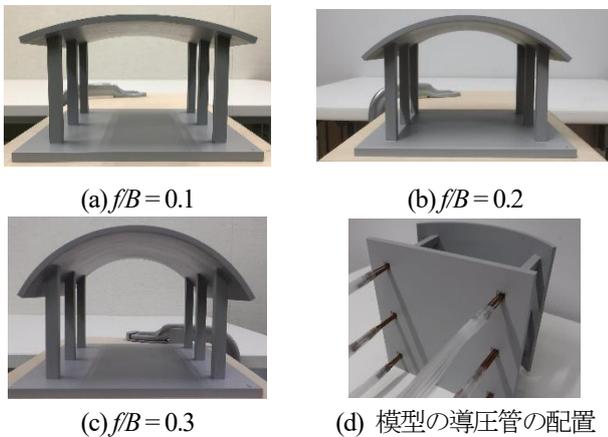


図3 風洞実験模型

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。

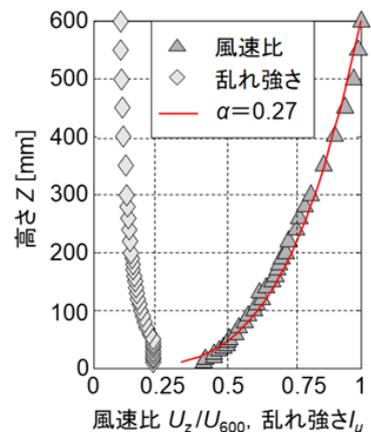


図6 平均風速および乱れ強さのプロファイル

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 9m/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 28.6m/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 $\lambda_T = \lambda_v/\lambda_v \approx 1/31.4$ 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 600s) 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 500Hz 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 300Hz 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 $C_{f,mean}$ 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 $C_{pt,mean}$ 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 $C_{pt,mean}$ 分布が $C_{f,mean}$ 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 $C_{f,mean}$ 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 $C_{f,mean}$ が負値を示すのは、模型の屋根厚さが 4mm 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、いずれにしる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。

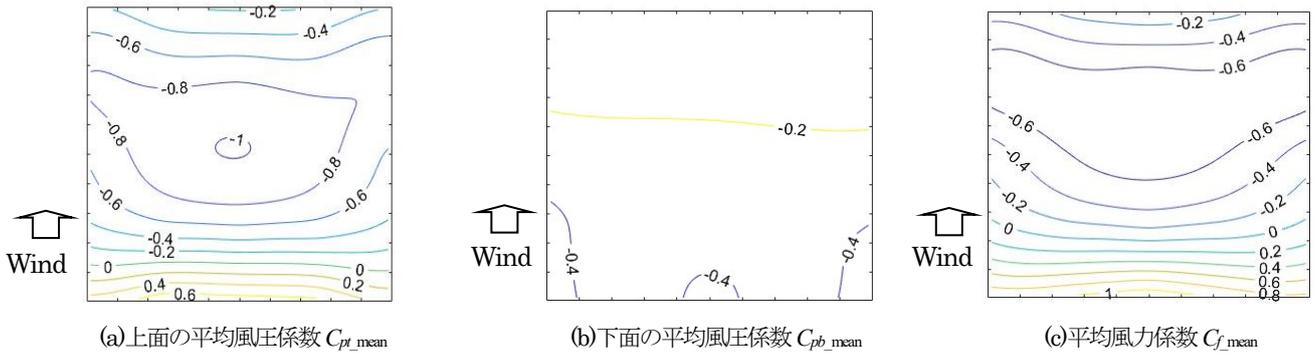


図8 平均風圧・風力係数分布 ($f/B=0.2, \theta=0^\circ$)

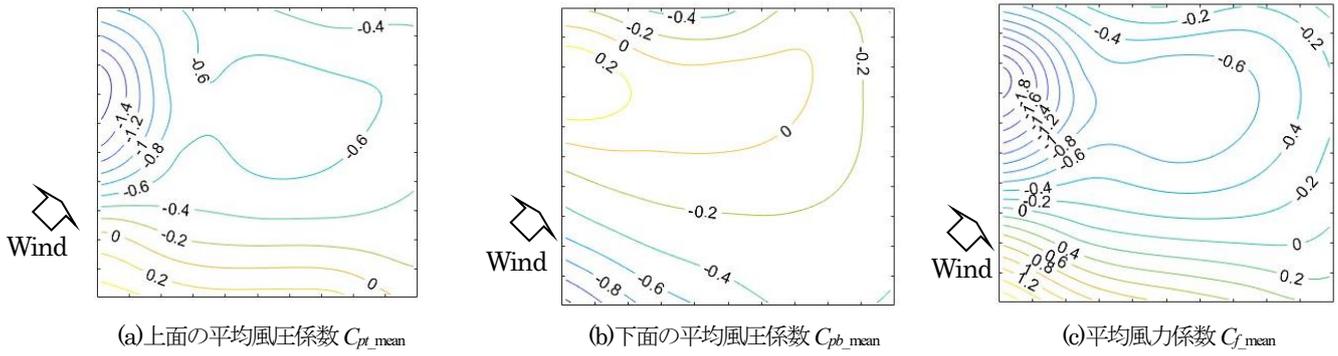


図9 平均風圧・風力係数分布 ($f/B=0.2, \theta=45^\circ$)

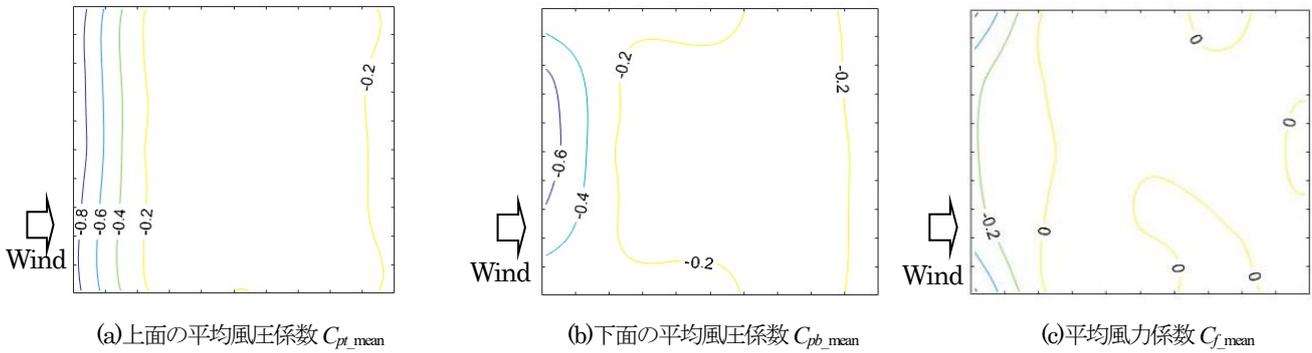


図10 平均風圧・風力係数分布 ($f/B=0.2, \theta=90^\circ$)

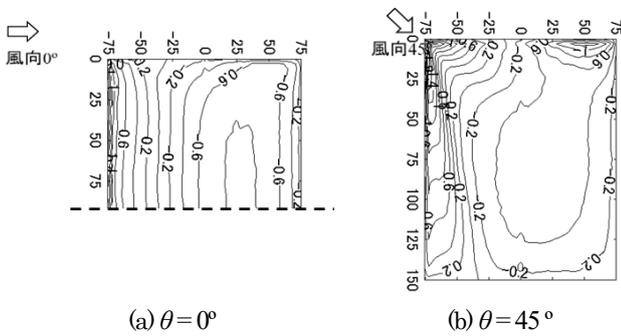


図11 平均風力係数分布 $f/B=0.1$ (CFD 結果)⁵⁾

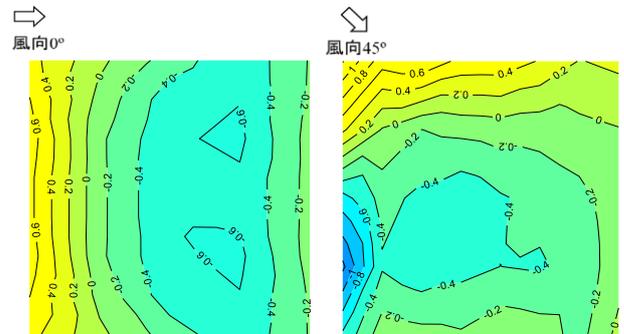


図12 平均風力係数分布 $f/B=0.1$ (風洞実験の結果)⁶⁾

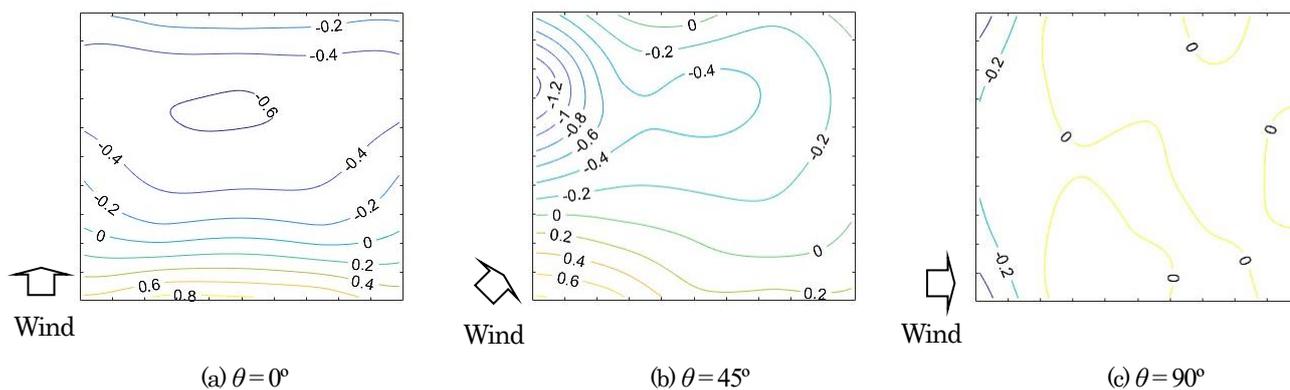


図 13 平均風力係数分布 ($f/B=0.1$)

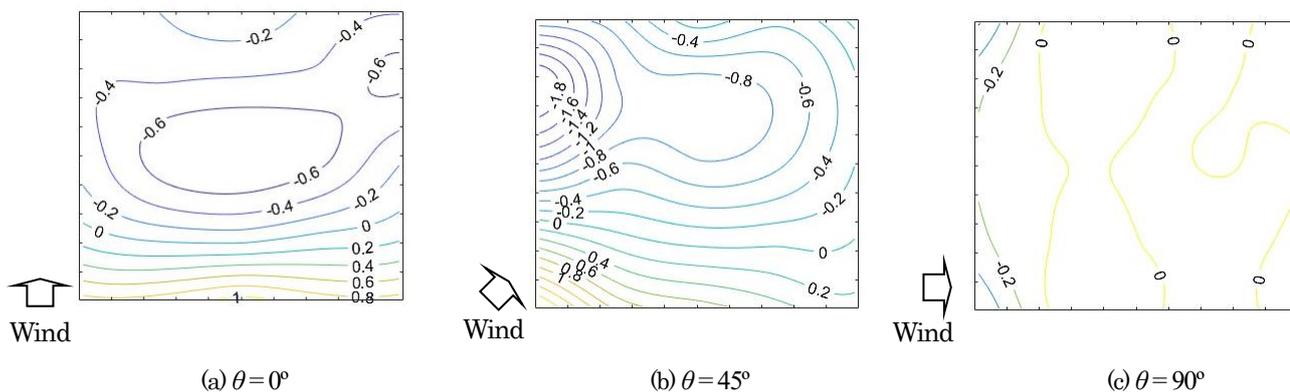


図 14 平均風力係数分布 ($f/B=0.3$)

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。

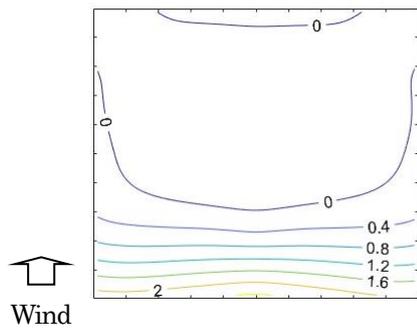
$$T_c = \frac{kL}{U_H} \quad (3)$$

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($L = \sqrt{A}$ (m)²、 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

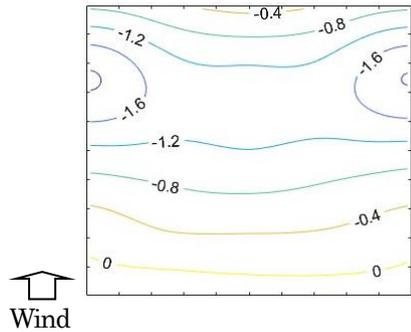
域に対する面平均風力係数のピーク値を領域内の代表点における長さ T_c の移動平均操作を施した風力係数の時刻歴のピーク値で評価することができる。

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 $L=1\text{m}$ 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、 $T_c=0.16\text{s}$ 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。

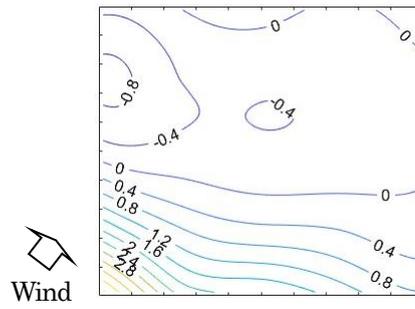


(a) \hat{C}_f

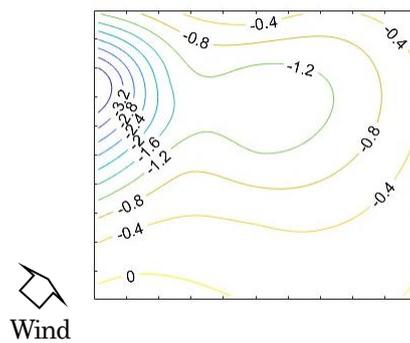


(b) \check{C}_f

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

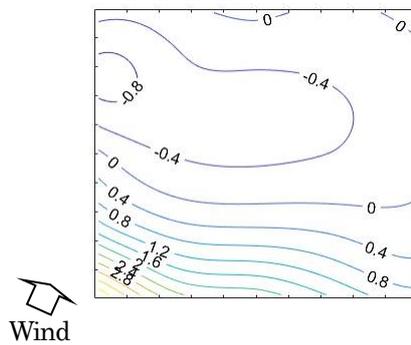


(a) \hat{C}_f

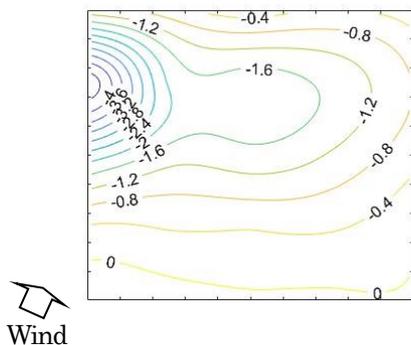


(b) \check{C}_f

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

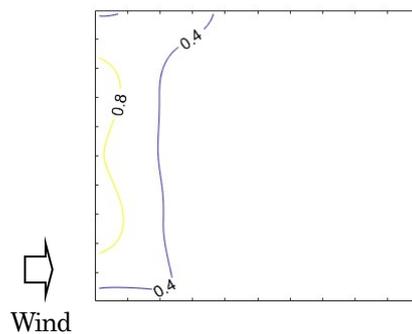


(a) \hat{C}_f

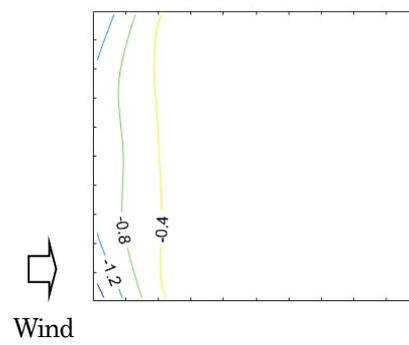


(b) \check{C}_f

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。

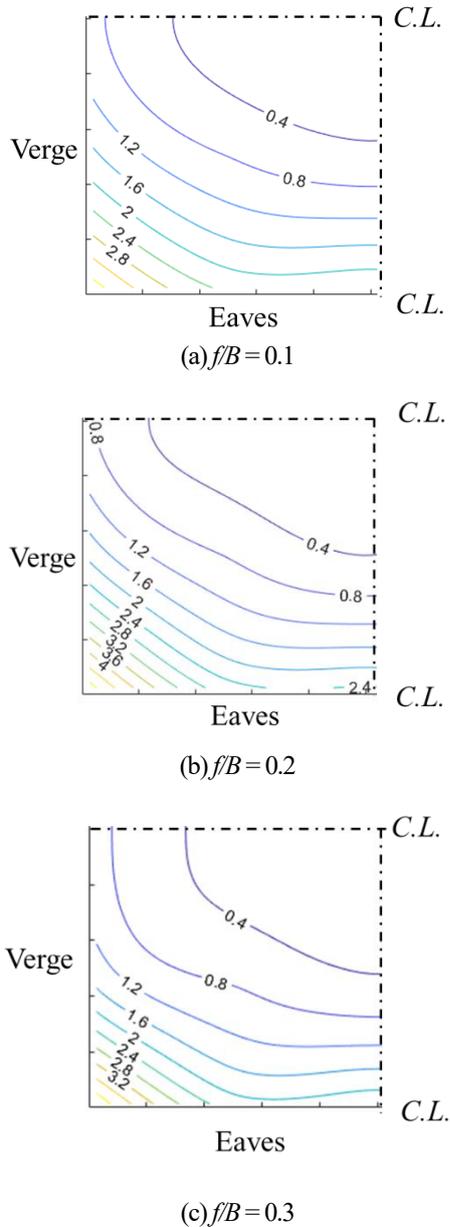


図 19 最大ピーク風力係数(正のピーク風力係数 $\hat{C}_{f, pos}$) 分布

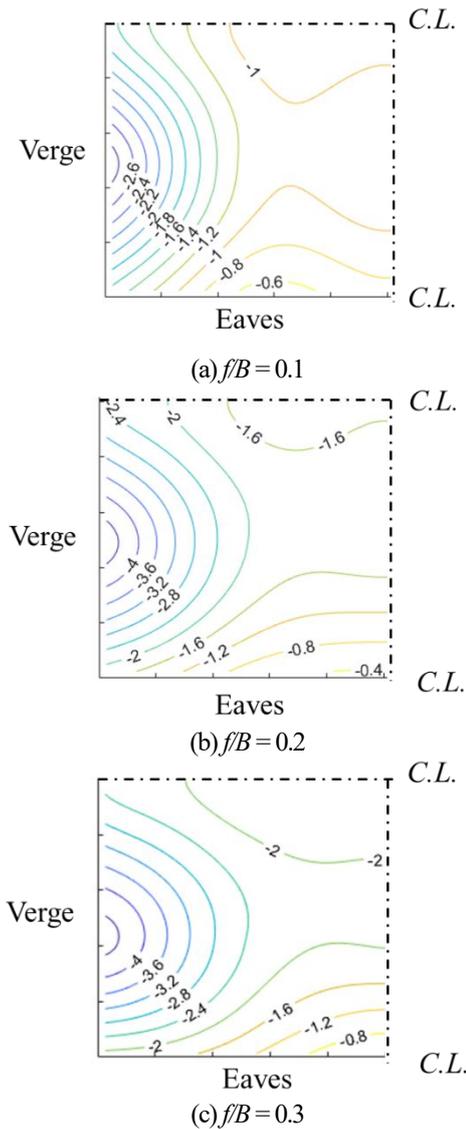
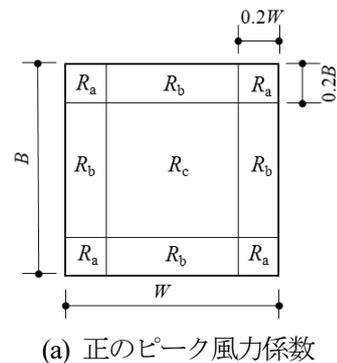
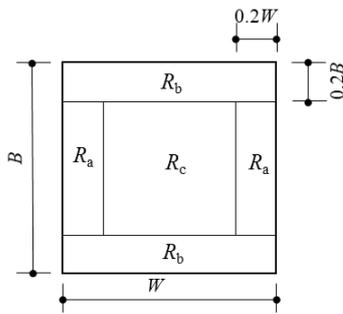


図 20 最小ピーク風力係数(負のピーク風力係数 $\hat{C}_{f, neg}$) 分布

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.

HP型張力膜構造における膜設計用風力係数に関する研究

- 膜面の最大荷重効果に基づく検討 -

多田このみ *1
宮里直也 *2
岡田章 *3
鴛海昂 *4
小室昂斗 *5

令和6年6月に施行された膜構造建築物に関する告示改正に伴い、より自由度の高い膜構造の設計が可能となった。膜構造の一種である張力膜構造は、張力導入によって安定する構造であり、HP曲面を有する膜構造（HP型張力膜構造）が代表例として挙げられる。本研究では、HP型張力膜構造を検討対象として、風洞実験と時刻歴応答解析を実施し、風応答性状の分析を行う。また、柱軸力に着目したLRC法を用いて等価静的風荷重を算出し、膜面の変形や応力に対する最大荷重効果を再現可能な膜設計用風力係数の提案を行う。さらに、膜設計用風力係数を用いた静的解析結果と時刻歴応答解析結果を比較することで、その有効性の検証を行う。

1. はじめに

令和6年6月28日に膜構造の建築物又は建築物の構造部分の構造方法に関する安全上必要な技術的基準（平成14年国土交通省告示第666号）の一部が改正された。この告示改正により、膜構造建築物の設計自由度が大幅に向上し、大規模な張力膜構造の設計も可能となった。ここで、膜構造の一種である張力膜構造は、張力導入によって安定する構造であり、形態抵抗を特徴とする。張力膜構造の代表例としては、直線推進型HP（Hyperbolic Paraboloid）曲面を有する膜構造（以下「HP型張力膜」）が挙げられ、両方の主曲率方向に張力導入が可能である。HP型張力膜は1950年後半よりFrei Ottoが研究・開発を進めたことをきっかけとして、ガーデン・ショウ（Kassel, 1955）、連邦庭園博覧会ダンス場（Cologne, 1957）（図1-a）、スイス国内博覧会（Lausanne, 1964）、セイルズ・イン・ザ・デザート（Yulara, 1984）など、国外では多くの事例が存在する。一方で、我が国における事例は限られているのが現状である（図1-b）。

ここで、膜材料の特徴を図2に示す。膜構造では、膜材料の力学特性が複雑であることから、大規模建築物への適用には技術的課題を伴う。また、膜構造は一般に軽量となるため、耐風設計が重要な設計課題であり、風圧力特性の把握が設計初期段階から必要となる。一方で、HP型張力膜は形状や境界形式の自由度が高いため、建築物荷重指針・同

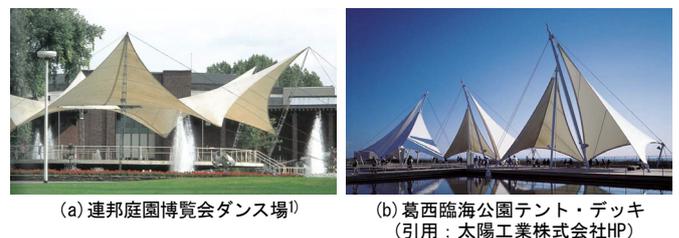


図1 HP型張力膜構造の実施例

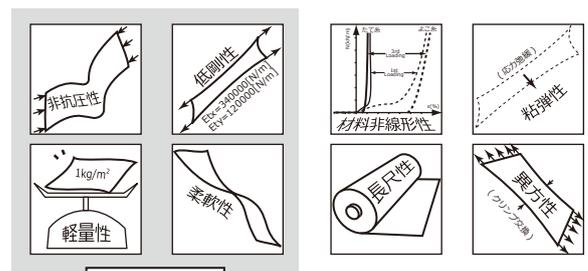


図2 膜材料の特徴

解説²⁾や建築基準法³⁾において、風力係数の例示がない。

このため、HP型張力膜（曲面）の風圧力特性や風応答性状に関する報告がこれまで多くなされておらず、大塚ら⁴⁾は一様流中および境界層乱流中のHP型吊り屋根構造における風圧力特性を報告している。小河ら⁵⁾は、HP型張力膜の剛模

*1 巴コーポレーション 修士(工学)
*2 日本大学理工学部建築学科 教授・博士(工学)
*3 日本大学 名誉教授・博士(工学)

*4 日本大学理工学部建築学科 助手・修士(工学)
*5 日本大学大学院理工学研究科建築学専攻 大学院生

型と柔模型を用いた風洞実験を行い、風圧力および応答特性について報告している。松本ら⁸⁾は、矩形平面を有するHP型張力膜を対象として、風洞模型の表面粗度による境界層乱流中における風圧力特性と風応答性状の違いを報告している。また、植松ら⁹⁾¹⁰⁾は、メッシュ膜を使用したHP型独立上屋の構造骨組用風力係数について、風洞実験と数値流体解析(CFD)結果に基づき提案している。さらに、武田ら¹¹⁾¹²⁾は、剛模型を用いたHP型独立上屋の構造骨組用風力係数について、風洞実験と数値解析に基づき、膜構造特有の屋根支持形式と屋根変形を考慮した提案を行っている。

これらの既往研究とその他の膜構造および形状の既往研究を踏まえて、2019年に膜構造協会より「膜構造建築物における風荷重および風力係数算定マニュアル」¹³⁾が発行された。また、令和6年国土交通省告示第977号において、曲面で構成される膜構造建築物については、当該マニュアルを参考に算定した風力係数を用いることが推奨されている。当該マニュアルにはHP型張力膜の風力係数も示されており、耐風設計用データの整備が進められている状況にある。ただし、この風力係数は、植松らの文献⁹⁾の構造骨組用風力係数が基となっており、HP型張力膜の隅角部を支持する4本の柱軸力の最大荷重効果を評価するための風力係数である。ここで、最大荷重効果とは、各種応答量の最大値を意味する。したがって、膜面の変形や応力の最大荷重効果を与える風力係数分布となっているかは定かではなく、既往研究においてもこのような風力係数分布の提案はなされていない。

以上より、本報ではHP型張力膜構造における膜面の変形や応力を再現するための膜設計用風力係数を提案することを目的として検討を行う。具体的には、風洞実験と時刻歴応答解析を実施し、得られた風力係数分布および応答性状を基に、膜設計用風力係数を提案し、その適用性について検討を行う。

2. 検討モデル概要

検討モデル概要を図3に示す。検討モデルは、「膜構造建築物における風荷重および風力係数算定マニュアル」¹³⁾の基となった植松らの文献⁹⁾のモデルと同様、隅角部を柱で支持した15m×15mの矩形平面を有するHP型張力膜とし、サグ・スパン比は0.06、0.12、0.18の3種類とする(以下、それぞれ「Model-A」、「Model-B」、「Model-C」と称す)。また、膜材の外周部には剛な直線梁が配置されていると仮定し、基準高さ(屋根中央高さ)は一定値の8mとした。なお、膜材の繊維方向は、縦糸を吊り方向、横糸をアーチ方向とした。

3. 風洞実験

検討モデルにおける風圧力特性の把握を目的として、剛模型による境界層乱流を用いた風洞実験を実施し、風荷重の算定に有用な風力係数分布を示すと共に、風力係数の時刻歴データを測定する。

3-1. 実験概要

風洞実験概要を図4、実験条件を表1、符号の定義を図5、実

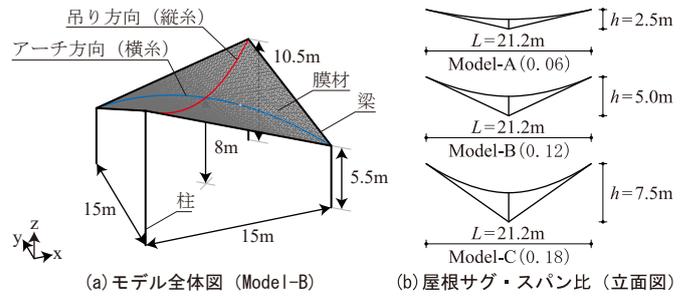


図3 検討モデル

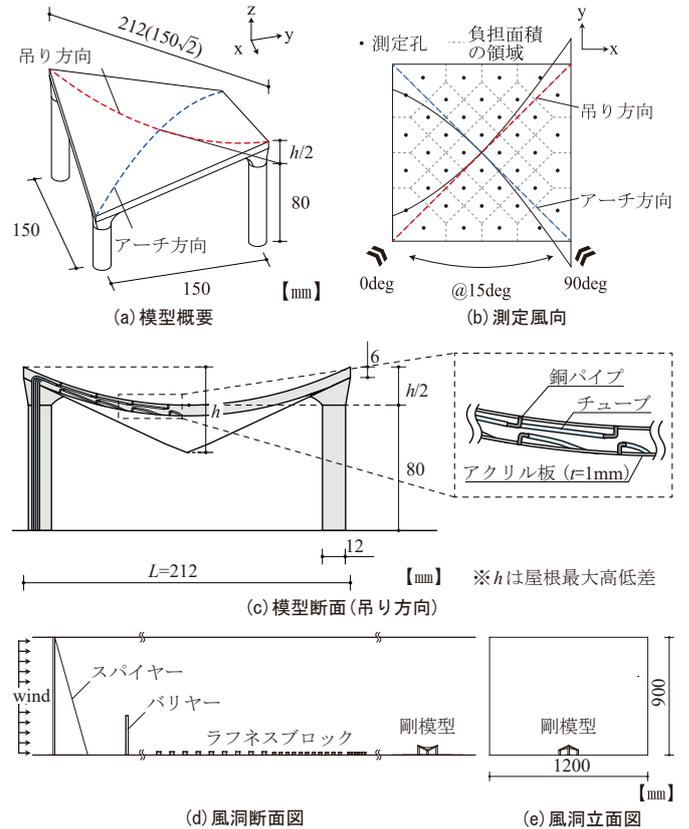


図4 風洞実験概要(S=1/100)

表1 実験条件

風洞装置	エッフェル型風洞装置 (風路:幅1.2×高さ0.9[m])	
気流	境界層乱流 (地表面粗度区分III)	
基準風速	6 [m/s]	z = 80 [mm]
速度勾配 α	$\alpha = 0.2$	
サンプリング周波数	400 [Hz]	
サンプリング時間	40 [sec]	
模型スケール (縮尺率)	L (スパン) = 212 [mm]	H (屋根中央高さ) = 80 [mm] (S = 1/100)
屋根最大高低差 (デプス)	h = 25, 50, 75 [mm] : サグ f = h/2	
	※それぞれ「Model-A, Model-B, Model-C」と称す	

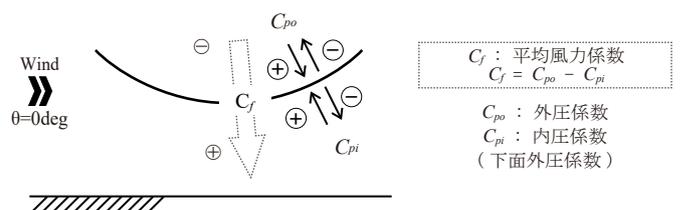


図5 符号の定義

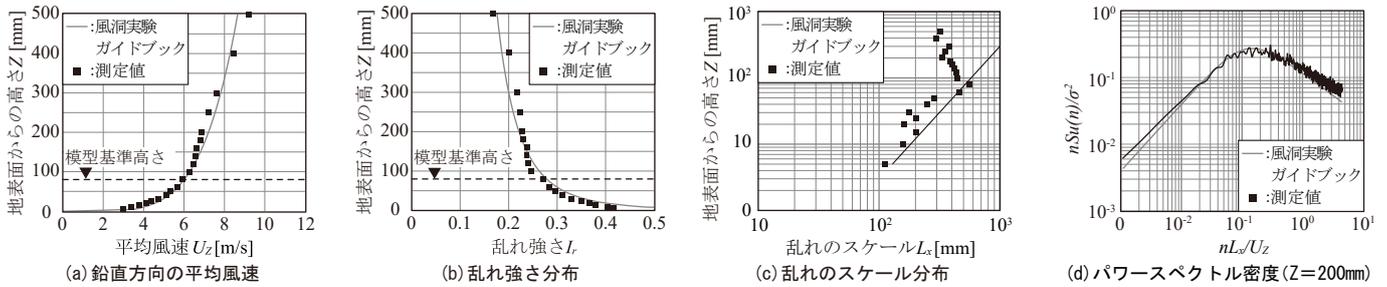


図6 実験気流

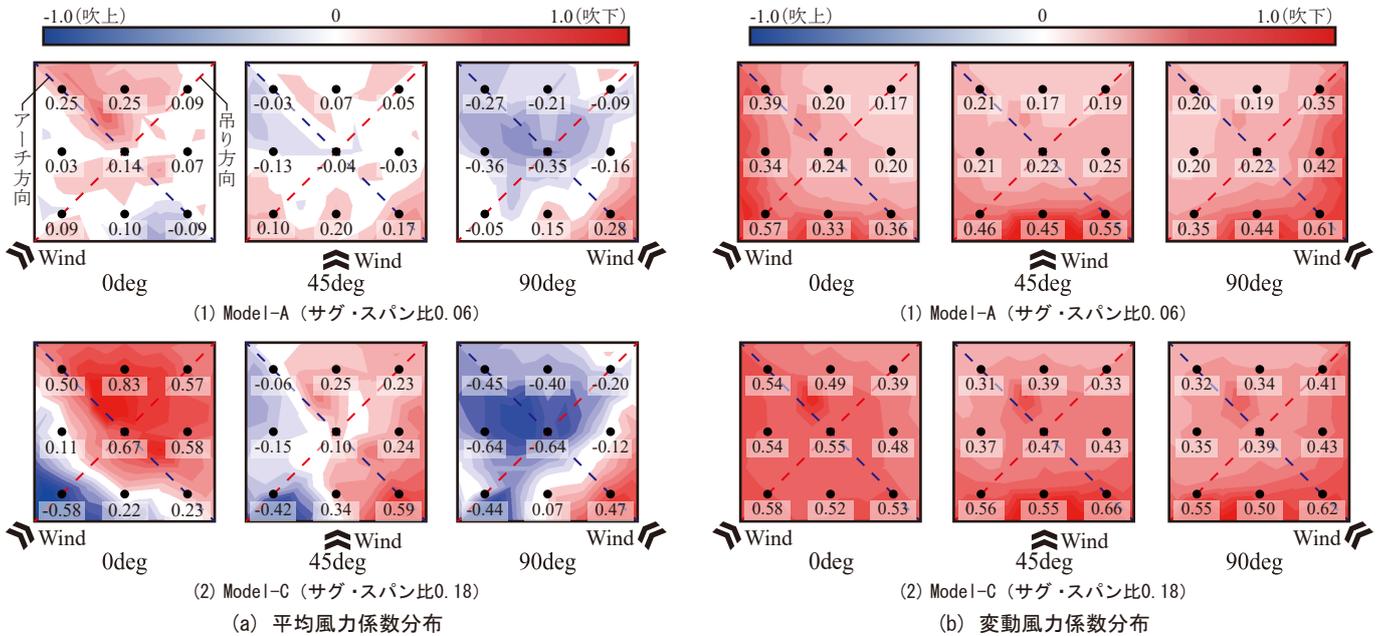


図7 風洞実験結果

験気流を図6に示す。ここで、 n は周波数、 $S_u(n)$ は周波数 n のパワースペクトル、 σ^2 は風速の分散である。風洞模型は縮尺率1/100の亚克力製剛模型であり、四隅を柱で支持した。模型表面には外径1.6mm、内径1.0mmの銅製パイプを用いて、破線で示す負担面積(以下、負担面積)を考慮しながら、上下面に計80点の測定孔を設け、外径2.0mm、内径1.5mmのビニルチューブに接続して、柱内を通じて風洞装置下部の測定器に接続し、全点同時測定を行った。この模型は製作の都合上、屋根面の厚さが約6mmとなり、膜材厚さの縮尺率を満足できていないが、境界梁の断面寸法と同等(実規模600mmせい)と考え、実験では特段影響を考慮していない。風向は、HP曲面の吊り方向を0度、アーチ方向を90度と設定し、風向0度から90度の範囲(15度ピッチ)で変化させた。実験気流は、スパイヤーやラフネスブロックを配置し、指針値²⁾における地表面粗度区分III相当の境界層乱流を模擬した。図6より、実験気流の風速、乱れ強さは、「建築物風洞実験ガイドブック」¹⁴⁾と概ね一致している。一方、乱れのスケール、パワースペクトル密度はガイドブック¹⁴⁾とのずれが認められるが、本実験ではそれらの影響は考慮していない。ここで、風速の縮尺率は $\lambda V=1/5.38$ となる。具体的には建築基準法³⁾を参考として、基準風速 $V_0=34\text{m/s}$ ($z=10\text{m}$)を用いて、屋根中央高さ($H=8\text{m}$)での設計風速 $U_H=25.8\text{m/s}$ を求

め、さらに極めて稀に発生する風荷重相当として風速を1.25倍した $U_H=32.3\text{m/s}$ を実スケールの風速として、実験風速を 6m/s としている。時間の縮尺率 λT は模型の縮尺率 λL と風速の縮尺率より、 $\lambda T=1/18.6$ となる。また、サンプリング時間および周波数に関しては、一般に基準風速が10分間(600秒)、10~20Hzの平均風速より算出されていることを考慮して、サンプリング時間は600秒に λT を乗じて得られる32.3秒より40秒とし、サンプリング周波数は20Hzに λT を乗じて得られる372Hzより400Hzとした。なお、測定は5回ずつ行い、アンサンブル平均処理を行った。また、チューブを用いて圧力伝播する際に、位相の遅れ等が発生するため、チューブ補正を行った。風力係数に関しては、時刻歴データの各時刻で上下面を差し引きして、算出した。なお、風力係数は吹下方向を正方向に設定した。

3-2. 風洞実験結果および考察

Model-AおよびModel-Cの風向0度・45度・90度の平均風力係数および変動風力係数分布を図7に示す。なお、図中に示す数値は周囲の測定点の平均値である。風向0度(吊り方向)、風向90度(アーチ方向)の平均風力係数は、それぞれ正(吹下方向)の値、負(吹上方向)の値が支配的な分布を示した。また、サグ・スパン比が大きいほど、平均風力係数

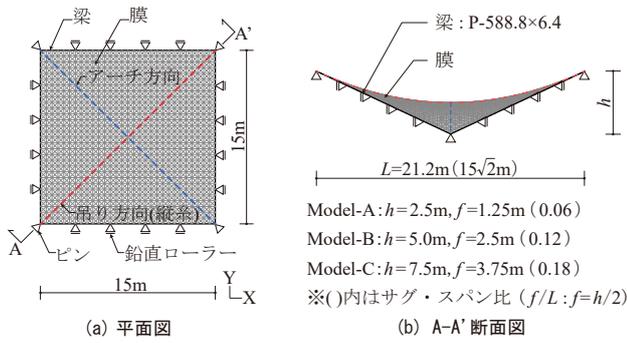


図8 解析モデル概要

表2 数値解析概要

□材料諸元			
材料要素	膜		梁
	A種膜 (3rd Loading)		
	2-D Solid		Beam
引張剛性・ヤング係数	〈縦糸〉 164000 N/m	〈横糸〉 147000 N/m	2.1×10 ⁵ N/mm ²
ポアソン比	0.95	0.55	
密度	1700 kg/m ³		7850 kg/m ³
断面	1 mm		P-588.8×6.4
初期張力	4000 N/m		-
□荷重条件			
・風荷重	$P: C_f \times q \times A$	$A = \text{負担面積 (m}^2\text{)}$	
・基準速度圧	$q: 650 \text{ N/m}^2$		
・風力係数	$C_f: \text{風力係数の時刻歴データ}$		
□Rayleigh 減衰			
	1次と2次に対して、それぞれ2%と定義		

の絶対値は大きくなり、これらの分布性状が顕著となる傾向が得られた。

変動風力係数は、全ての風向で風上側の係数が大きくなる性状を示した。これは、風上側における剥離流による影響であると考えられる。また、サグ・スパン比にかかわらず、変動風力係数の最大値は概ね同程度であるが、サグ・スパン比が大きいほど風下側の値は大きくなる傾向を示した。

なお、風向0度および風向90度の各種風力係数は、理論上風向に平行な対角線を軸とした対称性を示す。しかし、本実験結果では、いずれの風向においても非対称な分布を示した。この要因として、風路条件の影響により実験気流が非対称となっているためと考えられる。ただし、本報では最終的な提案への影響は小さいと考え、この影響は考慮していない。

4. 風応答解析による検討

本章では、前章の風洞実験で得られた結果を用いて、検討モデルに対して、時刻歴応答解析を行い、本構造の風荷重時の応答性状の把握を行う。風向は風洞実験で行ったすべての風向として、膜面の鉛直変位および応力における最大荷重効果を把握する。

4-1. 数値解析概要

解析モデル概要を図8、数値解析概要を表2、固有値解析結果(鉛直方向)を表3に示す。解析モデルは、四辺を直線梁で囲った15m×15mの矩形平面を有するHP型張力膜である。境界条件は四隅をピン支持とし、直線梁は剛と考え、既往研究⁸⁾を参考に鉛直方向にのみ移動可能なローラー支持とした。

表3 固有値解析結果(鉛直方向)

Model-A	Model-B	Model-C
1次モード	1次モード	1次モード
固有周期: 0.28s (1次)	固有周期: 0.16s (5次)	固有周期: 0.13s (6次)
有効質量比: 4.21%	有効質量比: 2.53%	有効質量比: 2.51%
2次モード	2次モード	2次モード
固有周期: 0.18s (6次)	固有周期: 0.17s (2次)	固有周期: 0.12s (14次)
有効質量比: 1.05%	有効質量比: 2.19%	有効質量比: 0.90%

また、膜材はA種膜を採用し、膜の初期張力は4000N/mとした。速度圧は、設計風速 $U_H=32.3\text{m/s}$ より、(1)式から 637N/m^2 を算出し、安全側として 650N/m^2 と設定した。この基準速度圧に、風洞実験で得られた風力係数の時刻歴データを乗じて3章で示す負担面積ごとに等分布荷重として載荷した。

$$q_H = \frac{1}{2} \rho U_H^2 \quad (1)$$

ただし、

q_H : 地表からの高さ H における速度圧[N/m²]

ρ : 空気密度 (=1.22[kg/m³])、 U_H : 設計風速[m/s]。

なお、風力係数の時刻歴データの時間刻みは0.05秒である。また、時刻歴応答解析の減衰定数はRayleigh減衰で1次と2次に対してそれぞれ2%とした。

ここで表3より、3つの検討モデルの1次固有周期(鉛直方向)は約0.1~0.3秒であるのに対して、風力の時刻歴データの卓越周期は1.0秒以上であり、検討モデルは風荷重下で共振が生じないことを別途確認し、応答を準静的と仮定した。

4-2. 数値解析結果および考察

Model-A, Cの時刻歴応答解析より得られた全風向(0° ≤ θ ≤ 90°: Δθ=15°)の鉛直変位および応力の最大値・最小値を図9に示す。なお、時刻歴応答解析結果は5回分の平均値である。すなわち、「最大値(最小値)」とは、各測定点における5個の風力データに対して、それぞれ得られた5個の最大値(最小値)の平均値である。図中の凡例「0°_{max}, 90°_{max}, 0°_{min}, 90°_{min}」は、風向0度・90度の場合の最大値と最小値を示しており、鉛直変位と膜応力のグラフに共通に用いている。

吊り方向およびアーチ方向の鉛直変位に着目すると、吹下時(最小値)は風向0度で最小となり、吹上時(最大値)は風向90度で最大となる傾向を示した。

膜応力に着目すると、サグ・スパン比にかかわらず、風向0度の中央付近において最大膜応力を示している。ただし、アーチ方向(図9(2-2))では、風向90度の風上側で部分的に膜応力が大きくなる傾向がみられる。これは、風向90度の

吹下時（最小値）の鉛直変位が風上側付近で大きくなったためと考えられる。

以上より、本構造においては基本的に風向0度および90度の場合に、膜面の変形と応力の最大荷重効果を与えることを把握した。

5. 膜設計用風力係数の提案

本章では、前章の結果を踏まえて、風向0度と90度を対象として、Kasperski¹⁵⁾の提案したLRC法を用いて、吹下・吹上方向それぞれの膜面の最大荷重効果をもたらす等価静的風力係数 C_{f_LRC} を求める。 C_{f_LRC} を算出する位置と負担面積は図4 (b)と同様である。また、算出した C_{f_LRC} を基に領域分割をして、膜設計用風力係数 C_{fe} を提案する。なお、これらの風力係数には動的荷重効果も含まれている。

5-1. LRC法による荷重評価法

LRC法は、応答が準静的応答と仮定できる場合に、風圧の動的荷重効果を確率論に基づいて再現する方法であり、着目する荷重効果と風圧との相関関係から等価静的風荷重が設定される。LRC法では、最大荷重効果に対応する等価静的風力係数 C_{f_LRC} を(2)式のように与えている。

$$C_{f_LRC} = \bar{C}_f + g_r C_f' \rho_{rf} \quad (2)$$

ただし、

\bar{C}_f : 平均風力係数、 g_r : 荷重効果のピークファクター、

C_f' : 変動風力係数、 ρ_{rf} : 荷重効果と風力係数の相関係数。

5-2. 着目する荷重効果

LRC法を用いる場合、着目する荷重効果を適切に設定する必要がある。ここでは、植松ら¹⁶⁾の報告に基づき、荷重効果として平均風力を作用させたときに、最もクリティカルとなる応力に着目する。なお、膜面の変形や応力は最大・最小となる位置が様々であるため、各柱位置の鉛直反力に着目した。

吹下方向（風向0度）および吹上方向（風向90度）の平均風力を作用させたときの各柱位置の鉛直反力を図10に示す。鉛直反力は上向きを正とする。図10より、風向0度の場合、④が最大（正側）になっており、風向90度の場合、③が最小（負側）になっている。以上より、風向0度および90度に対する風下側柱の鉛直反力に着目して C_{f_LRC} を算出した。

着目する風向・荷重効果に対応するピークファクター g_r を表4に示す。なお、ここで示すピークファクター g_r は時刻歴応答解析結果に基づき(3)式を用いて算出した¹⁷⁾。

$$g_r = R A'_{max} / \sigma_R \quad (3)$$

ただし、

$R A'_{max}$: 応答の変動成分の最大値、 σ_R : 応答の標準偏差。

表4より、それぞれのピークファクターはKasperski¹⁵⁾が用いたピークファクター3.5を上回っている。これは、着目した応答変動の非正規性が強いと考えられる。また、ピーク

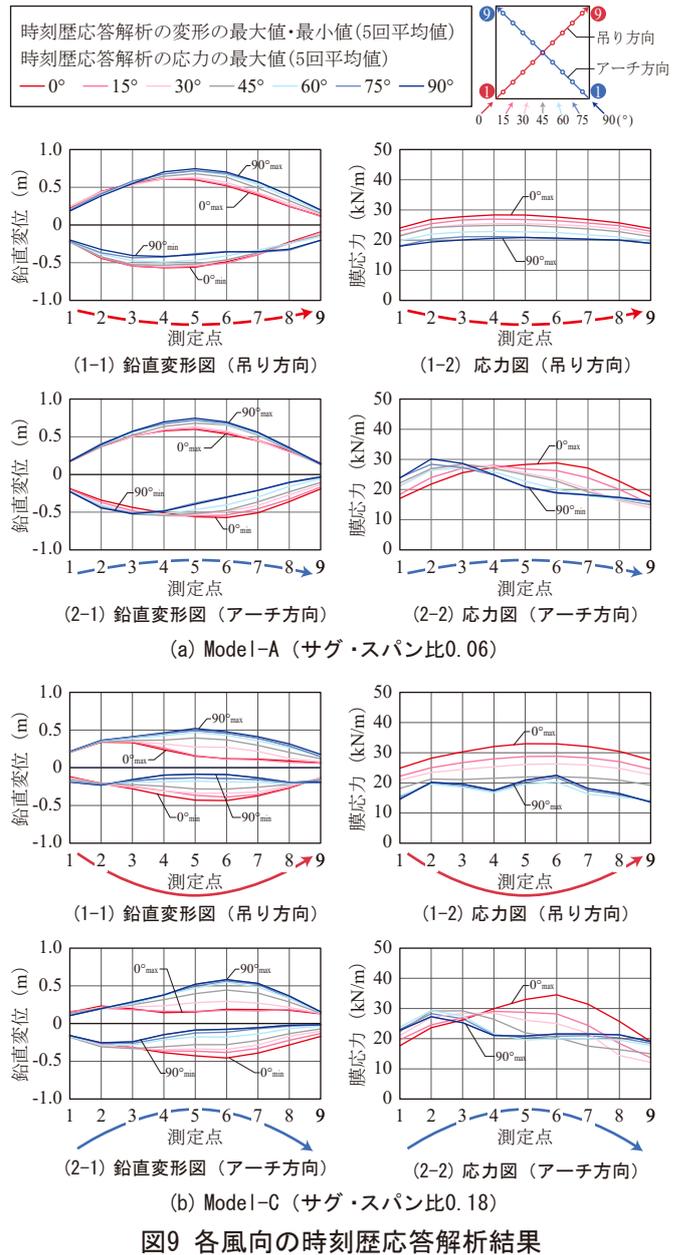


図9 各風向の時刻歴応答解析結果

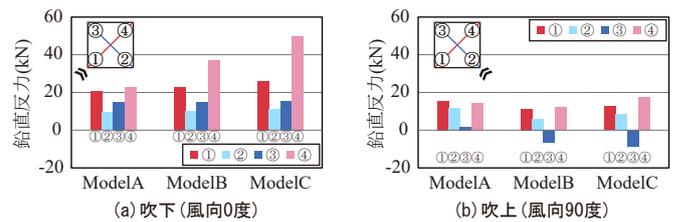


図10 平均風力を作用させたときの各柱の鉛直反力

ファクターの絶対値は吹下方向はModel-A、吹上方向はModel-Cが最大となった。

5-3. 相関係数の算出

各モデルの着目する荷重効果と風力係数の相関係数を図11に示す。相関係数 ρ_{rf} は各モデルの時刻歴応答解析の応答結果から(4)式を用いて算出した。前述の通り、相関係数は各載荷点の風力係数と着目する風向の風下側柱鉛直反力より算出

表4 着目する風向・荷重効果に対応するピークファクター g_r

風向(変形方向)	荷重効果	Model	ピークファクター g_r
0°(吹下)	反力④	A	6.39
		B	5.65
		C	5.61
90°(吹上)	反力③	A	-5.20
		B	-5.26
		C	-5.71

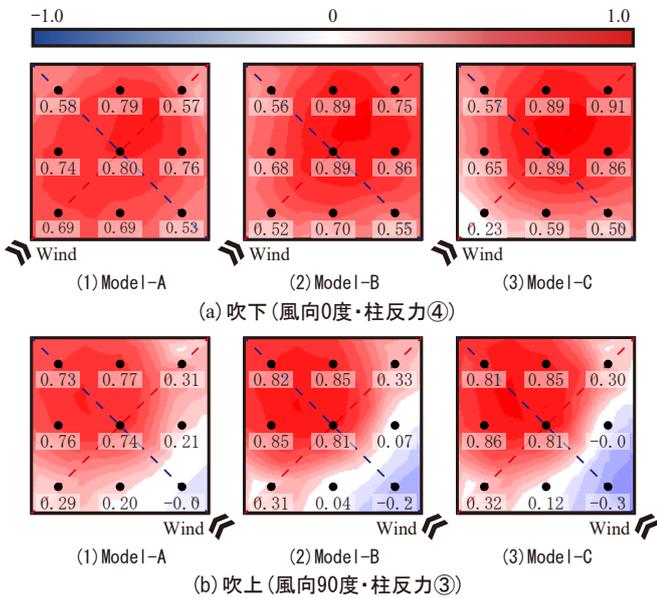
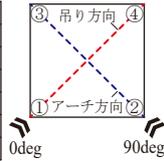


図11 荷重効果と風力係数の相関係数 ρ_{rf}

し、風洞実験の5回分でそれぞれ算出し、平均値とした。

$$\rho_{rf} = S_{xy} / S_x S_y \quad (4)$$

ただし、

S_{xy} : x と y の共分散、 S_x : x の標準偏差、 S_y : y の標準偏差。

図11より、吹下方向(風向0度)は全面で正の相関を示し、特に中央付近で強い相関を示した。また、サグ・スパン比が大きいほど、相関係数が大きくなる位置が風下側へと移動している。これは、サグ・スパン比が小さい場合、比較的全面で変形するのに対して、サグ・スパン比が大きくなると、最小鉛直変位を示す位置が風下側へと移動しているためと考えられる。

吹上方向(風向90度)はほとんどの範囲で正の相関を示したが、風上側では負の相関を示した。また、サグ・スパン比によらず風下付近で強い正の相関を示すことを確認した。

5-4. 等価静的風力係数分布

LRC法(2式)に基づき算出した吹下(風向0度)・吹上(風向90度)方向の等価静的風力係数 $C_{f,LRC}$ を図12に示す(以下、それぞれ「吹下: $C_{fd,LRC}$ 、吹上: $C_{fu,LRC}$ 」と称す)。図12(a)の $C_{fd,LRC}$ (吹下方向)に着目すると、正の値(吹下方向)が支配的な分布となる。また、Model-Aは風上側付近で、Model-BおよびModel-Cは中央付近で大きな風力係数の値を示した。図12(b)の $C_{fu,LRC}$ (吹上方向)に着目すると、負の値(吹上方向)が支配的であるが、風上側付近は正の値(吹下方向)を示し、風下側中央付近で負の値が大きくなることを確認した。

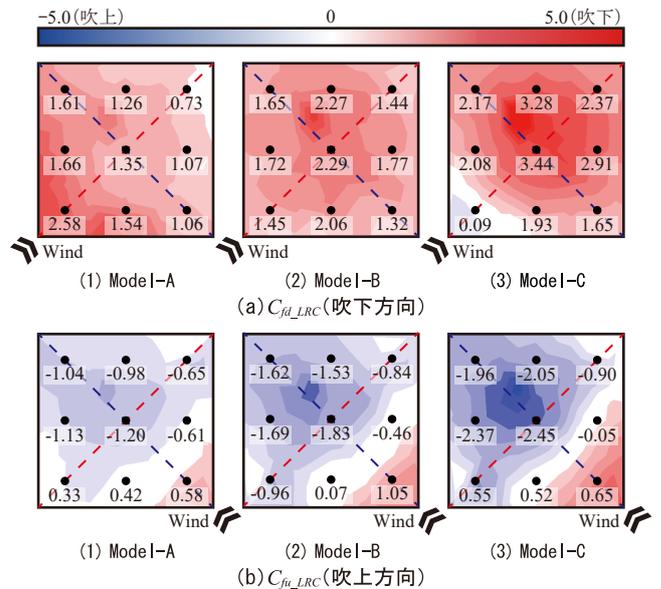


図12 等価静的風力係数 $C_{f,LRC}$ 分布

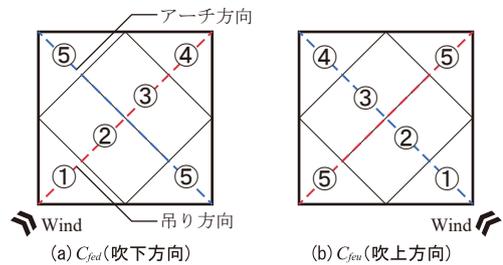


図13 膜設計用風力係数 C_{fe} の領域の設定

5-5. 膜設計用風力係数の設定

膜面の変形や応力に対する最大荷重効果をより簡易に評価するため、前節で算出した等価静的風力係数 $C_{f,LRC}$ に基づき、風向に対して対称、かつ風上側膜面の大きな変形を模擬するため、①風上部・②中央部風上側・③中央部風下側・④風下部・⑤両端部の領域を設定し(図13)、それぞれに対応した風力係数を設定し、吹下・吹上方向の膜設計用風力係数 C_{fe} (以下、それぞれ「吹下: C_{fed} 、吹上: C_{feu} 」と称す)を設定した。各領域の膜設計用風力係数 C_{fed} は過大評価とならないよう図13に示す領域毎に $C_{f,LRC}$ を平均化処理した。 C_{fe} の設定値を表5、各領域の C_{fe} -サグ・スパン比関係を図14に示す。また、表5には「膜構造建築物における風荷重および風力係数算定マニュアル」¹³⁾の風力係数に、高さ8mにおけるガスト影響係数 $G_f=2.5$ を乗じた値を併せて示す。

表5より、 C_{fed} (吹下方向)はすべての領域で正の値(吹下方向)である。また、 C_{feu} (吹上方向)は風上側付近①は正の値であり、領域②~⑤は負の値である。

図14より、サグ・スパン比が大きくなるにつれて、領域②~⑤の C_{fed} (吹下方向)は増加し、 C_{feu} (吹上方向)は減少している。また、風上側付近①の C_{fed} 、 C_{feu} はどちらも領域②~⑤と増加・減少が逆転する傾向を示した。また、各領域ともに C_{fe} とサグ・スパン比は概ね線形的な関係を示した。したがって、種々のサグ・スパン比の C_{fe} が線形補間により算出できると考えられる。また、吹下・吹上方向ともに領域①、

③, ④の傾きが大きいことから、風上側付近と風下側においてサグ・スパン比の影響を受けやすい性状が把握された。

また、屋根に作用する風力および空力モーメントの変動ピーク値から固定点(柱部)の引張最大力(荷重ケースA)と圧縮最大力(荷重ケースB)を計測し、2つの荷重ケースA,Bに対する風上側と風下側の風力係数を定めたマニュアル¹³⁾の値と C_{fe} を比較すると、再現しようとする荷重効果が異なることから、当然異なる分布を示した。

6. 膜設計用風力係数の適用性に関する検討

本章では、前章で求めた等価静的風力係数 $C_{f,LRC}$ と提案した膜設計用風力係数 C_{fe} を用いた数値解析を行い、その適用性について検討を行う。なお、解析モデルや各種諸元は4章と同様として、提案した風力係数を適用する。

等価静的風力係数 $C_{f,LRC}$ と膜設計用風力係数 C_{fe} を考慮した数値解析結果を図15に示す。図中の凡例「 0°_{min} , 0°_{max} , 90°_{max} 」は、時刻歴応答解析結果であり、それぞれ風向 0° ・ 90° の場合の最小値・最大値を表しており、鉛直変位と膜応力に関わらず、全グラフで共通に示している。さらに図中には、平均風力係数を用いた風向 0° ・ 90° の静的解析結果(ave_0 , ave_90)、時刻歴応答解析による鉛直反力の最大時(風向 0°)と最小時(風向 90°)の分布(rea_0 , rea_90)等も併せて示す。なお、時刻歴応答解析の風向 0° において、鉛直変位は最小値(0°_{min})、膜応力は最大値(0°_{max})を示す。

6-1. 膜設計用風力係数による評価

提案する膜設計用風力係数 C_{fe} の結果(点線)に着目して考察を行う。なお、膜設計用風力係数 C_{fe} による評価は等価静的風力係数 $C_{f,LRC}$ と比較して、若干過小評価となる箇所も存在するが概ね一致している。

図15の鉛直変位図より、 C_{fed} (吹下方向)を用いた最小鉛直変位の評価に関しては、端部で若干過小評価となる部分があるものの、すべてのモデルにおいて時刻歴応答解析の風向 0° の最小値(0°_{min})および着目した柱反力最大時(風向 0°)の分布(rea_0)を概ね良好に評価している。

C_{feu} (吹上方向)を用いた最大鉛直変位の評価に関しては、時刻歴応答解析の風向 90° の最大値(90°_{max})は模擬できていないが、鉛直変位の最大値は概ね良好に評価できている。また、着目した柱反力最小時(風向 90°)の分布(rea_90)は概ね良好に模擬できている。一方で、アーチ方向の rea_90 の分布を見ると、S字に変形していることから、鉛直変位が最大値となる時刻で必ずしも全点が最大値を示すとは限らない。したがって、 C_{feu} (吹上方向)では、風上側(アーチ方向①付近)の最大荷重効果を評価できない。

図15の応力図より、 C_{fed} (吹下方向)を用いた最大膜応力の評価に関しては、アーチ方向の端部が若干過小評価とはなるものの、 0°_{max} の分布を概ね良好に評価可能であることが確認された。一方、 C_{feu} (吹上方向)においては、 rea_90 の分布は概ね良好に評価できているが、 90°_{max} の分布の風上側(アーチ方向①付近)の最大値を模擬できていない。この最大値は、

表5 膜設計用風力係数 C_{fe} 正 負

C_{fe}	Model	①	②	③	④	⑤
C_{fed} (吹下)	A	2.8	1.5	1.4	0.7	1.4
		(0.50, -0.63)*		(1.00, 0.50)*		-
	B	1.3	2.0	2.4	1.5	1.5
		(0.63, -0.88)*		(1.50, 0.75)*		-
	C	0.2	2.6	3.8	2.4	1.8
		(0.13, -1.13)*		(2.50, 1.25)*		-
C_{feu} (吹上)	A	0.4	-0.8	-1.2	-0.9	-0.6
		(1.13, 0.63)*		(-1.00, -0.75)*		-
	B	0.9	-1.0	-2.0	-1.5	-0.7
		(1.63, 0.75)*		(-1.50, -1.38)*		-
	C	1.5	-1.1	-2.6	-1.8	-0.9
		(1.88, 0.88)*		(-2.13, -1.75)*		-

(*)：「膜構造建築物における風荷重および風力係数算定マニュアル」¹³⁾に、 $H=8m$ における $G_f=2.5$ を乗じた値。左側：荷重ケースA、右側：荷重ケースB

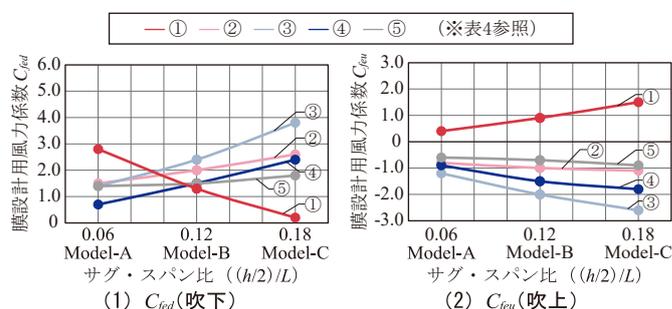


図14 各領域の膜設計用風力係数-サグ・スパン比関係

90°_{max} と rea_90 の分布形状が異なっていることから、風向 90° の吹下方向の膜の変形によるものと考えられる。したがって、 C_{feu} (吹上方向)での rea_90 の評価は可能であるが、 90°_{max} の評価は困難と考えられる。しかし、膜応力に関しては、 0°_{max} と 90°_{max} の最大値は概ね同様の値を示している。

以上より、本手法を用いることで膜面の最大荷重効果の最大値の評価が可能と考えられる。一方で、 C_{feu} (吹上方向)は、膜変形と膜応力の 90°_{max} の分布よりも若干過小評価となった。したがって、 C_{feu} (吹上方向)を用いる場合は安全率を考慮する必要がある。

最後に、従来の方法、すなわち平均風力係数とガスト影響係数を用いた方法における、最大値の評価可能性について、平均風力係数の結果 ave_0 , ave_90 (一点鎖線)を用いて考察する。なお、地表面粗度区分Ⅲ、高さ $8m$ におけるガスト影響係数は $G_f=2.5$ となる。鉛直変位に着目し、 ave_0 と 0°_{min} , ave_90 と 90°_{max} の絶対値の最大値を比較すると、約2.7倍~5.6倍の差が生じている。また、 ave_0 , ave_90 と 0°_{min} , 90°_{max} の差が既に $G_f=2.5$ 以上であるため、平均風力係数とガスト影響係数を用いた方法で各種最大荷重効果を再現することは困難であると考えられる。

7. まとめ

本報では、HP型張力膜構造を対象とし、風洞実験と時刻歴応答解析を用いて、膜面の最大荷重効果を評価するた

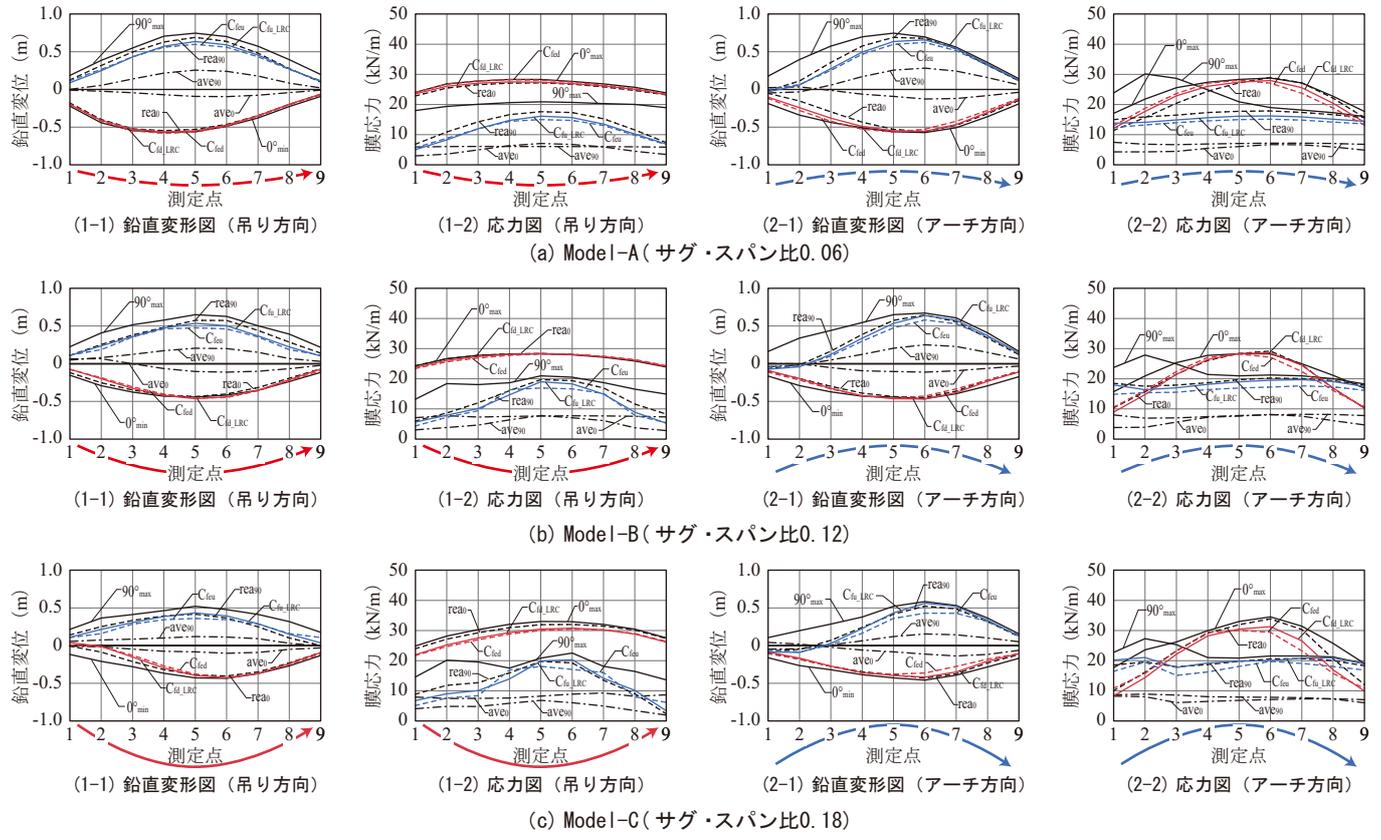
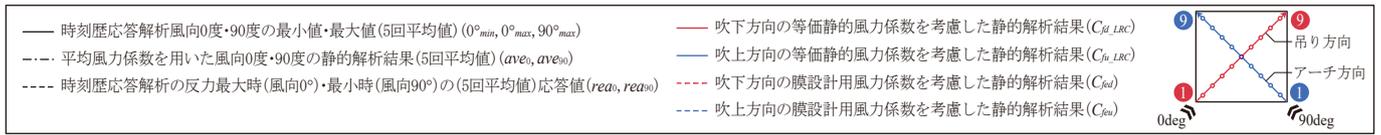


図15 算出した等価静的風力係数分布 $C_{f, LRC}$ および膜設計用風力係数 C_{fe} を考慮した静的解析結果

めの膜設計用風力係数の提案を行い、その適用性について検討を行った。膜設計用風力係数を用いることで、膜面の最大荷重効果を良好に評価できることが把握された。本報で得られた知見を以下に示す。

- 1) 風荷重分布について、HP曲面の吊り方向に平行な風向（以下、「風向0度」）は正（吹下方向）、アーチ方向に平行な風向（以下、「風向90度」）は負（吹上方向）の値が支配的な分布となる。また、サグ・スパン比が大きいくほど平均風力係数の絶対値は大きくなり、これらの分布性状が顕著となった。
- 2) LRC法により算出した等価静的風力係数（吹下方向）は、正の値（吹下方向）が支配的な分布となる。また、サグ・スパン比が小さい場合は風上側付近、比較的小さい場合は、中央付近で大きな風力係数を示した。
- 3) LRC法により算出した等価静的風力係数（吹上方向）は、負の値（吹上方向）が支配的であるが、風上側付近は正の値（吹下方向）を示し、風下側中央付近で絶対値が大きな負の値を示す。
- 4) 膜設計用風力係数とサグ・スパン比は概ね線形的な関係を示した。よって、様々なサグ・スパン比の膜設計用風力係数を線形補間を用いて算出できる可能性が示唆された。また、膜設計用風力係数は吹下・吹上方向ともに

風上側付近と風下側においてサグ・スパン比の影響を受けやすいことが把握された。

- 5) 膜設計用風力係数（吹下方向）を用いることで、膜変形の吹下方向の最大値（絶対値）および膜応力の最大値の分布を概ね良好に評価可能である。一方で、膜設計用風力係数（吹上方向）は、膜変形と膜応力の最大値の分布よりも若干過小評価となった。したがって、膜設計用風力係数（吹上方向）を用いる場合は安全率を考慮する必要がある。
- 6) 平均風力係数とガスト影響係数を考慮した従来の設計手法では、各種最大荷重効果を十分に再現することは困難であることが把握された。

参考文献

- 1) 石井一夫：Membrane Designs and Structures in the World 世界の膜構造デザイン，新建築社，2004.12
- 2) 日本建築学会：「建築物荷重指針・同解説2015年版」，2015.2
- 3) 全国官報販売協同組合：「2015年版建築物構造関係技術基準解説書」，2015.6
- 4) 大塚毅，平島和弘：風洞実験によるH.P.型吊り屋根構造の振動特性及び風圧分布に関する研究，日本建築学会大会学術講演集（九州），pp.1069-1067，1981.9
- 5) 大塚毅：風洞実験によるH.P.型吊り屋根構造の振動特性及び風圧分布に関する研究 - その2 境界層流中について -，日本建築学会

大会学術講演集(東北), pp.1211-1212, 1982.10

- 6) 黒川雄太, 小河利行, 中山昌尚, 佐々木康人, 増田圭司, 熊谷知彦, 真木英二郎: HP型サスペンション膜屋根に作用する風圧力の性状と屋根面の風応答 - その1 実験概要および屋根面に作用する風圧力の性状 -, 日本建築学会大会学術講演梗概集(中国), pp.947-948, 2008.9
- 7) 小河利行, 中山昌尚, 佐々木康人, 増田圭司, 熊谷知彦, 真木英二郎: HP型サスペンション膜屋根に作用する風圧力の性状と屋根面の風応答 - その2 屋根面の応答 -, 日本建築学会大会学術講演梗概集(中国), pp.949-950, 2008.9
- 8) 松本良太, 岡田章, 神田亮, 宮里直也, 廣石秀造, 永井佑季, 吉野誠一, 総谷友昭, 斎藤公男: HP曲面を有する張力膜構造の風応答性状に関する研究 - レイノルズ数が膜面応答に及ぼす影響について -, 日本建築学会関東支部研究報告集I, pp.341-344, 2013.3
- 9) 植松康, 宮本ゆかり, 櫻井洋充, ガヴァンスキ江梨: ポーラスな独立上屋の設計用風荷重に関する研究 その2 HP型屋根の場合, 膜構造研究論文集, No.26, 2012
- 10) 植松康, 宮本ゆかり, ガヴァンスキ江梨: メッシュ膜を用いたHP型独立上屋の設計用風荷重, 膜構造研究論文集, No.27, 2013
- 11) 武田文義, 吉野達矢, 植松康: HP型独立上屋の設計用風力係数 - 膜構造による独立上屋への適用の一考察 -, 膜構造研究論文集, No.26, 2012
- 12) 武田文義, 吉野達矢, 植松康: 膜構造独立上屋の設計用風力係数に関する研究 - 片流れおよびHP型独立上屋の場合 -, 日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿), pp.185-186, 2014.9
- 13) 日本膜構造協会: 「膜構造建築物における風荷重および風力係数算定マニュアル」, pp.61-64, 2024
- 14) 日本建築センター: 「実務者のための建築物風洞実験ガイドブック」, 2008.10
- 15) Kasperski, M.: Extreme wind load distributions for linear and non-linear design, Engineering Structures, Vol.14, No.1, pp.27-34, 1992
- 16) 植松康, 織茂俊泰, 渡部俊一郎, 北村周治, 岩谷賢: 翼型に似た断面形状を持つ鉄骨ハウスの設計用風荷重, 第18回風工学シンポジウム論文集, pp.347-352, 2004.7
- 17) 大熊武司, 神田順, 田村幸雄: 建築物の耐風設計, 鹿島出版会, 2004.6

STUDY ON WIND FORCE COEFFICIENTS FOR DESIGN OF MEMBRANE IN HP-TYPE TENSILE MEMBRANE STRUCTURES -Study Based on Maximum Load Effect on Membrane Surface-

Konomi Tada*¹
Naoya Miyasato*²
Akira Okada*³
Akira Oshiumi*⁴
Takato Komuro*⁵

Summary

In this study, wind load coefficient for membrane design (C_{fe}) is proposed to appropriately evaluate the maximum load effect on membrane surface deformation and stress in HP-type tensile membrane structures. Conventional wind coefficients for structural frames could not adequately capture membrane surface responses, leaving issues in wind-resistant design. Therefore, this study derived an equivalent static wind coefficient distribution (C_{f_LRC}) through wind tunnel experiments and time-history response analysis. Based on this, a region-divided C_{fe} was established, and its applicability was verified through numerical analysis.

The June 2024 notification revision increased design freedom for membrane structures, enabling the design of large-scale HP-type tensile membrane structures. HP-type structures are rational membrane designs utilizing form resistance, with numerous examples overseas. However, in Japan, examples were limited due to factors like the lack of established wind load coefficients. Since membrane materials are lightweight, wind pressure design is critical, especially for complex shapes like HP-type structures, requiring an understanding of wind pressure characteristics from the early design stages.

This study modeled an HP-type tensioned membrane structure with a 15m×15m rectangular plan at three sag/span ratios, conducting wind tunnel tests and time-history response analysis. A tendency for downward deflection at 0° wind direction (suspension direction) and upward deflection at 90° (arch direction) was confirmed, with wind load coefficients increasing with larger sag/span ratios. Response analysis showed membrane stress peaked at wind direction 0°, while at 90°, stress partially increased on the windward side.

To evaluate maximum load effects, the equivalent static wind coefficient distribution (C_{f_LRC}) was calculated using the LRC method, focusing on vertical reactions at leeward columns. The obtained C_{f_LRC} was divided into zones, and membrane design wind coefficients C_{fe} (downwind: C_{fed} , upwind: C_{feu}) were established. C_{fe} showed a generally linear relationship with the sag/span ratio, suggesting it can be calculated via interpolation.

Numerical analysis confirmed that C_{f_LRC} effectively evaluates the maximum value of the membrane surface's maximum load effect. However, evaluating the maximum load effect at all points is difficult. C_{fe} is effective for simplified evaluation; while it provides a good estimate in the downwind direction, it tends to slightly underestimate in the upwind direction, necessitating consideration of a safety factor.

*1 Tomoe Corporation, M.Eng.

*2 Prof., Dept.of Architecture, College of Science and Technology, Nihon Univ., Dr.Eng.

*3 Honorary Prof., Nihon Univ., Dr.Eng.

*4 Research Assist., Dept.of Architecture, College of Science and Technology, Nihon Univ., M.Eng.

*5 Graduate Student, Dept.of Architecture, College of Science and Technology, Nihon Univ.

[第2編 報告・概説]

2025大阪・関西万博に関する日本膜構造協会の活動報告

Activity Report of Membrane Structures Association of Japan on Expo 2025 Osaka, Kansai, Japan

喜多村 淳*1

2025年4月13日～10月13日の6カ月間、2025大阪・関西万博が開催され、膜構造・膜材料がとても多く活用された。日本膜構造協会や膜構造の業界にとっても特別な年であったため、さまざまな活動を行った。ここにその内容を記録する。

1. 活動内容の種別

日本膜構造協会（以下、協会という）の活動としては、主に以下の4つである。

- ・膜構造建築マップ（EXPO2025 大阪・関西万博）作成
 - ・見学会開催（理事、会員向け）
 - ・講演会開催
 - ・表彰制度における特別賞（EXPO2025）の創設
- それぞれについて、以下で詳細を紹介する。

2. 膜構造建築マップ（EXPO2025 大阪・関西万博）作成

EXPO2025 大阪・関西万博において、多数の膜構造・膜材料が使用されたため、協会では独自に調査を行い、膜が使用されている施設についてマップを作成した。作成にあたっては、東京大学生産技術研究所の武藤宝先生にご協力いただき、日本語版と英語版を作成した。合計67件の施設を掲載したマップを作成し、協会のHPへ掲載するとともに、各種講演等でも紹介をした。（独自調査のため、完全に網羅できているとは限らないが、見て確認できたものは全て入れ込んだ）

また、英語版でも同様の作成をし、当協会の英語版HPに掲載した。

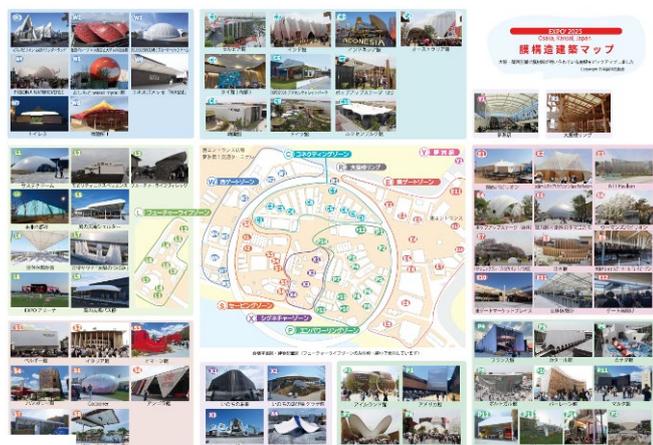


図1：膜構造建築マップ

3. 見学会開催

協会役員向け見学会及び会員向け見学会の2種類を計画した。役員向け見学会については、前述のマップ調査も兼ねて理事・幹事・事務局と武藤先生、施設を紹介する会員を含む計10名で、5月23日に見学会を実施した。



写真1：役員向け見学会の様子（万博会場外：夢洲駅）



写真2：役員向け見学会の様子（万博会場内）

*1 一般社団法人 日本膜構造協会

会員向け見学会については、現地での説明については混雑による混乱が予想されたため、前日に大阪の会議室で説明会を前もって実施し、前述のマップを配布し、当日はこのマップを元に自由に見学いただく方式とした。説明会は7月10日16時より、新大阪のアットビジネスセンター会議室を使用して行った。万博施設に多く関わった会員2社の担当者(太陽工業(株)藤木和孝氏、山口産業(株)山口健太氏、松尾堅志郎氏)より、それぞれご説明頂き質疑応答など活発な議論が行われた。終了後は近隣にて参加された会員と発表者とともに懇親会を行った。翌7月11日はマップを持参の上、会場内を自由に各自見学いただく形式とした。



写真3：会員向け説明会の様子（登壇者：藤木氏）



写真4：会員向け説明会の様子（登壇者：山口氏、松尾氏）

4. 講演会開催

3組の建築家を招き、9月3日銀座ブLOSSOM中央会館ホールにて講演会を開催した。タイトルは「挑発する膜建築」～万博で花開く新しいマテリアリティ～とし、豊田啓介氏、永山祐子氏、大西麻紀+百田有希氏（大西氏は所要により当日欠席）の3者に約1時間ずつ、主に関わられた万博施設についてご講演いただき、川口健一会長との質疑応答も活発に行われた。当日は約400名を超える参加者で大盛況であった。

講演会

『挑発する膜建築』

～万博で花開く新しいマテリアリティ～

万博施設の設計に携わられた建築家の方々に講演いただきます



豊田啓介
[NOIZ]



永山祐子
[永山祐子建築設計]



大西麻紀+百田有希
[o+h]





2025年9月3日 水

13:30 ▶ 17:30 (開場: 12:40)

会場: 銀座ブLOSSOM 中央会館ホール
東京都中央区銀座2-15-6 <https://ginza-blossom.jp>

申し込みフォーム (参加費無料) ▶ <https://forms.gle/mqQDpfN1GgHSuo4j8>

主催: **MSAJ** 一般社団法人 日本膜構造協会 〒104-0041 東京都中央区新富二丁目1番7号 富士中央ビル7階
TEL: 03-6262-8911 FAX: 03-6262-8915
E-mail: info@makukouzou.or.jp <http://www.makukouzou.or.jp>

協賛: 公益財団法人 能村膜構造技術振興財団 〒532-0012 大阪府淀川区北船場4丁目8番4号
TEL: 06-6306-3163 FAX: 06-6306-0163
E-mail: notemuramaku@nto.tajiki-kyo.co.jp

図2：講演会リーフレット（参加者募集用）

講演会の様子は録画し、後日協会HPで動画のリンクを公開した（現在も掲載中）。

なお、実施にあたっては、能村膜構造技術振興財団の協賛をいただき、参加費は無料とした。



写真5：講演会の様子（豊田様、永山様、百田様講演）



写真6：講演会の様子（会場）



写真7：講演会の様子（永山様講演中、背後より撮影）



写真8：講演会の様子（永山様講演）



写真9：講演会の様子（百田様講演、客席より撮影）

また当日の会場ロビーでは、協会の日々の活動を紹介するために、前述のマップ及び近年協会ではじめた表彰制度について、過去の受賞作品のパネル展示も行い、後述する万博特別賞（EXPO2025）についても募集中である旨についても紹介した。

第一回	第一回
【膜構造デザイン賞】	【膜構造デザイン賞】
<p>Building of Music (神田宮地ビル)</p> <p>表彰対象者(応募者) 相模研介 (株)相模研介設計アトリエ</p>	<p>ホワイトラインII ～テンセグリティの構造システムを用いたサスペンション膜構造建築～</p> <p>表彰対象者(応募者) 今井金太郎 東京大学大学院工学研究科 川口雄一 東京大学大学院工学研究科 櫻井健次 東京大学大学院工学研究科 藤原孝 元太精工(株)・東京大学大学院工学研究科 水谷直樹 元東京大学大学院工学研究科・地味目建築設計</p>
一般社団法人 日本膜構造協会	一般社団法人 日本膜構造協会

図3：展示パネル1、過去の受賞作品（膜構造デザイン賞）



図4：展示パネル2、過去の受賞作品（膜構造デザイン賞）



図5：展示パネル3、過去の受賞作品（技術賞）



図6：展示パネル4、過去の受賞作品（環境貢献賞）

5. 表彰制度における特別賞（EXPO2025）の創設

協会では、膜構造・膜材料等の一層の普及・発展のため、表彰制度（膜構造デザイン賞、技術賞、環境貢献賞）を定め、その実現に寄与した個人又は組織を対象に、応募・選考を経て表彰を行っている。2025年は万博イヤーであったことから、従来の賞の枠組にとらわれず、万博で実現した施設を対象に、

特別賞（EXPO2025）を創設し、8月に募集を開始した。2026年3月現在、審査・選考は進捗中であり、受賞者は2026年6月に行われる当協会の総会にて、表彰される予定だ。

第三回 膜構造デザイン賞、技術賞、環境貢献賞及び特別賞（EXPO2025）表彰候補者の募集

図7：特別賞（EXPO2025）の募集告知（協会HPより抜粋）

6. まとめ

2025年は万博が開催され、当協会・膜構造の業界にとっても活気のある年であった。膜構造は多くの万博施設で使用されたため、当協会以外のイベントや誌面、講演等においても、数多く紹介されていた。当協会でも今後の膜構造の普及・発展に寄与すべく、上記のような各種活動をおこなった。また万博の記録として英語版の動画も作成し、協会HPにアップした。興味のある方は参照いただきたい。



図8：記録動画（英語版）

6. 謝辞

昨年の万博に関する一連の活動におきましては、当協会会員をはじめとして、さまざまな方々にご協力いただきました。また、本文中にもふれましたが、講演会におきましては、能村膜構造技術振興財団より協賛をいただき、収容人数が多い会場で実施することができ、大盛況でした。皆様の多大なるご支援に感謝いたします。

大阪・関西万博における膜構造

平郡 竜志*1

2025年日本国際博覧会（略称「大阪・関西万博」）は、日本で開催される6回目の万博である。2025年4/13～10/13まで、大阪市夢洲を会場に開催され、158か国・地域、7国際機関が参加した。[1]未来に向けての実験場となる万博には、著名な建築家も参加しており、特殊な素材や複雑な形状の案件が計画されるなど、様々なチャレンジが行われている。本稿では、日本で開催されてきた5回の国際博覧会における膜構造技術の紹介を行うとともに、大阪・関西万博で採用された膜構造のうち、太陽工業株式会社が施工した膜構造事例を幾つか報告する。

1. 過去の国際博覧会

これまで、日本では国際博覧会が5回開催されてきた。[2]1970年日本万国博覧会（大阪万博）、1975年沖縄国際海洋博覧会（海洋博）、1985年国際科学技術博覧会（科学万博）、1990年国際花と緑の博覧会（花博）、2005年日本国際博覧会（愛・地球博）である。とりわけ膜構造技術においては、期間限定の仮設建築物という特性を活かし、新規の構造技術や将来性のある材料の実用化検証を行い、その後の技術発展の礎となる知見を蓄積してきた。

本章では、日本で開催されてきた5回の国際博覧会における膜構造技術の展開を概観する。

1.1 日本万国博覧会（大阪万博）（1970年）

「人類の進歩と調和」をテーマに大阪府で開催された本博覧会は、会場面積約350haの規模であり、総合プロデューサーを建築家の丹下健三が務めた。会場内では多数の膜構造が採用され、その後の技術発展に大きな影響を与えた。

富士グループ館 空気膨張構造を採用した本施設は、幌馬車を想起させる外観となっており、最高高さは31.5mに達している。直径4m、長さ78m、質量約4tのチューブ状膜体16本を現地で組み立てし、空気圧により構造体として機能させている。膨らませるときの高圧力にも耐えられるよう、ビニロン織布にポリ塩化ビニールとゴム素材をコーティングした生地はコンベヤー用のベルト並みの厚さ4mmにもなっている（写真1）。[3,4,5]



写真1：富士グループ館



写真2：アメリカ館

アメリカ館 空気支持構造を採用した本施設は、当時世界最大規模のエアードームであった。長径142m、短径83.5mの楕円形平面に10,000㎡超の膜屋根が取り付けられている。柱の代わりに空気を圧縮材として利用することで、柱と影のない内部空間を実現し、外観はほのかに蛍光を発するデザインとなっている（写真2）。[4,5]

1.2 沖縄国際海洋博覧会（沖縄海洋博）（1975年）

「海 - その望ましい未来」をテーマに、沖縄本土復帰記念事業として開催された本博覧会は、会場面積約100ha（陸地75ha、海域25ha）の規模であり、総合プロデューサーは建築家の山下和正が務めた。

南ゲートシェルター サスペンション膜構造を採用した本施設は、来場者誘導のための灯台機能と待合スペースとしての屋根機能を併せ持つ構造物として建設された。

本施設は、形状解析および応力変形解析を有限要素法により実施した国内初の事例である。平面形状は正五角形を基本とした左右対称であり、頂部は本体外側に設置された主柱により吊り上げられる構造となっている。屋根膜材は濃いオレンジ色が採用され、沖縄の青い空や海とのコントラストが意図された。

仮設建築物ではあるが、設計荷重の低減は適用されず、当時の沖縄における風圧力 $q=90\sqrt{h}$ kgf/m²（当時基準、h：地盤面からの高さ(m)）、本土の1.5倍に相当する風荷重で設計された（写真3）。[3,4,6]



写真3：南ゲート

*1 太陽工業株式会社

1.3 国際科学技術博覧会（つくば博）（1985年）

「人間・居住・環境と科学技術」をテーマに茨城県で開催された本博覧会は、会場面積約102haの規模であり、総合プロデューサーを建築家の黒川紀章が務めた。

エキスポプラザ 屋根形状は中心角55度の扇形平面を持つHPシェル（双曲放物面）であり、弦方向にアーチ作用、半径方向に梁作用を発現する複層立体トラス曲面版として構成されている。構造体は三角錐を基本単位とし、1つの屋根ユニットは、支点間距離60.4m、54mの3点により支持されている。全体で5,600m²にもなる屋根は蝶が羽根を広げた姿を想起させる優美な曲面形態を実現している（写真4）。

サントリー館 カテナリー型張弦梁構造を連続配置することで曲面を構成する平面骨組タイプの構造システムが採用された。形状は丘陵を想起させる自然的な曲面として計画され、風速60m/sの風荷重に対しても構造安全性を確保する設計とされている。膜材は母屋材上に配置された約1,600箇所の支持点で固定されており、外観に見られる規則的な点列がこれらの支持点位置を示している（写真5）。^[3,4,7,8]

いずれの施設も複雑な曲面形状に対する短期間での設計を可能にした要因として、当時の計算機技術の発展が挙げられる。形状決定および構造解析において、コンピュータによる数値計算が活用され、科学技術の進歩が構造設計の効率化に寄与した事例といえる。

1.4 国際花と緑の博覧会（花博）（1990年）

「自然と人間との共生」をテーマに大阪府で開催された本博覧会は、約140ha規模であり、総合プロデューサーは建築家の磯崎新が務め、「ソフトアーキテクチャー」という建築理念のもとで計画された。自然素材である木材が積極的に使用されるとともに、透光性や造形自由度といった特性を有する膜材も多数採用された。

中央ゲート 木の形状を抽象化したシルエットを書割状に配列し、その下部に膜屋根を組み合わせた構成となっている。



写真4：エキスポプラザ

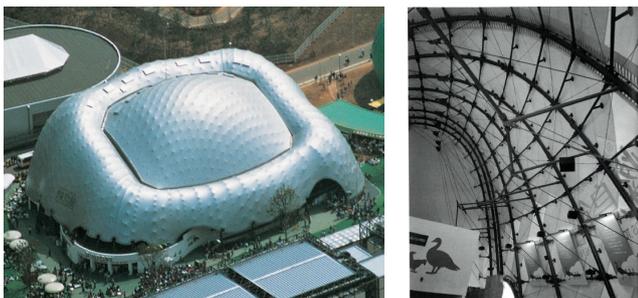


写真5：サントリー館

建築と自然環境との連続性を意図した形状を実現するために、サスペンション膜構造が採用されている。膜面をホルン形状に湾曲させることで軽快で流動的な外観を実現しつつ、ランドマーク性のある景観を創出している（写真6）。^[9]

三菱未来館 「大地から大空へと伸びる植物の芽」をモチーフとした施設。高さ39mあり、印刷によるメタリック塗装を施したPVC膜を採用し、意匠表現として、上昇感を表現する緑色のバーコード状パターンが水平ライン上に配置されている。フォルムの平滑性を強化するため余剰排気を利用した、空気圧の併用による工法が採用された（写真7）。^[3,10]



写真6：中央ゲート^[9]

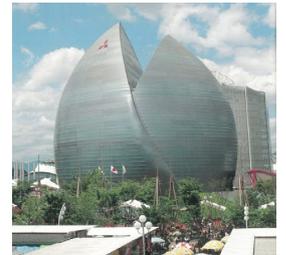


写真7：三菱未来館

1.5 2005年日本国際博覧会（愛・地球博）（2005年）

「自然の叡智」をテーマに愛知県で開催された本博覧会は、会場面積約175haの規模であり、環境負荷を最小限に抑える「環境万博」の具現化が目指された。総合プロデューサーを建築家の菊竹清訓が務めた。

グローバル・ループ 会場内の各エリアを結ぶ全長約2.6kmの空中デッキに設置された日除けシェルターでは、環境配慮の観点から、ケナフ繊維とポリエステル繊維を用いた混織布に非ハロゲン系樹脂をコーティングした新素材であるケナフ膜（ケナファイ）が採用された。シェルター形状は三角形を基本パターンとし、各頂点を金物で固定したシンプルな構成であるが、総パネル数は321枚に及んでいる。なお、使用されたケナフ膜は博覧会終了後、紙製品としてリサイクルされている（写真8）。^[11]

夢見る山 日本を代表する富士山の景観をモチーフとした施設。日中は太陽光に照らされる白色の大屋根が雪化粧を纏った富士山を想起させ、夜間には内部照明によるライトアップにより屋根全体が赤色に発光する演出が施されている。外周梁を立体トラス、中心のメインポールから外周に向けてケーブルを配置するサスペンション膜構造を採用している。さらに、外周梁をケーブルで支持することにより、鉄骨構造とした場合と比較して、資材使用量の大幅な削減を達成している（写真9）。^[11]



写真8：グローバルループ



写真9：夢見る山

2. 2025年日本国際博覧会（大阪・関西万博）

2.1 博覧会概要

本博覧会は、2025年4月13日から10月13日までの184日間にわたり、大阪湾の人工島「夢洲（ゆめしま）」にて開催された国際博覧会である。会場面積は約155haであり、「いのち輝く未来社会のデザイン」をテーマとして、158か国・地域、7国際機関が参加した。主催者は公益社団法人2025年日本国際博覧会協会であり、会場デザインプロデューサーを建築家の藤本壮介が務めた。

会場全体は、外周の直径が約675m、内径が約615m、全長2kmに及ぶ木造の大屋根が円環状に配置された「大屋根リング」と、その内外に配置される多数のパビリオンから構成された（写真10）。[12]

2.2 パビリオンタイプ

大阪・関西万博において、博覧会協会が公式文書（出展参加要領、海外パビリオン出展ガイド等）で定めた建設タイプは、以下の4類型である。これらは、準備期間が限られる中で多数の国・地域の参加を確保するため、参加国や参加企業の設計・施工能力の差やスケジュール調整の難しさを踏まえ、主催者側が建設の一部を担うことで、全体工程とリスクを管理できる仕組みとして導入された。膜構造の多くはタイプAで設計された。[1]

タイプA（敷地渡し型） 主催者は敷地のみを提供。出展者が建築設計・構造設計・施工・展示までを一貫して実施する方式であり、建設方法の自由度が最も高く、各国の建築技術の特徴が最も顕在化する類型であった。

タイプB（建物条件付き型） 主催者が構造・設備などの基本条件を定めた建築物を建設し、出展者はその条件下で外装・一部構成・展示を設計した。

タイプC（共同館型） 主催者が一つの建築物を建設し、複数の国・地域が共同利用した。出展者は割り当てられた内部区画のみを使用した。

タイプX（建物渡し型） 主催者が標準建築物を建設し、出展者は内装・展示のみを実施した。

2.3 建築基準法および大阪・関西万博における構造関係規定

建築物の構造耐力に関する基本原則を定めた条文として、建築基準法第20条があり、仮設建築物に関する条文は第85条がある。同法施行令第147条に基づく緩和措置により、第三章第8節の構造計算に関する規定が緩和され、確認申請において構造計算関連の書類提出が不要となる。ただし建築確認申請とは別に、特定行政庁に対して仮設許可を受ける必要があるため、設計者と建築主事が協議を行い、恒久建築物の設計ルートに準じた設計とするか、または仮設建築物としての合理化（設計荷重の低減など）を適用するかを判断する。

なお、設計荷重の低減を行う場合は、設定した荷重を超える過荷重に対する事前予防措置を示す必要がある。具体的な予防措置としては、暴風時における臨時ブレースの設置、または安全確保を目的とした部分的な入場制限や施設閉鎖などが挙げられる。

今回の大阪・関西万博では、博覧会協会から仮設建築物に対する統一的な設計荷重は提示されなかった。そのため、多くの案件において恒久建築物と同等の設計条件を前提とした構造設計が行われた。一方で、構造規模、使用期間、用途等を総合的に勘案し、審査機関および行政との協議を経て、限定的な設計荷重の低減が認められた事例もある。一般財団法人日本建築総合試験所は独自に「2025大阪・関西万博期限付き建築物の設計荷重について（改訂）」を提示し、大阪地域における2年間の限定使用を前提とした合理的な設計荷重を提案していた。[13,14] このように各案件で設計条件および審査内容が個別に設定される運用となっていた。

なお、膜構造関係規定の告示666号にも膜材料の構成や変形制限などについての仮設緩和措置が謳われている。2024年6月に告示第666号が改正され、膜面の投影面積制限、変形制限、ならびに接合部の引張強度に関する規定の合理化が行われた。しかし、博覧会案件の設計時期は主として2021～2023年に集中していたため、多くの案件は改正前の告示内容に基づいて設計されている。

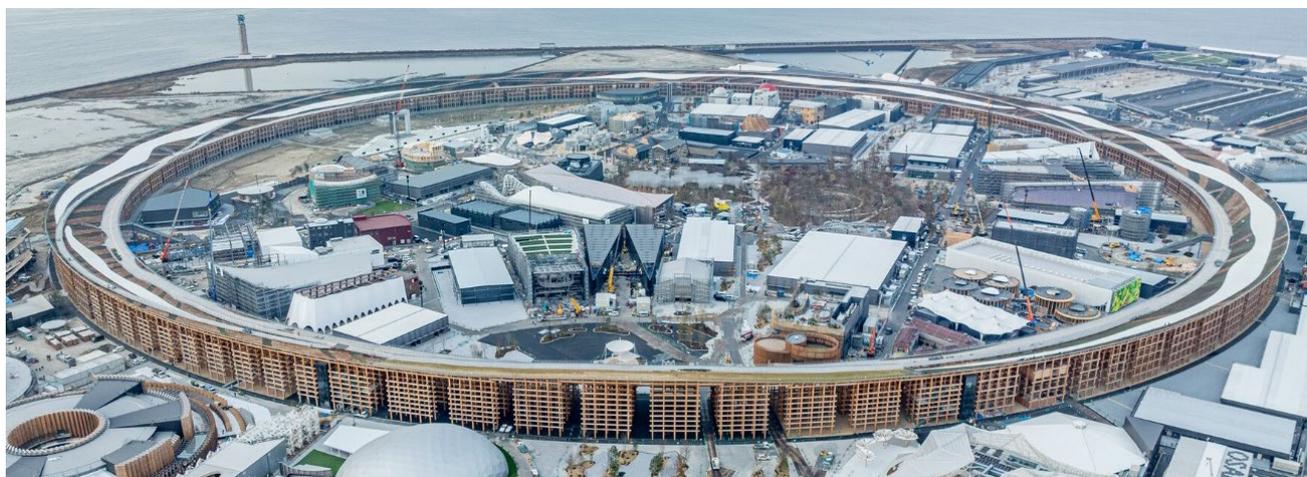


写真10 大阪・関西万博会場全景（引用元：<https://www.obayashi.co.jp/expo2025/>）

3. 2025年大阪・関西万博における膜構造

今回の万博会場において建設された膜構造のうち、当社(太陽工業)が担当した主な案件を表1、図1にまとめる。

膜材料については、耐用年数と使用期間を考慮しB種およびC種膜が多く採用された。これらはPVC(ポリ塩化ビニール)をコーティング材としているため、配合調整により透光率の制御が可能である。各案件において、展示内容や空間演出の要求に応じた透光率の調整、表裏で異なる色による意匠表現など、膜材料の特性を活かした設計が行われた。[15,16]

本博覧会では、従来膜材の適用に加え、新規開発された膜材料も採用された。これは近年、材料試験や劣化予測手法の技術が発展し、材料性能の定量的評価が可能となったことで、使用期間に応じた性能設定および、材料開発が可能となったことが背景にあると考えられる。[17,18]

3.1 骨組膜構造、立体トラスの活用

骨組膜構造は、骨組自体が主要な耐力要素となるため、力の流れが明確であり、構造的に安定した架構を形成しやすい特徴を持つ。膜面形状の自由度は制限されるものの、鉄骨構造などの延長線上で計画できるため、設計者にとっても応力伝達の把握や構造計算の枠組みが比較的明快である。このような背景から、設計および審査期間が限られていた今回の万博においては、骨組膜構造が多く採用されたと考えられる。また、会期終了後の原状回復を前提とする仮設建築物では、基礎の設置自体が計画上の制約となる。今回は会場が沿岸部、海上・埋立地に位置することから、地盤条件や施工条件に制約があり、重量の大きい上部構造や大規模な直接基礎・杭基礎の採用は合理的ではない。一方で、内部展示のスペースを

確保するために、支持点を減らしつつ大スパンを確保する必要があることから、構造重量の低減と高い剛性の確保を同時に満たす構造形式が求められた。これらの合理的な解として、木質構造や立体トラスを主要構造部とし、膜構造を母屋材に準じた二次部材の要素として扱う構成が採用されている事例が見られる(写真11、写真12)。[18,19]



写真11(a)：大屋根リング外観



写真11(b)：大屋根リング内観

表1 大阪・関西万博2025における膜構造(太陽工業実績)

※ ■ は日本初採用、■ は開発素材

	B種膜：不燃材料 (PVCコーテッドガラス繊維布)	C種膜：防災材料 (PVCコーテッドポリエステル繊維布)	ETFE膜：防災材料 (フィルム材を含む)
骨組膜構造	①大屋根リング ②いのちの未来 ⑦関西パビリオン ⑪飯田グループ ×大阪公立大学共同出展館 ⑨電力館 可能性のタマゴたち ⑩ガスパビリオンおぼけワンダーランド (SCM-300G) ⑬フューチャーライフヴィレッジ	⑮カタールパビリオン ②いのちの未来 (i-Mesh) ⑪飯田グループ ×大阪公立大学共同出展館 (西陣織膜) ⑯ポップアップステージ(東内) ⑰ポップアップステージ(東外)	④null2 (ミラー膜) ⑳万博サウナ (太陽のつぼみ)
サスペンション 膜構造	⑤いのちの動的平衡館	⑳fukufuku休憩所1	
空気膜構造		⑲レスポンスストラクチャー トイレ3	
システムトラス + 骨組膜構造	③いのちの遊び場クラゲ館 ⑫BLUE OCEAN DOME (U-CLEAR SHEET TG1500) ⑭PASONA NATUREVERSE ⑬よしもとwaraii myraii館 ⑥未来の都市	⑥未来の都市 (Purify Mesh 30)	⑧大阪ヘルスケア パビリオン Nest for Reborn



大屋根リングやカタル館では、膜材料の光を通す性質を活かし、外の様子を人が目で感じ取れる空間としている。日差しを通して雲の流れや木々の揺れが膜面に映り、その変化を来場者が直接見ることができる。こうした視覚的な体験は、膜構造ならではの特徴である。

大阪ヘルスケアパビリオンでは、ETFE膜を採用し、その高い透明性を活かした設計が行われた。膜面に水を流すことで、水の動きや光の反射が視覚的な演出となり、屋間はやわらかな光の変化を生み、夜間は屋根全体が発光して浮かび上がる構成となっている。全体形状や部材配置については、意匠設計者と繰り返し協議を行い、見た目の軽快さと構造的な合理性を両立させている。また、構造の軽量化を目的として、膜面の中間定着部にはケーブルを用いた支持方式を採用し、全体重量の低減と視覚的な透明感の向上を実現している。



写真 12(a) : 大阪ヘルスケア PV、TM トラス施工時



写真 12(b) : 大阪ヘルスケア PV、ETFE 膜施工時



写真 12(c) : 大阪ヘルスケア PV、夜景

3.2 サスペンション膜構造

サスペンション膜構造は、膜やケーブルに大きな引張力が生じ、その反力として支持点に大きな引抜き力が作用する。さらに、本構造は形状と張力のバランスによって成立するため、膜張力やケーブル張力の設定には設計・施工の双方で技術的な工夫と慎重な現場管理が求められる。

いのち動的平衡館では、有機的かつ非対称な屋根形状をケーブルネットで支持し、その上部を1枚の膜材で覆う構成となっている(図2)。外周リング梁は8本の柱および基礎梁によって支持され、ケーブル張力を自碇形式でバランスさせている。外周リング梁は比較的柔な境界条件として扱われており、自重及びケーブル張力導入時に変形を伴うことを前提として設計されている。短期荷重時にケーブル張力の消失がないことを設計上の指標とし、変形を見込んだ部材製作長さや調整代が設定されている。[20]

リッジケーブルには、施工完了時に最大約40tfの張力が導入されている。ケーブルネットおよび格子ケーブルとの形状整合を確保するため、ジャッキダウン解析、ケーブル緊張手順およびフレーム変形履歴が事前に検証された。実際の施工現場ではリアルタイムでケーブル張力を計測し、設計値との偏差を随時調整している。本施設は、軟弱地盤という制約の中で、構造合理性と意匠性を高度に両立させた事例である(写真13)。

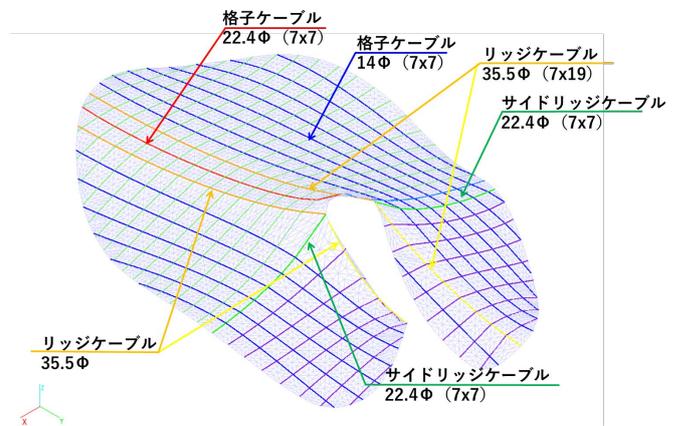


図2 いのち動的平衡館 ケーブルネット配置



写真 13 : いのち動的平衡館 膜施工時

3.3 空気膜構造

空気膜構造に分類される施設は、レスポンスストラクチャー（トイレ3）の1件のみであった（写真14）。膜材単体での断熱性能や蓄熱性能は十分とは言えず、閉鎖空間に適用する場合には温熱環境の制御が課題となることが多い。本施設で空気膜構造が採用された背景には、この弱点を克服しつつ、膜構造の特性を積極的に活用しようとする設計的思想がある。

屋根に空気膨張方式を採用し、屋根上に水を一時的に滞留させる機構を組み込むことで、温熱環境の調整を図っている。気温が高い日には水を保持して日射取得を抑制し、膜内部の温度上昇を低減する。この効果は膜屋根下の空間温度低減にも影響する。その後、内圧を高めて水を排出する仕組みとすることで、空気圧と水荷重のバランスを利用した能動的な環境制御を実現している。[17]

一般的に建築物の外皮は固定されているため、光や熱といった外部環境の変化に対して受動的である。一方、本施設では膜材が内圧変化により膨張・収縮し、さらには表面に水を保持するなど、外部環境に応答する挙動を行う。温熱性能に不利とされがちな膜構造に対し、構造形式そのものを制御装置として活用することで性能改善を試みた点に意義があると考えられる。

このような環境応答型の建築は、1970年の大阪万博で様々な実験がなされた空気膜構造の実験的試みを継承しつつ、制御技術の進展によって再構成されたものと位置付けられる。

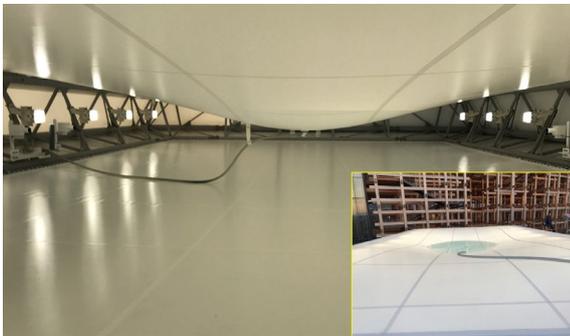


写真14(a)：トイレ3 空気膜内部（ポンディング状態）

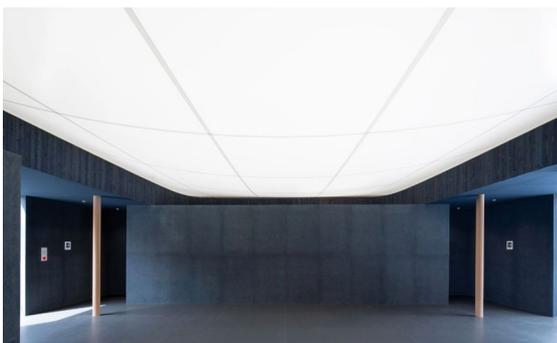


写真14(b)：トイレ3 膜屋根下の空間

3.4 特殊な膜面形状

膜面形状は、膜面内に生じる張力と境界条件との力学的つり合いによって決定される。膜構造の初期形状を設定する際には、膜面全体に均一な張力が作用する等張力状態を基準とすることが一般的である。この力学条件に対応する理論形状は、与えられた境界条件のもとで表面積が極小となる曲面であり、数学的には極小曲面と定義される。すなわち、等張力状態のもとで得られる形状と極小曲面には対応関係がある。実務においては、この対応関係を利用して数値解析により初期曲面を求める。ただし、極小曲面は任意の境界条件下で常に存在するとは限らず、解が得られない場合もある（図3）。

「null²」では、ホルン形状に対して膜面を等張力と仮定する条件では意図した形状の連続性を実現できないという課題に直面した。そこで、放射方向と円周方向で異なる張力比（非等張力）を設定し、膜面内の張力分布を制御している。このような条件では極小曲面を求める数値解析が適用できないため、形状導出には応力密度法（Force Density Method）を採用した。この手法は、各要素の応力密度を既知量として与え、節点の力の釣り合い式を線形化して解くことで、非等張力状態に対応した膜面形状を導出する解析手法である。

一方で、物理的にはシワが発生し得る条件となることや、縮小率の設定、製作誤差や施工誤差、現場における施工手順を踏まえたディテールの検討など、数値解析のみでは評価できない課題もあった。そのため、実物大モックアップによる検証を繰り返し実施し、設計から製作・施工に至るまで、各段階でデジタル技術と実物による検証を併用することで、最終的に特異な膜面形状を実現した（写真15）。[19]

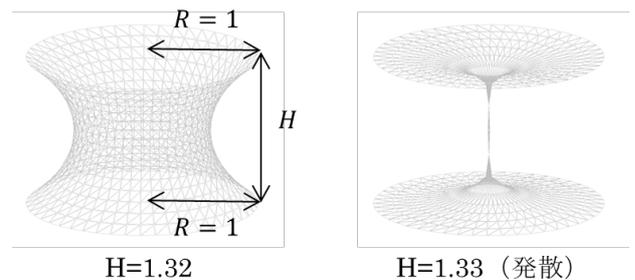


図3：等張力曲面の成立条件（臨界高さの比較）



写真15：モックアップでの形状検証

3.5 新規開発の膜材料、日本初採用の膜材料

飯田グループ×大阪公立大学共同出展館では、京都で1200年以上の伝統を誇る織物「西陣織」を全面に用いる挑戦が行われた。太陽工業はこの西陣織を外装材として使用するための技術開発に初めて取り組み「西陣織膜」を実現した。これまでも、プリント加工により表面に絵柄を表現した事例はあったが、今回は色付きの糸そのものを織り込み、織りの構成によって絵柄を表現している点が本質的に異なる(図4a)。

設計にあたっては、プロジェクションマッピングの技術を応用し、2次元の柄を3次元モデル上に投影して検証を行った。曲面上で生じる柄の歪みを事前に解析し、その結果を反映した平面展開図を作成して西陣織を織り、コーティング加工を行っている。このプロセスを経ることで、施工後に意図した柄が立体形状上で正確に再現されている。[18,19]

ガスバリアオンおぼけワンダーランドでは、「SCM-300G」が採用された。こちらは、SPACECOOL INC.と材料メーカーが共同開発した環境配慮型の膜材料である。放射冷却の原理を応用しており、太陽光のうち可視光や近赤外域を高い反射率で反射すると同時に、吸収した熱を大気窓領域を通じて宇宙空間へ放射する。これにより、表面温度の上昇を抑制することが可能となっている。結果として、屋根面からの熱吸収し、室内温度の上昇を抑えることで空調負荷を低減することができる。エネルギー消費の削減に寄与するだけでなく、建築分野における脱炭素化に向けた新たな材料的アプローチとして位置付けられる(図4b)。[19]

null²に使用された「ミラー膜」も注目の素材である。金属のような高い反射性と滑らかな質感を持ちながら、柔軟な曲面形成が可能なフィルム材であり、反射率98%という数値を実現している。外装材としては、暴風時に生じる荷重に対して安定した面外剛性を確保する必要がある。一方で、本案件ではロボットアームにより膜面を可動させ、映り込みを意図的に歪ませるといった演出的要素も求められた。そのため、外力に対しては過度に変形しない剛性でありながらも、制御さ

れた変位には追従できる柔軟性を有する材料特性が必要となった。これら相反する要求に対し、基材構成、厚さの設定を検証し、適切な剛性と伸び率のバランスを調整している。[19]

また、長期的な性能低下を抑制するため、紫外線による劣化を防ぐ保護層や材料選定も行われている。さらに、高い反射率から高い遮熱性能を備えていることが分かり、一般建築への応用も期待される(図4c)。

Blue Ocean Dome では屋根の一部に「U-CLEAR SHEET TG1500」が採用された。通常、不燃性能を満たすためには、融点の高い繊維を基材とする必要があるが、それにより可視光の透過性が損なわれ、透明性の確保が困難とされてきた。この膜材料は、繊維構成および表面コーティング技術の工夫により、不燃性と透明性の両立を実現している新たな素材である(図4d)。

「i-mesh」や「Purify Mesh30」といった国内での認定を取得していない海外製のメッシュ状の生地もある。これまで恒久建築における使用実績はなかったが、用途を外装材として位置づけることで適用を可能とした。設計においては、材料の透過性、重なり、環境応答を組み合わせることで、軽量かつ視覚的効果を有するファサードを構成している。

未来の都市では、膜材を多層配置することで生じるモアレ現象を活用し、視覚的な奥行きと揺らぎを生み出す外装表現を行っている。また、いのちの未来では、表面に水を流すことで、静的な外皮に時間経過や建物の表情に動きを感じさせる表現を行っている。(図4e,f)。[16,19,21]

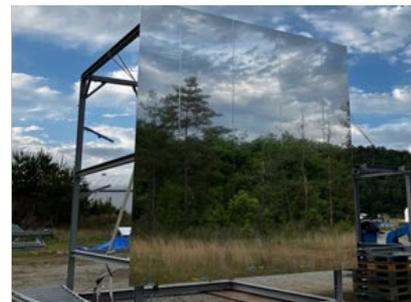
これらの新規開発の膜材料はいずれも、使用期間が限定された条件を前提に設計されたものである。そのため、長期耐候性や維持管理といった観点については、今後あらためて検証と改良を重ねていく必要がある。一方で、短期利用を前提とした実装とはいえ、材料構成や機能付与は従来の膜材料の延長ではなく、新たな性能軸を提示している。これらの取り組みは、次世代の膜材料開発に向けた実験とも位置づけられ、今後の技術進化の指標の一つになると考えられる。



図 4(a) : 西陣織膜



(b) : SCM-300G スペースクール



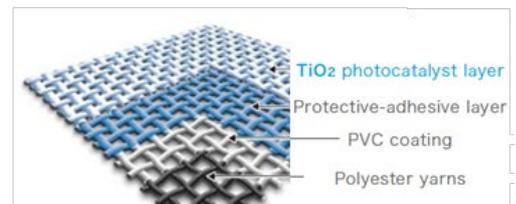
(c) : ミラー膜



図 4(d) : U-CLEAR SHEET TG1500



(e) : i-mesh



(f) : Purify Mesh 30

3.6 BIMとコンピューショナルデザイン

近年、BIMやコンピューショナルデザインの高度化、さらにデジタルファブリケーションとの統合により、建築の設計手法は大きく変化している。[22,23]

従来は形状決定、構造解析、図面作成が段階的に進められていたが、現在では3次元モデル上で幾何情報、構造性能、製作情報を統合し、形状や荷重条件に加えて加工性・施工性までを設計初期段階から同時に検証できる環境が整備されている。これにより、意匠的に複雑な曲面形状であっても、実現可能性を高い精度で評価しながら設計解を探索することが可能となっている。

さらに、切板加工データ等と連携することで、設計モデルを製作情報へ直接接続でき、部材精度の向上、加工ロスの低減などが実現されている。本博覧会のように設計・施工期間が限られ、多様な形態が求められるプロジェクトにおいては、この統合的デジタルプロセスが有効に機能したと考えられる。複雑な膜面形状や鉄骨架構、立体トラス架構を短期間で実現できた背景には、形状生成、構造解析、施工シミュレーションを横断的に接続するデータ連携基盤の存在があった。

膜構造とデジタル技術の親和性は高い。今日の計算環境と統合的データ基盤は、生産性を高めるだけでなく、従来手法では到達が困難であった設計解を導ける可能性がある。設計・製作・施工を横断的に結びつけることで、その可能性は今後さらに拡大していくと考えられる。

現代の計算技術があれば、富士グループパビリオンの応力状態やインフレーション挙動を詳細に検証することも可能である(図5)。しかし、電卓さえ普及していなかった1970年においても、同パビリオンは設計・施工されている。つまり、建築の実現や挑戦的試みにおいて、デジタル技術は強力な手段ではあるが、必須条件ではない。本質は技術者の創意工夫と挑戦にある。だからこそ、現代の技術者は現在のデジタル技術を前提としたとき、この建築をどのように設計するのか。技術の本質はどこにあるのかをよく考える必要がある。ツールとしてのデジタル技術と人間の構想力の双方が相補的に機能することで、膜構造は今後一層高度な展開を示すことが期待される。[24]

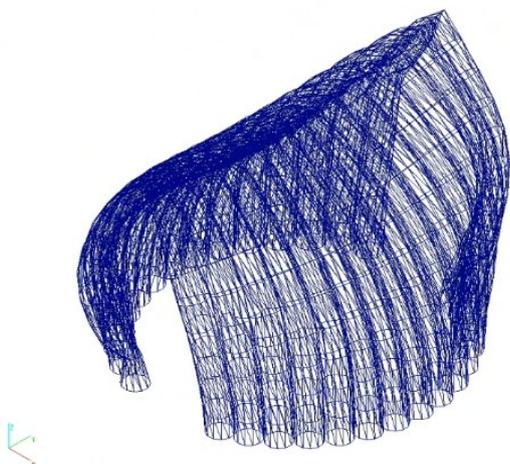


図5：富士グループパビリオンの再現モデル

4. まとめ

1970年の大阪万博当時、日本には耐久性や防災性能の低いPVC膜しか存在せず、膜構造は主に仮設的な用途に限られていた。しかし、万博を契機として膜構造に関するさまざまな技術開発が行われ、その成果は後の恒久建築へとつながっていった。1990年前後には、PTFE膜が実用化され、東京ドームのような大規模な恒久施設に採用されるなど、膜構造の社会的認知と信頼性が大きく向上した。その後、約20年を経て、より高い透過性を有するETFE膜の採用が可能となり、膜構造建築はさらに多様な展開を見せるようになった。

2025年大阪・関西万博では、既存技術の組み合わせに加え、特殊な表面処理を施した新素材の開発が進められた。さらにはBIMなどのデジタル設計手法の導入など、最新技術の活用は、膜構造の設計と施工に新たな可能性に繋がると考えられる。

膜材単体では一部の性能に制約もあるが、複層化、空気圧の活用、他材料とのハイブリッド化などの工夫を行い、これらの性能を補完・向上することが可能である。さらに今後は、循環型社会への対応を前提とした技術開発が重要となる。[25]軽量は製造時の材料使用量削減や運搬時のエネルギー低減といった利点を有しており、環境負荷低減の観点からも有効である。軽さや薄さという特性は制約であると同時に可能性でもある。

万博という実験的な舞台を経て、膜構造は時代に求められるように姿を変えながら進化を続けてきた。今後も、まだ見ぬ膜構造の魅力を探っていききたい。

5. 謝辞

本報告の作成にあたり、資料提供ならびに技術的知見の共有にご協力いただいた太陽工業株式会社の池本氏、柳谷氏、古谷氏、斎藤氏、鈴木氏、喜多村氏、川上氏に厚く御礼申し上げます。

また、膜材料および膜構造技術の発展に長年尽力されてきた諸先輩方の研究成果と実践の蓄積が、本稿の基盤となっていることを付記する。

本報告の対象となった2025年大阪・関西万博は、多くの来場者を迎え、盛況のうちに会期を終えた。本万博の成功に向けて尽力された主催者、設計者、施工者、製作者、研究者ならびに関係各位に対し、ここに深く謝意を表す。

本稿は、IASS 2025に投稿した英文論文を原稿とし、その内容を日本語に翻訳のうえ一部再編集したものである。[26,27]

参考文献

- [1] EXPO 2025 大阪・関西万博公式 Web サイト
<https://www.expo2025.or.jp/>
- [2] 外務省 HP,日本における国際博覧会
<https://www.mofa.go.jp/mofaj/gaiko/hakurankai/banpakunihon.html>
- [3] 日本の膜構造・作品選集, 石井一夫: 編著,SPS 出版, 1993
- [4] Membrane Structures in Japan,Ishi Kazuo, SPS 出版,1995
- [5] 世界の膜構造デザイン,新建築社,1999
- [6] 沖縄国際海洋博覧会,公式報告集,新技術編,財団法人 沖縄国際博覧会協会,1976
- [7] EXPO' 85 ARCHITECTURE [科学万博つくば85]建築の記録,社団法人日本建築学会,株式会社新建築社,1985
- [8] 梅澤宣雄,浅利徳雄: EXPO'85 サントリイ館鉄骨工事,川田技法,pp.88~91, Vol.5,1986.1,
- [9] 坂倉建築研究所
<https://www.sakakura.co.jp>
- [10] 国際花と緑の博覧会 90,太陽工業株式会社,1990
- [11] ホームページ | EXPO 2005 AICHI,JAPAN
<http://www.expo2005.or.jp/jp/C0/C3/C3.3/C3.3.1/index.html>
- [12] 大阪・関西万博の最新動向: 経済産業省,内閣官房,2025.3
https://www.meti.go.jp/policy/exhibition/top_picture/sais hinnodoukou03.pdf
- [13] (一般財団法人) 日本建築総合試験所 (GBRC) : 2025 大阪・関西万博 期限付き建築物の設計荷重について (改訂) ,2022.9.30
https://www.gbrc.or.jp/assets/documents/center/kozo_osaka_2025.pdf
- [14] 野村、大田ら: パビリオンの構造審査,日本建築学会近畿支部 2024 年度鉄骨構造部会第 2 回研究会資料集・構造力学講究第 73 号,2025 年 3 月
- [15] 関西大改造 2030 万博を機に変わる大阪・京都・兵庫,日経クロステック、日経アーキテクチャ 編,日経 BP,2024
- [16] 大阪関西万博建築的観光ガイド, 日経クロステック、日経アーキテクチャ 編,日経 BP,2025.4
- [17] 齊藤ら: 膜構造で変わる日本の建築—万博と告示改正: 日本建築学会大会 (九州) 構造部門 (シェル・空間構造) パネルディスカッション,2025.9
- [18] 鉄構技術編集部,第 38 巻,通巻 448 号,鋼構造出版,鉄構技術 2025.8 月号
- [19] 鉄構技術編集部,第 39 巻,通巻 449 号,鋼構造出版,鉄構技術 2025.9 月号
- [20] 金子ら: 複雑曲面を形成する特殊ケーブルネットの設計と施工~2025 年日本国際博覧会『いのち動的平衡館』の構造計画~その 1、2、3,日本建築学会大会学術講演梗概集 (九州) ,pp.937~942, 2025.9
- [21] 菅原ら: いのちの未来,大阪関西万博 シグネチャーパビリオン: 日本建築学会大会建築デザイン発表梗概集 (九州) ,pp.118~119, 2025.9
- [22] 建築雑誌 2025 年 11 月号特集: デジタルが拓く建築のかたち - コンピュータショナルデザインの現在地と可能性 -
- [23] 「EXPO 2025 大阪・関西万博」を振り返る, JSCA_structre No.177 号,2026.1
- [24] JA113 号, 2019 年春号,新建築社, reprint edition Expo '70
- [25] 木村ら: 建築構造部材のリユースの実情を見る: 日本建築学会大会 (九州) 構造部門 (仮設構造) パネルディスカッション,2025.9
- [26] Tatsushi Heguri, “Spatial structures (especially membrane structures) at the 2025 Japan World Exposition (Osaka-Kansai expo) “,Mexico, IASS2025,no.413
- [27] Kanako Ikemoto, Tatsushi Heguri, Ryota Yanagiya and Shin Takamatsu, “The Ideas and Processes of Membrane Structure Utilizing “Nishijin Textile” as an Exterior Material”, Mexico, IASS2025,no.427
- [28] 新建築,2025 年大阪・関西万博,新建築社,2025 年 12 月
- [29] 万博サウナ「太陽のつぼみ」最新情報を公開 | 太陽工業株式会社
<https://www.taiyokogyo.co.jp/news/66300/>

プロジェクトデータ (新建築 2025. 12 より) [28]

大屋根リング

会場デザインプロデューサー 藤本壮介

基本設計 東畑・梓設計共同企業体

実施設計・管理 大林組大阪本店一級建築士事務所 (大屋根リング全体統括管理、PW 北東工区)、清水建設 (PW 南東工区)、竹中工務店 (PW 西工区)

施工 大林組・大鉄工業・TSUCHIYA 共同企業体 (会場全体統括管理、PW 北東工区)

清水建設・東急建設・村本建設・青木あすなろ建設共同企業体 (PW 南東工区)

竹中工務店・南海辰村建設・竹中土木共同企業体 (PW 西工区)

いのちの未来

プロデューサー 石黒浩

設計 石本建築事務所

施工 長谷工コーポレーション

いのちの遊び場クラゲ館

プロデューサー 中島さち子

設計 建築: 小堀哲夫建築設計事務所 (基本計画・基本設計) + 大和ハウス工業 (基本設計) フジタ (実施設計) 総企画設計

構造: Arup、フジタ

施工: フジタ+フジタ・デザインアーク特定建設共同企業体

いのち動的平衡館
プロデューサー 福岡伸一
設計 建築 NHA Naoki Hashimoto Architects
構造 Arup
施工 鹿島建設

null²
プロデューサー 落合陽一
設計 NOIZ
構造 Arup
施工 フジタ・大和リース特定建設工事共同企業体

ブルーオーシャン・ドーム
建主 ZERI JAPAN
設計 建築・管理 坂茂建築設計
構造 Arup
施工 大和ハウス工業

大阪ヘルスケアパビリオン Nest for Reborn
設計 建築：東畑建築事務所
施工 竹中工務店

ガスパビリオンおぼけワンダーランド
発注者 一般社団法人日本ガス協会（JGA）
設計 日本設計、奥村組
施工 奥村組

よしもと waraii myraii 館
建主 吉本興業ホールディングス
設計 設計・管理 大成建設一級建築士事務所、TSP 太陽一級建築士事務所
施工 大成建設関西支店

飯田グループホールディングス×大阪公立大学共同出展館
設計 高松伸建築設計事務所、清水建設
施工 清水建設

電力館 可能性のタマゴたち
設計 電通ライブ、日建設計、大和ハウス工業
施工 大和ハウス工業

関西パビリオン
設計・施工 太陽工業

PASONA NATUREVERSE
設計 the design labo、前田建設工業
施工 前田建設工業

Ring Pavillion 2025 ポップコーンステージ東外
設計 建築 萬代基介建築設計事務所
構造 佐藤淳構造設計事務所
施工 建築：岡部

雲の屋根ポップアップステージ東内
設計 建築 KIRI ARCHITECTS
構造 DN-Archi
施工 長村組

レスポンシブ・ストラクチャー トイレ3
設計 建築 new building office
構造 EQSD
施工 日本土木建設

fuku fuku 休憩所 1
設計 建築：大西麻貴＋百田有希/o+h
構造：平岩構造計画
施工：住建トレーディング・加藤建設工事共同企業体

フューチャーライフヴィレッジ
設計 建築・管理 KOMPAS
構造 Graph Studio
施工 三田工務店
カタール館
建物デザイン 隈研吾建築都市設計事務所
設計・施工 前田建設工業株式会社

未来の都市
基本設計 電通、電通ライブ、太陽工業、SD ASSOCIATES
実施設計 SD ASSOCIATES
施工 太陽工業

万博サウナ「太陽のつぼみ」[29]
設計：KOMPAS、TSP 太陽株式会社、太陽工業株式会社
施工：TSP 太陽株式会社、太陽工業株式会社

会場全体写真

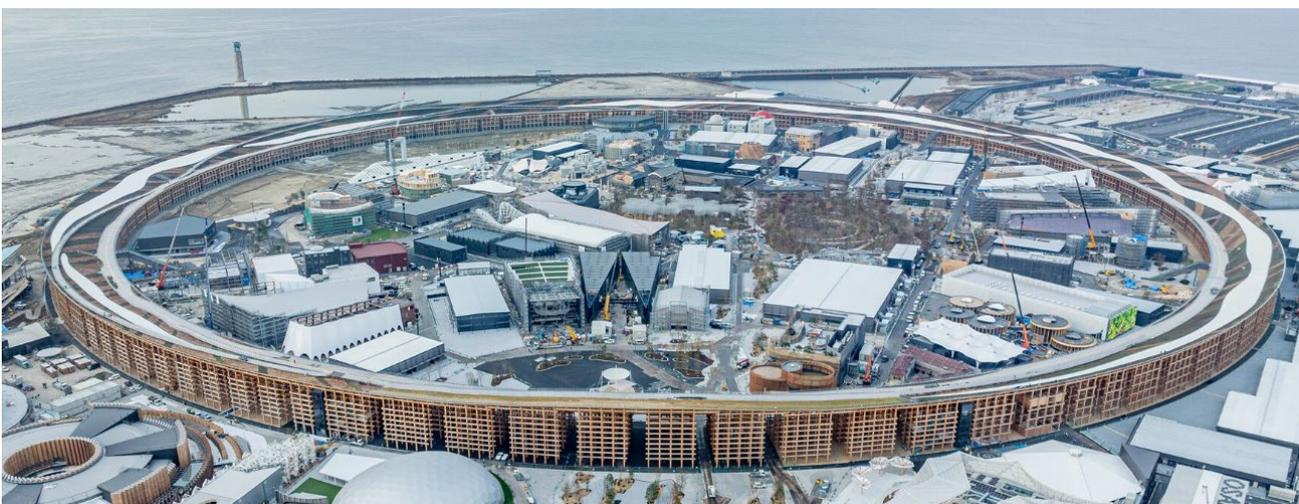
(引用元：<https://www.obayashi.co.jp/expo2025/>)



2023年5月



2023年12月



2025年2月

「膜構造ジャーナル 2026」原稿応募要項

第1部 研究論文

- 研究論文の内容： 膜構造・膜材料等に関する学術・技術についての研究論文、又は膜構造・膜材料等の利活用を前提とした関連研究に係る論文を対象とします。
なお、他のジャーナルや学会誌、国際会議の **Proceeding** 等で発表された論文等を、本ジャーナルにも掲載を希望される場合は、必ずその旨の記述を論文要旨及び本文冒頭に入れ、本ジャーナルへの投稿にあたり行った変更点を明記するとともに、引用文献にも記載してください。この場合、著作権の手続き等は著者の責任で行ってください。
- 使用言語： 日本語または英語
- 応募方法： 応募者に制限はありません。
本ジャーナルへの研究論文の投稿及び審査は、論文投稿サイト 'Easy Chair' を活用しインターネット上で行います。
投稿をご希望の場合は、Easy Chair でご自身のアカウントを取得して投稿を行ってください（料金はかかりません）。
⇒<https://login.easychair.org/account/signup>
執筆要領は、本協会ホームページにて公開しますのでご確認ください。
Easy Chair の投稿先は、次のページとおります。
⇒<https://easychair.org/conferences/?conf=msaj20261>
論文投稿の受付開始及び投稿締切は、次のとおりです。
第1回目投稿；2026年3月末
第2回目投稿締切；2026年10月末（投稿受付開始；2026年7月15日）
- 研究論文の審査： 投稿のあった研究論文については、2名の査読委員による査読を経て、本協会に設けられた論文審査委員会において採否を決定します。
審査の結果、再査読となる場合があります。ただし再査読は1回のみとし、再査読の結果、否となる場合もあります。
- 連続する応募の扱い： 共通する主題のもとに連続する数編を執筆する場合、表題は個々の論文内容を表現するものとし、総主題はサブタイトルとして、その1、その2などを付してください。連続した数編を応募する場合には、さきの編の査読終了後、続編が受理されます。
- 論文の公開： 採択された研究論文は、本協会のホームページに、「膜構造ジャーナル」として掲載し広く一般に公開いたします。
- 著作権： 提出された論文の内容及び著作権については、著者の責任に帰するものとし、本協会は編集出版権を有するものとします。
- その他： 投稿受付開始及び締切は上記のとおりですが、審査を円滑に進めるため出来るだけ早い投稿をお願いします（早目に事前登録項目は入力してください）。
応募にあたり、不明な点がありましたら協会へご連絡ください。
(Easy Chair の利用方法等については簡単な説明書があります。)

第2部 技術報告

投稿内容：膜構造・膜材料等に関し、設計例、計画例、デザイン例、施工報告、施工・ディテール例、維持管理例、解説等とし、未発表のものとなります。

なお、応募いただいた研究論文で、査読の結果不採用となったものについて「第2部」への投稿をお願いする場合があります。

技術報告応募方法：応募者に制限はありません。

投稿をご希望の場合、申込み用紙に報告内容のあらましを書き、メールまたはFAXで膜構造協会に6月末までに申し込んでください。

技術報告については、執筆要領は定めていませんが、論文集に準じた体裁に修正をお願いする場合があります。

なお、技術報告の提出締切は2026年12月末とします。

公開：「技術報告」についても、「研究論文」とともに（一社）日本膜構造協会のホームページに「膜構造ジャーナル」として掲載し、広く一般に公開いたします。

著作権：掲載された報告の著作権は著者の占有としますが、協会は編集出版権を持つものとします。

その他：ご不明な点がございましたら、遠慮なく事務局へお問合せください。

連絡先・技術報告提出先

一般社団法人 日本膜構造協会 研究論文集担当

〒104-0041 東京都中央区新富 2-1-7 富士中央ビル7F

Tel:(03)6262-8911

Fax:(03)6262-8915

E-mail:ronbun@makukouzou.or.jp