

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 円弧型屋根の場合

山村 朗丸^{*1}
高舘 祐貴^{*2}
植松 康^{*3}

梗概

本研究では、曲面屋根を有する独立上屋の設計用風力係数の検討を行った。本報では、円弧型屋根を有する独立上屋を対象とし、風洞実験と数値流体解析(CFD)に基づき構造骨組用風力係数の提案およびピーク風力係数の検討を行った。風洞実験は風圧測定と風力測定の2種類であり、ライズ・スパン比が風圧および風力特性に及ぼす影響を把握した。いずれの実験においても、模型は3Dプリンタを用いて作製した。また、風洞実験を模擬した数値流体解析(CFD)により、風洞実験では把握することができない屋根面全体の風圧係数分布を把握した。それらの結果に基づき、構造骨組用風力係数を提案した。

1. はじめに

本研究の目的は、曲面屋根を有する独立上屋(以下、「曲面型独立上屋」と称す)に作用する風圧・風力や屋根面まわりの流れの特性を明らかにし、合理的な構造骨組用風力係数および外装材用ピーク風力係数を提案することである。切妻、翼型、片流れ独立上屋については、植松ら^{1), 2)}によって一連の風洞実験に基づく詳細な検討が為されており、日本建築学会・建築物荷重指針³⁾(以下、「荷重指針」と称す)に設計用風力係数が規定され、合理的な風荷重評価が可能となった。一方、曲面型独立上屋に関しては、研究例が少なく、荷重指針等に設計用風力係数は規定されていない。曲面型独立上屋のうち、HP型については、風力測定結果に基づき構造骨組用風力係数が植松ら⁴⁾により提案されているが、円弧型やドーム型についてはほとんど研究が行われていない。このような円弧型やドーム型独立上屋の設計においては、類似した曲面屋根を有する閉鎖型構造物の風圧係数や同程度の屋根勾配を持つ切妻型独立上屋の風力係数を参考にして風力係数を設定している場合が多いようである。しかし、独立上屋の場合、屋根の上下面が風に曝されることから、その風力特性は通常の閉鎖型構造物とは大きく異なる。また、同じ独立上屋であっても、切妻屋根と曲面屋根では屋根面まわりの流れの性状が大きく異なる。したがって、従来便宜的に用いられてきた設計用風力係数の推定方法は必ずしも適切ではない。曲面型独立上屋に作用する風力の特性を把握し、適切にモデル化した設計用風力係数を規定することは急務の課題といえる。

曲面型独立上屋の風荷重を適切に評価するためには風洞実

験が不可欠であるが、独立上屋の場合、屋根上下面が気流に曝されるため、模型の製作が閉鎖型構造物に比べて困難である。屋根まわ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。一方で、上下面の風圧分布を詳細に測定するためには、多くの圧力測定孔を設ける必要があり、屋根厚さや導圧管を風洞床下に置かれた圧力変換器に導くための柱の径が必然的に大きくなり、屋根まわりの流れを歪めてしまう。このような模型製作上の困難さが既往の研究の少ない理由の1つといえる。

本研究では、円弧型およびドーム型独立上屋を対象とし、近年、緻密な造形が可能となった3Dプリンタを用いて導圧管も含めた実験模型を作製することで、高い精度での風洞実験が可能になった。本報「その1」では円弧型独立上屋に関して、「その2」ではドーム型独立上屋に関して検討を行う。円弧型独立上屋を対象とした風洞実験は、風圧測定と風力測定の2種類であり、考慮するパラメータは屋根のライズ f とスパン B の比であるライズ・スパン比 f/B である。風圧測定では $f/B=0.1\sim0.4$ の4種類を対象とし、中央および端部に設けた2ライン上の屋根上下面に作用する風圧分布を測定する。一方、風力測定ではライズ・スパン比 $f/B=0.1\sim0.5$ の5種類を対象とし、六分力計を用いて屋根全体に作用する揚力、空力モーメントを測定する。さらに数値流体解析(CFD)によって、風洞実験で把握することができない屋根面全体の風圧分布を把握する。

以上の実験および解析により、 f/B や風向などのパラメータが屋根に作用する風力の特性に与える影響を把握するととも

*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 東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻 大学院生 日本学術振興会特別研究員 DC

*3 東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻 教授

に、荷重効果に基づき構造骨組用風力係数の提案を行う。あわせて、屋根中央と端部における最大・最小ピーク風力係数についても検討を行う。

2. 研究対象と気流の条件

2.1. 記号の定義および実スケールでの寸法

図1に、本研究で用いる座標系と記号を、表1に対象とする構造物のパラメータをそれぞれ示す。本研究では、既往の研究¹⁾²⁾⁴⁾を参考に、実スケールで $15\text{ m}^B \times 15\text{ m}^W$ の円弧型独立上屋を想定する。屋根まわりの流れの性状に大きく影響すると考えられるパラメータはライズ・スパン比 f/B である。したがって、 f を変化させることで、 $f/B=0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5$ の5種類の形状を対象とする。屋根頂部高さ h は、屋根平均高さ H がすべての f/B で 8.0 m となるように設定する。風向 θ は桁行方向に正対する風向を 0° とする。

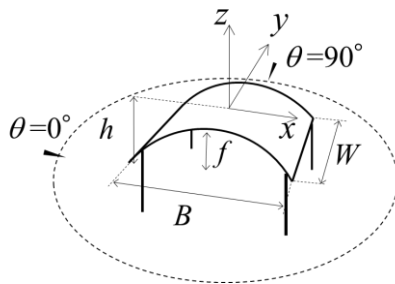


図1 対象構造物に対する座標系と記号

表1 対象構造物のパラメータ

f/B	$f(\text{m})$	B および $W(\text{m})$	$h(\text{m})$
0.1	1.5	15	8.8
0.2	3.0	15	9.5
0.3	4.5	15	10.3
0.4	6.0	15	11.0
0.5	7.5	15	11.8

2.2. 設計風速

日本全国をほぼカバーする値として設計風速は荷重指針に基づき設定する。「基本風速」を $U_0=35\text{ m/s}$ と仮定する。また、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 $U_H=27.8\text{ m/s}$ と計算される。

3. 風洞実験方法

3.1. 実験気流

風洞実験は風圧測定と風力測定の2種類である。いずれも、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 $1.4\text{ m}^B \times 1.0\text{ m}^H \times 6.5\text{ m}^L$)を用いて行う。図2に実験気流のプロファイルを示す。実験気流は、平均風速のプロファイルを表す「べき指数」 $\alpha=0.22$ の境界層乱流であり、これは荷重指針の定める地表面粗度区分Ⅲに概ね相当する。また、模型の屋根平均高さにおける乱れの強さは $I_{uH}=0.16$ である。

曲面を有する構造物の場合、レイノルズ数(Re 数)によって流れ場が大きく変化する。したがって Re 数の影響を適切に考慮して実験風速を決定する必要がある。屋根平均高さにおける実験風速 U_H は $f/B=0.1, 0.2$ では 9 m/s 、 $f/B=0.3, 0.4, 0.5$ では 10 m/s と設定する。なお、 Re 数効果に関する実験の結果や考察については4.1において述べる。 $f/B=0.1, 0.2$ の場合、風速の縮尺率 λ_v は約 $1/3$ となる。また、実験模型の幾何学的縮尺率はいずれも $\lambda_L=1/100$ であるため、時間の縮尺率は $\lambda_t \approx 1/32.4$ となる。 $f/B=0.3, 0.4, 0.5$ の場合、風速の縮尺率 λ_v は約 $1/2.8$ となり、時間の縮尺率は $\lambda_t \approx 1/36.0$ となる。

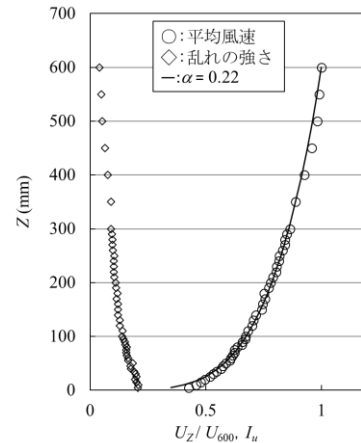


図2 実験気流のプロファイル

3.2. 風圧測定実験

風圧測定実験では $f/B=0.1\sim0.4$ を対象とした。図3および図4に、風圧測定で用いた実験模型の概要と写真をそれぞれ示す。模型は屋根と柱を3Dプリンタによって一括して作製

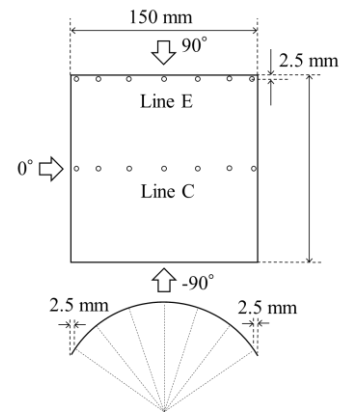


図3 風圧実験模型



(a) $f/B=0.2$



(b) $f/B=0.4$

図4 模型写真

した。屋根厚さは $t=2.0\text{ mm}$ 、柱の外径は $\phi=6.5\text{ mm}$ である。屋根および柱の内部には屋根上下面の圧力測定孔 ($\phi=1.0\text{ mm}$) から導圧管が通っており、管は柱脚部において、銅パイプを介してビニールチューブ ($\phi=1.4\text{ mm}$) に接続されている。また、図3に示すように、圧力測定孔は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、それぞれ7点設けられている (全部で28点)。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、それは模型製作上困難なため、下面の圧力測定孔は図3に示した位置より 2 mm ずれた位置に設けられている。風向は -90° から 90° まで 5° ピッチで変化させる。

各圧力測定孔で測定された風圧 p を屋根平均高さ H における速度圧 q_H で基準化した値を風圧係数として定義し、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。さらに、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。

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

測定はフルスケール換算で10分間を1セットとし、同一条件下で10回測定する。1セットの測定時間 T は、 $fB=0.1$, 0.2 の場合 18.5 sec , $fB=0.3, 0.4, 0.5$ の場合 16.2 sec である。風圧測定のサンプリング周波数は 500 Hz であり、全点同時サンプリングする。データに含まれる高周波数のノイズは、カットオフ周波数 300 Hz のローパスフィルタを用いて除去する。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。

3.3. 風力測定実験

風力測定では $fB=0.1\sim0.5$ の5種類の形状を対象とする。模型の基本的なパラメータは風圧測定実験と同様であるが、圧力測定孔を設ける必要がないため、屋根厚さと柱の径は異なり、 $t=1.0\text{ mm}$, $\phi=5.0\text{ mm}$ である。また、屋根のみを3Dプリンタで作製し、四隅をアルミ製の支柱に取り付けている。この模型に作用する揚力 L , x 軸および y 軸まわりの空力モーメント M_x, M_y (図5参照) は六分力計 (SSK, LBW60-1) を用いて測定する。支柱に作用する風力は別途測定し、模型全体に作用する風力から減じて屋根のみに作用する風力を求める。風向は模型の対称性を考慮し、 0° から 90° まで 5° ピッチで変化させる。

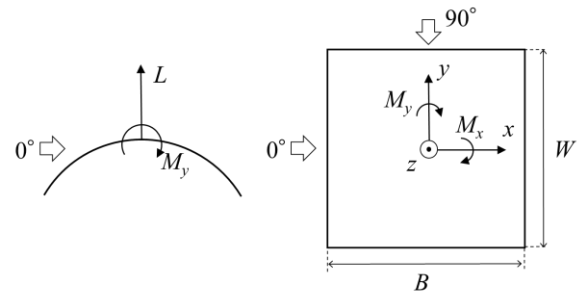
測定された L, M_x, M_y は次式のように無次元化され、揚力係数 C_L , 空力モーメント係数 C_{M_x}, C_{M_y} として表される。

$$C_L = \frac{L}{q_H \cdot W \cdot B} \quad (2) \quad C_{M_x} = \frac{M_x}{q_H \cdot B \cdot W^2} \quad (3)$$

$$C_{M_y} = \frac{M_y}{q_H \cdot R \cdot f \cdot W} \quad (4)$$

ここで、 R は屋根の x 方向の曲率半径を表す。

風力測定実験ではサンプリング周波数 200 Hz で6セット連続して測定を行い、風力係数等の統計値は6セットの結果のアンサンブル平均で評価する。



(a) 断面図

(b) 平面図

図5 風力および空力モーメントの定義

4. 実験結果

4.1. 風力特性に及ぼす Re 数の影響

曲面構造物では、 Re 数によって流れの剥離点が変わり、風力特性が大きく変化することが知られている。したがって、模型実験では次式で定義される Re 数の影響を考慮して適切に実験風速を定める必要がある。

$$Re = \frac{U \cdot l}{\nu} \quad (5)$$

ここで、 U は流れの代表速度を表し、ここでは U_H を用いる。 l は代表長さを表し、ここでは既往の研究^{5),6)}における円柱まわりの流れに対応させるため、屋根の曲率半径 R の2倍とする。 ν は動粘性係数を表す。

実験風速を定めるにあたり、まず $\theta=0^\circ$ の場合について、 U_H を可能な範囲で変化させ、Line C 上の風圧係数分布の Re 数による変化を調べた。 U_H は $3\sim11\text{ m/s}$ の範囲で変化させたため、対応する Re 数は $(0.33\sim3.09)\times10^5$ となる。図6および図7に、 $fB=0.1$ および 0.4 の実験結果をそれぞれ示す。グラフの縦軸は風圧係数・風力係数の平均値 $\bar{C}_{pt}$, $\bar{C}_{pb}$, $\bar{C}_f$ を表し、横軸は風上側屋根端部を原点 ($s=0$) 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。 $\bar{C}_{pt}$ に着目すると、 $fB=0.1$ では、すべての Re 数でほぼ同じ分布を示している。これは、 Re 数にかかわらず、流れの剥離が生じていないことを示す。一方、 $fB=0.4$ の場合、 Re 数が小さい範囲では異なる分布を示している。これは、 Re 数によって流れの剥離位置が変化するためである。次に $\bar{C}_{pb}$ に着目すると、どの fB でも風圧分布に大きな差はみられない。これは、 Re 数に関わらず、屋根下面に潜り込む流れの剥離位置が風上側の屋根端部で固定されており、また、今回検討した範囲での Re 数の変化は、剥離流の挙動に有意な影響を及ぼさないためであると考えられる。

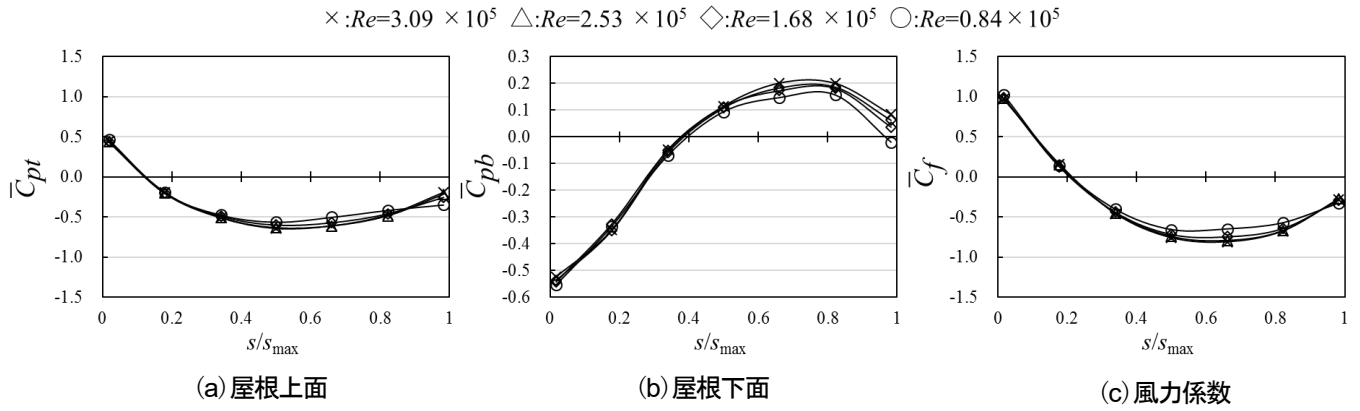


図6 Re 数による平均風圧係数および平均風力係数分布の変化 ($f/B=0.1$, Line C, $\theta=0^\circ$)

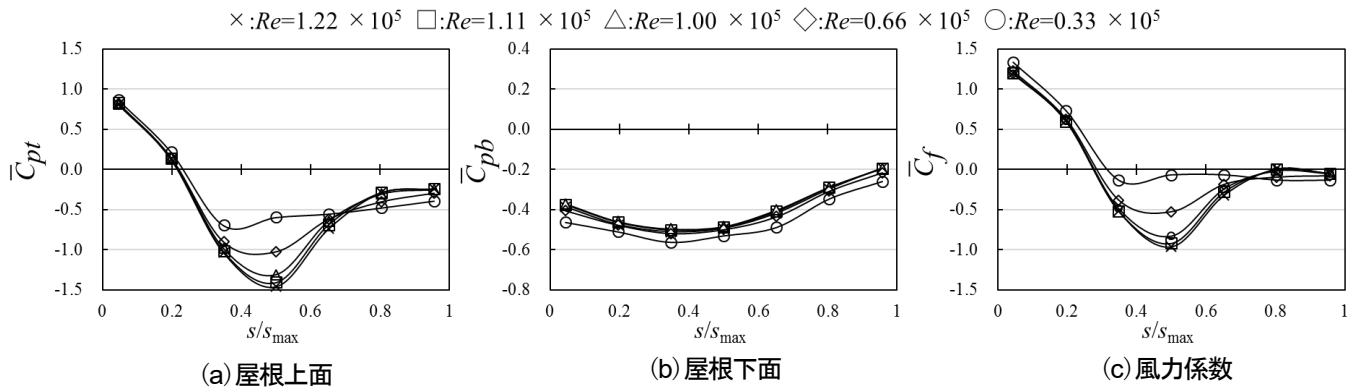


図7 Re 数による平均風圧係数および平均風力係数分布の変化 ($f/B=0.4$, Line C, $\theta=0^\circ$)

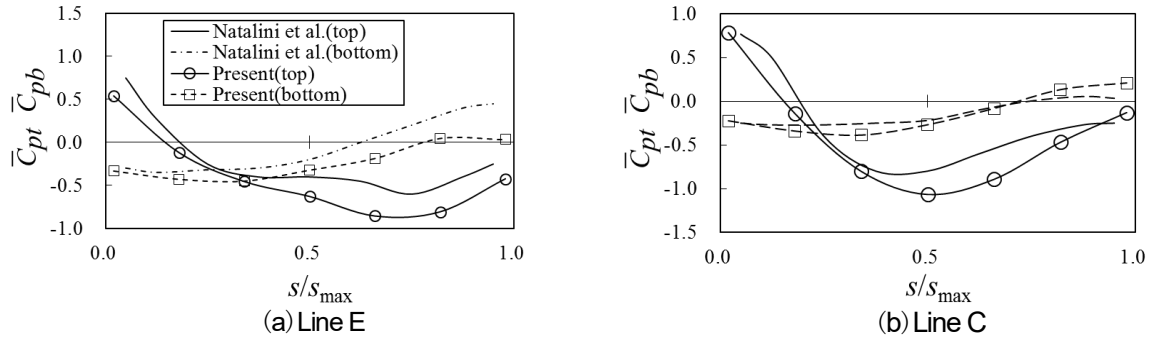


図8 屋根上面と下面の平均風圧係数分布 ($\theta=0^\circ$)

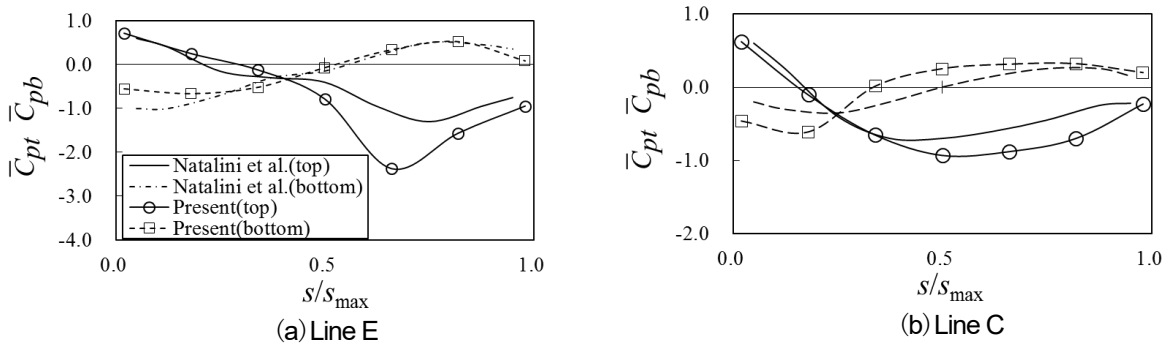


図9 屋根上面と下面の平均風圧係数分布 ($\theta=30^\circ$)

$\bar{C}_f$ の結果は、屋根上下面の風圧係数の差として与えられるので、屋根上面の風圧係数分布の影響を直接的に受ける。したがって、屋根上面の風圧係数分布が $Re < 1.0 \times 10^5$ の範囲で変化していることから、そのような範囲では風力係数分布も Re 数によって変化している。

Macdonald ら⁷⁾はサイロやタンクのような円筒形構造物を対象とし、乱れの大きな境界層乱流中で測定した風洞実験結果と実測結果を比較し、「乱れの大きな境界層乱流中(乱れの強さ $I_U > 0.04$)で、 Re 数が概ね 1.0×10^5 以上であれば、極超臨界流れが再現され、風洞実験結果は実構造物まわりの流れ

場を概ね適切に再現できる」という結論を導いている。図 6, 7 の結果より、風圧分布が変化しなくなる領域は、Macdonald らが示した $Re > 1.0 \times 10^5$ によく対応していることが分かる。以上の検討結果に基づき、3.1. に示したように、実験風速は $f/B = 0.1, 0.2$ の場合 $U_H = 9\text{m/s}$ (Re 数はそれぞれ 2.53×10^5 および 1.41×10^5)、 $f/B = 0.3, 0.4, 0.5$ の場合 $U_H = 10\text{m/s}$ (Re 数はそれぞれ $1.22 \times 10^5, 1.11 \times 10^5, 1.08 \times 10^5$) とした。

4.2. 風圧係数および風力係数の分布

図 8, 9 は、 $f/B = 0.2$ の場合の $\theta = 0^\circ$ と 30° について、各測定ラインに沿った屋根上下面の平均風圧係数分布を示す。これらの図には、Natalini ら⁸⁾による既往の風洞実験結果も併せて示している。なお、Natalini らは $150\text{mm}^B \times 300\text{mm}^W$ 、屋根厚さ $t = 2.0\text{mm}$ の模型を用いており、屋根端部の測定ラインは屋根端部から 5.0mm の位置に設けている。 $\theta = 0^\circ$ の場合、いずれの測定ラインにおいても、本実験結果は Natalini の結果と概ね一致している。一方、 $\theta = 30^\circ$ の場合、風上側屋根端部での屋根上面の平均風圧係数分布に大きな差がみられる(特に $s/s_{\max} > 0.5$ の範囲)。 $\theta = 30^\circ$ のような斜め方向からの気流では流れの剥離により円錐渦が発生し、圧力勾配が非常に大きくなる。本研究では、屋根端部の測定ラインは屋根端部から 2.5mm の位置に設けられているため、比較的大きな負圧領域での測定結果が得られたものと考えられる。以上より、本実験結果は既往の風洞実験結果と十分に対応しており、妥当なものといえる。

図 10 に、それぞれの f/B について、Line C 上の平均風圧・風力係数分布を示す。なお風向は $\theta = 0^\circ$ である。上面の平均風

圧係数 $\bar{C}_{pt}$ に着目すると、 $f/B = 0.1, 0.2$ では、 $s/s_{\max}$ に対して $\bar{C}_{pt}$ の値が滑らかに変化しており、風が屋根上面に沿って流れていることが分かる。一方、 $f/B = 0.3, 0.4$ では、屋根頂部後方領域において、 $\bar{C}_{pt}$ 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を表しており、 f/B が大きくなると剥離点の位置が風上側に移動する。次に下面の平均風圧係数 $\bar{C}_{pb}$ に着目すると、 $f/B = 0.1$ の結果は他の f/B の結果とは異なる分布を示している。 $f/B = 0.1$ の場合、風上側屋根端部で剥離した流れが $s/s_{\max} \approx 0.7$ で再付着していると考えられる。最後に平均風力係数 $\bar{C}_f$ の結果に着目すると、 $f/B = 0.1$ と 0.2 では、 $\bar{C}_{pt}$ および $\bar{C}_{pb}$ の分布が f/B によって異なっているにもかかわらず、両者の差で与えられる $\bar{C}_f$ の分布はほぼ同じである。一方、 $f/B = 0.3$ と 0.4 では、それとは分布が大きく異なっている。これは、屋根上面における平均風圧係数の絶対値が屋根下面に比べて大きいいため、屋根上面における流れの剥離の有無と剥離位置の変化によって生じる風圧係数分布の変化が平均風力係数分布に直接反映された結果といえる。

図 11 に、それぞれの f/B について、Line E 上の平均風圧・風力係数分布を示す。風向は $\theta = 30^\circ$ である。図 11 (c) によると、屋根風上端 (Line E) の屋根頂部より後方 ($s/s_{\max} = 0.6 \sim 0.8$) で大きな負の風力が生じており、その大きさは $f/B = 0.3$ で最大となる。この領域の屋根上下面の風圧係数分布に着目すると、この大きな負の風力は主に屋根上面の局部負圧によって生じていることが分かる。

図 12 に、 $f/B = 0.1$ と 0.4 について、屋根上面の平均風圧係数分布を示す。比較のため上田ら⁹⁾による円弧屋根を有する

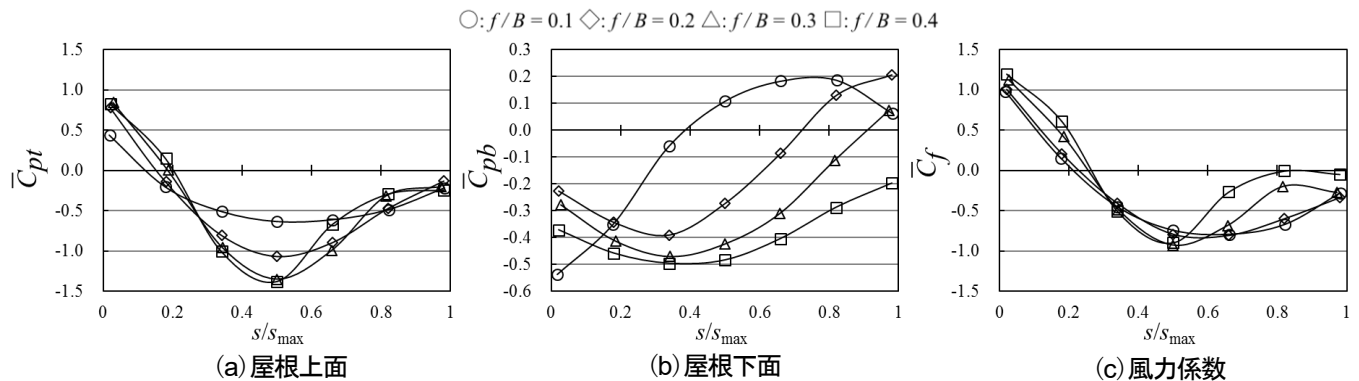


図 10 Line C 上の平均風圧・風力係数分布 ($\theta = 0^\circ$)

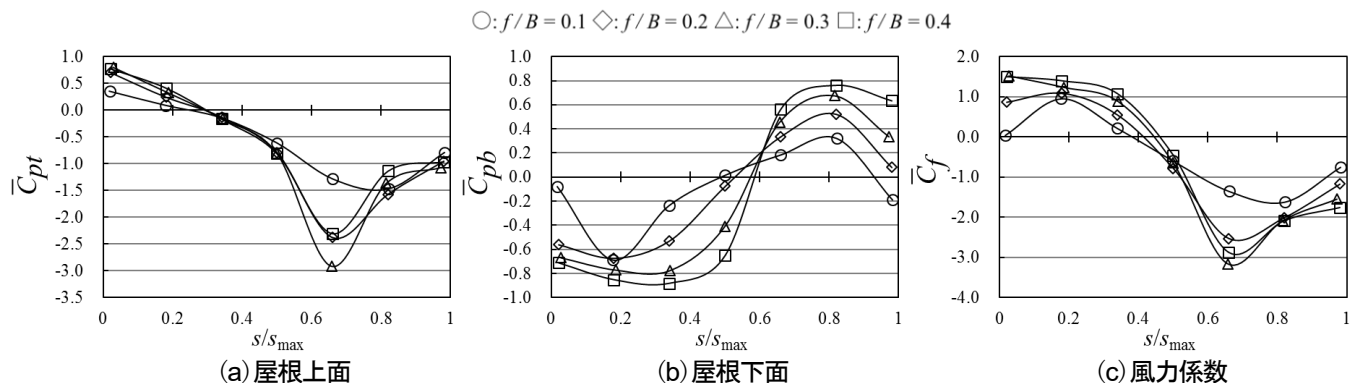


図 11 Line E 上の平均風圧・風力係数分布 ($\theta = 30^\circ$)

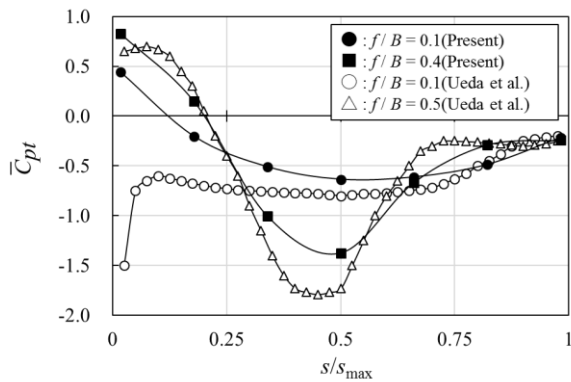


図 12 閉鎖型構造物との比較

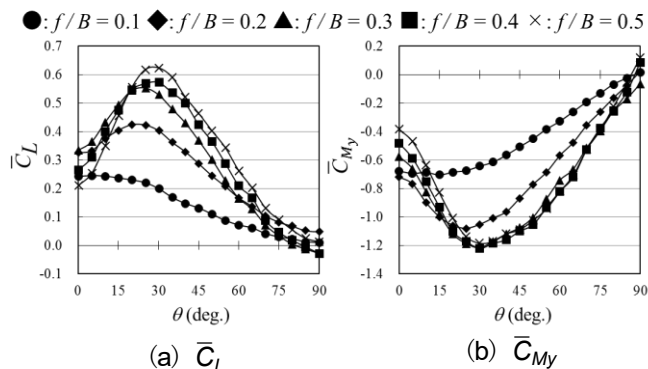


図 13 平均揚力係数 $\bar{C}_L$ および平均空力モーメント係数 $\bar{C}_{My}$ の風向による変化

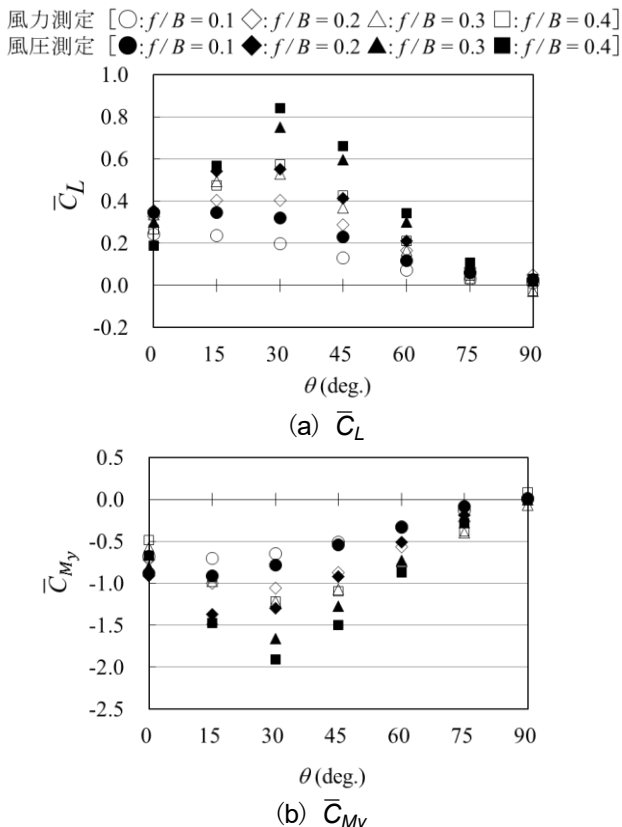


図 14 風力測定実験と風圧測定実験の比較

閉鎖型構造物の平均風圧係数分布を併せて示す。ただし、上田らの風洞実験における実験気流のべき指数は 0.17 であり、屋根平均高さ (f/B によって 63~113 mm の範囲で変化する) における乱れの強さは 0.20~0.22 である。また、 f/B は 0.1, 0.25, 0.5 の 3 種類を対象としているため、ここでは $f/B = 0.1$ と 0.5 の結果を示した。なお、風向は $\theta = 0^\circ$ である。 f/B が大きい範囲では、独立上屋と閉鎖型構造物で風圧分布形状が類似しており、剥離位置も概ね対応している。一方、 $f/B = 0.1$ の場合、風上側屋根端部において、独立上屋では正圧を示しているのに対して、閉鎖型構造物では大きな負圧を示している。この大きな負圧は、風上端での流れの剥離と再付着の影響によるものと考えられるが、独立上屋では前述のように流れの剥離は生じない。このように、円弧型独立上屋と閉鎖型構造物では、屋根まわりの流れ場が全く異なっているため、円弧型独立上屋の設計用風力係数を閉鎖型構造物の外圧係数分布から推定することは困難であると考えられる。

4.3. 風力測定実験

荷重効果に基づいて構造骨組用風力係数の評価を行う場合、 C_L と C_{My} の大きさが重要となる²⁾。図 13 に、それぞれの f/B について、 C_L と C_{My} の平均値 ($\bar{C}_L$, $\bar{C}_{My}$) の風向による変化を示す。 $f/B = 0.1$ の場合、 $\bar{C}_L$ と $\bar{C}_{My}$ の大きさはいずれも $\theta \approx 0^\circ$ で最大値を示すが、 f/B が大きくなると $\theta = 30^\circ \sim 45^\circ$ のような斜め方向からの風向で最も大きくなる。また、 f/B が大きくなるほど、それらの絶対値は大きくなる。

図 14 に、風圧測定実験による Line C 上の平均風力係数分布より計算された局所的な C_L および C_{My} の平均値と、風力測定実験から得られた全体的な $\bar{C}_L$ および $\bar{C}_{My}$ の値を比較した結果を示す。なお、風圧実験結果に基づく計算値は Line C 上の風力係数分布が y 方向に変化しないと仮定したものに対応する。この結果によると、 $\theta = 0^\circ$ や 90° の場合、 y 方向への風力係数分布の変化は比較的小さいため、両者の結果にそれ程大きな差はない。一方、斜め方向の風の場合、屋根面全体に作用する風力係数分布が変化するため、その差が大きくなる。しかし、 $\bar{C}_L$ および $\bar{C}_{My}$ の風向による変化の定性的な傾向はよく対応している。

5. 数値流体解析

5.1. 解析概要

風圧測定実験では模型製作上の制約より、屋根面の 2 つのライン上の風圧・風力係数分布を測定した。しかし、構造骨組用風力係数を適切に与えるためには、屋根面全体の風圧分布を適切に評価する必要がある。そこで、全体的な分布性状を把握するため、数値流体解析(CFD)を利用する。構造骨組用風力係数は従来平均風力係数分布に基づいて評価されることが多いため、ここでは時間平均値に着目する。そこで、解析には計算負荷の小さい RANS (Raynolds averaged Navier-Stokes equations) を用いる。CFD の計算コードは OpenFOAM (ver. 2.3.1) を使い、乱流モデルは Realizable $k-\varepsilon$ モデルとする。支配方程式はアンサンブル平均された連続式と非圧縮性の Navier-Stokes 方程式である。

CFD 解析は風洞実験を模擬しており、対象モデル等は風洞実験と同一とする。解析領域は $2.5 \text{ m} \times 1.2 \text{ m} \times 1.2 \text{ m}$ である。対象とするモデルは風圧実験と同様 $f/B = 0.1 \sim 0.4$ の 4 種類であり、風向は基本的な風向として $\theta = 0^\circ$ に着目する。

5.2. メッシュ分割

図 15 にメッシュ分割を示す。メッシュは 10 cm 角の立方体メッシュに対して八分木法を用いて 7 段階に細分化している。また、地表面と建物モデルに隣接するメッシュには境界層メッシュを 3 層挿入している。メッシュ数は全体で約 200 万である。なお、 $\theta = 0^\circ$ では、屋根形状が左右対称となることから、中央断面において、鏡像条件(symmetry)を適用する。

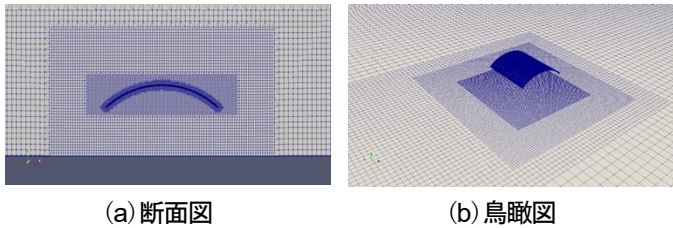


図 15 屋根面近傍のメッシュ

5.3. 境界条件

RANS モデルの場合、流入境界には実験値や観測値に基づいたプロファイルを与えることが可能である。本解析では、荷重指針に示される風速および乱れの強さのプロファイルに基づいて与える。乱流エネルギー k および散逸率 ε は等方性乱流を仮定し、次式によって与える。

$$k = \frac{3}{2} (UI)^2 \quad (6)$$

$$\varepsilon = \frac{C_\mu^{3/4} k^{3/2}}{l_m} \quad (7)$$

ここで、 l_m は代表長さである。表 2 に風速 U 、圧力 p 、乱流エネルギー k 、散逸率 ε の境界条件を示す。壁面および天井面は Slip 条件とし、地表面および模型表面には z_0 型壁関数を用いる。また、流出境界は自由流出とする。

表 2 数値流体解析における境界条件

流入境界	U : 荷重指針値, p : 勾配ゼロ, k : 式(6), ε : 式(7)
流出境界	U , k , ε : 勾配ゼロ, p : 0
右壁面(symmetry)	U , p , k , ε : 鏡像条件
左壁面, 上面	U : Slip条件, k , p , ε : 勾配ゼロ
下面, 模型表面	U : 0, k , ε : 壁関数, p : 勾配ゼロ

5.4. 解析結果

図 16, 17 に、Line C および Line E に沿った屋根面上下面の平均風圧係数分布を示す。これらの図には風圧測定実験の結果も併せてプロットしている。屋根端部では流れ場が複雑となるため、計算結果は用いる乱流モデルや建物モデル近傍のメッシュ分割の影響を大きく受ける。そのため、流れの剥離が生じ、流れ場が複雑となる Line E や風上側あるいは風下

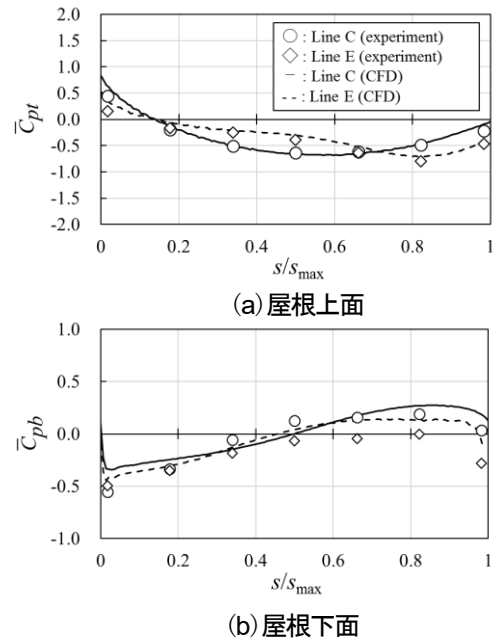


図 16 CFD と実験結果の比較(スパン方向, $f/B = 0.1$)

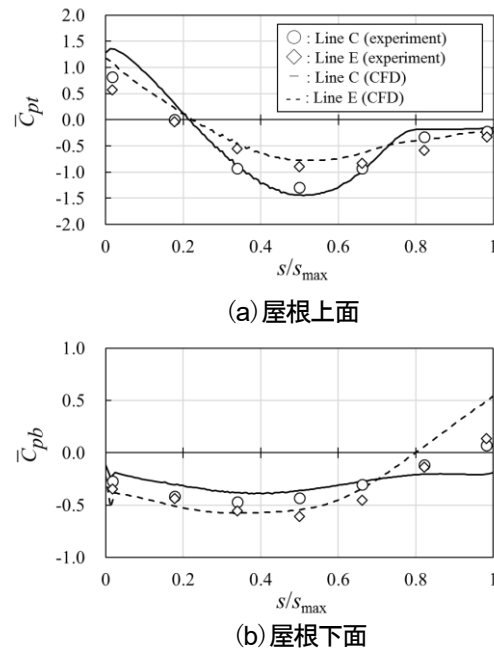


図 17 CFD と実験結果の比較(スパン方向, $f/B = 0.3$)

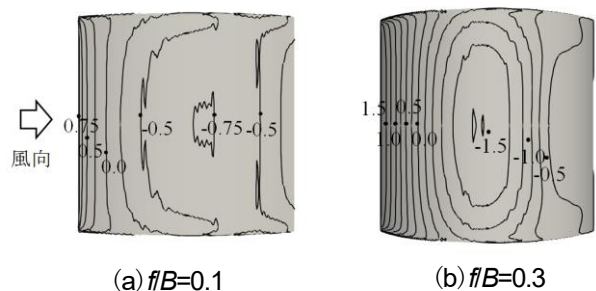


図 18 屋根上面の平均風圧係数分布

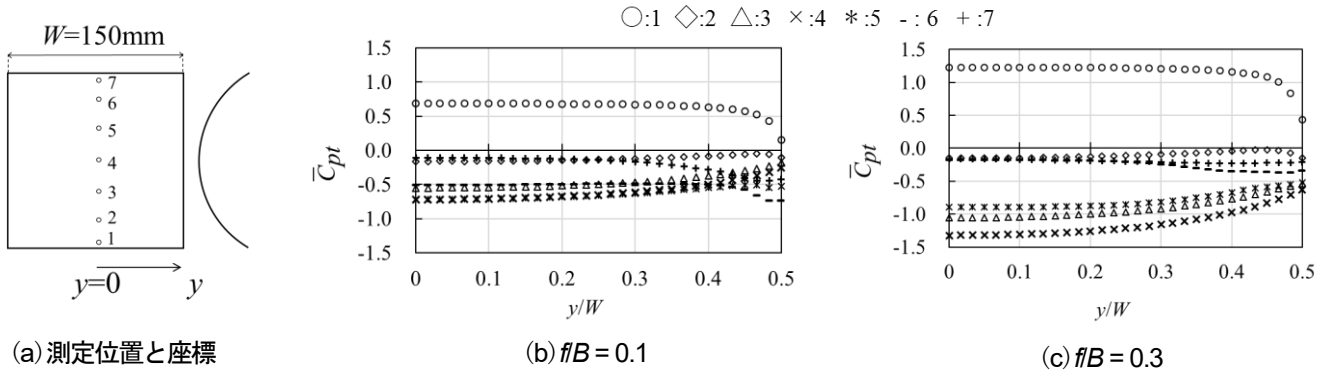


図 19 屋根上面における桁行方向の平均風圧係数分布

側屋根端部の結果については、実験結果との間に差が生じている。しかし、屋根中央部における平均風圧係数分布は全体的によく一致している。したがって、屋根に作用する y 方向の風圧係数分布を検討する上では十分な精度であるといえる。

図 18 に、 $f/B = 0.1$ と 0.3 の場合について、屋根上面の平均風圧係数分布をコンター図で示す。いずれの f/B でも風圧係数は桁行方向にほぼ一様に分布している。また、 f/B が大きいほど、風上側での正圧の値と屋根頂部での負圧の値が大きくなっている。図 19 に、 $f/B = 0.1$ と 0.3 の場合について、屋根上面の桁行方向の平均風圧係数分布を示す。横軸は屋根中央からの距離 y をモデルの桁行長さ W で基準化したものである。図には、風圧測定実験の結果との対応を考え、モデルの 7 つの測定孔を通る直線上の分布を示した。これらの結果によると、平均風圧係数は、 $y/W < 0.35$ の範囲では桁行方向にほぼ一様に分布し、屋根端部に近づくにつれて大きく変化している。この屋根端部での値の変化は、流れの三次元性の影響によるものと考えられる。また、屋根下面についても、平均風圧係数の値は桁行方向にほぼ一様に分布し、その大きさは屋根上面に比べて小さいことが分かった。 $\theta = 0^\circ$ の場合、屋根端部の領域において、平均風圧係数の変化は大きいものの、屋根面全体に対してはそれほど大きくないと考えられるため、風圧実験の Line C の結果を用いれば、屋根全体に作用する風力係数分布を十分に評価できるといえる。

6. 構造骨組用風力係数

6.1. 評価方法と定義

荷重指針における、切妻、翼型、片流れ独立上屋の構造骨組用風力係数では、屋根面を風上側と風下側の 2 領域に分割し、それぞれの領域に対して一定値を与えている。一方、円弧屋根を有する閉鎖型構造物では、側壁面に正対する風向に対して、屋根面を 3 領域に分割し、それぞれの領域に対して外圧係数が規定されている。図 10 に示したように、 $\theta = 0^\circ$ の場合、円弧型独立上屋の風力係数は、風上側で正値を示し、その後屋根頂部周辺で最小ピーク（負の最大値）をとるまで値が減少し、風下側では値が増加する。したがって、円弧型独立上屋においても、閉鎖型と同様、屋根面を風上側、屋根頂部付近、風下側の 3 領域に分割し、それぞれの領域に対して、実際の風力係数分布による最大荷重効果を再現するような等価静的風力係数として各領域の風圧係数 C_{NW}^* , C_{NC}^* , C_{NL}^* を与える。ただし、閉鎖型構造物とは異なり、それぞれの領域の大きさは、正の風力を示す風上側の領域や、剥離流の影響により風力がほぼ一定となる風下側の領域の大きさに基づき、 $B/5$ 単位で設定した。図 20 に、屋根面の領域分けとそれぞれの領域における設計用風力係数の定義を示す。また、式 (8), (9) に C_L , C_{My} と C_{NW} , C_{NC} , C_{NL} の関係を示す。

$$C_L = \frac{R}{W} \{ (C_{NW} + C_{NL}) (\sin \theta_0 - \sin \theta_1) + 2C_{NC} \sin \theta_1 \} \quad (8)$$

$$C_{My} = \frac{R}{f} \{ (C_{NL} - C_{NW}) (\cos \theta_0 - \cos \theta_1) \} \quad (9)$$

ここで、 θ_1 は屋根頂部から領域 R_2 の端部までの角度を表す。

設計用風力係数の評価にあたり、既往の研究¹⁾²⁾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。荷重効果として柱軸力に着目したときに得られる風力係数は、柱のせん断力や曲げモーメントといった他の荷重効果や、片側あるいは中央に位置する二本の柱で支持された屋根など、他の支持形式に対する荷重効果を概ねカバーできることが確認されている¹⁰⁾。ここで、柱軸力 N が最大ピーク値（最大引張り）を示す荷重パターンを Load case A、最小ピーク値（最大圧縮力）を示す荷重パターンを Load case B と定義する。

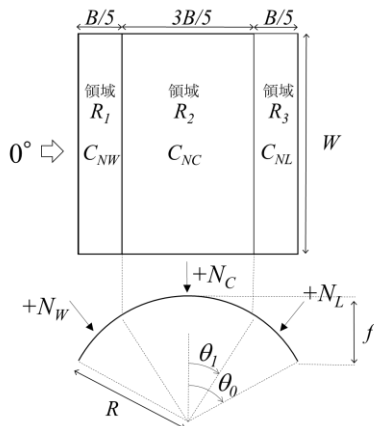


図 20 領域分けと構造骨組用風力係数の定義

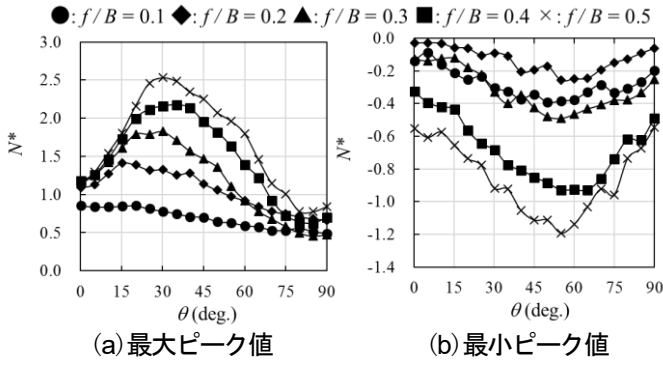


図 21 無次元軸力の最大および最小ピーク値

切妻、翼型、片流れ独立上屋では、 $\theta=0^\circ$ あるいは、それよりいくらかずれた風向で最大荷重効果が生じるため、 $\theta=0^\circ$ における風力係数を基本値とし、そこに補正係数 γ を乗じることで、風向の影響を考慮している^{1), 2)}。つまり、最大荷重効果を与える風力係数分布を $\theta=0^\circ$ における風力係数分布と相似であると仮定し、構造骨組用風力係数の提案が為されている。図 21 に、すべての f/B に対して風力測定実験より得られた、無次元軸力 N^* の最大および最小ピーク値(4本の柱のうち絶対値が最も大きな値)の風向による変化を示す。なお、 N^* は柱軸力 N を $(q_H(BW)/4)$ で除して無次元化した値である。これより N^* の最大および最小ピーク値は、 $\theta=30^\circ \sim 60^\circ$ のような斜め方向からの風向で最大となることが分かる。したがって、このような場合、最大荷重効果をもたらす風力係数分布は $\theta=0^\circ$ における風力係数分布とは大きく異なると考えられる。そこで本研究では、 $\theta=0^\circ \sim 15^\circ$ (「WD0」と称す)と $\theta=20^\circ \sim 70^\circ$ (「WD45」と称す)の2つの風向幅に対して、実験で得られた最大荷重効果を与えるような構造骨組用風力係数を提案する。すなわち、2つの風向幅に対する代表的な風向として、 $\theta=0^\circ$ および $\theta=45^\circ$ を設定し、まず、それらの風向において最大荷重効果を与える風力係数の組合せ(これを「基本値」と称す)を求める。実際には、図 21 に示したように、荷重効果は、 $\theta=0^\circ$ あるいは $\theta=45^\circ$ よりいくらかずれた風向で最大となる場合がある。この風向の影響を設計用風力係数に反映させるために補正係数 γ を導入する。さらに、変動風力の動的荷重効果は、基準法と同様ガスト影響係数 G_f で考慮する。以下に、設計用風力係数の提案方法と手順を述べる。

【ステップ 1】

WD0, WD45 それぞれの風向幅において、最大荷重効果(Load case A, Load case B)をもたらすような風力係数の基本値(WD0 のとき $C_{NW0}, C_{NC0}, C_{NL0}$, WD45 のとき $C_{NW45}, C_{NC45}, C_{NL45}$)を求める。

【ステップ 2】

荷重効果に及ぼす風向の影響を考慮するために補正係数 γ (WD0 のとき γ_0 , WD45 のとき γ_{45})を求める。 γ は、WD0, WD45 内の全風向に対して時刻歴データから得られる最大荷重効果と基本値を用いて計算される荷重効果の比として与え

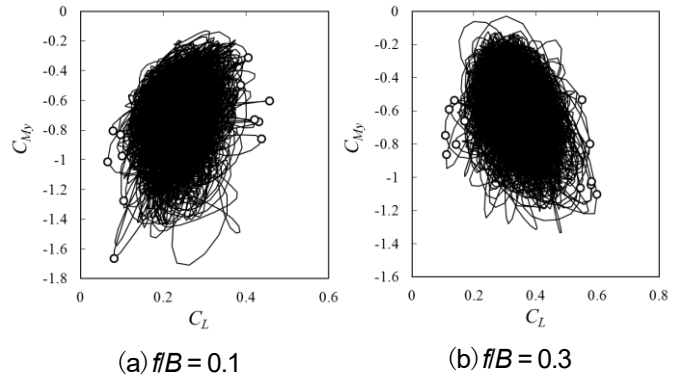


図 22 C_L と C_{My} のリサーチ ($\theta=0^\circ$)

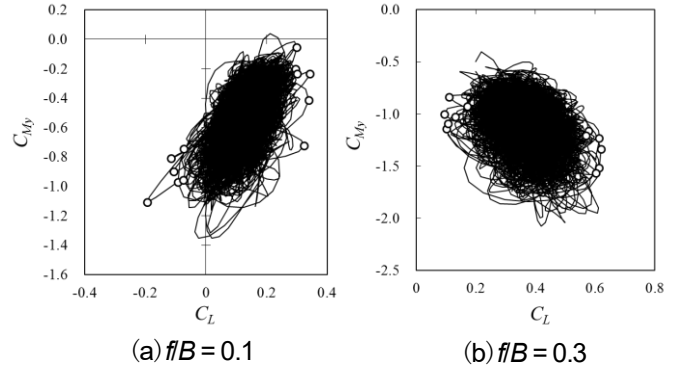


図 23 C_L と C_{My} のリサーチ ($\theta=45^\circ$)

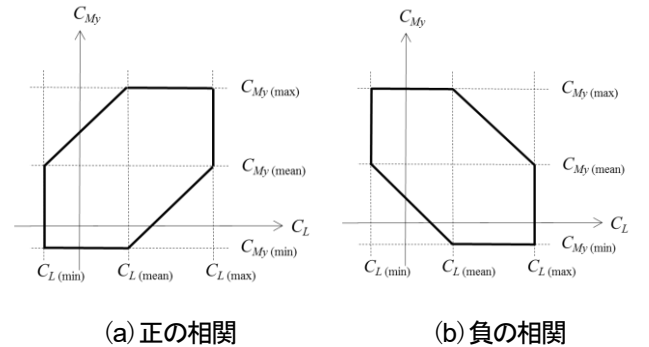


図 24 六角形近似の包絡線

られる。

【ステップ 3】

変動風力の動的荷重効果を考慮するために、ガスト影響係数 G_f を導入する。 G_f は荷重効果の最大ピーク値と平均値の比として与えられる。

【ステップ 4】

ステップ 1～3 で得られた値を用いて、次式によって構造骨組用風力係数(WD0 のとき $C_{NW0}^*, C_{NC0}^*, C_{NL0}^*$, WD45 のとき $C_{NW45}^*, C_{NC45}^*, C_{NL45}^*$)とする。

$$C_N^* = \frac{\gamma \cdot C_N}{G_f} \quad (10)$$

6.2. 基本値

図 22, 23 に、 $\theta=0^\circ$ および $\theta=45^\circ$ について、風力測定実験による時刻歴データを用いて得られた、 C_L と C_{My} のリサーチ

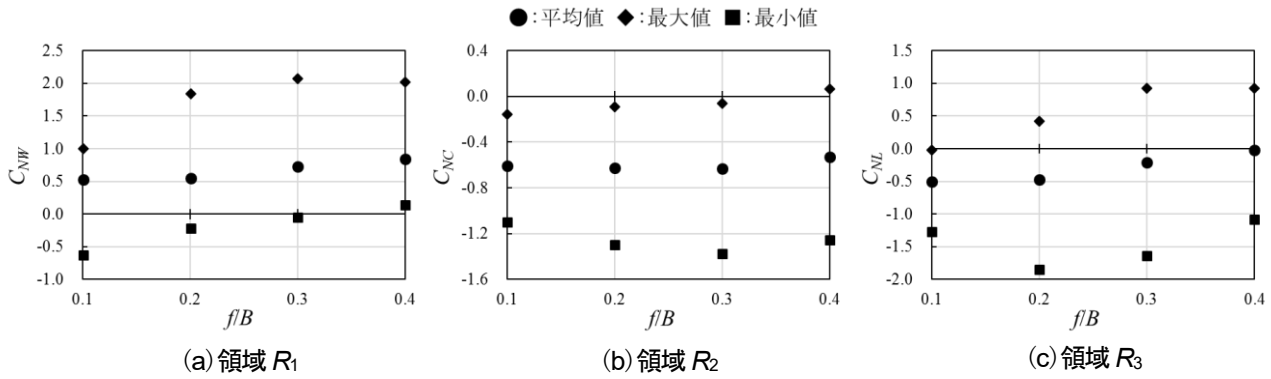


図 25 領域 R_1, R_2, R_3 に対する風力係数の空間平均値の統計値量 (Line C, $\theta = 0^\circ$)

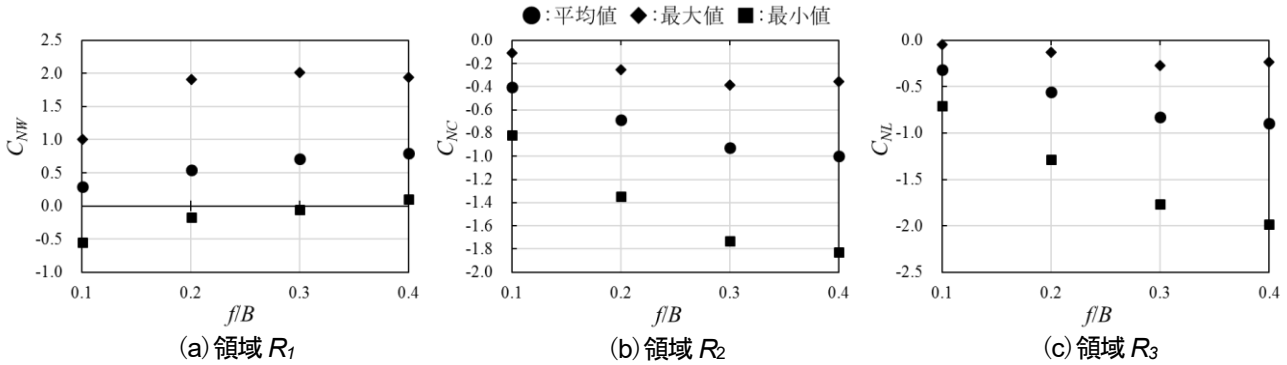


図 26 領域 R_1, R_2, R_3 に対する風力係数の空間平均値の統計値量 (Line C, $\theta = 45^\circ$)

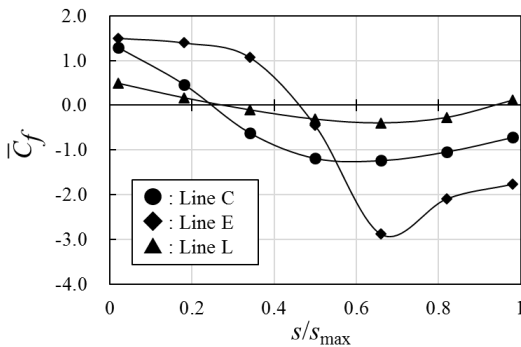


図 27 平均風力係数分布 ($\theta = 45^\circ$)

を。ここでは、例として $f/B = 0.1$ と 0.3 の結果を示した。図中の○印は、フルスケール 10 分間において C_L が最大あるいは最小ピーク値となるときに C_L と C_{My} の組み合わせを表す。図より、 f/B によって、相関の符号と強さが異なることが分かる。さらに、 C_L が最大あるいは最小ピーク値をとるときに C_{My} の値は必ずしもピーク値ではなく、様々な値をとっている。 C_L や C_{My} のピーク値が同時に発生しているとは限らない上、そのような組み合わせが必ずしも最大荷重効果を与えとは限らない。そこで、本研究では、図 24 に示すような平均値 ($C_{L(\text{mean})}$, $C_{My(\text{mean})}$) と最大および最小ピーク値 ($C_{L(\text{max})}$, $C_{L(\text{min})}$, $C_{My(\text{max})}$, $C_{My(\text{min})}$) で規定される六角形でリサージュを包絡し、6 つの頂点で与えられる C_L と C_{My} の組み合わせによって柱軸力を計算し、最大荷重効果を与える C_L と C_{My} の組み合わせ (Load case A, Load case B) を WD0 と WD45 それぞれに対して求めた (以下、この操作を「六角形近似」と称す)。

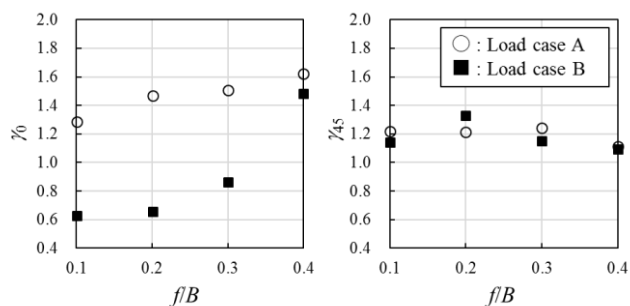
式 (8), (9) には、3 つの未知数 C_{NW} , C_{NC} , C_{NL} が含まれるので、六角形近似によって求めた C_L と C_{My} の組合せだけでは各領域における設計用風力係数を決定することはできない。そこで、3 つの未知数のうち、ひとつを固定するために風圧測定結果を用いる。風圧測定実験における $\theta = 0^\circ$ および $\theta = 45^\circ$ について、Line C 上の風力係数分布の時刻歴データを用いて各領域における空間平均値を計算し、統計値を算出した。図 25, 26 は、3 つの領域について、それらの結果を f/B に対してプロットしたものである。領域 R_2 の結果に着目すると、 $\theta = 0^\circ$ の場合、各統計値は f/B の変化に対してそれ程大きく変化しない。一方、 $\theta = 45^\circ$ の場合、各統計値は f/B の変化に対して大きく変化する。領域 R_2 では主に屋根面に沿う流れによって風力が生じると考えられる。したがって、 $\theta = 45^\circ$ の場合、 $\theta = 0^\circ$ の場合よりも主流方向の弧長が f/B によって大きく変化するため、 f/B の影響をより大きく受けたものと考えられる。これより、3 つの風力係数のうち、 f/B による風力特性の変化をよく表し、かつ、柱軸力に直接的に影響すると考えられる領域 R_2 の最大値および最小値を、それぞれ Load case B および Load case A の C_{NC} として与え、それらと六角形近似で求めた C_L と C_{My} を式 (8), (9) に代入することで、 C_{NW} と C_{NL} を計算する。

ここで、 $\theta = 45^\circ$ における基本値について考察する。前述したように、斜めからの風向の場合、風上側屋根端部で大きな風力が生じるため、この大きな風力が柱軸力に及ぼす影響を検討する必要がある。図 27 は、 $f/B = 0.4$ の場合について、3 つのラインに沿った平均風力係数分布を示す。なお、屋根面全体の風力分布を考察するため $\theta = -45^\circ$ における Line E の測

定結果を Line L として示した。風上側の屋根端部(Line E)においては、屋根頂部より後方領域($s/s_{\max}=0.6\sim0.8$)で大きな負の風力が生じている。これは、4.2.で考察したように、屋根上側に生成される円錐渦による局部負圧の影響であるが(図 11 参照)、大きな圧力勾配をもつため、局部負圧が生じる領域はそれ程大きくない(図 9 参照)。また、その他の領域においては、風力係数そのものの値は大きい、他の測定ラインと似た分布を示している。したがって、風上側屋根端部の大きな負圧が荷重効果に与える影響はそれ程大きくないと考えられる。さらに、Line C と Line L では、平均風力係数分布は類似している。したがって、大きな風力が生じる風上側端部近傍の屋根頂部より後方の領域以外では、 $\theta=45^\circ$ の主流方向に対して風力は滑らかに変化すると考えられ、 $\theta=45^\circ$ に対する基本値を求める際も、Line C における風力係数分布を用いて評価することができると考えた。以上のようにして求めた基本値を表 3 にまとめる。

6.3. 補正係数

γ は WD0, WD45 それぞれの風向幅において、時刻歴解析から得られる柱軸力の最大および最小ピーク値と 6.2.で決定した基本値を用いて計算される柱軸力の比で表され、それぞれの荷重ケースに対して与えられる。図 28 に WD0 および WD45 それぞれの風向幅に対する γ を示す。WD0 に着目すると、いくつかの f/B において、 γ が1.0を下回っている。これは、基本値が、 $\theta=0^\circ$ に対する六角形近似を用いて最大荷重効果を与える C_L と C_{My} の統計値の組合せによって計算されるため、それらの値を用いて計算される荷重効果が、実際の荷重効果よりいくらか大きく評価されたためである。しかし、 γ の値は最大で1.6程度であり、基本値にこれらの値を乗ずることで、風向変化の影響を考慮して、最大荷重効果を再現する風力係数を与えることができる。



(a)WD0 (b)WD45
図 28 補正係数 γ

6.4. ガスト影響係数

設計用風力係数は、等価静的風力係数の形で与える。気流の乱れによって構造物に作用する動的な荷重効果の影響は荷重効果の最大あるいは最小ピーク値と平均値の比であるガスト影響係数 G_f で表される。図 29 は、4 本の柱について、風力測定実験から得られた C_L , C_{Mx} , C_{My} の時刻歴データより計算される、軸力の最大・最小ピーク値と平均値の比($N_{\text{peak}}/N_{\text{mean}}$)を $|N_{\text{mean}}|$ に対してプロットした結果を示す。設計上重要となる

大きな軸力の範囲に着目すると、 G_f は概ね 1.8 となっていることが分かる。植松ら²⁾は比較的小規模であり、屋根が剛である場合には、最大荷重効果を準定常仮定に基いて評価することが可能であるとしている。このとき、 G_f は気流の乱れの強さ I_{uH} を用いて近似的に次式で与えられる。

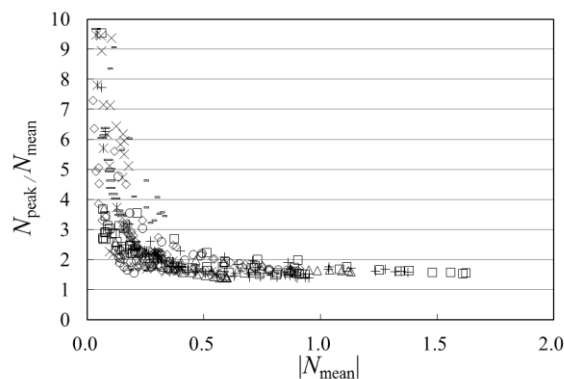


図 29 柱軸力の最大・最小ピーク値の平均値との比

表 3 基本値($\theta=0^\circ, 45^\circ$)

(a)WD0

基本値 ($\theta=0^\circ$)		R_1 C_{NW0}		R_2 C_{NC0}		R_3 C_{NZ0}	
Load case		A	B	A	B	A	B
f/B	0.1	1.8	1.1	-0.7	-0.1	-0.8	-0.7
	0.2	1.0	0.3	-0.8	0.0	-1.3	-0.6
	0.3	1.0	0.3	-0.8	0.0	-1.2	-0.7
	0.4	1.1	0.4	-0.9	0.0	-0.8	-0.9

(b)WD45

基本値 ($\theta=45^\circ$)		R_1 C_{NW45}		R_2 C_{NC45}		R_3 C_{NZ45}	
Load case		A	B	A	B	A	B
f/B	0.1	0.3	1.1	-0.8	-0.1	-0.6	-0.6
	0.2	1.2	0.8	-1.0	-0.2	-1.4	-1.7
	0.3	1.1	1.2	-1.2	-0.4	-1.6	-3.2
	0.4	1.1	1.2	-1.3	-0.4	-2.1	-4.4

表 4 構造骨組用風力係数の提案値($\theta=0^\circ, 45^\circ$)

(a)WD0

提案値 ($\theta=0^\circ$)		R_1 C_{NW0}^*		R_2 C_{NC0}^*		R_3 C_{NZ0}^*	
Load case		A	B	A	B	A	B
f/B	0.1	1.3	0.6	-0.5	0.0	-0.5	-0.4
	0.2	0.8	0.1	-0.6	0.0	-1.0	-0.3
	0.3	0.8	0.2	-0.7	0.0	-1.0	-0.4
	0.4	0.9	0.3	-0.8	0.0	-0.7	-0.5

(b)WD45

提案値 ($\theta=45^\circ$)		R_1 C_{NW45}^*		R_2 C_{NC45}^*		R_3 C_{NZ45}^*	
Load case		A	B	A	B	A	B
f/B	0.1	0.2	0.7	-0.6	0.0	-0.4	-0.4
	0.2	0.8	0.6	-0.7	-0.1	-1.0	-1.3
	0.3	0.8	0.8	-0.8	-0.3	-1.1	-2.1
	0.4	0.7	0.8	-0.8	-0.3	-1.3	-2.7

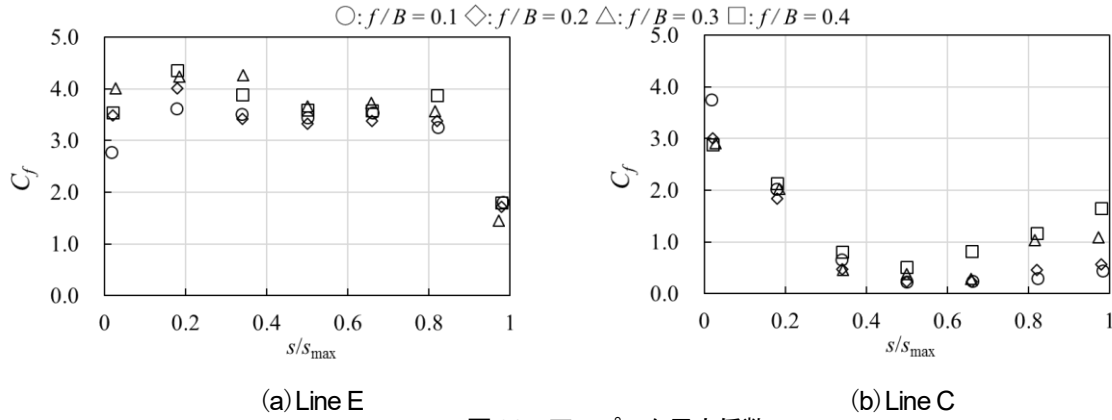


図 30 正のピーク風力係数

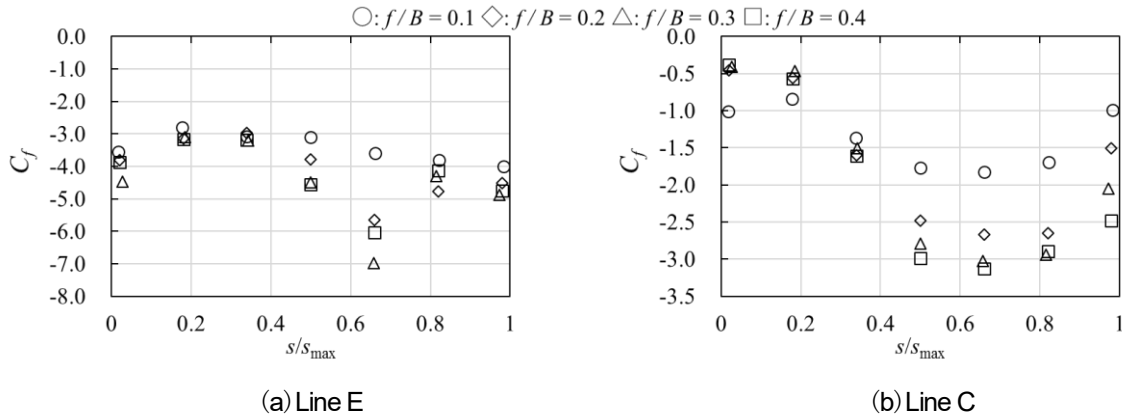


図 31 負のピーク風力係数

$$G_f \approx G_v^2 = (1 + g_v \cdot I_{uH})^2 \quad (11)$$

ここで、 G_v および g_v はそれぞれ風速のガストファクターおよびピークファクターである。ここで、図 29 より得られたガスト影響係数($G_f=1.8$)と風洞実験での気流の乱れの強さ($I_{uH}=0.16$)を式(11)に代入してピークファクターを計算すると、 $g_v=2.1$ となる。既往の研究^{2),4)}によると、気流のピークファクターは切妻型と HP 型に対して、それぞれ 3.0 および 2.6 であるが、円弧型独立上屋の値はそれらに比べて小さい。これは、流れの剥離に伴う渦が動的荷重効果に与える影響が、円弧型の方が小さいためと考えられる。ここで得られたピークファクターの値と式(11)を用いれば、本研究で用いた気流と流れ強さが異なる気流に対しても、ガスト影響係数を計算することができる。

6.5. 構造骨組用風力係数の提案値

表 4 に、6.2.~6.4.で得られた値をそれぞれ式(10)に代入することで得られる構造骨組用風力係数 C_{NW}^* 、 C_{NC}^* 、 C_{ML}^* を示す。ただし、 γ の値は、1.0 より小さい場合は 1.0 に繰り上げている。WD45 における C_{ML}^* の値は他の係数に対してかなり大きいことが分かる。これより、斜め方向からの風によって流れ場が大きく変化し、屋根頂部後方領域に生じた大きな負の風力により、大きな荷重効果が生じたと考えられる。

7. ピーク風力係数

本研究では模型の制約上、屋根中央と屋根端部の 2 つのライン上でしか風圧を得ることができない。したがって、屋根面全体のピーク風力係数を把握することはできず、外装材用ピーク風力係数を提案することはできない。そこで、ここでは測定ライン上でのピーク風力係数を示し、今後、外装材用ピーク風力係数を検討する上での情報とする。

外装材用ピーク風力係数を規定する際には、外装材の受圧面積を仮定し、空間平均あるいは移動平均操作を行う必要がある。しかし、ここでは外装材用ピーク風力係数を提案するのではなく、ピーク風力係数の基本的な性状を把握することを目的としているため、そのような平均化操作は行わない。図 30, 31 は、Line E および C について、全風向中の最大(正)および最小(負)ピーク風力係数分布を示す。Line C 上の正のピーク風力係数に着目すると、 s/s_{max} が小さい範囲において、ピーク風力係数が大きな値を示している。これらは、 $\theta \approx 0^\circ$ において得られた結果であり、屋根下面に発生した局部負圧の影響によるものである。Line E 上の正および負のピーク風力係数は、全体的に大きな値であり、多くの測定孔において、絶対値は 3.0~4.5 程度である。これらの結果の多くは $\theta \approx 90^\circ$ において示されている。このような正負で絶対値がほぼ等しい大きなピーク風力係数は、切妻、翼型、片流れ独立上屋に関する既往の研究¹⁾において示されているように、接近流に含まれる大きなスケールの渦により、上面に作用する正およ

び負のピーク風圧と下面に作用する負および正のピーク風圧がほぼ同時に作用した結果によるものと考えられる。Line E上の負のピーク風力係数は、屋根頂部より後方の領域($s/s_{\max}=0.6\sim0.8$)において局所的に大きな負のピーク風力が生じている。これは $\theta\sim30^\circ$ で得られた結果であり、4.2.で考察したように、斜め方向からの気流の場合、屋根風上端で剥離した流れにより生成される渦の影響であると考えられる。Line C上の負のピーク風力係数に着目すると、風力係数の絶対値は $s/s_{\max}>0.5$ で大きくなる。これらは $\theta\sim0^\circ$ で与えられ、そのような風向では、4.2.で述べたように、屋根頂部近傍において平均的に風力係数が負に大きくなるため、負のピーク風力係数も大きくなる。

8. 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、屋根まわりの流れや風力係数分布の性状を明らかにした。

風圧測定実験では、まず、実験風速を変化させることで、レイノルズ数の影響について検討し、本実験結果が実スケールにおける現象を概ね再現できていることを確認した。次に、屋根上下面の風圧係数分布を把握し、 f/B および風向と流れ場の対応関係を明らかにした。

風力測定実験では、屋根全体に作用する風力を測定し、得られた時刻歴データに基づき荷重効果(ここでは柱軸力に着目)の時刻歴解析を行い、風向による影響や動的荷重効果を把握した。

数値流体解析では、風洞実験では把握することのできない、屋根面全体の風力係数分布を求めた。これにより、 $\theta=0^\circ$ のとき屋根面の平均風圧係数は桁行方向にはほぼ一様に分布していることが明らかとなった。したがって、構造骨組用風力係数の評価には、屋根中央の測定結果を代表して用いることとした。

構造骨組用風力係数は、屋根面を3領域に分割し、それぞれに対して一定の値を与えた。屋根面の風力係数分布は風向による影響を大きく受けるため、風向幅を $0^\circ\sim15^\circ$ と $20^\circ\sim70^\circ$ に分け、それぞれに対して検討を行った。基本値は揚力と空力モーメント係数のリサーチを六角形近似することによって評価した。変動風力の動的荷重効果はガスト影響係数で考慮し、ピークファクターを求めることで、様々な気流に対する風荷重の評価が可能となった。

最後に、ピーク風力係数について簡単に考察した。屋根端部において大きな負のピーク風力が作用することが分かり、構造骨組用風力係数と共に、局部的に作用するピーク風力に

対しても十分留意し、設計を行う必要性が示された。

[謝辞]

本研究の一部は(公財)能村膜構造技術振興財団の研究助成金(平成27年度、研究題目「骨組膜構造による円弧型独立上屋の設計用風荷重に関する研究」)によるものである。また、本研究を実施するに当たり、大成建設(株)技術研究所の寺崎浩氏、相原知子氏、中村良平氏より有益な助言をいただいた。ここに記し、感謝の意を表する。

[参考文献]

- 1) 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.
- 2) 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.
- 3) 日本建築学会: 建築物荷重指針・同解説, 2015.
- 4) 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2013, pp. 1–13, 2013.
- 5) 植松康: 二次元円柱まわりの流れの分類と臨界レイノルズ数について, 日本風工学会誌, 第43号, pp. 35–43, 1990.
- 6) 植松康, 山田大彦, 菊池雅之: 表面粗さのある二次元円柱まわりの流れの特性—赤外線映像装置による観察—, 日本風工学会誌, 第43号, pp. 9–21, 1990.
- 7) P. A. Macdonald, K. C. S. Kwok, J. D. Holmes: Wind loads on circular storage bins, silos and tanks: I. Point pressure measurements on isolated structures, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol. 31, pp. 165–187, 1988.
- 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) 上田宏, 羽倉弘人, 小田富司: 円筒形屋根を支える剛な2ヒンジアーチに作用する風圧力並びに風荷重によって生じる応力の特徴, 日本建築学会構造系論文集, 第496号, Vol. 62, No. 496, pp. 29–35, 1997.
- 10) 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3 提案した風力係数の妥当性と適用性, 日本風工学会論文集, 第31巻, 第4号, pp. 115–122, 2006.

Wind force coefficients for designing curved free roofs

Part1: Cylindrical roofs

Roma Yamamura¹⁾

Yuki Takadate²⁾

Yasushi Uematsu³⁾

SYNOPSIS

Wind loads on cylindrical free roofs have been studied in a wind tunnel. The main objective of the present study is to propose appropriate wind force coefficients for designing the main wind force resisting systems of the roof considering the dynamic load effect of turbulent winds. Because the rise-to-span ratio f/B is regarded as the most important parameter, five models with different f/B ratios ranging from 0.1 to 0.5 were tested. Overall aerodynamic force and moment coefficients were measured with a six-component force balance. Wind pressures on the top and bottom surfaces of the roof model along representative two lines (Lines C and E) were measured simultaneously for various wind directions. Wind pressure distribution on the whole roof was calculated by CFD (computational fluid dynamics). RANS (Reynolds averaged Navier-Stokes equations) model was used to calculate the time averaged wind pressure distributions. Assuming that the roof is rigid and supported by four corner columns, the axial forces induced in the columns supporting the roof are regarded as the most important load effect for discussing the design wind loads. Based on the results, wind force coefficients for designing the main wind force resisting systems are proposed. In practice, the roof is divided into three zones, i.e. windward, central and leeward zones, and constant wind force coefficients are provided to these zones. Two load cases, which correspond to the maximum tension and compression induced in the columns, were considered. Finally the results on the maximum and minimum peak wind force coefficients along Lines C and E are presented, which may present useful information for discussing the wind loads for the designing of cladding/components.

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

*2. Graduate Student, Department of Architecture and Building Science, Tohoku University. Research Fellow of Japan Society for the Promotion of Science.

*3. Professor, Department of Architecture and Building Science, Tohoku University.