

円弧型独立上屋の風力特性

文 礼志^{*1}
丁 威^{*2}
植松 康^{*3}

本研究では、円弧型独立上屋に作用する風圧・風力の特性について、風洞実験および数値流体解析(CFD)に基づき把握した。まず、ライズ・スパン比 f/B 、平面辺長比 W/B 、風向 θ などのパラメータが屋根に作用する風圧・風力の特性や屋根まわりの流れ性状に与える影響を把握した。次に、それらの結果に基づき、構造骨組設計用の風力係数分布と外装材用ピーク風力係数のモデルを提案した。

1. はじめに

本研究の最終目的は、円弧型独立上屋に作用する風圧・風力の特性や屋根まわりの流れの特性を把握し、構造骨組用風力係数と外装材用ピーク風力係数のモデルを提案することである。円弧型独立上屋はイベント会場や公園の休憩所など、公共空間で広く利用されている。軽量であるため風荷重が設計上重要となるが、建設省告示や日本建築学会「建築物荷重指針」¹⁾(以下、「荷重指針」と呼ぶ)には設計用風力係数は示されていない。これまで円弧屋根を有する閉鎖型建築物の風荷重については、様々な研究がなされており²⁾、設計用風力係数が建設省告示や荷重指針等に示されている。一方、円弧型独立上屋については、それらに設計用風力係数が示されていないため、実際の設計においては、閉鎖型建築物の風力係数を基に設計荷重を評価することが多いようである。しかし、壁の有無によって屋根まわりの流れが大きく異なるので、そのような評価方法は合理的ではない。風洞実験によって評価するのが望ましいが、屋根上下面の風圧を同時に測定する必要があること、壁がないため多くの導圧管を風洞床下まで導くことが困難であること等の理由により、風洞実験モデルの製作は極めて困難である。これまで風洞実験がほとんど試されていない理由はここにある。Nataliniら³⁾はライズ・スパン比0.2の模型を用いて平均風力係数分布を求めているが、動的荷重効果については検討していない。山村ら⁴⁾はライズ・スパン比0.1~0.4の模型を用いて屋根全体の揚力係数や空力モーメント係数を測定した。変動風圧・風力も測定しているが、測定は中心線上と端部に沿ったライン上に限られている。気流の乱れがやや小さく、実験条件も限定的である。

本研究では、円弧型独立上屋を対象とし、風洞実験と数値流体解析(CFD)を行った。考慮するパラメータは屋根のライズ・スパン比 $f/B = 0.1 \sim 0.4$ と平面辺長比 $W/B = 1 \sim 3$ である。風洞実験において屋根まわりの流れを忠実に再現するためには、屋根厚さと柱径をできるだけ小さくする必要がある。そ

のため、本研究では、3Dプリンタを用い、導圧管も含めて模型を作製した。その結果、厚さ2mmの屋根模型を実現した。ただし、多数の圧力測定孔を配置できないため、圧力測定孔は特徴的な風圧分布を示す屋根端部と中央に位置する2ライン上のみとし、屋根上下面にそれぞれ7点ずつ設置した。なお、基本模型は山村ら⁴⁾と同様である。さらに、CFDによって、屋根全体の風圧・風力分布や屋根まわりの流れ性状を把握した。乱流モデルとしてLES (Large Eddy Simulation)を用いているので、風力の平均値だけではなく変動成分も取得でき、屋根全体の風力分布や風力の変動特性を把握することが可能である。ただし、今回解析したケースは $W/B = 1$ と 3 、 $f/B = 0.1$ と 0.4 、風向角 $\theta = 0^\circ$ と 45° に限られている。模型製作や計算時間の制約により、現時点では風洞実験、CFDともに系統的な検討までには至っていない(現在、継続中)。

本論文では、これまで得られた結果に基づき、円弧型独立上屋に作用する風圧・風力の特性を把握し、設計用風荷重評価に資する資料を提供する。具体的には、風洞実験およびCFDにより、ライズ・スパン比 f/B 、平面辺長比 W/B 、風向 θ などのパラメータが屋根に作用する風圧・風力の特性や屋根まわりの流れ性状に与える影響を把握するとともに、平均風力係数分布や外装材用ピーク風力係数のモデルを提案する。

本研究の一部は、既に文⁵⁾により発表済みである。本論文は、構造骨組および外装材用風荷重を提案するという観点から、その後の研究成果や実験結果を含め、これまでに得られたデータを改めて取り纏めたものである。

2. 本研究で対象する構造物

図1に本論文で用いる座標系と記号を、表1に対象とする構造物の寸法を示す。本研究では、既往の研究^{3),4),6)}を参考に、スパン $B = 15\text{m}$ 、桁行長さ $W = 15, 30, 45\text{m}$ の円弧型独立上屋を想定する。屋根平均高さ H は f/B にかかわらず8.0mとする。したがって、屋根頂部高さ h は f/B によって異なる。

*1 京都大学防災研究所 耐風構造研究分野 大学院生

*2 独立行政法人国立高等専門学校機構 秋田工業高等専門学校 講師

*3 独立行政法人国立高等専門学校機構 秋田工業高等専門学校 校長

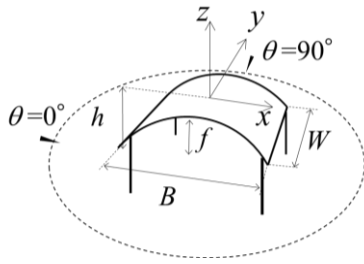


図1 対象構造物に対する座標系と記号

表1 対象構造物の寸法

f/B	W/B	f (m)	B (m)	W (m)	h (m)
0.1	1, 2, 3	1.5	15	15, 30, 45	8.8
0.2	1, 2, 3	3.0	15	15, 30, 45	9.5
0.3	1, 2, 3	4.5	15	15, 30, 45	10.3
0.4	1, 2, 3	6.0	15	15, 30, 45	11.8

3. 風洞実験の概要

風洞実験は、東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻所有のエッフェル型境界層風洞(測定部 $1.4\text{m}^W \times 1.0\text{m}^H \times 6.5\text{m}^L$)を用いて行った(写真1)。



写真1 風洞実験の様子

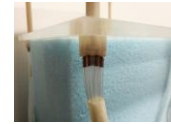
3.1 実験模型

本研究では、模型の幾何学的縮尺率を $\lambda = 1/100$ と設定する。図2に示すように、風圧測定用の基本模型は3Dプリンタを用い屋根と柱を一体として作製した。スパン B および桁行長さ W はいずれも150mmである。屋根の厚さ t は2mm、柱の外径 ϕ は6.5mmである。導圧管は屋根上下面の風圧測定孔から屋根および柱内部を通っており、柱脚部において銅パイプを介してビニールチューブに接続されている。図3は風圧測定点配置を示す。屋根中央および端部の2ライン(それぞれLine C, Line Eと称す)に沿って圧力測定孔が上下面にそれぞれ7点ずつ設けられている。屋根に作用する風力(屋根上下面の風圧の差)を測定するためには、上下面同位置に圧力測定孔を設ける必要があるが、屋根厚さ2mmでそれを実現することは困難である。そこで、下面における風圧の空間的変化が比較的小さいことを考慮し、下面の圧力測定孔を図3に示した位置より2mmずれた位置(ライン上)に設けた。本研究で

は、この基本模型は山村ら⁴⁾の模型と同じであるが、ここでは図4に示すように、ダミー模型(同一形状で圧力測定孔のない模型)を様々に組み合わせることで W/B と圧力測定ライン位置を変化させる。なお、図4において影をつけた部分はダミーモデルを表している。いずれの W/B においても、中央のラインをLine C、端部のラインをLine Eと称する。



(a) 模型全体



(b) 柱脚部



(c) 屋根端部

図2 風圧測定用模型(基本模型)

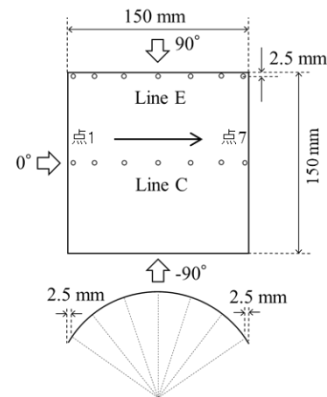


図3 風圧測定点の配置

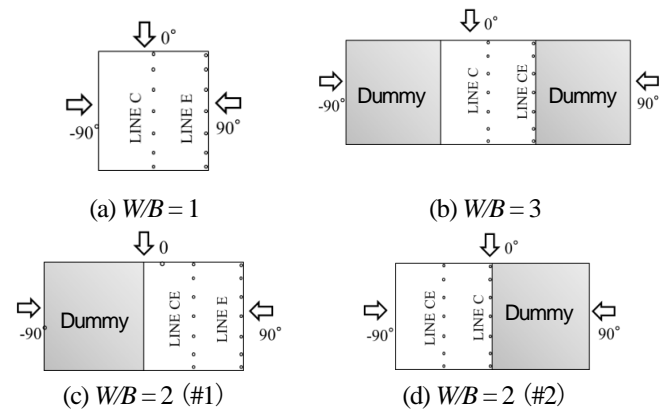


図4 圧力測定用模型とダミー模型の組み合わせ

3.2 実験気流

実験気流は境界層乱流であり、模型中心位置における平均風速 U_z (高さ $Z = 600\text{mm}$ での値 U_{600} で基準化)および乱れの強さ I_z 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」 α は約0.27、風洞実験模型の屋根平均高さ($H = 80\text{mm}$)における乱れの強さ I_{uH} は約0.2である。 α および I_{uH} の値は、それぞれ荷重指針における地表面粗度区分

IVおよびIIIに対する規定値に近い。実験における Re 数(代表長さとして屋根の曲率半径の2倍を用いる)について、山村ら⁴⁾は風洞実験において変更可能な範囲内で風圧分布に及ぼす Re 数の影響を検討し、 $Re > 1.0 \times 10^5$ では風圧係数がほとんど変化しないことを示した。そこで、本実験では屋根平均高さ H における実験風速を $U_H = 9 \text{ m/s}$ とした。このとき、 Re 数は $f/B = 0.1, 0.2, 0.3$ および 0.4 に対して、それぞれ約 $2.53 \times 10^5, 1.41 \times 10^5, 1.09 \times 10^5$ および 1.01×10^5 である。

模型平均高さ $H = 80 \text{ mm}$ での風洞気流の乱れのスケール(積分スケール) $L_{\alpha, m}$ は約 0.2 m である。Tieleman ら^{7), 8)}は低層建築物に作用する風圧・風力の特性に及ぼすべき指数 α と乱れのスケール L_α の影響は小さく、乱れの強さの影響が大きいことを示した。また、風洞気流の乱れのスケール $L_{\alpha, m}$ の値が自然風に対する目標値 L_α (模型の縮尺率を用いて計算される値)の 0.2 倍程度より大きく、かつ、模型の代表寸法 L_B (ここでは屋根平均高さ H とする)の 2 倍程度以上であれば、風洞実験は概ね妥当な結果を与えることを示した。屋根平均高さ 8 m での L_α は荷重指針より 58 m と計算され、縮尺率 $1/100$ の場合 0.58 m (その 0.2 倍は 0.12 m) となる。また、模型の代表寸法の 2 倍は $L_B = 0.16 \text{ m}$ である。したがって、風洞気流の $L_{\alpha, m}$ は上記の条件を満たしている。

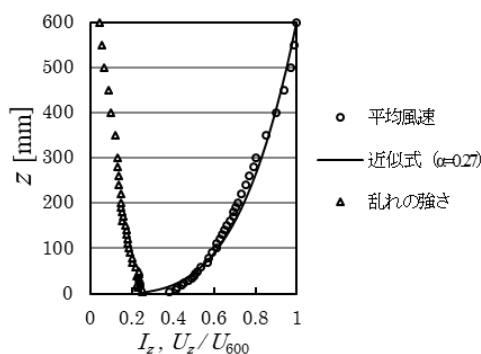


図5 実験気流のプロファイル

3.3 風圧測定

設計風速は荷重指針に基づいて設定する。いま、基本風速を $U_0 = 35 \text{ m/s}$ 、地表面粗度区分をIIIと仮定すると、屋根平均高さ $H = 8.0 \text{ m}$ における設計風速は 21.3 m/s となり、風速の縮尺率 λ_V は約 $1/2.4$ となる。したがって、時間の縮尺率は $\lambda_T = \lambda_l / \lambda_V \approx 1/42$ となる。風圧のサンプリング周波数は 500 Hz とし、全点同時サンプリングされる。1回の測定時間は 14.3 s (フルスケール換算で 600 s) であり、同一条件下で 10 回測定する。圧力測定中に含まれる高周波数のノイズをカットするため 300 Hz のローパスフィルターをかける。実験で使用したチュービングシステムによる変動風圧の歪みは、予め測定されたチュービングシステムの周波数応答関数を用い、周波数領域で補正する。風向 θ は図3に示すように定義し、 -90° から 90° の範囲を 10° ピッチで変化させる。

風圧係数は、屋根平均高さ H での速度圧 $q_H (=1/2\rho U_H^2)$ を用い、式(1)のように定義される。ここに、 p : 模型表面に作用

する風圧、 p_s : 風洞内静圧である。便宜上、屋根上面に作用する風圧を「外圧」、下面に作用する風圧を「内圧」と呼び、それぞれに対応する風圧係数を外圧係数 C_{pe} 、内圧係数 C_{pi} と呼ぶ。風圧係数の符号は面を押す方向を正とする。屋根面には外圧と内圧の差が風力として作用する。式(2)に示されるように、この風力を q_H で基準化して風力係数 C_f とする。したがって、 C_f の符号は C_{pe} と同じである。風圧・風力係数の各種統計値は 10 セットの結果のアンサンブル平均で評価する。

$$C_p = \frac{p - p_s}{q_H} \quad (1)$$

$$C_f = C_{pe} - C_{pi} \quad (2)$$

4. 数値流体解析の概要

屋根面全体に作用する風圧・風力の分布を把握するため、数値流体解析(CFD)を行う。特に風圧の変動特性を把握するため、ここでは CFD の計算コードとして OpenFOAM (ver. 2.3.1) を用い、乱流モデルは LES とする。計算は風洞実験を模擬するものであり、モデルスケールで行う。LES には膨大な計算がかかるため、本論文では $f/B=0.1, 0.4$ の2種類とし、 W/B を $1, 2, 3$ と変化させる。また、風向は 0° と 45° とする。

図6に示すように、風洞実験での気流作成法に倣い、スプイヤー、ラフネスブロックという各種抵抗要素を再現し、流入変動風を作成する。こうして生成された変動風の時刻歴を流入変動風として計算モデルの流入境界に与える。

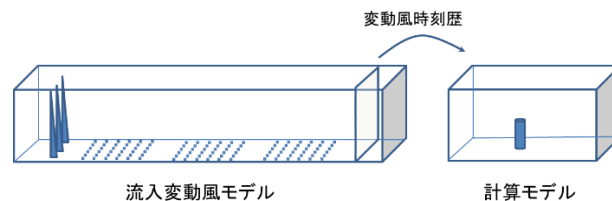


図6 流入変動風の作成

4.1 解析条件

図7のように解析領域は幅 1.4 m × 高さ 1.0 m × 長さ 1.5 m である。図8にメッシュ分割の例を示す。最小の格子寸法は 3 mm である。屋根の壁面には3層の境界層要素が挿入されている。メッシュ分割は辺長比 W/B とモデル設置角度(風向)に応じて異なり、総格子数は 120 万から 280 万である。

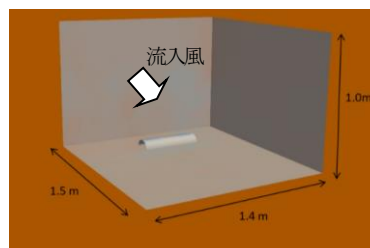
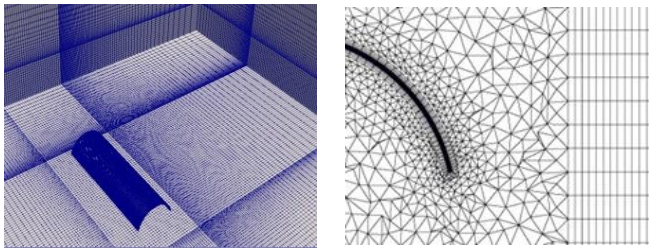


図7 解析領域



(a) 鳥瞰図 (b) 屋根近傍の格子
図8 メッシュ分割

表2に境界条件を示す。流出面は移流境界，天井と側面は slip 条件，床面やスパイヤ・ラフネスブロックの表面は no-slip 条件とする。計算の時間刻みは 1×10^{-5} 秒とする。計算は標準 Smagorinsky モデルを用いた LES 解析である。Smagorinsky 定数 C_s は 0.15 とする。空間項の離散化には2次精度中心差分，時間項には2次精度陰解法を用いる。圧力と速度の連成解法には PISO 法を採用する。

表2 境界条件

流入境界	流入変動風モデルで抽出した変動風時刻歴
流出境界	U : advective p : fixed value 0 nusgs (SGS viscosity): zero gradient
側面と天井	U : slip; p : zero gradient nusgs (SGS viscosity): zero gradient
床面	U : fixed value (0, 0, 0) p : zero gradient nusgs (SGS viscosity): Spalding wall function
模型表面	U : fixed value (0, 0, 0) p : zero gradient nusgs (SGS viscosity): Spalding wall function

4.2 流入変動風の作成

図9に，流入変動風作成用のモデルを示す。計算領域は幅 $1.4\text{m} \times$ 高さ $1.0\text{m} \times$ 長さ 5.3m である。計算格子は図10のようであり，最小の格子寸法は 2mm である。総格子数は約715万である。境界条件としては，流入境界で乱れのない流速 $U = 10\text{m/s}$ の一様流を与える。流入境界以外の境界条件は表2と同じである。計算時間刻みは 5×10^{-5} 秒とする。流出境界の手前において主流方向に対して垂直な仮想境界を設け，その面内の全節点の変動風速を保存し，計算モデルの流入風とする。図11はモデル設置位置における平均風速 U_z および乱れの強さ I_z のプロファイルを示す。これより，図5に示した実験結果に概ね対応していることが分かる。

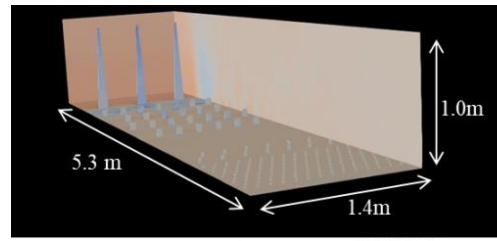


図9 流入変動風作成モデルの概要

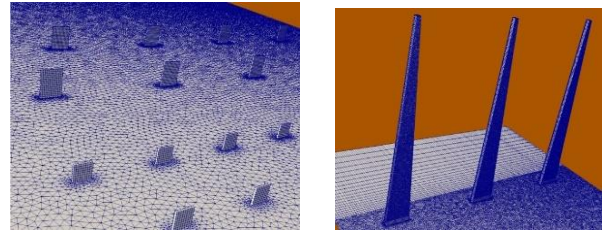


図10 流入変動風作成モデルの計算格子

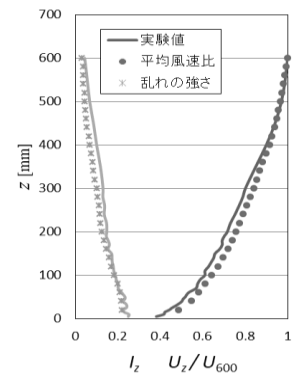
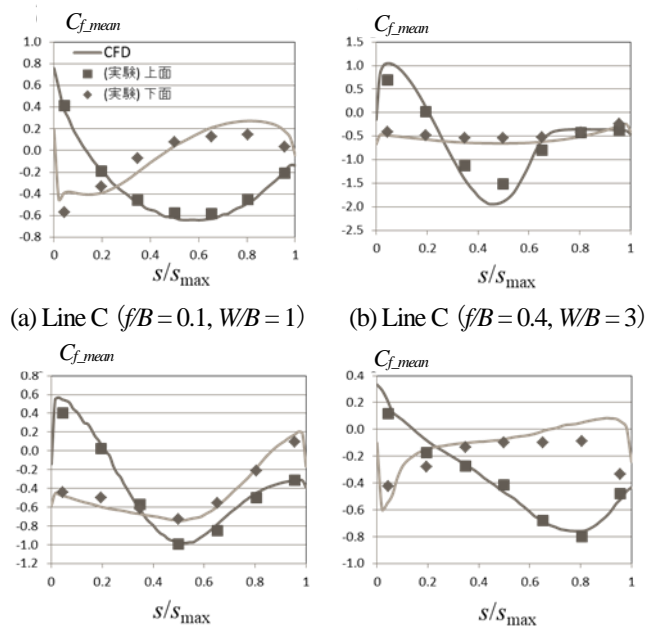


図11 風速のプロファイル (CFD と実験の比較)



(a) Line C ($f/B = 0.1, W/B = 1$) (b) Line C ($f/B = 0.4, W/B = 3$)
(c) Line E ($f/B = 0.4, W/B = 1$) (d) Line E ($f/B = 0.1, W/B = 2$)
図12 平均風圧係数分布 : CFD と実験値の比較 ($\theta = 0^\circ$)

4.3 数値流体解析の妥当性検証

図 12 は、風向 $\theta=0^\circ$ における Line C および Line E 上の平均風圧係数分布(上面および下面)について、実験結果と CFD の結果を比較したものである。なお、横軸の S は風上端からラインに沿った距離を表し、最大値 S_{max} で基準化されている。上面・下面いずれにおいても、計算結果と実験結果は全体的に良い対応を示しており、本研究で用いた数値流体解析手法は概ね妥当であると判断できる。

5. 結果と考察

5.1 屋根まわりの流れと風圧・風力分布

図 13 は、 $\theta=0^\circ$ のとき、Line C 上の平均風圧係数分布の f/B による変化を示す。上面の平均風圧係数 C_{pt_mean} の分布に着目すると(図 13(a))、風上側端部には正圧が作用するが、それ以降のほとんどの領域には負圧が作用している。最大負圧は屋根頂部付近で発生し、 f/B が大きいほどその絶対値が大きくなっている。これは流れの増速効果によるものである。 $f/B=0.1$ の場合、 C_{pt_mean} は全体的に滑らかに変化している。一方、 $f/B=0.3, 0.4$ の場合には、屋根頂部より後方の領域において C_{pt_mean} 分布に変曲点が存在している。この変曲点は屋根面に沿う流れの剥離点に概ね相当する。図 14 は屋根のまわりの時間平均流れ場の流速分布と流線図である。図 14(a)より、 $f/B=0.1$ の場合には風が屋根上面に沿って流れ、剥離していないことが分かる。一方、図 14(b)に示す $f/B=0.4$ の場合には、上面に沿う流れの剥離が生じていることが確認される。 $f/B=0.2$ は流れの剥離が発生するかどうかの分かれ目と考えられる。

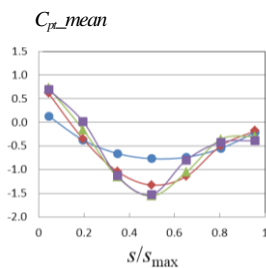
次に、下面の平均風圧係数 C_{pb_mean} の分布に着目すると(図 13(b))、 $f/B=0.1, 0.2$ では、 C_{pb_mean} の符号が負から正に変わっ

ているのに対し、 $f/B=0.3, 0.4$ では、 C_{pb_mean} はほぼ全面にわたって負になっている。図 14 によれば、 $f/B=0.1$ の場合、下面では風上端で剥離した流れがすぐに再付着するのに対し、 $f/B=0.4$ の場合、下面では再付着は発生していない。つまり、図 13(b)に示した下面の平均風圧係数分布は、風上端で剥離した流れが下面に再付着するかどうかによって変化するといえる。

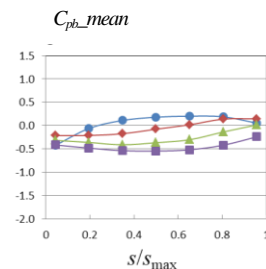
図 15 は、 $W/B=1$ で $f/B=0.1$ と 0.4 の場合について、Line E 上の平均風圧係数分布(上下面)並びに平均風力係数分布の風向 θ による変化を示す。風向 $\theta=0^\circ$ のときの分布は Line C 上の分布に類似している。しかし、風向 $\theta=30^\circ\sim 50^\circ$ のように斜め方向から風が吹くと、屋根上面の後方領域($S/S_{max}=0.6\sim 0.8$)に大きな負圧が発生している。 $f/B=0.4$ の場合の最大負圧は $f/B=0.1$ の場合の 2 倍程度である。これは屋根端部(けらば)での流れの剥離によって屋根面上に円錐渦が生成されたためと考えられる。 $f/B=0.1$ と 0.4 について、風向 $\theta=45^\circ$ のときの時間平均流れの流速分布と流線図(図 16, 17)を見ると、 $f/B=0.1$ の場合、上面では流れの剥離は生じないが、 $f/B=0.4$ の場合、断面(a)の上面で流れの剥離が生じて大きな渦が発生していることが分かる。一般に、 f/B が大きいほど、流れの剥離による渦が大きくなる。

屋根下面では風上領域で大きな負圧が発生している。これは流れの剥離・再付着によるものである。図 16, 17 を見ると、 $f/B=0.1$ と 0.4 の場合、端部の断面(b), (c)における下面では、流れの剥離と再付着が発生していることが確認される。一方、風下領域では下面に直接風が当たるため、比較的大きな正圧が作用する。このように、上面に負圧、下面に正圧が作用するため、両者の差で与えられる風力は、風上領域で大きな正の値を、風下領域で大きな負の値を示す。

●: $f/B=0.1$ ◆: $f/B=0.2$ ▲: $f/B=0.3$ ■: $f/B=0.4$

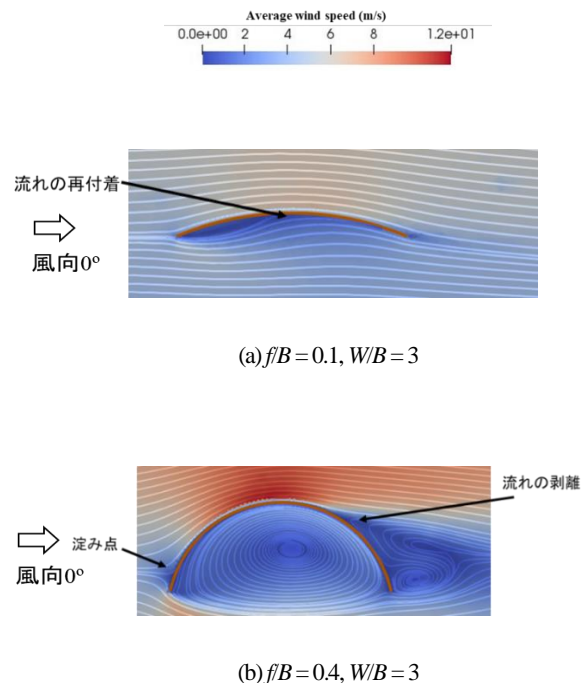


(a) 風圧係数(上面)



(b) 風圧係数(下面)

図 13 Line C 上の平均風圧係数分布の f/B による変化 ($W/B=3, \theta=0^\circ$)



(a) $f/B=0.1, W/B=3$

(b) $f/B=0.4, W/B=3$

図 14 平均流れ場の速度分布と流線図

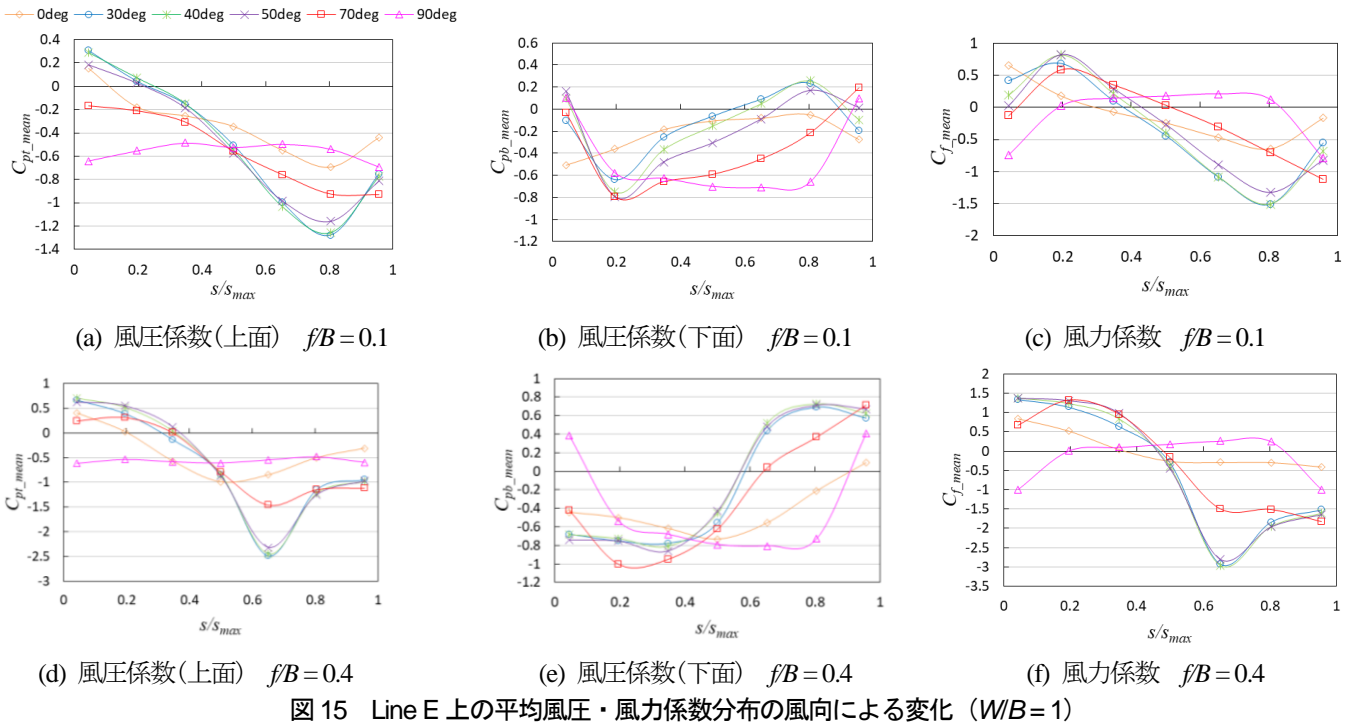


図 15 Line E 上の平均風圧・風力係数分布の風向による変化 ($W/B=1$)

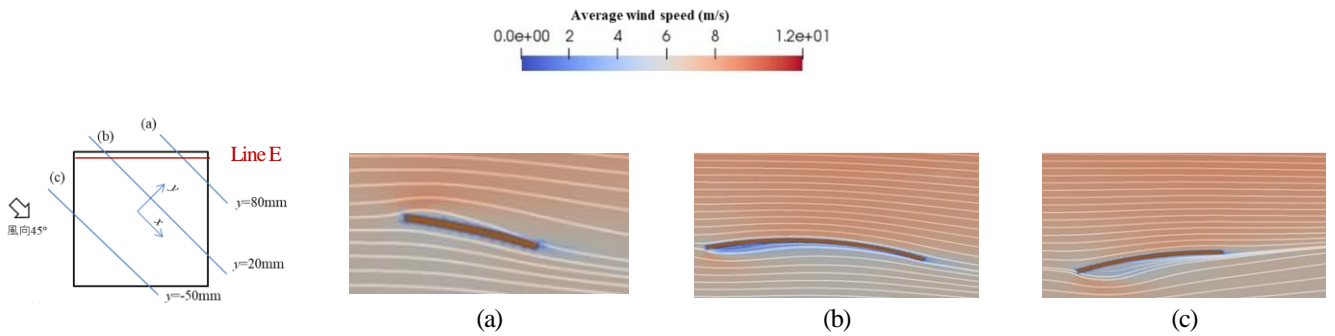


図 16 平均流れの速度場と流線図 ($f/B=0.1, W/B=1, \theta=45^\circ$)

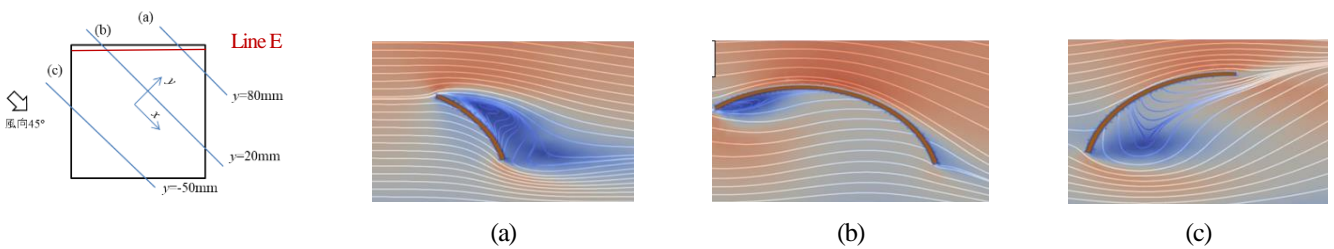
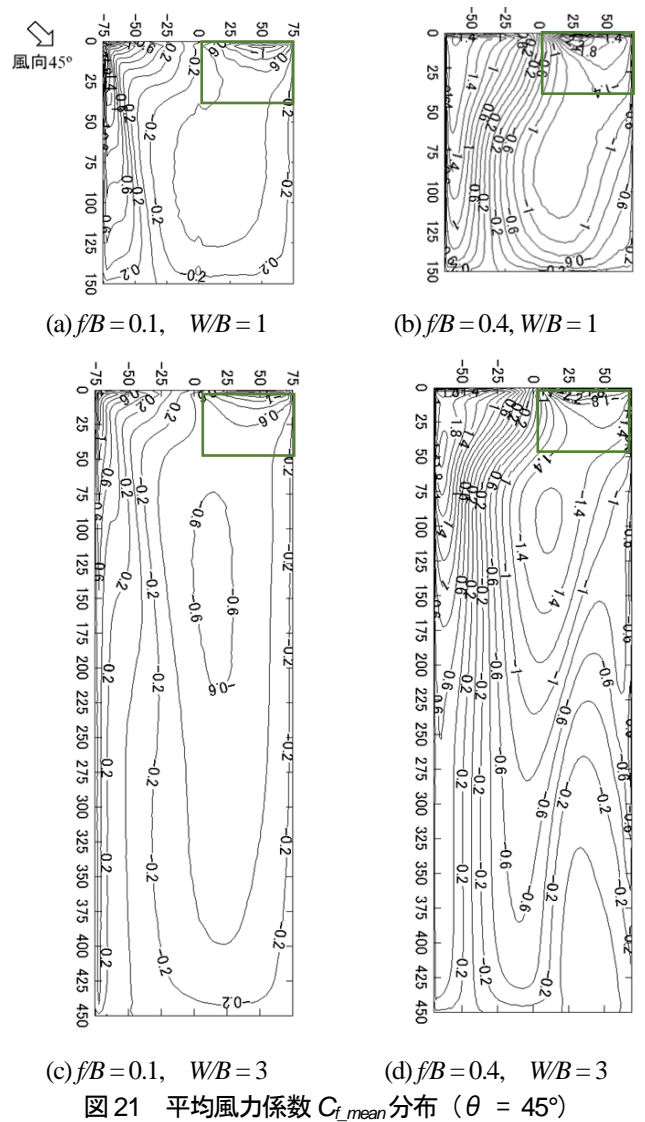
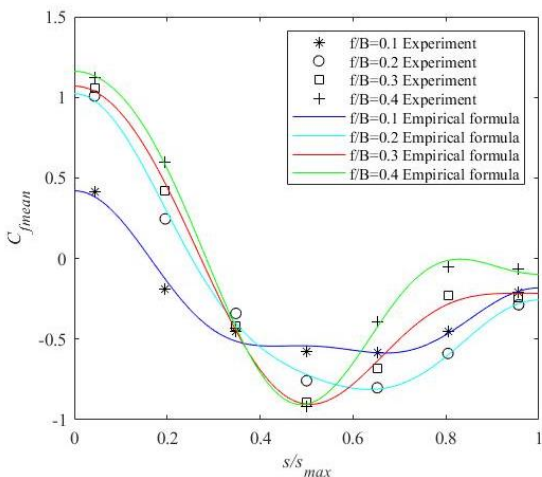
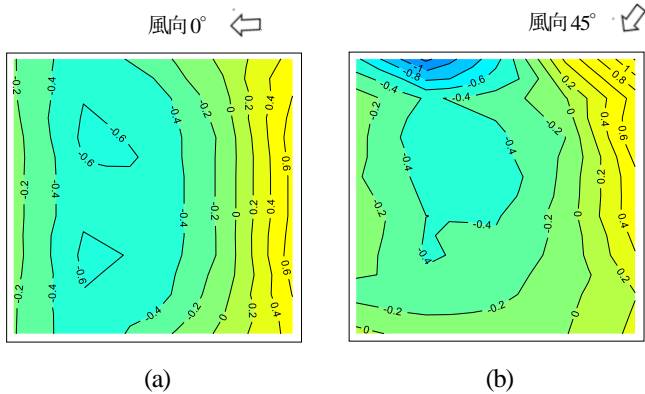
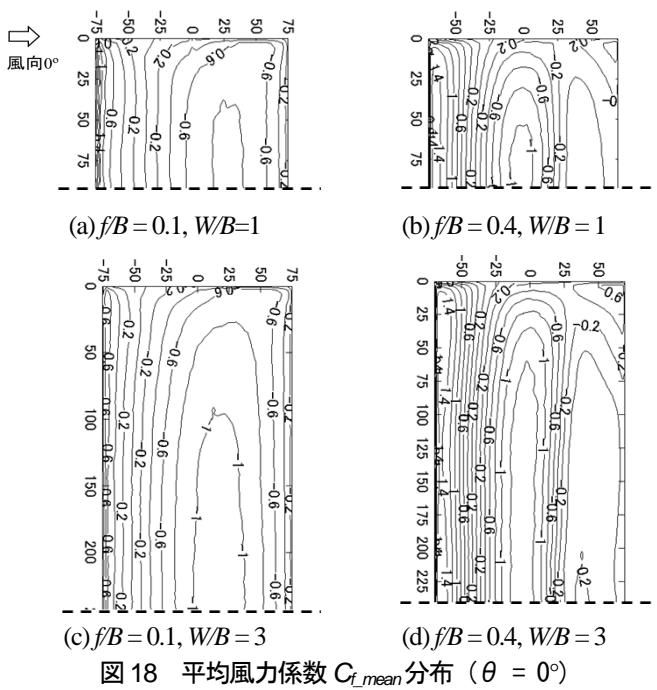


図 17 平均流れの速度場と流線図 ($f/B=0.4, W/B=1, \theta=45^\circ$)

5.2 平均風力係数分布の特徴とモデル化

図 18 は、 $f/B=0.1$ と 0.4 、 $W/B=1$ と 3 について、 $\theta=0^\circ$ のときの平均風力係数 $C_{f,mean}$ の分布(CFD の結果)をカウンター図で示す。いずれの f/B でも、 $C_{f,mean}$ の分布は類似しており、 W/B の影響は小さい。しかも、等風力係数線は風向にほぼ直角に分布している。Natalini ら³⁾の風洞実験結果($f/B=0.2$)でも同様の傾向を示している。また、図 19 は、植松⁹⁾による両側支持式 R 型アルミ製カーポート ($f/B=0.1, W/B=1$) の平均風力係数分布に関する風洞実験である(風向に注意)。図 19(a)

に示す風向 $\theta=0^\circ$ の結果は本研究における CFD の結果(図 18(a))に類似している。いずれも、風向 $\theta=0^\circ$ の場合には、平均風力係数分布は二次元的であり、風力係数の大きさは Line C 上で最大となっている。そこで、Line C 上の $C_{f,mean}$ 分布の f/B による変化を見たものが図 20 である(実験結果)。 $C_{f,mean}$ 分布の全体形状は屋根上面の平均風圧係数 $C_{p,mean}$ 分布(図 13(a)参照)に類似している。これは、下面の風圧係数の変化が上面の風圧係数に比べて小さくて、上面の風圧係数が風力係数に支配的な影響を及ぼすためである(5.1 参照)。



次に、 $\theta = 45^\circ$ のときの平均風力係数分布(コンター図)を 図 21 に示す(CFD の結果)。 f/B が等しい場合、風上から 1/2 スパン程度までの範囲に着目すると、 $W/B = 1$ と $W/B = 3$ で $C_{f,mean}$ 分布は類似している。この領域では、いずれの f/B でも、風上部分には大きな正の風力(下向き)が作用し、風下部分には大きな負の風力(上向き)が作用する。図 19(b)に示したカーポートに関する風洞実験結果も同様である。特に端部の近くで正および負の風力係数の絶対値が大きく、分布の非対称性も強い。端部領域(端から $B/2$ までの領域)より内側では、 $C_{f,mean}$ の大きさは正負とも $\theta = 0^\circ$ のときの値に比べて小さい。図 22 は、 $W/B = 1, \theta = 40^\circ$ の場合について、Line E 上の $C_{f,mean}$ 分布の f/B による変化を示す(実験結果)。これより f/B が大きいほど $C_{f,mean}$ の絶対値が大きく、非対称性が顕著になることが分かる。なお、図 15(c), (f)によれば、 $\theta = 30^\circ$ と 40° のときの $C_{f,mean}$ 分布はほとんど重なっており、正負ともに $C_{f,mean}$ の絶対値が大きく、 $\theta = 50^\circ$ になると小さくなっている。陸屋根に関する既往の研究¹⁰⁾によれば、 $\theta = 30^\circ \sim 40^\circ$ のときに最大の負圧を与える。円弧型独立上屋の場合も同様であると考えられる。

以上の結果に基づき、構造骨組用風力係数について考察す

る。本研究で対象としているような比較的小規模な構造物の場合、構造骨組用風荷重を準定常仮定に基づいて設定することが可能である¹¹⁾。その場合、構造骨組用風力係数は近似的に平均風力係数で与えられる。上述の結果によれば、風向 $\theta \approx 0^\circ$ の場合には、風力係数の桁行方向の変化は小さく、梁間方向分布はLine C上の分布(図20)で代表される。一方、斜め方向の風の場合、風上端から $B/2$ 程度までの領域で正負の大きな風力が作用する。そして、Line E上の風力係数の絶対値は $\theta = 40^\circ$ のときに最大となる。円弧型独立上屋の構造形式として様々なものが用いられるが、構造骨組膜構造では、連続梁形式が最も一般的に用いられると考えられる。そこで、そのような構造形式に対する構造骨組用風力係数のモデルを、 $\theta = 0^\circ$ のときのLine C上の $C_{f,mean}$ 分布と $\theta = 40^\circ$ のときのLine E上の $C_{f,mean}$ 分布に基づき提案する。

図20および22に示した $C_{f,mean}$ 分布を表す最も簡単な近似式として、ここでは次式で与えられるフーリエ級数を用いる。

$$C_f(\xi) = \sum_{n=0}^4 a_n \cos n\pi\xi \quad (3)$$

$$\xi = \frac{s}{s_{max}} \quad (4)$$

式(3)中の係数 a_n は、風洞実験結果を用いて最小二乗法で決定した。結果を表3および表4に示す。また、図20および22には上式で与えられる結果も併せて示した。

表3 Line C上の平均風力係数分布を表すフーリエ係数 ($W/B = 1, \theta = 0^\circ$)

f/B	a_0	a_1	a_2	a_3	a_4
0.1	-0.322	0.231	0.330	0.071	0.110
0.2	-0.258	0.577	0.552	0.063	0.090
0.3	-0.178	0.504	0.665	0.138	-0.060
0.4	-0.056	0.429	0.718	0.200	-0.130

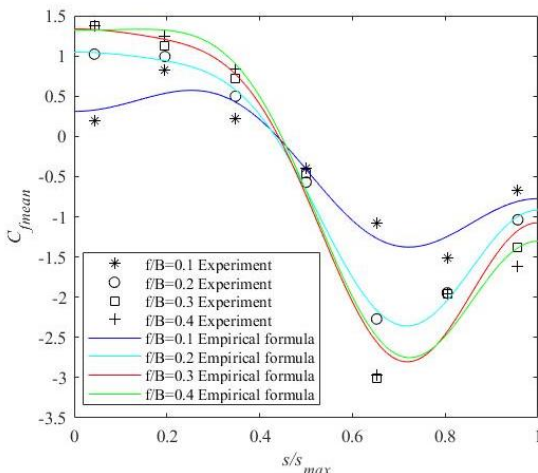


図22 Line E上の平均風力係数分布の f/B による変化 ($W/B = 1, \theta = 40^\circ$)

表4 Line E上の平均風力係数の分布を表すフーリエ係数 ($W/B = 1, \theta = 40^\circ$)

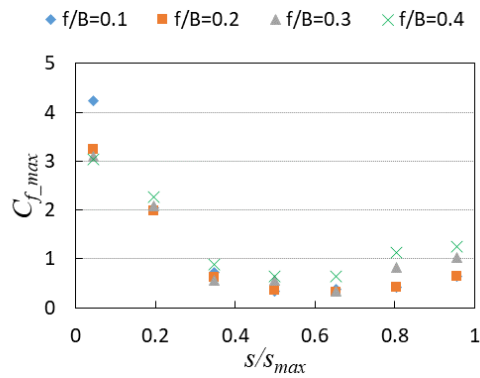
f/B	a_0	a_1	a_2	a_3	a_4
0.1	-0.357	0.954	0.089	-0.412	0.036
0.2	-0.511	1.615	0.368	-0.633	0.209
0.3	-0.543	1.970	0.433	-0.766	0.256
0.4	-0.531	2.063	0.345	-0.752	0.195

5.3 最大・最小ピーク風力係数分布

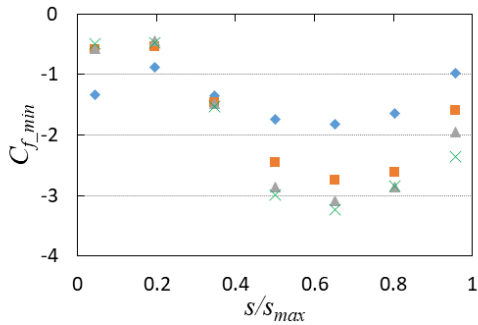
外装材用ピーク風力係数は全風向中の最大・最小ピーク風力係数に基づいて設定されるため、屋根のピーク風力係数の分布を把握する必要がある。図23と図24は屋根中央部分を代表するLine C上と屋根端部を代表するLine Eについて、全風向($\theta = -90^\circ \sim 90^\circ$)中の最大・最小ピーク風力係数分布を示す。Line C上の分布に着目すると、屋根の前端($S/S_{max} = 0 \sim 0.2$)に正のピーク風力係数が大きな値を示している。特に、 $f/B = 0.1$ の場合は正のピーク風力係数が最も大きい。これは $\theta = 0^\circ$ のとき、流れの剥離によって屋根下面に大きなピーク負圧が発生するためである(図14(a)の流線図を参照)。また、屋根の中央部分($S/S_{max} = 0.5 \sim 0.8$)に絶対値の大きな負のピーク風力係数が発生している。いずれも $\theta = 0^\circ$ で発生し、その大きさは f/B が大きいほど大きい。これは、屋根が曲率をもっているため、上面に沿った流れの増速効果によって上面に大きな負圧が発生するためである。

屋根端部のLine E上の最大・最小ピーク風力係数分布に着目すると、Line E上の分布はLine C上の分布とは大きく異なる。最大ピーク風力係数は、屋根の後方領域($S/S_{max} = 0.8 \sim 0.1$)を除くと、全体的にはほぼ等しい値を示している。最小ピーク風力係数は、多くの測定孔において、その絶対値が $3.0 \sim 5.0$ 程度の値を示す。特に、屋根頂部より後方領域($S/S_{max} = 0.6 \sim 0.8$)において、局所的に絶対値の大きな負のピーク風力が発生する。これは、5.1で述べたように、風が斜め方向から吹く場合、流線図(図16, 17)が示すように、屋根端部からの流れの剥離によって円錐状の渦が生成されたためである。

正および負の外装材用ピーク風力係数は、一般には各点における全風向中最大および最小ピーク風力係数に基づいて設定される。本研究の風洞実験では、いずれの模型においても2ライン上の風力分布しか測定していない。しかし、大きなピーク風力が発生する端部領域の値はLine E上の値が概ねカバーしている。また、桁行方向屋根端部領域の値は、Line CおよびLine CE(図4参照)上の端部にある測定点で捕捉することができると考えられる。そこで、本研究では、Line C, CEおよびE上の各測定点における全風向中の最大・最小ピーク風力係数に基づいて、外装材用ピーク風力係数を提案する。まず、建設省告示や荷重指針に示されている独立上屋(切妻、翼型)のピーク風力係数や円弧屋根をもつ閉鎖型建築物のピーク外圧係数の規定を参考に、屋根領域を図25に示すように分割し、風洞実験結果に基づき領域ごとに全風向中絶対値が最大となる正負ピーク風力係数を求めた。

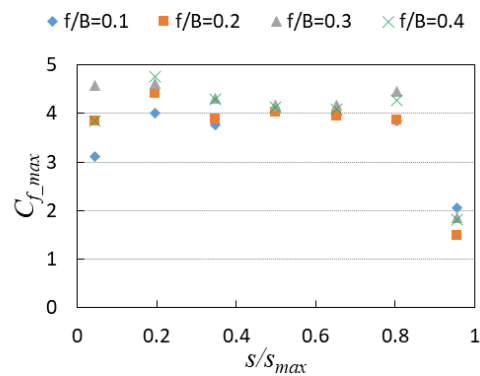


(a) 最大(正)のピーク風力係数

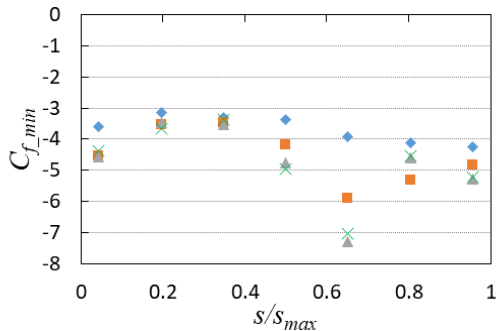


(b) 最小(負)のピーク風力係数

図 23 Line C 上の最大・最小ピーク風力係数



(a) 最大(正)のピーク風力係数



(b) 最小(負)のピーク風力係数

図 24 Line E 上の最大・最小ピーク風力係数

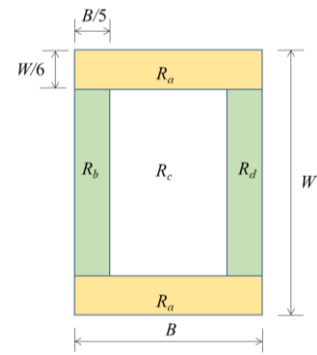


図 25 外装材用ピーク風力係数のための領域分け

表 5 外装材用ピーク風力係数

	R_a	R_b	R_c	R_d
$f/B=0.1$	4.9/-5.2	5.1/-1.6	0.8/-2.2	0.7/-1.2
$f/B=0.2$	6.4/-8.6	3.9/-0.7	0.7/-3.4	0.7/-1.9
$f/B=0.3$	5.6/-7.3	3.8/-0.7	0.9/-3.8	1.2/-2.4
$f/B=0.4$	5.8/-8.5	3.6/-0.6	3.9/-3.9	1.6/-2.9

ピーク風力係数は気流の乱れの影響を受け、乱れの強さ I_u が大きいほど絶対値が大きくなる傾向を示す。本研究でターゲットとしているのは地表面粗度区分IIIである。荷重指針によれば、この気流の場合、屋根平均高さ H での乱れの強さは $I_u = 0.26$ である。一方、本研究で用いた風洞気流での値は約 $I_u = 0.20$ であり、ターゲット値よりいくらか小さい。したがって、設計用ピーク風力係数を提案するに当たっては、乱れの強さの違いに対して補正を行う必要がある。独立上屋のピーク風力係数について、気流の乱れの影響に関する補正方法はこれまで検討されていないが、低層建築物の屋根や壁面に作用するピーク外圧係数に対する補正方法が荷重指針に示されている。それによれば、 $I_u = 0.20$ に対する結果を $I_u = 0.26$ に対する結果に補正するための補正係数 η は式(5)で与えられる。

$$\eta = \frac{1+12 \times 0.26}{1+12 \times 0.2} = 1.21 \quad (5)$$

上で求めた各領域内の最大(正)および最小(負)のピーク風力係数に対して、式(5)で与えられる補正係数 $\xi = 1.21$ を乗じた値を、ここでは正および負の外装材用ピーク風力係数として提案する。結果を表5に示す。本研究では、模型製作上の制約で、圧力測定点は限定されており、提案値はそのような限られた条件下で得られた結果に基づいて得られたものである。したがって、ここで提案した外装材用風力係数を仮の値とする。今後、風洞実験で測定点を増やすとともに、CFD解析も利用して、更なる検討を加え提案値を改善する。

6. おわりに

本研究では、円弧型独立上屋の風圧・風力特性や屋根まわりの流れ性状を、風洞実験並びにCFD解析に基づき把握した。

また、限られた条件下ではあるが、それらの結果や既往の実験結果を考慮し、構造骨組用風力係数と外装材用ピーク風力係数を提案した。以下、本研究で得られた主な結論を纏める。

1) ライズ・スパン比 f/B 、平面辺長比 W/B 、風向 θ が円弧型独立屋根に作用する風圧・風力の特性や屋根まわりの流れ性状に与える影響を把握した。 f/B は屋根上面の流れの剥離、屋根下面への剥離流の再付着の有無に大きな影響を及ぼす。一方、平面辺長比 W/B の影響は比較的小さい。斜め方向から風が吹く場合、風上端から $B/2$ 程度までの領域に大きな負の風力が発生することが確認された。

2) 屋根中央部および端部に設定された 2 つのライン上の平均風力係数 $C_{f,mean}$ の分布に対して、フーリエ級数を用いた近似公式を得た。これらの式は、標準的な骨組膜構造の構造骨組用風力係数として利用可能である。

3) 屋根中央および端部の代表的なライン上の各測定点における全風向中の最大・最小ピーク風力係数に基づいて外装材用ピーク風力係数を検討した。

[謝辞]

本研究の一部は能村膜構造技術振興財団研究助成(2019年)によるものである。

参考文献

- 1) 日本建築学会：建築物荷重指針・同解説，2015
- 2) B. Natalina, M. B. Natalini: Wind loads on buildings with vaulted roofs and side walls – A review, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 161, pp. 9-16, 2017

- 3) M.B. Natalini, C. Morel, B. Natalini: Mean loads on vaulted canopy roofs, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.119, pp.102-113, 2013
- 4) 山村朗丸, 高館祐貴, 植松康: 曲面屋根を有する独立上屋の設計用風荷重に関する研究: その 1 円弧屋根の場合, 膜構造論文集, 第 31 号, pp. 11-24, 2017
- 5) 文礼志, 植松康: 円弧型独立上屋に作用する風圧の時間的・空間的変動特性に関する研究, 膜構造研究論文集, 第 33 号, pp. 39-52, 2019
- 6) 植松康, 宮本ゆかり, ガヴァンスキ江梨: メッシュ膜を用いた HP 型独立上屋の設計用風荷重, 膜構造研究論文集, 第 27 号, pp. 1-13, 2013
- 7) Tieleman, H.W., Akins, R.E. and Sparks, P.R.: A comparison of wind-tunnel and full-scale wind pressure measurements on low-rise structures, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 8, pp.3-19, 1981
- 8) Tieleman, H.W., Hajj, M.R., Reinhold, T.A.: Wind tunnel simulation requirements to assess wind loads on low-rise buildings, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol 74-76, pp.675-685, 1998
- 9) 植松康: 両側支持式 R 型カーポートの設計用風荷重に関する風洞実験報告書, 日本エクステリア工業会, 2021
- 10) Kawai, H., Nishimura, G: Characteristics of fluctuating suction and conical vortices on a flat roof in oblique flow, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 60, pp. 211-225, 1996
- 11) 日本建築学会: 動的風外乱に対する設計—現状と展望—, 日本建築学会, 1999

CHARACTERISTICS OF WIND FORCES ON A CYLINDRICAL FREE ROOF

Lizhi Wen *1

Wei Ding *2

Yasushi Uematsu *3

Summary

In this study, wind tunnel experiments and computational fluid dynamics (CFD) simulation were carried out to investigate the characteristics of wind loads on a cylindrical free roof. The effects of parameters such as rise/span ratio f/B , length/span ratio W/B , and wind direction θ on the characteristics of wind pressures and forces acting on the cylindrical free roof and the flow around the roof were investigated. Based on the distributions of the mean wind force coefficients along two representative lines in the central and edge zones, we have proposed a model of the wind force coefficient distributions used for designing the main wind force resisting systems. Furthermore, models of positive and negative peak wind force coefficients for cladding design have been proposed.

*1 Graduate Student, Disaster Prevention Research Institute, Kyoto University.

*2 Lecturer, National Institute of Technology (KOSEN), Akita College

*3 President, National Institute of Technology (KOSEN), Akita College