

# 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

植松 康<sup>\*1</sup>  
櫻井 洋充<sup>\*2</sup>  
宮本 ゆかり<sup>\*3</sup>  
ガウアン・江梨<sup>\*4</sup>

### 梗 概

本研究では、メッシュ膜などポーラスな材料を用いた独立上屋の耐風設計に必要な風力係数を、一連の風洞実験結果に基づき検討した。ここで対象とする屋根形状は、基本的な「切妻」、「翼型」および「片流れ」の3種類である。風洞実験模型は厚さ0.5mmのジュラルミン製多孔板(円形の孔)で作製し、開孔率を0～約40%の範囲で変化させた。設計用風力係数は、風上、風下1/2領域に対してそれぞれ一定値とし、屋根勾配および開孔率(圧力損失係数)の関数として与えた。

### 1. はじめに

オーストラリア、中東諸国のように雨が少なく日差しが強い地域では、日除けを主な目的として、運動場や公園、駐車場などにおいて、ポーラスな材料を用いた独立上屋が多く建設されている(図1)。地球温暖化が進む中で、熱中症や紫外線対策とともに、省エネルギーの観点からもこのような独立上屋は今後益々多く建設されると考えられる。屋根材としてよく用いられるのがメッシュ膜である。このメッシュ膜は、繊維を粗く織った通気性を有する膜で、防水加工などは施されていない。軽量で強度が高いのが特徴であるが、一般に面外剛性が小さいため、設計上風荷重評価が最も重要な課題となる。



図1 メッシュ膜を用いた独立上屋の例

独立上屋では、一般に壁がなく屋根の両面が気流に曝されるため、一般的な閉鎖型建物に比べて風の流れが複雑になる。しかも、メッシュ膜のようなポーラスな材料の場合、材料自体に通気性があるため、一層複雑な性状を示す。

通気性のないソリッドな独立上屋の風荷重に関しては、これまでいくつかの実験的研究がある(例えば、Gumley<sup>1)</sup>, Letchford & Ginger<sup>2)</sup>, Ginger & Lechford<sup>3)</sup>, Natalini et al.<sup>4)</sup>, Altman<sup>5)</sup>)。これら既往の研究の概要については、Uematsu & Stathopoulos<sup>6)</sup>に纏められているので参照されたい。いずれも、切妻、翼型、片流れ屋根を対象とし、屋根上面および下面に作用する多点風圧、あるいは面平均風圧を測定している。屋根上下面に圧力測定孔を設けているため、風洞実験模型での屋根の厚さは実際の屋根に比べてかなり厚くなっている。Natalini et al.<sup>4)</sup>は屋根の厚さが風荷重に少なからず影響することを示し、正しい風圧分布を得るためには、模型の厚さはできる限り薄くする必要があるとしている。そこで、Uematsu et al.<sup>7-9)</sup>は縮尺1/100で厚さわずか2mmの切妻、翼型、片流れ屋根模型を作製し、上下面多点同時風圧測定を行い、屋根に作用する風圧・風力の分布特性を明らかにした。さらに、実験結果に基づき、各屋根形状に対する設計用風力係数を屋根勾配の関数として提案した。

ポーラスな独立上屋の風荷重については、まず屋根のモデル化の問題が生じる。通気性を表すパラメータとして開孔率 $p$ あるいは充実率 $s(=1-p)$ がしばしば用いられるが<sup>10)</sup>、開孔率自

\*1 東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻 教授  
\*2 東北電力株  
\*3 東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻 大学院生  
\*4 東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻 助教

体を定義することが困難であることも多い。メッシュ膜の場合、一般的に用いられる遮蔽率は充実率に類似なものと考えられるが、同じ遮蔽率であっても用いている繊維の径や織り方が変われば、空隙を通る流れの性状が異なり、結果として全体としての風力特性は異なると考えられる。Letchford et al.<sup>11)</sup>は風洞実験模型の作製に当たり、円形の小さな孔を有する多孔板を用い、相似パラメータとして圧力損失係数に着目した。すなわち、実際のメッシュ膜と同じ圧力損失係数を与える多孔板は流体力学的には等価であると考えたのである。ただし、多孔板の場合、ソリッドな屋根のように多点風圧測定を行うことができないので、分力計を用いて屋根全体に作用する抗力・揚力を測定し、それらに及ぼす開孔率の影響を考察した。筆者の知る限り、これがポーラスな独立上屋の風荷重に関する唯一の研究であるが、測定しているのは時間平均値のみであり、動的荷重効果を考慮した設計用風力係数の考察までには至っていない。

本研究では、ソリッドな場合の風力特性について詳細な検討が為されている切妻、翼型、片流れ屋根を対象とし、Letchford et al.<sup>11)</sup>と同様、多孔板で作製された模型を用いて系統的な風洞実験を行い、ポーラスな独立上屋に対して、接近流の乱れや屋根からの渦発生に起因する動的荷重効果を考慮した設計用風力係数を提案する。屋根材としてメッシュ膜を用いた場合、面外剛性が比較的小さいため(特に初期張力が小さいとき)風力によって変形が生じて屋根まわりの流れ場が変化し、その結果として風力も変化すると考えられる<sup>12)</sup>。しかし、本研究では変形は小さくその影響は無視できるものと仮定する。

## 2. 圧力損失係数

Letchford et al.<sup>11)</sup>が示したように、ポーラスな材料の流体力学的特性を表すには、開孔率  $p$  や充実率  $s$  より次式で与えられる圧力損失係数  $K$  を用いるのが適当と考えられる。

$$K = \frac{P_u - P_d}{\frac{1}{2} \rho \bar{U}^2} \quad (1)$$

ここに、 $P_u$  および  $P_d$  は材料の上流側および下流側の静圧、 $\rho$  は空気密度、 $\bar{U}$  は接近流の平均流速である。この  $K$  はポーラスな材料を通り抜ける風に対して、開孔率だけでなく孔の形状の影響も加味した抵抗の大きさを表すパラメータである。例えば、メッシュ膜と多孔板(小さな孔のあいた板)では、孔を通過する局所的な流れは相似にはならないが、 $K$  が等しければ、抗力係数等全体的な流体力学的特性は等価であると考えられる。そこで、本研究では、厚さ 0.5mm のジュラルミン板に円形の孔を格子状にあけた多孔板を用いて風洞実験模型を作製することとした。なお、孔の直径を  $d$ 、間隔(中心間距離)を  $s$  とすれば、開孔率は  $p = (\pi d^2/4)/s^2$  で与えられる。

メッシュ膜および多孔板の圧力損失係数  $K$  は、図 2 に示すような専用小型風洞(風路は直径 125mm の円形)を作製して測定した。 $\bar{U}$  はオリフィス板前後の圧力差から計算される。一

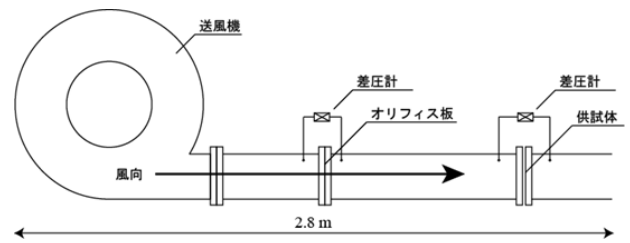
般に使用されるメッシュ膜 4 種類(A~D)と開孔率 10~53% の多孔板 13 種類に対する測定結果を表 1 および表 2 に示す。多孔板では、孔の直径  $d$  は 1~2mm とし、 $d$  と  $s$  を様々に変化させた。実験に用いたメッシュ膜と多孔板の例を図 3 に示す。また、多孔板について、 $K$  と  $p$  の関係をプロットすると図 4 のようである。 $K$  の値は、 $p = 0.2$  程度までは  $p$  の増大に伴い急激に減少するが、 $p > 0.2$  での変化は比較的小さい。このような変化は図 4 の実線で示される次式で良好に近似できる。

$$K = 0.52 p^{-2.6} \quad (2)$$

なお、多孔板 No. 6~9 は  $p$  を一定値 0.3 とし、 $d$  と  $s$  の組み合わせを変えたものである。表 2 によれば、いずれもほぼ同じ  $K$  を与えている。したがって、本実験の範囲では、 $K$  は  $d$  によらず  $p$  のみで決定されるといえる。メッシュ膜の  $K$  は 10~40 程度であり、対応する多孔板の開孔率は 20~40% 程度である。

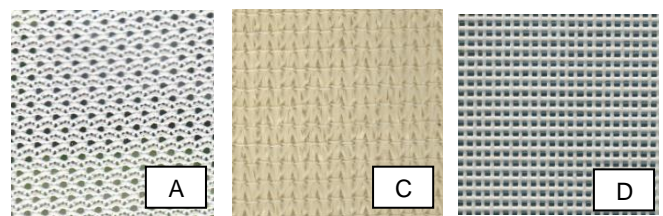


(a)装置の全景

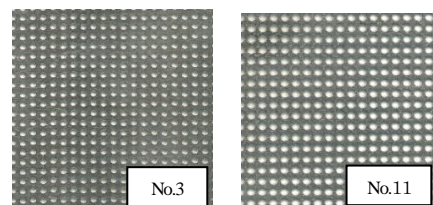


(b)測定概要

図 2 圧力損失係数測定用小型風洞



(a)メッシュ膜



(b)多孔板

図 3 実験に使用したメッシュ膜と多孔板の例

表1 メッシュ膜の特性

	厚さ(mm)	単位重量(N/m <sup>2</sup> )	圧力損失係数 $K$
A	0.70	2.61	9.2
B	0.72	2.71	9.4
C	1.60	3.12-3.43	45
D	1.03	5.88	14

表2 多孔板の特性

	$d$ (mm)	$s$ (mm)	$p$ (%)	$K$
1	1.0	2.8	10	167
2	0.95	2.0	18	43.3
3	1.0	2.0	20	35.2
4	0.95	1.8	22	24.2
5	1.15	2.0	26	20.7
6	1.4	2.27	30	12.1
7	1.6	2.59	30	12.0
8	1.8	2.91	30	11.6
9	2.0	3.24	30	12.5
10	0.95	1.5	32	11.3
11	1.35	2.0	36	7.40
12	0.95	1.4	36	6.52
13	1.64	2.0	53	2.07

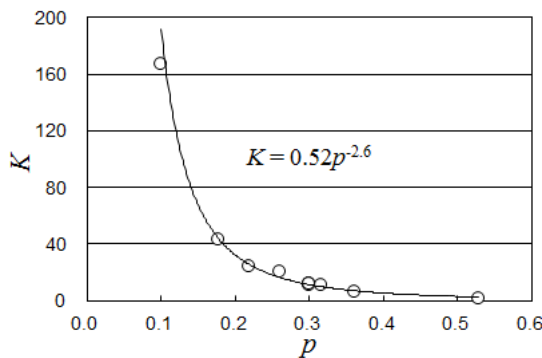


図4 圧力損失係数  $K$  と開孔率  $p$  の関係

### 3. 風洞実験

#### 3.1 実験気流

実験は東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻の境界層風洞(幅1.4m, 高さ1.0m, 長さ6.5m)で行った。実験気流は、スパイヤおよびラフネスブロックを用いて作成した境界層乱流である。平均風速および乱れの強さのプロファイルを図5に示す。平均風速のプロファイルを表すべき指数  $\alpha$  は約 0.21, 高さ 80mm における乱れの強さ  $I_{uH}$  は約 0.18 であり, 日本建築学会「建築物荷重指針」<sup>10)</sup>(以下, 「荷重指針」)の規定値と比較すると,  $\alpha$  は地表面粗度区分Ⅲに,  $I_{uH}$  は地表面粗度区分Ⅱにほぼ対応しており, 対象としている独立屋根が一般に建設される地域の風を概ね再現しているといえる。

#### 3.2 実験模型

図6に風洞実験模型の例( $\beta=10^\circ$ )を示す。本研究で対象とした屋根形状は, 「切妻」, 「翼型」, 「片流れ」の3種類である。

表1に示したメッシュ膜の圧力損失係数の値と図4を参考に, ポーラスな屋根模型は150mm角の多孔板(表2のNo.3および12)で作製した。開孔率は約20%および36%である。その他, 孔のあいていないソリッドな屋根( $p=0\%$ )も用いた。屋根勾配 $\beta$ は,  $0^\circ, 5^\circ, 10^\circ, 20^\circ$ の4種類である。

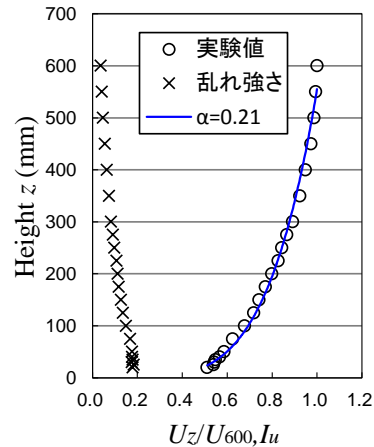
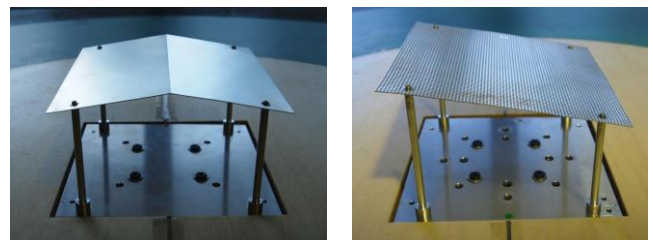
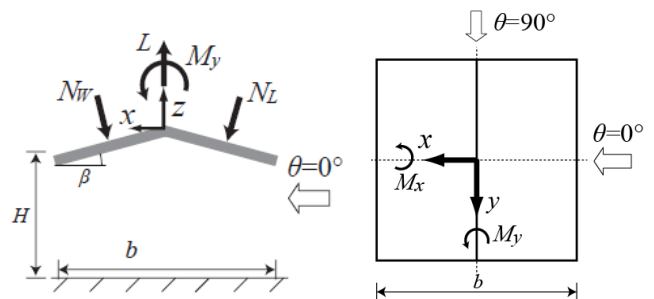


図5 実験気流のプロファイル



(a)切妻屋根 (b)片流れ屋根  
図6 風洞実験模型 ( $\beta=10^\circ$ )



(a)立面図 (b)平面図  
図7 記号および座標系(切妻屋根を例として)

本研究で用いる記号の定義を図7に示す。 $l$ は桁行き長さ(150mm)を表す。 $b$ は梁間方向の幅(= $l\cos\beta$ )であり, 屋根勾配 $\beta$ により若干異なっている。屋根平均高さ  $H$  はいずれも80mmであり, 図7に示すように屋根は直径6mmのアルミ製支柱で支えられている。

屋根に作用する風力および空力モーメントは図7に示すように定義され, 六分力計(SSK, LBW60-1)を用いて測定した。後述するように, 設計用風力係数を規定する上で重要となる揚力  $L$ , 並びに,  $x$  軸および  $y$  軸まわりの空力モーメント( $M_x$  および  $M_y$ )は以下のように無次元化され, 揚力係数  $C_L$  並びに空力モーメント係数  $C_{Mx}, C_{My}$  で表される。



$$C_L = \frac{L}{q_H(bl)} \quad (3)$$

$$C_{Mx} = \frac{M_x}{q_H(bl^2)} \quad (4)$$

$$C_{My} = \frac{M_y}{q_H(b^*l)} \quad (5)$$

ここに、 $q_H$ は接近流の高さ  $H$  における速度圧である。

模型の幾何学的縮尺率 $\lambda_L$ は 1/100 と仮定する。高さ  $H$  における実験風速  $U_H$ は 9m/s であり、風速の縮尺率 $\lambda_v$ は 1/3 と仮定する。この場合、時間の縮尺率 $\lambda_T$ は 1/33 となる。風向 $\theta$ は、対称性を考慮して切妻および翼型屋根の場合  $0^\circ \sim 90^\circ$ 、片流れ屋根の場合  $0^\circ \sim 180^\circ$ の範囲とし、 $15^\circ$ 間隔で変化させた。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、フルスケール換算で 10 分(模型スケールでは 19 秒)間のデータを 6 組得た。平均値や最大・最小ピーク値など  $C_L$ 、 $C_{Mx}$ 、 $C_{My}$  の統計値はそれぞれ 19 秒のデータから計算し、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の値を計算した。

#### 4. ソリッドな屋根に対する既往の実験結果との比較

勾配 $\beta=10^\circ$ を有する切妻屋根の  $C_L$  および  $C_{My}$  の平均値および最大・最小ピーク値について、本実験結果(黒塗り)と既往の結果<sup>9)</sup>(白抜き)の比較を図8に示す。既往の結果は屋根の上下面に作用する風圧の多点同時測定結果から計算したものである。比較的大きな $\theta$ のとき最大ピーク値に若干の相違は見られるものの、全体的に両結果はよく一致している。特に、後述するように設計用風力係数を算出する上で重要となる  $C_L$  や  $C_{My}$  のピーク値が大きくなる $\theta=0^\circ$ 近傍では両者の結果はほぼ一致している。したがって、六分力計を用いた本実験は妥当であると判断できる。

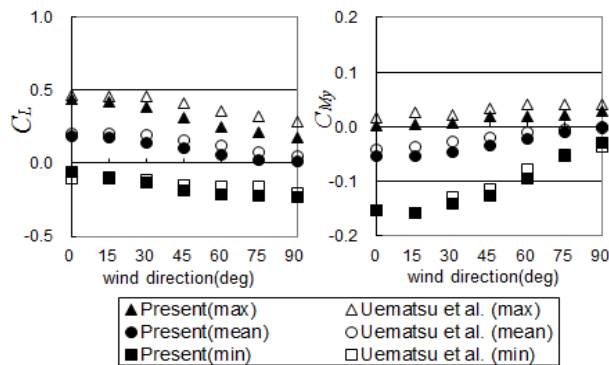


図 8 ソリッドな切妻屋根に対する本実験結果と既往の実験結果との比較(切妻屋根,  $\beta=10^\circ$ )

#### 5. 設計用風力係数の設定方法

建設省告示第 1454 号や荷重指針等, 我が国だけでなく諸

外国の基規準で一般に用いられているように、独立上屋の風力係数は、図 7 に示すように、風上および風下側 1/2 領域に対して一定値  $C_{NW}$  および  $C_{NL}$  で規定する。すなわち、実際の屋根に作用する風力係数の分布は決して一様ではないが<sup>8)</sup>、設計での利便性を考慮し、実際の風力分布と同じ荷重効果を与える等価な等分布荷重として与える。ここで、設計用風力係数を設定する上で重要となるのは、どの荷重効果に着目するかである。

ソリッドな屋根を対象とした既往の研究<sup>7)9)</sup>と同様、屋根は剛であり、四隅の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する。すなわち、柱の軸力  $N$  が最大ピーク値(引張り)あるいは最小ピーク値(圧縮力)に対応する荷重パターン(荷重ケース A および B と呼ぶ)を考える。このようにして設定された風力係数は、柱のせん力に対しても、また片側あるいは中央の 2 本柱で支持された屋根など、他の支持形式に対しても概ね妥当な結果を与えることが確認されている<sup>7)</sup>。そこで、本研究においても既往の研究と同様、以下の手順に従って設計用風力係数  $C_{NW}$  および  $C_{NL}$  を規定する。

##### ステップ 1

風力係数や空力モーメント係数のうち、荷重効果に大きく寄与するのが  $C_L$  と  $C_{My}$  であるが、これらの大きさが最も大きくなるのは、図 8 からも分るように、 $\theta \approx 0^\circ$  あるいは  $180^\circ$  のときである(ただし、切妻屋根および翼型屋根の場合、 $\theta \approx 0^\circ$ のみ考えればよい)。そこで、まず棟に直交する風向に対して最大荷重効果を与える  $C_{NW0}$  および  $C_{NL0}$  を規定し、それらを  $C_{NW0}$  および  $C_{NL0}$  で表す。 $C_{NW0}$  および  $C_{NL0}$  の値は、 $C_L$  および  $C_{My}$  を用いて次式で与えられる<sup>9)</sup>。

$$C_{NW0} = -C_L - 4C_{My} \quad (6)$$

$$C_{NL0} = -C_L + 4C_{My} \quad (7)$$

##### ステップ 2

実際には $\theta=0^\circ$ や $180^\circ$ のときに必ずしも最大荷重効果が生じる訳ではなく、やや斜め方向からの風の場合の方が大きいこともある(特に、切妻屋根や翼型屋根の場合)。また、棟に直交する風向のとき  $C_{Mx}$  の平均値は 0 であるが、変動成分が存在し、絶対値としてはそれほど大きくないものの、荷重効果の最大・最小ピーク値に有意な影響を及ぼす。したがって、このような風向や  $C_{Mx}$  の影響を設計用風力係数に反映させる必要がある。そこで、 $\theta=0^\circ \pm 45^\circ$ (「WD1」と表記)および $\theta=180^\circ \pm 45^\circ$ (「WD2」と表記)で定義される風向幅での最大荷重効果が与えられるように、 $C_{NW0}$  および  $C_{NL0}$  に補正係数を乗じて補正する。この補正係数は、WD1 あるいは WD2 内の全風向に対して時刻歴応答解析から得られる最大荷重効果と  $C_{NW0}$  および  $C_{NL0}$  並びにガスト影響係数  $G_f$  を用いて計算される荷重効果との比として定義される。なお、 $G_f$  は変動風力の動的荷重効果を表すものであり、荷重効果の最大ピーク値と平均値との比で与えられる。図 9 は、様々な条件下での柱の無次元柱軸力  $N^*$  ( $= N/(q_H bl)$ ) の最大・最小ピーク値と平均値の比を平均値(絶対値)に対してプロットしたものである。設計上重要と

なる大きな軸力に着目すれば、 $G_f$ はほぼ 2.0 となっている。したがって、ここでは  $G_f=2.0$  とおく。本研究で対象としている構造物は比較的小規模であるから、屋根が剛な場合には、最大荷重効果を準定常仮定に基づいて評価することができる。すなわち、 $G_f$ は気流の乱れ強さ  $I_{uH}$ を用いて近似的に次式で与えられる。

$$G_f = (1 + g_f \cdot I_{uH})^2 \quad (8)$$

ここに  $g_f$ はピークファクターである。 $G_f=2.0$ ,  $I_{uH}=0.18$ を上式に代入すると  $g \approx 2.4$ を得る。したがって、本実験気流とは異なる気流に対する  $G_f$ を評価するためには、対象とする気流の  $I_{uH}$ を式(8)に代入すればよい。

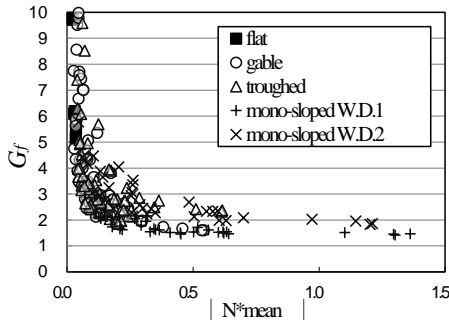


図9 ガスト影響係数

### ステップ3

設計荷重は各国の基規準と同様、等価静的荷重で与えるものとする。その場合、設計用風力係数  $C_{NW}^*$ および  $C_{NL}^*$ は次式で与えられる。

$$C_{NW}^* = \frac{\gamma C_{NW0}}{G_f} \quad (9)$$

$$C_{NL}^* = \frac{\gamma C_{NL0}}{G_f} \quad (10)$$

以上の手順において最も重要な課題は、(6), (7)式における  $C_L$ および  $C_{My}$ に対して如何なる値を組み合わせるかということである。それらの値は、最大荷重効果を再現するものでなければならない。そこで、この課題を検討するため、 $C_{My}-C_L$ 関係のリサーチを求めた。風向  $\theta=0^\circ$ のときの片流れ屋根および切妻屋根(屋根勾配  $\beta=5^\circ$ )に関する結果を図10および図11に示す。一般に  $C_{My}$ と  $C_L$ は正の相関をもって変動しているが、屋根勾配が増大するほど、また開孔率が增大するほど相関は低くなる。ソリッドな片流れ屋根の場合には比較的高い相関を示し、 $C_{My}$ と  $C_L$ の最大あるいは最小ピーク値がほぼ同時に発生する。すなわち、フルスケール10分間のうちで  $C_L$ が最大あるいは最小ピーク値をとるとき  $C_{My}$ の値は、その最大あるいは最小ピーク値に近い。したがって、荷重を評価するには  $C_L$ と  $C_{My}$ のピーク値同士を組み合わせればよい。ところが、片流れ屋根でも開孔率が大きい場合、また切妻屋根や翼型屋根の場合には、 $C_L$ と  $C_{My}$ がほぼ同時に最大あるいは最小ピーク値をとることはなく、ピーク値同士の組み合わせは必

ずしも適切ではない。そのような場合、 $C_{My}-C_L$ 関係のリサーチは、図12に示すような平均値( $C_{Lmean}$ ,  $C_{Mymean}$ )と最大・最小ピーク値( $C_{Lmax}$ ,  $C_{Lmin}$ ,  $C_{Mymax}$ ,  $C_{Mymmin}$ )で規定される六角形で一般に包絡できる。したがって、6つの頂点で与えられる  $C_L$ と  $C_{My}$ の組み合わせのいずれかが最大荷重効果を与えると考えられる。具体的には、6頂点に対応する  $C_L$ と  $C_{My}$ を用いて静的解析を行って柱軸力を計算し、それらのうちで最大引張力(荷重ケースA)および最大圧縮力(荷重ケースB)を与える  $C_L$ と  $C_{My}$ の組み合わせを選ぶ。

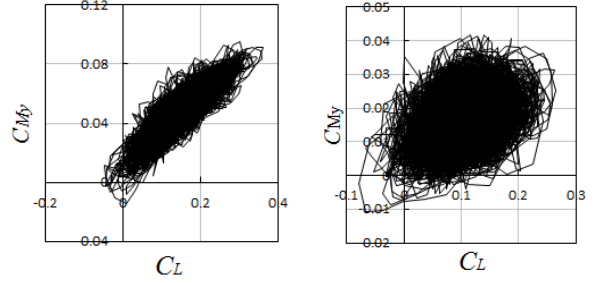


図10  $C_{My}-C_L$ のリサーチ(片流れ屋根,  $\beta=5^\circ$ ,  $\theta=0^\circ$ )

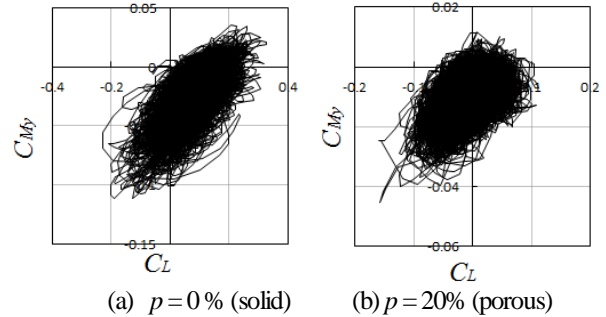


図11  $C_{My}-C_L$ のリサーチ(切妻屋根,  $\beta=5^\circ$ ,  $\theta=0^\circ$ )

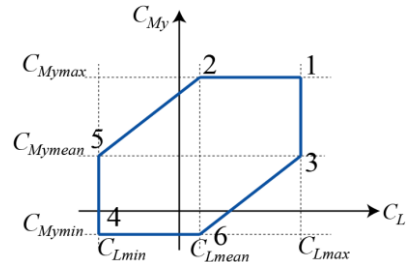


図12  $C_{My}-C_L$ のリサーチの包絡線

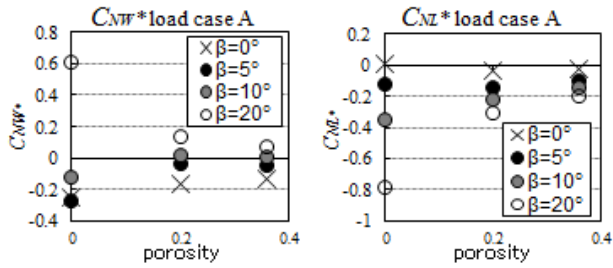
### 5. 設計用風力係数

図13および14は、切妻屋根および翼型屋根について、上述の手順で得られた風力係数  $C_{NW}^*$ および  $C_{NL}^*$ を開孔率  $p$ に対してプロットしたものである。片流れ屋根(風向WD1およびWD2)に対しても同様の結果が得られた。 $C_{NW}^*$ および  $C_{NL}^*$ の大きさ(絶対値)は、屋根勾配  $\beta$ の増大に伴い増大する。また、 $p$ の増大に伴い減少する傾向が読み取れる。そこで、 $p=0\%$ (ソリッド)の値に対する比  $R$ を求めた。切妻屋根に関する結果を図15に示す。なお、 $p=0\%$ のときの  $C_{NW}^*$ および  $C_{NL}^*$ の絶対値が小さい場合の結果は図から省いている。そのような場合には、分母の値が小さいため、わずかな誤差でも

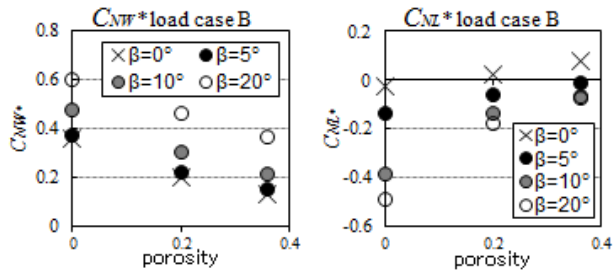
異常に大きな誤差を  $R$  に生み出すからである。風力係数の  $p$  による低減率  $R$  は屋根形状や屋根勾配の影響を複雑に受けるが、ほとんどのケースの結果が次式で包絡される(図 15 中の実線)。

$$R = e^{-2.0p} \quad (11)$$

すなわち、ポーラスな屋根の風力係数  $C_{NW}^*$  および  $C_{NZ}^*$  は、やや安全側の設定として、ソリッドな屋根に対する値に(11)式で与えられる低減率を乗じることで与えられる。なお、ソリッドな屋根の風力係数は、筆者らによる既往の研究<sup>7)</sup>において、それぞれの屋根形状に対し、屋根勾配の関数として与えられるので、それを利用すればよい。

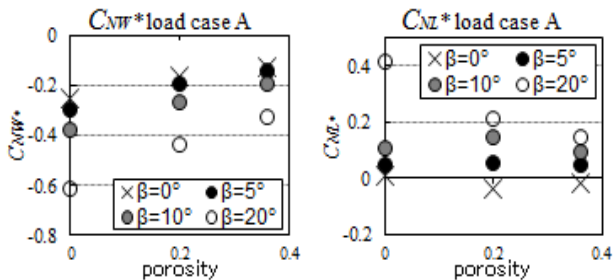


(a) Load case A

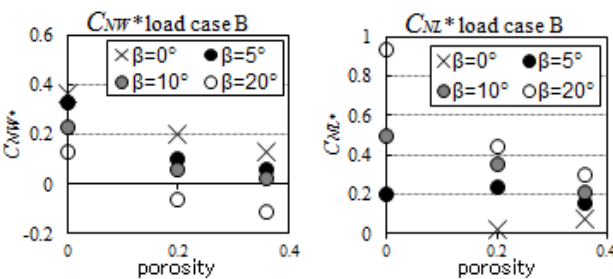


(b) Load case B

図 13 設計用風力係数(切妻屋根)

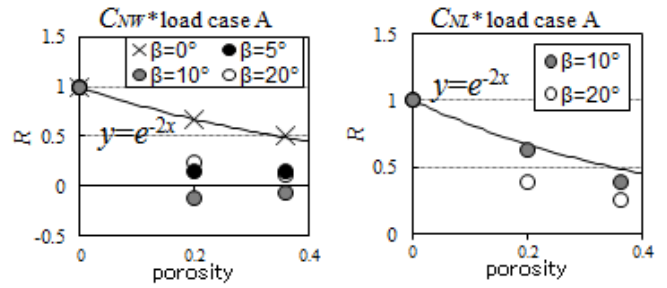


(a) Load case A

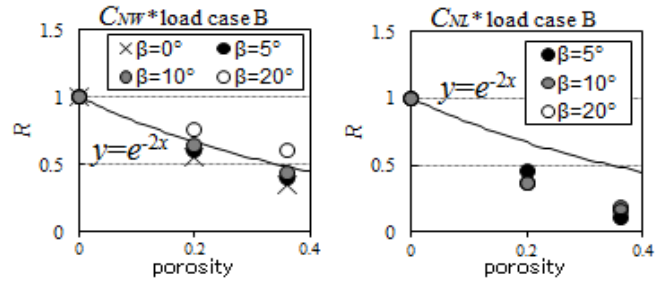


(b) Load case B

図 14 設計用風力係数(翼型屋根)



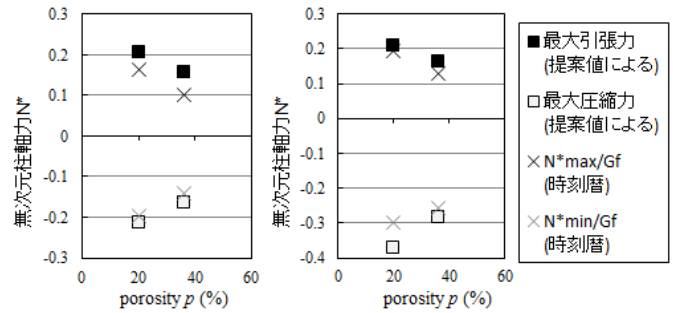
(a) 荷重ケース A



(b) 荷重ケース B

図 15 風力係数の低減係数(切妻屋根)

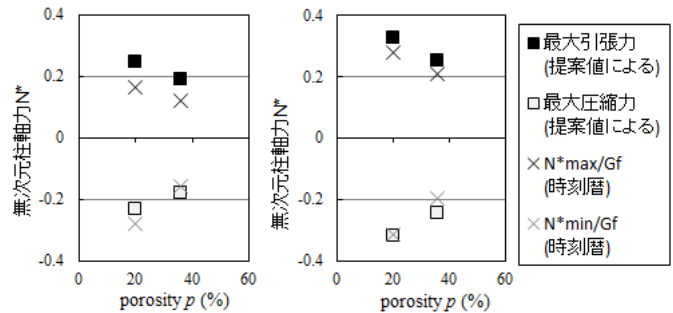
次に、上で提案したポーラスな屋根に対する風力係数の妥当性を荷重効果の観点から検証してみる。具体的には、上述の提案値を用いて柱に作用する無次元軸力を計算し、風力の時刻歴を用いて計算した無次元軸力の最大および最小ピーク値と比較した。切妻屋根および翼型屋根に関する結果の例を図 16 および 17 に示す。いずれの場合も、両結果は概ね一致しており、本論文で提案した風力係数は最大荷重効果を概ね妥当に評価できるものといえる。



(a)  $\beta = 10^\circ$

(b)  $\beta = 20^\circ$

図 16 柱の無次元軸力(切妻屋根)



(a)  $\beta = 10^\circ$

(b)  $\beta = 20^\circ$

図 17 柱の無次元軸力(翼型屋根)

## 6. おわりに

本研究では、一連の風洞実験に基づき、メッシュ膜のようなポーラスな独立上屋の設計用風力係数について考察し、評価方法を提案した。ここで、屋根は剛であり、4本の隅柱で支持されているものと仮定し、設計用風力係数を評価する上で荷重効果として柱軸力に着目した。

まず、実際の設計でしばしば用いられるメッシュ膜の圧力損失係数  $K$  を測定し、概ね 10~40 程度にあることを示した。また、径  $d$  とピッチ  $s$  を様々に変化させた多孔板に対しても圧力損失係数の測定を行い、本研究で扱った範囲(開孔率は約 10~50%)では、 $K$  は  $d$  と  $s$  で決まる開孔率  $p$  のみの関数で良好に近似できることが分り、近似式を与えた。

次に、メッシュ膜の  $K$  の上下限值に概ね対応する開孔率を有する多孔板 2 種類 ( $p = 20\%, 36\%$ ) を用いて、3 種類の基本的な屋根形状(切妻、翼型、片流れ)を有する独立上屋の模型を製作し、境界層乱流中での風力および空力モーメントを六分力計を用いて測定した。それらの屋根形状、屋根勾配、風向による変化の性状はソリッドな屋根(開孔率 0%) とほぼ同様であることが分った。そこで、ソリッドな屋根の設計用風力係数に対して筆者らが先に提案した方法<sup>9)</sup>を用いてポーラスな屋根の風力係数を算定した。ポーラスな屋根の風力係数は、一般に開孔率の増大に伴い低減するので、その効果をソリッドな屋根の風力係数値に対する比(低減率)  $R$  として表し、様々なケースの結果を包絡するような  $R$  の近似式を  $p$  の指数関数で与えた。

ここで提案した風力係数を用いて計算される柱軸力が風力の時刻歴を用いて計算される柱軸力の最大・最小ピーク値を概ねカバーしていることより、提案した値が妥当であることが示された。

ポーラスな材料の流体力学的特性は、圧力損失係数  $K$  で表されるので、風力係数を開孔率  $p$  ではなく  $K$  の関数で表す方が直接的であろう。実際、メッシュ膜の場合にはまず圧力損失係数を測定する必要がある。しかし、本研究の 1 つの成果として、 $K$  と  $p$  の対応関係を見出すことができたので、ここでは風力係数の低減率  $R$  を  $p$  の関数として与えた。屋根葺き材としてメッシュ膜ではなく、パンチングメタルのような幾何学的に明快な材料を用いる場合には、圧力損失係数を測定しなくても、開孔率を計算することができるので  $p$  の関数として与えた方が実用的であると考えたからである。もちろん、 $p$  を介さず  $K$  を直接用いて算定することも可能である。

## 謝辞

本研究の一部は(財)能村膜構造技術振興財団の研究助成金(平成 21 年, 23 年度)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) Gumley, S.J., A parametric study of extreme pressures for the static design of canopy structures, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, **16**, 43–56, 1984.
- 2) Letchford, C.W. and Ginger, J.D., Wind loads on planar canopy roofs, Part 1 mean pressure distributions, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, **45**, 25–45, 1992.
- 3) Ginger, J.D. and Letchford, C.W., Wind loads on planar canopy roofs, Part 2 fluctuating pressure distributions and correlations, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, **51**, 353–370, 1994.
- 4) Natalini, B., Marigetti, J.O. and Natalini, M.B.: Wind tunnel modeling of mean pressures on planar canopy roof, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, **90**, 2002, 423–439.
- 5) Altman, D.R., Wind uplift forces on roof canopies, M. Sc. Thesis, Clemson University, 2001.
- 6) Uematsu, Y. and Stathopoulos, T., Wind loads on free-standing canopy roofs: a review, *Journal of Wind Engineering, JAWWE*, **95**, 245–256, 2003.
- 7) Uematsu, Y., Iizumi, E. and Stathopoulos, T., Wind force coefficients for the structural frames of free-standing canopy roofs, *12th International Conference on Wind Engineering*, 1-6 July 2007, Cairns, Australia, **1**, 455–462, 2007.
- 8) Uematsu, Y., Iizumi, E. and Stathopoulos, T. Wind loads on free-standing canopy roofs: Part 1 local wind pressures, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, **96**, 1015–1028, 2008.
- 9) Uematsu, Y., Iizumi, E. and Stathopoulos, T. Wind loads on free-standing canopy roofs: Part 2 overall wind forces, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, **96**, 1029–1042, 2008.
- 10) 日本建築学会, 建築物荷重指針・同解説, 2004.
- 11) Letchford, C.W., Row, A., Vitale, A. and Wolbers, J., Mean wind loads on porous canopy roofs, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, **84**, 197–213, 2000.
- 12) Takeda, F., Yoshino, T. and Uematsu, Y., Discussion of design wind force coefficients on mono-sloped free roofs, *IASS-APCS2012 From Spatial Structures to Space Structures*, May 21–24, 2012, Seoul, Korea, 2007 (CD-ROM).

# Wind force coefficient for designing porous canopy roofs

## Part 1 Gable, troughed and mono-sloped roofs

Yasushi Uematsu <sup>1)</sup>  
Hiromichi Sakurai <sup>2)</sup>  
Yukari Miyamoto <sup>3)</sup>  
Eri Gavanski <sup>4)</sup>

### SYNOPSIS

Design wind force coefficients for porous canopy roofs have been investigated based on a series of wind tunnel experiments. Three types of roof geometries, i.e. gable, troughed and mono-sloped roofs were tested. The roof models were made of 0.5 mm thick perforated duralumin plates, the porosity of which was changed from 0 (solid) to 36 %. Overall aerodynamic force and moment coefficients were measured in a turbulent boundary layer with a six-component force balance for various wind directions. The results indicate that the wind loads on canopy roofs generally decrease with an increase in porosity, or a decrease in pressure loss coefficient of the roof. Assuming that the roof is rigid and supported by the four corner columns with no walls, the axial forces induced in the columns are regarded as the most important load effect for discussing the design wind loads. Two loading patterns causing the maximum tension and compression in the columns are considered. Based on a combination of the lift and moment coefficients, the design wind force coefficients on the windward and leeward halves of the roof are presented for the two loading patterns as a function of the roof pitch and porosity for each roof geometry. The effect of porosity is taken into account as a reduction factor of the wind loads.

---

<sup>\*1</sup> Professor, Department of Architecture and Building Science, Tohoku University

<sup>\*2</sup> Tohoku Electric Power Co., Inc.

<sup>\*3</sup> Graduate Student, Department of Architecture and Building Science, Tohoku University

<sup>\*4</sup> Assistant Professor, Department of Architecture and Building Science, Tohoku University