

# 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。

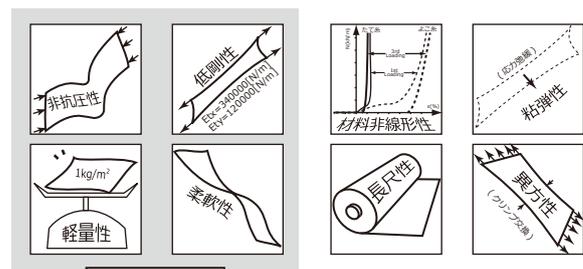
## 1. はじめに

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



耐風設計が最も重要な設計課題  
図2 膜材料の特徴

解説<sup>2)</sup>や建築基準法<sup>3)</sup>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<sup>4)</sup>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<sup>5)</sup>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<sup>8)</sup>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<sup>9)10)</sup>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<sup>11)12)</sup>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」<sup>13)</sup>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<sup>9)</sup>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」<sup>13)</sup>の基となった植松らの文献<sup>9)</sup>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

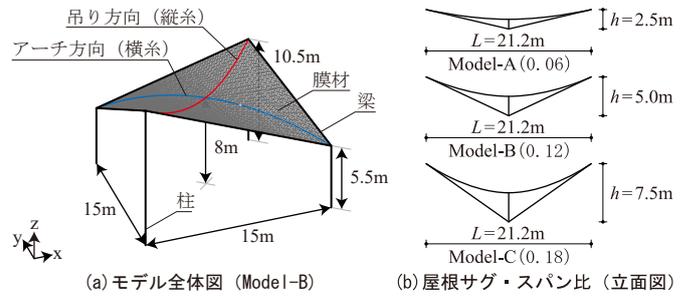


図3 検討モデル

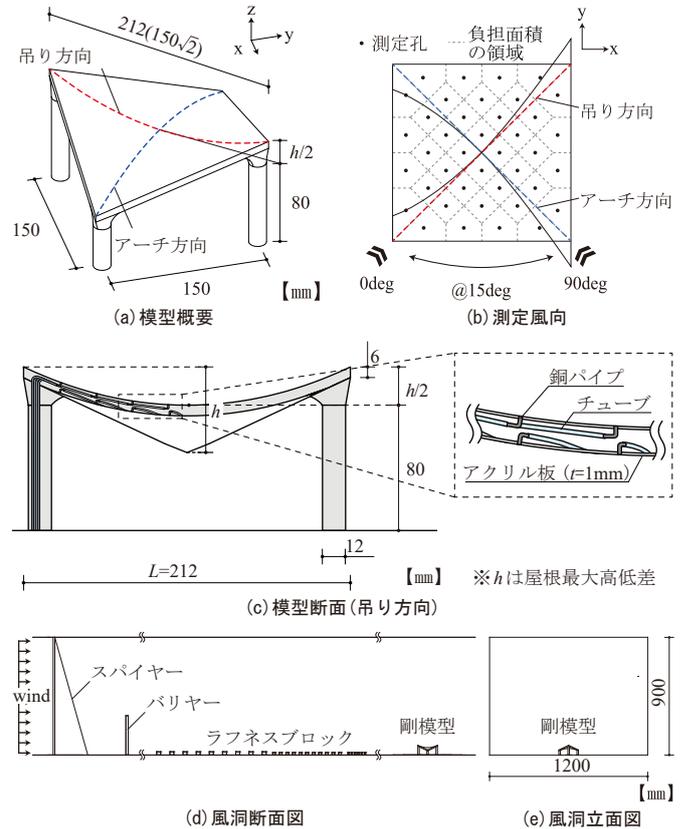


図4 風洞実験概要(S=1/100)

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 $\alpha$	$\alpha = 0.2$	
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	

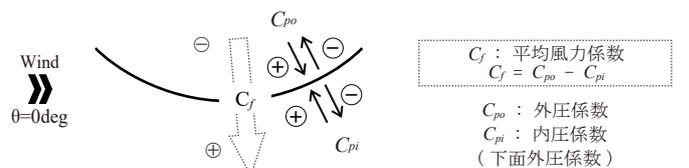


図5 符号の定義

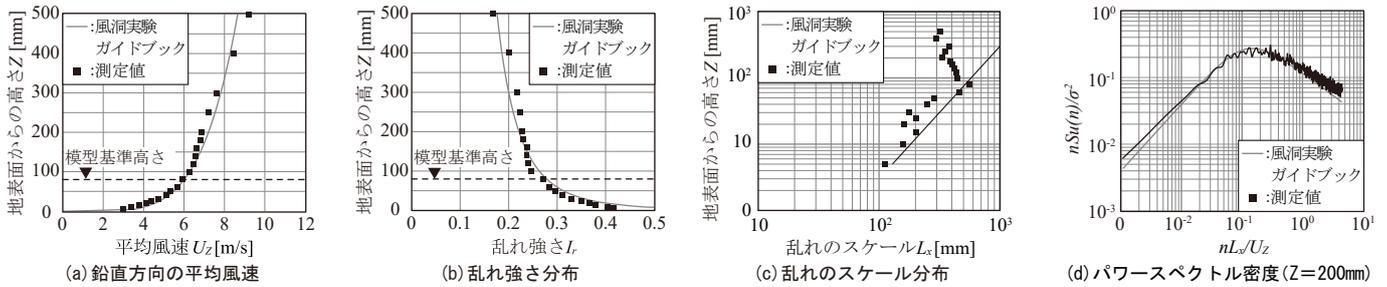


図6 実験気流

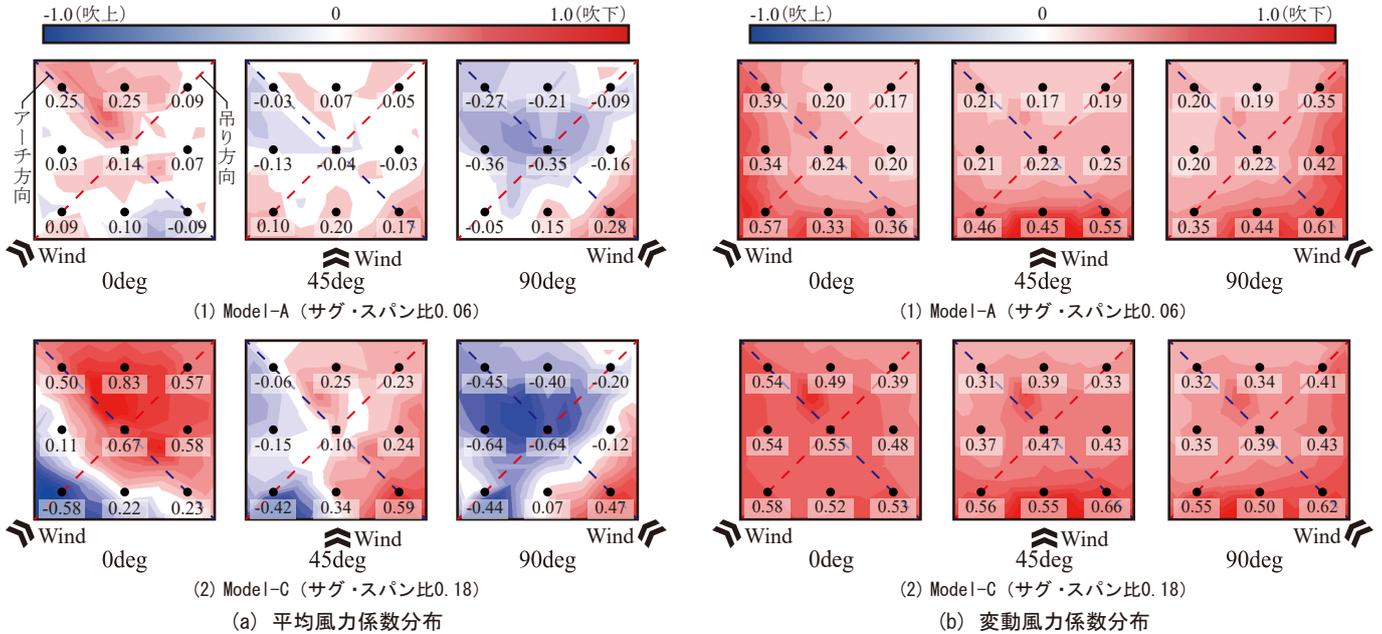


図7 風洞実験結果

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、 $\sigma^2$ 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<sup>2)</sup>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」<sup>14)</sup>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<sup>14)</sup>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<sup>3)</sup>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 $6\text{m/s}$ としている。時間の縮尺率 $\lambda t$ は模型の縮尺率 $\lambda L$ 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 $\lambda t$ 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 $\lambda t$ 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

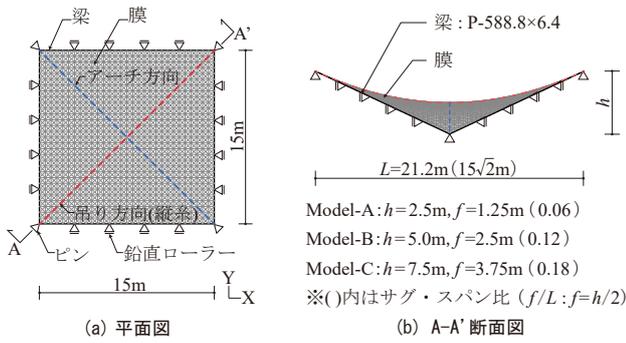


図8 解析モデル概要

表2 数値解析概要

□材料諸元			
材料要素	膜		梁
	A種膜 (3rd Loading)		
引張剛性・ヤング係数	2-D Solid		Beam
	〈縦糸〉	〈横糸〉	
	164000 N/m	147000 N/m	$2.1 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$
ポアソン比	0.95	0.55	0.3
密度	1700 kg/m <sup>3</sup>		7850 kg/m <sup>3</sup>
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<sup>8)</sup>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 $637\text{N/m}^2$ を算出し、安全側として $650\text{N/m}^2$ 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受けて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/m<sup>2</sup>]

$\rho$ : 空気密度 (=1.22[kg/m<sup>3</sup>])、 $U_H$ : 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( $0^\circ \leq \theta \leq 90^\circ: \Delta\theta=15^\circ$ )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「 $0^\circ_{max}$ ,  $90^\circ_{max}$ ,  $0^\circ_{min}$ ,  $90^\circ_{min}$ 」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、Kasperski<sup>15)</sup>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、 $\rho_{rf}$ : 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<sup>16)</sup>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<sup>17)</sup>。

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

ただし、

$R A'_{max}$ : 応答の変動成分の最大値、 $\sigma_R$ : 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Kasperski<sup>15)</sup>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

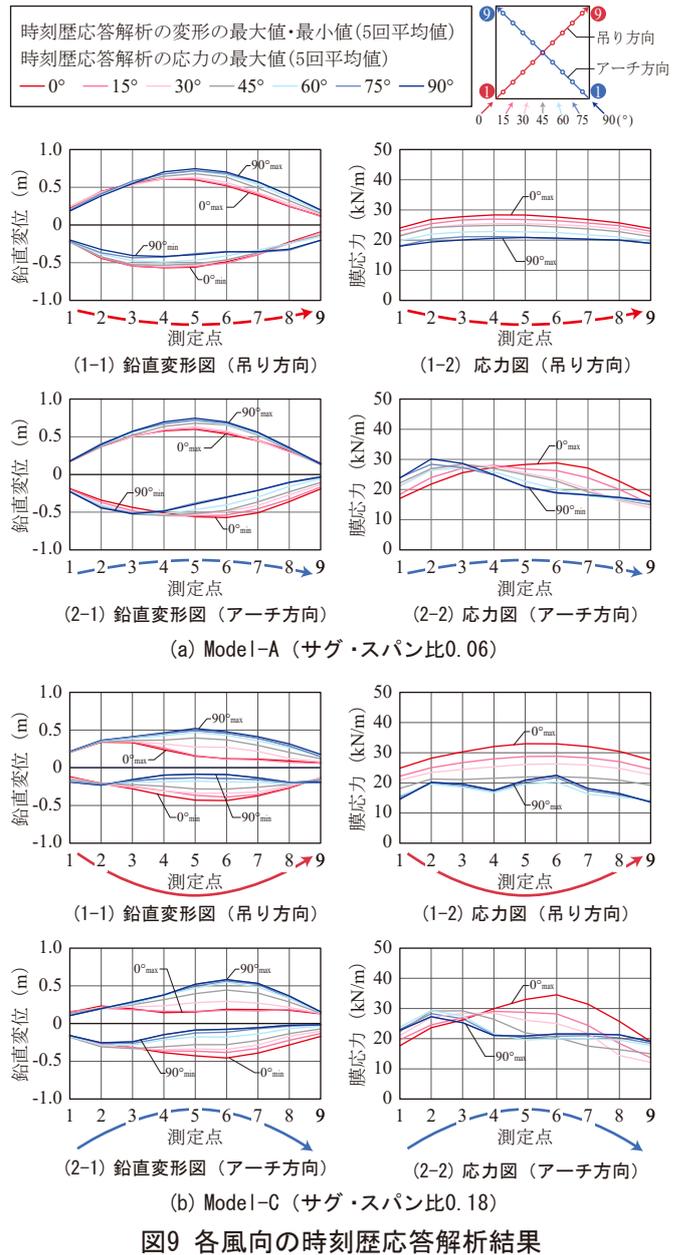


図9 各風向の時刻歴応答解析結果

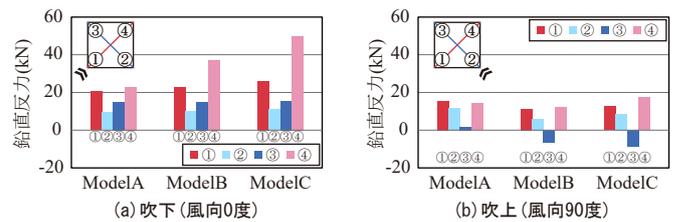


図10 平均風力を作用させたときの各柱の鉛直反力

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 $\rho_{rf}$ 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

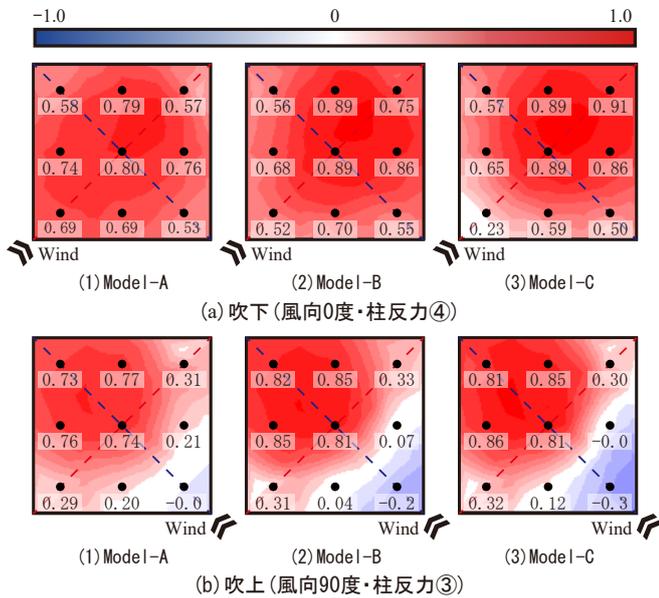
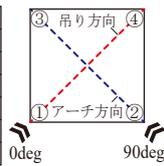


図11 荷重効果と風力係数の相関係数 $\rho_{rf}$

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。

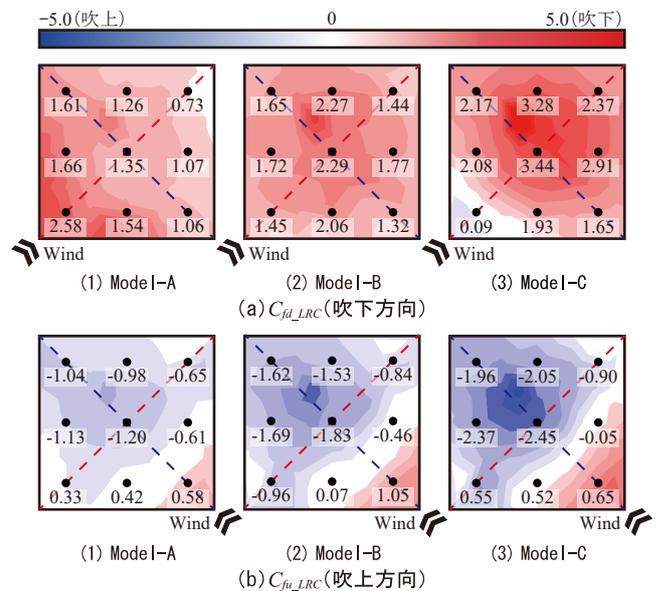


図12 等価静的風力係数 $C_{f\_LRC}$ 分布

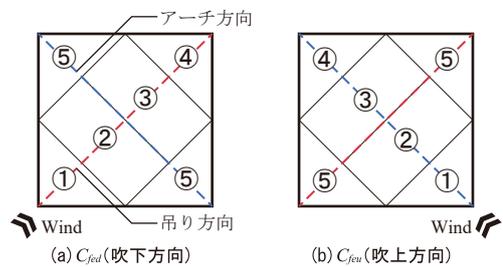


図13 膜設計用風力係数 $C_{fe}$ の領域の設定

#### 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」<sup>13)</sup>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<sup>13)</sup>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「 $0^{\circ}_{min}$ ,  $0^{\circ}_{max}$ ,  $90^{\circ}_{max}$ 」は、時刻歴応答解析結果であり、それぞれ風向 $0^{\circ}$ ・ $90^{\circ}$ 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 $0^{\circ}$ ・ $90^{\circ}$ 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 $0^{\circ}$ )と最小時(風向 $90^{\circ}$ )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 $0^{\circ}$ において、鉛直変位は最小値( $0^{\circ}_{min}$ )、膜応力は最大値( $0^{\circ}_{max}$ )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 $0^{\circ}$ の最小値( $0^{\circ}_{min}$ )および着目した柱反力最大時(風向 $0^{\circ}$ )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 $90^{\circ}$ の最大値( $90^{\circ}_{max}$ )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 $90^{\circ}$ )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、 $0^{\circ}_{max}$ 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、 $90^{\circ}_{max}$ 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」<sup>13)</sup>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

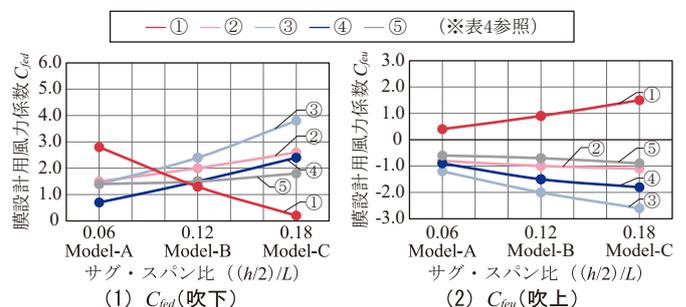


図14 各領域の膜設計用風力係数-サグ・スパン比関係

$90^{\circ}_{max}$ と $rea_90$ の分布形状が異なっていることから、風向 $90^{\circ}$ の吹下方向の膜の変形によるものであると考えられる。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、 $90^{\circ}_{max}$ の評価は困難と考えられる。しかし、膜応力に関しては、 $0^{\circ}_{max}$ と $90^{\circ}_{max}$ 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 $90^{\circ}_{max}$ 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 $0^{\circ}_{min}$ ,  $ave_90$ と $90^{\circ}_{max}$ 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 $0^{\circ}_{min}$ ,  $90^{\circ}_{max}$ 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

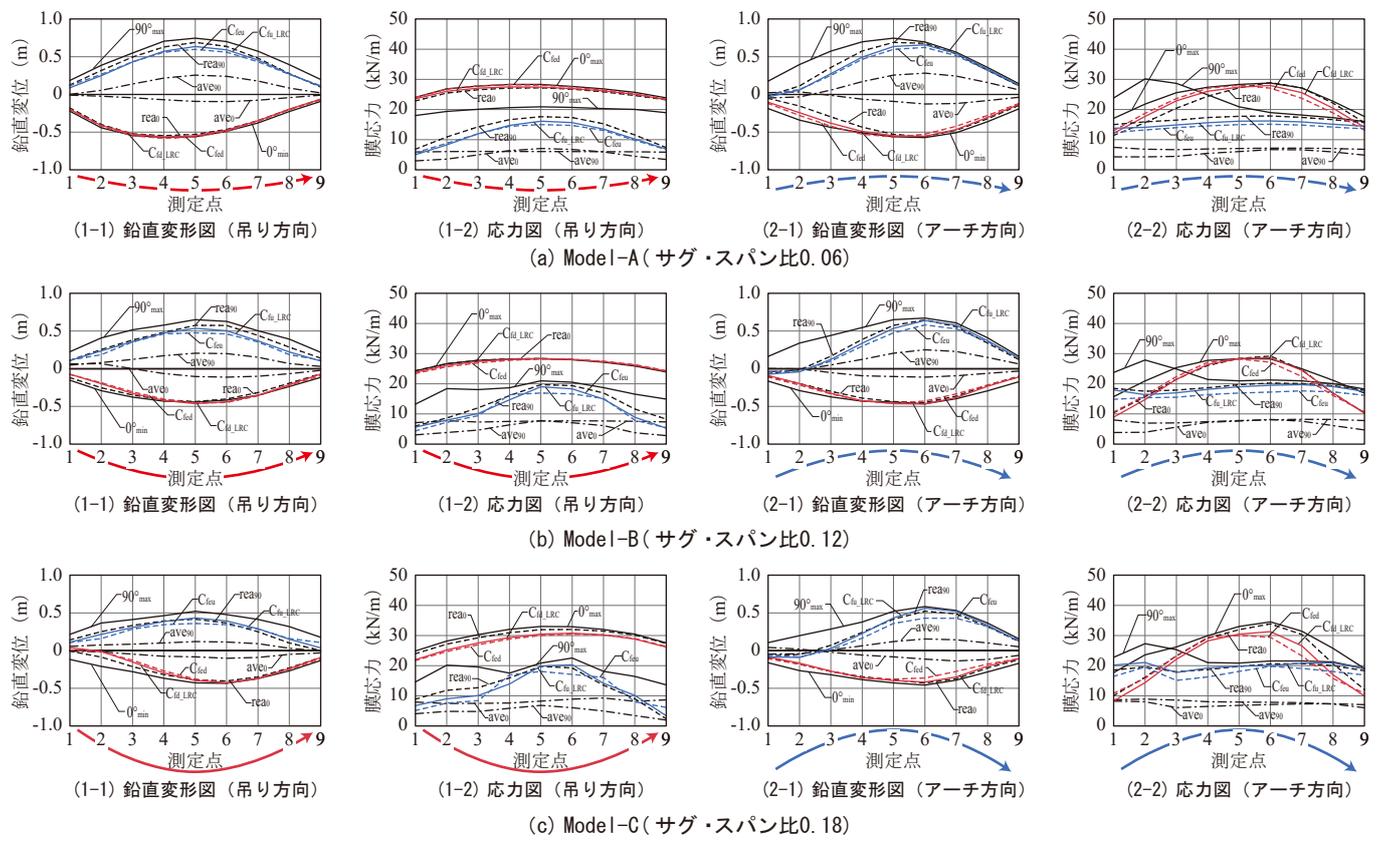
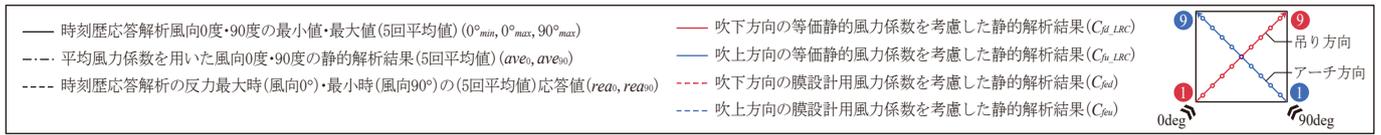


図15 算出した等価静的風力係数分布 $C_{f,LRC}$ および膜設計用風力係数 $C_{fe}$ を考慮した静的解析結果

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<sup>\*1</sup>  
Naoya Miyasato<sup>\*2</sup>  
Akira Okada<sup>\*3</sup>  
Akira Oshiumi<sup>\*4</sup>  
Takato Komuro<sup>\*5</sup>

## 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.