

The Membrane Structures Association of Japan

膜構造ジャーナル 2022
Journal of Membrane Structures 2022

– No. 2 –

一般社団法人 日本膜構造協会

建築の一分野として確立してきた膜構造は、近年建設数も増し、日本における研究者の数も増しています。これにともない、研究テーマも多岐に亙るようになり、発表される論文も多分野に亙り、その数も多くなっています。これらの状況より、一般社団法人日本膜構造協会において、膜構造に関する研究成果の発表の場を設定し、「膜構造ジャーナル」として、膜構造研究のためのまとまりある資料として、あるいは設計、建設のための指針として位置付け、年次計画で発行することとしています。

内容は3編に分け、1編では研究論文として査読を行い、質の高いものを選び掲載することとしています。2編では、膜構造に関する査読は行わない報告、概説を広く扱うことにしています。また3編では、他誌、国際会議等で発表されたその年の膜構造関係の論文のアブストラクト、または題名を掲載し、研究のための資料とし役立てたいと考えています。このようにして刊行する研究論文集は、広く研究者、研究団体及び関係各位に積極的に配布し、今後の膜構造の発展に寄与することを目的としています。

膜 構 造 ジ ャ ー ナ ル 2022

Journal of Membrane Structures 2022

〔目 次〕

第1編 研 究 論 文

1. 様々な形状の大スパン屋根に作用する非定常空気力に関する考察----- 1
その2：局所的な風邪に基づく非定常空気力について
高舘祐貴（建築研究所）
植松 康（秋田高専）
2. ドーム型独立上屋の風荷重に関する基礎的検討----- 11
丁 威（秋田高専）
文 礼志（京都大学）
植松 康（秋田高専）

第2編 報 告 ・ 概 説

1. 栃木県総合運動公園陸上競技場----- 21
2種類の膜材を組み合わせた栃木新スタジアムの膜屋根
丁 乙碩（協立工業）
2. オリオン市民広場屋根増築その他改修工事----- 27
染谷健太（太陽工業）

[第1編 研究論文]

様々な形状の大スパン屋根に作用する非定常空気力に関する考察

その2：局所的な風力に基づく非定常空気力について

高舘 祐貴^{*1}

植松 康^{*2}

本研究では、大スパンの陸屋根、円弧屋根、吊屋根を対象に、振動する屋根に作用する非定常空気力の特性を数値流体解析(CFD)に基づき明らかにし、屋根の空力安定性を考察する。その1ではモーダル風力に基づき、屋根を対称一次モードあるいは逆対称一次モードで強制加振したときの空力剛性および空力減衰を評価した。その2では多数のサンプリング位置で得られる風圧データを利用して屋根形状、接近流および無次元風速によって変化する局所的な非定常空気力の特性を明らかにすることで、空力不安定振動の発生メカニズムと屋根形状および気流による空力不安定振動の発生しやすさを考察する。

1. はじめに

膜構造は軽量で施工性に優れるため、スポーツ施設をはじめとした大スパン屋根にしばしば用いられる。しかし、そのような大スパン屋根は一般に軽量で剛性が低いため、設計時には風荷重が支配的となることが多い。また、屋根の剛性が低いと、風によって屋根が振動することで、屋根の振動に伴って生じる付加的空気力である「非定常空気力」が作用する。この非定常空気力が正の減衰効果をもたらす場合は屋根を空力的に安定化させるが、逆に負の減衰効果をもたらす場合には空力不安定振動の発生が懸念される。大スパン屋根を有する膜構造の耐風設計においては、こうした空力不安定振動が設計風速より低い風速で発生することがないことを確かめる必要がある。一方、空力的に安定化する条件が明らかになればこの非定常空気力を適切に考慮することで、膜構造をはじめとした大スパン屋根の安全かつ合理的な耐風設計が実現できると考えられる。

大スパン屋根の空力安定性についてはこれまで様々な研究^{1)~6)}が行われている。しかし、大スパン屋根に作用する非定常空気力特性の詳細な調査は、実験および解析が難しいことから検討事例が少ない。特に、強制加振を用いた風洞実験は加振装置の作製が困難であるだけでなく、加振振動数が高いときに想定する振動モードを適切に再現することが極めて困難であることから、代表的なものはDaw and Davenport⁷⁾による半円筒形屋根を対象としたもの、大熊・丸川⁸⁾による陸屋根を対象としたもの、Ding et al.⁹⁾による円弧屋根を対象としたものに限定されている。数値流体解析(CFD)で屋根を強制的に加振し、屋根に作用する非定常空気力特性や空力安定性を明ら

かにした研究としては、Ding et al.⁹⁾による円弧屋根に対するもの、Li et al.¹⁰⁾による大熊・丸川⁸⁾およびDing et al.⁹⁾で実施された陸屋根および円弧屋根に対する風洞実験を再現したもの、Takadate and Uematsu¹¹⁾による陸屋根、円弧屋根および吊屋根に対するもの、Yang et al.¹²⁾によるHP型屋根に対するものなどがある。これらの研究は主にモーダル風力を用いて屋根の動的応答性状を検討したものである。屋根の空力安定性を考える上ではモーダル風力による検討が重要であるものの、振動の発生メカニズムを明らかにするためには屋根の形状ごとに位置によって変化する局所的な非定常空気力の性状を把握することも重要となる。しかし、こうした局所的な非定常空気力性状に基づく検討はこれまでほとんど行われていない。既往の風洞実験⁸⁾では強制加振時の最大振幅位置での非定常空気力特性が示されているが、風圧測定点が限られていることから、一方向屋根でも屋根に作用する局所的な風圧がもたらす励振効果を詳細に把握することは困難であった。一方、CFDではメッシュの分割に応じて任意の位置での風圧が得られるので、屋根の局所的な非定常空気力の性状を詳細に把握し、空力不安定振動をもたらす空気力の作用を明らかにすることが可能である。

「その1」では、様々な形状の大スパン屋根に対して、対称一次モードまたは逆対称一次モードで振動するとき屋根に作用する非定常空気力特性をモーダル風力に基づき検討した¹³⁾。軒高風速を屋根の強制加振振動数と屋根のスパンで無次元化した無次元風速として評価すると、計算した範囲においては、対称一次モードの方が逆対称一次モードよりも同じ無次元風速における非定常空気力(空力剛性および空力減衰)の

^{*1} 国立研究開発法人 建築研究所 構造研究グループ 研究員

^{*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 校長

絶対値が大きいものとなった。また、対称一次モードでは検討した無次元風速の範囲で空力減衰が常に正であり、屋根の空力安定性を減少させる方向には作用しなかった。一方、逆対称一次モードでは陸屋根および吊屋根で空力負減衰となる無次元風速の範囲が見られたが、円弧屋根では同じ風速範囲で常に空力正減衰となった。さらに、非定常空気力の無次元化に無次元振幅を用いると、検討した範囲では振幅に依存しない形で非定常空気力を評価できることを示した。それに加えて、乱れが非常に小さい一様流の方が自然風を模擬した境界層乱流よりも低い風速で空力負減衰となることも確かめられた。

このように、「その1」では屋根形状によって空力安定性が異なることが示されたが、空力不安定化する具体的な条件は必ずしも明確にはなっていない。そこで本報「その2」では、屋根の局所的な非定常空気力の特性を屋根形状ごとに整理するとともに、空力負減衰効果が発生する位置に着目することで空力安定化しやすい屋根形状と屋根の耐風設計において留意すべき点を明らかにすることを目的とする。

2. 解析概要

2.1. 対象建築物

本研究では「その1」と同様、軒高 H が20m、スパン L が120mの大スパン屋根を対象とする。図1に対象とする屋根形状を示す。なお、屋根の幅がある程度広くなると、屋根中心付近の圧力場や流れ場が2次元的になることから本研究では2次元モデルを対象として非定常空気力を検討する。屋根形状は陸屋根、円弧屋根および吊屋根の3種類である。円弧屋根のライズ・スパン比(r/L)は0.1と0.2、吊屋根のサグ・スパン比(d/L)は0.05と0.1のそれぞれ2種類である。これらは既往の風洞実験で風圧測定の実例があるものを考慮して設定した。また、「その1」¹³⁾では対称一次モードと逆対称一次モードの2つの振動モードに着目したが、解析結果によると空力不安定振動は逆対称一次モードの方が発生しやすいことから、本報「その2」では逆対称一次モードのみを対象とする。

2.2. CFDの概要

CFDにはANSYS Fluent(Ver 19.0)を用いて、連続式と非圧縮性のNavier-Stokes方程式を有限体積法で離散化することで流れ場および風圧場を計算した。図2に解析領域全体、図3に3つの屋根形状に対するモデル近傍のメッシュ分割を示す。時間項および空間項の離散化には2次精度陰解法と2次精度中心差分をそれぞれ用いた。乱流モデルはLES(Large Eddy Simulation)とし、SGSモデルはWALEモデル(モデル定数 $C_w = 0.325$)とした。流入境界条件には乱れの無い一様流と地表面粗度区分Ⅲに相当する境界層乱流¹⁴⁾を用いた。なお、境界層乱流はANSYS Fluentに実装されているSpectral Synthesizerを用いて統計的に生成した。LESでは計算格子よりも小さいサイズの渦はフィルタ操作によってモデル化される。このフィルタ操作によって高周波領域における変動風速のパワースペクトルは減衰するため、流入風のスペクトルの形状はKarman型とは必ずしも一致しない。しかし、屋根に作用する変動風圧には屋根端部での流れの剥離や屋根の強制加振によって高

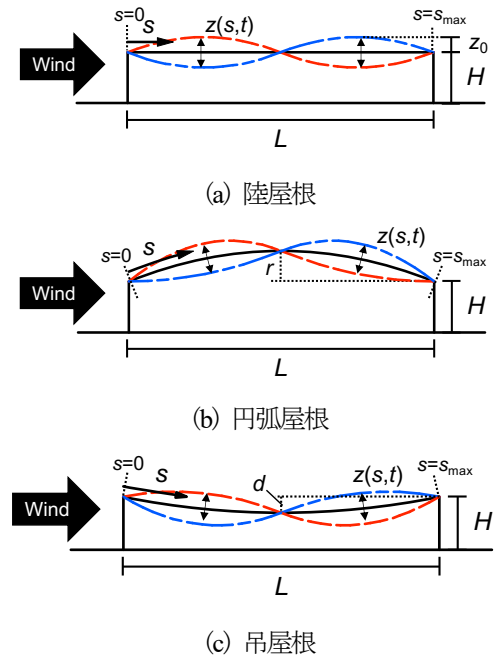


図1 解析モデル

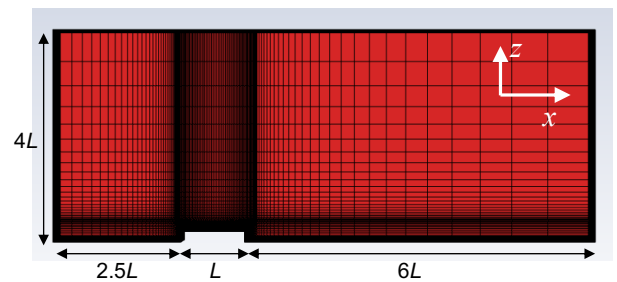


図2 解析領域全体のメッシュ(xz平面)

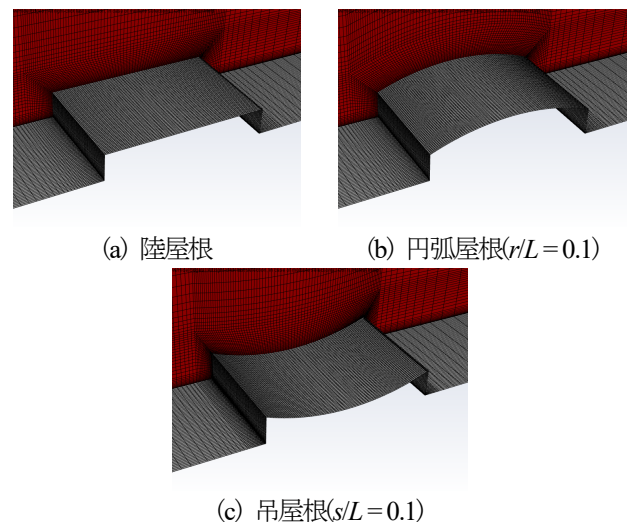


図3 モデル近傍のメッシュ分割

周波の変動成分が現れてくるため¹⁵⁾、フィルタ効果による流入風のパワースペクトルの減衰は解析結果に有意な影響を及ぼさないと考えられる。一様流と境界層乱流のいずれにおいても軒高風速 U_H は広範囲の無次元風速に対する非定常空気

力を評価するために 6m/s～15m/s の範囲で変化させた。時間刻み Δt は軒高風速に応じて変化させ、無次元時間刻み $\Delta t^* (= \Delta t U_H / L)$ が 4.0×10^{-3} となるように設定した。

CFD による流れ場の解析は 3 次元空間に対して行うが、屋根に作用する非定常空気力は代表的に屋根の中心線上の風圧を用いて計算する。風圧のサンプリング点は風上端部から風下端部まで等間隔に 300 点配置した。サンプリング周波数はいずれの解析においても 1,000 Hz とした。非定常空気力を計算するための屋根の強制加振振動数 f_m は 10 Hz～60 Hz の範囲を 10 Hz ずつ変化させた。本論文では屋根を強制的に加振した解析を行うが、屋根の強制加振には ANSYS Fluent に実装されている Spring Smoothing 法を用いた。解析の詳細やメッシュ分割の妥当性については「その 1」¹³⁾や文献^{11),16)}を参照されたい。

2.3. 局所的な風力に基づく非定常空気力の定義

屋根を逆対称一次モードで強制加振したときの屋根の変位 $z(s, t)$ は一般化変位 $q(t)$ と振動モード $\phi(s)$ を用いて次式で表される。

$$z(s, t) = q(t) \phi(s) \quad (1)$$

$$q(t) = z_0 \sin(2\pi f_m t) \quad (2)$$

$$\phi(s) = \sin\left(2\pi \frac{s}{s_{\max}}\right) \quad (3)$$

ここで、 z_0 は加振振幅、 f_m は加振振動数、 s は屋根風上端部から屋根に沿った距離、 $s_{\max}$ は屋根長さ (風下端部における s の値) を表す。時刻 t における屋根の位置 s における風力 $F(s, t)$ は次式で表される。

$$F(s, t) = q_H C_p(s, t) A \quad (4)$$

ここで、 q_H は速度圧 ($= \rho U_H^2 / 2$)、 C_p は風圧係数を表す。なお、強制加振時の内圧は考慮しない。また、屋根に作用する風圧は屋根の中心線上の 2 次元的なものを用いていることから、位置 s における風力を評価するときの主流直交方向 (水平方向) の幅は単位幅とする。したがって、 A は単位面積を表す。

屋根の位置 s における非定常空気力は屋根の変位比例成分 $F_R(s)$ と速度比例成分 $F_I(s)$ を用いて以下の式で定義する。

$$F_R(s) = \frac{1}{T} \int_{-T}^T F(s, t) \frac{z(s, t)}{|z_0 \phi(s)|} dt \quad (5)$$

$$F_I(s) = \frac{1}{T} \int_{-T}^T F(s, t) \frac{\dot{z}(s, t)}{|2\pi f_m z_0 \phi(s)|} dt \quad (6)$$

$$\beta(s) = \tan^{-1}\left(\frac{F_I}{F_R}\right) \quad (7)$$

ここで、 $\beta(s)$ は位置 s での非定常空気力の位相差、 f_m は強制加振振動数、 T は解析時間を表す。式(5)の $|z_0 \phi(s)|$ および式(6)の $|2\pi f_m z_0 \phi(s)|$ はそれぞれ振動変位および振動速度の片振幅であ

る。なお、変位依存成分 F_R と速度依存成分 F_I は空力剛性と空力減衰にそれぞれ対応する。非定常空気力の位相差 β の符号は a_c の符号に対応するため、空力減衰の正負の判定ができる。例えば、 $\beta > 0^\circ$ は $a_c > 0$ に対応し、空力減衰が屋根の減衰力を小さくする方向に作用することを表す¹⁶⁾。

「その 1」でのモーダル風力による検討によれば、無次元加振振幅 $z_0^* (= z_0 / L)$ で F_R と F_I を除すと、 $z_0^* = 3.3 \times 10^{-3} \sim 2.0 \times 10^{-2}$ の範囲では加振振幅 z_0 に依存せずに無次元非定常空気力を評価することができる¹³⁾。屋根の位置 s における局所的な非定常空気力についても同様に、屋根の位置 s における空力剛性係数 a_K と空力減衰係数 a_c を以下の式で定義する。

$$a_K = \frac{F_R}{q_H A z_0^*} \quad (8)$$

$$a_c = \frac{F_I}{q_H A z_0^*} \quad (9)$$

以下の計算においては、屋根の無次元加振振幅 $z_0^* = 1.0 \times 10^{-2}$ とし、無次元風速 $U_H^* (= U_H / f_m L)$ は 0.33～5 の範囲で変化させた。

3. 最大振幅の位置における非定常空気力特性

複数の屋根形状に対して、屋根の最大振幅となる 2 点の位置 (風上側 (Windward) : $s/s_{\max} = 0.25$, 風下側 (Leeward) : $s/s_{\max} = 0.75$) における空力剛性係数 a_K 、空力減衰係数 a_c および非定常空気力の位相差 β の無次元風速 U_H^* に対する変化を把握する。以下、屋根形状ごとに結果を示す。

3.1. 陸屋根

図 4 および図 5 は陸屋根の $s/s_{\max} = 0.25$ および 0.75 における a_K 、 a_c 、 β に関する結果である。横軸は無次元風速 U_H^* である。CFD は一様流 (Uniform) および境界層乱流 (TBL) について行ったものであり、大熊・丸川⁸⁾が一様乱流中で行った風洞実験 (Ohkuma) とは流入気流の条件がやや異なっているが、屋根形状と屋根の加振振動数は対応するため、比較のために大熊・丸川の風洞実験の結果もプロットしている。

U_H^* が小さい範囲では CFD の結果と比べて大熊・丸川の風洞実験の方が a_K および a_c の絶対値が大きい。無次元風速 U_H^* が小さくなることは屋根の強制加振振動数 f_m が大きくなることに相当する。 f_m が大きくなると、風洞実験では振動モードを時間的に滑らかに再現することが困難になることや振動に伴う熱やチューブの振動が実験結果に影響を及ぼすと考えられる。一方、CFD では加振振動数が大きくなると同じ時間ステップにおけるメッシュの変形量が大きくなり、メッシュの変形が流れ場に及ぼす影響が大きくなる。以上のことから、 U_H^* が小さい範囲では風洞実験と CFD のいずれにおいても測定や解析の誤差が大きくなりやすいため、 U_H^* が大きいときと比べて結果の差が大きくなったと考えられる。

風上側の a_K は U_H^* が大きくなるにつれて徐々にその大きさが減少するが、 $U_H^* \approx 1.5$ 付近では一様流で $a_K > 0$ 、境界層乱流で $a_K < 0$ となり、 $U_H^* \geq 3$ ではいずれの気流においても $a_K < 0$ となる。一方、風下側の a_K については、一様流で $U_H^* \approx 1$ よ

りも $U_H^* \approx 1.5$ のときの方が a_K の大きさは大きい。 $U_H^* \geq 2.5$ では気流によって性状が異なり、一様流で $a_K < 0$ 、一様乱流および境界層乱流で $a_K > 0$ となっている。

風上側の a_c は、一様流では $U_H^* \approx 1$ 、境界層乱流では $U_H^* \approx 1.25$ で正の極大値を示す。一方、風下側の a_c は、一様流では $U_H^* \approx 2$ で正の極大値を示すが、境界層乱流では $a_c > 0$ となることはない。 $U_H^* \approx 1$ では一様乱流も含めたいずれの気流においても風上側では $a_c > 0$ で最大となる一方、風下側では $a_c < 0$ で極小値をもつ分布となっている。以上のように、 a_K と a_c の特性はサンプリング位置によって異なる。

β については、風下側 ($s/s_{\max} = 0.75$) より風上側 ($s/s_{\max} = 0.25$) の方が $\beta > 0^\circ$ となる U_H^* が低く、風上側と風下側で性状が異なっている。気流の違いに着目すると、風上側で $\beta > 0^\circ$ となる U_H^* は、一様流の方が境界層乱流よりもやや低いかにほぼ同じである。また、 U_H^* の増加に伴う β の増加は一様流の方が境界層乱流よりも大きい。一方、風下側については一様流では $U_H^* \approx 1.5$ で $\beta > 0^\circ$ となるが、境界層乱流では今回解析した範囲では $\beta > 0^\circ$ とはならない。これは、境界層乱流では風上端部で剥離した流れが $s/s_{\max} \approx 0.2$ で再付着するのに対して、一様流では $s/s_{\max} \approx 0.5$ で再付着するように、風上端部で剥離した流れの再付着点が異なること¹⁰⁾に起因するものと考えられる。一様乱流を用いた風洞実験の結果を一様流および境界層乱流を用いた CFD の結果と比較すると、 U_H^* の大きい範囲での β は、一様流よりも境界層乱流に近い。これは、接近流の乱れの影響が大きいためと考えられる。

3.2. 円弧屋根

図 6 および図 7 にライズ・スパン比 (r/L) が 0.1 および 0.2 の円弧屋根について、一様流と境界層乱流で得られた風上側

と風下側の 2 点における非定常空気力特性を示す。

a_K については、 r/L や気流によらず全ての解析結果で正の値となっている。 a_K の大きさは風下側より風上側の方が大きく、その差は r/L が大きいほど明確になる。 U_H^* が大きくなると、同じサンプリング位置であれば、境界層乱流の方が一様流より a_K の大きさが大きい。

a_c については、位置や r/L だけでなく、気流の影響も比較的小さい。 $a_c > 0$ となるとき、 a_c の大きさは陸屋根より小さい。 a_c の符号に対応する β の符号を見ると、解析条件によっては風上側と風下側のいずれの位置においても $a_c > 0$ に対応する $\beta > 0^\circ$ の範囲が少し見られる。しかし、 β の値は位置、 r/L および気流によらず U_H^* が増加してもほぼ 0° であり、 U_H^* に対する β の変化は非常に小さい。これは、円弧屋根では屋根面での流れの剥離が生じにくく、屋根に沿った流れが支配的となることが影響しているためと考えられる。

3.3. 吊屋根

図 8 および図 9 にサグ・スパン比 (d/L) が 0.05 および 0.1 の吊屋根について、一様流と境界層乱流で得られた風上側と風下側の 2 点における非定常空気力特性を示す。

a_K については、 U_H^* が小さい範囲での風上側の a_K の大きさが一様流よりも境界層乱流で大きい。境界層乱流において、 U_H^* が大きくなっても風下側で $a_K > 0$ であるのは陸屋根の場合と同様である。吊屋根では今回解析したほとんどの U_H^* で a_K が正となるが、 $U_H^* = 1 \sim 4$ のいくつかのケースで a_K が負となるものも見られる。

a_c については、風上側では気流によらず $U_H^* > 0.8$ の範囲で $a_c > 0$ となる領域が見られる。一方、陸屋根と同様、境界層乱流中では風下側で $a_c > 0$ となる領域はほとんど見られない。

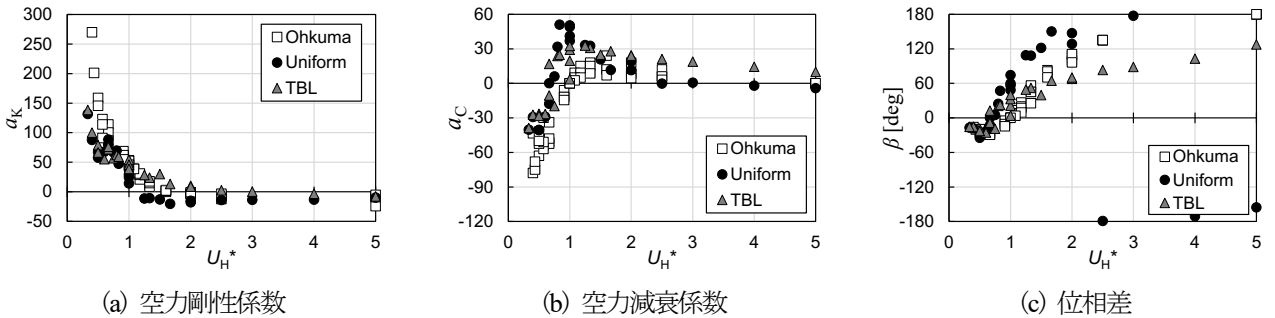


図 4 陸屋根の最大振幅の位置での非定常空気力 ($s/s_{\max} = 0.25$)

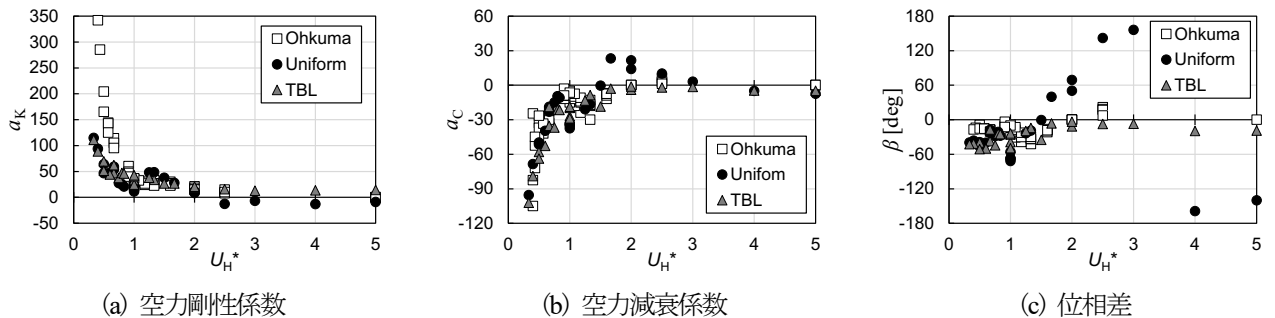


図 5 陸屋根の最大振幅の位置での非定常空気力 ($s/s_{\max} = 0.75$)

a_c の符号に対応する β の符号を見ると、風上側では $U_H^* > 0.8$ で $\beta > 0^\circ$ となっている。 $d/L = 0.05$ では風上側の β の結果が陸屋根の結果と類似している。しかし、 $d/L = 0.1$ では、風上端部で剥離した流れの再付着位置が陸屋根や $d/L = 0.05$ の場合

とは異なるため、結果にやや差が生じたと考えられる。特に、一様流では再付着点までの距離が長くなるため、吊屋根と陸屋根の結果とは異なる。一方、境界層乱流では再付着位置が風上端部に近いことから、 d/L による差は小さくなり、いずれ

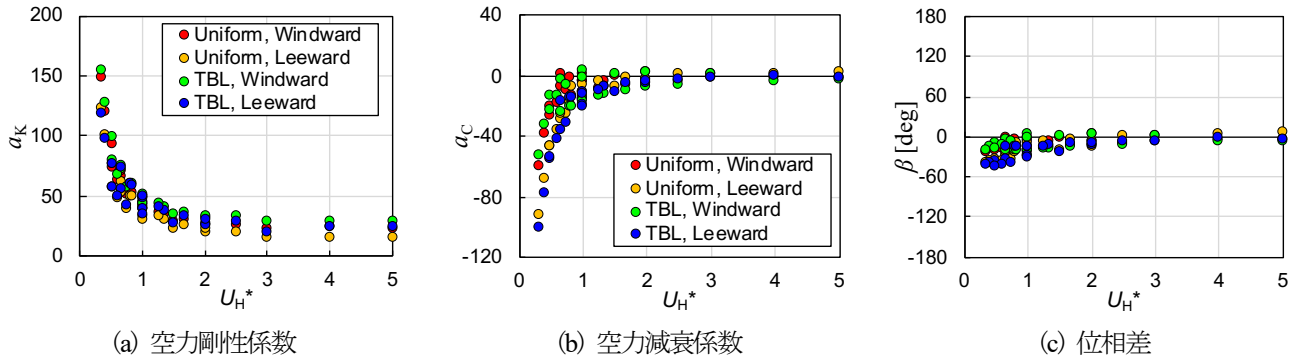


図 6 円弧屋根($r/L = 0.1$)の最大振幅の位置での非定常空気力

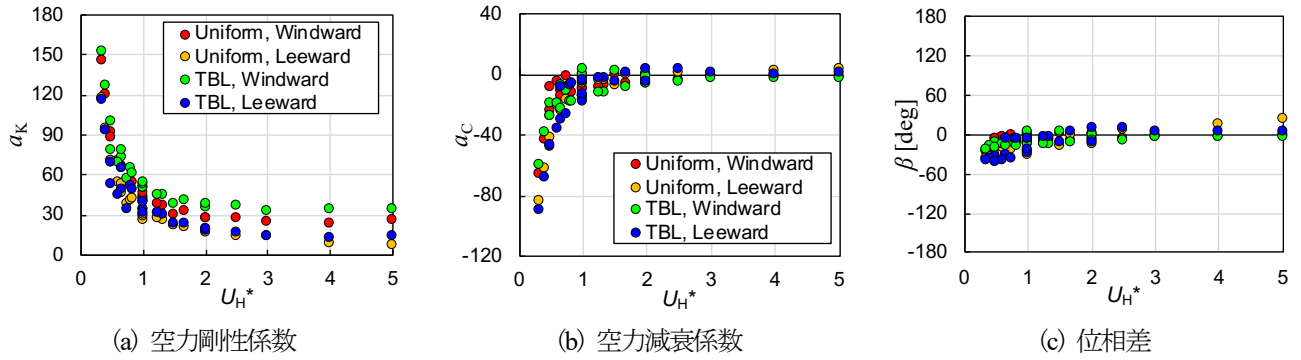


図 7 円弧屋根($r/L = 0.2$)の最大振幅の位置での非定常空気力

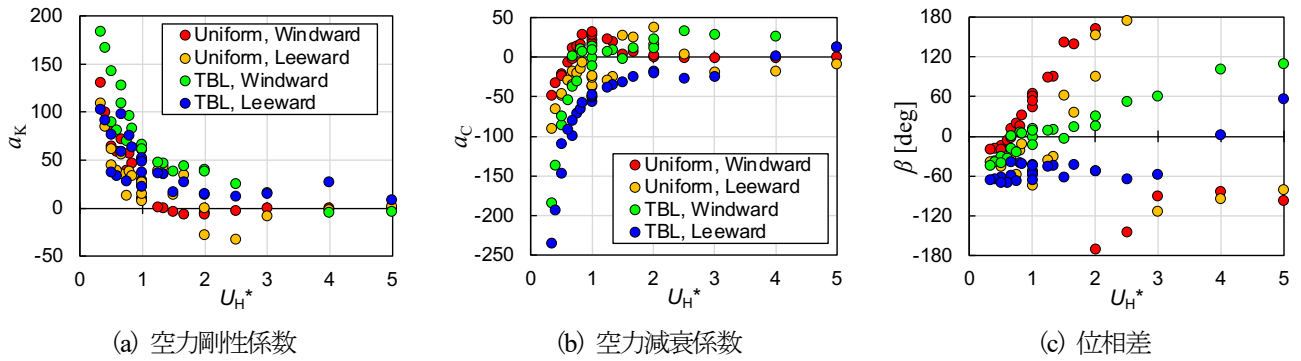


図 8 吊屋根($d/L = 0.05$)の最大振幅の位置での非定常空気力

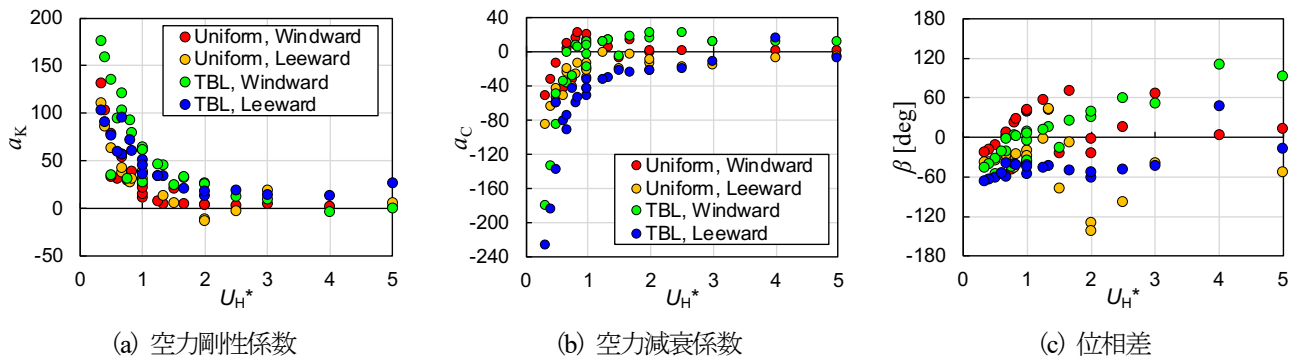


図 9 吊屋根($d/L = 0.1$)の最大振幅の位置での非定常空気力

の d/L においても位相差 β の U_H^* に対する性状は陸屋根の結果とやや類似するものとなったと考えられる。

4. 全てのサンプリング点における局所的な非定常空気力特性

屋根の最大振幅位置における非定常空気力の特性によると、乱れの小さい気流中（一様流中）の風上側で空力負減衰となりやすい。したがって、屋根の空力安定性には風上側の非定常空気力特性が強く影響していると考えられる。この影響を明らかにするために、屋根の風圧をサンプリングした全ての位置での局所的な非定常空気力特性に着目する。3 節では 5 つの屋根形状を対象としたが、ここでは、空気力学的な観点から代表的な形状として、陸屋根、円弧屋根($r/L=0.1$)、吊屋根($d/L=0.1$)に着目する。また、流入気流は $U_H=6\text{ m/s}$ の一様流と境界層乱流とする。

4.1. 陸屋根

図 10 および図 11 に一様流および境界層乱流中における陸屋根の結果を示す。凡例は U_H^* の大きさを表しており、図 12～15 においても同様である。

U_H^* が小さい範囲では、屋根に作用する風圧が屋根の振動の影響を強く受けるため、 a_K と a_C の絶対値が大きくなる。また、加振振動数が大きくなると流れによる風圧変動に比べて屋根の強制振動による風圧変動の影響が大きくなるため、 a_K と a_C の関係を表す β の分布形状の差は小さくなる。

a_K については、 U_H^* が小さい場合、振動の腹に当たる $s/s_{\max}=0.25$ および 0.75 付近で極大値を、振動の節に当たる $s/s_{\max}=$

0.5 付近で極小値を示す。 U_H^* が小さい場合は風上側の 2 箇所極大値が見られるものもあるが、これらの極大値は U_H^* の増加とともに徐々に風下側へ移動している。風下側の極大値の位置は U_H^* が 0.67 よりも小さい場合には U_H^* の大きさによらずほぼ一定である。特に、境界層乱流では U_H^* によらず風下側の極大値の位置はほとんど変わらない。

a_C については、モーダル風力では U_H^* が 1 より小さい範囲で常に $a_C < 0$ となったが¹³⁾、位置によっては $a_C > 0$ となる部分も見られる。一様流と境界層乱流のいずれにおいても U_H^* が大きくなるにつれて $a_C > 0$ となる範囲が広がる。 U_H^* が小さい場合には気流による差は小さく、 $U_H^*=0.33$ における a_C の分布は一様流と境界層乱流のいずれにおいてもほぼ同じ形状を示す。風上側での a_C の極小値は U_H^* が大きくなるにつれて徐々に風下側に移動する。また、 U_H^* が 0.67 を超えると、風上側で $a_C > 0$ の極大値が見られるようになる。風下側での a_C の極小値は U_H^* の大きさによらずほぼ同じ場所に位置しているが、 U_H^* が大きくなるにつれてその大きさが徐々に小さくなる。 $U_H^*=2$ では、一様流で $s/s_{\max}=0.75$ 、境界層乱流で $s/s_{\max}=0.9$ において a_C が極大値となっている。この a_C の上昇は大熊・丸川⁸⁾が言及しているような後縁部での流れの剥離による影響と考えられるが、風上側に比べて a_C の大きさはかなり小さい。

β については、 U_H^* が小さい範囲では振動モードの風上側半波長($s/s_{\max}=0 \sim 0.5$)でサンプリング位置が風下になるほど β は増加する。なお、ここではお逆対称一次モードを対象としているため、 β は屋根の中央点(節)を境に位相差が 180° 変化し、

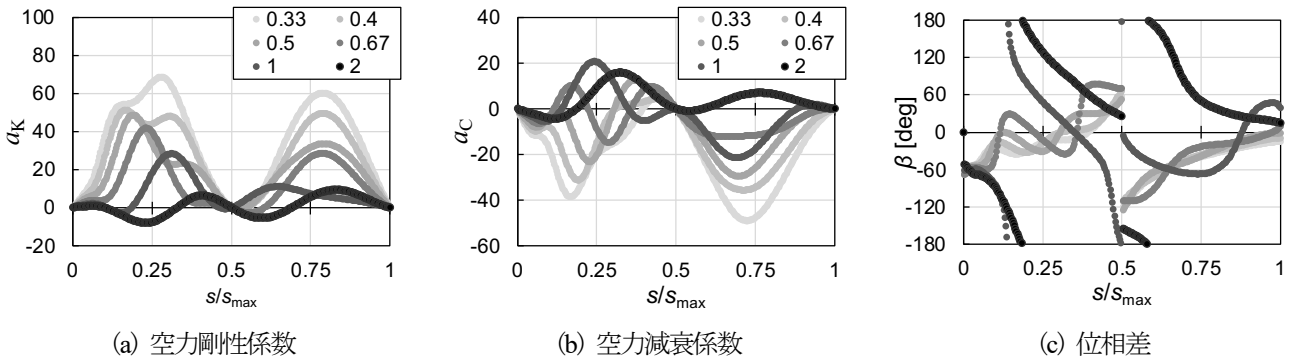


図 10 陸屋根の局所的な非定常空気力（一様流）

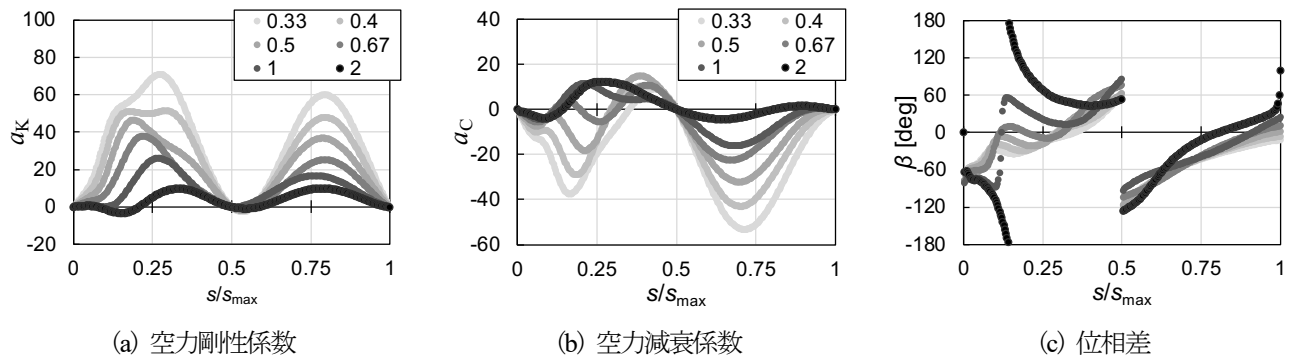


図 11 陸屋根の局所的な非定常空気力（境界層乱流）

符号が正から負に変わる。振動モードの風下半波長($s/s_{\max} = 0.5 \sim 1.0$)の範囲でもサンプリング位置が風下になるほど β は増加し、屋根の後縁部で $\beta > 0^\circ$ となる U_H^* も見られる。一方、 U_H^* が大きい範囲ではサンプリング位置が風下になるほど、 β が小さくなる場合がある。 $U_H^* = 2$ での β の傾きは、一様流では屋根全体にわたって負となっているが、境界層乱流では $s/s_{\max} = 0 \sim 0.5$ で負、 $s/s_{\max} = 0.5 \sim 1$ で正となっている。これは風上端部の流れの再付着に起因するものであり、再付着点が比較的風上側にある境界層乱流では接近流の影響が風下側まで及びにくくなるためと考えられる。

4.2. 円弧屋根

図 12 および図 13 に一様流および境界層乱流中における円弧屋根の結果を示す。 a_K については陸屋根とは異なり、ほぼ全域にわたって $a_K > 0$ となっている。また、 a_K は風上側の振動の腹の付近の $s/s_{\max} \approx 0.25$ と風下側の振動の腹よりやや下流の $s/s_{\max} \approx 0.8$ で極大、節の付近の $s/s_{\max} \approx 0.5$ で極小となる形状であり、それらの位置は U_H^* によってほとんど変化せず、同じ U_H^* では気流の影響もほとんど受けない。

a_C については、 U_H^* によって風上側の $s/s_{\max} = 0.15 \sim 0.2$ 、風下側の $s/s_{\max} = 0.65 \sim 0.7$ の範囲で極小となるが、 a_K と同様に U_H^* の大きさによる極大および極小の位置と気流が分布形状に及ぼす影響は小さい。円弧屋根では陸屋根とは異なり、風上端部で流れが剥離せず全体として屋根に沿った流れが支配的となる。気流が非定常空気力特性に及ぼす影響が小さいのは、屋根に作用する変動風圧のうち屋根の振動によって生じる成分の寄与が大きいいためと考えられる。

β については、 a_K と a_C の分布がいずれも気流の影響をほとんど受けないことから、同じ U_H^* における β の分布形状はいずれの気流においてもほぼ同様である。 $s/s_{\max} = 0 \sim 0.5$ の範囲では風下側に向かって β が増加し、振動モードの節の位置である $s/s_{\max} = 0.5$ で β が正から負へ変化した後、 $s/s_{\max} = 0.5 \sim 1.0$ の範囲でも同様に風下側に向かって β が増加する。モーダル風力による検討では、円弧屋根は常に空力安定であったが、 β の符号と対応させて考えると、 $s/s_{\max} = 0.25 \sim 0.5$ や $s/s_{\max} \approx 1.0$ では $a_C > 0$ となる範囲も見られる。陸屋根でも U_H^* が小さいときに $s/s_{\max} = 0.25 \sim 0.5$ で $a_C > 0$ となる領域が見られたことから、この範囲では屋根に沿って下流に移動する流れに振動モード形状に従った強制的な外力が加わることで、負減衰効果が励起されていると考えられる。風下部分で $a_C > 0$ となる結果は陸屋根と同様に風下端部付近での流れの剥離が影響している可能性がある。

円弧屋根では屋根に沿った流れに振動が加わることによって局所的に空力不安定になる可能性はあるものの、「その1」に示したモーダル風力に関する結果によれば、陸屋根とは異なり空力安定となる¹³⁾。円弧屋根では陸屋根や吊屋根とは異なり、風上端部で流れが剥離しない。また、局所的な非定常空気力特性を見ると、空力減衰係数の符号は屋根の加振振動数が変わってもほとんど変わらない。これより、屋根の空力安定性には主に風上端部での流れの剥離による変動風圧と屋根の振動の相互作用が影響していると考えられる。したがって、屋根の空力安定性を高めるためには、風上端部で流れの剥離を抑える機構を付与することやライズ・スパン比(r/L)を

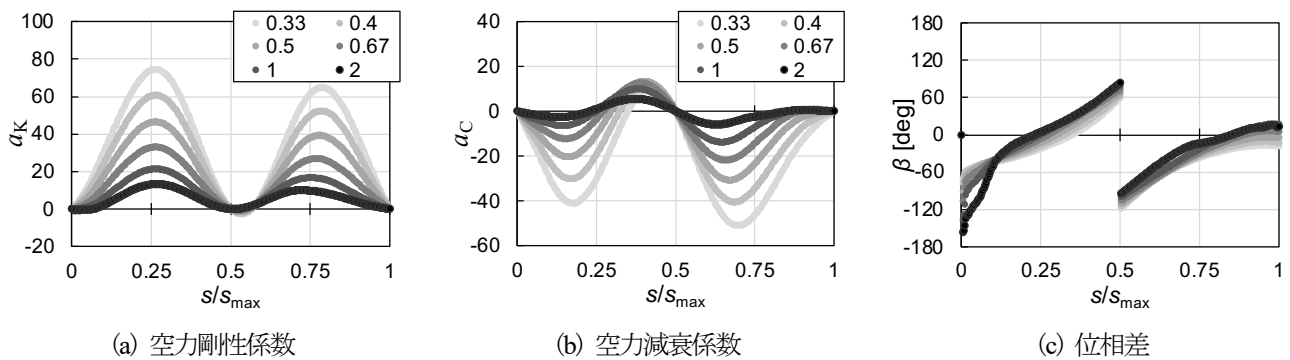


図 12 円弧屋根の局所的な非定常空気力（一様流）

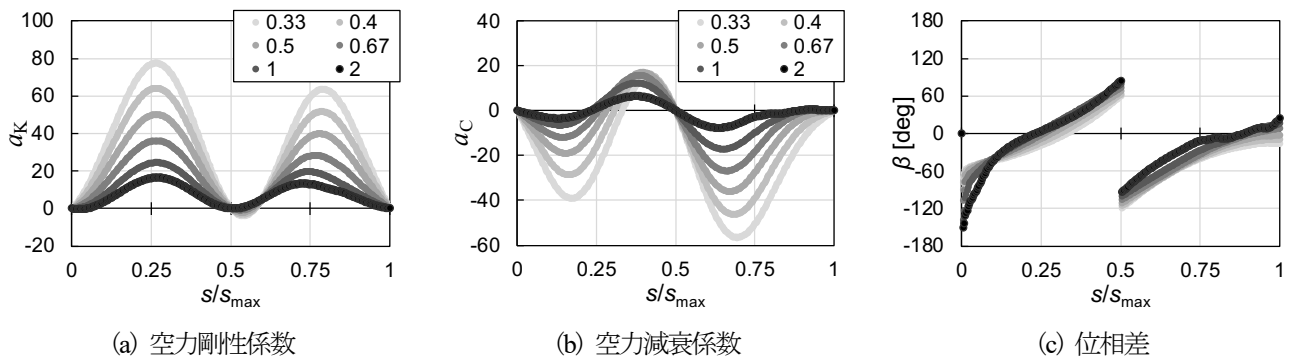


図 13 円弧屋根の局所的な非定常空気力（境界層乱流）

ある程度大きくして流れが剥離しにくい屋根形状にすることが有効な手段であると考えられる。

4.3. 吊屋根

図 14 および図 15 に一様流および境界層乱流中における吊屋根の結果を示す。 α_K については、 U_H^* が小さくなると他の屋根形状と同様に極大値が大きくなる。一方、 U_H^* が大きくなると、気流によって分布形状が異なる。 $U_H^*=2$ のとき、一様流では $s/s_{\max} \approx 0.8$ で $\alpha_K < 0$ の負の極小値をもつ形状となるが、境界層乱流では $s/s_{\max} \approx 0.8$ で正の極大値をもつ形状となる。また、一様流の $U_H^*=1$ および 2 の場合を除き、風上側の極大値の方が風下側の極大値よりも大きい。

α_C については、 U_H^* が小さい場合、一様流では $s/s_{\max} \approx 0.65$ で、境界層乱流では $s/s_{\max} \approx 0.7$ で負のピークをもつ分布形状となっている。一方、 U_H^* が大きい場合、一様流の $U_H^*=1$ を除き、陸屋根や円弧屋根のように $s/s_{\max} = 0.25 \sim 0.5$ の範囲において明らかに $\alpha_C > 0$ となる範囲は見られない。これは、陸屋根や円弧屋根とは異なり、サグのある吊屋根では風上端部での流れの剥離によって生じた渦が屋根上を移流するよりも滞留する傾向が強くなり、屋根に沿った流れが変動風圧に及ぼす影響が弱くなったためと考えられる。風上側の極小値の位置は、一様流では陸屋根と同様に、 U_H^* の増加につれてやや風下側に移動する。一方、境界層乱流では U_H^* の増加につれて逆に風上側に移動している。いずれの気流においても、 U_H^* が 1 より大きくなると、風上側では $\alpha_C < 0$ の明確な極小値は見られなくなる。 $U_H^*=2$ のとき、一様流では $s/s_{\max} = 0 \sim 0.5$ の範囲における α_C の大きさはかなり小さく、 β の符号と対応さ

せると $\alpha_C > 0$ となる範囲が狭い。また、陸屋根で見られたような後縁部での流れの剥離と屋根の振動に起因すると考えられる $\alpha_C > 0$ の領域が $s/s_{\max} > 0.8$ で生じているが、陸屋根よりも $\alpha_C > 0$ となる範囲は狭い。境界層乱流では一様流よりも風上側の α_C の値が大きく、広い範囲で $\alpha_C > 0$ となる。風下側では、 $s/s_{\max} \approx 1$ で $\alpha_C > 0$ となるものの、極大値は一様流ほど明確ではない。

β については、一様流および境界層乱流のいずれにおいても、 U_H^* が小さくなるにつれて分布形状が収斂していく。 U_H^* が小さいとき、 $s/s_{\max} \approx 0.5$ 付近で急激な β の上昇が見られるが、ほぼ全てのケースで流下方向に向かって β は増加する。風下側の分布形状に着目すると、陸屋根と同様に、一様流では $U_H^* > 1$ のとき β の勾配が負となっている。 $U_H^*=2$ では、 $s/s_{\max} = 0 \sim 0.5$ の範囲における β の分布形状は気流によって異なり、一様流では $s/s_{\max} \approx 0.3$ において、境界層乱流では $s/s_{\max} \approx 0.1$ において β が急激に変化している。この β の急激な変化は陸屋根でも同様のものが見られる。 β が急激に変化する位置は d/L や気流によって異なるが、一様流中の吊屋根では境界層乱流と比べて大きな剥離渦が生成されることから、渦の滞留によって境界層乱流とは風上側の非定常空気力の性状が大きく異なるものになったと考えられる。

5. まとめ

本研究では、陸屋根、円弧屋根および吊屋根を対象とし、屋根中心線上の局所的な非定常空気力の特性から屋根の空力安定性および空力不安定振動の発生メカニズムを考察した。

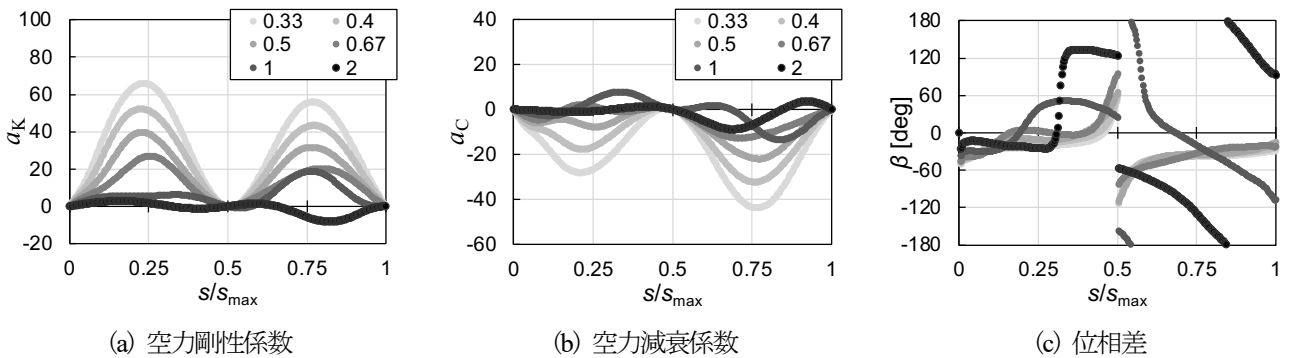


図 14 吊屋根の局所的な非定常空気力（一様流）

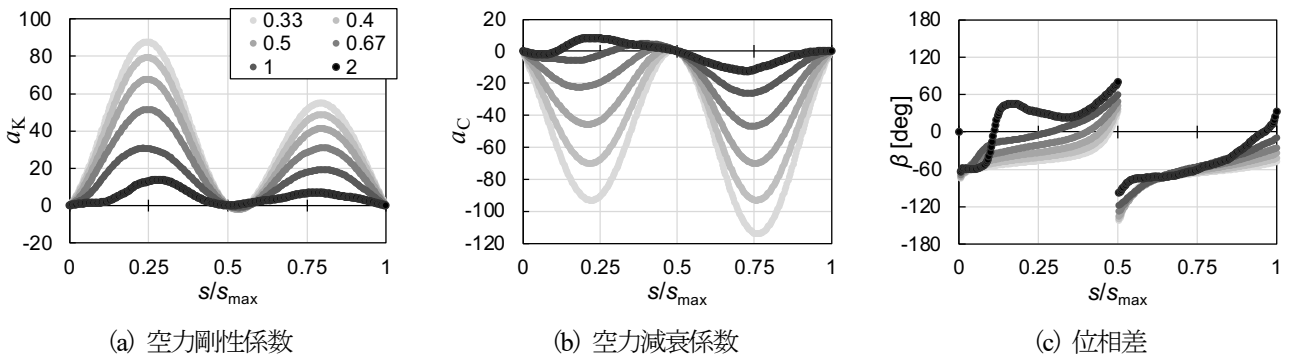


図 15 吊屋根の局所的な非定常空気力（境界層乱流）

本研究で得られた知見は以下の通りである。

- ・ 一様乱流を用いた風洞実験と一様流および境界層乱流を用いた CFD によって得られた振動モードの最大振幅位置での非定常空気力特性を比較した。気流条件が異なるため厳密な比較はできないが、いずれの気流でも無次元風速の変化に伴う非定常空気力特性は同じ傾向を示した。特に、一様乱流を用いた風洞実験の結果は境界層乱流を対象とした CFD の結果と比較的近い。
- ・ 陸屋根の場合、風上側と風下側の最大振幅位置での非定常空気力特性を見ると、風上側では気流によらず無次元風速が 1.0 付近で空力減衰係数が正となるが、風下側では境界層乱流中で空力減衰係数が常に負となった。屋根形状について比較すると、円弧屋根では気流によらず屋根に沿った流れが支配的となるため、気流が非定常空気力特性に及ぼす影響は比較的小さい。一方、吊屋根では風上端部の流れの剥離によって陸屋根と比較的近い性状を示す。
- ・ CFD によって得られた屋根中心線上の風圧をもとに、屋根の局所的な非定常空気力を評価すると、モーダル風力による検討では空力正減衰となる屋根形状や無次元風速の範囲でも、局所的に空力減衰係数が負となる部分が見られた。
- ・ 陸屋根と吊屋根において U_H^* が大きい範囲の結果を見ると、風上側で正の空力減衰係数の大きさが大きいことから、風上端部での流れの剥離と屋根の振動の相互作用によって不安定振動が励起されやすいと考えられる。また、大きさは小さいが全ての屋根形状で風下側の後縁付近で空力減衰係数が正となる結果が得られた。つまり、後縁での流れの剥離も屋根の空力安定性に影響する可能性があると考えられる。
- ・ 大スパン屋根を空力安定化させるためには、空力不安定をもたらす風上端部での流れの剥離を抑える機構を付与することや流れの剥離の影響が小さい形状を採用することに加えて、屋根の剛性を高めることなどによって無次元風速が小さくなるように設計することが効果的である。

謝辞

本研究は、JSPS 科研費(課題番号: 16J01789, 研究代表者: 高舘祐貴)および平成 28 年度公益財団法人能村膜構造技術振興財団(研究代表者: 植松康)の助成を受けたものである。ここに記して謝意を表する。

参考文献

- 1) H. Kunieda: Flutter of hanging roofs and curved membrane roofs. *International Journal of Solids and Structure*, Vol. 11, No. 4, pp. 477–492, 1975
- 2) E. Kimoto and S. Kawamura: Aerodynamic behaviour of one-way type hanging roofs, Vol. 13, No. 1–3, pp. 395–405, 1983
- 3) Y. Uematsu and K. Uchiyama: Wind-induced dynamic behavior of suspended roofs, *The Technology Reports of the*

Tohoku University, Vol. 47, pp. 243–261, 1982

- 4) T. Matsumoto: An investigation on the response of pretensioned one-way type suspension roofs to wind action, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 13, Issue 1–3, pp. 383–394, 1983
- 5) 三宅昭春, 吉村健: 吊屋根の空力弾性振動に関する基礎的研究 第2報 渦放出と励振発生の関係について, *日本建築学会構造系論文報告集*, Vol. 438, pp. 39–48, 1992
- 6) T. Matsumoto: Self-excited oscillation of a pretensioned cable roof with single curvature in smooth flow, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 34, Issue 3, pp. 304–318, 1990
- 7) D. J. Daw and A. G. Davenport: Aerodynamic damping and stiffness of a semi-circular roof in turbulent wind, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 32, pp. 83–92, 1989
- 8) 大熊武司, 丸川比佐夫: 大スパン屋根の空力不安定振動の発生機構について, *日本風工学会誌*, No. 42, pp. 35–42, 1990
- 9) W. Ding, Y. Uematsu, M. Nakamura and S. Tanaka: Unsteady aerodynamic forces on a vibrating long-span curved roof, *Wind and Structures*, Vol. 19, No. 6, pp. 649–663, 2014
- 10) T. Li, Q. Yang, T. Ishihara: Unsteady aerodynamic characteristics of long-span roofs under forced excitation, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 181, pp. 46–60, 2018
- 11) Y. Takadate and Y. Uematsu: Steady and unsteady aerodynamic forces on a long-span membrane structure, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 193, 103946, 2019.
- 12) Q. Yang, T. Wang, B. Yan, T. Li and M. Liu: Nonlinear motion-induced aerodynamic forces on large hyperbolic paraboloid roofs using LES, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol. 216, 104703, 2021
- 13) 高舘祐貴, 植松康: 様々な大スパン屋根に作用する非定常空気力に関する考察 その1: 一般化風力に基づく非定常空気力について, *膜構造ジャーナル* No. 1, pp. 7–16, 2021
- 14) 日本建築学会: 建築物荷重指針・同解説, 2015
- 15) LES の流入変動風において格子解像度変化が風速変動に与える影響について, *土木学会年次学術講演会講演概要集第1部*, Vol. 57, pp. 1063–1064, 2001
- 16) 高舘祐貴, 植松康: 非定常空気力を考慮した大スパン陸屋根の動的応答評価, *構造工学論文集*, Vol. 68B, pp. 338–344, 2022
- 17) 高舘祐貴, 植松康: 非定常空気力に基づく大スパン屋根の空力安定性評価, *日本風工学会論文集*, Vol. 45, No. 2, pp. 16–27, 2020

DISCUSSION OF AERODYNAMIC STIFFNESS AND DAMPING OF LONG-SPAN ROOFS WITH VARIOUS SHAPES BASED ON CFD SIMULATION

Part 2: Unsteady aerodynamic forces based on local wind forces

Yuki TAKADATE^{*1}
Yasushi UEMATSU^{*2}

The present paper investigates the unsteady aerodynamic forces of the first anti-symmetric modes of vibration for three types of long-span roofs, i.e., flat, vaulted, and suspended roofs, based on a computational fluid dynamics (CFD) analysis with a large eddy simulation (LES). In Part 2, the focus is on the local unsteady aerodynamic forces acting on each point of the roof, which are obtained from the CFD analysis, to understand the mechanism of aerodynamically unstable vibrations.

First, the local aerodynamic forces at the antinodes of vibration were compared to the previous experimental results. The inflow conditions of the present study are a smooth uniform flow and a turbulent boundary layer, while that of the previous experimental study is a turbulent uniform flow. Although the inflow conditions are not the same, the basic characteristics of the aerodynamic forces obtained in the present study are similar to those obtained from the previous experiment.

Next, the local aerodynamic forces were computed at many points along the centerline of the roof. The results indicate that the wind pressure fluctuations due to flow separations at the leading edge as well as at the trailing edge induce negative aerodynamic damping when the non-dimensional wind velocity, defined by the wind velocity, forced vibration frequency, and roof span, is large. The magnitude of negative aerodynamic damping is generally more significant in the windward area than in the leeward area. Therefore, it seems important to control the flow separation at the leading edge of the roof to improve the aerodynamic stability of long-span roofs.

^{*1} Research Engineer, Dept. of Structural Engineering, Building Research Institute, Dr. Eng.

^{*2} President, National Institute of Technology (KOSEN), Akita College, Dr. Eng.

ドーム型独立上屋の風荷重に関する基礎的検討

丁 威^{*1}
文 礼志^{*2}
植松 康^{*3}

本研究では、ドーム型独立上屋を対象とし、風洞実験および数値流体解析(CFD)に基づき、ライズ・スパン比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明らかにした。次に、それらの結果に基づき、構造骨組用風力係数を評価するための平均風力係数分布のモデルを提案した。また、風洞実験から得られた最大・最小ピーク風力係数に基づき、外装材用ピーク風力係数の提案を行った。

1. はじめに

独立上屋は、日除けや雨除けとして、駅舎、公園、スタジアムの観客席など様々な場所に利用されている。一般に壁がなく柱のみによって支えられているため、屋根の上下面が風に曝される。その結果、屋根の両面に作用する風圧の差によって与えられる風力の特性は閉鎖型構造物とは大きく異なる。また、一般に独立上屋の多くが骨組膜構造であり(写真 1 参照)、軽量であるため、設計時には風荷重が重要となる。



写真 1 ドーム型独立上屋 (引用：太陽工業株式会社ホームページ)

切妻や片流れなどの平面型独立上屋については、Gumley¹⁾、Ginger & Letchford^{2,3)}、Natalini et al.⁴⁾、Uematsu et al.^{5,6)}によって風洞実験に基づく詳細な検討がなされており、日本建築学会の建築物荷重指針・同解説⁷⁾(以下、「荷重指針」と呼ぶ)等に設計用風力係数が規定されている。一方、曲面型独立上屋については、既往の研究例は少なく、荷重指針等に設計用風力係数は規定されていない。レイノルズ数 Re の影響を受けると風洞実験模型の製作が困難(例えば、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)であることがその要因と思われる。曲面型独立上屋の中で、HP 型について

は、植松ら⁸⁾が風力測定実験に基づき構造骨組風力係数を提案した。また、円弧型については、Natalini ら⁹⁾がライズ・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、動的荷重効果は検討していない。山村ら¹⁰⁾および文・植松¹¹⁾は六分力計を用いて様々なライズ・スパン比を有する屋根の全体風力を測定した。風圧分布も測定しているが、屋根全体ではなく代表的な2ライン上での測定に限られている。丁・植松¹²⁾は、ライズ・スパン比0.1の屋根について、屋根の1/2領域に一樣に分布させた測定点における多点風圧同時測定結果に基づき、変動風圧の動的荷重効果を考慮した構造骨組風力係数のモデルを提案した。ドーム型については、著者の知る限り、山村・植松¹³⁾による実験的研究があるのみである。

本研究では、ドーム型独立上屋を対象とし、まず風洞実験を行った。実験模型は山村・植松¹³⁾と同じで、導圧管も含めて3Dプリンタで作製されたものである。それによって高い精度での風洞実験を実現した。屋根のライズ・スパン比 f/D は0.1~0.4の4種類である。圧力測定孔は屋根中心線に屋根上下面それぞれ9点ずつ設けられており、各風向に対して風圧の全点同時測定を行った。次に、屋根まわりの流れ性状と屋根に作用する風圧の分布特性との対応を把握するため、風洞実験結果をベンチマークとした数値流体解析(CFD)を行った。乱流モデルとしてLES(Large Eddy Simulation)を用いているので、風圧・風力の時間的変動特性を把握することができる。

本論文では、風洞実験およびCFDの結果により、ドーム型独立上屋に作用する風圧・風力の特性を把握し、設計用風荷重について検討する。具体的には、ライズ・スパン比 f/D 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、実験結果に基づき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。

2. 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 $1.4\text{m}^H \times 1.0\text{m}^H \times 6.5\text{m}^L$)

*1 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・博士(工学)

*2 京都大学防災研究所 耐風構造研究分野 大学院生・修士(工学)

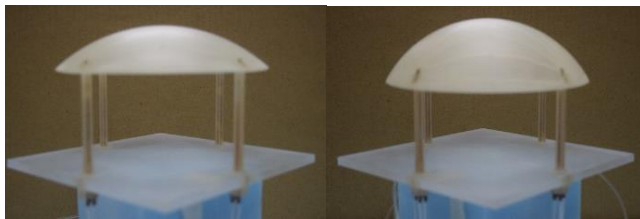
*3 独立行政法人国立高等専門学校機構 秋田工業高等専門学校 校長・工博

を用いて行った。

2.1 実験模型と実験気流

本研究では、写真2のように、アクリル系樹脂により、3Dプリンタを用いて $f/D=0.1, 0.2, 0.3, 0.4$ の4種類のドーム型独立上屋の模型を作製した。模型の幾何学的縮尺率は $\lambda_L=1/100$ 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 t や柱の径 ϕ をできるだけ小さくする必要があるが、本模型では $t=2.0\text{mm}$ 、 $\phi=6.5\text{mm}$ である。実験模型の記号と座標系を図1に示す。また、模型の寸法を表1に示す。屋根平均高さ H はいずれも80mmである。圧力測定孔は図2のように屋根中心線に沿って上下面それぞれ9点ずつ設けられている(計18点)。屋根に作用する風力(屋根上下面の風圧の差)を求めるには、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、下面の圧力測定孔は図2に示した位置より2mmずれた位置(中心線上)に設けられている。

実験気流は平均風速のプロファイルを表す「べき指数」 α が約0.27、屋根平均高さにおける乱れの強さ I_{uH} が約0.2の境界層乱流である。 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している。なお、気流の詳細については文ら¹⁴⁾を参照されたい。



(a) $f/D=0.2$

(b) $f/D=0.3$

写真2 模型写真

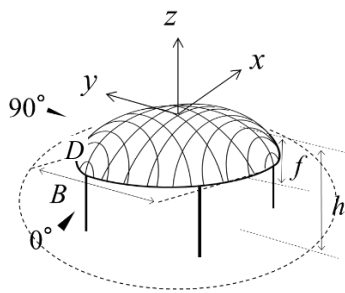


図1 記号および座標系

表1 実験模型の寸法

f/D	$f(\text{cm})$	$D(\text{cm})$	$h(\text{cm})$
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	11.8

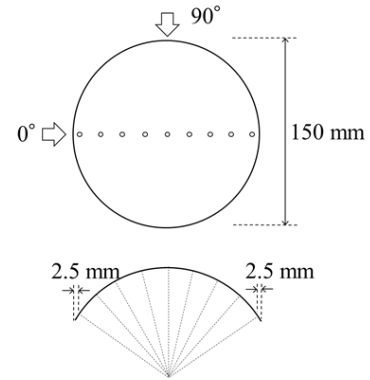


図2 圧力測定孔の配置図

2.2 風圧測定

本研究対象は曲面を有するため、実験ではレイノルズ数 Re の影響を適切に考慮する必要がある。山村ら^{10,13)}は Re 数の効果について、風洞実験で可能な範囲内で風圧分布に及ぼす Re 数の影響を検討し、 $Re > 1.0 \times 10^5$ では風圧係数分布がほとんど変化しないことを示した。なお、 Re 数を定義する際の代表長さとして屋根の曲率半径の2倍を用いた。そこで、本研究ではこの条件を満たすよう、屋根平均高さ H における風速 U_H を約9m/sと設定する。このとき、 Re 数は $f/D=0.1, 0.2, 0.3, 0.4$ に対して、それぞれ約 $2.53 \times 10^5, 1.41 \times 10^5, 1.09 \times 10^5, 1.01 \times 10^5$ である。荷重指針における基本風速を $U_0 = 35 \text{ m/s}$ 、地表面粗度区分をIIIと仮定すると、屋根平均高さ $H = 8 \text{ m}$ における設計風速は21.3 m/sと計算される。したがって、風速の縮尺率 λ_U は約1/2.4となり、時間の縮尺率は $\lambda_T = \lambda_U / \lambda_V \approx 1/42$ となる。測定時間はフルスケール換算10分(600s)を1セットとする。1セットの測定時間 T は14.3s(=600s/42)であり、同一条件下で10回測定する。風圧のサンプリング周波数は500Hzであり、高周波数のノイズを除去するため300Hzのローパスフィルターを用いる。チューピングによる変動風圧の歪みは、予め測定されたチューピングシステムの周波数応答関数を用いて補正する。風向 θ は模型の対称性を考慮し、図1に示すように 0° から 90° まで 5° ピッチで変化させる。各風向の結果を組み合わせることで平均風圧・風力係数やピーク風力係数などの統計値について屋根全体の分布を求めることができる。なお、中央点の値は全風向の結果の平均値とする。

本研究では、屋根の上下面で測定された風圧 p を屋根平均高さ H での速度圧 $q_H (=1/2 \rho U_H^2)$ 、 ρ は空気密度)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。風圧係数の符号は面を押す方向を正とする。風力係数 C_f は、式(1)に示すように、上下面の風圧係数の差で定義する。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。

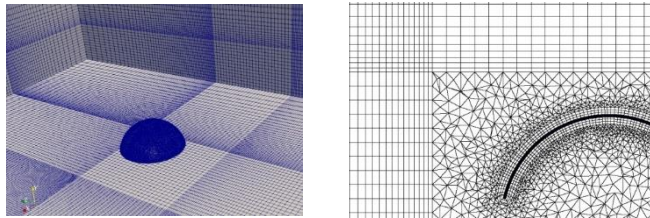
$$C_f = C_{p,t} - C_{p,b} \quad (1)$$

3. 数値流体解析の概要

本研究でのCFD解析は、風洞実験を再現するものとし、モ

デルスケールで行う。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。流入変動風を別途作成し、計算モデルの流入境界に与える。流入変動風の作成方法は文ら¹⁴⁾を参照されたい。

解析領域は幅 1.4m × 高さ 1.0m × 長さ 1.5m である。図 3 にメッシュ分割を示す。屋根面に沿って 3 層の境界層要素が挿入されている。ライズ・スパン比によってメッシュ分割が異なり、総格子数は 120 万～140 万である。境界条件と計算条件は文ら¹⁴⁾と同様である。



(a) 鳥瞰図 (b) 屋根近傍の格子
図 3 メッシュ分割(ライズ・スパン比 0.4 の場合)

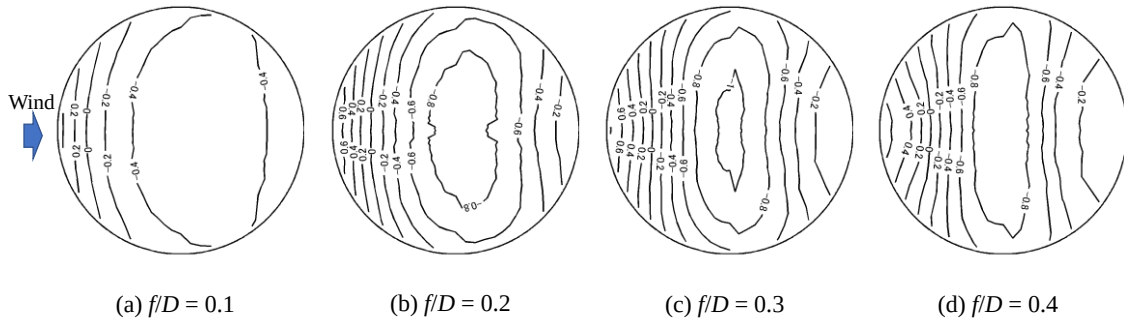


図 4 屋根上面の平均風圧係数 $\bar{C}_{p,t}$ の分布(風洞実験結果)

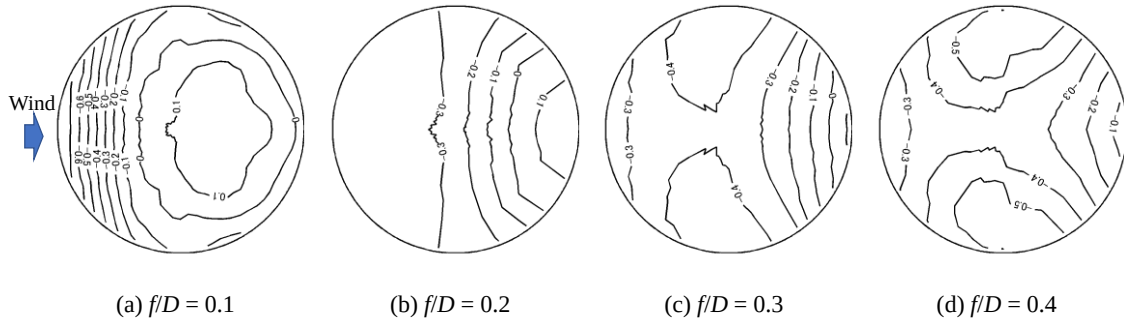


図 5 屋根下面の平均風圧係数 $\bar{C}_{p,b}$ の分布(風洞実験結果)

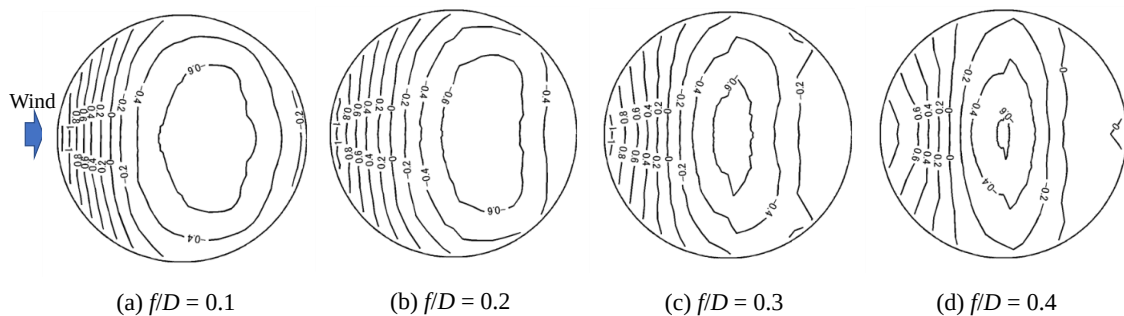


図 6 平均風力係数分布 $\bar{C}_v$ の分布(風洞実験結果)

4. 結果と考察

4.1 平均風圧・風力係数分布

図 4～6 は、 $\theta = 0^\circ$ のときの屋根上下面の平均風圧係数分布並びに平均風力係数分布(風洞実験結果)をコンター図で示したものである。いずれの f/D でも、平均風圧・風力係数の等値線は風向にほぼ直角に走っている。そこで、以下においては、風向に平行な屋根中心線上の平均風圧・風力係数分布($\theta = 0^\circ$ の結果)に着目する。図 7 はすべての f/D に関する平均風圧係数分布を示す。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。比較のため、CFD による結果も併せて示した。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 CFD 手法は概ね妥当であると判断できる。

次に、屋根上下面の平均風圧係数分布のメカニズムを検討するため、屋根のまわりの時間平均流れ場の流速分布と流線図を図 8 に示す。ライズ・スパン比が小さい時、例えば $f/D = 0.1$ の場合には、風は屋根上面に沿って流れ剥離しない。上面の平均風圧係数 $\bar{C}_{p,t}$ は風上側端部で正となっているが、それ

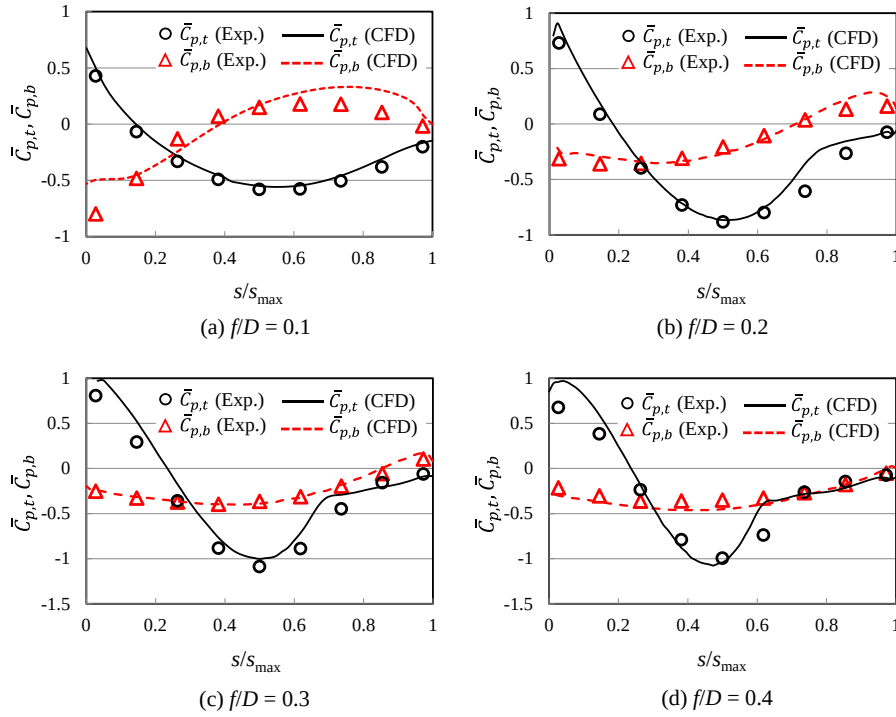


図7 中心線上の平均風圧係数分布：CFD と風洞実験の比較

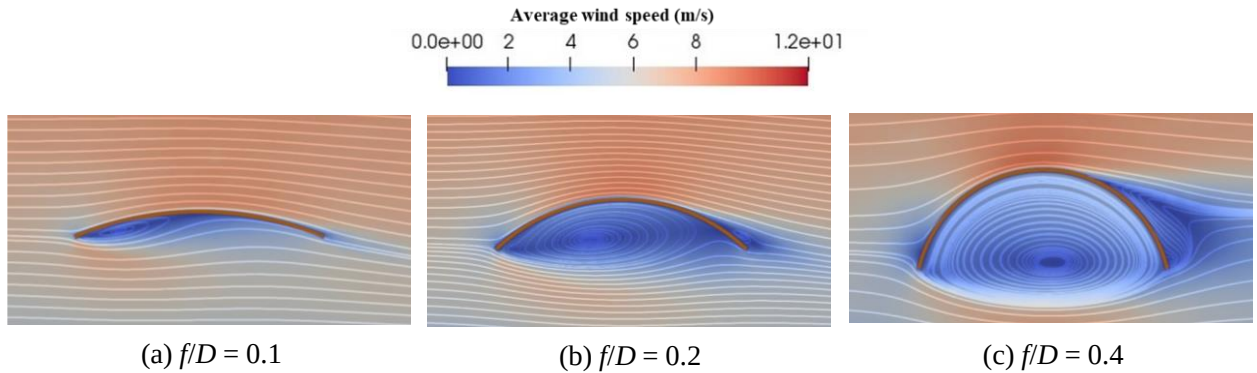


図8 平均流れ場の速度分布と流線図(CFD)

以降の領域では全体的に負となっている。最大負圧は屋根頂部付近 ($s/s_{\max} \approx 0.5$) で発生しているが、これは流れの増速効果によるものである。下面では流れが風上側端部で下方に剥離するため端部領域に大きな負圧が発生する。その後、流れが $s/s_{\max} \approx 0.4$ で再付着し、下面の平均風圧係数 $\bar{C}_{p,b}$ の符号が負から正に変わっている。 $f/D = 0.2$ の場合には、上面に沿う流れの剥離が $s/s_{\max} \approx 0.8$ で生じる。下面では風上側端部で剥離した流れが $s/s_{\max} \approx 0.7$ で再付着し、それ以降は $\bar{C}_{p,b} > 0$ となる。 $f/D = 0.4$ の場合には、上面の流れは $s/s_{\max} \approx 0.65$ で剥離し、下面の剥離流れは再付着しない。上面の流れの剥離点は $\bar{C}_{p,t}$ 分布の変曲点と概ね一致している。同様に、下面の剥離流れの再付着点も $\bar{C}_{p,b}$ 分布の変曲点と概ね一致している。本実験気流より乱れ強さがやや小さい気流 ($I_{uH} \approx 0.16$) を用いた山村ら¹³⁾の風洞実験結果と比較したところ、平均風圧係数分布、平均風力係数分布いずれもほぼ一致することが分かった。し

たがって、平均風圧・風力係数分布への乱れ強さの影響は小さいと考えられる。

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¹⁵⁾。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¹²⁾。そこで、構造骨組用風力係数を屋根中心線上の平均風力係数分布 $\bar{C}_f$ に基づき提案する。図9に屋根中心線上の $\bar{C}_f$ 分布を示す。同図には $\bar{C}_f$ 分布を式(2)で近似した結果も併せて示した。

$$\bar{C}_f = \sum_{i=0}^4 a_i \cos \frac{i\pi s}{s_{\max}} \quad (2)$$

式(2)中の係数 a_i は、風洞実験結果を用いて最小二乗法で決定した。その結果を表2に示す。

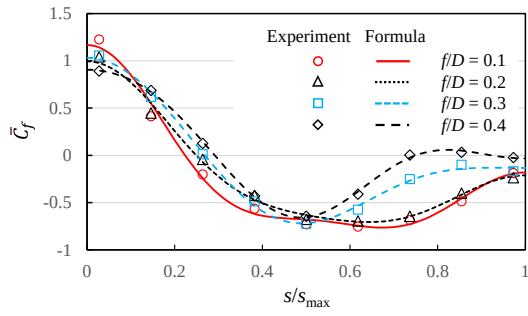


図9 中心線上の平均風力係数：実験値と近似値の比較

表2 平均風力係数分布を表すフーリエ係数

	$f/D=0.1$	$f/D=0.2$	$f/D=0.3$	$f/D=0.4$
a_0	-0.265	-0.218	-0.101	0
a_1	0.530	0.522	0.415	0.312
a_2	0.586	0.511	0.584	0.545
a_3	0.144	0.081	0.167	0.158
a_4	0.172	0.098	-0.033	-0.109

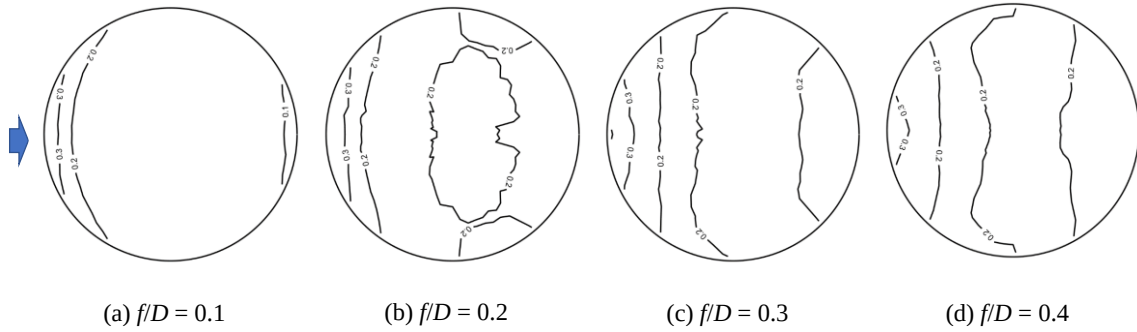


図10 屋根上面における変動風圧係数 $C'_{p,t}$ の分布(風洞実験結果)

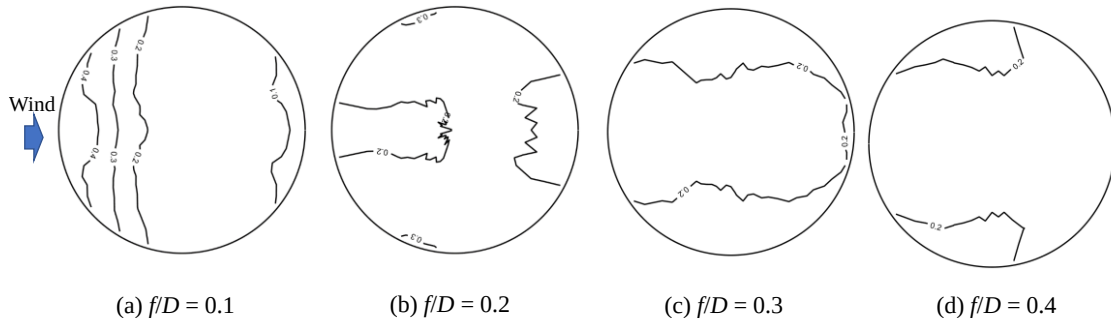


図11 屋根下面における変動風圧係数 $C'_{p,b}$ の分布(風洞実験結果)

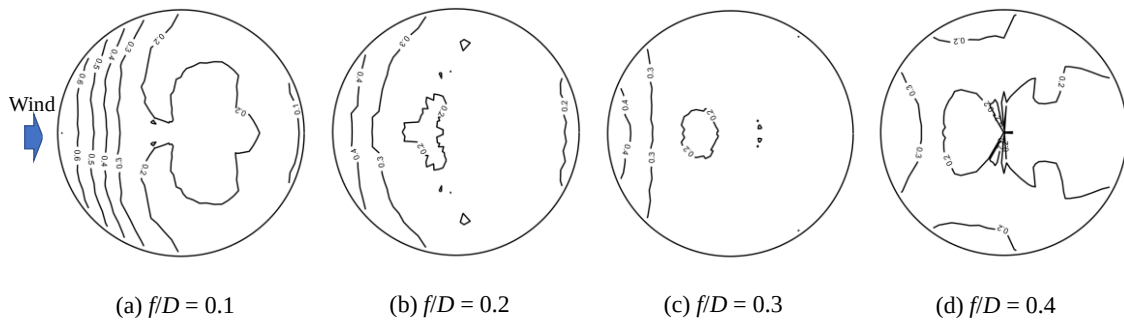


図12 変動風力係数 C'_f の分布(風洞実験結果)

4.2 変動風圧・風力係数分布

図10～12は屋根上下面の変動風圧係数 $C'_{p,t}$ 、 $C'_{p,b}$ および変動風力係数 C'_f の分布をコンター図で示したものである。平均風圧係数・風力係数と同様、等値線は風向にほぼ直角に走っている。いずれの f/D でも、分布の空間的な変化は比較的

小さく、 $C'_{p,t}$ は0.1～0.3、 $C'_{p,b}$ は0.1～0.4の間に分布している。

4.3 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一般に各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設定される。本研究では、荷重指針と同様、複数回の実験結果(本研究では10個)の

アンサンブル平均を用いて最大ピーク風力係数 $\hat{C}_f$ (正)と最小ピーク風力係数 $\hat{C}_f$ (負)を求めた。図 13 と 14 は屋根の最大・最小ピーク風力係数分布を示す。いずれの f/D においても、風上側端部近傍で最大ピーク風力係数が大きな値を示し、その値は端部に近いほど大きい。これは、屋根上面に正圧が作用し、同時に屋根下面に大きなピーク負圧が作用するためである。一方、屋根の頂部近傍では絶対値の大きな最小ピーク風力係数が発生している。これは、屋根上面に沿った流れの増速効果によって屋根上面に大きな負圧が発生するためである。ただし、上面の負圧と下面の負圧が相殺するため、その大きさは風上側端部の $\hat{C}_f$ より小さくなっている。

ピーク風力係数について、乱れがやや小さい気流を用いて行った山村ら¹³⁾の実験結果と比較してみると、本研究でのピーク風力係数の絶対値は山村らの結果より14～35%程度大きい。特に最大(正)ピーク風力係数の方が両者の差は大きい。

これより、気流の乱れの強さ I_u が大きいほどピーク風力係数の絶対値が大きくなる傾向にあるといえる。

外装材用ピーク風力係数については、荷重指針に示されているドーム屋根をもつ閉鎖型建築物のピーク外圧係数の規定に倣い、屋根面を図 15 のように R_a, R_b, R_c の3領域に分割し、領域ごとに絶対値が最大となる正・負ピーク風力係数に基づき、表 3 に示す値を提案する。最大ピーク風力係数 $\hat{C}_f$ (正)は領域によって値が大きく異なり、屋根端部の領域 R_a の値が最も大きく、内側ほど小さな値をとる。一方、最小ピーク風力係数 $\hat{C}_f$ (負)については、屋根頂部の領域 R_c における値が最も大きい。各領域の値にそれほど大きな差はない。山村ら¹³⁾の提案値と比較すると、傾向は一致しているが、いずれの f/D でも、本研究の $\hat{C}_f$ と $\hat{C}_f$ の提案値の方が山村らの値より絶対値がやや大きい。これは、前述したように気流の乱れが大きいことが影響している。

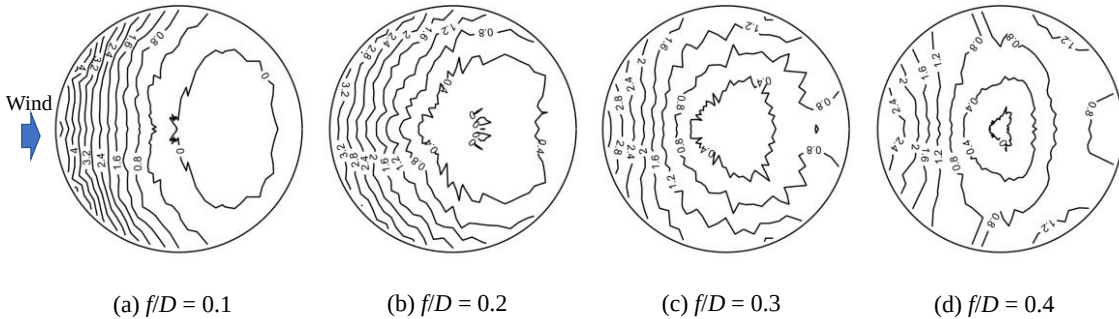


図 13 最大(正)のピーク風力係数 $\hat{C}_f$ の分布 (風洞実験結果)

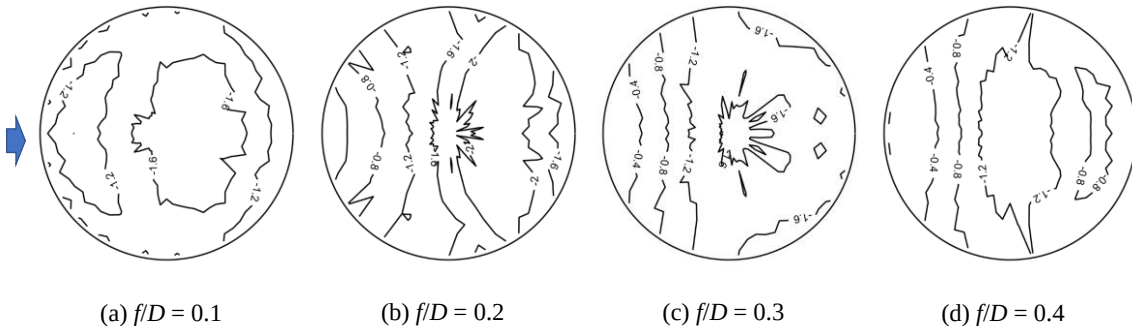


図 14 最小(負)のピーク風力係数 $\hat{C}_f$ の分布 (風洞実験結果)

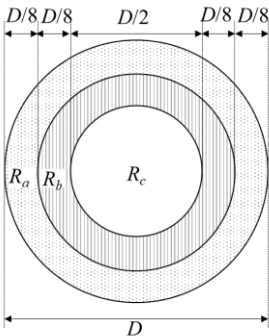


図 15 外装材用ピーク風力係数のための領域分け

表 3 外装材用ピーク風力係数の提案値

	R_a	R_b	R_c
$f/D = 0.1$	5.0/−1.8	3.1/−1.7	1.5/−2.0
$f/D = 0.2$	3.4/−1.5	2.3/−1.7	1.3/−2.3
$f/D = 0.3$	3.4/−1.3	2.4/−1.5	1.3/−1.8
$f/D = 0.4$	2.8/−1.1	2.3/−1.3	1.2/−1.6

5. 全体風力

図 16 に、ドーム型独立上屋に作用する風力の定義を示す。CFD 解析によって得られた風圧分布を積分することで、屋根

全体に作用する x , y , z 軸方向の風力 F_x , F_y , F_z を求めた。
それらは式(3), (4), (5) のように無次元化される。

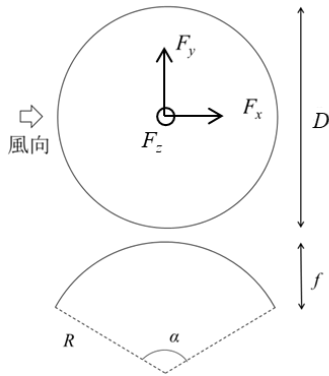


図 16 風力の定義

$$C_{F_x} = \frac{F_x}{q_H A_x} \quad (3)$$

$$C_{F_y} = \frac{F_y}{q_H A_y} \quad (4)$$

$$C_{F_z} = \frac{F_z}{q_H A_z} \quad (5)$$

ここに, A_x, A_y, A_z はそれぞれ y - z 平面, x - z 平面, x - y 平面への屋根の投影面積 (見附面積) を表す。

図 17 は C_{F_x} , C_{F_y} , C_{F_z} の平均値並びに最大・最小ピーク値の f/D による変化を示す。 f/D が大きくなると, C_{F_x} と C_{F_y} の平均値が小さくなる。一方, 平均風力係数分布が風向に平行な中心線に関して対称であることより, C_{F_y} の平均値は 0 となっている。また, f/D の増大に伴い, C_{F_x} および C_{F_y} の最大・最小ピーク値の絶対値は小さくなる。一方, C_{F_z} については最大・最小ピーク値とも, f/D の増大に伴い全体的に低下する。

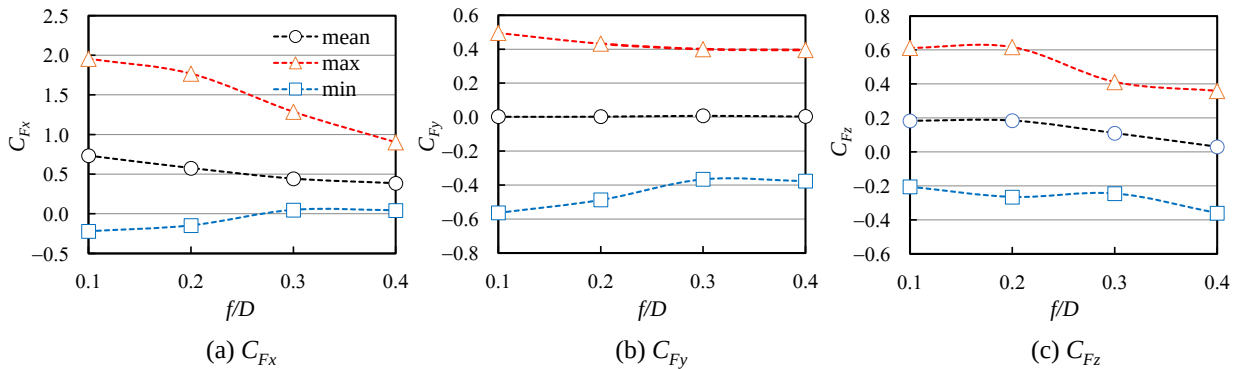


図 17 f/D による屋根全体風力係数 C_{F_x} , C_{F_y} , C_{F_z} の変化

6. おわりに

本研究では, ドーム型独立上屋の風荷重を風洞実験並びに CFD 解析に基づき検討した。

まず, ライズ・スパン比 f/D が風圧・風力の分布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/D は屋根上面に沿う流れの剥離や風上端で下方方向に剥離した流れの屋根下面への再付着の有無並びに剥離点や再付着点の位置に大きな影響を及ぼす。また, 屋根全体風力に及ぼす f/D の影響も確認された。

次に, 風圧・風力係数の等値線が風向に対してほぼ直交していることより, 風向に平行な屋根中心線上の平均風力係数 $\bar{C}_f$ の分布に基づき構造骨組用風力係数を提案した。

最後に, 正および負の外装材用ピーク風力係数について, 屋根面の全風向中の最大・最小ピーク風力係数分布に基づき, 屋根を 3 領域に分割し, それぞれの領域に対して提案値を与えた。

本研究では, スパン $D = 15\text{m}$, 屋根平均高さ $H = 8\text{m}$ ライズ・スパン比 $f/D = 0.1 \sim 0.4$ のドーム型独立上屋を対象とし, 風荷重を検討した。同程度の規模を有するドーム型独立上屋の耐風設計 (風荷重評価) に対して設計根拠を与えるものと考え

えられる。

【謝辞】

本研究の一部は能村膜構造技術振興財団研究助成 (2018 年) によるものである。

参考文献

- 1) Gumley S.J., A parametric study of extreme pressures for the static design of canopy structures, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 16, pp. 43–56, 1984.
- 2) Letchford C.W., Ginger J.D., Wind loads on planar canopy roofs, Part 1 Mean pressure distributions, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 45, pp. 25–45, 1992.
- 3) Ginger J.D., Letchford C.W., Wind loads on planar canopy roofs, Part 2 Fluctuating pressure distributions and correlations, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 51, pp. 353–370, 1994.
- 4) Natalini B., Marighetti J.O., Natalini M.B., Wind tunnel modeling of mean pressures on planar canopy roof, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 90, pp. 427–439, 2002.
- 5) Uematsu Y., Iizumi E., Stathopoulos T., Wind loads on free-standing canopy roofs: Part 1 local wind pressures, *Journal of Wind Engineering and*

- Industrial Aerodynamics*, 96, pp. 1015–1028, 2008.
- 6) Uematsu Y., Iizumi E., Stathopoulos T., Wind loads on free-standing canopy roofs: Part 2 overall wind forces, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 96, pp. 1029–1042, 2008.
- 7) 日本建築学会：建築物荷重指針・同解説，2015
- 8) 植松康，宮本ゆかり，ガヴェンスキ江梨：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.
- 9) Natalini M.B., Morel C., Natalini B., Mean loads on vaulted canopy roofs, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 119, 102–113, 2013.
- 10) 山村朗丸，高舘祐貴，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.
- 11) 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 号，pp. 11-24, 2017.
- 12) Ding, W., Uematsu, Y., Discussion of Design Wind Loads on a Vaulted Free Roof, *Wind*, 2, pp. 479-494, 2022.
- 13) 山村朗丸，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 2 ドーム型屋根の場合，膜構造論文集，第 31 号，pp. 25-32, 2017.
- 14) 文礼志，丁威，植松康：円弧型独立上屋の風力特性，膜構造ジャーナル，第 1 号，pp. 25-44, 2021.
- 15) 日本建築学会：動的な外乱に対する設計—現状と展望—，日本建築学会，1999.

FUNDAMENTAL STUDY OF WIND LOADS ON DOMED FREE ROOFS

Wei Ding ^{*1}

Lizhi Wen ^{*2}

Yasushi Uematsu ^{*3}

Summary

The characteristics of wind flow around and wind pressures on domed free roofs are investigated based on a wind tunnel experiment and a CFD simulation using LES. The wind tunnel models with rise-to-span ratio (f/D) of 0.1 to 0.4 were made by using a 3D printer. The distributions of wind pressure coefficients along a centerline on both the top and bottom surfaces were measured. The wind pressure distribution on the whole roof was obtained by rotating the model. The method of CFD simulation was validated by the wind tunnel experiment. Based on the results of wind tunnel experiment and CFD simulation, the effects of parameters such as rise/span ratio f/D on the characteristics of wind flow around and wind pressures on the roof were investigated. Then, based on the distributions of the mean wind force coefficients along a centerline parallel to the wind direction, we have proposed a model of wind force coefficient distribution for designing the main wind force resisting systems of the roofs. Furthermore, models of positive and negative peak wind force coefficients for designing the cladding and components have been proposed.

^{*1} Lecturer, National Institute of Technology (KOSEN), Akita College, Dr. Eng.

^{*2} Graduate Student, Disaster Prevention Research Institute, Kyoto University.

^{*3} President, National Institute of Technology (KOSEN), Akita College, Dr. Eng.

[第2編 報告・概説]

栃木県総合運動公園陸上競技場

2種類の膜材を組合わせた栃木新スタジアムの膜屋根

丁 乙碩 ^{*1}

栃木県総合運動公園陸上競技場（以下、栃木新スタジアム）は、2022年に開催された第77回国民体育大会「いちご一会とちぎ大会」及び第22回全国障害者スポーツ大会「いちご一会とちぎ大会」の総合開・閉会式や陸上競技場として使用するために建設された約25,000人収容のスタジアムであり、又Jリーグのサッカー競技場としても利用される陸上競技場兼サッカー競技場である。本稿では、栃木新スタジアムの膜屋根の設計・施工内容について以下に紹介する。

Ⅰ 建築概要

- ・名称：栃木県総合運動公園陸上競技場
- ・所在地：栃木県宇都宮市西川田 4-1-1
- ・主要用途：陸上競技場及びサッカー競技場
- ・建築主：栃木県
- ・敷地面積：545,803.74 m²
- ・建築面積：19,910.82 m²
- ・延床面積：42,037.52 m²
- ・階数：地上4階
- ・構造：鉄筋コンクリート造、鉄骨鉄筋コンクリート造（スタンド部）、鉄骨造（屋根部）
- ・設計・監理：久米・AIS・本澤特定建築設計業務共同企業体
- ・施工：鹿島・増淵・渡辺・那須土木・磯部・浜屋特定建設工事共同企業体

Ⅱ 膜屋根の概要

栃木新スタジアムの完成様子を図1に示す。屋根は、客席全面を覆う計画とし、軽量で開放的な明るい空間を実現するためPTFE膜材(A種膜材料)を用いた膜屋根を採用している。

膜屋根の概要図を図2に示す。膜屋根の規模は195m(短辺、東西軸(Y軸通り))×236m(長辺、南北軸(X軸通り))の大きさで、約16,000 m²の面積である。構造形式は鉄骨の主構造の上に最大10m×39mサイズ(1ユニット当たり)の膜パネルを全部で66枚取付けた骨組膜構造としている。

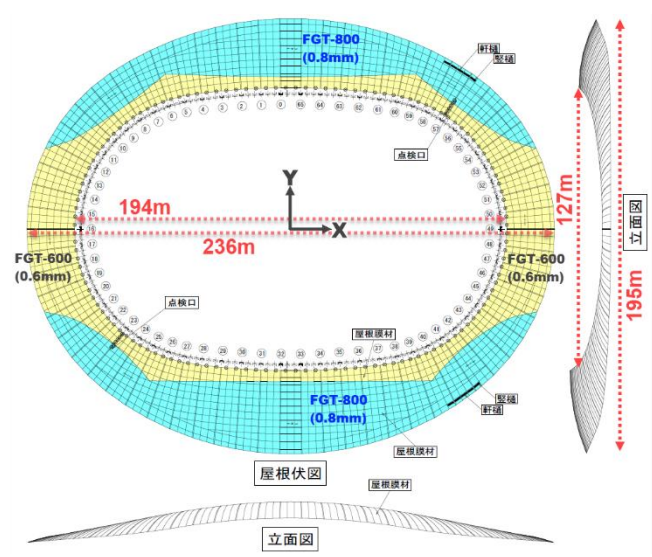
膜屋根の形状は、全体的には中央部のY軸を基準に南・北対称の楕円形で、緩やかな勾配の曲面を持つ形状としている。さらに、膜屋根においては、設計意図である6枚の「栃の葉」を重ねたイメージを実現するために、厚みが異なるPTFE膜材(FGT-600(0.6 mm)と FGT-800(0.8 mm)、中興化成製)を利用



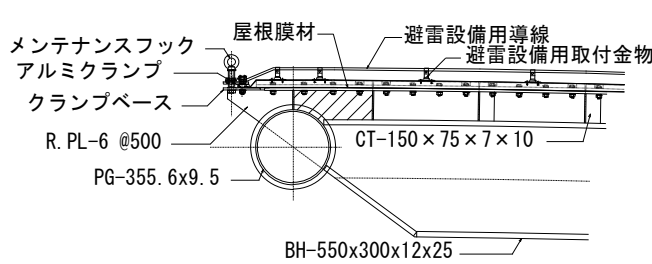
図1 栃木県総合運動公園陸上競技場(出典：下野新聞社)

^{*1} 協立工業株式会社 リサーチエンジニア・博士（工学）

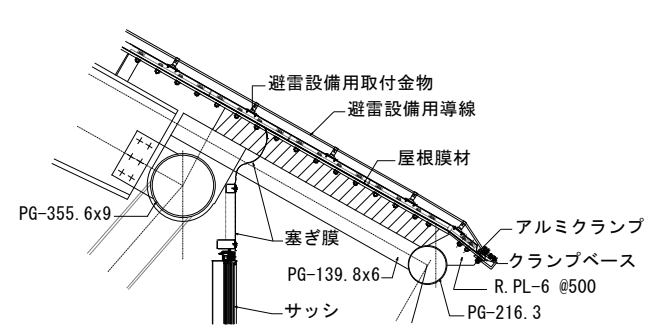
し、透光性の違いによりその重なりを表現し、さらに膜材同士の接合部は金物を使用しておらず、図3のようにシンプルでかつ、滑らかな膜面を実現している。



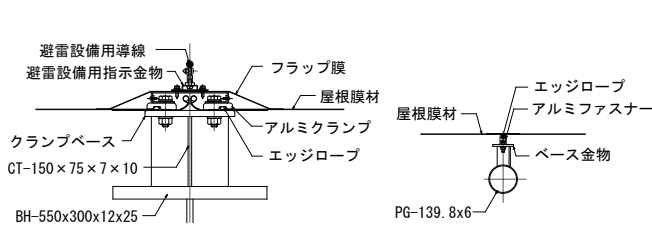
(a) 屋根伏図・立面図



(b) 断面詳細図(膜屋根先端部)



(c) 断面詳細図(膜屋根外周部)



(d) 断面詳細図(分割部・中間定着部)

図2 膜屋根の概要図



図3 膜材の透光性を用いた演出

■ 膜屋根の設計検討

膜屋根の検討モデルを図4に示す。南北対称形状のため検討モデルは全体の1/2を対象とした。

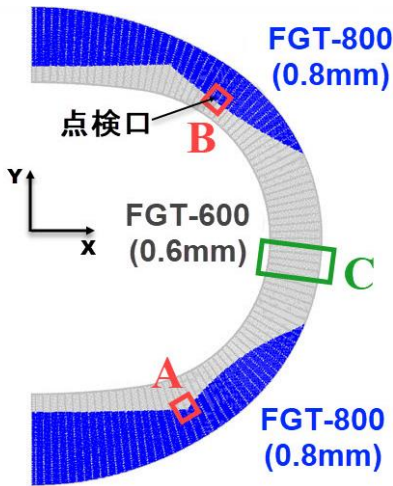


図4 検討モデル(全体モデルの1/2)

設計荷重は、①固定荷重(0.02kN/m²)、②積雪荷重:0.68kN/m²、③風荷重時(-3.173kN/m²、500年再現期間の値を基に50年再現期間の値を算出)、④膜変形検討用荷重(積雪荷重(0.68kN/m²)、風荷重/2(-1.587kN/m²))と設定した。

表1 材料物性値と許容応力度

■ FGT-600					
材 料 名	糸 方 向	引張剛性値 (kN/m)	基準強度 (N/cm)	許容応力度(kN/m)	
				長期	短期
FGT-600 (0.6mm)	タテ糸	1370.9	1227	15.34	30.68
	ヨコ糸	800.5	980	12.25	24.50
■ FGT-800					
材 料 名	糸 方 向	引張剛性値 (kN/m)	基準強度 (N/cm)	許容応力度(kN/m)	
				長期	短期
FGT-800 (0.8mm)	タテ糸	1210.8	1470	18.38	36.76
	ヨコ糸	930.6	1176	14.70	29.40

膜材の物性値と許容応力度は「平成14年国土交通省告示第666号」に従い、表1の値を用いた。膜面解析は、応力密度

法(FDM)を解析手法とするテンション構造専用の汎用プログラムである EASY(Ver. 2017, Technet GmbH 製)を用い、形状解析、応力 - 変形解析、裁断解析といった一連の検討を行った。

【膜面の構造検討】

設計荷重に対する検討結果の内、支配的な荷重である風荷重時の膜応力図と膜変位図を図 5 に示す。膜面最大応力が許容応力の範囲内、膜面の最大変形量が支点間距離の 1/15(積雪)と 1/20 以下(風荷重)になるようにした。

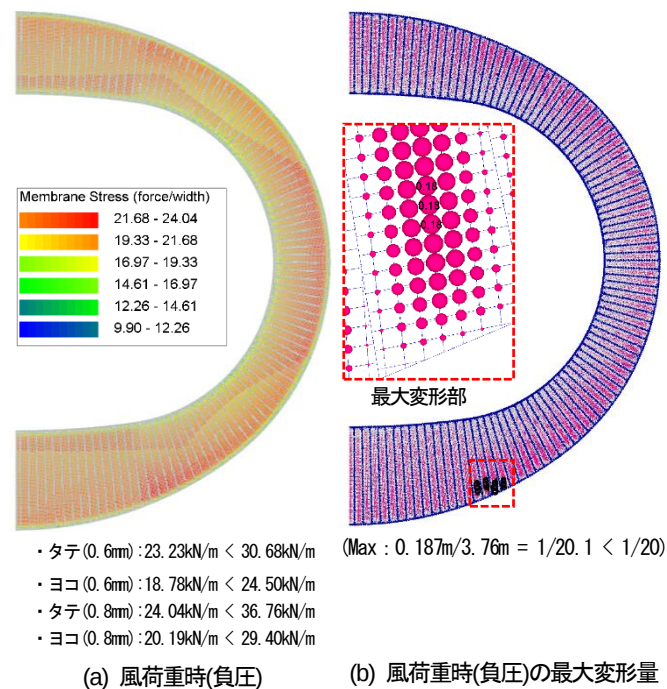


図 5 膜面の解析結果(最大応力&最大変形)

【応力集中の検討】

厚みが異なる膜材を使うことにより、力の流れが周囲に比べて急激に変わる境界部(接合部)とその付近(図 4、A 部分)、点検口(図 4、B 部分)付近では応力集中が生じやすくなるため、懸念される箇所について予め膜応力分布の検討を行った(図 6)。その結果、膜面の応力分布は全ての荷重条件に対して許容応力内で収まることを確認した。特に、点検口付近では応力集中の現象が見られるものの、応力分布は許容応力以下になることを確認した。

【緩勾配屋根面の水の流れの検討】

本件の膜屋根は緩やかな勾配を有することが特徴として挙げられるが、低い勾配による膜面ポンディング現象への懸念も考えられた。特に、積雪荷重によって凹んだ膜面に溶けた水がたまり、ポンディング現象が起きないように、検討モデルに対して膜面全体の高低関係、ポンディング現象の発生有・無などを把握し、雨水の流れがスムーズになることを検討した(図 7)。

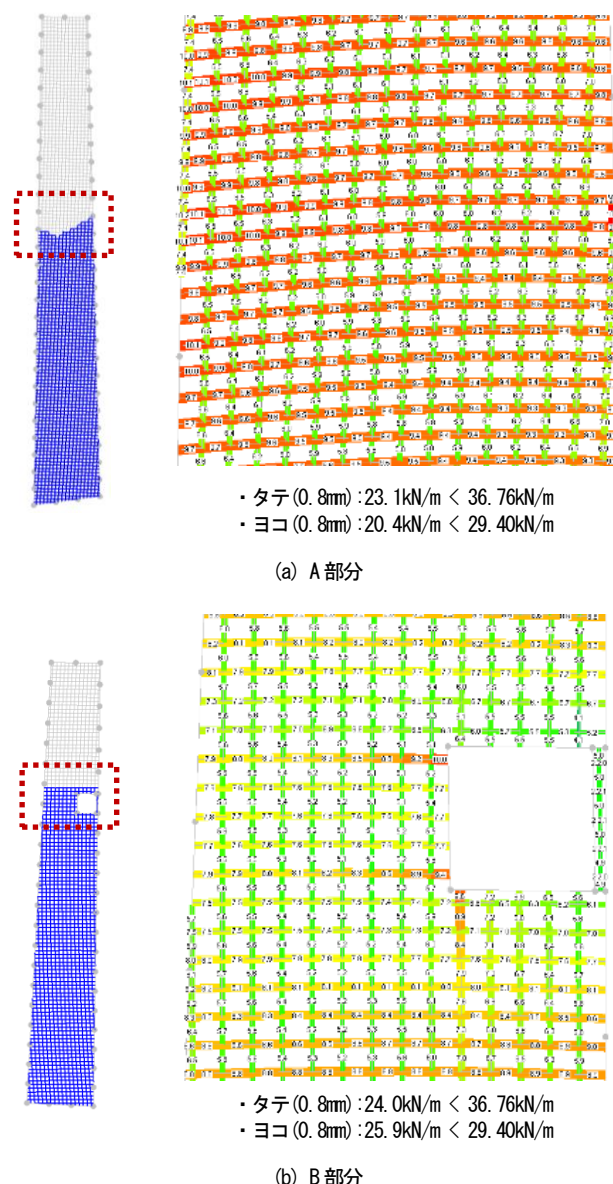
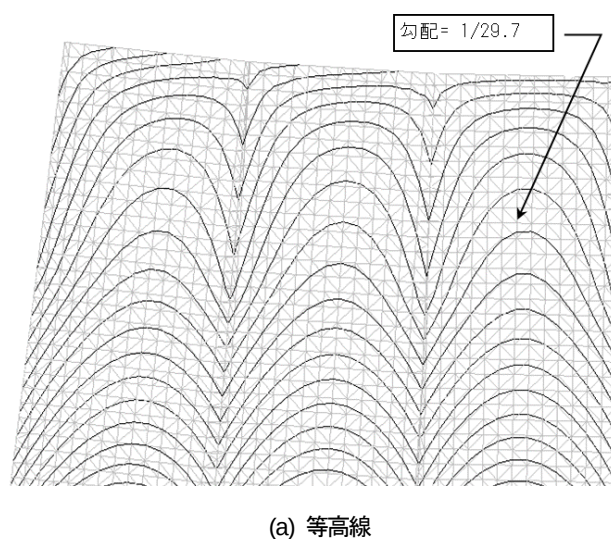
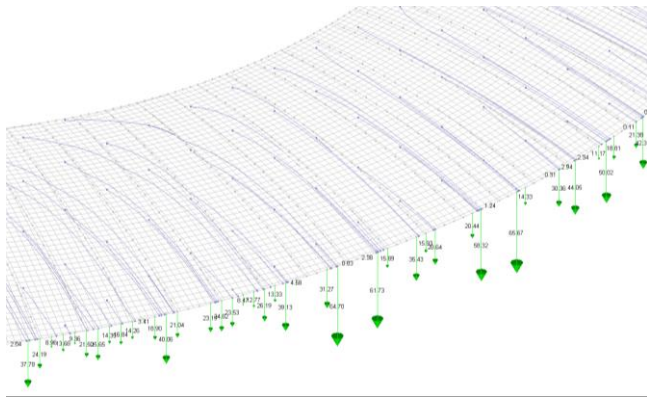


図 6 境界部(接合部)とその周辺の応力分布(図 4 内)





(b) 雨水量&雨水の流れ

図7 膜面の勾配及び雨水流れの検討(図4-C部分)

I 膜材接合部の耐久性及び再張力導入方法の検討

栃木新スタジアムの膜屋根は、シンプルで滑らかな膜面が一つの特徴になり、それを実現させるために厚みが異なる膜材同士の溶着部(接合部)付近の張力分布状態やシワ発生の有・無などについてモックアップ実験を通じて検証を行った。

さらに、大規模な膜構造物の場合、初期張力導入後の時間経過によってクリープや応力弛緩が生じることから、再張力を導入することが望ましいが、本件では再張力導入方法を極力シンプルにすることとし、その有効性も確認した。

【モックアップ実験】

試験体の概要を図8に示す。試験モデルは、図4に表したA部分を対象とし、試験体の寸法は実際当該部分のサイズ(3.25m(幅)×4.25m(長さ))に合わせて、3m(幅)×4m(長さ)のサイズと設定した。また、膜面張力の測定箇所は異なる膜材の接合部(II)とその周辺部(I、III)とし、膜面の張力分布を調べた。なお、外周固定部の2カ所(タテ・ヨコ糸方向)にロードセルを設置し、設計張力との比較を行った。

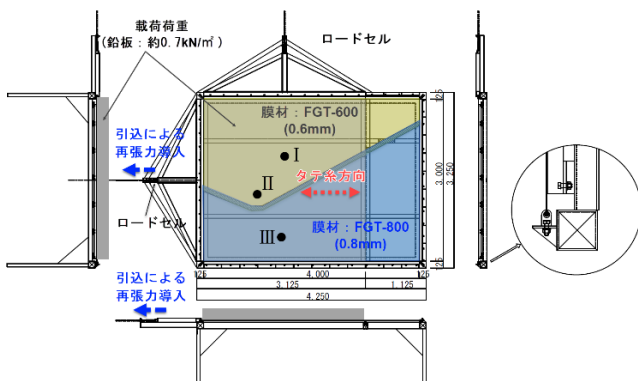


図8 モックアップ実験の概要

実験の流れは、以下のように設定し、各ステップごとに膜面応力状態とシワ発生有・無などを検討した。

- ・Step 1: 初期張力(縮小率設定)を導入してから1週間放後、膜面張力の測定(図9)



図9 初期張力導入の様子【Step 1】

- ・Step 2: 設計荷重(積雪荷重(0.68kN/m²))を想定し、約0.7kN/m²相当の荷重を載荷(5日間)、その後除荷(2日間) → 載荷・除荷を6回(経年時を想定)繰り返し(図10)



図10 載荷実験の様子【Step 2】

- ・Step 3: 【Step 2】より、1週間放置後、膜面張力を測定、設定の張力を再導入(図11)



(a) 再張力導入前

(b) 初期張力導入後

図11 再張力導入の様子【Step 3】

・Step 4：再張力導入後、膜面張力の変化を測定(図 12)

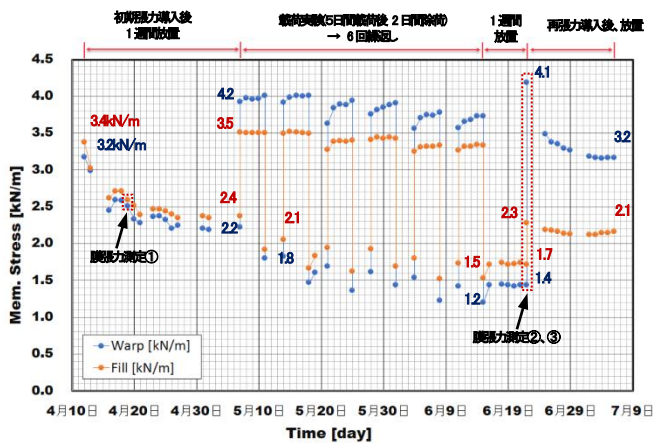


図 12 時間経過による膜張力の変化

【再張力導入システムの概要】

本件では、再張力導入機構をシンプルにするために当社独自のアルミクランプを用いて、図 13 のような再張力導入方法を適用した。再張力導入の考え方としては、本体膜に初期張力を導入するために、使用した引込膜をそのまま残し、経年後、所定の位置に引込む際に再度それを利用することで、再張力導入を容易にすることができると考えられる。つまり、膜張力低下時にタテ糸直交方向のアルミクランプを狭幅のアルミクランプに交換することで、タテ糸方向に対して張力を導入することができ、膜材のクリンプ交換現象によってヨコ糸にも張力が加わることが期待できる。

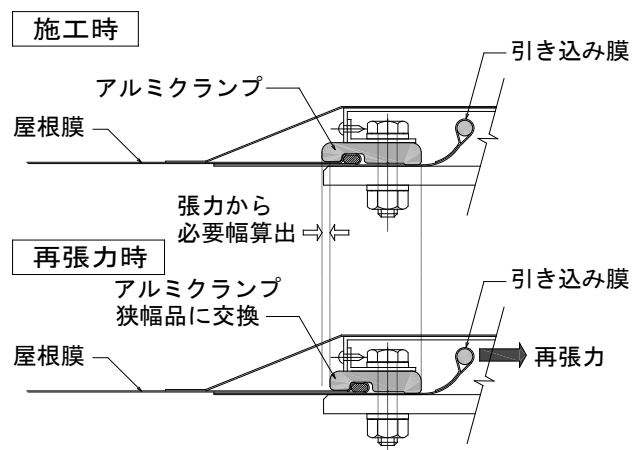


図 13 再張力導入方法の概要

Ⅰ 膜屋根の施工から完成まで

栃木新スタジアムの膜屋根の施工状況を図 15 から図 19 に示す。通常膜屋根の取付工事は、ジャッキダウンも含めて屋根鉄骨建方が完了した後に行うことが一般的であるが、本件では施工合理化の観点から、ジャッキダウンの影響が少ないサイドスタンド部分について変形量の検討を行い、屋根鉄骨建方と膜取付工事の期間を一部ラップさせて行った。サイドスタンドについてアーチトラスのジャッキダウン前に膜施工を先行し、施工合理化と共に工期短縮を実現した。なお、膜の先行施工範囲(図 14)については、中間定着部のボルト本締めや止水フラップ膜取付けをジャッキダウン後に行うなど、膜屋根の全エリアについてもスムーズに取付け作業を行うことができた。

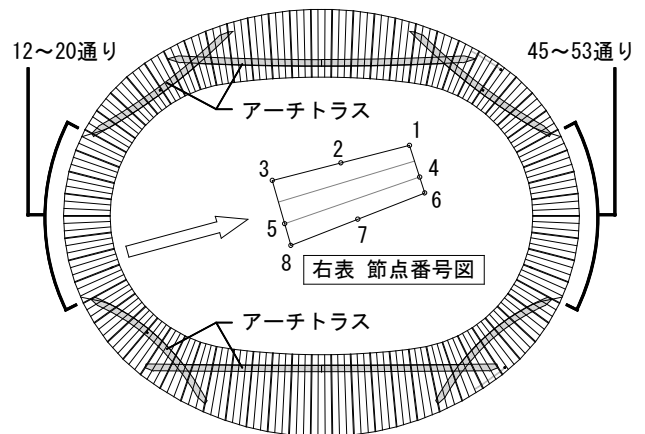


図 14 屋根鉄骨ジャッキダウン前の膜施工先行範囲

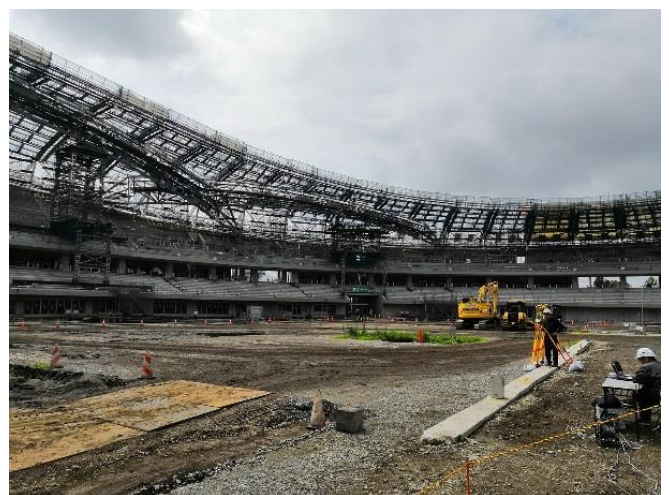


図 15 ジャッキダウン前の膜施工状況(サイドスタンド側)

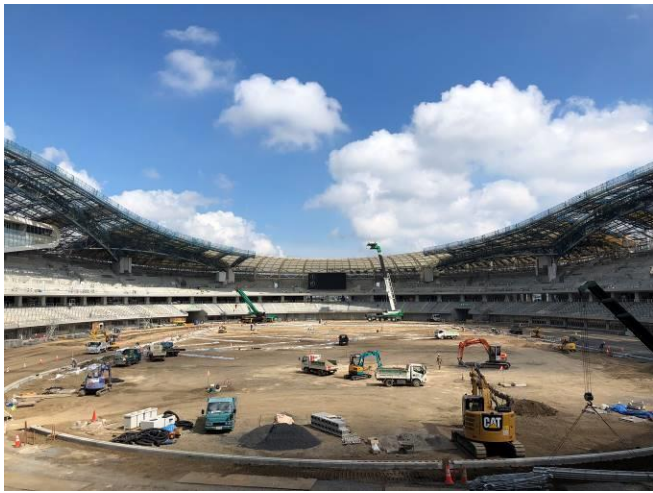


図 16 ジャッキダウン後の膜施工状況(サイドスタンド側)



図 18 膜屋根の施工状況（全体エリア）



図 17 膜屋根の施工状況（アーチトラス側）



図 19 膜屋根の施工完了



図 20 栃木新スタジアムの膜屋根の全景

オリオン市民広場屋根増築その他改修工事

染谷健太^{*1}

膜構造建築物事例として 2020 年 09 月竣工「オリオン市民広場屋根増築その他改修工事」を紹介する。当事例は東武宇都宮駅近辺の商店街に位置するイベント広場「オリオンスクエア」の増築計画である。広場は商店街に 35m 程隣接し、オリオン通りのアーケードやビルに囲まれた敷地に位置する。既に象徴的なガラス屋根が存在し、このガラス屋根のデザインや透明感を活かしつつ、集まる人々を雨や強い日差しから守る役目を持つ屋根が要求された。ここに、雨除け・日除けの性能を満足し、かつ解放感・透明感のある屋根として、膜が採用された。素材の違う両者、既設ガラス屋根と新設膜屋根の共存がポイントとなった。

1. 建物概要

名 称	オリオン市民広場屋根増築その他改修工事
住 所	栃木県宇都宮市江野町 8 番 3 号
工 期	2019 年 10 月～2020 年 09 月
施 主	宇都宮市
意匠 設計	AIS 総合設計株式会社
構造 設計	株式会社エスパス建築設計事務所
工事 管理	芳賀屋興建建設共同企業体
膜設計施工	太陽工業株式会社
規 模	建築面積 640 m ² 最高高さ 13m
構 造	RC 造柱＋システムトラス＋骨組膜構造
膜 材	A 種膜材 (0.6mm)

2. ガラスと膜

既設ガラス屋根との共存で一番のポイントは、屋根同士のラップ部分のデザインである。一般的な建材であればあまり問題視しないことだが、固いガラスと柔らかい膜という材質の違いが頭を悩ませた。低ライズアーチの緩い水勾配でも水流れを満足できるガラスに対し、膜はボンディング(図 1)を防ぐために、高ライズアーチで水勾配を確保する必要がある。必然的に、曲率の違うアーチ屋根同士との間には隙間が生まれることとなる(図 2)。吹き込みなど機能面の問題を防ぐことは当然ながら、この隙間が共存を阻害することなく、互いの解放感・透明感を引き出すデザインとなることを目指すことが最大のポイントだった。

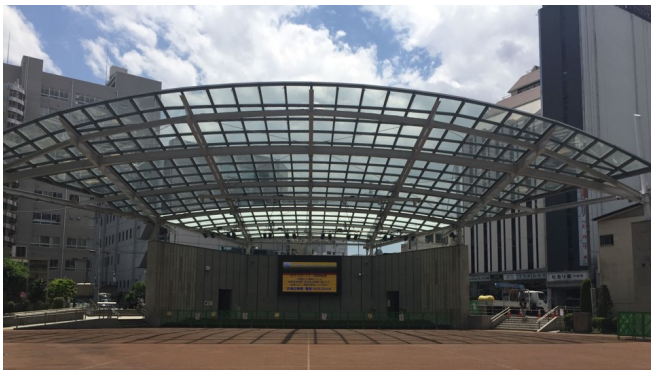


写真 1: 工事前のオリオンスクエア（アーケード側から）

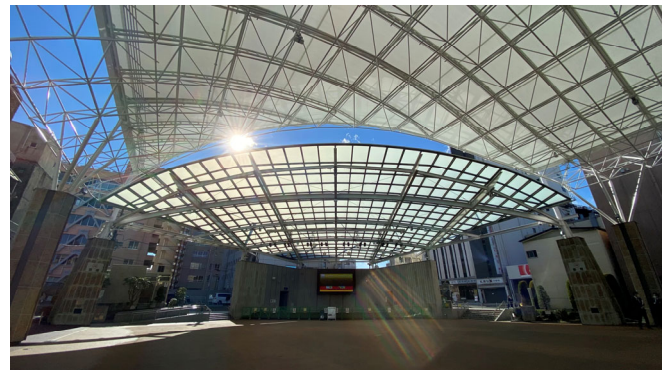


写真 3: 工事後のオリオンスクエア（アーケード側から）



写真 2: 工事前のオリオンスクエア（ガラス屋根側から）



写真 4: 工事後のオリオンスクエア（ガラス屋根側から）

^{*1} 太陽工業株式会社 建築設計部 工学修士

勾配が薄いと雪が溶けて
ボンディングする可能性がある

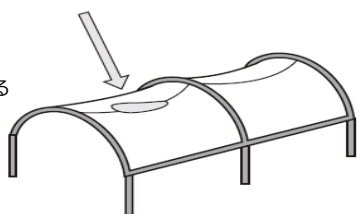


図1：ボンディング現象

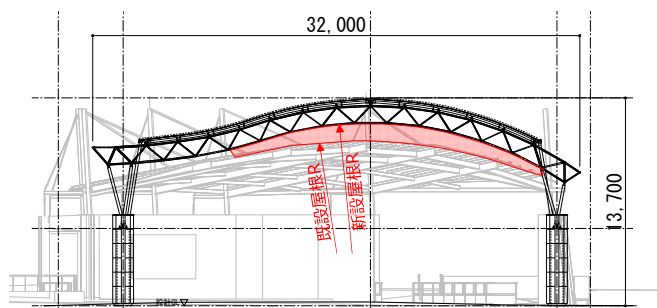


図2：アーチ曲率の違う既設屋根と新設屋根

3. 膜屋根のデザイン

基本設計当初は既設屋根の形状と向きから、敷地を斜めに走るアーチ軸に合わせて新設屋根を設計した(図3右上)。同軸にすると敷地をほぼ対角に取ることになり、それに直交する円弧長さも長くなる。ここでボンディングの起きない曲率でアーチ形状を計算すると、アーチ頂点と底点で大きな高低差を取ることとなる。底点で有効高さを確保すれば、頂点は既設屋根より遥かに高くなるため、同軸にする案はなくなった。次に利用者の動線にアプローチし、商店街を行き来する人が、どちらからもステージに導かれるような動線をコンセプトとした(図3左)。敷地の平面形状に従い、既設屋根のアーチ頂点とアーチ軸を繋げることによって合理的な断面形状が生まれ、当初問題となった非対象によるレベル差が解消された(図3右下)。アーチ軸がズレながらも動線が繋がることで、既設と新設の役割を明確にししながら、両者の共存を果たすことができた。

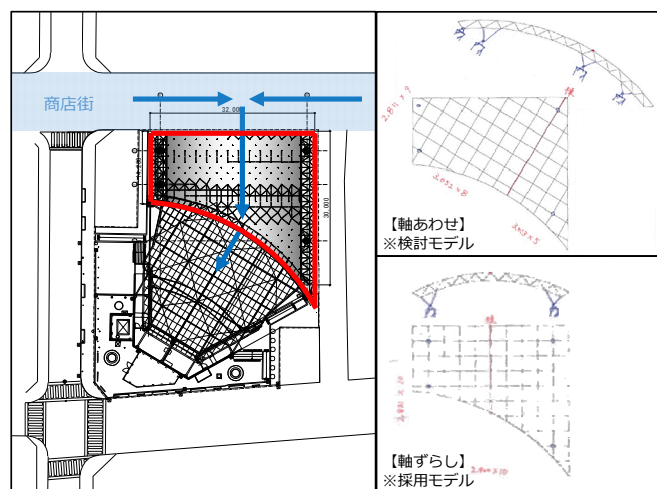


図3：形状検討

4. 狭小敷地での施工

増改築での施工の難しさは常に隣り合わせと言えるが、当敷地は隣接4辺の内、商店街・ビル・既設屋根と3辺が塞がれていた(図4)。残る1辺も幅3m程度で、かつ商店街まで繋がっていない道路であったため、鉄骨施工のためのバックヤードやクレーンを設置する場所が確保できなかった。また昼夜を通して、溶接や塗装などの現場作業、騒音などを軽減できる施工方法が必要とされた。そこで今回、膜屋根の骨組にはシステムトラスを採用した。屋根版は1本2mほどのパイプとボールジョイント(図5)で構成され、人力施工が可能なおから、優れた搬入性と施工性によりスピーディに組み上がった。またシステムトラスは一般に全面足場で作業すると効率が良いが、今回は唯一隣接している道路も途中までとなっているので、建逃方式で組立てた(図6)。



図4：3辺が塞がれた敷地(茶色部分)



図5：システムトラスの部材

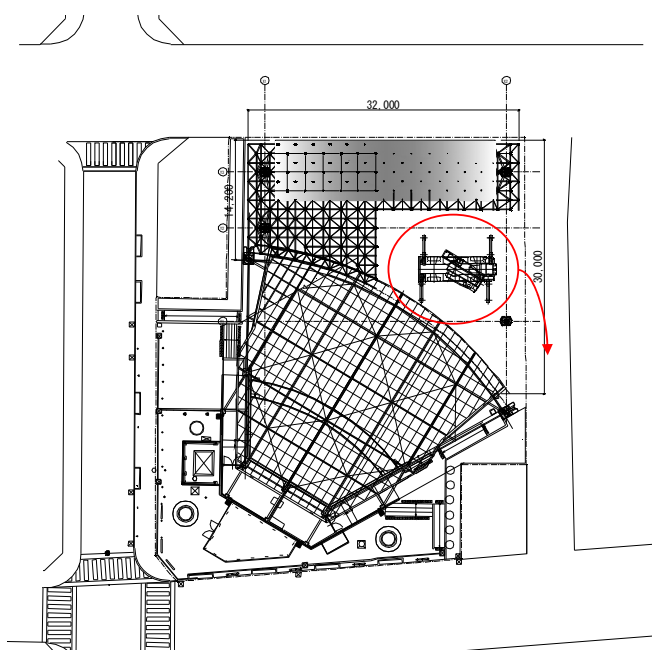


図6：建逃方式の施工

膜の展張についても、商店街と既設屋根に挟まれていることから施工難易度が高かった。一般に膜を展張するときはその外周全辺で引張るため、狭くとも1mほどの引込スペースが必要になる（足場に単管などを用いて治具を組んで反力を取りジャッキで引込むため）。しかしながら商店街側は人の行き来があるため、雨のことを考えれば、そのスペースは構造計算上最小限のクリアランスにしておきたい。そこで、商店街側の1辺は膜を先に定着し、その他3辺で引く片引きで展張する計画とした（図7）。そのため施工上生じる膜分割の位置を、一般にはトラックに載る最大の幅で計画するが、今回は片引きのため、片引きで皺がなく張れる限界の幅（トラス3グリッド分の6.6m）とした。

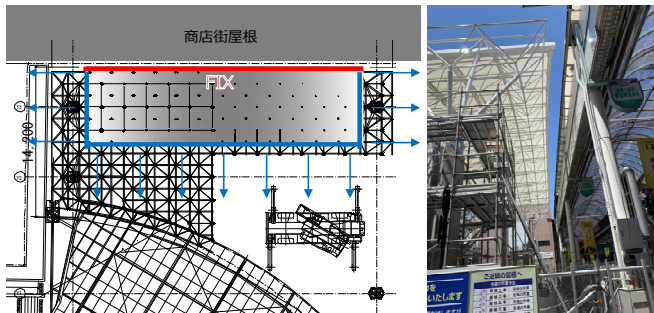


図7：片引きによる膜展張

5. まとめ

商店街における増築計画となれば、設計と施工に対する難題が計画段階で懸念される。軽量で透光性のある膜材料と施工性の高いシステムトラスを組み合わせることで、既設のガラス屋根と調和した解放感・透明感のある空間をつくり出すことができた。その過程で最適な形状にたどり着くまでに、膜固有のボンディング対策や膜展張時の引込スペースの確保などのポイントを抑える必要があった。

今回の設計では特に両者の見え方に注意し、常に3Dによる感覚的なチェックを欠かさなかった（図8）。計算からは求められない人間の感覚的な部分を、設計者同士何度もやり取りを重ねて収束させた。この3Dは製作施工設計時にも役立ち、実測して3Dモデルの精度を確認した上で設計ができたため、施工時に大きな問題もなくクリアできた。

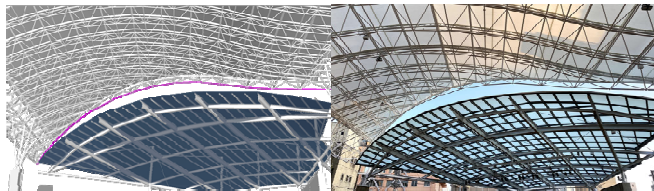


図8：3Dモデル（左）と実物（右）

最後に、今回の設計ではガラスと膜といったどちらも透過性を有する材料でありながら、素材の違いがそれぞれの個性を生かし、既設屋根と新設屋根を共存させることができた（写真5）。

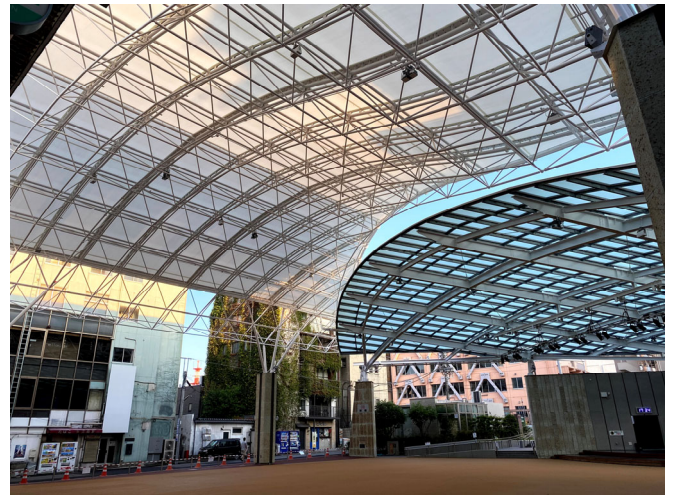


写真5：既設屋根（右）と新設屋根（左）の共存

「膜構造ジャーナル 2023」 原稿応募要項

第1部 研究論文

研究論文の内容： 膜構造・膜材料等に関する学術・技術についての研究論文、又は膜構造・膜材料等の利活用を前提とした関連研究に係る論文を対象とします。

なお、他のジャーナルや学会誌、国際会議の **Proceeding** 等で発表された論文等を、本ジャーナルにも掲載を希望される場合は、必ずその旨の記述を論文要旨及び本文冒頭に入れ、本ジャーナルへの投稿にあたり行った変更点を明記するとともに、引用文献にも記載してください。この場合、著作権の手続き等は著者の責任で行ってください。

使用言語： 日本語または英語

応募方法： 応募者に制限はありません。

本ジャーナルへの研究論文の投稿及び審査は、論文投稿サイト 'Easy Chair' を活用しインターネット上で行います。

投稿をご希望の場合は、**Easy Chair** でご自身のアカウントを取得して投稿を行ってください（料金はかかりません）。

⇒<https://login.easychair.org/account/signup>

執筆要領は、本協会ホームページにて公開しますのでご確認ください。

Easy Chair の投稿先は、次のページとおります。

⇒<https://easychair.org/conferences/?conf=msaj20231>

論文投稿の受付開始及び投稿締切は、次のとおりです。

第1回目投稿；2023年3月末をもって締め切りました。

第2回目投稿締切；2023年10月末（投稿受付開始；2023年7月15日）

研究論文の審査： 投稿のあった研究論文については、2名の査読委員による査読を経て、本協会に設けられた論文審査委員会において採否を決定します。

審査の結果、再査読となる場合があります。ただし再査読は1回のみとし、再査読の結果、否となる場合もあります。

連続する応募の扱い： 共通する主題のもとに連続する数編を執筆する場合、表題は個々の論文内容を表現するものとし、総主題はサブタイトルとして、その1、その2などを付してください。連続した数編を応募する場合には、さきの編の査読終了後、続編が受理されます。

論文の公開： 採択された研究論文は、本協会のホームページに、「膜構造ジャーナル」として掲載し広く一般に公開いたします。

著作権： 提出された論文の内容及び著作権については、著者の責任に帰するものとし、本協会は編集出版権を有するものとします。

その他： 投稿受付開始及び締切は上記のとおりですが、審査を円滑に進めるため出来るだけ早い投稿をお願いします（早目に事前登録項目は入力してください）。

応募にあたり、不明な点がございましたら協会へご連絡ください。

（**Easy Chair** の利用方法等については簡単な説明書があります。）

第2部 技術報告

投 稿 内 容 : 膜構造・膜材料等に関し、設計例、計画例、デザイン例、施工報告、施工・ディテール例、維持管理例、解説等とし、未発表のものとし
ます。

なお、応募いただいた研究論文で、査読の結果不採用となったもの
について「第2部」への投稿をお願いする場合があります。

技術報告応募方法 : 応募者に制限はありません。

投稿をご希望の場合、申込み用紙に報告内容のあらましを書き、メ
ールまたは **FAX** で膜構造協会に6月末までに申し込んでください。

技術報告については、執筆要領は定めていませんが、論文集に準じ
た体裁に修正をお願いする場合があります。

なお、技術報告の提出締切は **2023 年 12 月末**とします。

公 開 : 「技術報告」についても、「研究論文」とともに（一社）日本膜構造
協会のホームページに「膜構造ジャーナル」として掲載し、広く一
般に公開いたします。

著 作 権 : 掲載された報告の著作権は著者の占有としますが、協会は編集出版
権を持つものとします。

そ の 他 ; ご不明な点がございましたら、遠慮なく事務局へお問合せください。

連絡先・技術報告提出先

一般社団法人 日本膜構造協会 研究論文集担当

〒104-0041 東京都中央区新富 2-1-7 富士中央ビル 7F

Tel : (03)6262-8911

Fax : (03)6262-8915

E-mail: ronbun@makukouzou.or.jp