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

植松 康^{*1} 宮本 ゆかり^{*2} 櫻井 洋充^{*3} がヴァンスキ江梨^{*4}

梗 概

本研究では、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を、一連の風洞実験結果に基づき検討した。ライズ・スパン比(あるいは、サグ・スパン比)3 種類、開孔率3 種類、計9 種類の模型を用い、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、油膜法を用いて流れの可視化を行い、屋根まわりの流れの特性を把握した。これらの結果に基づき、 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提案し、その妥当性を検証した。

1. はじめに

屋根材として膜を用いた独立上屋では、前報¹⁾で検討した 基本形状(切妻,翼型および片流れ)より、図1に示すような HP型の方が一般的である。このようなHP型の場合、膜に初 期張力を導入して構造安定化を図っている。二方向に曲率を 有する形状であるため、屋根まわりの流れや屋根に作用する 風圧・風力の特性は基本形状に比べて複雑になる。



図1 HP型独立上屋の例(太陽工業㈱HPより引用)

ソリッドな HP 型独立上屋の風力係数については、オース トラリア・ニュージーランド基準²⁾(以下, AS/NZ)に規定値 が示されているが、適用範囲は比較的偏平な形状に限られて いる(図2に示す形状パラメータh/aが0.1~0.3の範囲のみ)。 また、規定値の根拠となった風洞実験が明確ではない。 Uematsu et al.³は光造形で作製されたソリッドな HP 型独立屋 根模型(h/a=1/6,1/3,1/2)と独自に作製した風力測定装置を 用いて屋根に作用する揚力と空力モーメントを測定し、その 結果に基づき、構造骨組用風力係数をAS/NZと同様の形式で 与えた。風力係数の規定に当たり、屋根は剛であり、四隅の 柱で支持されていると仮定し、荷重効果として柱の軸力に着 目した。ただし、この測定装置では、抗力の影響が空力モー メントに含まれてしまうという欠点があった。HP型ではな いが、類似の構造物として永井ら⁴⁾はライズ・スパン比 0.2 のホルン型張力膜構造の風荷重および風応答性状について、 風洞実験(多点風圧測定)並びに時刻歴応答解析を行った。

このように、曲面を有するソリッドな独立上屋については、 近年風洞実験が試みられているが、ポーラスな屋根について は、筆者の知る限り全く研究がなされていない。それにも関 わらず、オーストラリアや中東諸国ではメッシュ膜を用いた HP型独立上屋は多数建設されており、非公式ではあるが強 風被害も報告されている。したがって、メッシュ膜を用いた HP型独立上屋に適した風力係数の整備が急務の課題である。

HP 型独立上屋の風力係数については、ソリッドなものに ついても既往の研究は少なく不明な点が多い。そこで、本報 では、一連の風洞実験により、ソリッドおよびポーラスな HP 型独立上屋まわりの流れと風力の特性を明らかにし、構造骨 組用風力係数について考察する。なお、風力の測定は、前報 と同様、六分力計を用いる。

^{*1} 東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻 教授

^{*2} 東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻 大学院生

^{*3} 東北電力㈱(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)

^{*4} 東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻 助教



図2 HP型屋根の形状

2. 風洞実験方法

2.1 風力測定実験

実験方法は、模型以外は全て前報¹⁾と同様である。図 3 に実験模型の例を示す。模型はいずれも光造形(ナイロン 樹脂)を用いて作製した。厚さは 1mm である。平面形は一 辺の長さ a = 150mm の正方形である。屋根平均高さ Hは 80mm である。形状パラメータ h/a は、実際の設計例を参考 に、1/2、1/3、1/6 の 3 種類とした。開孔率は、p = 0 (ソリッド)、 0.2、0.4(ポーラス)の 3 種類である。したがって、模型は全部 で 9 種類となる。





(a) h/a=1/2, p=0
(b) h/a=1/6, p=0.2
図 3 風洞実験模型

メッシュ膜など、ポーラスな材料の流体力学的特性を表 す指標として,前報と同様,圧力損失係数Kを用いる。前 報で扱った基本形状の模型は、厚さ0.5mmのジュラルミン 板を用いて作製し、円形の孔を面に対して垂直にあけたが、 HP 型模型の場合、模型製作上孔は鉛直方向にしかあけら れない。したがって、孔は面の法線方向ではなく、法線に 対して傾きをもってあいている。しかも、HP型の場合、 二方向に曲率を有しているため、法線方向が場所によって 変化し、四隅で傾きが最大となる。その最大傾斜角は、h/a =1/6, 1/3, 1/2 に対して, それぞれ約 13°, 25°, 35°と計算 される。同じ直径の孔でも向きが変われば流れに対する抵 抗も変化し、結果として圧力損失係数も変化すると考えら れる。そこで、その影響を検討するため、図4に示すよう に, 孔の向きが異なる2種類の試験体を作製し(厚さはいず れも 1mm),前報に示した圧力損失係数測定用小型風洞に て圧力損失係数を測定した。開孔率pは0.2 と0.4(充実率 s=0.8, 0.6)の2種類である。測定結果を図5に示す。開孔 率 p=0.2 については、孔の角度による Kの違いはほとんど 見られない。一方、p=0.4 については絶対値で5 程度の相 違が見られる。しかし、実験を行った傾き 35°は h/a=1/2 の 場合の四隅の先端での角度であり、そのような急勾配の領 域は屋根全体の面積からすれば僅かである。しかも他の模 型の場合、傾斜角はそれよりかなり小さい。したがって本 研究の範囲では、このような孔の角度が圧力損失係数に及 ぼす影響は小さいと考えることができる。また、膜には織 布材料特有の凹凸があるが、その程度は十分小さく風力に 及ぼす影響は小さいと考えられる²。



屋根に作用する風力および空力モーメントの定義を図 6 に示す。これらの値は前報¹⁾と同様,六分力計(SSK, LBW60-1)を用いて測定した。実験風向 θ は,屋根の対称性 を考慮して 0°~90°の範囲とし,15°間隔で変化させた。模 型の幾何学的縮尺率 λ_l は 1/100 と仮定する。高さ H におけ る実験風速 U_H は前報と同様約 9m/s であり,風速の縮尺率 λ_l は 1/3 と仮定する。この場合,時間の縮尺率 λ_r は 1/33 と なる。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 組得た。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 タから計算し、6 組のデータのアンサンブル平均で評価し た。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。

屋根に作用する風力および空力モーメントのうち,構造 骨組用風力係数を検討する上で重要となる揚力Lおよび空 カモーメント M_x, M_yは以下のように無次元化し,揚力係 数C_Lおよび空力モーメント係数(C_{Mx}, C_M)として表す。

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

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

2.2 油膜法を用いた屋根まわりの流れの可視化実験

油膜法は、流れの中に置かれた物体表面近くの流れの様 子を定性的に把握するのに古くから用いられてきた可視化 法である⁵。これは、物体表面に粘性のある油を塗布して 流れの中に置くと、物体表面に沿う境界層によるせん断応 力で油が移動するので、その動きを見ることで物体表面近 傍の流れの状態を推定するものである。ただし、把握でき るのは時間平均流れのみである。

本研究で使用した油膜は、流動パラフィン、二酸化チタン(顔料)および灯油を約2:1:適量の割合で混合したものである。灯油は粘性を調整するためのものであり、屋根の形状や風速に応じて鮮明な油膜パターンが観察できるよう、試行錯誤でその割合を調整した。二酸化チタンは白色の粉末であり、模型を黒く塗ることで油膜の動きを可視化することができる。

物体表面上のせん断応力がある程度大きくならないと油 膜が動かないため、実験風速はピトー管設置高さ(風洞床上 60cm)で約20m/s、平均屋根高さ(H=80mm)で約14m/sと、 風力測定時よりも高く設定した。屋根模型は風力測定実験 と同じもので、h/a=1/2、1/3、1/6の3種類である。ただし、 使用した模型は、実験の制約上ソリッド(p=0)のものだけ である。測定風向 θ は、風力測定実験と同様0°~90°の範囲 とし、15°間隔で変化させた。風洞風速が所定の値に達した 後2~3分すると定常的な油膜パターンが得られるので、そ れを模型上方に設置したカメラで撮影した。

3. ソリッドな屋根に関する実験結果と考察 3.1 油膜法による流れ場の把握

図7は、h/a = 1/2のHP型屋根について、風向 $\theta = 0^{\circ}$ および 90°の場合の結果を示す。いずれも、写真上部が風上側である。 $\theta = 0^{\circ}$ の場合(図 7(a))、風向に沿って二酸化チタン粒子が移動する様子が見られる。すなわち、屋根上面では流れの剥離が生じることなく、風がほぼ屋根面に沿ってなめらかに流れていることが分る。しかし、風向 $\theta > 60^{\circ}$ では、屋根風上端部に円錐渦が発生するようになり、 $\theta = 90^{\circ}$

では、図 9(b)に示されるように、風向に対して左右対称に 円錐渦が生成されている様子が確認できる。なお、h/a の 値が小さい屋根の場合、明瞭な円錐渦の生成は確認できな かった。



(a) $\theta = 0^{\circ}$



(b) θ = 90° 図 7 油膜法の結果(h/a =1/2)

3.2 風力の特性

h/a = 1/2および 1/3 の HP 型屋根について, C_L , C_{Mx} , C_{My} の統計値の風向による変化を図8に示す。なお, 図8には ソリッドな屋根に関する結果のほか, 第4章に示すポーラ スな屋根(p=0.2)に関する結果もあわせて示している。ただ し, これについては第4章で論じることとし, ここでは p=0 の結果のみに着目する。 C_L , C_M , C_M , の風向 θ こよる変 化の一般的な傾向を整理すると以下のようである。

- (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_{Mx} 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 $C_L \geq C_{M_t}$ はいずれも最小ピーク値(負の最大ピーク値), C_{M_y} は0 に近い値をとる。これは, $\theta = 0^{\circ}$ と 90° で屋根まわりの流れおよび圧力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*θ* ≈ 0°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、あるいは、発生しているとしてもその効果 は小さいことを示している。







図8 揚力係数 C_Lおよび空力モーメント係数 C_{Mx}, C_{My}の風向 による変化

3.3 構造骨組用風力係数の設定方法

いま、簡単のため、基本形状と同様^{1).6}、屋根は剛で四隅の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、ポストの軸力とステイの張力は互いに関連しているので、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8の結果より、 $\theta \approx 0^\circ$ のときは $C_L \geq C_{My}$ により、また $\theta \approx 90^\circ$ のときは $C_L \geq C_{My}$ により、東た

に大きな軸力が発生し、両側の柱の軸力は小さいと考えら れる。したがって、構造骨組設計用風力係数としては、 AS/NZ¹⁾での規定と同様、図9に示すように、屋根面を風上 側および風下側 1/2 領域に分割し、各領域に一定の風力係 数(C_{NW} , C_{NL})を与えるのが最も単純なモデルといえる。こ こに、風力(上下面の風圧差)は屋根のいずれの点において も法線方向に作用するものとし、下向きを正とする。また、風 力係数 C_{NW} , C_{NL} ^{*}は $C_L \geq C_{M_2}(\theta \approx 0^\circ)$ あるいは $C_L \geq C_{M_2}(\theta \approx 90^\circ)$ の相関を考慮し、それらの値を適当に組み合わせ、 注目する荷重効果の最大値を再現できるものでなければな らない。なお、柱軸力は引張を正、圧縮を負とする。



図9 構造骨組設計用風力係数の与え方

構造骨組用風力係数は、基本模型の場合と同様、(4)式および(5)式に示すような等価静的風力係数で与える。

$$C_{NW}^{*} = \frac{\gamma C_{NW0}}{G_{f}}, \quad C_{NL}^{*} = \frac{\gamma C_{NL0}}{G_{f}}$$
 (4), (5)

ここに、 $C_{NW0} \geq C_{NI0}$ は図9に示す各風向に対する風力係数 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。ここでは荷重効果として柱軸力Nに注目 し、最大引張力および最大圧縮力を与える2ケース(それぞ れ、荷重ケースA、Bと呼ぶ)を想定する。yは風向の影響 を考慮した補正係数である。図10に、屋根を支持する4 本の柱(a~d)の無次元柱軸力 N^* (= $N(4q_{\mu}a^2)$)の最大・最小 ピーク値を示す。同図には、ソリッドな屋根モデルのほか、 第4章に示すポーラスな屋根モデル(p=0.2, 0.4)の結果も あわせて示した。ただし、これについては第4章で論じる。 図10より柱軸力は $\theta \approx 0^{\circ}$ あるいは $\theta \approx 90^{\circ}$ で大きな値(絶 対値)をとるが、やや斜め方向からの風のときに最大あるい は最小ピーク値となることもある。補正係数yはそのような 効果を考慮するために導入する。 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ものである。

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

$$\theta = 0^{\circ}: C_{NW0} = -C_L - 2C_{My}, C_{NL0} = -C_L + 2C_{My}$$
(6a), (6b)

$$\theta = 90^{\circ}: C_{NW0} = -C_L + 2C_{Mx}, C_{NL0} = -C_L - 2C_{Mx}$$
 (7a), (7b)



図10 無次元柱軸力の最大・最小ピーク値(h/a=1/2)

3.4 構造骨組用風力係数の提案

3.4.1 風力係数の基本値 C_{NWO}, C_{NLO}

(4)および(5)式で与えられる風力係数の基本値 C_{NW0} および C_{NU0} は、 θ =0°あるいは90°のとき、最大荷重効果(柱に作用する最大引張力および最大圧縮力)を再現するものでなければならない。そこで最も重要な課題は、(6)式において如何なる C_L と C_{My} の値を、また(7)式において如何なる C_L と C_{My} の値を知み合わせるかということである。そのためにはそれらの係数の相関を考慮する必要がある。

図 11 は、 θ =0°のとき、 C_L および C_{My} の時刻歴から求め たリサージュの例を示す。これより、 C_L と C_{My} はある程 度の相関(正)をもって変動していることが分るが、 C_L と C_{My} のピーク値が同時に発生するとは限らない上、それら のピーク値同士の組み合わせが必ずしも最大荷重効果を与 えるとも限らない。このようなリサージュの外形は、 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 12 のような六角形で近似できるので、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た。 θ =90°についても、 C_L と C_{Mx} に対して全く同様の操作を行った。

θ=0°の場合についても、最大荷重効果を与える揚力係数 と空力モーメント係数の組み合わせを表1に示す。このよ うな荷重の組み合わせに対し, (6), (7)式に基づき設計用風 力係数の基本値 *C*_{NW0}, *C*_{NZ0}を算出した。



図 11 C_{My}-C_L関係(h/a=1/3) 図 12 リサージュの近似

表1 最大荷重効果を与える荷重の組み合わせ

風向	荷重ケース	h/a	荷重の組み合わせ
0°	А	1/2	6
		1/3	6
		1/6	6
	В	1/2	4
		1/3	4
		1/6	4

3.4.2 ガスト影響係数 G_f

ガスト影響係数 G_f は、変動風力の動的効果を荷重評価に 取り入れるものであり、ここでは柱軸力の最大あるいは最 小ピーク値(平均値と同じ符号のピーク値)と平均値との比 で定義する。図 13 は様々なケースについて、ガスト影響係 数 G_f と無次元軸力の平均値 N^*_{mean} との関係をプロットした ものである。 $|N^*_{mean}|$ の小さい範囲では G_f のばらつきは大き いが、 $|N^*_{mean}|$ の増大に伴い G_f =2.0 に漸近する傾向がみられ る。設計で対象とするのは軸力が大きい範囲であるから、 ここでは G_f =2.0 として、構造骨組用風力係数 C_{NW}^* 、 C_{NL}^* を評価する。



3.3.3 補正係数 γ

(4), (5)式中の補正係数がは、風向 W.D.1(0=0°±45°)および W.D.2(0=90°±45°)に対して、C_L, C_M,の時刻歴を

用いた解析から得られる柱軸力の最大・最小ピーク値と, 上で求めた風力係数の基本値 C_{NWO} , C_{NID} および G_f を用いて 計算される柱軸力の比で与えられる。この値は, h/a およ び風向 θ によって変化し, 概ね 0.8~1.2 の範囲であった。 ただし, W.D.1 の荷重ケース B および W.D.2 の荷重ケース A では, 1.5 程度とやや大きな値を示した。なお, 以下の構 造骨組用風力係数の提案においては, $\gamma < 1.0$ の場合には 1.0 に切り上げる。

3.4.4 構造骨組用風力係数 C_{NW}*, C_{NL}*

風向 W.D.1 および W.D.2 について,算定された C_{NW} *および C_{NL} *を図 14 および図 15 に示す。比較のため AS/NZ²⁾の規定値(正負 2 つ)もあわせて示した。ただし、AS/NZ では $h/a=0.1\sim0.3$ の範囲しか規定されていない。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。

次に、本研究で提案した風力係数とAS/NZ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16に示す。なお、AS/NZでは、風上屋根および風下屋根それぞれに対して2つの風力係数が与えられているので、荷重の組み合わせは4種類ある。図16の結果はそれらに基づいて算定される柱軸力の最大値と最小値を示した。図14、15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の規定値は近い値を与えることが図16より分る。したがって、4種類の荷重の組み合わせのうち2つが本研究で定義した荷重ケースAとBに概ね対応していると考えられる。



図15 構造骨組用風力係数(W.D.2)



4. ポーラスな屋根に関する実験結果と考察

4.1 屋根に作用する風力の特性

ポーラスな屋根モデルについて、 C_L , C_{Mt} , C_{Mt} に関する 結果を図8に、柱軸力に関する結果を図10に、ソリッドな 屋根モデルに関する結果とあわせて示した。これらの結果 より、開孔率pが0(ソリッド)から0.2に増大すると、風力 および柱軸力が大幅に低減することが分る。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。一方、pが0.2から0.4に増大しても、風力や荷重効果 のそれほど大きな低減は見られない。

そこで、第3章と同様の手法で設定された C_{NW} *および C_{NL}^{*} の開孔率pによる変化を図 17 に示す(風向 W.D.1)。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。このよ うな性状は、風向 W.D.2 についても同様であった。



4.2 風力係数の低減率

4.1 節で求めた構造骨組用風力係数 C_{NW} *および C_{NL} *について,前報¹⁾と同様に,開孔率 p=0%(ソリッド)の値に対する比を低減率 R と定義する。風向 W.D.1 に対する結果を図18 に示す。R は <math>pの増大に伴い指数関数的に低減するのが分る。ばらつきは大きいが、本研究で検討した全てのケースに対する結果は、前報で示した基本形状と同様、次式で概ね包絡できる。

$$R = e^{-2.0p} \tag{8}$$

したがって、ポーラスな屋根の構造骨組用風力係数は、(4)および(5)式で与えられるソリッドな屋根に対する値に(8)式で与えられる仏滅率 Rを乗じることで算定される。



4.3 提案した風力係数の妥当性の検証

前節で提案した構造骨組用風力係数の妥当性を検討する ため、風洞実験で得られた C_{L} , C_{Mv} ,O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 W.D.1 に関する結果を図 19 に示す。なお、時刻歴解析 の結果は、 $\theta = 0^{\circ} \sim 45^{\circ}$ の範囲内の各風向での柱軸力の最 大・最小ピーク値をプロットしたものである。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、ガスト影響係数(=2.0)で除してある。図 19 より、提案値による結果は様々な風向に対する時刻歴解 析結果を包絡しており、設計値として妥当であると判断で きる。



5 おわりに

本研究では、前報¹⁾に続き、より実用的な形状である HP 型独立上屋を対象とし、形状パラメータである h/a (h = 屋根最高部と最低部の高さの差、a = -辺の水平面への投影長さ)と開孔率pをパラメータとして一連の風洞実験を行 い、各風力係数を測定し、それらの基本的な特性を明らか にした。また、ソリッドな屋根に対してのみであるが、油 膜法を用いて HP 型屋根近傍の流れを調べた。

油膜法による流れの可視化により、風向 $\theta = 0^{\circ}$ (低い点を 結んだ対角線に平行)の場合、風は屋根上面に沿って流れ、 剥離は生じないこと、風向 $\theta = 90^{\circ}$ (高い点を結んだ対角線に 平行)の場合、風上側に対称な円錐渦が生成されることが明 瞭に示された。

次に、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、前報に示した基本形状 の場合と同様、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することが確認された。

 θ -0°±45°(W.D.1)と90°±45°(W.D.2)の2風向に対し,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(ここでは、荷重効果として柱軸力に着目し た)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 領域で一様分布)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ことが示さ れた。 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 ることが示された。

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. 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, 2012

- 2. Standards Australia: Australia/New Zealand Standard, AS/NZS 1170.0, 2012
- 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)
- 永井祐季,岡田 章,神田 亮,宮里直也,斎藤公男:独立 したホルン型張力膜構造の風応答性状に関する研究,日 本建築学会構造系論文集,第77巻,672号,pp.211-219, 2012
- 5. 流れの可視化学会:新版流れの可視化ハンドブック, 朝倉 書店, 1986
- 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

Wind force coefficient for designing porous canopy roofs

Part 2 H.P.-shaped roof

Yasushi Uematsu¹⁾ Yukari Miyamoto²⁾ Hiromichi Sakurai³⁾ Eri Gavanski⁴⁾

SYNOPSIS

Design wind force coefficients for H.P.-shaped porous canopy roofs have been investigated based on a series of wind tunnel experiments. The roof models were made of 1 mm thick perforated plastic plates, the porosity of which was changed from 0 (solid) to 0.4. Overall aerodynamic force and moment coefficients were measured in a turbulent boundary layer with a six-component force balance for various wind directions. The flow around the solid roof model was visualized by using a oil-film method. When the wind direction is parallel to a diagonal connecting the low points of the roof, the wind flows along the upper surface of the roof without separation. On the other hand, when the wind direction is parallel to a diagonal connecting the high points, a pair of conical vortices is generated along the windward edges of the roof. For these wind directions, the peak values of lift and aerodynamic moment coefficients become larger. These peak values are mainly caused by the wind speed fluctuations of approach flow. The wind loads on canopy roofs generally decrease with an increase in porosity, or a decrease in pressure loss coefficient of the roof. Based on these results, the design wind force coefficients are proposed as a function of sag-to-span ratio and the porosity for the two wind directions parallel to the diagonals of the roof.

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

^{*2} Graduate Student, Department of Architecture and Building Science, Tohoku University

^{*3} Tohoku Electric Power Co., Inc. (Formerly, Graduate Student, Department of Architecture and Building Science, Tohoku University)

^{*4} Assistant Professor, Department of Architecture and Building Science, Tohoku University