

メッシュ膜を用いた HP 型独立上屋の設計用風荷重

植松 康^{*1}
宮本 ゆかり^{*2}
ガヴァン森江梨^{*3}

梗概

本研究では、メッシュ膜を用いた(ポーラスな)HP 型独立上屋の構造骨組用風力係数を、風洞実験並びに数値流体解析(CFD)の結果に基づき検討した。考慮したパラメータは屋根のライズ・スパン比、開孔率および傾斜角である。風洞実験では、光造形法で作製した剛模型を用い、境界層乱流中で屋根に作用する揚力および空力モーメントを六分力計で測定した。また、風洞実験を模擬した CFD により、ソリッドな屋根まわりの流れや屋根に作用する風圧の特性を把握した。これらの結果に基づき、まず屋根傾斜のない標準的な形状に対し、ソリッドおよびポーラスな HP 型独立上屋の構造骨組用風力係数を、代表的な 2 風向について、ライズ・スパン比並びに開孔率の関数として提案した。提案値による荷重効果(柱軸力に着目)の値が風力係数の時刻歴データを用いた時刻歴応答解析によるピーク値をカバーしていることより、提案値の妥当性を検証した。次に、屋根傾斜が風力係数に及ぼす影響について検討し、その影響を考慮した風力係数の簡単なモデルを示した。

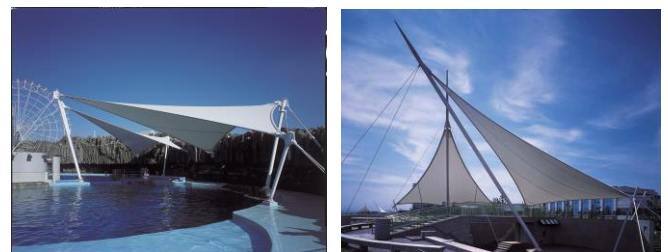
1. はじめに

筆者らは、これまで独立上屋の設計用風荷重について、風洞実験に基づく検討を行ってきた。切妻、翼型、片流れ屋根といった基本形状については、多点風圧測定を行い、風圧および風力(上下面の圧力差)の分布特性を明らかにした上で、構造骨組用風力係数および外装材用ピーク風力係数を、それぞれの屋根形状に対して、屋根勾配をパラメータとする簡単なモデルで与えた¹⁾。なお、構造骨組用風力係数の検討において、屋根は剛で 4 本の隅柱で支持されているものと仮定し、荷重効果として柱軸力に着目した。また、これらの屋根がメッシュ膜のようなポーラスな材料でできている場合については、風洞実験で風圧分布を測定することは不可能であるから、屋根を多孔板でモデル化し、これに作用する全体風力や空力モーメントを六分力計で測定した²⁾。実験結果に基づき、同一形状を有するソリッドな屋根の風力係数に、開孔率に応じた低減率を乗じることで、ポーラスな屋根の設計用風力係数を算定できることを示した。なお、メッシュ膜のように開孔率を明確に定義できない材料については、別途測定された圧力損失係数から等価な開孔率を算定する方法を示した。

膜材を用いた独立上屋では図 1 に示すような HP 型が一般的である。このような屋根まわりの流れや、屋根に作用する

風圧・風力の特性は上述の基本形状に比べて複雑になる。ソリッドな屋根については、オーストラリア・ニュージーランド(AS/NZ) 基準³⁾に風力係数値が示されているが、対象としている屋根形状は比較的偏平なものに限られている上、設定の明確な根拠が示されていない。このように明確な風力係数の規定値や実験値がないにも拘らず、現実には多くの HP 型独立屋根が建設されており、十分な安全性が確保されているかどうか不明である。合理的な耐風設計を行うためには、適切な風洞実験に基づく風力係数の設定が必要である。

そこで、筆者らは光造形法を用いて作製された HP 型独立上屋模型を用い、屋根に作用する風力や空力モーメントを境



(a) 屋根傾斜がない場合 (b) 屋根傾斜がある場合

図 1 HP 型独立上屋の例(太陽工業(株)提供)

^{*1} 東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻 教授

^{*2} (株)久米設計(研究当時、東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻 大学院生)

^{*3} 東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻 助教

界層乱流中で測定し、それらの特性を明らかにした上で、基本形状と同様の考え方にに基づき、構造骨組用風力係数のモデルを与えた⁴⁾。ただし、扱ったのは屋根傾斜がない場合のみである(図 1(a))。しかし実際の設計例では、図 1(b)に示すように、屋根に傾斜がある場合も多い。このように傾斜した HP 型独立上屋作用する風力を測定するため、市販の六分力計のほか屋根を二方向に回転して風力を測定できる装置を独自に製作し⁴⁾、風力特性に及ぼす屋根傾斜の影響を検討した^{5,6)}。

本論文は、メッシュ膜を用いた HP 型独立上屋の構造骨組用風力係数に関する筆者らによる一連の研究成果を纏めたものである。既往の論文⁵⁾では、屋根傾斜のない場合のみを対象とし、六分力計を用いた風洞実験結果を示し、構造骨組用風力係数の提案を行ったが、本報ではその結果に加えて、ソリッドな場合のみではあるが、数値流体解析(CFD)による屋根まわりの流れ場や屋根に作用する風圧分布の特性をより詳細に把握したほか、屋根の傾斜が風力特性に及ぼす影響について検討した結果も併せて示す。したがって、本論文の内容は、文献⁵⁾と一部重複しているが、より包括的な内容となっている。

2. 屋根形状および記号の定義

図 2 に屋根形状と各種記号の定義を示す。平面形での一辺の長さは $a=15\text{m}$ 、 h/a は $1/2$, $1/3$, $1/6$ の 3 種類である(図 2(a))。屋根平均高さ H は 8m である。屋根中心を原点とする座標軸(x 軸および y 軸)を図 2(b)に示すように設定し、屋根傾斜角はそれぞれの軸まわりの回転角 β_x および β_y で表す。ここでは $\beta_x=0^\circ\sim 40^\circ$, $\beta_y=0^\circ\sim 20^\circ$ の範囲を扱う(図 2(c), (d)および図 3)。ただし、両方を同時に変化させることはせず、いずれか一方を 0° に固定し、他方を変化させる。実際の設計では、 x 軸まわりに回転させたものが一般的であり、 y 軸まわりに回転させたものは稀である。風向 θ は図 2(b)に示すように定義する。実験風向は、屋根の対称性を考慮し、屋根勾配がない場合($\beta_x=\beta_y=0$) $\theta=0^\circ\sim 90^\circ$, x 軸まわ

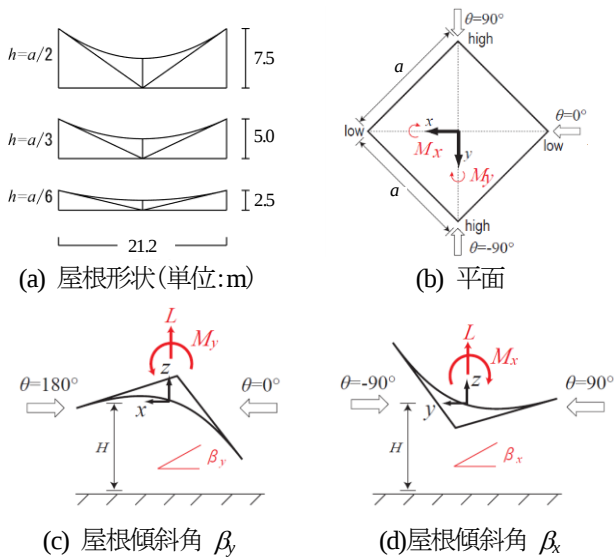


図 2 屋根形状および風力係数の定義

りに回転させた場合($0^\circ < \beta_x \leq 40^\circ$) $\theta = -90^\circ \sim +90^\circ$, y 軸まわりに回転させた場合($0^\circ < \beta_y \leq 20^\circ$) $\theta = 0^\circ \sim 180^\circ$ とする。風圧は面を押す方向を正とし、風力は屋根上下面の風圧差で表される。したがって、風力の符号は屋根面を上から下に押す方向が正となる。屋根に作用する風圧に対し、方向を考慮して面積分を行えば屋根全体に作用する揚力(L)や x 軸および y 軸まわりの空力モーメント(M_x および M_y) が算定される。しかし、風洞実験では風力分布は分らず全体風力(L , M_x , M_y) のみが測定される。一方、CFD では上下面の風圧分布が算定され、それから全体風力が計算される。

3. 風洞実験方法

3.1 実験気流

風洞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。実験気流は地表面粗度区分Ⅲに概ね相当する境界層乱流であり、平均風速のプロファイルを表すべき指数は $\alpha \approx 0.21$ である。高さ 80mm(後述する模型屋根の平均高さ)における乱れの強さは $I_u \approx 0.17$ である。

3.2 屋根模型

屋根模型は光造形法(ナイロン樹脂)を用い、縮尺率 $\lambda_L = 1/100$ で作製した剛模型である(図 3)。したがって、模型では $a = 150\text{mm}$, $H = 80\text{mm}$ となる。また、模型厚さは、製作上の制限より 1mm とした。ソリッドな屋根に加え、小さな円形の孔を格子状に明け、開孔率 $p = 0.2$ および 0.4 を有する 2 種類のポーラスな模型も作製した⁵⁾。多孔板の開孔率 p と圧力損失係数 K の関係は予め求められており²⁾、一般的なメッシュ膜の K の上下限値は $p = 0.2$ および 0.4 の多孔板の値に概ね一致することを確認している。

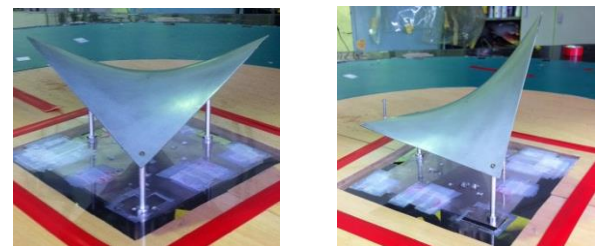


図 3 風洞実験模型 ($h/a = 1/2$, $p = 0$)

3.3 六分力計を用いた風力の測定

屋根は図 3 に示すように、3 本の柱(直径 5mm)で支えられ、六分力計(SSK, LBW60-1)に設置されている。六分力計によって屋根に作用する揚力 L と x 軸および y 軸まわりの空力モーメント M_x , M_y が測定され、それぞれ以下のように無次元化され、揚力係数(C_L)および空力モーメント係数(C_{Mx} , C_{My})で表わされる。

$$C_L = \frac{L}{q_H S}, \quad C_{Mx} = \frac{M_x}{q_H S a'}, \quad C_{My} = \frac{M_y}{q_H S a'} \quad (1), (2), (3)$$

ここで、 q_H は接近流の高さ H における平均速度圧である。また、 S は水平面への屋根の投影面積、 a' はモーメントの代表長さで、 $a' = (\sqrt{2}/3)a$ である。

この実験では、屋根の傾斜は実設計で多く見られる x 軸まわりの回転のみを考え、 $\beta_x = 0^\circ \sim 40^\circ$ の範囲で変化させる。高さ H における実験風速 U_H は約 9m/s である。風速の縮尺率 λ_v を $1/3$ と仮定すると、 $\lambda_L = 1/100$ より時間の縮尺率 λ_t は $1/33$ と算定される。六分力計からの出力は周波数 200Hz で約 2 分間サンプリングされ、実風換算で 10 分 (模型スケールでは 19 秒) の時刻歴を 6 組得る。平均値や最大・最小ピーク値など、風力および空力モーメントの統計値はそれぞれ 19 秒のデータから算定し、 6 組のデータのアンサンブル平均で評価する。なお、屋根を支える柱に作用する風力は別途測定し、模型全体の値から減じて屋根のみに作用する風力を計算する。

3.4 Y字型分力計を用いた風力の測定

前節に示した六分力計を用いた測定では、屋根の平均高さ H や屋根の傾斜角 β_x および β_y を変えるためには、それぞれの形状に対して 3 本の柱を準備する必要がある。しかも、屋根は 2 方向に曲率を有しているため、柱先端の加工が複雑となる。そこで、柱を変えずに H や β_x 、 β_y を任意に設定できるように分力計を独自に製作した (図 4)。なお、図 4(a) 中、透明の塩ビ板はダミーモデルである。この分力計は Y 字をした 3 本の板バネ (幅 8mm 、厚さ 1.2mm の青リン銅製) で構成され、先端に立てられたアルミ製の柱 (直径 5mm) で屋根を支える。柱の下端はピン支持となっているので、屋根からの力を軸力 ($N_1 \sim N_3$) として伝え、曲げモーメントは働かない。板バネの基部には上下面にひずみゲージが貼られており、曲げモーメント $M_1 \sim M_3$ が検出され、これより $N_1 \sim N_3$ が計算される。次に、 $N_1 \sim N_3$ より屋根に作用する揚力 L と x' 軸および y' 軸まわりの空力モーメント $M_{x'}$ 、 $M_{y'}$ が次式で計算される (図 4(b) 参照)。なお、 x' 軸および y' 軸は Y 字型板バネ面内に設定された座標軸であり、図 2 に示した x 軸および y 軸を平行移動したものとなっている。

$$L = -(N_1 + N_2 + N_3) \quad (4)$$

$$M_{x'} = (N_2 - N_3)x_3 \quad (5)$$

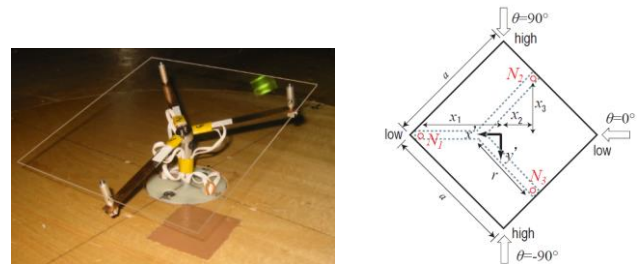
$$M_{y'} = N_1x_1 - (N_2 + N_3)x_2 \quad (6)$$

Y 字型板バネは x' 軸および y' 軸まわりに自由に回転できるようにしており、屋根の傾斜角 β_x および β_y を任意に設定できる。また、板バネを支える柱の長さを調整することで屋根平均高さ H も任意に設定することができる。ただし、本実験では $H = 80\text{mm}$ (一定値) とする。

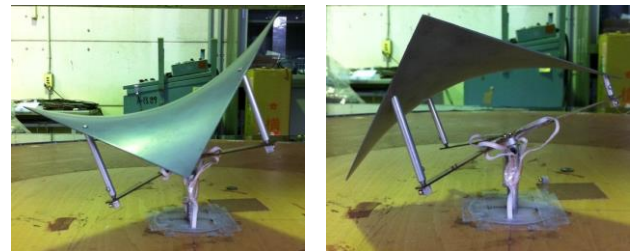
板バネ基部でのひずみ度がある程度大きくなるよう、板バネの曲げ剛性をやや低く設定したため、屋根模型を取り付けたとき計測システムの固有振動数が $30 \sim 40\text{Hz}$ と比較的低くなってしまった。そこで、屋根の共振が風力測定値に及ぼす影響を小さくするため、実験風速を $U_H \approx 5\text{m/s}$ と、

六分力計を用いた実験時より低く設定した。それに応じて風速の縮尺率 λ_v と時間の縮尺率 λ_t を調整した。揚力係数 (C_L)、および x' 軸および y' 軸まわりの空力モーメント係数 ($C_{M_{x'}}$ 、 $C_{M_{y'}}$) の評価方法は前節と同様である。

本装置を用いた測定では、原理的に屋根に作用する抗力 D や横力 S を測定することができない。また、モーメント $M_{x'}$ および $M_{y'}$ は M_x および M_y に一致せず、 D や S による付加的なモーメントも含まれてしまう。図 4(a) に示すような片流れ屋根の場合には支柱を短くできるので、概ね妥当な結果が得られるが⁴⁾、HP 型の場合、図 5 に示すように h/a の大きい模型ほど屋根の支柱が長くなるため、その影響が大きくなる。この問題については、第 7 章で論じる。なお、本論文では、設計用風力係数の評価は六分力計による測定値を基本とし、 Y 字型分力計は屋根傾斜角 β_y の影響を検討するのに用いるのみとし、定性的な把握にとどめる。



(a) 概観 (b) 力の作用点
図 4 Y字型分力計による風力の測定



(a) $\beta_x = 20^\circ$, $\beta_y = 0^\circ$ (b) $\beta_x = 0^\circ$, $\beta_y = 20^\circ$
図 5 Y字型分力計に設置された屋根模型 ($h/a = 1/2$)

4. 屋根まわりの流れの数値シミュレーション(CFD)

ここでは、風洞実験を数値シミュレーションで再現する。ただし、屋根に作用する風圧分布の概要を把握し構造骨組用風力係数を検討する上での一助とすることを目的とするため、本解析では計算負荷が比較的小さい RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes) の RNG $k-\epsilon$ モデルを用いる。したがって、算定されるのは時間平均値のみである。屋根はソリッドとする。解析にはオープンソースコード OpenFOAM を用いる。解析領域を図 6 に、屋根モデルまわりのメッシュ分割を図 7 に示す。解析条件は表 1 のように設定する。流入境界には、風洞実験から得られた平均風速および乱れの強さの分布に基づき、平均風速 U と乱流エネルギー k を補間して与える。図 8 は、実験および解析から得られた屋根モデル中心位置での平均風速のプロファイルであり、両者はよく一致している。

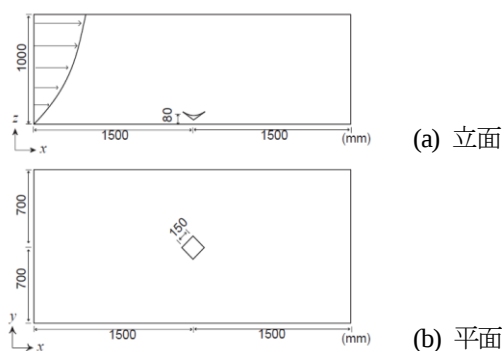


図6 解析領域

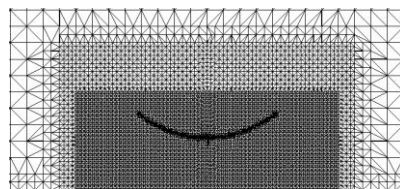


図7 屋根モデルまわりのメッシュ分割

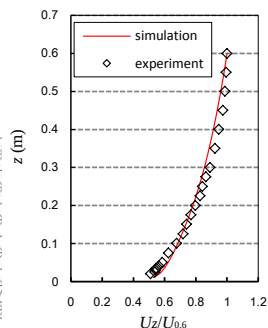


図8 平均風速分布

表1 解析条件

解析領域	3m(x)×1.4m(y)×1m(z) ※モデル代表長さは0.15m	
メッシュ分割	合計 1,476,110 セル	
微分項スキーム	発散項	TVD 法 (1~2 次精度制限付きスキーム)
	勾配項	2 次精度中心差法
	拡散項	2 次精度中心差法
流入境界	U と k は実験値を補間して与える	
上空および側面境界	諸量に関して法線方向の勾配を 0	
流出境界	圧力は固定値 0, その他は法線方向の勾配 0	
地表面およびモデル壁面境界	U は no slip 条件, その他は法線方向の勾配 0	
解析アルゴリズム	SIMPLE 法	

5. 風力特性

5.1 屋根傾斜がない場合

$h/a = 1/2$ の HP 型屋根について、六分力計で測定された C_L , C_{Mx} , C_{My} の平均値並びに最大・最小ピーク値の風向による変化を図9に示す。図にはソリッドな屋根($p = 0$)とポラスな屋根($p = 0.2$)に関する結果をあわせて示してある。

まずソリッドな屋根に着目すると、以下に示すような一般的傾向を見出すことができる。

- (1) $\theta \approx 0^\circ$ において、 C_L は最大ピーク値、 C_{Mx} は0に近い値、 C_{My} は最小ピーク値(負の最大ピーク値)をとる。
- (2) $\theta \approx 90^\circ$ において、 C_L と C_{Mx} はいずれも最小ピーク値(負の最大ピーク値)、 C_{My} は0に近い値をとる。上記(1)とあわせて考えると、これらの結果は、 $\theta = 0^\circ$ と 90° で屋根まわりの流れおよび風圧場が上下逆になっていることを表している。
- (3) C_L , C_{Mx} , C_{My} の正・負最大ピーク値の大きさは h/a が大きいほど大きい。

このような $\theta \approx 0^\circ$ および 90° における特性は、屋根の対称性を考えると、屋根に作用するピーク風力が主として風の乱れによって生じており、カルマン渦のような交番渦は発生していないことを示唆している。もし交番渦が発生しているとすれば、例えば $\theta = 0^\circ$ のとき C_{Mx} のピーク値が大きくなるはずであるが、そうはなっていない。また、設計用風力係数を設定するには、 $\theta = 0^\circ$ および 90° の値を基本とするのが適切であると考えられる。

図10は、 $\theta = 0^\circ$ および 90° について、CFDにより得られた屋根上面に作用する平均風圧係数分布を示す。屋根の対称性より容易に推察されるように、それぞれの風向に対する下面の風圧係数分布は、 $\theta = 90^\circ$ および $\theta = 0^\circ$ に対する上面の分布に概ね対応している。 $h/a = 1/3$ の屋根に対し、このような上下面に作用する風圧分布から、揚力係数と空力モーメント係数を計算し、風洞実験結果(時間平均値)と比較すると図11のようである。ただし、シミュレーションの場合、モーメントは常に主流方向に垂直な軸回りで算出しているため(C_{Mx}), 実験値も C_{Mx} および C_{My} を用いて C_{Ms} に換算している。シミュレーション結果は、いずれの係数についても、風洞実験結果の傾向をよく捉え、定量的にもほぼ対応しており、平均風圧場の特性を把握する上でシミュレーションは有効であると考えられる。

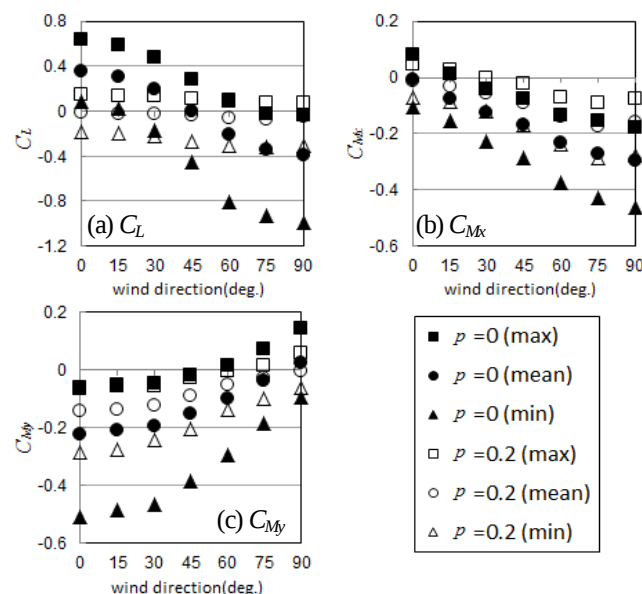


図9 揚力係数 C_L および空力モーメント係数 C_{Mx} , C_{My} の最大・最小ピーク値 ($h/a = 1/2$)

図10(a)に示す $\theta = 0^\circ$ の結果に着目すると、屋根は上に凸の曲面になっているため、上面では屋根に沿って風が流れ剥離は生じていない。風上端近傍には正圧が作用するが、中央部に向かって流れが増速するため圧力が低下し、中央部で最も低くなっている。その後は減速に転じ圧力が上昇する。流れ場は翼断面の上側と同様であると推察される。一方、図10(b)に示す $\theta = 90^\circ$ の場合には、風上端で流れの剥離が生じ、風上先端部で比較的大きな負圧が作用している。また、風上側辺に沿った三角形領域に負圧が生じており、円錐渦が形成されていることを示唆している。剥離した流れは屋根面に再付着し、その後風は屋根に沿って流れる。風下領域には正圧が生じている。このような風圧分布特性は、既往の論文で示した油膜法の結果⁵⁾によく対応している。なお、 h/a が小さく偏平な屋根の場合には、円錐渦は発生しにくくなる。

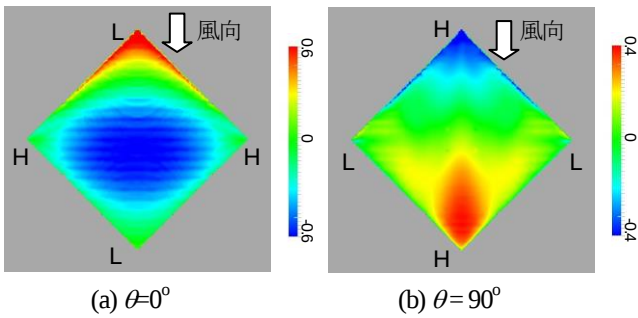


図10 屋根上面の風圧係数分布 ($h/a=1/2$, $\beta_x=\beta_y=0^\circ$)

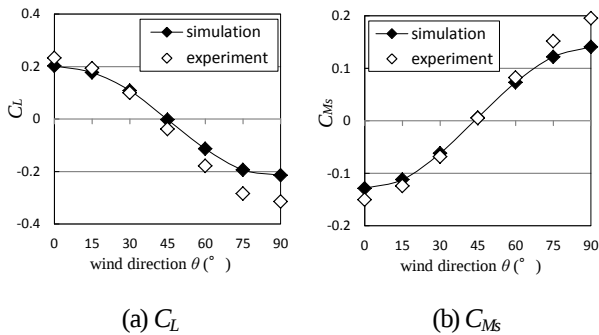


図11 シミュレーション結果と風洞実験結果の比較 ($h/a=1/3$, $\beta_x=\beta_y=0^\circ$)

図9によれば、屋根の開孔率 p が増大すると、揚力係数や空力モーメント係数の大きさが小さくなる傾向がある。したがって、メッシュ膜のようなポーラスな材料を屋根材として用いると、屋根に作用する風力の低減効果が期待される。そこで、その効果を荷重効果(柱軸力)で検討してみたものが図12である。図中、 N^* は柱軸力 N を次式のように無次元化したものであり、4本の柱(A~D)に作用する最大・最小ピーク値がプロットされている。この図より、開孔率による荷重低減効果が明らかである。

$$N^* = \frac{N}{q_H(S/4)} \quad (7)$$

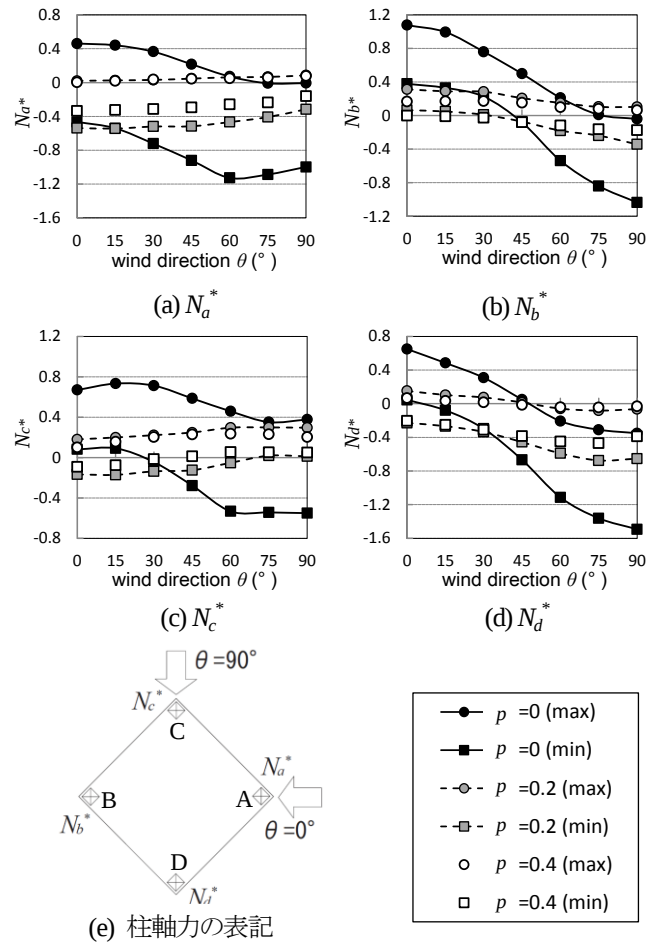


図12 無次元柱軸力の最大・最小ピーク値 ($h/a=1/2$)

5.2 x軸まわりに屋根傾斜がある場合

x軸まわりの傾斜角 β_x を有する屋根に作用する揚力係数 C_L 並びに空力モーメント係数 C_{Mx} , C_{My} に関する実験結果を図13に示す。ここではソリッドな屋根の結果を示している。図9に示したように、 $\beta_x = 0^\circ$ (屋根傾斜なし)のとき、 C_L は $\theta \approx 0^\circ$ で最大、 $\theta \approx 90^\circ$ (または -90°)で最小ピーク値をとるが、 $\beta_x \approx 20^\circ$ までは β_x の増大に伴い $\theta \approx 90^\circ$ での負のピークが大幅に増大する。これは、HP型屋根の下面が下に凸になっており、翼型のように流れが増速するため下向きの揚力が作用するからである。ところが、 $\beta_x = 40^\circ$ になるとこのピーク値は減少する。これは、勾配が急になると屋根風上端部で流れの剥離が生じ、屋根上面に負圧が作用するようになるためである。また、 $\theta < 0^\circ$ の範囲では β_x が増大するにつれて C_L や C_{Mx} の大きさが大きくなる。 C_L は $\theta \approx 45^\circ$ で、 C_{Mx} は $\theta \approx 60^\circ$ で最大ピーク値をとる。最大ピーク値の大きさは、 β_x の増大に伴いはじめは増大し、 $\beta_x \approx 20^\circ$ で最大となる。このような斜め方向からの風のときに大きな揚力が作用するのは、風向に平行な鉛直面で切った屋根断面が上に凸となり大きな上向きの揚力が作用するためと考えられる。 C_{My} については、 C_L や C_{Mx} に比べて β_x の影響は小さい。これは、屋根がy軸まわりには傾斜していないからである。

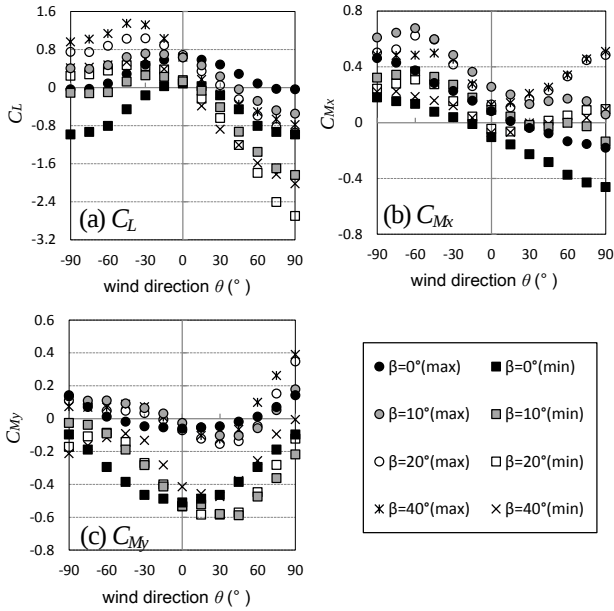


図 13 揚力係数 C_L および空力モーメント係数 C_{Mx} , C_{My} の最大・最小ピーク値 ($h/a = 1/2, p = 0$)

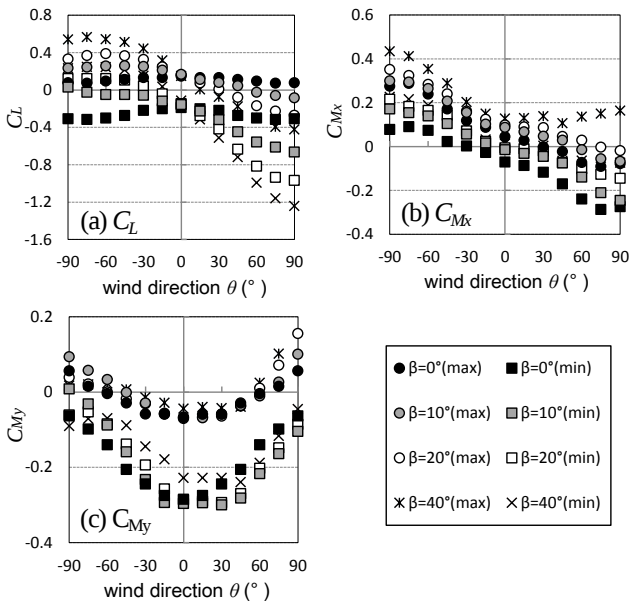


図 14 揚力係数 C_L および空力モーメント係数 C_{Mx} , C_{My} の最大・最小ピーク値 ($h/a = 1/2, p = 0.2$)

図 14 は、ポーラスな屋根 ($p = 0.2$) について、図 13 と同様の結果を示したものである。ポーラスな屋根についても、ソリッドな屋根と概ね同様の傾向がみられる。ただし、 $\theta = 90^\circ$ での C_L の負のピーク値は $\beta_x = 40^\circ$ のとき最小ピーク値となっている。これは、開孔があることで風上端での流れの剥離がソリッドな場合より弱くなっているためと考えられる。また、ソリッドおよびポーラスな屋根の各種風力係数の絶対値を比較すると、屋根傾斜がある場合についても、傾斜がない場合 (図 9) と同様、開孔率 p の増大に伴って絶対値が低減していることが分る。

6. 構造骨組用風力係数

6.1 屋根傾斜がない場合

6.1.1 ソリッドな屋根

HP 型屋根の基本的な形状として、先ず屋根傾斜がない場合 ($\beta_x = \beta_y = 0^\circ$) を考える。簡単のため、既往の研究¹⁾²⁾と同様、屋根は剛であり四本の隅柱で支持されていると仮定し、設計上重要な荷重効果として柱の軸力に着目する。HP 型独立上屋の場合、ポストとステイによる支持形式が多いと考えられるが (図 1)、その場合にはポストの軸力とステイの張力が設計上重要となる。しかし、風荷重によってもたらされるポストの軸力とステイの張力は概ね 1 対 1 の対応関係にあるので、屋根が 4 本の隅柱で支持されているとして、柱の軸力に着目した荷重評価は妥当であると考えられる。図 9 に示した結果より、 $\theta \approx 0^\circ$ のときは C_L と C_{My} により、 $\theta \approx 90^\circ$ のときは C_L と C_{Mx} により、風上側および風下側の柱に大きな軸力が発生すると考えられ、それは図 12 により確認される。一方、このような屋根対角線に平行な風向のときには左右両側の柱の軸力は小さい。さらに、図 10 に示した風圧係数分布によれば、風上側 1/2 領域と風下側 1/2 領域では分布特性が大きく異なる (特に、 $\theta = 90^\circ$ のとき)。したがって、構造骨組用風力係数としては、AS/NZ 基準³⁾での規定と同様、図 15 に示すように屋根面を風上側と風下側で 2 分割し、それぞれの領域に一定の風力係数 (C_{NW}^* , C_{NL}^*) を与えるものとする。風力 (上下面の風圧差) は屋根のいずれの点においても法線方向に作用し、下向きを正とする。 C_{NW}^* , C_{NL}^* の値は、それらとガスト影響係数 G_f を用いた静的解析により計算される荷重効果の値が、風洞実験で得られた C_L , C_{Mx} , C_{My} の時刻歴を用いて計算される荷重効果のピーク値をカバーするように設定されなければならない。なお、ここでは荷重効果として柱軸力に着目しているので、最大引張力 (荷重ケース A) 並びに最大圧縮力 (荷重ケース B) の 2 通りについて風力係数 (C_{NW}^* , C_{NL}^*) を設定する。

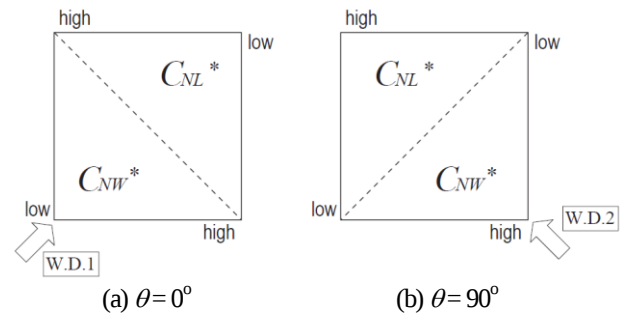


図 15 構造骨組設計用風力係数の与え方

構造骨組用風力係数の設定方法については既往の論文⁵⁾で述べたので、ここでは概要のみ示す。

基準で一般的に用いられているように、 C_{NW}^* および C_{NL}^* を次式に示すような等価静的風力係数で与える。

$$C_{NW}^* = \frac{\gamma C_{NW0}}{G_f}, \quad C_{NL}^* = \frac{\gamma C_{NL0}}{G_f} \quad (8a), (8b)$$

ここに、 C_{NW0} と C_{NL0} は風向範囲 $\theta = 0^\circ \pm 45^\circ$ (WD1) あるいは $\theta = 90^\circ \pm 45^\circ$ (WD2) に対する風力係数 C_{NW} と C_{NL} の基本値であり、 $\theta = 0^\circ$ および 90° のとき最大荷重効果を与えるものである。 G_f はガスト影響係数であり、風力の動的荷重効果を表す。本研究で対象としているような比較的小規模な構造物では風速変動の動的荷重効果は純定常的に扱うことが可能であり、 G_f は近似的に次式で与えられる¹⁾。

$$G_f = (1 + g \cdot I_{uH})^2 \quad (10)$$

ここに、 I_{uH} は屋根平均高さ H における接近流の乱れの強さである。また、 g は構造物の規模によって定まるピークファクターであり、本構造物の場合 $g = 2.4 \sim 2.5$ 程度の値である¹⁾。本研究では、風洞実験で得られた C_L 、 C_{Mx} 、 C_{My} の時刻歴データを用いて柱軸力を計算し、平均値に対する最大ピーク値(平均値が正の場合)あるいは最小ピーク値(平均値が負の場合)の比より、 $G_f \approx 2.0$ が得られた。したがって、以下の議論では $G_f = 2.0$ とおく。 γ は風向の影響を考慮した補正係数である。すなわち、図 12 に示したように、柱の軸力は $\theta = 0^\circ$ または 90° のときに必ずしも最大あるいは最小ピーク値を与えるとは限らず、屋根形状によってはいくらか斜め方向から風が当たったときにピーク値をとることもある。 γ はこのような効果を考慮するために導入された係数であり、柱軸力の時刻歴に基づいて設定される。実際には $1.0 \sim 1.2$ 程度である。

C_{NW0} および C_{NL0} は、 C_L 、 C_{Mx} 、 C_{My} が与えられれば、次式で計算される。

$\theta = 0^\circ$ のとき：

$$C_{NW0} = -C_L - 2C_{My}, \quad C_{NL0} = -C_L + 2C_{My} \quad (9a), (9b)$$

$\theta = 90^\circ$ のとき：

$$C_{NW0} = -C_L + 2C_{Mx}, \quad C_{NL0} = -C_L - 2C_{Mx} \quad (10a), (10b)$$

上式において、 C_L と C_{My} (あるいは C_L と C_{Mx}) の組み合わせは、最大荷重効果を与えるようなものとする。 $h/a = 1/3$ を有するソリッドな屋根について、 $\theta = 0^\circ$ における $C_{My} - C_L$ のリサーチの例を図 16 に示す。これより、 C_L と C_{My} はある相関(この例では正)をもって変動していることが分る。両者の相関は h/a が大きくなるほど低くなり、リサーチの形が円形に近づくようになる。いずれの場合も、リサーチは、 C_L および C_{My} の平均値並びに最大・最小ピーク値で表される図 17 のような六角形で包絡できるので、各頂点(1~6)で与えられる C_L および C_{My} の組み合わせに対して柱軸力を計算し、最大引張力(荷重ケース A)および最大圧縮力(荷重ケース B)を与える組合せを求め、(9)、(10)式に代入すれば、 C_{NW0} と C_{NL0} が得られる。 $\theta = 90^\circ$ については、 C_L と C_{Mx} に対して全く同様の操作を行えばよい。

以上の方法により得られた風向 WD 1 および WD 2 に対する C_{NW}^* および C_{NL}^* を図 18、19 に示す。比較のため $h/a = 0.1 \sim 0.3$ に対する AS/NZ²⁾ の規定値(正と負)もあわせて示した。これらを本実験結果と比較すると、一方の値は荷重ケース

A または B いずれかの値に近いが、他方は大きく異なっていることが多い。このような傾向は、切妻や片流れなど基本形状の屋根についても同様に見られた¹⁾。

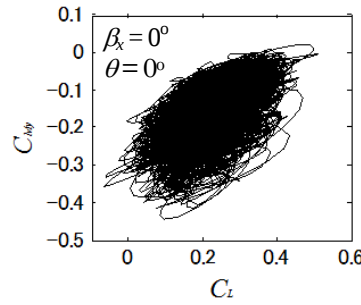


図 16 $C_{My} - C_L$ 関係 ($h/a = 1/3$)

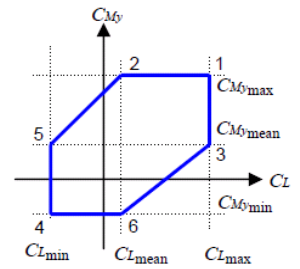
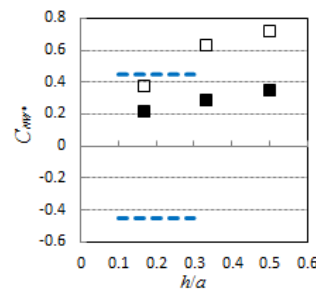
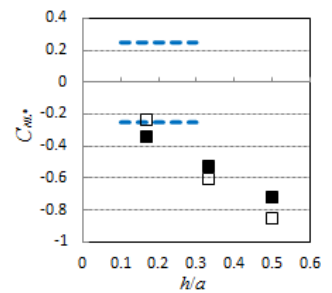


図 17 リサーチ外形の近似

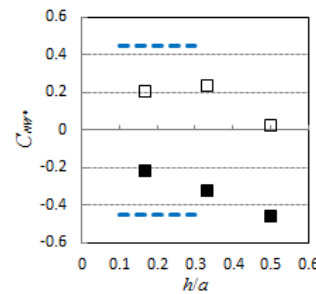


(a) C_{NW}^*

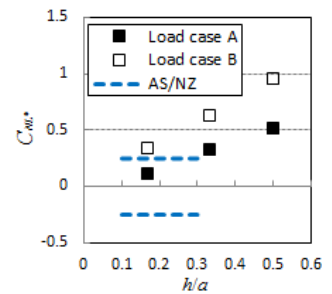


(b) C_{NL}^*

図 18 構造骨組用風力係数(WD 1)

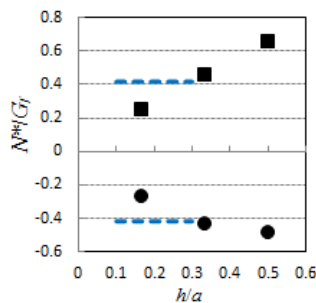


(a) C_{NW}^*

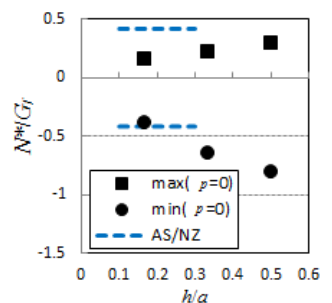


(b) C_{NL}^*

図 19 構造骨組用風力係数(WD 2)



(a) WD 1



(b) WD 2

図 20 柱の無次元軸力

次に、本研究で提案された風力係数あるいは AS/NZ 基準の規定値を用いて計算される柱軸力の最大値および最小値の比較を図 20 に示す。AS/NZ 基準では、風上屋根および

風下屋根それぞれに対して正負の風力係数が与えられているので、荷重の組み合わせは全部で 4 通りとなる。図 20 の結果はそれらを用いて算定される柱軸力の最大値と最小値を示している。一般に、 h/a が大きくなると柱軸力の大きさが増大する傾向が読み取れる。図 18, 19 に示したように、風力係数には差があるが、荷重効果でみると本研究での提案値と AS/NZ 基準の規定値は比較的近い値を与えることが図 20 より分る。したがって、AS/NZ 基準における 4 種類の荷重の組み合わせのうち 2 つが最大荷重効果(最大引張力と最大圧縮力)を与え、本研究で定義した荷重ケース A, B に概ね対応していると考えられる。換言すれば、AS/NZ 基準の規定値は、屋根の各 1/2 領域に対する面平均風力係数の最大・最小ピーク値に基づいて設定されたものと推察される。なお、AS/NZ 基準では $h/a = 0.1 \sim 0.3$ に対してのみ規定値を与えているが、本研究ではより実用的な範囲である $h/a = 0.5$ まで適用範囲を拡大した。

6.1.2 ポーラスな屋根

図 9, 12 によれば、屋根がポーラスになると揚力係数や空力モーメント係数、さらにはその結果として柱の無次元軸力の大きさが減少する。特に、荷重効果が大きくなる $\theta \approx 0^\circ$ および 90° においてその効果が大きく、構造骨組用風力係数 C_{NW}^* および C_{NL}^* の低減が見込まれる。しかし、 p が 0.2 から 0.4 に増大しても、風力や荷重効果にそれほど大きな低減は見られない。そこで、上述の手法で設定された C_{NW}^* および C_{NL}^* を開孔率 p に対してプロットすると図 21 (風向 WD 1) および 22 (風向 WD 2) のようである。これより、 p が増大すると風力係数の絶対値が低下することが分る。また、 h/a が小さくなると(屋根が偏平になるほど)、風力係数の絶対値が低下する傾向も見られる。

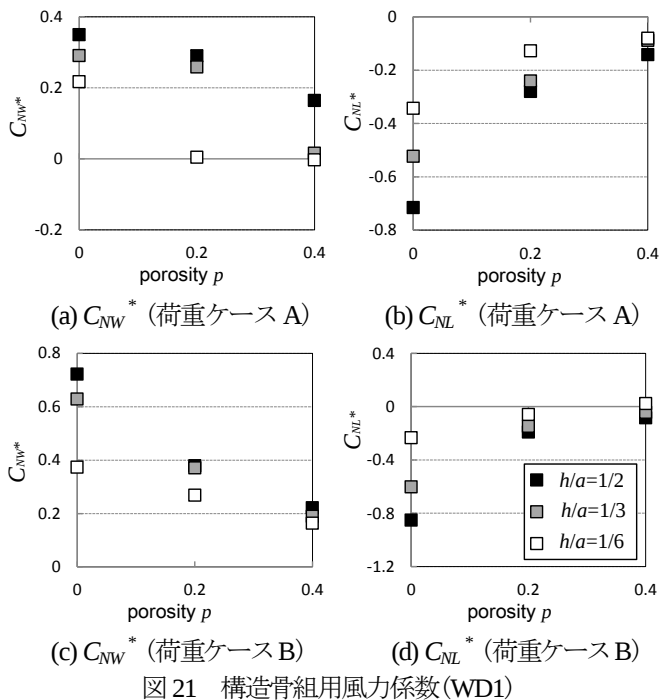


図 21 構造骨組用風力係数(WD1)

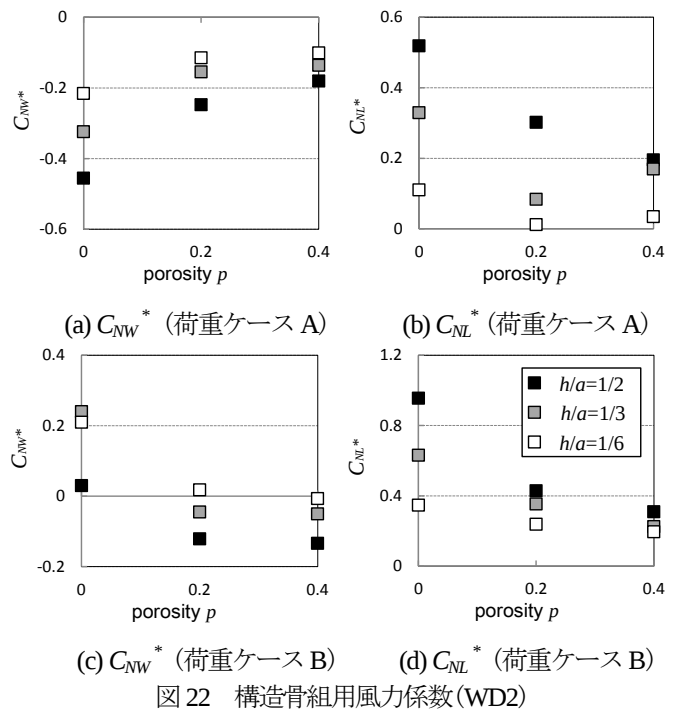


図 22 構造骨組用風力係数(WD2)

そこで、構造骨組用風力係数 C_{NW}^* および C_{NL}^* について、開孔率 $p = 0$ (ソリッド) の場合の値に対する比を低減率 R と定義する。風向 WD 1 および WD 2 に対する結果を、それぞれ図 23 および 24 に示す。ただし、ソリッドな屋根に対する C_{NW}^* や C_{NL}^* の絶対値が非常に小さいときの結果は示していない。そのような場合、分母が小さいため、わずかな誤差でも異常に大きな比(実際にはほとんど意味のない値)を与えるからである。図 23, 24 の結果より、全体的な傾向として、 R は p の増大に伴い指数関数的に低減するのが分る。

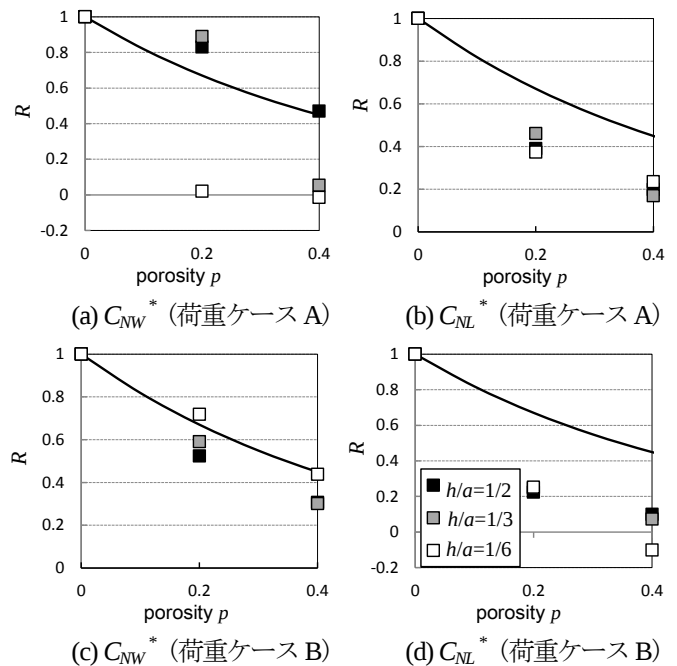


図 23 構造骨組用風力係数の低減率 R (WD1)

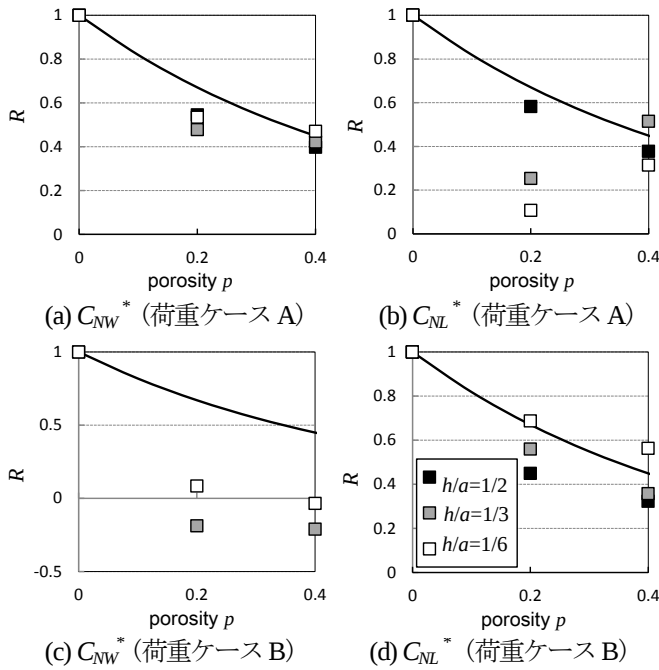


図 24 構造骨組用風力係数の低減率 R (WD2)

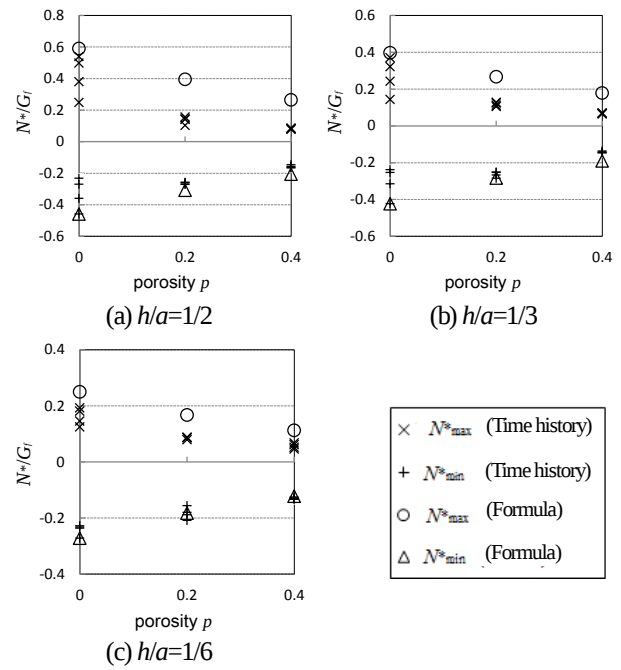


図 25 荷重効果の比較 (WD1)

ばらつきは大きいですが、本研究で検討したほとんど全てのケースに対する結果は次式で包絡できる。

$$R = e^{-2.0p} \quad (12)$$

この近似式は、基本屋根形状に対する結果²⁾と同じであり、低減係数は屋根形状にはそれほど依存しないといえる。

以上より、ポーラスな屋根の構造骨組用風力係数は、(8)式で与えられるソリッドな屋根に対する値に(12)式で与えられる低減率 R を乗じることで算定される。

6.1.3 提案した風力係数の妥当性の検証

提案した構造骨組用風力係数の妥当性を検証するため、風洞実験で得られた C_L , C_{Mx} , C_{My} の時刻歴を用いた時刻歴応答解析により柱軸力の最大・最小ピーク値を求め、提案した風力係数を用いて算定される結果と比較した。風向 WD1 および WD2 に関する結果を、それぞれ図 25 および 26 に示す。なお、時刻歴解析の結果は、風向幅 45° の範囲内にある各風向に対する柱軸力の最大・最小ピーク値をプロットしたものである。したがって、図には複数のデータがプロットされている。また、等価静的荷重の形式で与えられる風力係数による結果と直接比較できるように、ピーク値をガスト影響係数 (= 2.0) で除した値で示した。これらの結果より、提案した風力係数 C_{NW}^* および C_{NL}^* による結果は、様々な風向に対する時刻歴解析結果をほぼ包絡しており、提案値は実用的には妥当であると判断できる。

6.2 x 軸まわりの屋根傾斜の影響

ここでは、六分力計を用いた測定結果に基づき、屋根を x 軸まわりに回転させた傾斜角 β_x を有する屋根について考察する。このような屋根は実設計でもしばしば用いられる(図 1)。

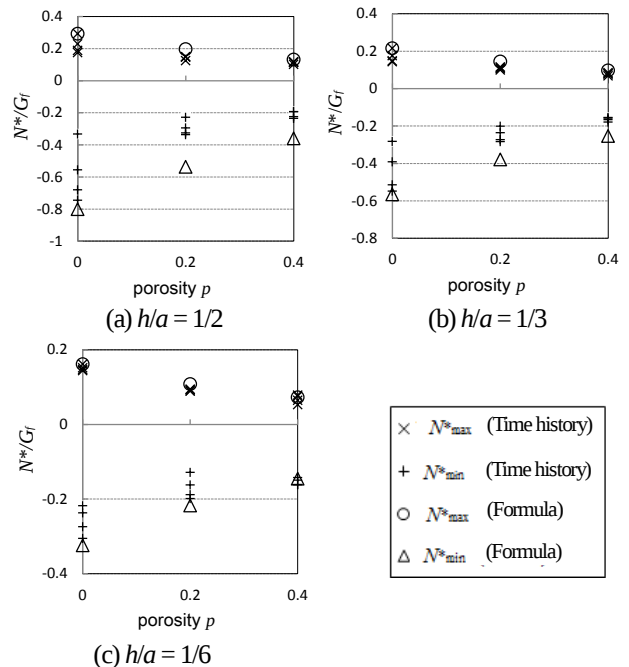


図 26 荷重効果の比較 (WD2)

なお、 $\beta_x > 0^\circ$ の場合、屋根形状は x 軸に関して対称ではないので、WD1, WD2 に加えて、風向 $\theta = -90^\circ \sim -45^\circ$ (WD3 と表す) も考慮する。また、WD1 は $\theta = -45^\circ \sim 45^\circ$ とする。

$h/a = 1/2$ なるソリッドな屋根の C_{NW}^* および C_{NL}^* を屋根傾斜角 β_x に対してプロットすると、図 27 (WD1), 図 28 (WD2), 図 29 (WD3) のようである。まず、WD1 に着目すると、 β_x が 20° 程度までは、Load case B (圧縮軸力) に対する風力係数の大きさは β_x の増大に伴い増大する。 $\beta_x = 20^\circ \sim 30^\circ$ でその効果が最大となり、それより大きい傾斜角では逆に減少する傾向を示す。一方、荷重ケース A (引張軸力) に対する

風力係数は β_x による大きな変化を示さない。風向 WD1 は傾斜角の影響が比較的小さいと考えられる風向範囲であるが、 β_x が増大するにつれて $\theta=\pm 45^\circ$ 付近で C_L および C_{My} の絶対値が大きくなる傾向があるため、上述のような傾向を示したものと考えられる。

次に、WD2に着目すると、 C_{NW}^* については荷重ケース A、B とともに WD1 の荷重ケース B の場合と同様、 $\beta_x=20^\circ\sim 30^\circ$ で値が最大となり、それ以上の β_x では減少する。一方、 C_{NL}^* については、 β_x が増大するにつれて風力係数の絶対値が減少している。風上側屋根面(C_{NW}^*)において、風力係数の絶対値が最初増大するのは、 C_L 、 C_{My} が β_x の増大に伴って大きくなるためである。一方、風下側屋根面(C_{NL}^*)では C_L と C_{My} が互いに打ち消し合う方向に増大していくため、絶対値が減少する。WD3についても、 $\beta_x=20^\circ\sim 30^\circ$ の範囲では風力係数の β_x による変化が大きいが、 $\beta_x>30^\circ$ では変化が比較的小さい。

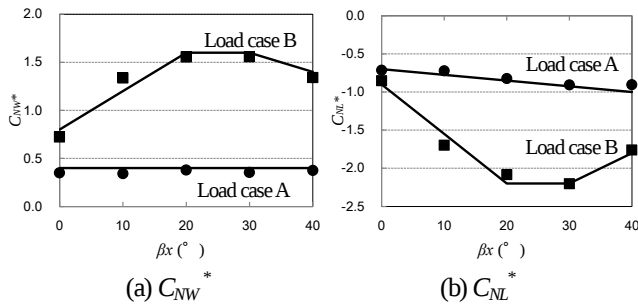


図 27 C_{NW}^* および C_{NL}^* に及ぼす屋根傾斜角 β_x の影響 (ソリッド, $h/a=1/2$, WD1)

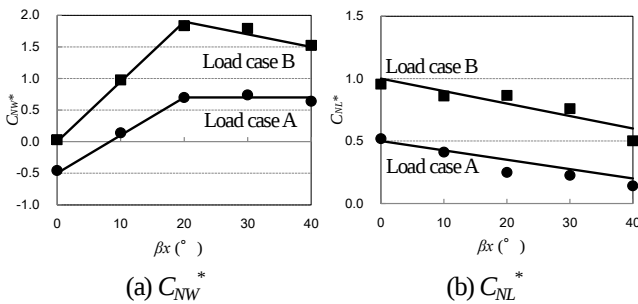


図 28 C_{NW}^* および C_{NL}^* に及ぼす屋根傾斜角 β_x の影響 (ソリッド, $h/a=1/2$, WD2)

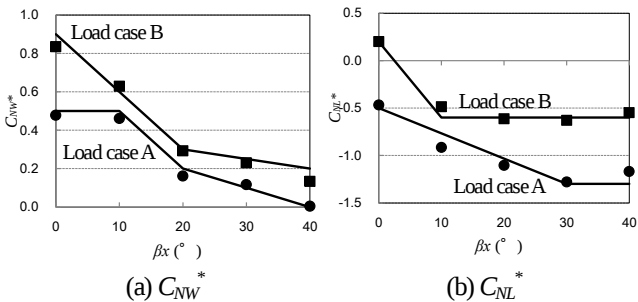


図 29 C_{NW}^* および C_{NL}^* に及ぼす屋根傾斜角 β_x の影響 (ソリッド, $h/a=1/2$, WD3)

図中の実線は、実験から得られた風力係数の β_x による変化を簡単な式でモデル化したものである。このモデルからソリッドな屋根の風力係数を得て、屋根がポラスである場合は、開孔率 p に応じた低減率 R を乗じることで、設計用風力係数を算出することができる。

WD1 および WD2 について、設計用風力係数のモデルを用いて算定される柱軸力と、様々な風向に対し時刻歴応答解析によって求めた柱軸力の最大・最小ピーク値の比較を図 30 および図 31 に示す。なお、WD3 についても同様の結果が得られた。図 25, 26 ($\beta_x=0^\circ$ の場合) と同様、いずれも風力係数のモデルによる結果は時刻歴解析の結果を包絡しており、風力係数のモデル式は設計値として妥当であるといえる。

7. Y 字型分力計による傾斜付き HP 屋根の風力の測定

7.1 Y 字型分力計の測定精度

前述のように、筆者らが独自に製作した Y 字型分力計は、屋根平均高さ H や屋根傾斜角 (β_x , β_y) を任意に設定できるという利点を有している。しかし、空力モーメントを評価する軸 (x' , y' 軸) が板バネを含む平面内にあり、屋根中心を原点とする軸 (x , y 軸) に一致していない (偏心している) ため、測定されるモーメント M_x , M_y には、この偏心に起因する抗力や横力の影響が含まれてしまう。そこで、その影響を検討するため、屋根勾配のない ($\beta_x=\beta_y=0$) 場合について、六分力計による結果との比較を図 32 ($h/a=1/2$) および図 33 ($h/a=1/6$) に示す。 C_L については、 $\theta \approx 90^\circ$ における負のピーク値をやや過小評価する。これは、 $\theta \approx 90^\circ$ のときには屋根支持構造物の影響が大きくなるためと考えられる。同様の傾向は他の h/a についてもみられたが、 h/a が小さくなると誤差は小さくなり、両者はよく一致するようになる。

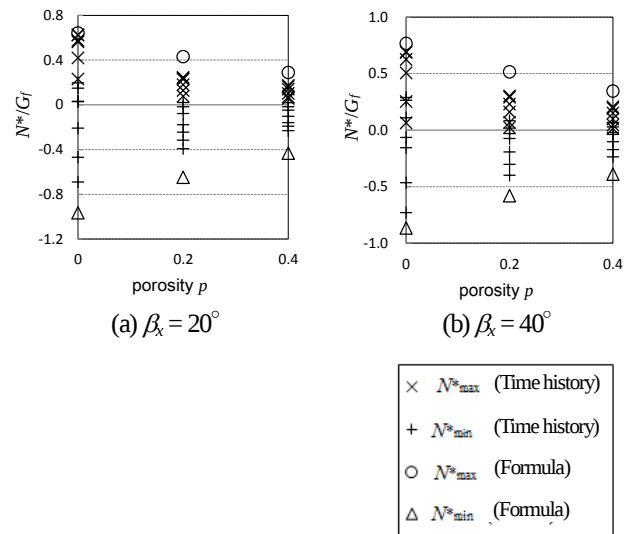


図 30 荷重効果の比較 (WD1, $h/a=1/2$)

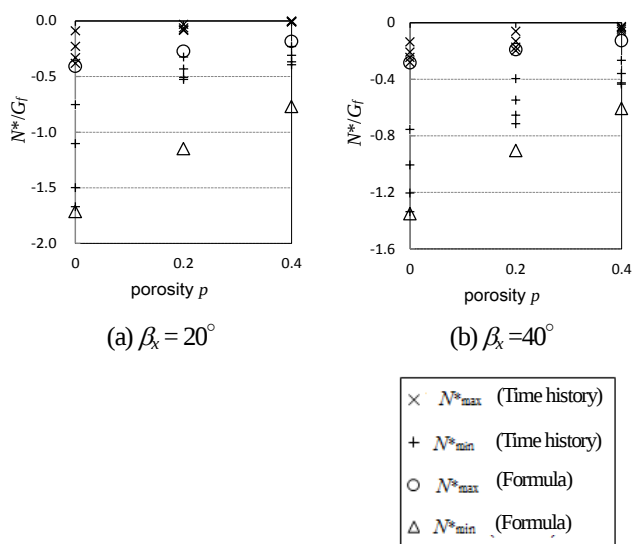


図 31 荷重効果の比較 (WD 2, $h/a = 1/2$)

C_{Mx} については、全体として Y 字型分力計の結果が六分力計の結果に対して負側にシフトする傾向があり、 $\theta = 90^\circ$ における最小ピーク値は、Y 字型分力計の方が最大で 0.2 程度小さい。 C_{My} については、逆に全体として六分力計の結果に比べ正側にシフトする傾向があり、 $\theta = 0^\circ$ における最小ピーク値は最大で 0.2 程度大きい。このような誤差は、測定した空力モーメントに抗力の影響が含まれているためであり、 h/a が小さくなると誤差が小さくなるのは、抗力自体が小さくなることに加えて、屋根を支える柱が短くなるためである。

以上検討したように、Y 字型分力計による測定結果には不可避の誤差が含まれてしまう。特に、 h/a が大きい屋根の場合の誤差は決して小さいとは言えないが、 C_L 、 C_{Mx} 、 C_{My} いずれにおいても、風向 θ による変化の傾向はよく捉えている。本装置が有する誤差(最大で 0.2 程度)や出力特性(正側あるいは負側にシフトするという特性)を理解した上で利用すれば、簡便であるにもかかわらず有用なデータを得ることができる。と判断できる。

7.2 y 軸まわりの屋根傾斜の影響

実設計では、y 軸まわりに回転して屋根に傾斜をつけるケースは稀である。また、Y 字型分力計での空力モーメントの測定結果には上述した誤差が含まれるので、ここでは 6.2 節のような風力係数の定式化は行わず、 C_L 、 C_{Mx} 、 C_{My} に及ぼす β_y の影響について実験データに基づき考察する。

図 34 および図 35 は、それぞれ $h/a = 1/2$ および $1/6$ について、揚力係数並びに空力モーメント係数に及ぼす屋根傾斜角 β_y の影響を示す。なお、ここではソリッドな屋根の結果のみを示している。 $\beta_y = 0^\circ$ のとき、 C_L は $\theta \approx 0^\circ$ (あるいは 180°)で最大ピーク値を、 $\theta \approx 90^\circ$ で最小ピーク値をとるが、 β_y の増大に伴い $\theta \approx 180^\circ$ での正のピーク値が大幅に増大する(ただし、 $\beta_y \leq 20^\circ$ の範囲)。これは、 β_x の場合と同様、

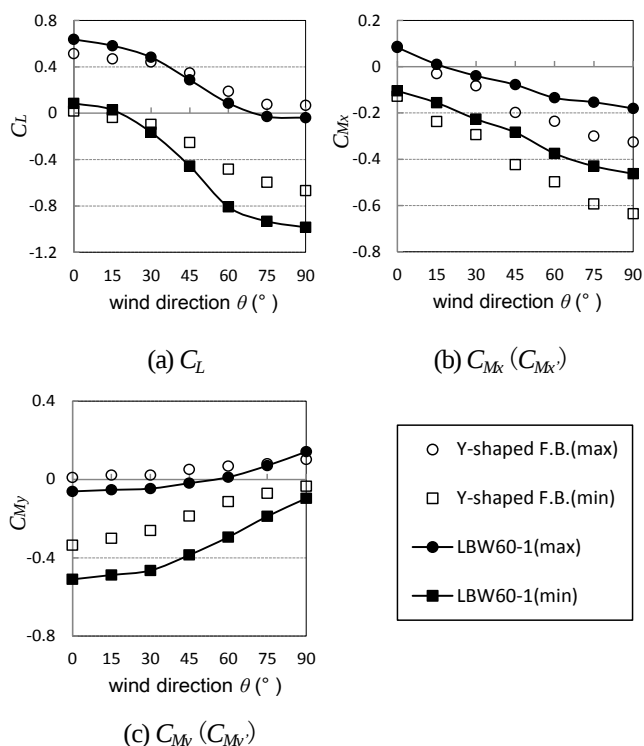


図 32 Y 字型分力計と六分力計の比較 ($h/a = 1/2$, $\beta_x = \beta_y = 0^\circ$)

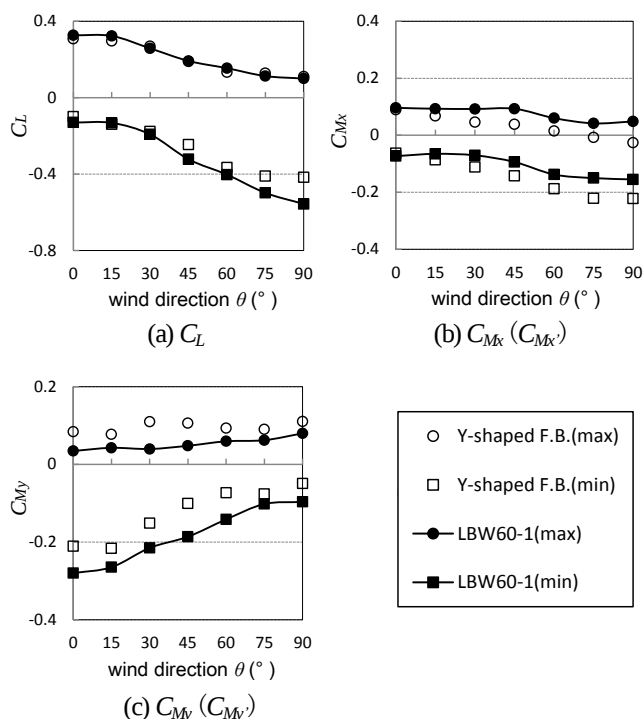


図 33 Y 字型分力計と六分力計の比較 ($h/a = 1/6$, $\beta_x = \beta_y = 0^\circ$)

HP 型屋根の主流方向断面形が迎角をもった翼型に近い形状となることによると考えられる。また、 C_{My} は、 β_y が増大すると $\theta = 180^\circ$ のときの正のピーク値が負側にシフトする。また、 $\theta = 0^\circ$ での最小ピーク値の大きさが増大する。これは、揚力の作用位置が β_y の増大とともに風上側にシフトすることによると考えられる。 C_{Mx} については、 β_y による変化は小さいが、 β_y が増大すると $\theta \approx 45^\circ$ および 135°

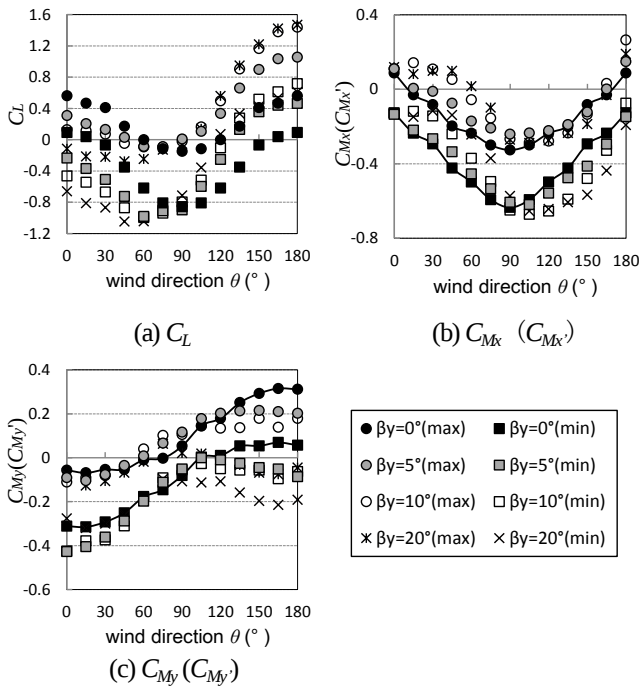


図 34 C_L , C_{Mx} , C_{My} の β による変化 ($h/a=1/2$)

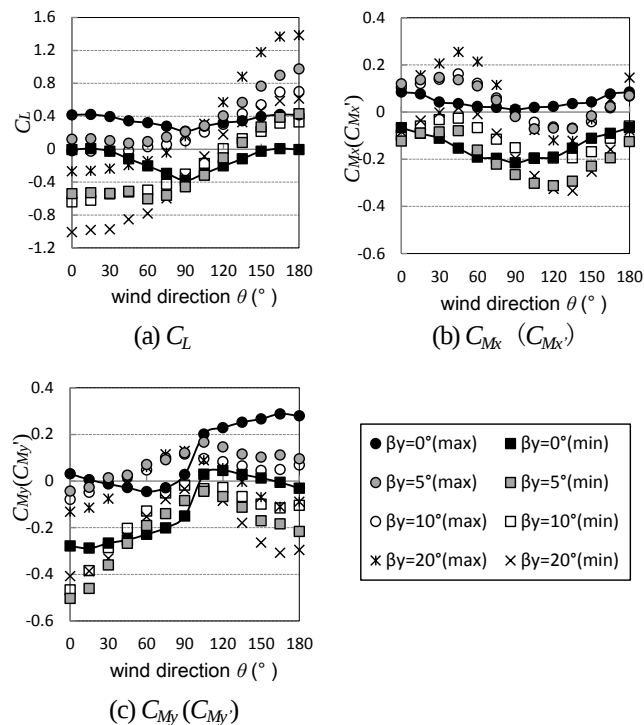


図 35 C_L , C_{Mx} , C_{My} の β による変化 ($h/a = 1/6$)

において最大あるいは最小ピーク値をとるようになる。ただし、その大きさは、屋根傾斜のない場合の $\theta = 0^\circ$ での最大ピーク値あるいは $\theta = 180^\circ$ での最小ピーク値と同程度である。

8. おわりに

本論文は、メッシュ膜を用いた HP 型独立上屋の構造骨組設計用風力係数について筆者らが近年行った研究成果を

纏めたものである。一部既往の論文⁵⁾との重複はあるが、新たな検討項目として CFD 解析を行い、屋根まわりの流れや屋根に作用する風圧分布の特性をより詳細に把握することができ、設計用風力係数の与え方の妥当性を示した。

また、屋根の傾斜が風力特性に及ぼす影響も検討した。x 軸まわりの傾斜 (β_x) については、実際の設計でしばしば見られることより、測定精度の高い六分力計を用いた測定を行い、構造骨組用風力係数 C_{NW}^* および C_{NL}^* の簡単なモデルを提案した。さらに、屋根傾斜の影響を簡便に検討できるような Y 字型板バネを利用した風力測定装置を独自に製作し、六分力計による測定結果との比較により、その有用性を検討した。この装置では原理的に抗力や横力を測定することができず、測定される空力モーメントにはそれらの影響が含まれてしまう。しかし、風力が本来もっているばらつきや六分力計を用いた測定においても含まれる誤差を考慮すれば、屋根を支える柱が短い場合には、十分適用可能であると考えられる。本研究で対象とした HP 型屋根の場合には支柱がある程度以上長くならざるを得ないので、空力モーメントに含まれる誤差は最大 0.2 程度と、無視できない程度に大きくなるが、誤差には一定の傾向があるので、現象を定性的に理解するには十分である。本研究では、y 軸まわりの屋根傾斜 (β_y) があるときの風力測定にのみこの装置を用いた。

六分力計を用いた風力測定実験より、HP 型独立上屋に作用するピーク風力は、主として接近流の乱れによって生じることが示された。また、屋根の開孔率の増大に伴い揚力係数や空力モーメント係数の大きさが減少し、これによってもたらされる荷重効果(ここでは柱軸力に着目した)も低減することが確認された。風向幅 $\theta = 0^\circ \pm 45^\circ$ (WD1) と $90^\circ \pm 45^\circ$ (WD2) の 2 種類に対し、揚力係数と空力モーメント係数を適当に組み合わせることで、最大荷重効果を再現できるような単純な構造骨組用風力係数モデル C_{NW}^* と C_{NL}^* (風上側および風下側 1/2 領域で一樣に分布していると仮定)を与えた。ソリッドな屋根の風力係数をオーストラリア・ニュージーランド基準における規定値と比較すると、風力係数値には違いがあるが、荷重効果で比較するとほぼ同じ結果を与えることが分り、提案値は概ね妥当であると考えられる。

さらに、ポーラスな屋根の風力係数は、開孔率 p の増大に伴い指数関数的に減少することが示された。そこで、ポーラスな屋根の構造骨組用風力係数を、ソリッドな屋根に対する値に低減率 R を乗じることで与えられるものとし、 R を開孔率の指数関数で近似した。このようにして定められる構造骨組用風力係数を用いて計算される荷重効果は、揚力係数や空力モーメント係数の時刻歴データを用いて計算される荷重効果の最大ピーク値を概ね包絡していることより、提案した風力係数モデルは、設計値として妥当であると考えられる。

x 軸まわりに屋根勾配がつくと、風向 WD 2 (風が高い頂点に向かう方向) の場合、傾斜角 β_x が 20° 程度までは β_x の増

大に伴い x 軸まわりの空力モーメント係数の大きさが増大し、結果として風力係数 C_{NW} , C_{NL} の絶対値が増大する。その結果、荷重効果も増大する。実験結果に基づき、 C_{NW} , C_{NL} の β_x による変化に対して簡単なモデル式を提案した。そして、先に示した屋根傾斜のない場合と同様、荷重効果について提案したモデルによる結果と時刻歴解析による最大ピーク値との比較により、モデルの妥当性を示した。

y 軸まわりに屋根勾配がついた場合については、実設計ではほとんど応用されることがないことより、風力計数の定式化は行わなかった。Y 字型分力計を用いた測定結果に基づき、屋根傾斜が風力の特性に及ぼす影響を考察した。

謝 辞

本研究は(財)能村膜構造技術振興財団の平成 22 年度助成金によるものである。ここに記し、感謝の意を表する。

【参考文献】

1. Y. Uematsu, E. Iizumi, T. Stathopoulos: Wind force coefficients for designing free-standing canopy roofs, Journal of Wind

- Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol. 95, pp.1486-1510, 2007
2. 植松 康, 櫻井洋充, 宮本ゆかり, 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 1 切妻・翼型・片流れ屋根の場合, 膜構造研究論文集 2012, No.26, pp. 63- 70, 2012
3. Standards Australia: Australia/New Zealand Standard, AS/NZS 1170.0, 2011
4. Y. Uematsu, F. Arakatsu, S. Matsumoto, F. Takeda: Wind force coefficients for the design of a hyperbolic paraboloid free roof, Proceedings of the 7th Asia-Pacific Conference on Wind Engineering, Nov. 8-12, 2009, Taipei, Taiwan (CD-ROM)
5. 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 2012, No.26, pp. 71-78, 2012
6. 宮本ゆかり, 植松 康, 武田文義: メッシュ膜を用いた HP 型独立上屋の設計用風力係数に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集、構造 I, pp.147-148, 2013

Wind force coefficient for designing porous canopy roofs made of shade cloth fabrics

Yasushi Uematsu¹⁾
Yukari Miyamoto²⁾
Eri Gavanski³⁾

SYNOPSIS

Design wind force coefficients for H.P.-shaped porous canopy roofs made of shade cloth fabrics have been investigated based on a series of wind tunnel experiments as well as on a CFD analysis. For discussing the design wind force coefficients focus is on the axial forces as the load effect, assuming that the roof is rigid and supported by four corner columns. The parameters under consideration are rise/span ratio, porosity and angle of roof inclination. The roof models are made of 1 mm thick perforated plastic plates, the porosity of which is changed from 0 (solid) to 0.4. The overall aerodynamic force and moment coefficients are measured in a turbulent boundary layer with a six-component force balance or a Y-shaped force balance that was designed, built and gauged for this experiment. The CFD analysis using a RANS model is made for solid roofs to understand the flow field around the model and the pressure distributions on the roof surfaces, although only the time-averaged wind pressures are obtained. The effects of the above-mentioned parameters on the aerodynamic force and moment coefficients are investigated. Based on the results, the design wind force coefficients are proposed as a function of these parameters for the two wind directions parallel to the diagonals of the roof. The validity of the wind force coefficients is verified by a comparison of the load effects predicted by the wind force coefficients with the maximum peak values of the load effects obtained from a time history analysis.

^{*1} Professor, Department of Architecture and Building Science, Tohoku University

^{*2} Kume Sekkei Co. Ltd. (Formerly, Graduate Student, Department of Architecture and Building Science, Tohoku University)

^{*3} Assistant Professor, Department of Architecture and Building Science, Tohoku University