

# 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—

武田 文義<sup>\*1</sup>  
吉野 達矢<sup>\*1</sup>  
植松 康<sup>\*2</sup>

## 梗 概

ライズ・スパン比が異なる 3 種類の HP 型独立上屋を対象に、構造部材のための設計用風力係数を提案する。その風力係数は剛模型を用いた風洞実験結果から求められ、その一部はオーストラリア/ニュージーランド基準の風力係数と比較される。また、提案した風力係数を用いて、ライズ・スパン比が同一の、膜構造による 3 種類の HP 型屋根の構造解析を行い、提案した風力係数の、膜構造屋根に対する適用性について検討する。風洞実験は CFD 解析で模擬され、解析手法の有効性が示される。さらに、CFD 解析と構造解析の繰返しから、膜屋根の変形が提案設計用風力係数に与える影響についても考察する。

### 1. はじめに

膜構造による HP (Hyperbolic paraboloid) 型独立上屋は、公園などの公共の場所で、日除け・雨除けとしてよく建設されている(図 1-1)。このような独立上屋が風を受けた時の特徴は、気流が屋根面の上下を通過し、屋根全体が気流の中に浸される点にある。また、このような構造物の設計では、屋根自重が軽量であるため、風荷重が部材断面を決定する上での支配的な荷重となる。よって、設計者にとって屋根の設計用風力係数を知ることは重要である。

HP 型独立上屋に関する設計用風力係数は、オーストラリア/ニュージーランド基準 (AS/NZ Standard)<sup>1)</sup> の中で見られるものの、風力係数に関する屋根形状の適用範囲が限られている。Pun と Letchford は、1993 年に変動風力を受けるテンション膜の HP 屋根に関する解析的研究<sup>2)</sup>を行っているが、著者らが知る限り、HP 型独立上屋に関する研究は少ない。HP 型独立上屋の風力係数に着目した研究はさらに少ないと言える。そこで著者ら



図 1-1 膜構造の HP 型独立上屋の建設例

は、ライズ・スパン比が異なる 3 種類の HP 型独立上屋を対象に、剛模型を用いた風力測定実験<sup>13)</sup>を行った。その結果に基づき、骨組、ケーブルおよび、膜材などの構造部材のための設計用風力係数を提案する。また、提案した設計用風力係数(以下、「提案設計用風力係数」と呼ぶ)の一部は、オーストラリア/ニュージーランド基準の風力係数と比較され、ほぼ同様な結果を与えることを示す。さらに、膜構造屋根に対する提案設計用風力係数の適用性を検証するため、ライズ・スパン比が同一で膜構造形式<sup>14)</sup>が異なる 3 種類の HP 型独立上屋の構造解析を行う。膜屋根の支持形式は多種多様であるが、本研究では、2 種類の骨組膜構造支持形式と、1 種類のサスペンション膜構造支持形式の屋根を扱う。屋根支持形式の相違から、提案した設計用風力係数の適用性について検討し、提案設計用風力係数を改良する必要があることを示す。

ところで、膜構造形式の屋根が風を受けた時、屋根は大きく変形することがある。しかし、ほとんどの風洞実験では、剛模型が使用されているため、屋根変形の影響は考慮されているとは言えない。膜屋根の変形は、「風荷重に影響を与えるのではないかと推測される。そこで本研究では、膜屋根の変形が風荷重に与える影響について、解析的なアプローチにより考察する。そのために、まず、実施した風洞実験を、計算流体力学 (Computational Fluid Dynamics) 手法で解析的に模擬し(以下、「CFD 解析」と呼ぶ)、実験と解析から得られる風力係数の時間平均を比較することで、CFD 解析の有効性を示す。次に、CFD 解析と構造解析を繰返し行うことで得られる、屋根変形前後の荷重効果の比較から、膜屋根の変形が提案設計用風力係数に与える影響について考察する。その結果から、屋根支持形式の相

\*1 太陽工業株式会社技術研究所

\*2 東北大学工学部研究科都市・建築学専攻 教授

違による影響と同様に、提案設計用風力係数を改良する必要があることを明らかにする。

最後に、屋根が膜構造形式の場合の提案設計用風力係数の改良案を示し、今後の研究の方向性を明確にする。

## 2. 屋根形状および風力係数の定義

### 2.1 屋根形状

本研究では、異なったライズ・スパン比(あるいはサグ・スパン比)を持つ3種類のHP形状の独立上屋を対象とする。図2-1にその3種類のモデルを示す。図中の  $h$  は屋根の最大高低差を表し、 $a$  は屋根の水平面への投影正方形の1辺の長さ(15m)である。また、屋根の平均高さ  $H$  は実大寸法で8mである。図2-2に Model A の実大寸法を示す。

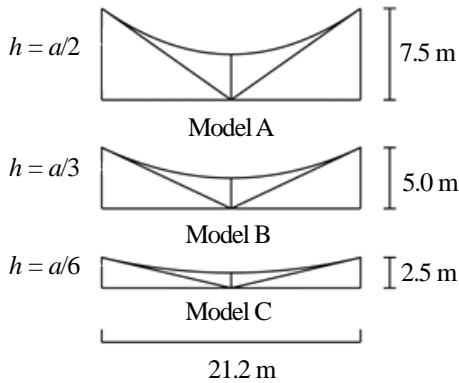


図2-1 屋根ライズ・スパン比 (立面図)

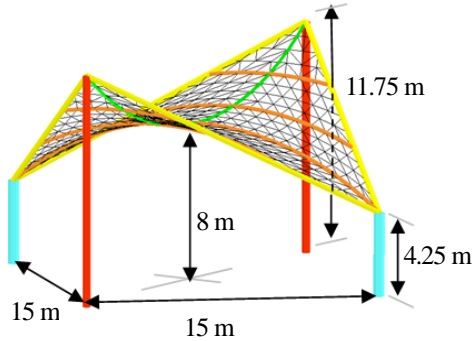


図2-2 屋根の実大寸法 (Model A)

### 2.2 風力係数の定義

図2-3に風力と空力モーメントの定義を示す。ここで、 $D$  は抗力、 $L$  は揚力を、また、 $M_x$ 、 $M_y$  はそれぞれ  $x$ 、 $y$  軸まわりの空力モーメントを表している。また、図中には風向の定義も示している。 $D$ 、 $L$ 、および  $M_x$ 、 $M_y$  値は、次式のように無次元化して係数で表す。

$$C_D = \frac{D}{q_H h a}, \quad C_L = \frac{L}{q_H S} \quad (1), (2)$$

$$C_{M_x} = \frac{M_x}{q_H S a}, \quad C_{M_y} = \frac{M_y}{q_H S a} \quad (3), (4)$$

ここで、 $q_H$  は高さ  $H=8\text{m}$  における速度圧、 $S$  は屋根の投影面積を表す。簡単化のため、風力(上下面の圧力差)は風上・風下面の1/2領域にそれぞれ均一に作用すると仮定し、設計用風力係数を次式のように定義する。

$$C_{NW} = \frac{N_W}{q_H S/2}, \quad C_{NL} = \frac{N_L}{q_H S/2} \quad (5), (6)$$

ここで、 $N_W$ 、 $N_L$  は風上・風下面の1/2領域にそれぞれ作用する風力の鉛直成分の合力を表し、下向きを正とする(図2-4)。風力係数  $C_{NW}$ 、 $C_{NL}$  は風向  $\theta = 0^\circ$ 、 $90^\circ$  に対して、 $C_L$  と  $C_{M_y}$  あるいは  $C_{M_x}$  からそれぞれ(7)、(8)式および(9)、(10)式のように表すことができる。

$$C_{NW} = -C_L - 3\sqrt{2}C_{M_y}, \quad C_{NL} = -C_L + 3\sqrt{2}C_{M_y} \quad (7), (8)$$

$$C_{NW} = -C_L + 3\sqrt{2}C_{M_x}, \quad C_{NL} = -C_L - 3\sqrt{2}C_{M_x} \quad (9), (10)$$

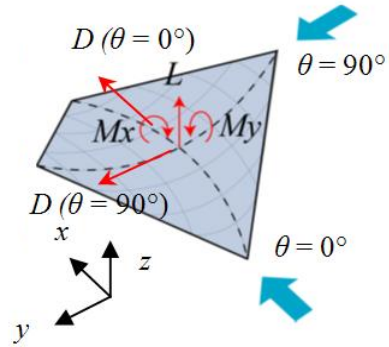


図2-3  $D$ 、 $L$ 、 $M_x$  および  $M_y$  の定義

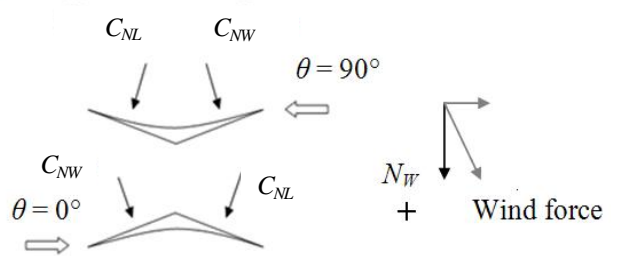


図2-4 風力係数  $C_{NL}$  および  $C_{NW}$  の定義

## 3. 設計用風力係数の提案および検証

### 3.1 風力測定実験

#### 3.1.1 気流および測定方法

風力測定実験は東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻のエッフェル型境界層風洞(幅1.4m、高さ1.0m、長さ6.5m)で行った。実験気流は、ベキ指数  $\alpha \approx 0.18$  の境界層乱流を模擬した。これは、日本建築学会「建築物荷重指針」<sup>3,1)</sup>に規定されている地表面粗度区分II~IIIに相当する。乱れの強さ  $I_u$  と乱れのスケール  $L_x$  は、高さ100mmでそれぞれ0.17と0.16mである。風速変動のパワースペクトル密度は、いわゆるKarman型のスペク

トルに一致しており、乱れのスケール  $L_x$  は、スペクトル曲線を実験データに合わせることで得た。

実験模型の幾何学的縮尺率は 1/100 である。模型は、光造形（ナイロン樹脂）で作製し、厚さは 1mm である。図 3-1 に風力測定装置の上に設置された模型（Model A）を示す。



図 3-1 実験模型，縮尺率 1/100 (Model A)

この風力測定装置は、本研究のために設計・作製されたものである。模型を支持している 3本の柱は、直径 5mm のアルミ材で、柱脚はピン支持である。Y 字型の風力測定装置は、厚さ 1.2mm の 3枚の青銅製の板バネを組合せて作製している。板バネの付け根には、曲げ応力計測のため、歪ゲージが貼付されている。その曲げ応力は、板バネの先端に作用する柱からの軸力により発生する。したがって発生した曲げ応力がわかれば、柱に作用する軸力を逆算することができる。さらに、柱軸力から屋根に作用する揚力  $L$  および、 $x$  軸、 $y$  軸まわりの空力モーメント  $M_x$ ,  $M_y$  を算定することができる。以下の(11)~(13)式は、柱軸力  $N_1 \sim N_3$  により表された揚力  $L$  と空力モーメント  $M_x$ ,  $M_y$  を示している。

$$L = -(N_1 + N_2 + N_3) \quad (11)$$

$$M_x = (N_2 - N_3)x_3 \quad (12)$$

$$M_y = N_1x_1 - (N_2 + N_3)x_2 \quad (13)$$

ここで、 $x_1, x_2$  および  $x_3$  の定義を図 3-2 に示す。

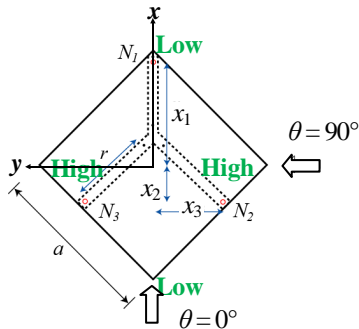


図 3-2  $x_1, x_2$  および  $x_3$  の定義

計算された空力モーメント  $M_x$ ,  $M_y$  には、屋根に作用する抗力の作用点高さと同歪ゲージ添付の計測点位置の偏心から生じる付加的なモーメントが含まれていることに注意が必要である。この付加的なモーメントは補正することができない。なぜなら、本研究で用いた風力測定装置では抗力を計測することができないか

らである。そこで、以前、植松らにより行われた翼型屋根に関する多点同時風圧計測実験結果<sup>32)</sup>に基づき、この付加的な空力モーメントが荷重効果にどの程度の影響を与えるかを調査した<sup>1,3)</sup>。その結果、Model A で最大約 11%、Model B で約 8%、Model C で約 3% の範囲内で、荷重効果を過大に評価することが分かった。しかし、HP 型屋根に作用する抗力は、同じ屋根勾配を持つ翼型に作用する抗力より小さいので、HP 型屋根の場合、この偏心の影響は翼型に比べて小さいと考えられる。

### 3. 1. 2 実験手法

風力測定実験は、屋根模型の平均高さ 80mm で  $U_H \approx 6\text{m/s}$  の風速で実施した。これは典型的な強風事象である設計風速 31.5m/s に相当する。時間の縮尺率<sup>3,3)</sup>は、模型の幾何学的縮尺率 1/100 と風速の縮尺率 1/5.25 の関係から約 1/19 となる。測定は、動歪計を用いてサンプリング周波数 200Hz で 32 秒間行った。この測定時間は、実時間で 10 分間に相当する。また、測定は、同条件で 6 回行い、風力係数の統計値は 6 組の時刻歴データ結果のアンサンブル平均で評価した。なお、時刻歴データは、測定後、ローパスフィルターを用いてノイズおよび、模型や風洞が持つ振動成分をカットした。 $U_H$  と  $a$  で定義されるレイノルズ数  $Re$  は約  $6 \times 10^4$  である。実験風向は  $\theta = 0 \sim 90^\circ$  とし、 $15^\circ$  ピッチで変化させた。

### 3. 1. 3 実験結果

図 3-3 は、Model A に対する、風向を関数とした揚力係数とモーメント係数の統計値を示している。図中には、平均風力係数と最大・最小のピーク風力係数がプロットされている。

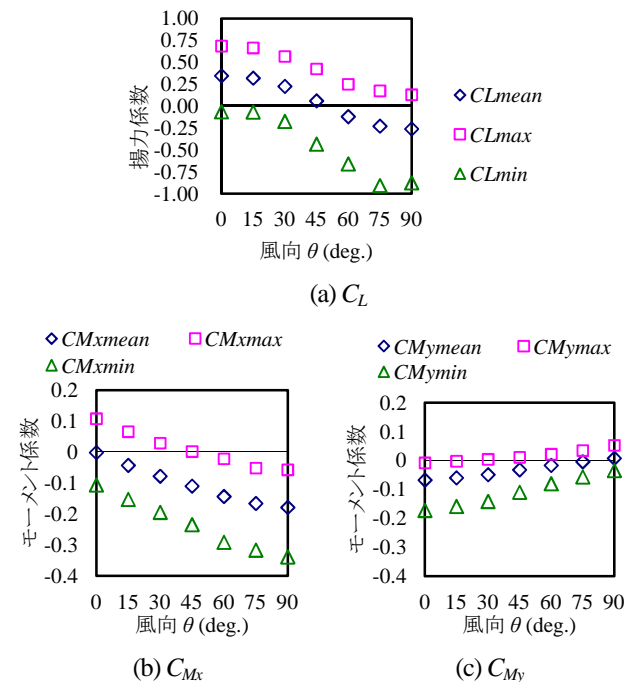


図3-3 揚力係数，モーメント係数 (Model A:  $h/a = 1/2$ )



揚力係数は $\theta \approx 0^\circ$ で最大(吹上)に、 $\theta \approx 90^\circ$ で最小(吹下)になっている。この現象は、 $\theta \approx 0^\circ$ の場合は表面、 $\theta \approx 90^\circ$ の場合には裏面で、それらの凸面に沿った風速の増加に関連している。 $C_{Mx}$ の負側のピーク値は、 $\theta \approx 90^\circ$ 時で最大となっている。一方で、 $C_{My}$ のそれは $\theta \approx 0^\circ$ 時で最大となっている。また、 $\theta \approx 0^\circ$ 時の $C_{Mx}$ 値と $\theta \approx 90^\circ$ 時の $C_{My}$ 値(いずれも絶対値)は、比較的小さい。さらに、 $\theta$ に伴う $C_{Mx}$ の変化は、 $C_{My}$ のそれとは正反対の性状を示している。

### 3.1.4 荷重効果

本研究では最も重要な荷重効果<sup>31)</sup>として、柱に生じる軸力に注目する。柱に生じる軸力 $N$ は、屋根は剛で4本の隅柱により単純支持されていると仮定して(図3-4)、 $C_L$ 、 $C_{Mx}$ および $C_{My}$ の時刻歴から計算される<sup>34)</sup>。無次元化した軸力 $N^*$ ( $= N / (qH^2/4)$ )が4本の柱の中で最大・最小ピークとなる値が、図3-5にプロットされている。 $N^*$ の最大・最小値は、一般に $h/a$ の減少とともに減少している。風向の変化による最大無次元引張力の変化は相対的に小さいが、最大無次元圧縮力の変動はかなり大きい。全風向中で、最大無次元引張力と最大圧縮力はそれぞれ $\theta = 30^\circ$ 時と $\theta = 90^\circ$ 時に生じている。

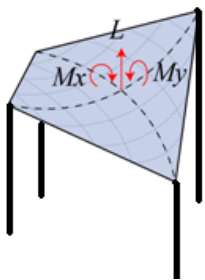
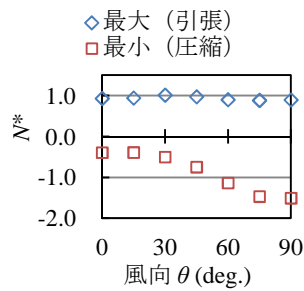
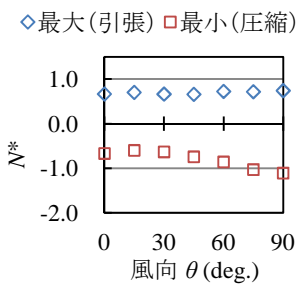


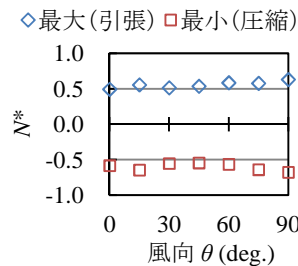
図3-4 屋根支持柱



(a) Model A ( $h/a = 1/2$ )



(b) Model B ( $h/a = 1/3$ )



(c) Model C ( $h/a = 1/6$ )

図3-5 無次元軸力 (実験値)

### 3.1.5 ガスト影響係数

ガスト影響係数 $G_f$ は、柱軸力の平均値に対する最大あるいは最小ピーク値(平均値と同じ符号の方)の比として定義する。柱軸力に関する風の乱れの動的効果を調べるため、ガスト影響係数 $G_f$ を全モデルの全風向に対して計算する。

図3-6は、無次元軸力の平均値の絶対値 $|N^*_{\text{mean}}|$ に対してプロットした $G_f$ 値を示している。 $|N^*_{\text{mean}}|$ 値が比較的小さい範囲では $G_f$ は大きな値をとる。しかし、 $|N^*_{\text{mean}}|$ 値が増加すると、 $G_f$ 値は一定値 $G_f = 2.0$ に収斂する傾向を示す。この $G_f$ は、準定常仮

定に基づく、ピークファクター $g_f \approx 2.5$ に相当する。すなわち $G_f \approx (1 + 2.5 \times 0.17)^2$ となる<sup>35)</sup>。ここで、0.17は屋根平均高さ $H$ における乱れの強さである。切妻、翼型、および、片流れ屋根に対するピークファクター値<sup>32)</sup>が約3.0であるのと比べると、このピークファクター $g_f \approx 2.5$ は、幾分小さな値である。この違いは、屋根の風上側端部からの、風の流れの剥離の影響によるものと考えられる。剥離により生じる風の乱れは、HP型屋根の場合、他の屋根に比べ小さいように思える。

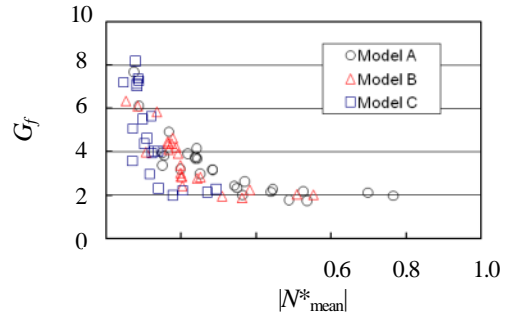
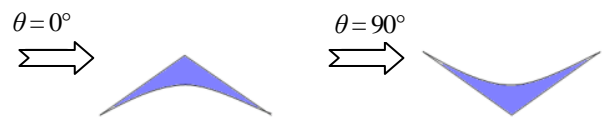


図3-6 荷重効果に基づいたガスト影響係数 (実験値)

### 3.2 設計用風力係数の提案

屋根は剛であると仮定して、設計用の風力係数を提案する。その設計用風力係数は、屋根に作用する風荷重の動的荷重効果を適切に評価した、静的に等価な係数である。設計用風力係数の誘導にあたり、屋根面を風上・風下の2領域に均等に分割し、それらの領域に対して設計用風力係数 $C_{NW}$ と $C_{ML}$ を設定する。そして、風圧力はこれらの領域に均一に作用すると仮定する。以下にその風力係数の誘導手順を示す。

ステップ1:  $C_{NW}$ と $C_{ML}$ の基本値を設定し、それらを $C_{NW0}$ と $C_{NL0}$ と表わす。それらの基本値は、風向 $0^\circ$ あるいは風向 $90^\circ$ (図3-7)で最大の荷重効果を生じる揚力係数 $C_L$ および、モーメント係数 $C_{Mx}$ あるいは $C_{My}$ の組合せから決められる。



風向 WD1:  $\theta = 0^\circ \pm 45^\circ$ 以内 風向 WD2:  $\theta = 90^\circ \pm 45^\circ$ 以内

図3-7 基本値の風向

ステップ2: 斜めからの風に対して柱軸力が最大になる場合を考慮して、補正係数 $\gamma$ を導入する。この係数は、基本値から計算される柱のピーク軸力に対する、実際に柱で生じるピーク軸力の比として定義する。基本風向 $0^\circ$ 時には、 $\theta = 0^\circ \pm 45^\circ$ 以内の風向(WD1)を対象に、また、基本風向 $90^\circ$ 時には、 $\theta = 90^\circ \pm 45^\circ$ 以内の風向(WD2)を対象とする。

ステップ3: 静的に等価な風荷重として与えられる設計用風力係数 $C^*_{NW}$ と $C^*_{ML}$ を、(14)、(15)式のように規定する。

$$C_{NW}^* = \frac{\gamma C_{NW0}}{G_f}, \quad C_{NL}^* = \frac{\gamma C_{NL0}}{G_f} \quad (14), (15)$$

ここで、 $\gamma$ はステップ2で述べた風向の影響による補正係数で、 $G_f$ はガスト影響係数である。図3-8は、風向WD1,WD2時に柱軸力が最大引張・最大圧縮になる2ケース(それぞれLoad case I, IIと呼ぶ)について、対象モデルの $\gamma$ 値を、モデルの $h/a$ 値に対してプロットしたものである。 $h/a$ 値が小さい時、風向WD1に対する $\gamma$ 値は比較的大きいが、このケース以外ではおおよそ1.0を示している。

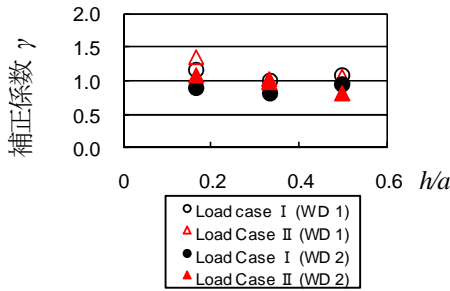


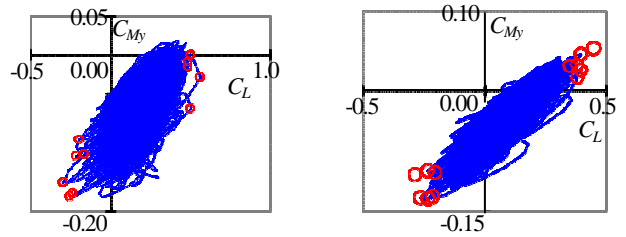
図3-8 風向の影響による補正係数 $\gamma$

図3-9(a), (b)は、それぞれ風向 $\theta=0^\circ$ 時のModel BとModel Cに対する $C_L - C_{My}$ 関係のリサーチ図の一例を示している。図中の丸印は、1回ごとの計測で得られた $C_L$ の最大・最小ピーク値( $C_{Lmax}$ ,  $C_{Lmin}$ )発生時の $C_L$ と $C_{My}$ の組み合わせを示す。リサーチを包含する形状は、 $C_L$ と $C_{My}$ の正の相関関係を示す傾いた楕円のように見える。Model Cの場合、 $C_L$ と $C_{My}$ 値は比較的高い相関を示している。 $C_{Lmax}$ あるいは $C_{Lmin}$ が発生する時、 $C_{My}$ 値は、 $C_{My}$ 値の最大値 $C_{Mymax}$ あるいは、最小値 $C_{Mymmin}$ にほぼ等しくなっている。この場合、最大の荷重効果は、2つのピーク値の組合せにより与えられるかもしれない。一方で、Model Bの場合、 $C_L$ と $C_{My}$ 値の相関は比較的低い。 $C_L$ と $C_{My}$ の「ピーク+ピーク」の組合せが、必ずしも最大の荷重効果を与えるわけではなく、最大の荷重効果はそれ以外の組合せで与えられるかもしれない。 $C_{My} - C_L$ のリサーチを包含する形状は、図3-9(c)で示す六角形で近似できる(以下、「リサーチ近似六角形」と呼ぶ)。なお、 $\theta=90^\circ$ に対する $C_{Mx} - C_L$ 関係も、同様な傾向を示した。

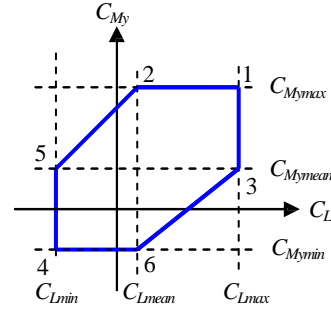
柱軸力に対して最大の荷重効果を生み出すクリティカルな状態は、六角形の6頂点中の、ある1点に対応する $C_L$ と $C_{My}$ の組合せから求められると考える。そして、柱軸力が最大引張(Load case I)および、最大圧縮(Load case II)となるように、6頂点に対応する6組の $C_L$ と $C_{My}$ の組合せから2組を選択し、(7), (8)式あるいは、(9), (10)式から2組の基本値 $C_{NW0}$ と $C_{NL0}$ を算定する。その基本値が求めれば、設計用風力係数は決定され、風向WD1とWD2に対してそれぞれ設計用風力係数を求める。

### 3.3 オーストラリア/ニュージーランド基準との比較

図3-10および図3-11は、風向WD1, WD2に対して提案した設計用風力係数 $C_{NW}^*$ ,  $C_{NL}^*$ 値を示している。また、図中

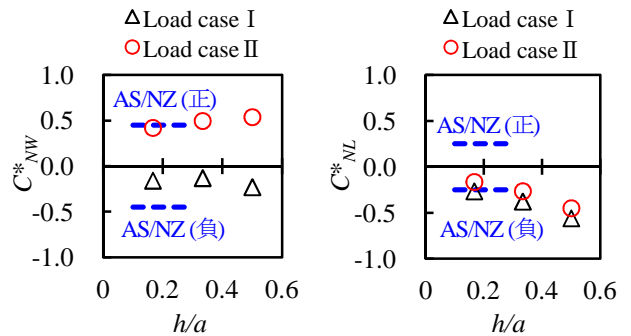


(a) Model B ( $h/a = 1/3$ ) (b) Model C ( $h/a = 1/6$ )



(c) リサーチの包絡線 (リサーチ近似六角形)

図3-9  $C_{My} - C_L$ のリサーチ (風向 $\theta=0^\circ$ )



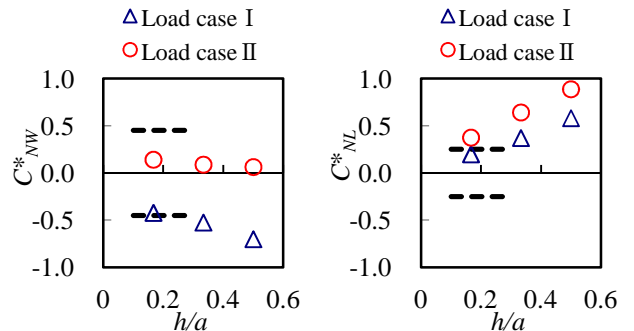
(a) 風上1/2領域

(b) 風下1/2領域

Load case I : 最大引張時

Load case II : 最大圧縮時

図3-10 風力係数  $C_{NW}^*$ ,  $C_{NL}^*$  (風向WD1)



(a) 風上1/2領域

(b) 風下1/2領域

Load case I : 最大引張時

Load case II : 最大圧縮時

図3-11 風力係数  $C_{NW}^*$ ,  $C_{NL}^*$  (風向WD2)

には、オーストラリア/ニュージーランド基準(2011)<sup>14)</sup>(以下、「AS/NZ 基準」と呼ぶ)の数値も破線で示している。AS/NZ 基準では風上・風下の 1/2 領域に対して、それぞれ 2 つの風力係数(正値・負値)が規定されている。しかし、 $h/a$  の比が 0.1 から 0.3 に限定されている。本研究の Load case I および II の  $C^*_{NW}$  値は、それぞれ正値、負値に分かれており、AS/NZ 基準値に近い。一方で、Load case I と II の  $C^*_{NZ}$  値は、お互いにはほぼ近い値を示し、AS/NZ 基準値の片側 1 つの値にはほぼ等しい。この現象は、植松らにより考察された切妻、翼型、そして片流れ屋根に対する現象<sup>3,2)</sup>と類似している。

図 3-12 は、柱の無次元軸力をガスト影響係数で除した  $N^*/G_f$  値と、AS/NZ 基準に基づき算定した  $N^*/G_f$  値との比較を示したものである。AS/NZ 基準では、風上・風下の 1/2 領域に対して、2 つの値が規定されているので 4 組の風力係数の組合せを与える。図中には、4 組の組合せの中から、最大・最小となる  $N^*/G_f$  値を表示している。図 3-10, 11 で示したような風力係数の違いがあるにもかかわらず、本研究の Load case I と II の値が AS/NZ 基準による値と概ね一致している点は、注目すべき結果である。

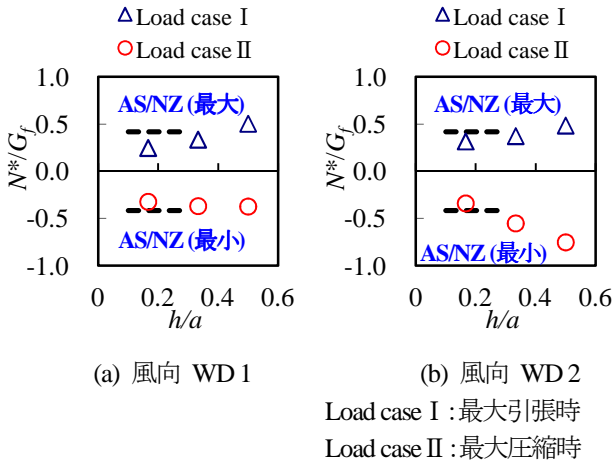


図 3-12 柱の無次元軸力

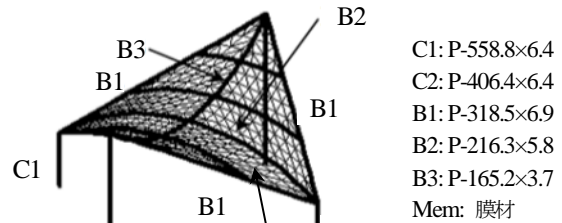
### 3. 4 膜構造屋根への適用

#### 3. 4. 1 構造解析

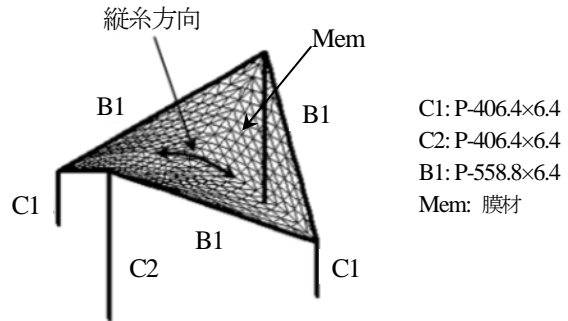
膜構造形式の独立上屋に対する提案設計用風力係数の適用性を調べるため、3 種類の膜構造形式による HP 型独立上屋モデルを対象に、風向 0° と 90° 時の構造解析を行う。解析で使用する風力係数は、各風向時に対応するリサージュ近似 6 角形の 6 頂点に対応する風力係数を使用する。その中には、上で提案した 2 組の設計用風力係数が含まれる。3 種類の解析モデルは全て、Model A ( $h=a/2$ ) に属するライズ・スパン比が同一のモデルである。

膜構造には、骨組膜構造、サスペンション膜構造および、空気膜構造の 3 種類の構造形式<sup>14)</sup>がある。本研究で対象とする膜構造形式は、骨組膜構造とサスペンション膜構造である。図 3-13 に解析モデルを示す。図 3-13(a)と(b)は、骨組膜構造モデル(F1, F2)で、図 3-13(c)はサスペンション膜構造モデル(S1)である。F1 モデルは、3 モデル中で最も剛であり、逆に S1 モデル

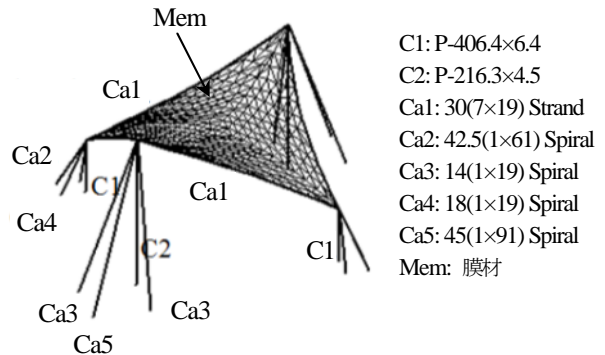
は最もフレキシブルである。S1 モデルは、膜面の四周がケーブルで構成されており、そのケーブルは、膜面に導入される初期張力により内側に変形している。その結果、S1 モデルの屋根投影面積は、F1, F2 モデルの投影面積の約 82%となっている。膜面の初期張力は、縦糸・横糸(「Warp・Fill」と呼ぶ)ともに 4kN/m である。膜材の糸方向は全モデル共通であり、代表として図 3-13(b)に縦糸方向を示す。横糸方向は、縦糸方向に直交する方向である。各モデルの膜面は、自重(12N/m<sup>2</sup>)によりわずかに撓んでいるため、初期形状にわずかな相違が生じている。膜材は PTFE コーティングガラス繊維平織物(膜材料 A 種)である。骨組材は鋼管(材質 SS400)を使用し、ケーブル材(種別 ST1570)も鋼製を使用する。F1, F2 モデルの柱脚は剛支持とし、各部材の接合部も剛接合とする。S1 モデルの柱脚は、ピン支持である。よって、F1 と F2 モデルの柱材では、軸力以外に曲げモーメントが発生する。その一方で、S1 モデルでは発生しない。



(a)骨組膜モデル-1 (F1)



(b)骨組膜モデル-2 (F2)



(c)サスペンション膜モデル (S1)

図 3-13 構造解析モデル

表 3-1 近似 6 角形の各頂点での風力係数 (Model A)

頂点	風向 $\theta=0^\circ$		風向 $\theta=90^\circ$	
	$C_{NW}$	$C_{NL}$	$C_{NW}$	$C_{NL}$
1	-0.33	-0.36	-0.19	0.06
2	-0.16	-0.19	0.01	0.25
3	-0.20	-0.49	-0.45	0.32
4	0.40	-0.34	-0.28	1.16
5	0.18	-0.11	0.06	0.82
6	0.20	-0.54	-0.59	0.85

表 3-2 骨組材, 材料定数

引張剛性	$E = 2.05 \times 10^8 \text{ kN/m}^2$
ポアソン比	$\nu = 0.3$

表 3-3 ケーブル材, 材料定数

引張剛性	ストランドロープ (Strand)	$E = 1.37 \times 10^8 \text{ kN/m}^2$
	スパイラルロープ (Spiral)	$E = 1.57 \times 10^8 \text{ kN/m}^2$

表 3-4 膜材, 材料定数 ( $t$ : 厚さ)

引張剛性	縦: $E_y \times t = 1285 \text{ kN/m}$ 横: $E_x \times t = 861 \text{ kN/m}$
見掛けポアソン比	縦: $\nu_y = 0.85$ 横: $\nu_x = 0.57$
せん断剛性	$G \times t = 57 \text{ kN/m}$

注) 測定は日本膜構造協会試験法標準, 「MSAJ/M-02 1995」

および, 「MSAJ/M-01 1993」による。

構造解析には, 幾何学的非線形<sup>36)</sup>を考慮した太陽工業株式会社開発のソフト MAGESTIC(マジェスティク)を用いて, 弾性解析を行う。解析は, 設計風速 31.5m/s で, 表 3-1 に示す風力係数を用いて行う。ガスト影響係数は  $G_f = 2.0$  とする。剛性係数等は基規準<sup>37-9)</sup>に従って定め(表 3-2~4), 部材算定(許容応力度設計)も基規準に基づき行う。

図 3-14, 3-15 は, 風荷重作用時の F1, S1 モデルの部材算定結果を示す。それらの図は, リサーチ近似 6 角形の頂点に対応する 6 組の風力に対して, 部材の許容応力度に対する最大発生応力度(縁応力)の比(以下, 「応力比」と呼ぶ)を部材種別ごとに示したものである。

### 3. 4. 2 適用性の評価

設計用風力係数は, 風荷重により生じる柱の増分軸力が最大圧縮および最大引張になるように, 2 組の  $C_L$  と  $C_{My}$  (あるいは  $C_{Mx}$ ) から与えられる。本 HP 型屋根の場合, この 2 組は, 風向  $\theta=0^\circ$  時では, リサーチ近似 6 角形の頂点 3 と 4 に対応する  $C_L$ ,  $C_{My}$  であり, また, 風向  $\theta=90^\circ$  時では, 頂点 4 と 6 に対応する  $C_L$ ,  $C_{Mx}$  である。これら 2 頂点の風力係数が設計用風力係数となり, どちらかの頂点の設計用風力係数で, 部材算定の応力比が最大になると予想される。

図 3-14 と 3-15 において, 風向  $\theta=90^\circ$  時の結果では, 設計用風力係数を決定した頂点 4 あるいは 6 で, 部材の応力比が最大となっている。一方, 風向  $\theta=0^\circ$  時の結果では, 頂点 3 あるいは

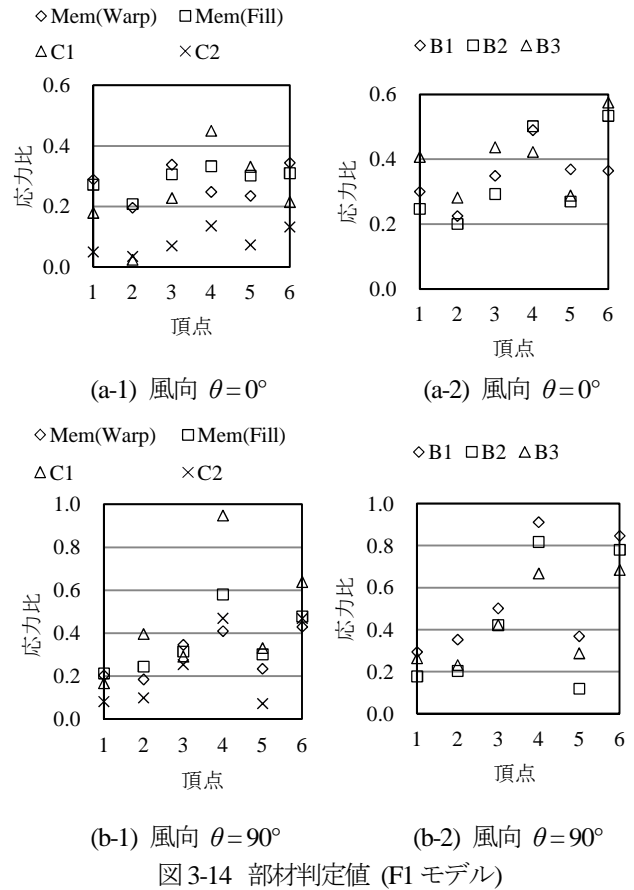


図 3-14 部材判定値 (F1 モデル)

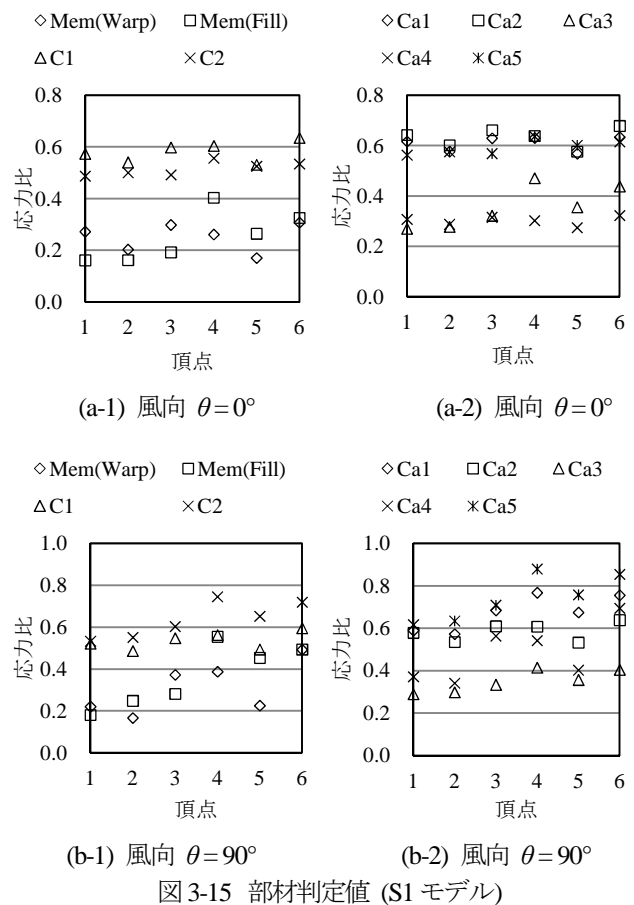


図 3-15 部材判定値 (S1 モデル)



表 3-5 荷重効果による応力比の比率

モデル	風向 $\theta$	部材	応力比の比率
F1	0°	Mem (Warp)	1.38
		B2	1.06
		B3	1.36
F2	0°	Mem (Warp)	1.01
		B1	1.03
S1	0°	Mem (Warp)	1.18
		Ca1	1.01
		Ca2	1.06
		Ca4	1.07
		C1	1.05

4 に対応する設計用風力係数で、応力比が必ずしも最大とはなっておらず、頂点 6 に対応する風力係数で最大となる部材が存在する。それらの部材の頂点 3 あるいは 4 の高い方の応力比に対する、頂点 6 の応力比の比率を、F2 モデルの結果も含め、表 3-5 に示す。表中、F1 モデルの膜材 Mem (縦糸方向) と骨組材 B3 の比率は約 1.4 で、骨組材 B2 の比率は約 1.1 である。また、S1 モデルでは、Mem (縦糸方向) が約 1.2、柱材 C1、ケーブル材 Ca2、Ca4 が約 1.1 となっており、部材判定結果の応力比が増加している。F1、F2 モデルにおいて、応力比の比率が 1.0 を超過した部材は、膜材と膜材に接続する骨組材であり、柱材 C1、C2 の比率は 1.0 を超過しなかった。S1 モデルでは、柱材 C1 の応力比の比率が 1.05 と、わずかに 1.0 を超過している。1.0 を超過した部材のほとんどが、膜材と膜材に接続する骨組材および、ケーブル材である。このことは、設計用風力係数を求める時、柱軸力を重要な荷重効果と考えたが、膜構造の場合、「柱軸力以外の荷重効果も検討しなければならぬ」ことを示している。たとえば、膜材に発生する張力も、重要な荷重効果と考える必要がある。なぜなら、膜構造による屋根では、比較的、剛な屋根と比べ、荷重伝達の経路が異なり、風荷重は面内応力として膜材の支持部材に流れ、さらに、膜支持部材から柱材に流れていくからである。

以上の結果から、膜構造の場合、今後、クリティカルになる荷重効果を明確にし、それに基づき提案設計用風力係数を改良する必要があることが明らかになった。

#### 4. 屋根変形の影響

##### 4.1 検討方法

以上までは、屋根は剛であるとの仮定の下、設計用風力係数を誘導した。そして、屋根が膜構造形式である場合に、設計用風力係数の適用性を検討した。しかし、膜構造屋根の場合、風荷重により屋根が大きく変形することがあり、屋根は剛であるとは見做せない。その屋根変形が作用風圧に影響を及ぼすのではないかと考えられる。したがって、提案した設計用風力係数が、そのまま膜構造の屋根にも適用できるかどうかの疑問が残る。そこで、屋根変形が風荷重に与える影響について、3.4 節で対象とした膜構造形式屋根の解析モデル F1、F2 および S1 (図 3-13) を対象に、CFD 解析と構造解析を利用した解析的な手法で調査する。

最初に、CFD 解析の有効性を、Model A~C を対象に、解析から得られる平均風力係数と実験から得られた平均風力係数と

を比較することで確かめる。この CFD 解析は、風洞実験を模擬したものである。その後、CFD 解析と構造解析の繰返しにより、屋根変形前後の荷重効果を比較することで、提案設計用風力係数に対する屋根変形の影響を検討する。ただし、本来なら屋根は風により振動状態にあるが、本研究では振動による影響は考慮せず、初期状態の屋根面が時間平均の風荷重の作用により、その初期状態が変化すると仮定して検討を行う。

まず、平均風力係数を求めるため、初期張力状態にある無変形の膜屋根に対し、RANS モデル<sup>41)</sup>による 3 次元の CFD 解析 (以下、「CFD-1 解析」と呼ぶ)を行う。次に、時間平均の風荷重により生じる屋根変形を求めるため、CFD-1 解析から得られた平均風力係数を用いて、構造解析 (以下、「SA-1 解析」と呼ぶ)を行う。構造解析は、3.4.1 節で述べた方法と同様である。ただし、時間平均の風荷重により生じる屋根変形を求めるため、ガスト影響係数は  $G_f=1.0$  とする。得られる屋根の変形面に対し、再度、CFD 解析 (以下、「CFD-2 解析」と呼ぶ)を行い、平均風力係数を求める。さらに、CFD-2 解析から得られた平均風力係数を用いて、再度、構造解析 (以下、「SA-2 解析」と呼ぶ)を行う。このようにして、CFD 解析と構造解析の繰返しを、収束判定が OK となるまで繰り返す。収束判定は、屋根の形状変化で行い、屋根の変位量が微小になった時点で収束したものと見做す。すなわち、最新の構造解析から得られる屋根の最大変位量  $\delta_n$  から、前回の解析で得られた最大変位量  $\delta_{n-1}$  を減じ、その値を長さ  $a (=15 \text{ m})$  で除した値  $(\delta_n - \delta_{n-1})/a$  が、1/300 以下となった時点で収束したと見做す。この 1/300 の制限値は、日本建築学会「鋼構造設計規準」<sup>3,6)</sup>で述べられている変位制限に基づき設定したものである。

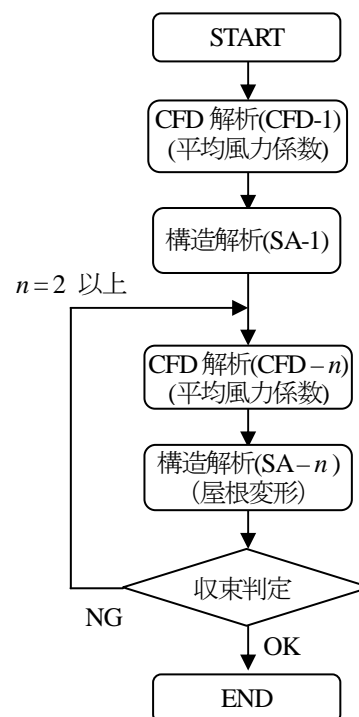


図 4-1 屋根変形の影響の検討フロー



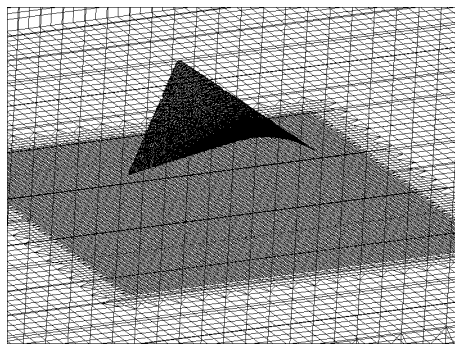
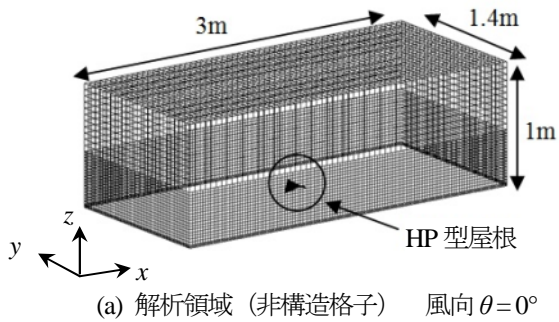


図 4-2 解析領域

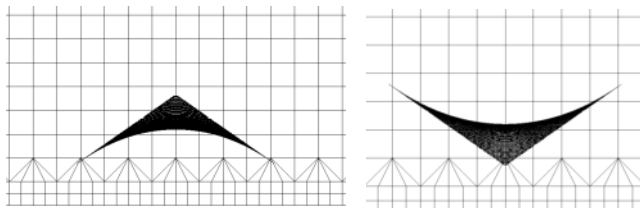
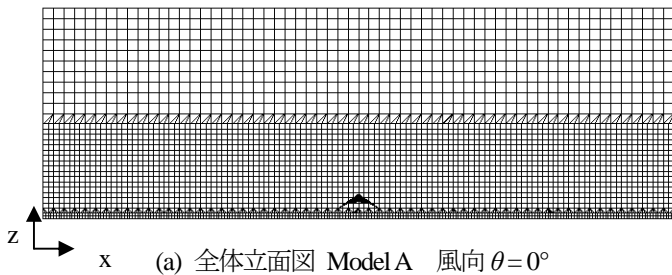


図 4-3 格子解像度

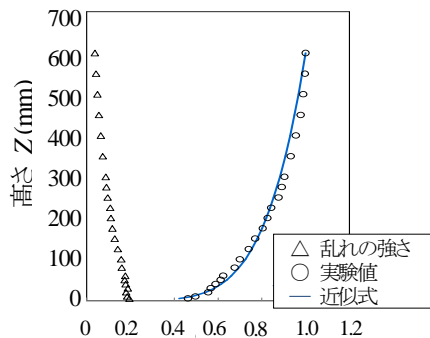


図 4-4 乱れの強さおよび無次元風速のプロファイル

以上の検討フローを図 4-1 に示す。このような解析から得られる屋根の変形前後の平均風力係数および、荷重効果を比較することにより、屋根変形が風荷重に与える影響について検討する。

## 4. 2 CFD 解析の有効性

### 4. 2. 1 CFD 解析の概要

本研究では定常流れを計算し、平均風力係数  $C_L$ ,  $C_{Mx}$  および  $C_{My}$  に注目する<sup>42)</sup>。そのため、レイノルズ平均ナビエーストークス式(Reynolds-averaged Navier-Stokes, 以下、「RANS 式」と呼ぶ)に基づく計算手法を用いる。また、RANS 式を閉じる乱流モデルには、RNG (Re-Normalization Group)  $k-\varepsilon$  モデルを用いる。CFD 解析にはオープン・ソースコードとして知られる OpenFOAM<sup>43)</sup> (Version 1.5)を使用し、有限体積法で 3次元解析を行う。OpenFOAM 内で用いたソルバは、非圧縮性流れ用のソルバである。圧力の解法は、SIMPLE (Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations) 法で行う。解析領域は幅 1.0m, 高さ 1.0m, 長さ 3.0m で、風洞実験の領域を模擬したものである(図 4-2(a))。図 4-2(b)に、HP 屋根モデルの拡大図を示す。また、図 4-3(a)~(c)は、格子の解像度を示している。風向は、風洞実験と同じように  $0^\circ \sim 90^\circ$  で  $15^\circ$  ピッチで計算する。CFD 解析のための境界条件<sup>44)</sup>を表 4-1 に示す。乱れの強さは、実験から得られたものを使用する(図 4-4)。

### 4. 2. 2 CFD 解析結果

Model A, B および C に対する平均風力係数  $C_L$ ,  $C_{Mx}$  および  $C_{My}$  の解析結果を、図 4-5-1~3 にそれぞれ示す。図中には比較のため、実験結果の値もプロットしている。 $C_L$  と  $C_{My}$  の解析結果は実験結果によく一致しているが、 $C_{Mx}$  に関する解析結果は、実験結果との違いが比較的大きい。特に、風向  $\theta$  の増加に伴い、その傾向は顕著である。この相違の理由は現時点では不明であるが、原因として二つの可能性が考えられる。まずは、実験方法に関するものである。風力を測定するための Y 字型の測定装置が、屋根の下の風の流れに影響を与えたのかもしれない、測定において避けられない抗力の影響が、 $C_{Mx}$  値の結果に影響したのかもしれない。もう一つの原因は CFD 解析のモデルに関する

表 4-1 境界条件

< べき乗則 >	
流入面 Xmin (Inlet)	$U_z = U_G \left\{ \frac{z}{z_G} \right\}^\alpha$ 基準高さ $z_G$ での風速: $U_G = 8\text{m/s}$ 基準高さ: $z_G = 0.6\text{m}$ 風速の鉛直プロファイルのべき指数: $\alpha = 0.18$ 乱れの強さ: 実験値を使用 (図 4-4 参照)
流出面 Xmax (Outlet)	圧力: 0 Pa
側面 Ymin, Ymax, 上空面 Zmax	Free-slip 壁
地表面 Zmin	No-slip 壁
HP モデル表面	No-slip 壁

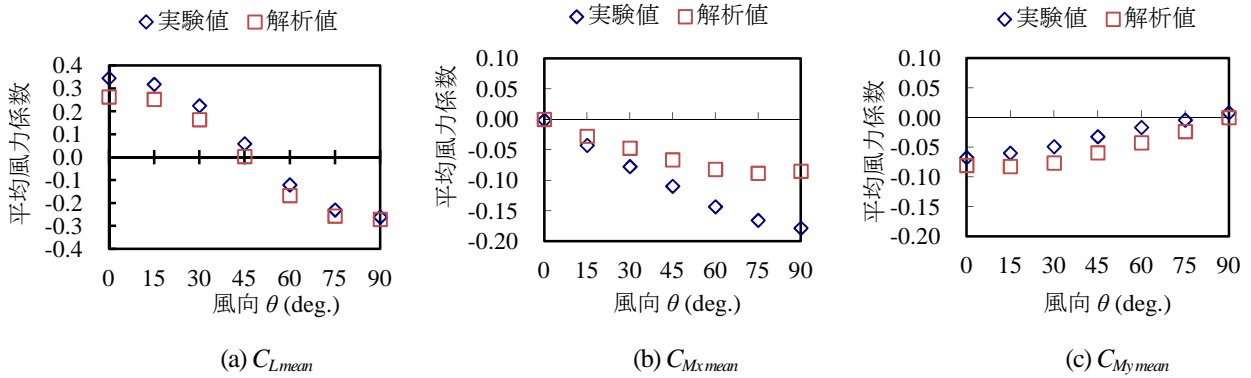


図 4-5-1 平均風力係数  $C_L$ ,  $C_{Mx}$  および  $C_{My}$  の解析結果 (Model A:  $h/a = 1/2$ )

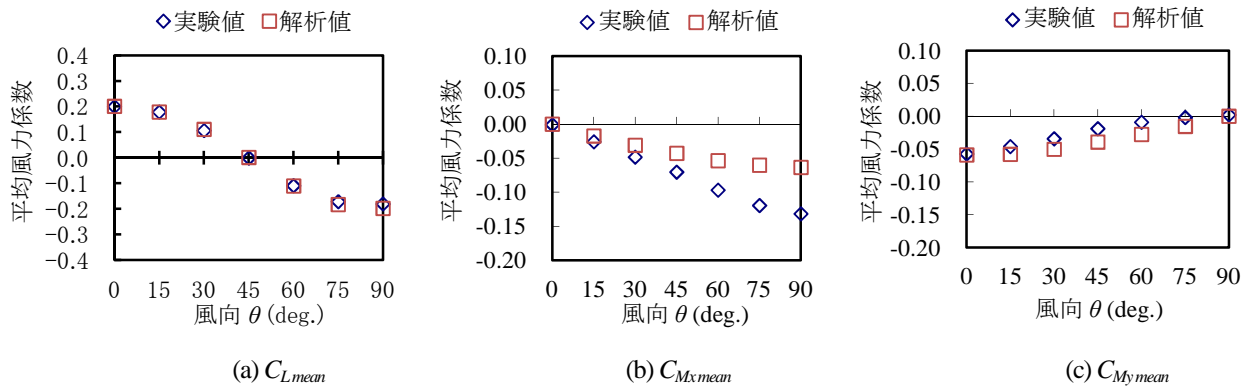


図 4-5-2 平均風力係数  $C_L$ ,  $C_{Mx}$  および  $C_{My}$  の解析結果 (Model B:  $h/a = 1/3$ )

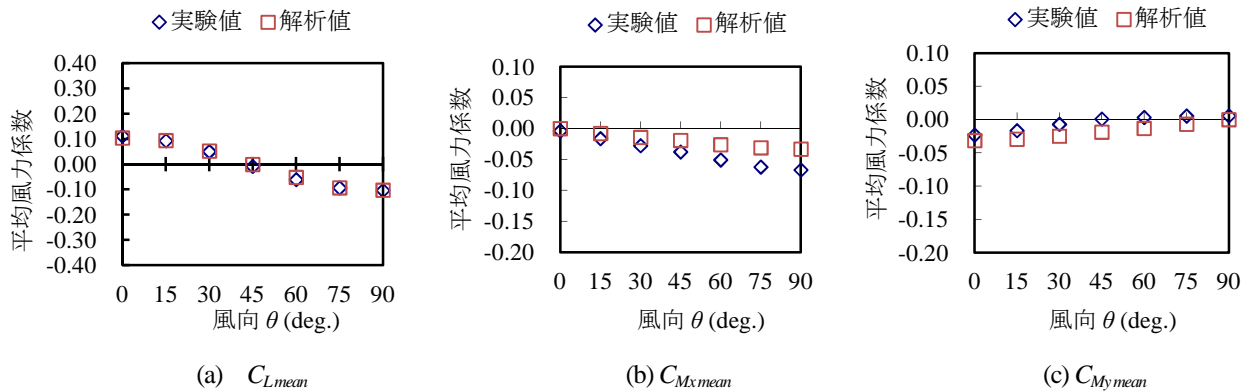


図 4-5-3 平均風力係数  $C_L$ ,  $C_{Mx}$  および  $C_{My}$  の解析結果 (Model C:  $h/a = 1/6$ )

もので、モデル周りの格子解像度、乱流モデル、境界条件などが影響を与えたのかもしれない。CFD 解析と風洞実験の一致性を改善するため、さらなる調査が必要である。しかしながら、CFD 解析結果は、実験結果のおおよその性状を捉えることができた。そのことは、CFD 解析の有効性を示していると言える。なお、Model B および、Model C でも同様な結果が得られた。

### 4.3 CFD と構造の繰返し解析

図 4-1 に示した検討フローに従い、膜構造形式の屋根の解析モデル F1, F2 および S1 (図 3-13) を対象に、CFD 解析と構造解析の繰返しを実施した。その結果、本研究では、風向  $0^\circ$  時では、2 回の繰返しで、また、風向  $90^\circ$  時には、3 回の繰返しで収束

が得られた。図 4-6 (a)~(c) は、SA-1 解析から得られた屋根中央部の変形(断面形状)を示す。図中には、屋根の投影正方形の 1 辺長さ  $a$  ( $=15\text{m}$ ) に対する、SA-1 と SA-2 解析から得られた最大変位  $\delta_1$ ,  $\delta_2$  および、 $\delta_{21} (= \delta_2 - \delta_1)$  の比を示している。解析において比較的少ない繰返し数で収束が得られたのは、変形により膜張力が上昇し、その結果、幾何剛性が高まり変形を抑えたことによると考えられる。

図 4-7 (a)~(c) は、CFD-1 解析から得られた、風向  $0^\circ$  時の F1, F2 および S1 モデルの平均風力係数の分布を示している。また、図 4-8 (a), (b) は、CFD-1 解析による各モデルの  $C_L$ ,  $C_{My}$  値と、実験値との比較を示している。図中には、実験では計測できなかった平均抗力係数  $C_D$  も参考にプロットしている。なお、S1 モデ

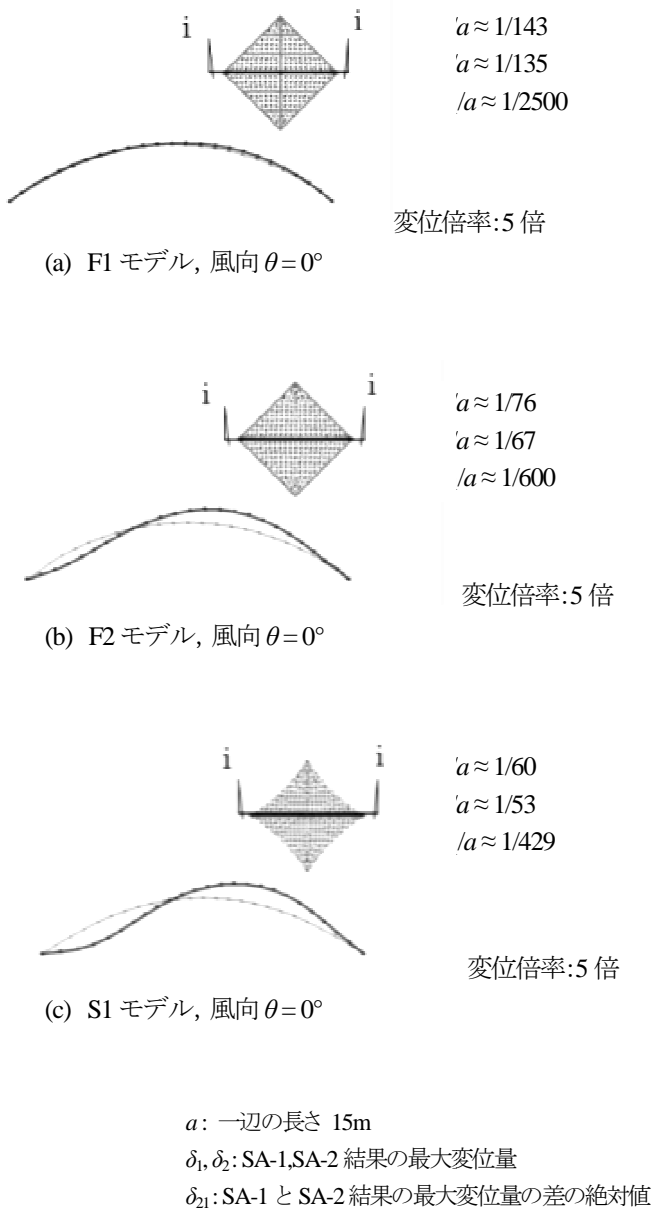


図 4-6 SA-1 解析結果の断面形状 (時間平均の変位)

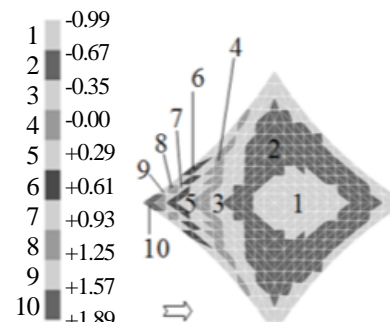
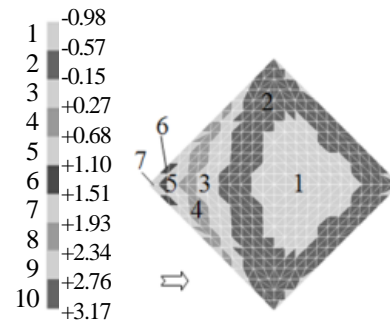
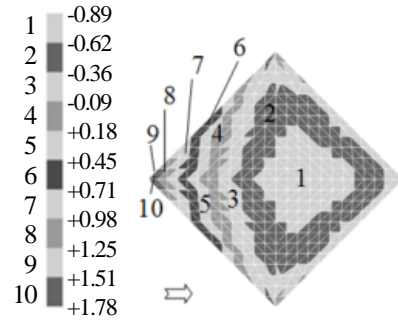


図 4-7 CFD-1 解析結果 (平均風力係数)

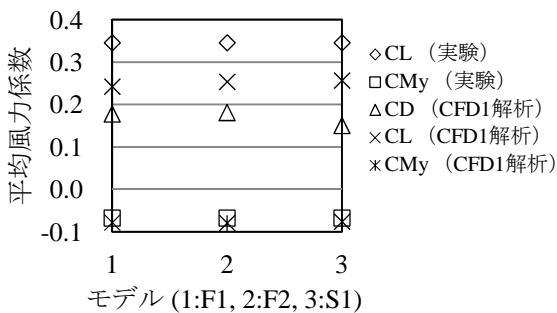


図 4-8 (a) 実験値と解析値の比較 (風向  $\theta=0^\circ$ )

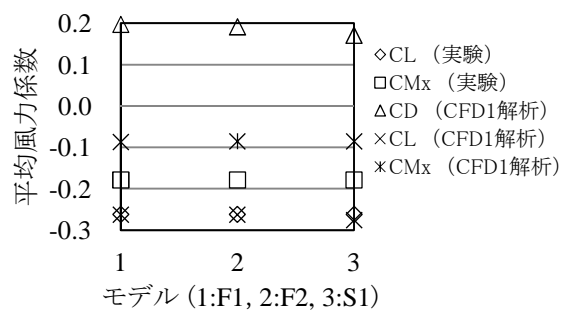
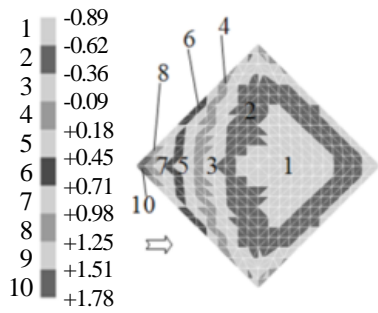
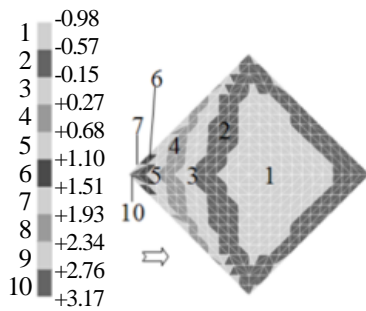


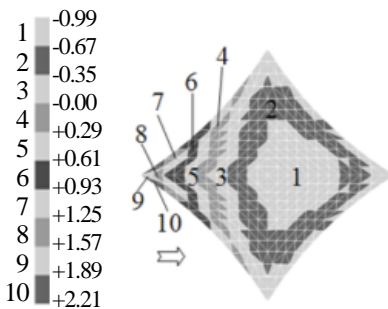
図 4-8 (b) 実験値と解析値の比較 (風向  $\theta=90^\circ$ )



(a) F1 モデル ( 風向  $\theta=0^\circ$  )



(b) F2 モデル ( 風向  $\theta=0^\circ$  )



(c) S1 モデル ( 風向  $\theta=0^\circ$  )

図 4-9 CFD-2 解析結果 (平均風力係数)

ルに対する値は、F1, F2 モデルとの投影面積の違いを考慮して補正している。これらの結果からも、解析値は実験値の傾向を捉えていることがわかる。また、図 4-9(a)~(c)は、風向  $0^\circ$  時の CFD-2 解析から得られた平均風力係数の分布を示している。図 4-7 の分布と比較すると、吹上の風力領域が、F2 および S1 モデルで風下側の領域に拡大しているのがわかる。これは、上方に変形した屋根面が風力の増加を生じさせたことを示している。

#### 4. 4 影響の評価

図 4-10 は、風向  $\theta = 0^\circ$  時の CFD-1 と CFD-2 の解析結果の  $C_D$ ,  $C_L$  および  $C_{My}$  値の比較を示している。CFD-2 解析から得られた F2 と S1 モデルの  $C_L$  と  $C_{My}$  値は、CFD-1 解析から得られた

値より、約 4% から 18% 大きい。この現象は、膜面の曲率の変化に伴い、吹上の風力領域が拡大したことと起因すると考えられる。特に、F2 モデルの  $C_L$  値の増加率は約 18% と、3 モデル中で最も高くなっている。これは、吹上の風力領域(図 4-9(b)の番号 1)の面積拡大が、3 モデル中で一番大きいためと考えられる。以上の現象は、風向  $90^\circ$  時にも観察される。

図 4-11 は、風向  $0^\circ$  時における、SA-1 解析の部材算定による最大応力比に対する、SA-2 解析の最大応力比の比率を示している。図中の C1, C2 柱に注目すると、F2 モデルの比率が、3 モデル中で一番高い。特に、F2 の C1 柱の比率は 1.13 と全部材中で最大である。一方、S1 モデルの C1, C2 柱の比率が一番低い。この現象は、構造形式の違いに起因していると思われる。すなわち、F1, F2 モデルの C1, C2 柱は、柱頭、柱脚が剛接合、剛支持であるため、軸力と曲げモーメントが発生するが、S1 モデルの柱では、柱頭、柱脚がピン支持であるため、軸力しか発生しない。よって、曲げモーメントが、部材算定の最大応力比の比率に影響しているのではないかとと思われる。また、図中の膜材 (Mem) に注目すると、S1 モデルの比率が 3 モデル中で一番高い。これは、風下 1/2 領域の風荷重(図 4-9(c)の風力係数)が、3 モデル中で一番大きいからと考えられる。さらに、この現象は、部材配置や剛性にも関係しているかもしれない。同様の現象は、風向  $\theta = 90^\circ$  時にもみられた。今後、これらの現象解明に向け、さらなる調査が必要である。

以上の結果から、提案設計用風力係数は、屋根変形の影響を適切に考慮するように、「改良が必要である」ことが明らかとなった。

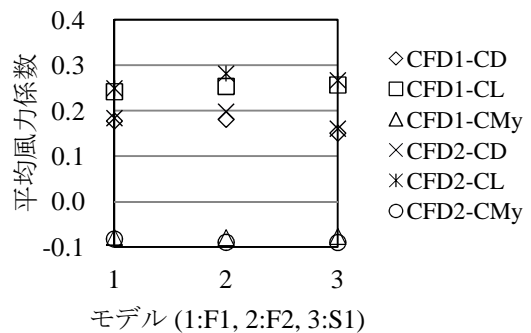


図 4-10 CFD-1 と CFD-2 解析の比較

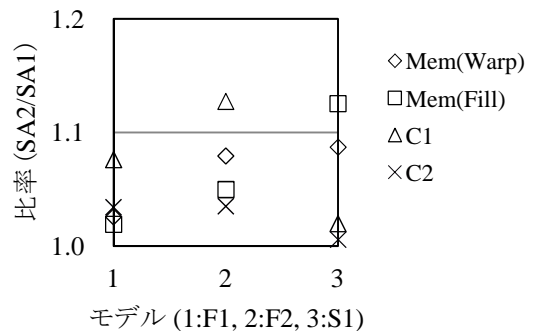


図 4-11 SA-1 に対する SA-2 の最大応力比の比率



## 5. まとめ

本研究では、剛模型を用いた風洞実験から、ライズ・スパン比が異なる3種類のHP型独立上屋の、構造部材のための設計用風力係数を提案した。その提案設計用風力係数は、屋根に作用する風荷重の動的効果を適切に評価した、静的に等価な荷重効果を生じる風力係数である。提案設計用風力係数の一部は、オーストラリア/ニュージーランド基準の風力係数と比較され、荷重効果の観点よりその係数の妥当性が示された。また、HP型独立上屋が膜構造形式の場合の提案設計用風力係数の適用性について調査した。これは、膜構造の屋根支持形式が多種多様であるために行ったものである。検討モデルとして、同一のライズ・スパン比を持つ、2種類の骨組膜構造形式と1種類のサスペンション膜構造形式によるHP型独立上屋を考えた。そして、提案設計用風力係数を用いて構造解析を行い、その解析結果の荷重効果を検討することで、提案設計用風力係数の適用性を調べた。その結果、「提案設計用風力係数を改良する必要がある」ことを明らかにした。さらに、屋根が膜構造形式の場合、屋根は大きく変形することがあり、屋根変形が風荷重に影響を与えることを、CFD解析と構造解析の繰返しにより明らかにした。その結果、屋根変形の影響からも、「提案設計用風力係数を改良する必要がある」ことを明らかにした。なお、CFDと構造の繰返し解析に先立ち、CFD解析の有効性を、実験結果と比較することにより示した。そのCFD解析は、風洞実験を模擬したものである。

以上、HP型独立上屋が膜構造形式である場合、提案設計用風力係数は、「屋根支持形式の影響および屋根変形の影響から改良されるべきである」ことを示した。そこで、その改良に向け、2つの方向性について述べる。第一の方向性は、設計用風力係数式(3.2節(14),(15)式)中の風向の影響に関する補正係数 $\gamma$ と同様な補正係数(仮に「 $\mu$ 」とする)を導入し、(16),(17)式のように表す方法が考えられる。

$$C_{NW}^* = \frac{\gamma\mu C_{NWO}}{G_f}, \quad C_{NL}^* = \frac{\gamma\mu C_{NLO}}{G_f} \quad (16), (17)$$

第二に、設計用風力係数の基本値 $C_{NWO}$ と $C_{NLO}$ に対して、膜構造による場合の基本値 $C_{NWOm}$ と $C_{NLOm}$ を設定する方法で、(18),(19)式のように表す方法である。

$$C_{NW}^* = \frac{\gamma C_{NWOm}}{G_f}, \quad C_{NL}^* = \frac{\gamma C_{NLOm}}{G_f} \quad (18), (19)$$

いずれの方法においても、今後、膜構造形式、屋根剛性、屋根形状(アスペクト比)および、変形などに関するパラメータの検討と、それに基づく解析、調査が必要であり、今後の課題といえる。

## [参考文献]

- 1.1) Standards Australia Limited/Standards New Zealand, "Structural design actions Part2: Wind actions", Australia/New Zealand Standard, AS/NZ 1170.2, 2011.
- 1.2) Pun, P.K.F. and Letchford, C.W., "Analysis of a tension membrane hypar roof subjected to fluctuating wind loads", Third Asia-Pacific Symposium on Wind Engineering December 13-15, Hong Kong, 1993
- 1.3) Uematsu, Y., Arakatsu, F., Matsumoto, S., and Takeda, F., "Wind force coefficients for the design of a hyperbolic paraboloid free roof", Proceeding of Seventh Asia-Pacific Conference on Wind Engineering (APCWE-VII), Taipei, Taiwan, 2009.
- 1.4) 日本膜構造協会:膜構造建築物設計の手引き・計算例集
  - 3.1) 日本建築学会:建築物荷重指針・同解説, 2004.
  - 3.2) Uematsu, Y., Iizumi, E., and Stathopoulos, T., "Wind force coefficients for the designing free-standing canopy roofs", Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 95, 1486-1510, 2007.
  - 3.3) 日本建築センター:建築物風洞実験ガイドブック, 2008.
  - 3.4) Takeda, F., Yoshino, T. and Uematsu, Y., "Wind force coefficients for the design of a hyperbolic paraboloid free roof", USB flash drive of the 13th International Conference on Wind Engineering, Amsterdam, The Netherlands, 2011.
  - 3.5) 植松康, 飯泉江梨, T.Stathopoulos:独立上屋の風荷重に関する研究 その1~その3 日本風工学会論文集 Vol.30,31, 2005, 2006.
  - 3.6) 石井一夫:膜構造の応力・変形解析概説, 膜構造研究論文集 '90, No.4, pp.69~105, 1990.
  - 3.7) 日本建築学会:鋼構造設計規準 一許容応力度設計法一
  - 3.8) 日本建築学会:ケーブル構造設計指針・同解説
  - 3.9) 日本建築センター, 日本膜構造協会:国土交通省国土技術政策総合研究所, 独立行政法人建築研究所監修「膜構造の建築物・膜材料等の技術基準及び同解説」
- 4.1) 日本建築学会:市街地風環境予測のための流体数値解析ガイドブック
- 4.2) Takeda, F., Yoshino, T., and Uematsu, Y., "Wind force coefficients for the design of a hyperbolic paraboloid free roof", Proceeding of the International Association for Shell and Spatial Structures (IASS) Symposium, Shanghai, China, 2010.
- 4.3) OpenFOAM: <http://www.openfoam.com/>

## Wind force coefficients for the design of hyperbolic paraboloid shaped free roofs

Fumiyoshi Takeda <sup>\*1)</sup>

Tatsuya Yoshino <sup>\*1)</sup>

Yasushi Uematsu <sup>\*2)</sup>

### SYNOPSIS

The present paper discusses the wind force coefficients for the design on hyperbolic paraboloid (HP) shaped free roofs. Three roofs with different rise/span (or sag/span) ratios are tested. Design wind force coefficients for structural members are proposed in the present paper, based on a wind tunnel experiment with rigid models. Regarding the wind force coefficients on HP free roofs, the Australia/New Zealand (AS/NZ) Standard (2011) provides the specifications. However, the range of roof shape for which the wind force coefficients are specified is rather limited. The proposed design wind force coefficients are compared with the values of the AS/NZ Standard. Moreover, structural analyses were made for three HP shaped membrane free roofs with the same rise/span ratio and different structural systems by using the proposed design wind force coefficients to investigate their application to the membrane structures with various roof supporting systems. The results of member sizing suggest that the proposed design wind force coefficients should be improved. Finally, the effect of roof deformation on the wind forces is evaluated by CFD and structural analysis. The results also suggest that the improvement of wind force coefficients is necessary to take into account the roof deformation.

---

<sup>\*1)</sup> Technical Research Center, R&D Division, Taiyo Kogyo Corporation

<sup>\*2)</sup> Professor, Department of Architecture and Building Science, Tohoku University