

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

文 礼志^{*1}
植松 康^{*2}

梗概

本研究では、円弧型独立上屋に作用する風圧の分布特性や変動特性を風洞実験並びに数値流体解析(CFD)により検討した。まず、風洞実験では屋根のライズ・スパン比と平面辺長比に着目し、それらが風圧特性に及ぼす影響を明らかにした。次に、CFDでは乱流モデルとしてLESを用い、模型製作上の制約のため風洞実験では把握できなかった屋根全体にわたる風圧・風力の空間分布と時間的変動特性を把握した。CFDの結果が風洞実験結果に概ね対応することを確認した上で、一連のCFD計算の結果に基づき、屋根周りの流れと風圧・風力の特性を詳細に把握した。最後に、風洞実験とCFDの結果を纏め、外装材用ピーク風力係数に関する考察を行った。

1. はじめに

独立上屋は、壁がなく柱のみによって支えられる屋根を指し、日除け、雨避けとして、駅舎、公園、スタジアム観客席など様々な場所に利用されている。屋根の上下面が風に曝されるため、両面に作用する風圧の差によって与えられる風力は閉鎖型構造物に比べて非常に複雑なものとなる。また、一般に軽量であるため、風の動的作用の影響を受けやすく、設計時には風荷重が支配的になる場合が多い。

独立上屋には大まかに平面型と曲面型の2種類がある。平面型独立上屋(例えば、片流れ、切妻、翼型)については、Gumley¹⁾、Letchford & Ginger^{2),3)}、植松ら^{4),5)}によって風洞実験に基づいた様々な検討がなされており、現行の建築物荷重指針・同解説⁶⁾(以下、「荷重指針」と呼ぶ)にはそれらの設計用風力係数が規定されている。一方、曲面型独立上屋(例えば、円弧型、ドーム型、HP(Hyperbolic Paraboloid)型)に関しては、レイノルズ数 Re の影響を受けることや模型制作が困難であることから、既往の研究例は少ない。HP型に関して、植松ら⁷⁾は風力測定実験の結果に基づき構造骨組用風力係数を提案している。また、円弧型に関する研究については、Natalini et al.⁸⁾と山村ら⁹⁾の研究が見られるが、Natalini et al.は平均風圧・風力の分布を測定しているのみであり、山村らは風圧の動的荷重効果を検討しているものの、風圧分布は代表的な2本のライン上での測定に限られており、風圧の分布特性や変動特性は十分明らかになっていない。

本研究では、曲面型のうち広く用いられる円弧型独立上屋を対象とし、まず風洞実験を行った。屋根周りの流れを忠実に再現するためには、実験模型の屋根厚さや柱の径をできるだけ小さくする必要がある。本研究では、近年緻密な造形が可能となった3Dプリンタを用いて実験模型を作製することで、高い精度での風洞実験を実現した。風圧測定では屋根の

ライズ・スパン比 f/B と平面辺長比 W/B に着目し、屋根上下面の風圧を同時に測定した。ただし、模型作製上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ライン上のみ設置した。次に、屋根全体の風圧分布を把握するため、風洞実験結果をベンチマークとして、数値流体解析(CFD)を行った。CFDでは、乱流モデルとしてLESを使用することで、風荷重の平均値だけではなく変動成分も取得できるので、屋根全体の風圧分布と風圧の時間的変動特性を把握することが可能である。

本論文は山村ら⁹⁾の研究では明らかにしていない屋根面全体の風圧・風力の分布特性と変動特性に着目し、実験およびCFDにより、ライズ・スパン比 f/B や平面辺長比 W/B が円弧型独立上屋に作用する風圧・風力の分布特性や変動特性に与える影響を把握する。さらに、ガスト影響係数法をピーク風圧・風力係数評価に適用する1つの試みを示すとともに、外装材用ピーク風力係数について考察する。

2. 風洞実験の方法

2.1. 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。実験気流は境界層乱流であり、その平均風速 U_z (高さ $Z=600\text{mm}$ 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1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に対する規定値に概ね相当する。

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⁹⁾は風洞実験において変更可能な

*1 東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻 大学院生

*2 国立高等専門学校機構秋田工業高等専門学校 校長

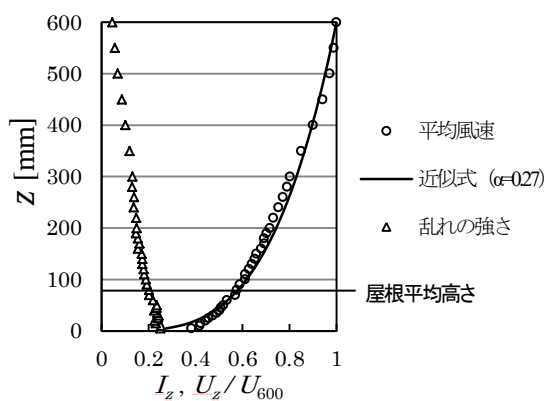


図 1 実験気流のプロファイル

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、本研究ではこの条件を満たすよう、屋根平均高さにおける実験風速 U_H を約 9 m/s と設定する。

2.2. 風圧測定

図 2 に本研究で用いる座標系と記号を、表 1 に実験で使用する円弧型独立上屋の模型の寸法を示す。風向 θ は桁行方向に直角な方向を 0° とする。図 3 に風圧測定用模型の概要を示す。模型の幾何学的縮尺率 λ_L は 1/100 と仮定する。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。屋根の厚さは 2.0 mm、柱の外径は 6.5 mm である。屋根中央および端部（屋根端部より 2.5 mm の位置）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（全部で 28 点）。測定点番号は、図 3 に示

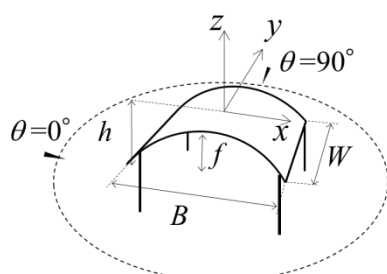


図 2 対象構造物に対する座標系と記号

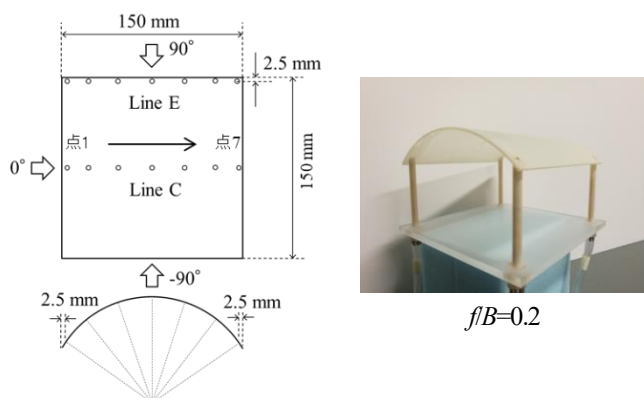


図 3 風圧測定用模型

すように、 $\theta=0^\circ$ の時最も風上側の点を 1 とし、風下に向かって 2, ..., 7 とする。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 2 mm 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变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 2 mm ずれた位置に設けた。本研究では、桁行方向長さ W を変化させることで辺長比 W/B を変化させる。そのため、圧力測定用模型と同じ寸法で圧力測定孔のないダミー模型を 2 体作製した。図 4 に示すように、測定用模型とダミー模型を組み合わせることで、辺長比と圧力測定位置を様々に変化させる。図中、影をつけた部分はダミーモデルを表している。風向 θ は、図 4 に示すように、 -90° から 90° の範囲を 10° ピッチで変化させる。

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 $U_0=35$ m/s、地表面粗度区分をⅢと仮定すると、屋根平均高さ $H=8.0$ 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。幾何学的縮尺率 $\lambda_L=1/100$ より、時間の縮尺率は $\lambda_T=\lambda_L/\lambda_V \approx 1/42$ となる。測定は 14.3 秒（フルスケール換算で 10 分）を 1 セットとし、同一条件下で 10 回測定する。

圧力測定孔に作用する風圧は、高周波数のノイズをカットするために 300 Hz のローパスフィルターをかけた後、サンプリング周波数 500 Hz で全点同時サンプリングされる。実験で使用了チュービングシステムによる変動風圧の歪みは、予め測定された計測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。

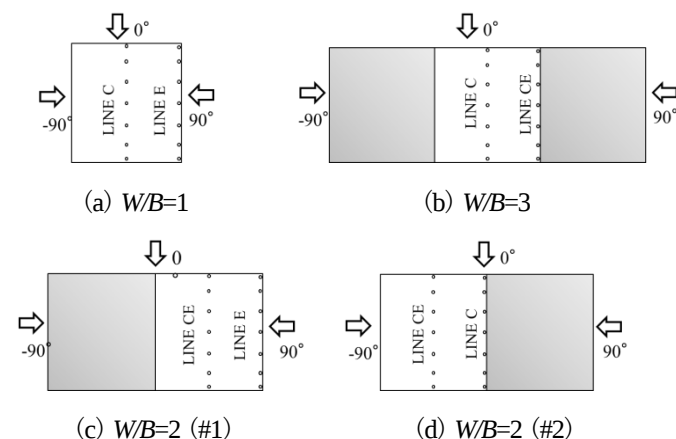


図 4 圧力測定用模型とダミー模型の組み合わせ

表 1 風洞実験模型

f/B	W/B	f (cm)	B (cm)	W (cm)	h (cm)
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

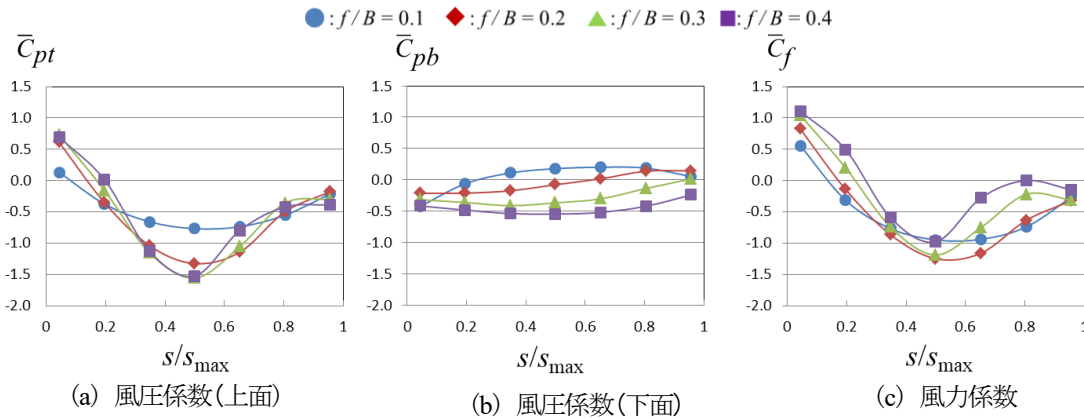


図 5 Line C 上の平均風圧・風力係数分布の f/B による変化 ($W/B=3$, $\theta=0^\circ$)

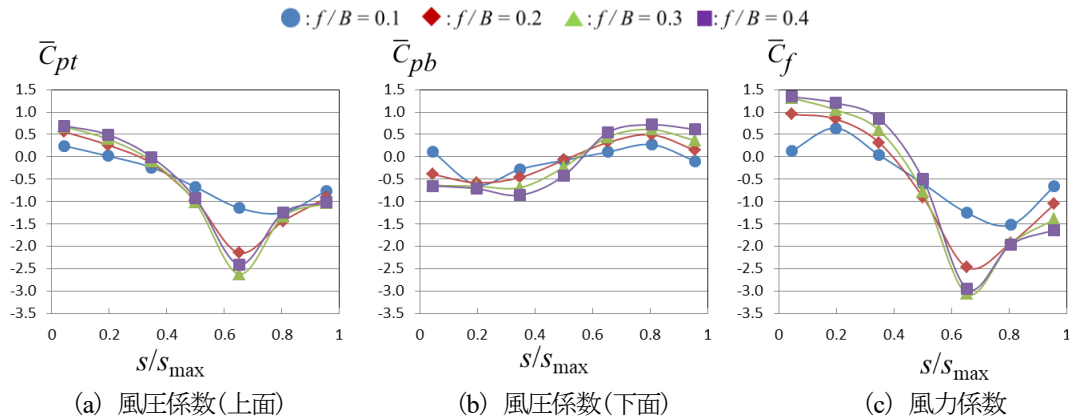


図 6 Line E 上の平均風圧・風力係数分布の f/B による変化 ($W/B=2$, $\theta=40^\circ$)

各圧力測定孔で測定された風圧 p を接近流の屋根平均高さ H における速度圧 q_H で基準化して風圧係数とし、上面および下面の風圧係数をそれぞれ C_{pt} および C_{pb} と表す。風圧係数の符号は、面を押す方向を正とする。屋根に作用する正味の風力を表す風力係数 C_f は次式で与えられる。

$$C_f = C_{pt} - C_{pb} \quad (1)$$

したがって、 C_f の符号は C_{pt} と同じである。

3. 風圧・風力分布に関する実験結果

3.1. ライズ・スパン比 f/B の影響

円弧型独立上屋の風力特性についてはライズ・スパン比 f/B の影響が最も大きいと考えられる。また、屋根面に作用する風圧の大きさは、一般に $\theta=50^\circ \sim 90^\circ$ の範囲では全体的に小さくなることから、ここでは特徴的な 2 風向である $\theta=0^\circ$ と 40° の結果に基づき、風圧分布に及ぼす f/B の影響を検討する。

図 5 は、風向 $\theta=0^\circ$ について、Line C 上の平均風圧・風力係数分布を示す。辺長比 W/B は 3 である。グラフの縦軸は上下面の風圧係数および風力係数の平均値 ($\bar{C}_{pt}$, $\bar{C}_{pb}$ および $\bar{C}_f$) を表し、横軸は風上側屋根軒先を原点 ($s=0$) とし、屋根面に沿った座標 s を最大値 $s_{\max}$ で基準化したものである。上面の平均風圧係数 $\bar{C}_{pt}$ に着目すると、 $f/B=0.1$ の場合、流れの剥離が発

生しないため、 $\bar{C}_{pt}$ 分布は滑らかである。一方、 $f/B=0.2, 0.3, 0.4$ の場合、流れの剥離が発生している。剥離点位置は $\bar{C}_{pt}$ 分布の変曲点に概ね対応し、 $f/B=0.3, 0.4$ では、剥離点以降の領域では $\bar{C}_{pt}$ はほぼ一定値を示す。また、 f/B が大きくなると剥離点の位置が風上側に移動し、 $f/B=0.2, 0.3, 0.4$ について、流れの剥離はそれぞれ $s/s_{\max} \approx 0.8, 0.7, 0.6$ の位置で発生する。次に下面の平均風圧係数 $\bar{C}_{pb}$ に着目すると、 $f/B=0.1$ の場合、風上側軒先で剥離した流れが再付着するため、 $\bar{C}_{pb}$ の符号が負から正に変わる。 f/B が大きくなると再付着点が後方に移動し、 $f/B=0.3$ の場合には再付着は発生しなくなる。最後に平均風力係数 $\bar{C}_f$ に着目すると、全体の分布形状は上面の平均風圧係数 $\bar{C}_{pt}$ のそれに近い。これは、屋根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。

図 6 は、風向 $\theta=40^\circ$ の場合の Line E (図 4(c) 参照) 上の平均風圧・風力係数分布を示す。辺長比 W/B は 2 である。屋根上面の平均風圧係数 $\bar{C}_{pt}$ には風下側 ($s/s_{\max}=0.6 \sim 0.8$) で局所的に大きな負の値が生じている。これは「けらば」での流れの剥離によって渦が生成されたためと考えられる。屋根下面の平均風圧係数 $\bar{C}_{pb}$ を見ると、屋根前方 ($s/s_{\max}=0 \sim 0.6$) では流れの剥離で負圧を示すが、屋根後方 ($s/s_{\max}=0.6 \sim 1.0$) では流れが屋根下面に沿って流れるため、正圧を示している。

3.2. 屋根平面の辺長比 W/B の影響

図 7 は、 $f/B=0.1$ 、風向 $\theta=0^\circ$ の場合について Line C 上の平均風圧係数分布の W/B による変化を示す。まず、上面の平均風圧係数 $\bar{C}_{pt}$ に着目すると、 W/B の増大に伴い、 $\bar{C}_{pt}$ の分布形状はほとんど変化しないが全体的に負圧側にシフトしている。これは、 W/B の増大に伴って流れの二次元性が強くなり、屋根中央の Line C に沿う流れが速くなり、それに応じて圧力が低下したことによると考えられる。次に、下面の平均風圧係数 $\bar{C}_{pb}$ に着目すると、 $W/B=3$ の場合、流れの再付着点が $W/B=1$ の場合より風上側に移動しているように見られる。注意すべきことに、 $W/B=2$ の場合、端部($s/s_{\max}=0$ および 1) 近傍の点における値がやや特異な挙動を示している。これは、 $W/B=2$ の場合には圧力測定ラインの近くに柱が存在しており(図 4 参照)、その影響を受けたためと考えられる。しかし、全体としては $W/B=1$ と 3 の結果の中間的な挙動を示している。

図 8 は、 $f/B=0.4$ 、風向 $\theta=0^\circ$ について Line C 上の平均風圧係数分布の W/B による変化を示す。上面の平均風圧係数 $\bar{C}_{pt}$ を見ると、 $f/B=0.1$ の場合と同様、 W/B の増大に伴い $\bar{C}_{pt}$ の分布が全体的に負圧側にシフトしている。下面の平均風圧係数 $\bar{C}_{pb}$ については、 $f/B=0.1$ の場合に比べて $\bar{C}_{pb}$ の変化が小さい。これは、 $f/B=0.4$ の場合、剥離流が再付着せず屋根下面全体が剥離流に覆われるためである。また、 W/B の影響は比較的小さい。

図 9 は、 $f/B=0.4$ 、風向 $\theta=40^\circ$ について Line C 上の平均風圧係数分布の W/B による変化を示す。分布に及ぼす W/B の影響は図 8 より大きい。それは、模型端部から中央に位置する Line C までの距離が W/B によって異なるので、斜め方向からの風向の場合、その影響が強く表れたためである。

風洞実験では風圧測定ライン数が限られているため、全体的な流れの挙動を詳細に捉えることは困難である。そこで、そのような風向の場合の風圧分布に及ぼす W/B の影響については、後述するように、CFD の結果に基づき考察する。

紙面の都合上結果は示さないが、屋根端部の Line E 上の風圧係数分布は W/B の影響をほとんど受けないことが分かった。これは、Line E 上の風圧は端部近傍の局所的な流れの影響を強く受けるためと考えられる。

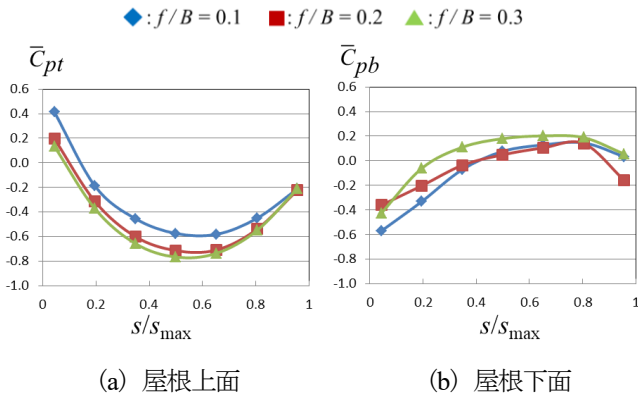


図 7 Line C 上の平均風圧係数分布の W/B による変化 ($f/B=0.1, \theta=0^\circ$)

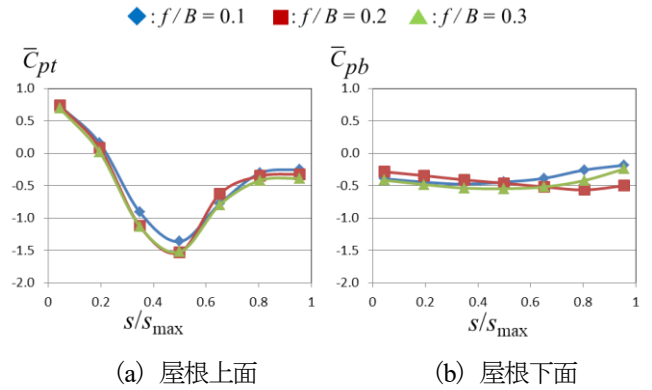


図 8 Line C 上の平均風圧係数分布の W/B による変化 ($f/B=0.4, \theta=0^\circ$)

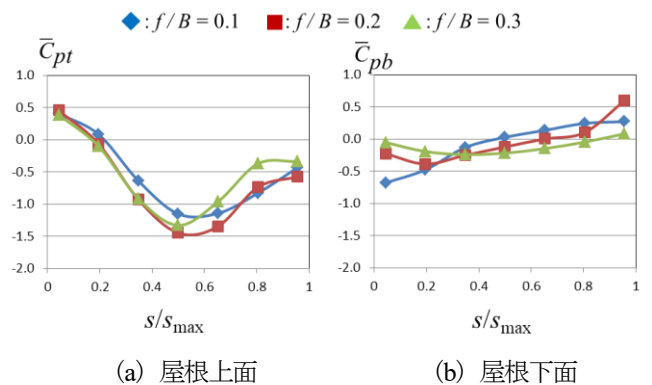


図 9 Line C 上の平均風圧係数分布の W/B による変化 ($f/B=0.4, \theta=40^\circ$)

3.3. 乱れの強さとピーク風圧係数の関係

前節では屋根に作用する風圧係数および風力係数の平均値のみを検討した。その結果は構造骨組用風力係数を検討する上では有用なデータとなるが、外装材のように瞬間的な風力の影響が大きい部材の設計においては、平均値ではなくピーク値が重要となる。風圧のピーク値は乱れの強さの影響を強く受けるため、本節では乱れの強さとピーク風圧係数の関係を検討する。

植松ら⁴⁾は、屋根端部近傍に発生する比較的大きなピーク風力係数についてはガスト影響係数法を用いて概ね妥当に評価できることを示した。ここに、ガスト影響係数 G_f は風力係数 C_f の平均値に対する最大あるいは最小ピーク値(平均値と同符号のピーク値)の比として定義されている。今、準定常仮定が成り立つと仮定すれば、 G_f は近似的に次式で与えられる。

$$G_f = (1 + g_v \cdot I_{uh})^2 \quad (2)$$

ここに、 g_v および I_{uh} は、それぞれ気流のピークファクターおよび屋根平均高さ H における乱れの強さである。なお、(2) 式は、平均風力係数の大きさが小さい屋根内部領域には適用できないとされている。

本節では、植松ら⁴⁾の考え方を参考に、内部領域も含めてピーク風圧係数をガスト影響係数法に基づき推定する方法を検討してみる。まず、風圧のガスト影響係数 G_p を下式で定義する。

$$G_p = C_{p \cdot \text{peak}} / C_{p \cdot \text{mean}} \quad (3)$$

ここに、 $C_{p \cdot \text{peak}}$ と $C_{p \cdot \text{mean}}$ は、それぞれ風圧係数のピーク値と平均値である。ピーク風圧係数 $C_{p \cdot \text{peak}}$ には最大と最小の二つの値があるが、ここでは $C_{p \cdot \text{mean}}$ の符号に一致する方を用いる。つまり、 $C_{p \cdot \text{mean}}$ が正であれば最大ピーク値を、 $C_{p \cdot \text{mean}}$ が負であれば最小ピーク値を用いる。

図 10 は、 $f/B=0.1$ の場合について、Line C 上の屋根上面風圧のガスト影響係数 G_p を平均風圧係数の絶対値 $|C_{p \cdot \text{mean}}|$ に対してプロットしたものである。図には全風向に対する結果が示されている。測定点番号(1~7)は図 3 に示す通りである。図 10 によれば、 $|C_{p \cdot \text{mean}}|$ の増大に伴い G_p が小さくなり、ほぼ一定値に収斂する傾向を示す。

いま、準定常仮定を準用し、 $C_{p \cdot \text{peak}}$ が次式に示すように 2 つの成分の和で表されると仮定する。

$$C_{p \cdot \text{peak}} = (1 + g'_v \cdot I_{uH})^2 C_{p \cdot \text{mean}} + k I_{uH} \quad (4)$$

準定常仮定では、荷重効果のガスト影響係数は、(2)式に示すように、気流の乱れのみで決まるものであるが、構造物に近づく過程で変形する渦もあれば(スケールの小さい渦)、流れの剥離によって生じる渦もある。そこで、ピーク風圧係数を、接近流に含まれる大きいスケールの渦による成分(準定常仮定が成り立つもの)とそれ以外の成分、すなわち渦の歪みや剥離渦によるものの和として簡便に表されると仮定する。右辺の第一項は(2)式のように、平均風圧係数 $C_{p \cdot \text{mean}}$ に比例する準定常成分(ここでは、意味が多少異なるので、「準定常部分」と呼ぶ)を表す。なお、(2)式の g_v は気流のピークファクターであるが、(4)式の g'_v は屋根の部位により変化すると考える。屋根風上端部においては、構造物による気流の歪みの影響は小さく、そこに当たる最大瞬間風速は気流の最大瞬間風速とほぼ同じであり、 $g'_v \approx g_v$ と考えてよい。一方、風下側部位においては、接近流に含まれる渦が屋根によって変形したり、流れの剥離によって生じる渦の影響を受けたりするので、 g'_v

と g_v は必ずしも一致しない。(4)式右辺の第二項は構造物による渦の歪みや剥離渦による影響を表すものであるが、それらの影響は非常に複雑である。いずれに対しても乱れの強さの影響が大きいと考えられるので、ここでは最も簡単なモデルとして I_{uH} に比例すると仮定した。なお、比例定数 k の符号は $C_{p \cdot \text{mean}}$ の符号に一致させる。

(3)式と(4)式より、 G_p は次式のように表される。

$$G_p = (1 + g'_v \cdot I_{uH})^2 + k I_{uH} / C_{p \cdot \text{mean}} \quad (5)$$

上式には g'_v と k という二つの未知数が含まれている。それらの値は、図 10 に示された G_p と $C_{p \cdot \text{mean}}$ の関係において、代表的な 2 点の値($C_{p \cdot \text{mean}}$, G_p) を代入すれば決定することができる。ここでは、全体的な挙動を表すため、 G_p の最も大きい値と最も小さい値を選ぶことにする。図 10 の結果より、測定点は明らかに二つのグループに分類される。一つは $C_{p \cdot \text{mean}}$ の増大に伴い G_p が約 4.5 に収斂する点 1 (風上端に近い点) である。この場合 $C_{p \cdot \text{mean}}$ は常に正である。他の点の結果はいずれも近い傾向を示し、 $C_{p \cdot \text{mean}}$ の増大に伴い G_p は約 2 に収斂する。これらの点では $C_{p \cdot \text{mean}}$ は常に負である。これら 2 つのグループについて、それぞれ、 G_p が大きい点と小さい点を選んで(5)式に代入し、 g'_v と k を求めると、図 10 中の実線で示された結果が得られる。第一のグループ(点 1)に対する g'_v は 3.73 であり、実スケールでの平均化時間 0.3~0.4 秒に対する風速のピークファクター g_v にほぼ等しい¹⁰⁾。これは、植松ら⁴⁾が指摘したように、端部領域での風圧変動は主に接近流の変動の影響を受けていること示唆している。一方、他の点における g'_v は g_v よりかなり小さく、これは渦の変形や流れの剥離に伴う渦の影響を強く受けた結果といえる。

ここで、(5)式に基づき、本実験で用いた気流とは異なる気流に対するピーク風圧係数の推定方法を検討してみる。本実験で用いた圧力測定用模型は山村ら⁹⁾と同じであるが、実験気流のプロファイルはいくらか異なり、「べき指数」は $\alpha=0.22$ 、屋根平均高さにおける乱れの強さは $I_{uH}=0.16$ であった。いま、この $I_{uH}=0.16$ と前述の点 1 における $g'_v=3.73$ 、 $k=3.08$ を式(5)に代入し、山村ら⁹⁾の実験条件に対して点 1 のガスト影響係数を予測した結果を図 11 に示す。これより予測結果と実験結果がよく対応していることが分かる。

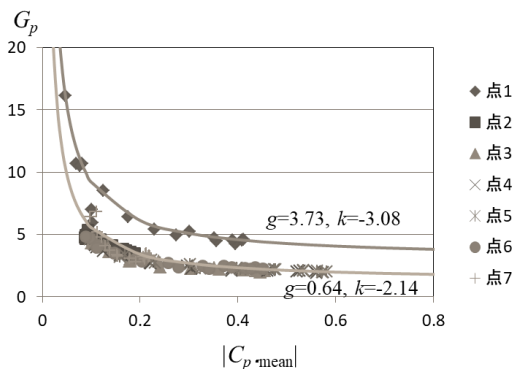


図 10 屋根上面・Line C 上の風圧のガスト影響係数

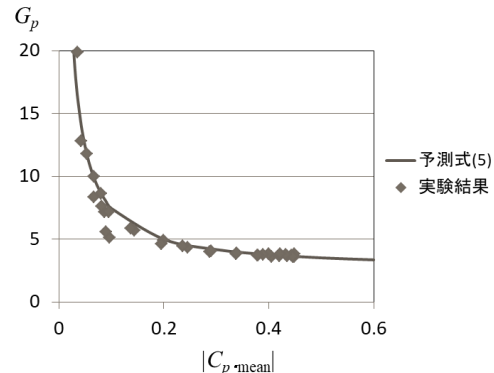


図 11 屋根上面風圧のガスト影響係数に関する(5)式と山村ら⁹⁾の実験結果の比較

次に、ピーク風圧係数の予測方法について検討する。いま、異なる乱れの強さ $I_{uH \cdot 1}$ 、 $I_{uH \cdot 2}$ を有する 2 種類の気流におけるピーク風圧係数をそれぞれ $C_{p \cdot peak \cdot 1}$ 、 $C_{p \cdot peak \cdot 2}$ と表す。乱れの強さが異なっても、同一の風向と位置では $C_{p \cdot mean}$ 、 g'_v 、 k の値は変わらないと仮定すると、式(4)より次式を得る。

$$C_{p \cdot peak \cdot 2} = \frac{(1+g'_v I_{uH \cdot 2})^2}{(1+g'_v I_{uH \cdot 1})^2} C_{p \cdot peak \cdot 1} + k \left(I_{uH \cdot 2} - \frac{(1+g'_v I_{uH \cdot 2})^2}{(1+g'_v I_{uH \cdot 1})^2} I_{uH \cdot 1} \right) \quad (6)$$

これは $C_{p \cdot peak \cdot 2}$ と $C_{p \cdot peak \cdot 1}$ が線形関係にあることを表している。図 12 は、屋根上面の点 2～7 におけるピーク風圧係数について、本実験結果 ($C_{p \cdot peak \cdot 2}$) と山村ら⁹⁾の結果 ($C_{p \cdot peak \cdot 1}$) の関係をプロットしたものである。同図には、(6)式の関係式も併せて示してあるが、実験結果によく対応している。

ある点の g'_v と k は屋根周りの乱れがその点における風圧に及ぼす影響を反映するパラメータであり、屋根面上の位置によって値が変化する。また、風向によっても変化すると思われる。図 13 は、 $f/B=0.1$ の場合について、屋根上面の Line E 上の各点における風圧のガスト影響係数を示す。実験した全風向に対する結果がプロットされている。 $|C_{p \cdot mean}|$ が大きくなると G_f が一定値に収束するという傾向は Line C と同じであるが、 $|C_{p \cdot mean}|$ が小さい範囲では G_f のばらつきが大きい。これは、斜めからの風向の場合、屋根端部での流れの剥離によって k の値が大きく変化するためと考えられる。図 14 は、屋根上面・Line E 上の各点におけるピーク風圧係数について、本実験結果と山村ら⁹⁾の実験結果の関係を示す。図の中の直線は、 $g'_v=3.7$ 、 $k=0$ を(6)式に代入して得られた結果を示しており、実験結果に概ね適合している。これより屋根端部にお

ける風圧変動は接近流に含まれる風速変動の影響を直接的に受けていると考えられる。すなわち、屋根端部の風圧変動については準定常仮定が概ね成り立つことを意味し、これは植松ら⁴⁾の結論を裏付けるものといえる。

下面の風圧については、屋根上面 Line E 上の風圧と同様、風向の影響が大きい。3.1 節で述べたように、下面の風圧係数は上面の風圧係数に比べて全体的に絶対値は小さく空間的变化も小さい。そこで、(4)式の関係が風力係数にも適用できると仮定する。なお、風力係数のガスト影響係数 G_f も、(3)式のように、最大もしくは最小ピーク値と平均値の比と定義する。図 15 は、 $f/B=0.4$ の場合について、風力係数の絶対値 $|C_f \cdot mean|$ とガスト影響係数 G_f の関係を示す。同図には、各点における風力係数について得られた k と g の値(表 2)を(5)式に代入して得られる曲線も併せて示してある。 $|C_f \cdot mean| = 0.2 \sim 0.4$ の範囲ではいくらか違いが見られるが、全体的に実験値と(5)式の結果は整合している。また、 $|C_f \cdot mean|$ が大きくなると、(5)式右辺の第二項の影響は小さくになり、このとき、 g'_v が大きいほど、 G_f の値が大きい。さらに、図 16 は、 $f/B=0.4$ の場合のピーク風力係数 $C_{f \cdot peak}$ について、本実験結果 $C_{f \cdot mean \cdot 2}$ と山村ら⁹⁾の結果 $C_{f \cdot mean \cdot 1}$ の関係を示す。同図に、 $g'_v=3.7$ 、 $k=0$ を(6)式に代入して得られた結果(直線)も併せて示した。Line C については、表 2 に示した各点における g'_v の値が 3.7 より小さいため、(6)式はピーク風力係数を過大評価する。一方、Line E については、図 14 と同様、直線と実験データは概ね整合している。

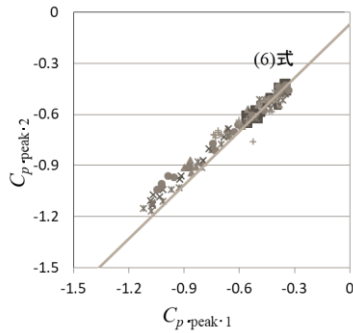


図 12 屋根上面・Line C 上のピーク風圧係数に関する本研究と山村ら⁹⁾との比較

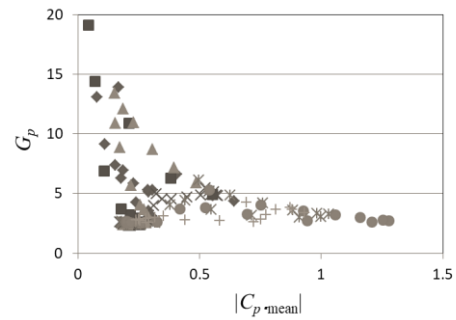


図 13 屋根上面・Line E 上の各点の風圧のガスト影響係数

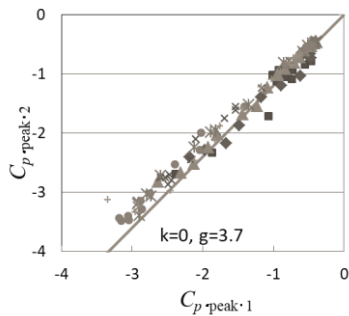


図 14 屋根上面・Line E 上のピーク風圧係数に関する本研究と山村ら⁹⁾との比較

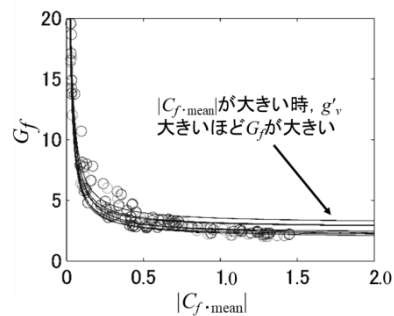


図 15 Line C 上の風力のガスト影響係数

表 2 図 15 の各点の k と g

点	1	2	3	4	5	6	7
k	2.34	4.29	2.06	2.07	2.10	1.79	2.27
g	1.89	1.67	1.96	1.52	2.77	2.25	2.60

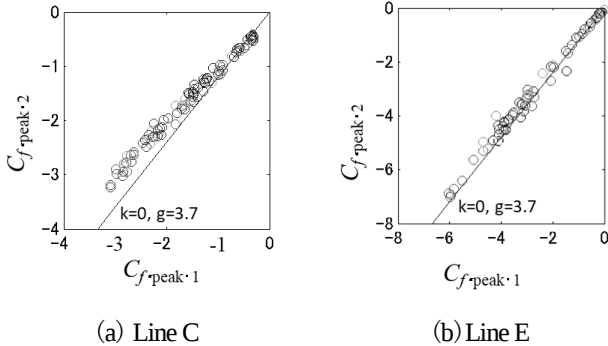


図 16 本研究と山村ら⁹⁾の実験におけるピーク風力係数の関係 ($f/B=0.4$)

以上の検討により、本実験と山村ら⁹⁾の実験結果に基づいて、(4)式の妥当性は概ね検証されたが、二つの実験気流の I_{uf} の値は、それぞれ 0.2, 0.16 であり、それほど大きく異なる訳ではないので、適用性については更なる検討が必要である。

4. 数値流体解析方法

4.1. 解析概要

屋根面全体に作用する風圧の分布と変動特性を把握するため、LES (Large Eddy simulation) による数値流体解析 (CFD) を行う。なお、ここでの数値計算は風洞実験を模した縮尺モデルでの解析である。CFD 解析には 2 つのプロセスがある。一つ目は流入変動風の作成であり、本研究では、風洞実験での気流作成法に倣い、スパイヤー、ラフネスブロックという各種抵抗要素を再現し、境界層乱流を作成する。二つ目は屋根を含む広い領域を対象とした流体計算であり、流入変動風作成モデルで抽出した変動風の時刻歴を流入境界条件として与える。予め作成した流入変動風を何回も繰り返し利用できることがこの方法の利点である。

LES は膨大な計算時間とコストがかかるため、本研究の計算モデルは、屋根上面での流れの剥離が生じない $f/B=0.1$ と剥離が生じる $f/B=0.4$ の 2 種類の屋根だけを選び、それぞれ W/B を 1, 2, 3 と変化させる。また、風向は 0° と 45° とする。

4.2. 乱流解析手法

LES を用いた解析において、SGS モデルには以下に示す標準 Smagorinsky モデルを用いる。すなわち、Navier Stokes 方程式に、空間フィルターをかけて、SGS 応力 τ_{ij} を速度歪テンソル S_{ij} でモデル化したものである。

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}_i \bar{u}_j}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} - \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + \nu \frac{\partial^2 \bar{u}_i}{\partial x_j^2} \quad (7)$$

$$\tau_{ij} = -2(C_s \bar{\Delta})^2 |\bar{S}| \quad (8)$$

$$|\bar{S}| = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}} \quad (9)$$

ここに、 C_s は Smagorinsky 定数であり 0.15 とする。なお、固体表面の近傍で SGS 応力が過大にならないように、van Driest 減衰関数を適用する。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。

4.3. 流入変動風作成モデル

図 17 に、流入変動風作成用のモデルを示す。計算領域は幅 1.4m × 高さ 1.0m × 長さ 5.3m である。計算格子は構造格子と非構造格子を組み合わせたハイブリッド格子であり、床面やスパイヤー・ラフネスブロックの近傍にテトラ要素を使い、他の領域にはヘキサ要素を使う。床面やスパイヤー・ラフネスブロックに向かって、格子を細分化し、最小の格子寸法は 2mm である (図 18)。総格子数は約 715 万である。

境界条件としては、流入境界で乱れない $U=10\text{m/s}$ の一様流を与える。また、流出面は移流境界、天井と側面は slip 条件、床面やスパイヤー・ラフネスブロックの壁面の速度は 0 とする。なお、床面と壁面には Spalding 則による壁関数を適用する。計算時間刻みは 5×10^{-5} 秒とする。最初の 10 秒は助走計算とし、次に実スケールの 10 分間に概ね相当する 15 秒の計算を行う。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、同面内の全節点の変動風速を保存する。図 19(a) に風速抽出面での風速のプロファイルを示す。

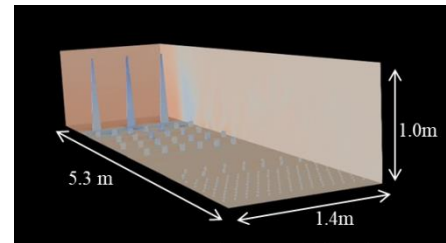


図 17 流入変動風作成モデルの概要

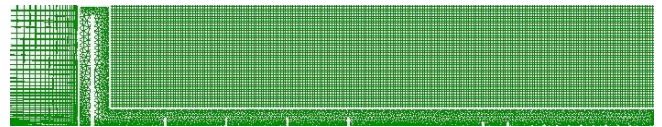


図 18 流入変動風作成モデルの計算格子

4.4. 独立上屋の計算モデル

図 20 に独立上屋の計算モデルを示す。計算領域は幅 1.4m × 高さ 1.0m × 長さ 1.5m である。計算格子には流入変動風作成モデルと同様ハイブリッド格子を用いる。最小の格子寸法は 3mm であり、屋根の幅 W の 1/50 である。良い精度を実現するため、図 20 (b) のように、屋根の壁面には 3 層の境界層要素を挿入し、第一層の格子の幅は 1.5mm とする。なお、床面

と屋根壁面には Spalding 則による壁関数を適用する。実験と同様、辺長比 W/B を変化させて解析を行うが、それらの計算モデルの総格子数は 120 万から 280 万である。

計算モデルの流入境界には流入変動風作成モデルで抽出した変動風速の時刻歴を与える。図 19 (b)に、流入境界面から 0.48m の位置(設置する建物モデルの中心位置)における風速のプロファイルを示す。図 19 (a)の流入境界面におけるプロファイルと比べると、床面の近傍における乱れの強さがやや小さくなっていることが分かる。比較のため、同図には風洞気流のプロファイルが実線で示されているが、両者は概ね一致していることが分かる。流入境界以外の境界条件は流入変動風作成モデルと同様である。計算の時間刻みは 1×10^{-4} 秒とする。

独立上屋では一般に細い柱が使われるため、柱が屋根周りの流れに及ぼす影響は小さいと考えられる。また、実際の設計では、柱の太さや配置は必ずしも風洞実験模型と同じではない。そこで、本計算モデルでは柱は再現されていない。

以下、CFD の計算結果を上述の風洞実験結果と比較することにより、CFD モデルの妥当性を検証する。次に、CFD の計算結果を用いて屋根周りの流れ場や屋根全体に作用する風圧・風力の分布を把握する。

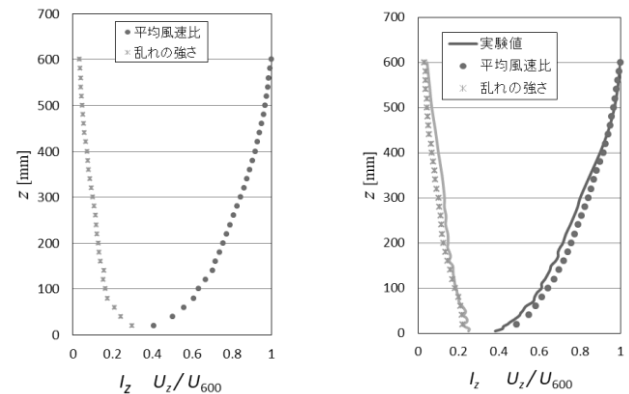
5. 数値流体解析計算結果

5.1. 数値流体解析の妥当性検証

図 21 および図 22 は、風向 $\theta = 0^\circ$ および 45° における Line C および E 上の平均風圧係数分布について、実験結果と計算結果を比較したものである。 $\theta = 0^\circ$ の結果を見ると、両者はよく対応しているが、 $\theta = 45^\circ$ については必ずしもよく対応しているとはいえない。例えば、図 22 (a)に示した $f/B=0.1$ 、 $W/B=1$ の場合、Line E において屋根下面の風上側隅角部近傍での両者の一致度が悪い。これは、CFD モデルでは柱を再現していないのに対し、風洞実験では隅角部に柱が存在し、それが流れに影響を及ぼしたためと考えられる。柱の影響が小さくなる風上端部から離れた点については実験結果との対応がよくなっている。図 22 (c)に示した $f/B=0.1$ 、 $W/B=2$ の場合の Line C に沿った分布を見ると、上面の風圧係数はいずれの位置においても概ね合っているが、下面の風圧係数は全体的に少しずれている。一方、図 22 (b)と(d)に示した $f/B=0.4$ に関する結果では、Line C および E いずれにおいても実験結果と計算結果はよく一致している。これらの場合には、柱の影響が小さいと考えられる。以上の検討により、屋根下面の風圧係数については、柱の影響により必ずしも良く対応していないところがあるが、それ以外については、計算結果と実験結果は全体的に良い対応を示しており、数値流体解析手法の妥当性が確認されたといえる。なお、以下の計算においては、柱は再現しておらず、その影響は無視する。

5.2. 屋根周りの流れ場と作用する風圧場

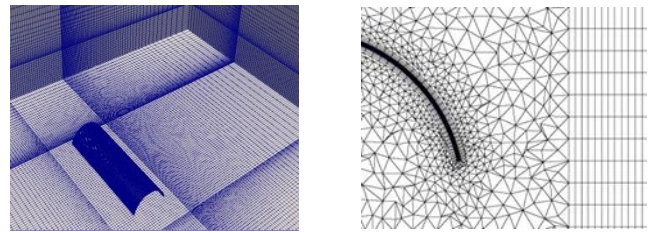
図 23～図 26 は、様々な W/B について風向 $\theta = 0^\circ$ の場合の



(a) 流入境界面

(b) モデル設置位置

図 19 CFD のプロファイルと実験値の比較



(a) 鳥瞰図

(b) 屋根近傍の格子

図 20 計算モデルでの格子分割

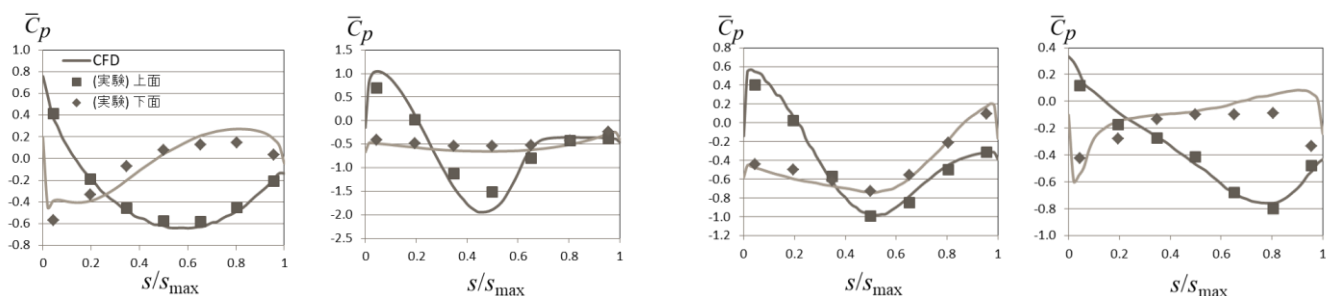
平均風圧係数と平均風力係数の分布を示す。なお、 $W/B=2$ の場合の分布は $W/B=3$ のそれとほとんど変わらなかった。まず、図 23 と図 25、図 24 と図 26 を比較することで風圧・風力係数分布に及ぼす f/B の影響を検討する。上面の平均風圧係数 $\bar{C}_{p1}$ に着目すると、屋根端部に近い領域を除けば、風圧係数は桁行方向にほぼ一様に分布している。屋根の風上側には正圧、それ以外の部分には負圧が作用している。最大負圧は屋根頂部付近で発生する。また、 f/B が大きいほど、風上領域の正圧と屋根頂部付近の負圧の絶対値が大きくなっている。

次に、下面の風圧係数に着目すると、 $f/B=0.1$ と 0.4 の風圧係数は大きく異なる。その原因は 3.1 節で述べたように、 $f/B=0.1$ の場合、風上側端部で剥離した流れは屋根後方で再付着するのに対して、 $f/B=0.4$ の場合、流れの再付着は発生しないためである。図 27 (a)に、 $W/B=3$ の場合について、 $f/B=0.1$ と 0.4 を有する屋根の中央断面内の平均速度分布と流線図(いずれも時間平均値)を示す。これより屋根上面での流れの剥離の有無、屋根下面での流れの再付着の有無が f/B に依存することがよく分かる。

次に、 W/B の影響を検討する。屋根上面の風圧係数については、 W/B が大きくなると、屋根頂部での負圧の値が大きくなっている。これは 3.1 節で述べたように、 W/B の増大に伴って流れの二次元性が強くなり、Line C に沿う流れが屋根中央部で速くなり、それに応じて圧力が低下するためである。 W/B が下面の風圧係数分布に及ぼす影響について見てみると、 $f/B=0.1$ の場合、 $W/B=3$ の方が流れの再付着点が風上側方向にいくらか移動するものの、 $W/B=1$ と 3 で分布形状は類似している。一方、 $f/B=0.4$ の場合、 $W/B=3$ の方が中央部の負圧が大

きい。図 27 (b)に、それぞれの屋根平均高さにおける水平断面の速度分布と流線図(いずれも時間平均値)を示す。 $f/B=0.1$ の場合、 W/B が大きくなると流れの二次元性が強くなり、屋根下面の流れは屋根の両側近傍を除いてほぼ一样になる。 $f/B=0.4$ の場合、流線は全く異なり、強い三次元性を示す。

$W/B=3$ の場合でも、屋根の端部だけでなく、中央部でも流線は強い三次元性を示しており、エネルギーの消散が大きくなり、圧力が小さくなると考えられる。



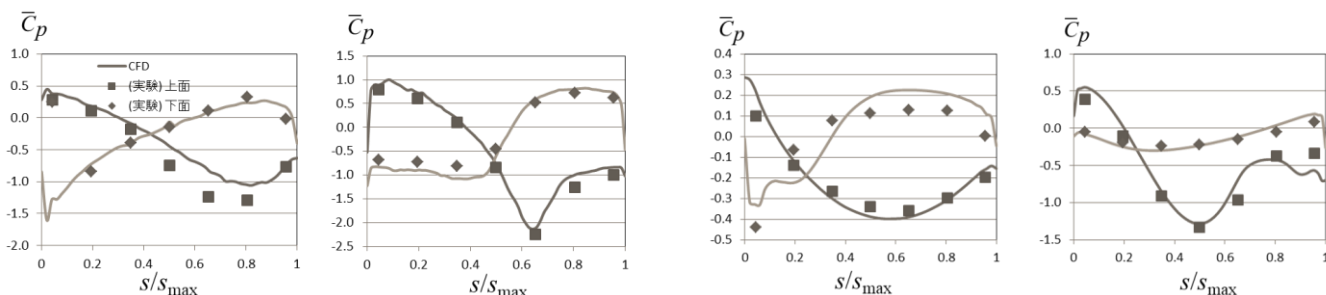
(a) Line C ($f/B=0.1, W/B=1$)

(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 21 平均風圧係数分布に関する実験値と CFD の比較 ($\theta=0^\circ$)



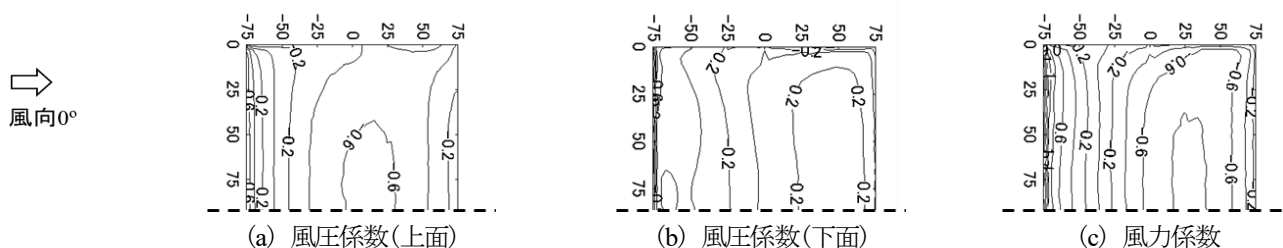
(a) Line E ($f/B=0.1, W/B=1$)

(b) Line E ($f/B=0.4, W/B=1$)

(c) Line C ($f/B=0.1, W/B=2$)

(d) Line C ($f/B=0.4, W/B=3$)

図 22 平均風圧係数分布に関する実験値と CFD の比較 ($\theta=45^\circ$)

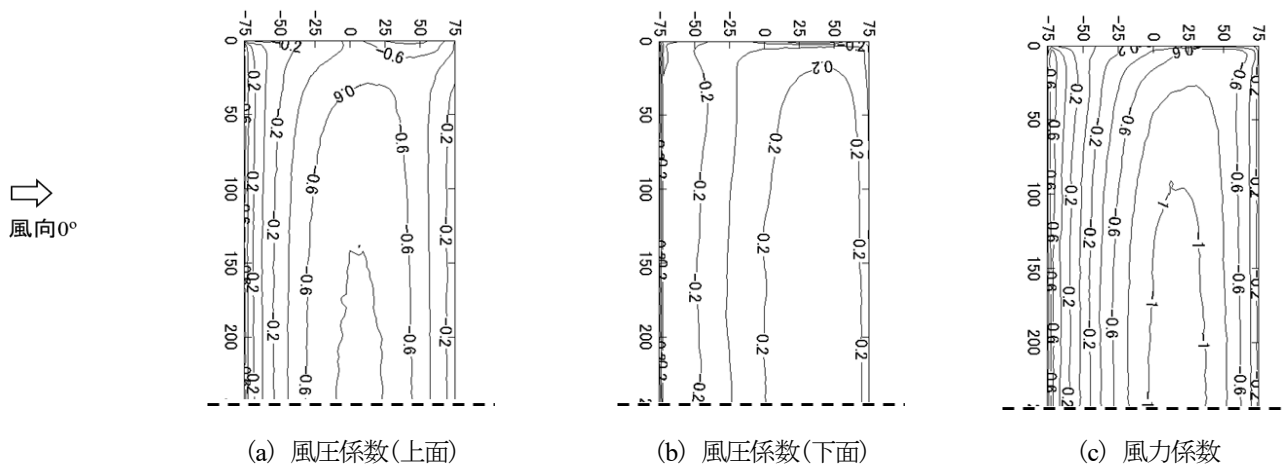


(a) 風圧係数(上面)

(b) 風圧係数(下面)

(c) 風力係数

図 23 平均風圧・風力係数分布 ($\theta=0^\circ, f/B=0.1, W/B=1$) (屋根辺長の単位:mm)



(a) 風圧係数(上面)

(b) 風圧係数(下面)

(c) 風力係数

図 24 平均風圧・風力係数分布 ($\theta=0^\circ, f/B=0.1, W/B=3$) (屋根辺長の単位:mm)

風向0°

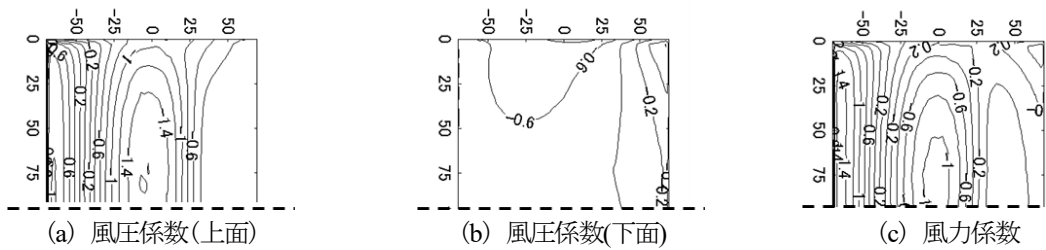


図 25 平均風圧・風力係数分布 ($\theta=0^\circ, f/B=0.4, W/B=1$) (屋根辺長の単位:mm)

風向0°

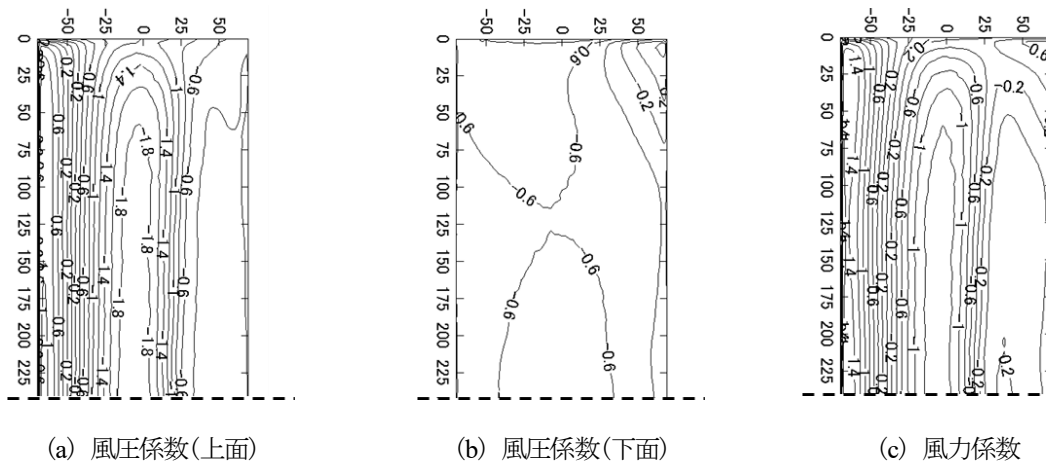
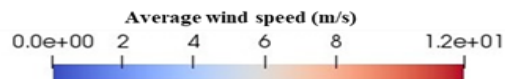
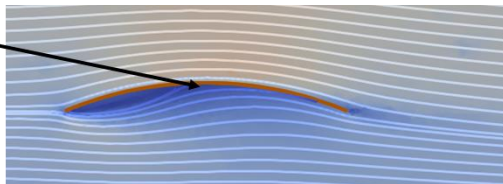


図 26 平均風圧・風力係数分布 ($\theta=0^\circ, f/B=0.4, W/B=3$) (屋根辺長の単位:mm)



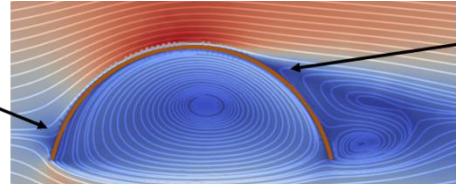
流れの再付着



a.1) $f/B=0.1, W/B=3$

流れの剥離

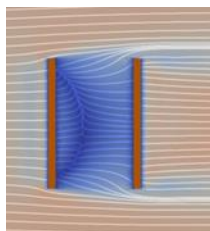
淀み点



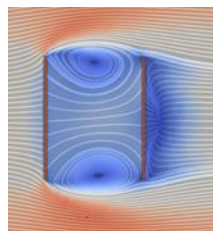
a.2) $f/B=0.4, W/B=3$

(a) 屋根中央の鉛直断面

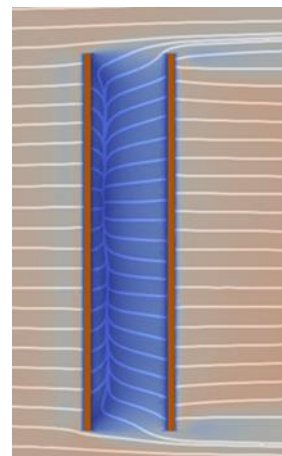
風向0°



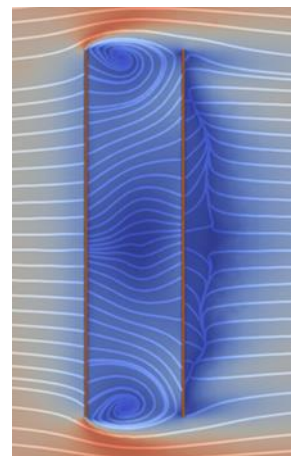
b.1) $f/B=0.1, W/B=1$



b.2) $f/B=0.4, W/B=1$



b.3) $f/B=0.1, W/B=3$



b.4) $f/B=0.4, W/B=4$

(b) 屋根平均高さにおける水平面

図 27 平均流れ場の速度分布と流線図 ($\theta=0^\circ$)

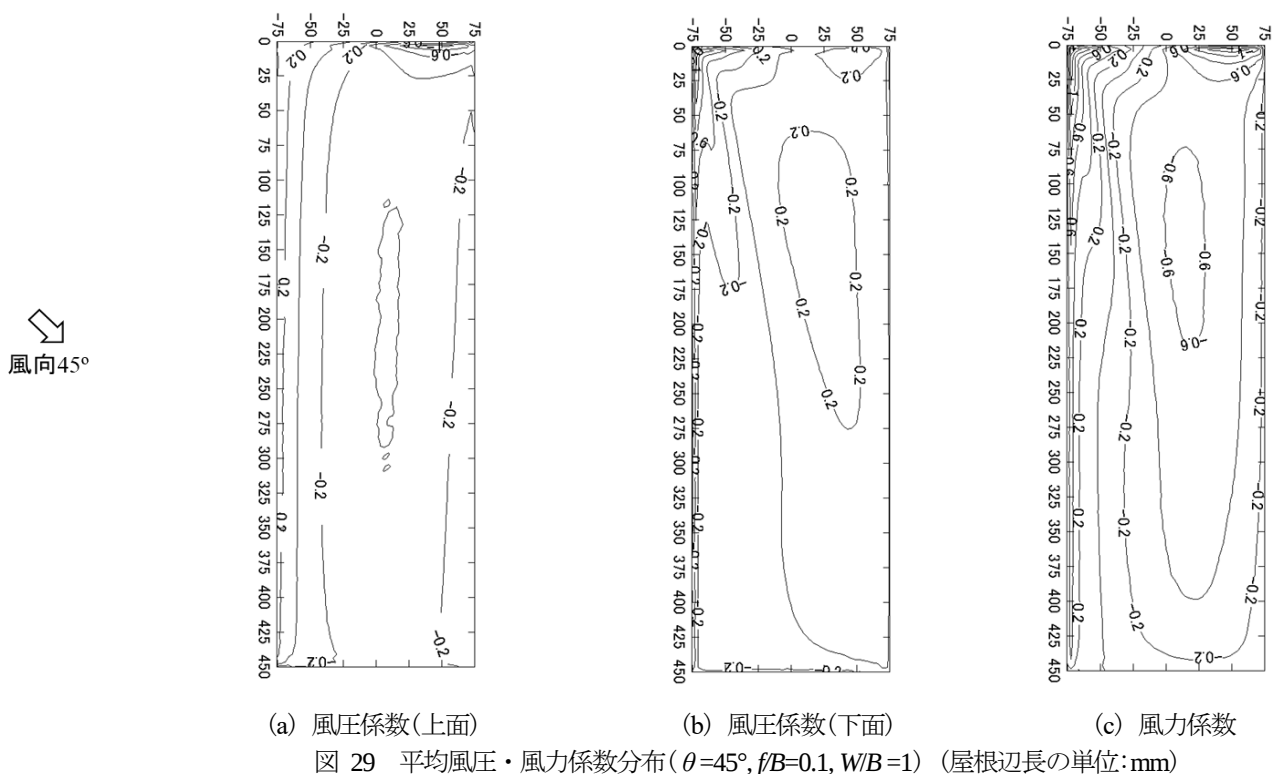
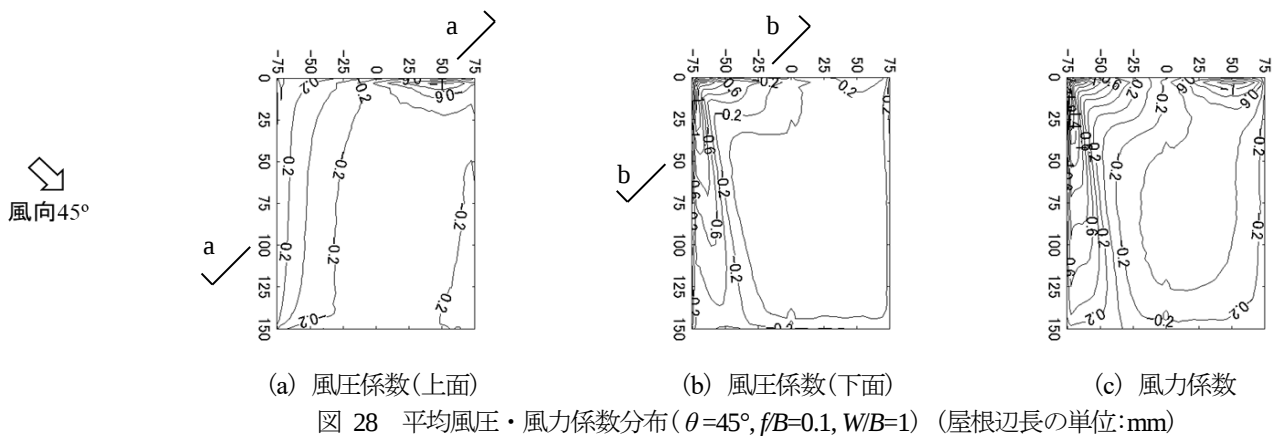
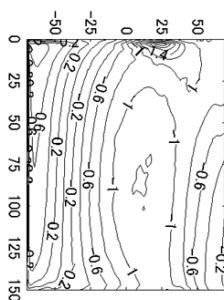


図 28～図 31 に、風向 $\theta=45^\circ$ の場合の平均風圧係数と平均風力係数分布を示す。風向 $\theta=0^\circ$ の場合と比べて、屋根周りの流れはより複雑であるが、 $W/B=1$ の屋根は $W/B=3$ の屋根の風上側の一部と見なすことができる。まず、上面の平均風圧係数 $\bar{C}_{pt}$ に着目すると、風圧の大きさは風向 $\theta=0^\circ$ の場合より、全体的に小さくなるが、風上端後方に大きな負圧が発生している。これは3.1節で書いたように、「けらば」での流れの剥離によって渦が生成されたためと考えられる(図 32(a)参照)。次に、下面の平均風圧係数 $\bar{C}_{pb}$ に着目すると、風上側の隅角部に流れの剥離に伴う大きな負圧が発生している。これは隅角部では円錐渦が形成されているためである(図 32(b)参照)。図 32(c)に、 $f/B=0.1$, $W/B=3$ の場合について、屋根平均高さにおける水平断面の速度分布と流線図を示す。屋根下面の流れには二つの領域がみられる。一つは風上側の流れの剥離の

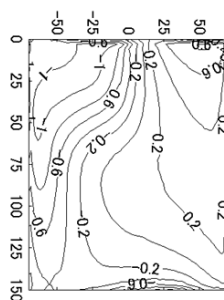
影響を受ける領域であり、この領域では負圧を示している。もう一つの領域では流れが外側から巻き込まれ、屋根後方で屋根下面に沿って流れることによって速度が小さくなり、正圧を示している。

図 33 に、RMS 変動風力係数分布の例を示す。いずれの風向でも、RMS 変動風力係数の分布形は平均風力係数の分布形に類似しているが、値は必ず平均風力係数のように変化しているわけではなく、端部や軒先などの風上側から風下側の方向に小さくなる傾向を示す。これは3.3節の g_v' の値の変化と対応している。また、風向 $\theta=0^\circ$ について、 $f/B=0.4$ の場合の分布は $f/B=0.1$ の場合より複雑な形を示す。これは、図 27 b.4) に示したように、 $f/B=0.4$ の場合、屋根下面の流れの三次元性が強いためと考えられる。

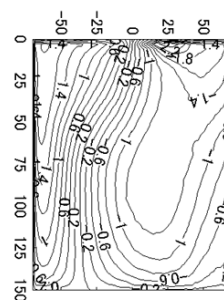
風向45°



(a) 風圧係数(上面)



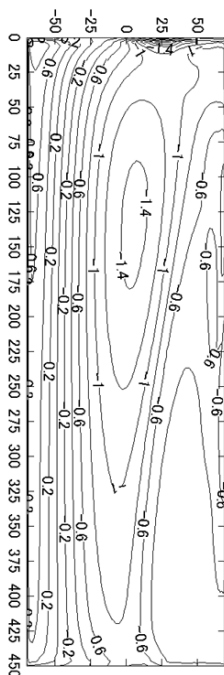
(b) 風圧係数(下面)



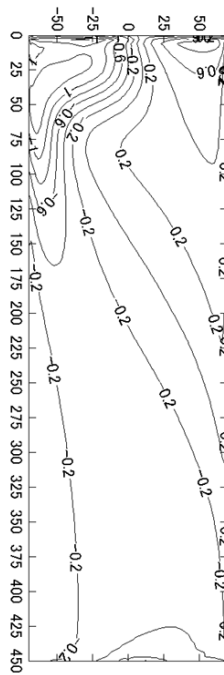
(c) 風力係数

図 30 平均風圧・風力係数分布 ($\theta=45^\circ$, $f/B=0.4$, $W/B=1$) (屋根辺長の単位:mm)

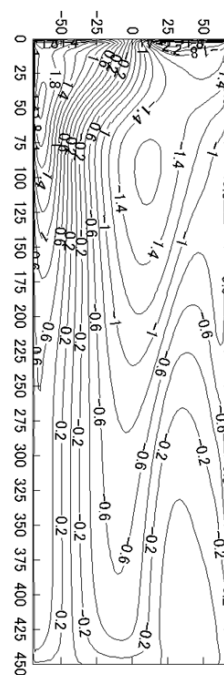
風向45°



(a) 風圧係数(上面)

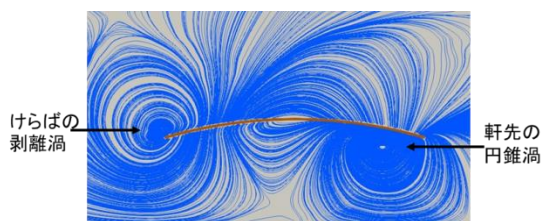


(b) 風圧係数(下面)

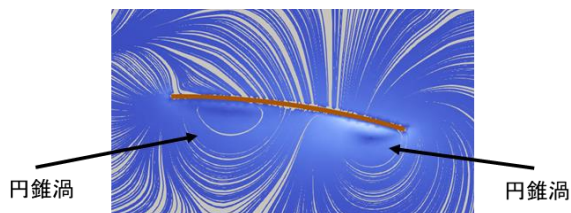


(c) 風力係数

図 31 平均風圧・風力係数分布 ($\theta=45^\circ$, $f/B=0.4$, $W/B=3$) (屋根辺長の単位:mm)

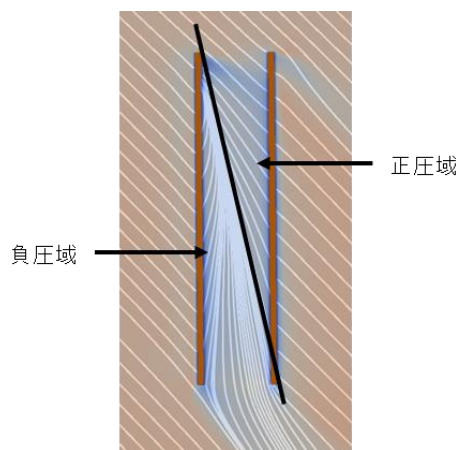


(a) a-a 断面(図 24 参照)の流線図



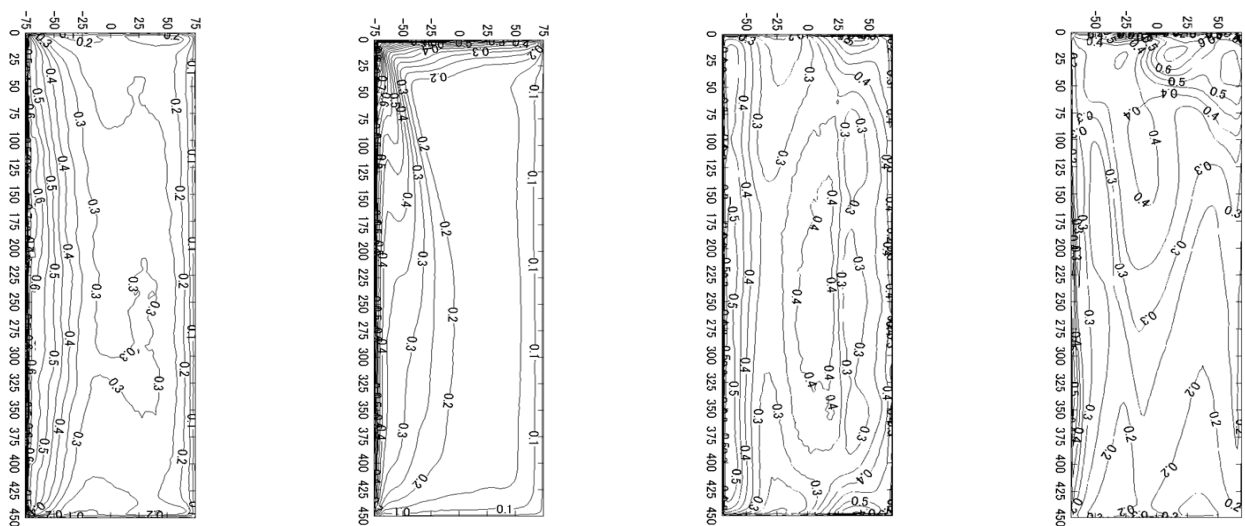
(b) b-b 断面(図 24 参照)の流線図

風向45°



(c) 屋根平均高さにおける流線図 ($f/B=0.1$, $W/B=3$)

図 32 平均流れ場の流線図 ($\theta=45^\circ$)



(a) $f/B=0.1, W/B=3, \theta=0^\circ$

(a) $f/B=0.1, W/B=3, \theta=45^\circ$

(a) $f/B=0.4, W/B=3, \theta=0^\circ$

(a) $f/B=0.4, W/B=3, \theta=45^\circ$

図 33 RMS 変動風力係数分布

6. 外装材用ピーク風力係数に関する考察

外装材は一般に受圧面積が小さいので、設計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。本研究では、風洞実験においては多くの風向に対して風圧測定を行っているが、測定点が2ライン上にしかないので、全体的な分布を求めることができない。一方、数値流体解析では全体的な分布は得られるが、風向が 0° と 45° に限られている。したがって、本研究の範囲では外装材用ピーク風力係数を定めることはできないが、以上示した風洞実験と数値流体解析の結果に基づき、外装材用ピーク風力係数を提案する上で有用な知見を纏める。

屋根面の風圧分布に最も大きい影響を及ぼすパラメータはライズ・スパン比 f/B である。屋根上面の流れの剥離、屋根下面の流れの再付着の有無など風圧・風力分布性状は f/B の影響を強く受ける。それに対して、平面辺長比 W/B の影響はそれほど大きくない。 W/B が概ね2より大きくなると、風圧・風力分布は W/B によらずほとんど同じである。

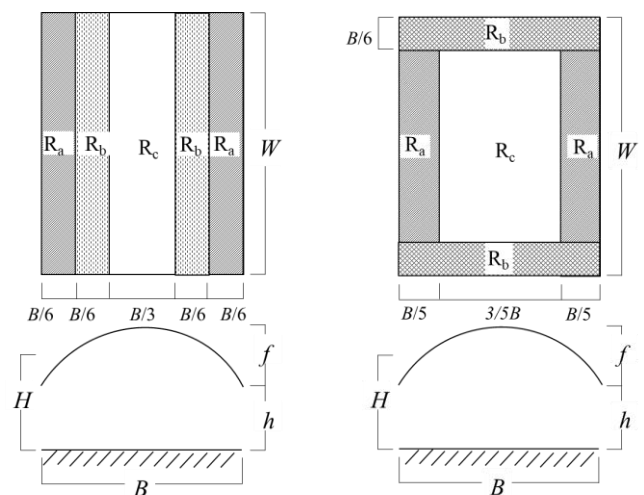
風向 $\theta=0^\circ$ のとき、風圧・風力は屋根端部を除き、桁行方向にほぼ一様に分布している。また、風向 $\theta=45^\circ$ のとき、屋根端部近傍領域に非常に大きな正負のピーク風力が発生する。図 34 は、本研究で得られた風向 $\theta=0^\circ$ と 45° に対する風圧分布を基に、外装材用ピーク風力係数の領域分割を提案したものである。なお、 $f/B=0.1$ のように f/B が小さい場合、局所的ではあるが、柱が屋根下面の風圧分布に影響を及ぼすが、ここではその影響は考慮していない。

気流の乱れの影響については、3.3 節の(4) 式を用いることで評価できるが、 g と k の値は位置や風向の影響を受けるので、応用に当たっては様々な条件下でのそれらの値を把握する必要がある。また、3.3 節で示したように、 $g=3.7$ 、 $k=0$ と仮定、つまり、準定常仮定が成立すると仮定すれば、本実験気流とは異なる乱れの強さを有する気流に対しても、ピーク風力係数を全体的に安全側に評価できる。したがって、本実

験結果を基本とし、任意の乱れの強さを有する気流については、下式で定義する補正係数を乗じることで評価できよう。

$$\gamma = \frac{(1 + g_{v2} \times I_{uH2})^2}{(1 + g_{v1} \times I_{uH1})^2} \quad (10)$$

ここに、 g_v と I_{uH} はそれぞれの気流に対する風速のピークファクター、屋根平均高さにおける乱れの強さである。下付き添字の1と2はそれぞれ本実験気流と設計対象気流を表す。対象気流の乱れの強さがより小さい場合、ピーク風力係数は本実験の結果より小さいと考えられるの、その場合は γ を乗じなくても安全側に評価できる。



(a) $\theta=0^\circ$ に対する領域分割

(b) $\theta=45^\circ$ に対する領域分割

図 34 外装材用ピーク風力係数に対する領域分割

7. おわりに

本研究では、一連の風洞実験と数値流体解析に基づき、円弧型独立上屋について、屋根周りの流れや屋根に作用する風

圧・風力分布の性状を検討し、以下の点が明らかになった。

まず、風洞実験より、円弧型独立上屋のライズ・スパン比 f/B が屋根周りの流れ場との風圧分布に最も大きな影響を及ぼすことが示された。 $f/B=0.1$ と 0.4 の場合では、屋根上面の流れの剥離、屋根下面の流れの再付着の有無などその性状は大きく異なる。一方、平面辺長比 W/B の影響は比較的小さい。

また、風洞実験結果に基づき、ピーク風圧係数と気流の乱れの強さの関係を検討した。本研究では、ピーク風圧係数は、準定常仮定が成り立つ成分とそれ以外の成分の和によって表されると仮定して検討を行った。得られた関係式は実験データに比較的良好に適合する結果を与えることが示された。

次に、LES を用いた数値流体解析を行い、円弧型独立上屋の周りの流れ場と全体の風圧分布を把握した。数値流体解析の結果は風洞実験とは概ね一致していることより、解析モデル・解析手法の妥当性が確認された。解析結果によれば、風向 $\theta=0^\circ$ の場合、屋根の風圧は、端部近傍領域を除き、桁行方向にはほとんど変化しない。一方、風向 $\theta=45^\circ$ の場合、屋根端部近傍領域に非常に大きな正圧および負圧が発生する。また、上面に比べて、下面の流れ場や風圧分布は風向の影響をより大きく受ける。

最後に、風洞実験と数値流体解析の結果に基づいて、外装材用ピーク風力係数に関する考察を行い、風向 0° と 45° についてのみではあるが、ピーク風力係数の領域分割を提案した。

[参考文献]

- 1) S.J. Gumley: A parametric study of extreme pressures for the static design of canopy structures, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol.16, pp.43-56, 1984
- 2) C.W. Letchford, and J.D. Ginger.: Wind loads on planar canopy roofs, Part 1 Mean pressure distributions, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol.45, pp.25-45, 1992.
- 3) J.D. Ginger and C.W. Letchford: Wind loads on planar canopy roofs, Part 2 Fluctuating pressure distributions and correlations, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol. 51, pp.353-370, 1994.
- 4) 植松康, 飯泉江梨, セオドルスタトポラス: 独立上屋の風荷重に関する研究: その1 外装材用ピーク風力係数, 日本風工学会論文集, 第30巻, 第4号, pp.91-102, 2005
- 5) 植松康, 飯泉江梨, セオドルスタトポラス: 独立上屋の風荷重に関する研究: その2 構造骨組用風力係数, 日本風工学会論文集, 第31巻, 第2号, pp.35-49, 2006
- 6) 日本建築学会: 建築物荷重指針・同解説, 2015
- 7) 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, pp.1-13, 2013
- 8) 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
- 9) 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
- 10) H. Ishizaki: Wind profiles, turbulence intensities and gust factors for design in typhoon-prone regions, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol.13, pp.55-66, 1983.

Characteristics of wind pressures and wind forces on a cylindrical free roof focusing on the spatial and temporal variations

Lizhi Wen¹⁾

Yasushi Uematsu²⁾

SYNOPSIS

The present study investigates the characteristics of wind pressures and wind forces acting on a cylindrical free roof based on a wind tunnel experiment as well as on a CFD simulation using LES, focusing on the spatial and temporal variations. The rise/span ratio (f/B) and the length/span ratio (W/B) of the roof were changed from 0.1 to 0.4 and from 1 to 3, respectively. In the wind tunnel experiment the wind pressure distributions were measured along only two lines because of a limitation of model making. The effects of f/B and W/B on the distributions of wind pressure coefficient and wind force coefficient, provided by the difference between wind pressures on the top and bottom surfaces, were made clear. A CFD simulation with LES was also carried out in order to investigate the spatial and temporal variations of wind pressures and wind forces over the whole roof area. The CFD model used in the simulation was first verified by comparing the results with the experimental ones. Then, the characteristics of wind pressure and force distributions were investigated. Finally, discussion was made of the peak wind force coefficients for the design of cladding/components of cylindrical free roofs, based on the experimental and numerical results.

*1 Graduate Student, Department of Architecture and Building Science, Tohoku University

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