The Membrane Structures Association of Japan

膜構造ジャーナル 2021

Journal of Membrane Structures 2021

-*No.* 1-

一般社团法人 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 2021

Journal of Membrane Structures 2021

## 〔目 次〕

### 第1編 研究論文

### 第1回投稿受付分(2021年9月末締切り)

1.	実大テンセグリティ構造物の強風時実測軸力値と構造計算値と	の比較に	関する基礎的研究	1
		坪井洸太	x(東京大学)	
		川口健-	- (東京大学)	
		水谷圭体	ち (東京大学)	
		路越	(元東京大学)	
2.	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		7
	その1:一般化風力に基づく非定常空気力について			
		髙舘祐貴	貢 (建築研究所)	
		植松 身	(秋田高専)	
3.	伸張特性の異なる ETFE フィルムを用いた膜構造の構造挙動	こ関する	考察	17
		河端昌世	1 (横浜国立大学)	
		堀口雄矢	₹ (AGC)	
		有賀広志	E (AGC)	
4.	密閉型レンズ状二重空気膜構造の構造特性の把握と内圧設定手	法の提案		25
		与那嶺白	二志(Arup Japan)	
		岡田 貢	章 (日本大学)	
		宮里 直	重也(日本大学)	
		廣石 秀	§造(日本大学短期大学部)	
		進藤 隆	<b>雀</b> 太(梓設計)	
5.	円弧型独立上屋の風力特性			35
		文 礼志	云(京都大学)	
		丁威	(秋田高専)	
		植松 身	<b>秉</b> (秋田高専)	

### 第2回投稿受付分(2022年3月末締切り)

- 6. 膜面の面内変位分布に基づく張力場モデルの許容圧縮応力の設定に関する一計算例----- 45

   秋田 剛(千葉工業大学)
- 7. LRC 法に基づく円弧型骨組膜構造独立上屋の構造骨組用風荷重に関する検討-------53
   丁 威(秋田高専)

植松 康 (秋田高専)

### 第2編 報告・概説

1.	岩国駅西口、東口駅前広場整備工事	1
	平郡竜志(太陽工業)	
2.	東京国際空港第2ターミナル国際線施設 丁 乙碩(協立工業)	5

[第1編 研究論文]

# 実大テンセグリティ構造物の強風時実測軸力値と構造計算値との比較に関する基礎

的研究

坪井 洸太<sup>\*1</sup> 川口 健一<sup>\*2</sup> 水谷 圭佑<sup>\*3</sup> 路 越<sup>\*4</sup>

2017年に竣工した実大テンセグリティ構造物に対して、継続的に各部材のひずみ計測を行い、強風時における実 測軸力値と数値計算軸力値を比較することで、実大テンセグリティ構造物に実際に生ずる各部材軸力の挙動の把 握を試みた。解析は設計時構造計算に加え、実測された節点座標と長期荷重時軸力を元にした線形計算に基づき 行なった。結果は実測と数値計算が一致する部材と大きく乖離する部材が存在したが、外力の変化に対する軸力 変化の傾向は概ね一致した。

### 1. 序論

テンセグリティ構造はその形状が持つ独特の浮遊感からアート作品としてよく展示されるが、設計や施工の難しさから実建築物として用いられることは極めて稀であり、また実大テンセグリティ構造物の外力下における実挙動についての既往研究は少ない。東京大学生産研究所川口研究室では、テンセグリティ構造の建築への応用を目指して2017年5月に「ホワイトライノII」を建設した。既往の研究ではホワイトライノIIについて、施工時の張力導入過程における実測軸力と解析軸力の比較が行われている<sup>[112]</sup>。本論では設計時解析結果と比較するため、平時の実測節点座標を元に再度構造計算を行い、強風時(台風時)の実測軸力値と比較することで、実大テンセグリティ構造物に実際に生ずる各部材軸力の大きさに関し外力の変化に対する各部材軸力の挙動の把握を試みた。

### 2. 方法

### 2.1. 検討対象建物概要

本論では張力型空間構造モデルドーム「ホワイトライノII」を 計測対象とする。本建物は東京大学柏キャンパスに2017年5月 に竣工した建築物であり、ケーブル補強型サスペンション膜構 造の屋根架構をタワー型(図1上図左)と五角錐台型(同右)の2 基のテンセグリティ構造物が支持する。建物全体の床面積は約 440 ㎡、外形の最高高さは約15mである。建物外周を高さ約2m の鉄筋コンクリート造外壁で囲み、内部に配置した2基のテンセ グリティ構造が上部の膜屋根の反力を支持している(図1)。タワ 一型のテンセグリティの高さは約13m、五角錐台型のテンセグリ ティの高さは約10mである。本論ではこのうち五角錐台型テン

- \*2 東京大学生産技術研究所教授・工学博士
- \*3 東京大学大学院工学系研究科建築学専攻博士課程
- \*4 元東京大学大学院工学系研究科建築学専攻修士課程 1

セグリティの挙動について調査検討を行う。

五角錐台テンセグリティ(図 2)は 11 節点、圧縮材 6 本、引張 材 24 本から構成されている。圧縮材は直径 216.3mm、厚さ 12.7mm の円筒断面であり、引張材は直径 14.5~38mm の円形 断面である。支持部では、水平放射方向にピンローラー状態で 支えられている。ポスト材とそれを吊り上げる 5 本の張力材を除 いた五角錐台型部分の架構の不静定次数は 2 である。五角錐 台型テンセグリティはポスト材(S2)を介して上部膜屋根を支持す



図1 ホワイトライノⅡ平面図(上図)・立面図(下図)

<sup>\*1</sup> 東京大学大学院工学系研究科建築学専攻修士課程



図2 ホワイトライノⅡ部材構成図



図3 施工時のS2材と上部リング

る構造となっており、図3に示すようにポスト材は膜ケーブルの 取り付く上部リングに対して独楽の芯のように固定されている。 本論においてはポスト材の実測軸力値を五角錐台型テンセグリ ティが膜屋根から受ける外力として検討を行う。底面五角形は正 五角形であるが、上面五角形が鉛直z軸に対してx軸方向に10 度傾いており、また節点 N2 と N9 をつなぐ T2 材が省略された 非対称な形状となっている。節点 N1~N5 は放射方向滑り支承 によって支持されている。

テンセグリティ構造に支持されているケーブル補強膜屋根の 膜材仕様はいわゆる B 種膜、CMX270NMR、塩化ビニル樹脂コ ーティングガラス繊維織物である。

### 2.2. 実測方法

既往の研究で本建物では竣工後に節点座標の測量が行われており<sup>33</sup>、本論でも実測節点座標データを用いた。測量には レーザー距離計を用いている。測量した節点座標を表1に示す。

本建物では竣工した2017年5月から2019年7月までの約2 年間、毎10分ごとに部材中央付近に貼付されたひずみゲージ を用いてひずみ計測をおこなっている。以下では、各時刻で得 られる17部材の軸力データを1セットと呼ぶこととする。ただし、 ひずみゲージデータを順番に読み込んでいくため、データの 取得は最初と最後で数秒間のタイムラグが発生する。ひずみゲ ージは曲げの影響をキャンセルするために断面直径の両端に 貼付され、その相加平均を測定値として用いている。数値計算と

表1 実測された長期荷重時節点座標

節点符号	x [mm]	y [mm]	z [mm]
N1	3723	151	0
N2	202	-4684	0
N3	-5510	-2844	0
N4	-5493	3131	0
N5	198	5010	0
N6	-2501	1362	5920
N7	-567	1658	5582
N8	321	-136	5427
N9	-1073	-1556	5666
N10	-2814	-631	5978
N11	-1503	189	4741



図4 我孫子市における 2017 年 10 月 23 日の最大瞬間風速 推移(気象庁 HP のデータを加工)



の比較対象とする実測軸力値には特に強風を観測した 2017 年 10月22日0時~23日24時の48時間の計288セットのデー タを用いる。

なお、当時現地には中心気圧 970hPa であり、我孫子市におい て最大瞬間風速 18m/s を観測した台風 21 号が到達している。 図4に23日の我孫子市における最大瞬間風速の推移を示す。 上部膜屋根を直接支持するS2材の最大軸力は132.2kNであり、 本論で扱う実測データ内における最大軸力とした。実測には静 的なデータロガーを用いている。

### 2.3. 数値計算方法

本論では五角錐台型テンセグリティについての2種類の数値 計算データを比較した。両者とも既往の文献を参照<sup>41</sup>したもので ある。

1つ目は設計時に行なった構造計算<sup>50</sup>であり、剛性行列として 部材の伸び変形に関する剛性を表す弾性剛性行列に、次式で 示される軸力による剛性を表す幾何剛性行列K<sub>6</sub>を加えた非線 形計算によるものである。

$$K_{G} = \frac{n}{L} \begin{bmatrix} I - \lambda \lambda^{T} & -(I - \lambda \lambda^{T}) \\ -(I - \lambda \lambda^{T}) & I - \lambda \lambda^{T} \end{bmatrix}$$
(1)

nは注目している部材の軸力、Lは部材長さ、Iは単位行列、入 は方向余弦ベクトルを表す。初期節点座標と初期張力は設計値 とし、引張材は中間節点を設けて圧縮力を負担できないモデル としている。テンセグリティ架構の自重による固定荷重は各節点 に集中荷重として与え、膜屋根の自重とプレストレスを含む固定 荷重および風荷重はS2材を介して節点N11に作用する集中荷 重として与えている。境界条件は節点N1、N2、N3、N4、N5の鉛 直方向および節点N3、N4のX方向、節点N1のY方向を拘束 し、放射方向ピンローラーを模擬、その他の節点は自由として いる。部材材料のヤング係数は全て205000/milとし、計算手法 は荷重増分法である。こうして得られた解析軸力値を以下「設計 時解析値」と呼ぶ。



2 つ目はより実構造物に近いデータを使うこととして、実構造 物の平時の実測節点座標と実測軸力を元に行った数値計算で ある。まず、常時荷重における各部材軸力を求めるため、本論 で用いた 48 時間分のデータの中から、比較的軸力値が安定し ていた 2017 年 10 月 22 日 0~9 時の 10 分ごとの計 54 セットの 軸力値データの平均値を各部材ごとに求め、それらを実測常時 軸力とした。このうち、上部膜屋根を直接支持する部材 S2 の実 測常時軸力を実測常時外力としている。初期節点座標は表1に 示した実測座標であり、後述の通り実測された常時軸力は各節 点で不釣り合い力が生じていたため、数値計算手法は軸力によ る幾何剛性を考慮しない線形解析である。図5に各部材におけ る節点間距離と実部材長さを示す。青棒が節点間距離であり、 赤棒が実部材長さである。S1 材の実部材長さは節点間距離と等 しいものとしている。引張材については特に T1 材および T2 材 の実部材長さは圧縮材に溶接されたガセットプレート部に設け られたジョイントの間の距離であり、圧縮材端部を端点と考えた 節点間距離より短い。このため、本計算では部材剛性計算時の 部材長さは実構造物に合わせて修正している。実際に引張材 の弛緩は発生していないので、引張材も圧縮力を負担するもの とした。境界条件については後述の通り実測軸力から滑り支承 が期待される滑りを発揮していないことが予想されたため、節点 N1~N5 をピン支持とし、その他の節点は自由としている。その 他の条件は設計時解析と同様である。以上の計算手法により得 られた軸力値を以下「修正解析値」と呼ぶ。

### 3. 結果

外力変化に対する各部材軸力の実測値と2種類の数値計算 結果値を図6に示す。横軸が外力、縦軸が各部材の外力に対 する軸力である。図中赤点は実測軸力値を示しており、実測さ れたS2材の軸力を横軸値とし、その際の各部材の軸力を縦軸 値としてプロットしている。図中赤線は実測軸力値に対する回帰 直線である。図中青線は修正解析軸力値であり、実測常時外力 時の結果と実測最大外力時の結果を線分で結んだものである。 図中水色線は設計時解析軸力値を表し、増分解析の結果のうち、 実測外力値に合わせて外力が80~140kNの範囲を示している。 実測常時外力は83.0kN、実測最大外力は132.2kNである。テン セグリティ架構は非線形挙動を示す場合もあるが、今回の検討 荷重範囲における架構応答の非線形性は非常に小さいため、 実測値に対しては直線回帰を行なった。

全体の傾向として T4 材を除くと、実測軸力は外力増加に従っ て2種類の解析軸力と同じ増減方向に変化していることが読み 取れる。修正解析値は実測値に一致させることを目標とした値 であったが、すべての部材について実測値の±10kN範囲内に 収まり、外力変化に対する軸力の変化率も概ねよく一致した。

圧縮材 S1 に注目すると、S1-1 材において実測値が設計時解 析値の 30%程度乖離しているが、既往の研究<sup>63</sup>でこの材のひず み計測は信頼性が低いことが報告されており、この乖離もそれ に起因するものと考えられる。その他の圧縮材の実測値につい ては設計時解析値の±10%範囲内に収まった。

続いて図 6 における引張材に注目すると、実測値において



### 図7 実測節点座標と実測軸力から計算された各節点の不釣 り合い力の大きさ

T1 材、T3 材、T4 材について、S2 を介して伝わる外力に対する 軸力変化にかなりの幅があることがわかる。この原因について は S2 材は軸力のみならず、せん断力を伝えていることも一因と 考えられる。T4 材の実測においては設計時解析との相関が他 の部材と比較して薄く、外力増加に対して解析から想定される軸 力上昇が見られない。この原因としては T4 材は滑り支承同士を つなげる引張材であり、強外力時に実際に生じている支点の滑 りが構造解析で想定していたものと異なることが挙げられる。実 際には想定以上の支点反力が発生している可能性がある。修 正解析値では支点をピン支持としたため、支点間を結ぶ T4 材 は常時軸力のまま一定となっている。T2 材内で軸力を比較する と最大で 6 倍程度のばらつきがあるが、これは節点 N2 と N9 を つなぐ引張材が存在しないという非対称性によるものと考えられ る。

実測常時軸力を元に計算された各節点における不釣り合い 力を図7に示す。節点N1~N5についてはピン支持としている ため、支点反力を含めた不釣り合い力は0としている。不釣り合 い力は節点N6が最も大きく93.1kNであり、その他の節点につ いては50kN以下である。節点N6はS1-1材が接続する節点で あり、節点N6における不釣り合い力は主に上述のS1-1材のひ ずみ計測の不具合による実測軸力値のずれに起因すると考え られる。また一部の引張材が各節点からずれた位置で接続して いることも不釣り合い力の原因として挙げられる。

### 4. 結論

本論では実大テンセグリティ構造物から得られた台風時の実 測軸力値と2種類の計算軸力値を比較した。実測値を元に設計 値を修正した計算軸力値については、実測値の±10kN 範囲内 に収まった。設計時解析値と実測値の比較においては概ねー 致する部材と大きく異なる部材が圧縮材と引張材ともにあること がわかった。多くの部材において実測値と解析値の外力の変化 に対する増減は概ね一致し、その傾きについては数値計算値 よりも実測値の方が緩くなる傾向が見られた。実測軸力を元に 計算された節点における不釣り合い力は最大 93.1kN となった。

本論では各部材で10分ごとにひずみ計測を行なったデータ を用いており、瞬間的な変化を連続的にとらえることができてい ない。滑り支承同士を繋ぐT4材の実測データの分析からは境 界条件の違いが設計時解析値と実測値の違いに現れている。 強外力時の実測はひずみについてのみであったが、節点反力 についても観測することができれば、より詳細な知見が得られる ことが期待される。なお、T2 材は短期荷重時に弛緩し、張力を 失う設計となっているが、本論で扱ったデータ内では弛緩は発 生していない。

### 謝辞

本研究の一部は JSPS 科研費 H30-31、挑戦的研究(萌芽)「テ ンセグリティ構造の最適性に関する探索的調査研究」の助成を 受けたものである。ここに記して謝意を表する。

[1] 川口健一,水谷圭佑,藤原淳、今井公太郎,本間健太郎,"タワー型及び五角錐台型テンセグリ ティ架構の設計と施工人力による張力導入法と張力導入計画(その1),"日本建築学会技術報告集24 巻 57 号, pp. 591-596, 2018年. [2] 川口健一,水谷圭佑,大天俊治、今井公太郎,本間健太郎,"タワー型及び五角錐台型テンセグ リティ架構の設計と施工タワー型テンセグリティ架構の施工時張力導入(その2),"日本建築学会技術 報告集24巻 58 号, pp. 1005-1010, 2018年. [3] 路線、"実大デンセグリティ構造の実則構力値変動の考察と設計値との比較に関する基礎的研 究"東京大学修士論文, 2020年3月.

にいく+19と1週末、4040年3月、 川口健一、一般逆行がと構造工学への応用、コロナ出版社、2011年、 水谷主介、"泉大テンセグリティ構造の張力導入における設計値と建設時実測値に関する基礎的 "東京大学修士論文、2017年、

Preliminary Study of Comparison between Measured and Computed Axial Force of Full Scale Tensegrity Structure under Strong Wind Load.

> Kota Tsuboi \*1) Ken'ichi Kawaguchi \*2) Keisuke Mizutani\*3) Lu Yue\*4)

### SYNOPSIS

Axial strain of structural members of a full-scale tensegrity skeleton, constructed in 2017, has been continuously monitored. Its axial force under strong wind, obtained from recorded strain, were compared with its computed value, in order to learn the actual behavior of the structure. Two sets of computed value were prepared, the set used during structural design based on the computational model and additionally calculated set using actual length of members and monitored permanent load. Most of the values agreed well each other but some did not match well. However, relationships between the external force and axial forces corresponded well in general.

<sup>\*1)</sup> Dept. of Architecture, Grad, Sch. of Eng., The Univ. of Tokyo

\*2) Prof., IIS, The Univ. of Tokyo, Dr. Eng.

\*3) Dept. of Architecture, Grad. Sch. of Eng., The Univ. of Tokyo

<sup>\*4)</sup> Former Dept. of Architecture, Grad. Sch. of Eng., The Univ. of Tokyo

# 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1:一般化風力に基づく非定常空気力について

高舘 祐貴<sup>\*1</sup> 植松 康<sup>\*2</sup>

本研究では、3種類の大スパン屋根を対象に、振動する屋根におけ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。非定常空気力の効果は空力剛性および空 力減衰として表され、一方向屋根(二次元モデル)を対象として屋根中心線上の二次元的な流れ場に基づ いて評価される。具体的には、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屋 根に作用する変動風圧を CFD で計算し、一般化風力に基づき空力剛性および空力減衰を評価する。非 定常空気力は屋根の見かけの剛性や減衰を増加させる方向に作用する場合もあれば、逆に減少させる方 向に作用する場合もある。まず本論文では、一般化風力に基づく屋根形状ごとの非定常空気力の性状を 系統的に把握し、屋根振動の空力安定性を考察する。

### 1. はじめに

膜は透光性があり、軽量であるという特徴を活かしてスポ -ツ施設や空港および駅舎をはじめとした様々な大空間構造 の屋根に用いられている。こうした膜構造による大スパン屋 根は、一般に軽量で剛性が低くなることから、設計時には風 荷重が支配的となることが多い。さらに、屋根が風によって 柔軟に変形・振動するため、風による直接的な力だけでなく、 屋根の変形や振動に伴って発生する付加的な空気力である 「非定常空気力」が作用する。この非定常空気力が屋根を空 力的に安定化させる場合もあれば、逆に不安定化させる場合 もある。設計上特に重要なのは後者で、空力不安定振動発生 の原因となる。

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 が行われている。Kunieda<sup>11</sup>やKimoto and Kawamura<sup>21</sup>は一方向 吊屋根を対象とし,膜のフラッター振動に関する理論的検討 を行っている。しかし,理論的な手法では流入風の乱れの影 響を理論式に組み込むことは困難であり,解析において流体 および構造体に対して様々な仮定が必要となる。理論的に扱 うことが難しい課題については、実験的な手法がしばしば用 いられる。その手法は、空力弾性模型を用いた「自由振動法」 と強制加振模型を用いた「強制加振法」に大別される。

自由振動法による研究例として、Uematsu and Uchiyama<sup>3</sup>は 一方向吊屋根を対象とし、一様流中の吊屋根の動的挙動を空 力弾性模型を用いた風洞実験によって明らかにし、屋根の振 動が大きくなる条件として風圧場の移流速度に着目したクラ イテリアを示した。Matsumoto<sup>4,5</sup>は、大スパン一方向吊屋根 を対象とし、質量比の異なる屋根モデルを用いて一様流中で 自由振動実験を行い、逆対称一次モードの空力不安定振動の 発生条件を示した。三宅ら<sup>®</sup>は一様流と境界層乱流を用いた 風洞実験に基づき、剥離せん断層の不安定現象に関連させて 大スパン陸屋根の励振特性を考察した。

強制加振法を用いた代表的な研究例として, Daw and Davenport<sup>7</sup>は半円筒形屋根を逆対称一次モードで強制的に加 振することで得た屋根の振動変位並びに振動速度に比例する 非定常空気力成分を用いて屋根の動的応答を予測した。大熊 ら<sup>8/~11)</sup>は大スパン陸屋根を対象とし、逆対称一次モードでの 強制加振実験を行い、屋根に作用する風圧性状および非定常 空気力の特性を明らかにした。さらに、風洞実験で得られた 非定常空気力を用いて屋根の動的応答を予測している。Ding et al.<sup>12)</sup>は、風洞実験並びに数値流体解析(CFD)で大スパン屋 根を強制加振することで円弧屋根に作用する非定常空気力の 特性を明らかにし、屋根の動的応答の予測並びに空力安定性 を考察した。Li et al.13)は既往の研究で行われた風洞実験10)お よびCFD<sup>12)</sup>による結果をベンチマークとしてCFDを行うこと で、陸屋根と円弧屋根に作用する非定常空気力の特性がほぼ 同様であるとして、大スパン屋根の風による動的応答を評価 した。Takadate and Uematsu<sup>14)</sup>は、陸屋根、円弧屋根、吊屋根 を有する大スパン構造を対象として CFD を行い、それぞれ の屋根の空力安定性を評価した。また、屋根形状やスパンの 異なる陸屋根に対して、質量減衰パラメータを用いて空力不 安定振動の発生風速を示した15),16)。

このように、大スパン屋根の空力安定性を扱った研究はい

<sup>\*1</sup> 国立研究開発法人建築研究所 構造研究グループ 研究員・博士(工学)

<sup>\*2</sup> 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・博士(工学)

くつか見られるものの、様々な形状を持つ大スパン屋根に作 用する非定常空気力について系統的に検討した例はない。本 論文では、CFDで強制加振法を用いることで、屋根の非定常 空気力を求め、その特性に基づき屋根の空力安定性を考察す る。CFDでは、風洞実験に比べてパラメータの変更が容易で あることから風洞実験では装置の制約などにより実現するこ とが困難な広範囲な加振振動数に対する検討も可能となる。 また、風洞実験では振動モードの形状の再現が困難なケース でも、CFDでは容易に再現することができる。本研究ではこ うした CFD の利点を活かし、対称一次モードおよび逆対称 一次モードで振動する大スパン屋根について、CFDでしか极 うことができないような高い加振振動数の範囲も含めた広範 囲の解析を行うことで、振動モードや屋根形状によって変化 する非定常空気力の特性を詳細に把握することを目的とする。

### 2. 数值流体解析

### 2.1. 対象とする建築物

本研究では軒高 H が 20 m, スパン L が 120 m 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と振動モード を示す。屋根形状は陸屋根,円弧屋根,吊屋根の 3 種類とし, 円弧屋根のライズ・スパン比と吊屋根のサグ・スパン比はそ れぞれ 0.1 とする。CFD は、風洞実験を模擬した縮小スケー ルでの解析とし、その幾何学的縮尺率は 1/400 と仮定する。

### 2.2. CFD の概要

CFD には、LES (Large Eddy Simulation)を用いることとし、 次式で表される連続式と非圧縮性の Navier-Stokes 方程式に 基づき計算する。

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial u_i}{\partial t} + \frac{\partial u_i u_j}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho_a} \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left( v \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j}$$
(2)

ここで、添え字の*i*, *j* (*i*=1~3,*j*=1~3)は主流方向、主流直 交方向および高さ方向を表す。 $x_i$ (または $x_j$ )は空間座標の3成 分、*p* は圧力、 $\rho_a$ は空気密度を表す。 $\tau_j$ はサブグリッドスケー ル応力であり、WALE モデル<sup>17)</sup>でモデル化するものとし、モ デル定数  $C_w$ は 0.325 とする。

解析ソフトにはANSYS Fluent (Ver 19.0)を用いる。時間項 については2次精度陰解法を用い、空間項の離散化には2次 精度中心差分を用いる。解析における無次元時間刻み  $\Delta t^* (= \Delta t U_{\rm H} L)$ は4.0×10<sup>-3</sup>とし、サンプリング周波数はいずれの 解析においても1000 Hz とする。ここで、 $U_{\rm H}$ は軒高風速、 $\Delta t$ は時間刻みを表す。図2に解析領域と境界条件を示す。本研 究においては、一方向屋根を仮定し建物は2次元モデルとす るが CFD は3次元空間に対して行い、屋根に作用する風圧 や非定常空気力はモデル中心線上の2次元的な流れ場に基づ いて評価する。

既往の研究<sup>14,15)</sup>によれば、接近流の乱れによって非定常空気力特性が変化するので、本論文においても一様流と境界層

乱流を用いた解析を行う。境界層乱流については、日本建築 学会の建築物荷重指針・同解説<sup>18</sup>(以下、「荷重指針」)に示さ れる地表面粗度区分III相当の気流を目標とし、ANSYS Fluent に実装されている Spectral Synthesizer<sup>19,20)</sup>を用い、平均風速、 乱流エネルギーおよび消散率を与えることで生成する。流入



風はモデルがない時のモデル中心位置における風速プロファ イルが荷重指針の値に概ね一致するように各パラメータの値 をチューニングして生成した。図3にモデルがない状態での モデル中心位置における風速プロファイル(a)と建物モデル の軒高(H = 0.05 m)における変動風速のパワースペクトル密 度(b)を示す。ここで、Zは高さ、Uは平均風速、U<sub>ef</sub>は基準 高さZ<sub>ef</sub>(=1 m)における平均風速、L<sub>u</sub>は気流の乱れ強さを表 す。図2(b)の縦軸は変動風速のパワースペクトル密度S(f) を周波数fと分散 $\sigma_{l}$ <sup>2</sup>で無次元化したもの、横軸は周波数fを 乱れの長さスケールL<sub>x</sub>と軒高風速U<sub>H</sub>で無次元化したものを 表す。モデルの軒高におけるL<sub>x</sub>は0.25mである。変動風速の パワースペクトル密度は、LESのフィルタ効果によって fL<sub>x</sub>/U<sub>H</sub>>1の高周波領域でパワーが減衰しているものの、荷重 評価で重要となる低周波領域では Karman 型に概ね対応して いる。

### 2.3. 屋根の強制加振

本研究では、屋根を強制的に加振したときの流れの解析を 行う。屋根の強制加振には ANSYS Fluent に実装されている Spring smoothing 法を用いる。振動モードは、図 1 のように対 称一次モードと既往の研究<sup>例えば 10/16</sup>で多く検討されている 逆対称一次モードの2 つを対象とする。強制加振時の内圧の 変動については考慮しないこととする。これらのモードでの 屋根の変位  $x_{c}(s, t)$ は一般化変位  $x_{z}(t)$ と振動モード $\phi_{c}(s)$ を用 いて次式で表される。

$$z_{k}(s,t) = x_{z}(t)\phi_{k}(s)$$
(3)

$$x_{z}(t) = z_{0} \sin\left(k\pi f_{m}t\right) \tag{4}$$

$$\phi_{k}\left(s\right) = \sin\left(k\pi \frac{s}{L}\right) \tag{5}$$

ここで、 $z_0$ は加振振幅、 $f_m$ は加振振動数、s は風上端から屋根 面に沿った距離、 $s_{max}$ はその最大値を表す。式(4)および式(5) のkは振動モードを表し、k=1は対称一次モード、k=2は逆 対称一次モードを表す。本研究では、屋根の加振振幅や加振 振動数などを変化させるが、基本とするパラメータは、 $z_0 =$ 0.003 m とし、 $f_m$ は、10~50 Hz の範囲を 10 Hz 刻みで、80~ 160 Hz の範囲を 20 Hz 刻みで変化させる。なお、 $f_m$ は無次元 化して無次元加振振動数 $f_m^*$ (= $f_m L/U_H$ )で表す。

### 3. 一般化風力に基づく非定常空気力

### 3.1. 非定常空気力の定義

屋根の運動方程式は屋根の変位 2k(s,t)を用いて,次式で表 される。

$$[M]\{\ddot{z}_{k}(s,t)\}+[C]\{\dot{z}_{k}(s,t)\}+[K]\{z_{k}(s,t)\} = \{F_{1}(t)\}+\{F_{2}(t,z,\dot{z},z,...)\}$$
(6)

ここで、[M]は質量マトリクス、[C]は減衰マトリクス、[K]は 剛性マトリクス、 $\{F_1(t)\}$ は接近流や後流による風力ベクトル、  $\{F_2(t, z, z, z, ...)\}$ は非定常空気力ベクトルを表す。式(6)を一 般化風力を用いた式に変換すると次のように表される。

$$M_{k}\ddot{x}_{z}(t) + C_{k}\dot{x}_{z}(t) + K_{k}x_{z}(t) = F_{k}(t, z, \dot{z}, \ddot{z}, ...)$$
(7)

$$F_{\rm k}(t, z, \dot{z}, \ddot{z}, ...) = F_{\rm W}(t) + F_{\rm A}(t, z, \dot{z}, \ddot{z}, ...)$$
(8)

ここで、 $M_k$ は一般化質量、 $C_k$ は一般化減衰、 $K_k$ は一般化剛 性、 $F_W$ は接近流や後流による一般化風力、 $F_A$ は非定常空気 力を表す。

屋根に作用する一般化風力 $F_k$ は屋根に作用する外圧p(s,t)とモード形 $\phi_k(s)$ を用いて次式で表される。

$$F_{k}\left(t\right) = \int_{0}^{L} p\left(s,t\right) \phi_{k}\left(s\right) ds \tag{9}$$

ここでは一般化風力をモデル中心線上の2次元的な流れ場に 基づいて評価するため,屋根の幅は単位幅としている。

屋根に作用する非定常空気力  $F_A$ は、屋根の振動変位と同位相の成分である「空力剛性」と屋根の振動速度と同位相の成分である「空力減衰」の和によって、近似的に次式のように表すことができる。

$$F_{\rm A} = K_{\rm a} x_{\rm z} + C_{\rm a} \dot{x}_{\rm z} \tag{10}$$

ここで,  $K_a x_z$ は空力剛性力,  $C_a \dot{x}_z$ は空力減衰力を表す。式(10) を式(6)に代入すると, 非定常空気力を考慮した屋根の振動 方程式が次のように得られる。

$$M_{k}\ddot{x}_{z} + (C_{k} - C_{a})\dot{x}_{z} + (K_{k} - K_{a})x_{z} = F_{k}$$
(11)

振動している屋根に作用する風力は屋根の振動に伴う非定 常空気力によって非常に複雑なものとなる。式(11)によると,  $C_a < 0$ ,  $K_a < 0$  の場合,空力減衰や空力剛性が振動系全体の剛 性や減衰を増大させるように作用するため,屋根の振動は非 定常空気力によってより安定なものとなる。一方, $C_a > 0$ ,  $K_a > 0$  の場合には,振動系全体の減衰や剛性が減少するように 作用する。特に, $C_a$ が  $C_a$ を上回ると振動系全体の減衰が負と なるため,発散的な振動が生じるようになる。以上のことよ り,大スパン屋根の応答や空力安定性の評価を行う上では, 空力剛性および空力減衰が重要となる。強制加振法を用いる 場合,式(5)のように振動モードを正弦関数で表すと,振動速 度は振動変位の1階微分によって表されるため、非定常空気 力(空力剛性力および空力減衰力)はフーリエ級数展開を用い て次式のように求めることができる。

$$F_{\rm A} = F_{\rm R} \sin 2\pi f_{\rm m} t + F_{\rm I} \cos 2\pi f_{\rm m} t \tag{12}$$

$$F_{\rm R} = \frac{1}{T} \int_{-T}^{T} F_{\rm k}\left(t\right) \sin\left(2\pi f_{\rm m}t\right) dt \tag{13}$$

$$F_{\rm I} = \frac{1}{T} \int_{-T}^{T} F_{\rm k}(t) \cos(2\pi f_{\rm m} t) dt$$
 (14)

ここで、 $F_{\rm R}$ は振動変位に比例する成分、 $F_{\rm I}$ は振動速度に比例 する成分であり、それぞれ空力剛性力および空力減衰力に対応する。なお、 $F_{\rm A}$ 、 $F_{\rm R}$ 、 $F_{\rm I}$ はいずれもモード次数kの関数であり、 $F_{\rm Ak}$ 、 $F_{\rm Rk}$ 、 $F_{\rm k}$ と表記すべきところであるが、煩雑さを 避けるため添え字のkは省略している(以下同様)。本研究で は、得られた空力剛性力、空力減衰力を速度  $E_{q_{\rm H}}$  と荷重負担 面積  $A_s$ 、無次元振幅  $z_0/L$  を用いることで空力剛性係数  $a_K$  と 空力減衰係数  $a_C$  として表す。

$$a_{\rm K} = \frac{F_{\rm R}}{q_{\rm H} A_{\rm S} \left(z_0 / L\right)} \tag{15}$$

$$a_{\rm C} = \frac{F_{\rm I}}{q_{\rm H} A_{\rm S} \left( z_0 \,/\, L \right)} \tag{16}$$

また、非定常空気力  $F_A$  と屋根の振動変位との関係は次式の ように表される。

$$F_{\rm A} = \sqrt{F_{\rm R}^2 + F_{\rm I}^2} \sin\left(2\pi f_{\rm m}t + \beta\right) \tag{17}$$

$$\beta = \tan^{-1} \left( \frac{F_I}{F_R} \right) \tag{18}$$

ここで、 $\beta$  は屋根の振動に対する非定常空気力の位相差を表 す。つまり、 $F_1>0$ の時は $\beta>0$ となり、非定常空気力が屋根 の振動に先立って作用するため屋根の振動を大きくする方向 に働くのに対して、 $F_1<0$ の時は $\beta<0$ となり、非定常空気力 が屋根の振動変位に対して遅れて作用するため屋根の振動が 抑制される方向に働くと考えられる。

### 3.2. 屋根形状と非定常空気力特性

まず、3.1 節で定義される空力剛性係数  $a_{\rm K}$ 、空力減衰係数  $a_{\rm C}$ 、位相差 $\beta$ の屋根形状や接近流の性状、振動モードによる 変化を明らかにする。図 4~7 は、 $z/L=1.0\times10^2$ 、 $U_{\rm H}=6$ m/s として $f_{\rm m}$ を変化させた時の一様流および境界層乱流中の陸屋 根、円弧屋根、吊屋根について、強制加振解析から得られた  $a_{\rm K}$ 、 $a_{\rm C}$ 、 $\beta$ の無次元風速 $U_{\rm H}^*$ (= $U_{\rm H}/_{\rm m}L$ )による変化である。図

4 および図 5 は対称一次モード,図 6 および図 7 は逆対称 一次モードに対する結果である。これらより、aKは振動モー ドや接近流の性状,屋根形状によらず,UH\*が増大するにつれ て減少するのに対し、acは逆に増大している。βについては、 U<sub>H</sub>\*≦1 の範囲で U<sub>H</sub>\*が増大するにつれて増大しているが,  $U_{\rm H}^*=1-2$ の範囲では屋根形状や気流によって、 $U_{\rm H}^*$ が増大す るにつれて増大する場合もあれば逆に減少する場合も見られ る。UH\*=1~2の間の分布については、図 14~16 も参照され たい。振動モードに着目して非定常空気力を見ると,同じU<sub>H</sub>\* に対して、対称一次モードの ax と ac の大きさは逆対称一次 モードでの $a_{\rm K}$ と $a_{\rm C}$ の大きさの数倍以上となっている。特に、 UH\*が小さい範囲ではその差が大きく、逆対称一次モードよ りも対称一次モードの方が屋根の振動に伴って発生する付加 空気力の作用が大きいと考えられる。付加空気力のうち、空 力減衰については屋根の空力安定性に影響を及ぼすが、その 値が負(ac < 0)の場合は式(11)から分かるように振動系全体 の見かけの減衰が大きくなるように作用する。今回解析した UH\*≦2の範囲において、対称一次モードはいずれのケースに おいても常にac<0であったため、対称一次モードは逆対称 一次モードよりも空力的に安定した振動モードであると考え られる。

屋根形状の違いに着目すると、陸屋根と円弧屋根では逆対称一次モードで強制加振した場合、いずれの気流においても類似した結果になっている。一方、対称一次モードで強制加振した場合は、*a*<sub>K</sub>や*a*<sub>C</sub>の大きさがやや異なっている。吊屋根では一様流中における逆対称モードの結果(図 5)を除き、*a*<sub>K</sub>や*a*<sub>C</sub>の大きさは他の屋根形状とはかなり異なっている。Liet





al.<sup>13</sup>によると,逆対称一次モードでの強制加振時,屋根の加 振振動数を大きくすると平均的な流れの再付着点が風上側に 移動する傾向があるため,本解析でも逆対称一次モードの陸 屋根については,加振振動数が大きいほど再付着点が風上側 に移動し,円弧屋根の結果に近づいたもの考えられる。一方, 吊屋根や対称一次モードの陸屋根の結果と円弧屋根の結果と の差は屋根が振動しても流れの再付着点が風上に移動せず, 屋根周りの流れ場が振動する円弧屋根とは異なるものとなっ ていることがひとつの要因と考えられる。特に,吊屋根につ いては屋根上に滞留する流れ場が非定常空気力特性に影響し たものと考えられる。これらのデータのみでは屋根形状で変 化する流れ場や風圧場が非定常空気力に及ぼす明確な理由を 説明することはできないため,流れ場や風圧場とそれがもた らす屋根の振動の関係については,今後詳細に解析すること が必要と考えられる。

以上の結果より,非定常空気力の性状は振動モードや屋根 形状によってそれぞれ異なるが,今回の解析範囲では対称一 次モードでは常に*a*<sub>C</sub><0となり,空力不安定振動が発生する 可能性が低いことから,これ以降では,逆対称一次モードに 着目して解析を行う。

### 3.3. 屋根の振動振幅と非定常空気力の特性

屋根の振動振幅が非定常空気力に及ぼす影響を把握するために逆対称一次モードについて、屋根の加振振幅 $z_0$ を変化させた解析を行った。図 8~13 に $z_0$ を変化させた時の $a_K$ 、 $a_C$ および $\beta$ の無次元風速 $U_H^*$ による変化を示す。なお、 $z_0$ は屋根のスパンLで無次元化した振幅 $z_0/L$ として表されており、ここでは、 $z_0/L=3.3\times10^{-3}, 1.0\times10^{-2}, 6.0\times10^{-2}$ の3 種類を用いた。

図 8~13 によると, *a*<sub>K</sub>および *a*<sub>c</sub>を式(15)および(16)で定義 することで接近流や屋根形状が同じであれば,振動振幅の大 きさによらずほぼ同様の結果となっている。大熊らの陸屋根 に対する風洞実験の結果<sup>10</sup>では,振幅の大きさによって空力 剛性および空力減衰が異なっているが,大熊らの結果につい ても *a*<sub>K</sub> や *a*<sub>c</sub> の定義式の中に *z*<sub>0</sub>/L を含めることで,全ての結 果がほぼ重なることを確認している<sup>15</sup>。加振振幅が大きくな ると屋根まわりの流れ場が変化すると考えられるが,空力剛 性と空力減衰を式(15)および(16)で定義することで,今回の 解析範囲では接近流や屋根形状が同じであれば加振振幅に依 存しない値として評価することができる。

#### 3.4. 風速変化と非定常空気力特性

3.2 節で示した逆対称一次モードの $a_{\rm K}$ および $a_{\rm C}$ と $U_{\rm H}^*$ について、軒高風速が非定常空気力特性に及ぼす影響を把握するために、屋根の無次元加振振幅  $z_0/L$ を  $1.0\times10^{-2}$ とし、軒高風速 $U_{\rm H}$ を6、9、12、15 m/s と 4 段階で変化させた解析を行った。図 14~19 に $a_{\rm K}$ 、 $a_{\rm C}$ および $\beta$ の無次元風速 $U_{\rm H}^*$ による変化を示す。なお、 $U_{\rm H}$ =9~15 m/s については、 $f_{\rm m}$ が 10~50 Hzの範囲では 10 Hz 刻みで、80~160 Hz の範囲では 20 Hz 刻みで変化させたが、 $U_{\rm H}$ =6 m/s については、 $U_{\rm H}^*$ =1~2 の結果を充実させるために、それに加えて $f_{\rm m}$ が 10~20 Hz の間を 1 Hz 刻みで変化させた結果もプロットしている。

これらの結果によると、いずれのケースにおいても $a_{\rm K}$ 、 $a_{\rm C}$ および $\beta$ は、 $U_{\rm H}$ \*に対して一定の傾向で変化していることが分かる。すなわち、 $U_{\rm H}$ が変化すると屋根に作用する変動風圧の大きさや変動風圧の移流速度は変化するものの、振動によって生じる非定常空気力については、軒高風速 $U_{\rm H}$ と屋根の

振動数fmの関係によって整理される。

図 14~16 は一様流中の結果である。これらの図から $a_{\rm K}$ や $a_{\rm C}$ の符号の変化をグラフから直接読み取ることは困難であるため、ここでは変化の大きい位相差 $\beta$ の変化に着目する。なお、空力減衰力と位相差 $\beta$ の符号の関係は 3.1 節に示した通りである。陸屋根および吊屋根では、 $\beta$ が  $U_{\rm H}$ の増加に伴って徐々に増加し、 $U_{\rm H}^* \approx 1$ で傾きが変わっている。 $\beta$ の符号を見ると、陸屋根および吊屋根では  $U_{\rm H}^* \approx 1.25$  で負から正に変わっており、 $a_{\rm C}$ の符号が $U_{\rm H}^* \approx 1.25$ 付近で負から正に変わっていることに対応している。 $U_{\rm H}^*$ が大きい範囲に着目すると、陸屋根では  $U_{\rm H}^* \approx 3.25$ の符号が正から負へ変わっている。

円弧屋根では、陸屋根や吊屋根とは異なり、 $U_{\rm H}$ \*が増加する につれて $\beta$ が0°に漸近している。 $\beta$ が0°であることは、屋根 の振動変位と振動速度による非定常空気力が同位相で作用す ることを意味している。 $a_{\rm K}$ 、 $a_{\rm C}$ については陸屋根や吊屋根と は異なり、今回解析した  $U_{\rm H}^*$ の範囲において円弧屋根では、 常に $a_{\rm K}>0$ ,  $a_{\rm C}<0$ ,  $\beta<0^\circ$ となっている。

図 17~19 は境界層乱流中の結果である。陸屋根の  $U_{\rm H}^*$ に 対する  $a_{\rm K}$  および  $a_{\rm C}$  の変化は一様流中と境界層乱流中で類似 しているように見えるが、 $U_{\rm H}^*$ に対する $\beta$ の変化を見ると  $U_{\rm H}^*$  $\geq 1$  の範囲で異なる性状を示している。位相差 $\beta$ は  $U_{\rm H}^*=1.25$ 付近で負から正に変わっているが、一様流の結果とは異なり、  $U_{\rm H}^*=3$ をピークとし、 $U_{\rm H}^*$ の増大に伴い $\beta$ の大きさは徐々に 小さくなっている。つまり、境界層乱流中の場合、今回の解 析範囲では高風速になるにつれて屋根の振動が安定していく 可能性があることが読み取れる。

円弧屋根については一様流中の結果と同じく、 $U_{\rm H}^*$ が増加 するにつれて $\beta$ が 0°に近づいている。また、解析した全ての  $U_{\rm H}^*$ において常に $a_{\rm K}>0$ 、 $a_{\rm C}<0$ となっていることも一様流中 の結果と同様である。



吊屋根については、本解析の範囲ではU<sub>H</sub>\*≈4の時のみでβ

>0°となっているが、全体的な傾向としては $U_{\rm H}$ \*が増大するにつれて $\beta$ も増大している。なお、 $U_{\rm H}$ \*≈4の結果を外れ値と捉えるためには $U_{\rm H}$ \*=3~5の範囲についてさらに詳細な解析結果が必要であると考えられる。

最後に接近流の違いによる空力安定性の変化に着目すると、 陸屋根と吊屋根では、 $\beta>0^{\circ}$ となる $U_{\rm H}^*$ と $a_{\rm C}>0$ となる $U_{\rm H}^*$ が 概ね対応するが、いずれも一様流の方が $a_{\rm C}>0$ となる $U_{\rm H}^*$ が 小さい。したがって、既往の自由振動模型を用いた実験<sup>の</sup>な どでも示されているように、一様流中の方が境界層乱流中よ り低い風速で空力不安定振動が発生すると考えられる。

以上の結果より、逆対称一次モードで振動する屋根において風速や加振振動数を変化させた解析を行うと、風上端部で流れが剥離する陸屋根や吊屋根では $a_c > 0$ となる $U_H^*$ の範囲が見られるが、風上端部で流れが剥離せず屋根に沿った流れが支配的となる円弧屋根では常に $a_c < 0$ であった。つまり、空力不安定振動の発生には風上端部での流れの剥離によって

生じる渦による影響が大きいと考えられる。

#### 4. まとめ

本研究では、陸屋根、円弧屋根、吊屋根の3種類の屋根形 状を対象とし、空力安定性並びに空力不安定振動の発生メカ ニズムを考察するため、系統的な数値流体解析を行った。屋 根に作用する非定常空気力は、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、様々な軒高風速や加振振 動数、加振振幅に対して、空力剛性係数、空力減衰係数およ び位相差として評価した。本研究で得られた知見は以下の通 りである。

 ・対称一次モードと逆対称一次モードでは屋根に作用する非 定常空気力の大きさが異なり、同じ無次元風速における非 定常空気力の大きさは、逆対称一次モードよりも対称一次 モードの方が大きい。



・一般化風力を用いて屋根全体に作用する非定常空気力を評

価すると、対称一次モードでは空力負減衰となる無次元風 速の範囲は見られなかったが、逆対称一次モードでは空力 負減衰となる無次元風速の範囲が見られたため、逆対称一 次モードでは無次元風速がある値を超えると空力不安定振 動が発生する可能性があるといえる。

- ・屋根の加振振幅によって空力剛性および空力減衰の大きさ が変化するが、屋根の加振振幅を屋根のスパンで無次元化 した無次元量を用いることで、空力剛性や空力減衰を振幅 によらない値として評価することができる。
- ・
  軒高風速や屋根の加振振動数が変化した場合でも無次元風 速を用いて評価することで、空力剛性係数および空力減衰 係数を1つの変数で評価することができる。
- ・今回の解析範囲では、陸屋根や吊屋根では無次元風速によっては空力負減衰となるが、円弧屋根では常に空力的に安定となるため、大スパン屋根の空力不安定振動の発生には風上端部での流れの剥離によって生じる渦の影響が大きい

と考えられる。また、既往の研究例にもあるように、一様流 の方が境界層乱流よりも低い無次元風速の範囲で空力負減 衰となる。

### 謝辞

本研究は, JSPS 科研費(課題番号:16J01789)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

- H. Kunieda: Flutter of hanging roofs and curved membrane roofs. International Journal of Solids and Structure, Vol. 11, No. 4, pp. 477 – 492, 1975.
- E. Kimoto and S. Kawamura: Aerodynamic behaviour of one-way type hanging roofs, Vol. 13, No. 1 – 3, pp. 395 – 405, 1983.



- 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.
- Matsumoto, T., 1983. An investigation on the response of pretensioned one-way type suspension roofs to wind action. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 13(1-3), 383-394
- Matsumoto, T. 1990. Self–excited oscillation of a pretensioned cable roof with single curvature in smooth flow. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 34(3), 304 – 318.
- 6) 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,第438号、pp.39-48,1992.
- 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,風間弘晴,新堀喜則,加藤信男: 大スパン構造物お屋根面に作用する風圧力の性質に関する基礎的研究,第9回風工学シンポジウム論文集,pp. 97-102,1986.
- 9) 大熊武司,丸川比佐夫,萩澤毅:大スパン構造物の屋根 面に作用する非定常風圧特性,第10回風工学シンポジ ウム論文集, pp.73-78,1988.
- 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、第42号, pp.35 -42,1990.
- 11) 大熊武司,丸川比佐夫,萩澤毅:振動依存風力を考慮した大スパン構造物の屋根の風応答解析に関する研究,日本建築学会大会学術講演梗概集構造I,pp.25-26,1990.
- 12) 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.

- 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.
- 14) 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.
- 15) 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.

- 16) 高舘祐貴,植松康:スパン・軒高比が陸屋根の非定常空気力特性に及ぼす影響, 膜構造論文集第33号, pp.1-11,2020.
- F. Nicoud and F. Ducros: Subgrid–scale stress modelling based on the square of the velocity gradient tensor, Flow, Turbulence and Combustion, Vol. 62, pp. 183–200, 1999.
- 18) 日本建築学会:建築物荷重指針・同解説, 2014.
- 19) R. Kraichnan: Diffusion by a random velocity field. The Physics of Fluids, Vol. 13 (1), pp. 22 31, 1970.
- R. Smirnov, S. Shi, I. Celik: Random flow generation technique for large eddy simulations and particle–dynamics modeling, Journal of Fluids Engineering, Vol. 123, No. 2, pp. 359 – 371, 2001.

### DISCUSSION OF AERODYNAMIC STIFFNESS AND DAMPING OF LONG-SPAN

### ROOFS WITH VARIOUS SHAPES BASED ON CFD SIMULATION

Part 1: Unsteady aerodynamic forces based on modal wind forces

Yuki TAKADATE \*1) Yasushi UEMATSU \*2)

The present paper numerically investigates the unsteady aerodynamic forces of the first symmetric and anti-symmetric modes of vibration for three kinds of long-span roofs using a computational fluid dynamics (CFD) with large eddy simulation (LES). The aerodynamic stability of the roofs is discussed based on the characteristics of the unsteady aerodynamic forces, which are represented by the aerodynamic stiffness and damping. Although the building model is two-dimensional (one-way type), the CFD simulation is conducted for three-dimensional domain. The unsteady aerodynamic forces are evaluated based on the wind pressure distributions along the centerline of the roof which is forced to vibrate in the first symmetric and anti-symmetric mode. The vibration amplitude, the vibration frequency and the wind velocity at the mean roof height are varied over a wide range. The aerodynamic forces are investigated on the basis of the unsteady generalized wind forces. The magnitude of unsteady aerodynamic forces changes depending on the vibration amplitude. However, when the unsteady aerodynamic forces are normalized by velocity pressure, tributary area, and normalized amplitude, the normalized values are found to be independent of the vibration amplitude. According to the simulated results, the aerodynamically unstable vibration may occur when the roof vibrates in the anti-symmetric mode. In addition, aerodynamically unstable vibrations may occur on flat and suspended roofs, but may not occur on the cylindrical roof.

<sup>\*1</sup> Researcher, Dept. of Structural Engineering, Building Research Institute, Dr. Eng.

<sup>\*2</sup> President, National Institute of Technology (KOSEN), Akita College, Dr. Eng.

### 伸張特性の異なる ETFE フィルムを用いた膜構造の構造挙動に関する考察

河端昌也\*1 堀口雄矢\*2 有賀広志\*2

ETFE フィルムは透明性や耐候性に優れており、動植物園やスタジアム、建築物の屋根・外壁等に採用されるケースが多い。ETFE フィルムは織布を有する膜材料に比べると強度・剛性が低く、降伏点を超えると大きな塑性変形を生じる。また常温では降伏点の1/2~2/3以上の応力度でクリープやリラクセーションが顕著になるなど、フィルム特有の性質を設計で適切に考慮することが不可欠である。本論文では、伸張特性の異なる2種類のETFE フィルムの機械的特性を比較したうえで、これらが膜構造の構造挙動に及ぼす影響について考察する。

### 1. はじめに

ETFE (エチレン・テトラフロロエチレン共重合樹脂) フィ ルムは透明性や耐候性に優れており、動植物園やスタジアム、 建築物の屋根・外壁等に採用されるケースが多い。フィルム は織布を有する膜材料に比べると強度・剛性が低く、降伏点 を超えると大きな塑性変形を生じる。また常温では降伏点の 1/2~2/3 以上の応力度でクリープやリラクセーションが顕著 になるなど、フィルム特有の性質を設計で適切に考慮するこ とが不可欠である。国内では2014年10月の国土交通省告示 1446 号改正により膜構造用フィルムが指定建築材料に追加 され、2017年6月には同告示666号、667号改正により膜構 造建築物およびテント倉庫建築物に適用できる膜構造用フィ ルムとして ETFE フィルムが追加された。ETFE フィルムを クッション方式で用いる場合の暴風時の短期許容応力度は, 第一基準強度 (2.5% ひずみ時応力に基づく基準値でおおむね 第1降伏点応力度に相当)の1.2倍となっている。これは降 伏後の ETFE フィルムがひずみ硬化をともなう安定した挙動 を示すこと、風圧力によってフィルムが伸びるとエアクッシ ョンのライズが増加する一方で曲率は減少するため、降伏後 のフィルムの応力上昇が頭打ちになることが考慮されている。 著者ら<sup>1~4</sup>はこれまでに ETFE フィルムの延伸効果と塑性化 後の挙動について検討を行ってきた。また外力を受けるエア クッションについて、ボイル・シャルル則に関係する圧力・ 体積・空気量・温度をすべて考慮したエアクッションの基礎 式を示し、空気を介した上下膜相互の応力伝達や、気圧、温 度、空気量、体積の変化に起因する内圧の変化、フィルムの 塑性化などが複合した構造挙動を明らかにしてきた。本論文 では、伸張特性の異なる2種類のETFE フィルムの機械的特

性を比較したうえで、これらが膜構造の構造挙動に及ぼす影響について考察する。

### 2. 試験片の基本特性と1軸応力時の挙動

表1は本論文で検討対象とする2種類のETFE フィルム試 験片(厚さ250µm)の基本性能測定値を表したものである。 引張強さはJIS K7127 (試験片タイプ5, ダンベル形), 引裂 強さはJIS K7128-3 (直角形引裂試験片), MIT 耐屈曲はASTM D2176 (JIS P8115 と同形)の試験片形状で各3体の平均値を 示している。また引張強さ、引裂強さ、加熱寸法変化は MD (ロール) 方向, TD (ロール直交) 方向ごとの数値を示して いる。TYPE-N は一般的に使用されている製品で、TYPE-X は ETFE 樹脂のポリマーシーケンスを変更することで、高透 明・高耐力となるように改質されたものである。図1は両者 のヘイズ(曇り度)の違いを比べたもので、TYPE-XはTYPE-N よりも透明度が高くなっているのが分かる。図2は1軸引張 (JISK7127 試験片タイプ5ダンベル形,チャック間引張速度 200mm/min) に対する応力-ひずみ関係で, TYPE-X は TYPE-N よりも同一ひずみ時の応力(耐力)が15~50%程度 高くなっている。ETFE フィルムには2つの降伏点があり, TYPE-N はこれらの降伏点で剛性が大きく変化する。降伏点 の応力は、応力--ひずみ曲線を包絡する3本の直線(傾きは 第1(初期)勾配,第2勾配,第3勾配とする)の交点に対 応する応力から求める。TYPE-X は第1降伏点の応力度が高 く、第2降伏点での剛性の変化は小さい。降伏時のひずみは 両者ともほぼ同じで、第1降伏点が3%程度、第2降伏点が 12%程度である。ETFE フィルムの1 軸引張では、同一のひ ずみに対する発生応力がひずみ速度に依存性する。これは

<sup>\*1</sup> 横浜国立大学大学院都市イノベーション研究院 教授・博士 (工学)

<sup>\*2</sup> AGC 株式会社

### 表1 試験片の基本特性測定値

ETFEフィルム,厚さ250µm					
項目	項目 試験方法		TYPE-X		
特徴		一般	高透明・高耐力		
引張強さ	JIS K7127	64/63MPa	69/61MPa		
引裂強さ	JIS K7128-3	184/184N/mm	205/193N/mm		
MIT耐屈曲	ASTM D2176	57万回で破断	23万回で破断		
加熱寸法 変化	JIS K7133	-1.3/-1.3%	-2.9/-2.4%		
~イズ	ЛS K7136	10%	2%		
可視光透過率	100 0050	91.5%	93.2%		
日射透過率	180 9050	93.0%	94.4%		





 TYPE-N
 TYPE-X

 図1
 ヘイズ (曇り度)の比較



図2 1軸引張に対する応力--ひずみ関係



図3 第1・第2降伏点応力のひずみ速度依存性



図4 漸増繰返1軸引張に対する応力ーひずみ関係









フィルムが伸びると同時に応力緩和を生じるためで、ひずみ 速度が遅くなるほど、測定される応力度は低くなる。図3は 1軸引張時のひずみ速度を0.05~100%/minの範囲で変化させ た場合の第1および第2降伏点応力の平均値を示したもので ある。図中には、対数近似曲線を併せて示す。近似曲線の傾 向を比較すると、TYPE-Xの第1降伏点は他の2つの近似曲 線に比べると傾きが大きい。TYPE-Xの第1降伏点はひずみ 速度依存性がやや高いといえる。図4は漸増繰返1軸引張に 対する応力-ひずみ関係を示したものである。TYPE-X は TYPE-Nに比べて剛性が高く、ひずみは小さくなっているが、 繰返引張によるひずみの増加傾向は同様である。

### 3.2軸応力時の挙動

図5のような無ひずみ時の長さ(直径) $l_0$ 、厚さ $l_0$ の円形フィルムを均等に伸ばして直径L( $L>l_0$ )のリングに固定し、面外方向に圧力(内圧)をかけて膨らませる。内圧pに対して、フィルムが曲率半径Rの球面で等張力状態にあると仮定すると、膜応力 $\sigma$ は次式で表すことができる。

$$\sigma = \frac{pR}{2t} \tag{1}$$

ただし、 $R = (L^2 + 4h^2)/8h$ を表す。このとき、フィルムに生じるひずみを対数ひずみで表記すると、

$$\varepsilon = \int d\varepsilon = \log \frac{l}{l_0} \tag{2}$$

で表される。また幾何学的な関係より

$$\frac{l}{l_0} = \frac{2R\theta}{l_0} = 2\frac{R}{l_0}\sin^{-1}\frac{L}{2R}$$
(3)

となる。式(1)~(3)を整理すると、次式のようになる。

$$\frac{2R}{L}\frac{L}{l_0}\sin^{-1}\frac{L}{2R} - e^{\varepsilon} = 0 \tag{4}$$

ただし, 
$$\frac{h}{L} = \frac{R}{L} - \sqrt{\left(\frac{R}{L}\right)^2 - \frac{1}{4}}$$
を表す。任意のひずみ $\varepsilon$ に対

して式(4)を満足する形状パラメータ R/L および h/L を求める ことにより、円形膜の変形を計算することができる。

立体裁断により製作された球形膜(実際には球面に近似した多面体)のように、無ひずみ時の形状が平面でない場合も同様に計算することができる。無ひずみ状態で曲率半径  $R_0$ 、ライズ $h_0$ の球形膜が、図5と同様に内圧 $p_1$ を受けて曲率半径  $R_1$ 、ライズ $h_1$ 、応力 $\sigma_1$ の球面になるとする。各状態での物理量を表2に示す。膜は弾塑性材料とすると、弾性範囲での内圧と膜張力の釣合式は、

$$\sigma_i = \frac{p_i R_i}{2t_i} \tag{5}$$

膜の応力--ひずみ関係は,

$$\sigma_i = \frac{E}{1 - \nu} \varepsilon_i \tag{6}$$

ひずみの適合条件式は、 真ひずみ・ 真応力を用いると、

$$\varepsilon_i = \int d\varepsilon = \log \frac{l_i}{l_0} \tag{7}$$

ただし, 
$$l_i = 2R_i\theta_i$$
,  $R_i = \frac{L^2 + 4{h_i}^2}{8h_i}$ ,  $\theta_i = \sin^{-1}\frac{L}{2R_i}$ 

で表される。一方,公称ひずみ・公称応力は次式で表され, ひずみの小さい範囲では真ひずみ・真応力とほぼ一致する。

$$e_i = \frac{l_i - l_0}{l_0}, \quad s_i = \frac{p_i R_i}{2t_0}$$
 (8)

図6は、ETFE フィルムの1軸引張に対する同一の応力・ ひずみ関係を、公称応力・公称ひずみ、真応力・真ひずみの 2通りで表したものである。第1降伏点は、真(12MPa, 1.5%)、 公称(11.8MPa, 1.5%)でほぼ一致するが、第1降伏点以降 は差異が大きくなり、第2降伏点は真(29.1MPa, 20.7%)、 公称(23.7MPa, 23.0%)となる。真応力・真ひずみは公称応 力・公称ひずみよりも応力は大きく、ひずみは小さな値にな る。これは外力に対して変形した膜の釣合状態を有限要素解 析などで求める場合に直接影響するので、第1降伏点以降の 弾塑性挙動を精度良く評価するためには、真応力・真ひずみ を用いる必要がある。



図6 1 軸引張に対する ETFE フィルムの応力・ひずみ関係 公称応力・公称ひずみ, 真応力・真ひずみによる違い

表2 各状態における物理量

状態	半径	ライズ	厚さ	半開角	ひずみ	内圧	応力
無ひずみ	$R_0$	$h_0$	$t_0$	$ heta_0$	0	0	0
初期	$R_1$	$h_1$	$t_1$	$\theta_1$	$e_{\mathrm{l}}, \varepsilon_{\mathrm{l}}$	$p_1$	$s_1, \sigma_1$
変形	$R_i$	$h_i$	$t_i$	$\theta_i$	$e_i, \varepsilon_i$	$p_i$	$s_i, \sigma_i$
$\varepsilon$ : 真ひずみ, $\sigma$ : 真応力(MPa), $e$ : 公称ひずみ, $s$ : 公称応力(MPa)							

式(7)より、無ひずみ時の長さは次式で求められる。

$$l_0 = \frac{l_1}{e^{\varepsilon_1}} \tag{9}$$

また,式(4)と同様に変形後のライズ比 h/L が満足すべき関係 式は次式で表される。

$$\frac{L}{l_0} \frac{2R_i}{L} \sin^{-1} \frac{L}{2R_i} - e^{\varepsilon_i} = 0$$
(10)

ただし, 
$$\frac{R_i}{L} = \frac{1}{8} \frac{L}{h_i} \left\{ 1 + 2 \left( \frac{h_i}{L} \right)^2 \right\}$$
を表す。ここで, x=L/2R<sub>i</sub>

とおくと,

$$f(x) = \frac{L}{l_0} \frac{1}{x} \sin^{-1} x - e^{\varepsilon_i} = 0$$
(11)

となる。以上のように面外圧力を受ける円形フィルムは軸対称性を利用すると、フィルムの3次元的な変形挙動を1変数関数で扱うことが可能である。これは次節のようにフィルムの弾塑性挙動を検討する場合に便利である。

### 4. フィルムの弾塑性挙動

平面応力状態にあるフィルムの降伏がミーゼスの降伏条件 式に従う場合,相当応力は次式で表される。

$$\sigma_y = \sqrt{\sigma_{xx}^2 - \sigma_{xx}\sigma_{yy} + \sigma_{yy}^2 + 3\tau_{xy}^2}$$
(12)

主応力o<sub>1</sub>, o<sub>2</sub>を用いて表すと次式となる。

$$\sigma_y = \sqrt{\sigma_1^2 - \sigma_1 \sigma_2 + \sigma_2^2} \tag{13}$$

フィルムが降伏した後の挙動についてひずみ増分理論を用いると、その構成式は次のプラントルーロイスの式を用いて次のように表される。

$$\begin{bmatrix} d\varepsilon_{xx} \\ d\varepsilon_{yy} \\ d\varepsilon_{xy} \end{bmatrix} = \frac{1}{E} \begin{bmatrix} 1 & -v & -v \\ 1 & -v \\ sym. & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\sigma_{xx} \\ d\sigma_{yy} \\ d\sigma_{zz} \end{bmatrix} + \frac{d\lambda}{3} \begin{bmatrix} 2 & -1 & -1 \\ 2 & -1 \\ sym. & 2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} d\sigma_{xy} \\ d\sigma_{yy} \\ d\sigma_{zz} \end{bmatrix}$$
(14)
$$\begin{bmatrix} d\gamma_{yz} \\ d\gamma_{zx} \\ d\gamma_{xy} \end{bmatrix} = \frac{1}{G} \begin{bmatrix} d\tau_{yz} \\ d\tau_{zx} \\ d\tau_{xy} \end{bmatrix} + 2d\lambda \begin{bmatrix} d\tau_{yz} \\ d\tau_{zx} \\ d\tau_{yy} \end{bmatrix}$$

右辺の第1項は弾性ひずみ増分 $d_{e_j}^e$ である。第2項は塑性ひずみ増分 $d_{e_j}^e$ で、

$$d\varepsilon_{ij}^{p} = s_{ij}d\lambda \tag{15}$$

ただし、 $s_{ij}$ : 偏差応力、 $d\lambda$ : 正のスカラー値の関係にあると する。上式は、塑性ひずみ増分の方向は偏差応力の方向に一 致するというロイスの仮定で、塑性体積一定条件

$$d\varepsilon_{xx}^{p} + d\varepsilon_{yy}^{p} + d\varepsilon_{zz}^{p} = (s_{xx} + s_{yy} + s_{zz})d\lambda = 0$$
(16)

を満足している。また相当塑性ひずみ増分は

$$d\varepsilon^{p} = \sqrt{\frac{2}{3} \left\{ (d\varepsilon_{xx}^{p})^{2} + (d\varepsilon_{yy}^{p})^{2} + (d\varepsilon_{zz}^{p})^{2} \right\} + \frac{1}{3} \left\{ (d\gamma_{xy}^{p})^{2} + (d\gamma_{yz}^{p})^{2} + (d\gamma_{zx}^{p})^{2} \right\}}$$
(17)

で表される。このとき相当塑性ひずみ増分と増分応力の関係は、

$$d\varepsilon^{p} = \frac{d\sigma}{2H'} \tag{18}$$

ただし、H:加工硬化係数で表される。したがって、塑性域 でのひずみ増分はポアソン比を 0.5 として次式で求めること ができる。

$$d\varepsilon = d\varepsilon^{e} + d\varepsilon^{p} = \left(\frac{1 - n\nu}{E} + \frac{1}{2H'}\right)d\sigma$$

$$= \frac{1}{2}\left(\frac{2 - n}{E} + \frac{1}{H'}\right)d\sigma$$
(19)

相当塑性ひずみ増分と同様に、弾性ひずみについても次式の相当弾性ひずみ増分を定義する。

$$d\varepsilon^{e} = \sqrt{\frac{2}{3} \left\{ (d\varepsilon^{e}_{xx})^{2} + (d\varepsilon^{e}_{yy})^{2} + (d\varepsilon^{e}_{zz})^{2} \right\} + \frac{1}{2} \left\{ (d\gamma^{e}_{xy})^{2} + (d\gamma^{e}_{yz})^{2} + (d\gamma^{e}_{zx})^{2} \right\}}$$
(20)

次式のように相当弾性ひずみ増分と相当塑性ひずみ増分を負 荷経路に沿って積分した値を、相当ひずみとして新たに定義 する。

$$\overline{\varepsilon} = \int_{\varphi} \left( d\varepsilon^e + d\varepsilon^p \right) \tag{21}$$

一方、トータル機械ひずみと呼ばれる次式のような指標もし ばしば用いられる。

$$\bar{\varepsilon}_{total} = \frac{\sqrt{(\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy})^2 + (\varepsilon_{yy} - \varepsilon_{zz})^2} + (\varepsilon_{zz} - \varepsilon_{xx})^2 + \frac{3}{2}(\gamma_{xy}^2 + \gamma_{yz}^2 + \gamma_{zx}^2)}{\sqrt{2}(1 + \nu')}$$
(22)

ただし, v': 有効ポアソン比を表す。

上記のモデルを用いた弾塑性解析の妥当性を検証するため に、円形平面膜の加圧実験との比較を行う。実験は図9のよ うな直径1m(内法長さ0.95m)の円形リングに250µmのETFE フィルムを取り付け、面外方向の加圧・減圧を漸増的に行っ て、中央の鉛直変位を測定する。変形後の膜面を球形と仮定 し、変形後の応力とひずみを求める。ひずみと応力の定義は 対数ひずみと真応力を用いる。解析諸元を表3に示す。第1 および第2降伏点に対応する1軸引張時のひずみと応力度は それぞれTYPE-Nの場合(1.875%, 15MPa),(15.875%, 29MPa) TYPE-X の場合(2.0%, 23MPa),(13.66%, 30MPa)となる。 これらは ETFE フィルムの1軸引張試験で得られる公称ひず



表3 解析諸元				
		TYPE-N	TYPE-X	
スパン	L	950		[mm]
厚さ	t	0.25		[mm]
ヤング率	Ε	800	1150	[N/mm <sup>2</sup> ]
ポアソン比	ν	0.44	0.44	
降伏応力(第1次)	$Y_1$	15	23	[N/mm <sup>2</sup> ]
加工硬化係数(第1次)	$H'_1$	100	60	[N/mm <sup>2</sup> ]
降伏応力(第2次)	$Y_2$	29	30	[N/mm <sup>2</sup> ]
加工硬化係数(第2次)	$H'_2$	50	15	[N/mm <sup>2</sup> ]





図9 円形平面フィルムの加圧実験

み・公称応力を対数ひずみ・真応力に変換したものである。 加減圧時のひずみ速度は5~30%/minの範囲である。図7に TYPE-N の場合の圧力と変位、公称応力、公称ひずみの関係 を示す。同様にTYPE-Xの場合を図8に示す。変位は膜面中 央の鉛直変位と直径の比をライズ比 hL として表す。解析は 負荷側(加圧時)とライズ比 h/L=0.10, 0.15, 0.20 からの除 荷側(減圧時)曲線をあわせて示す。同図(c)に示すように、 実験の応力ーひずみ曲線は負荷側の降伏点前後、負荷側から 除荷側への反転時,除荷側の応力が反転時応力の 1/2 以下に なる領域で大きくカーブし,解析との差異が大きくなってい る。これらは ETFE フィルムの粘性による影響で、樹脂を構 成する高分子鎖の絡みあい状態の変化が主な原因と考えられ る。本解析では粘性を考慮していないため材料モデルの精度 に課題が残るものの、解析は実験の荷重一変位関係を良好な 精度で包絡し、各状態での剛性を適切に評価できている。し たがって ETFE フィルムを弾塑性体としてモデル化し、膜面 を球形と仮定した本解析手法は円形フィルムの大変形挙動の 予測に有効といえる。

**TYPE-N**と**TYPE-X**の材料特性の違いは,主に第1降伏点の応力度で,**TYPE-X**は**TYPE-N**の約1.5 倍である。第1降 伏点に達するときの圧力を比較すると,**TYPE-N**が約4kPa であるのに対して,**TYPE-X**は約6kPaである。したがって, エアクッションのような曲面構造の場合にも,**TYPE-X**は **TYPE-N**の1.5 倍程度の耐力を発揮することが可能である。

### 5. まとめ

本論文では、伸張特性の異なる2種類のETFEフィルムの 機械的特性を比較し、これらが膜構造の構造挙動に及ぼす影 響について考察した。ETFE 樹脂のポリマーシーケンスの変 更により改質された TYPE-X は、TYPE-N に比べて透明度が 高く、同一ひずみ時の応力度(耐力)が15~50%程度高い。 特に、第1降伏点前後の応力度は約1.5倍になっており、エ アクッションのような曲面構造が風圧力などの外力を受ける 場合にも、約1.5倍の耐力を発揮することが可能である。

### 参考文献

- 丁乙碩,河端昌也:ETFE フィルムの延伸効果に関する実験 及び解析的検討,膜構造研究論文集'14,(社)日本膜構造協 会,No.28,pp.9~15,2015.
- 2)角田啓輔,石田瑛涼,河端昌也:ボイル・シャルル法則を考慮した円形エアクッションの挙動に関する研究その1:静的挙動および FEM 解析,日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1,pp.875-876,2019.9
- 3) 石田瑛涼,角田啓輔,河端昌也:ボイル・シャルル法則を考慮した円形エアクッションの挙動に関する研究その2:動的挙動および軸対称1次モードの振動モデル,日本建築学会大会学術講演梗概集 B-1,pp.877-878,2019.9
- 4) 河端昌也,角田啓輔:ボイル・シャルル則とフィルムの弾塑 性を考慮した円形エアクッションの静的挙動,日本建築学 会構造系論文集,Vol.86,No.784,pp934-944,2021.6

# CONSIDERATION ON THE STRUCTURAL BEHAVIOR OF THE FILM STRUCTURE USING ETFE FILMS WITH DIFFERENT ELONGATION CHARACTERISTICS

Masaya Kawabata<sup>\*1</sup> Yuya Horiguchi<sup>\*2</sup> Hiroshi Aruga<sup>\*3</sup>

Summary

ETFE film has excellent transparency and weather resistance, and is increasingly being used for the roofs and outer walls of flora and fauna, stadiums, and buildings. ETFE film has lower strength and rigidity than film materials with woven fabric, and when stress exceeds the yield point, large plastic deformation occurs. In addition, it is indispensable to properly consider the properties peculiar to the film in the design, such as creep and relaxation becoming remarkable at a stress degree of 1/2 to 2/3 or more of the yield point at room temperature. In this paper, we compare the mechanical properties of two types of ETFE films with different elongation properties, and then consider their effects on the structural behavior of the film structure. TYPE-X modified by changing the composition of ETFE polymer has higher transparency than TYPE-N, and the stress level (proof stress) at the same strain is about 15 to 50% higher. In particular, the stress level before and after the first yield point is about 1.5 times, and even when a curved structure such as an air cushion receives an external force such as wind pressure, it is possible to exert about 1.5 times the proof stress.

\*1Professor, Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Yokohama National University, Dr. Eng.
\*2AGC Inc.

### 密閉型レンズ状二重空気膜構造の構造特性の把握と内圧設定手法の提案

与那嶺仁志<sup>\*1</sup> 岡田章<sup>\*2</sup> 宮里直也<sup>\*3</sup> 廣石秀造<sup>\*4</sup> 進藤隆太<sup>\*5</sup>

梗 概

レンズ状二重空気膜構造の内圧制御は、常に内圧を一定に維持する「定圧型」の仮定に基づく手法が一般的である。しかし、内部空気量(内部体積)が小さい構造では、風荷重などの瞬間的な荷重増加に対して、 内圧制御の時間的遅れを考慮すると、内部空気が密閉された「密閉型」に近い挙動を呈すると考えられる。 「密閉型」として評価するためには、内部体積変化に伴う内圧変動を考慮する必要があるが、この種の検討 を考慮した内圧設定手法は提案されていない。

以上を踏まえ、本論では内圧制御を必要としない密閉型の実用化を目的として、密閉型の挙動に対する 評価技術を確立し、その特性に留意した構造設計フローと内圧設定手法の提案を行う。

### 1. 概 説

空気膜構造は、大規模な無柱空間をローコストで構築できる利点を有する。一方、常に加圧装置によって内圧の維持管理が必要であり、ランニングコストが高くなる。そのため、1997年の「パークドーム熊本」の完成以降、大規模な空気膜構造は実現されておらず、膜構造としては骨組膜構造やサスペンション膜構造が主流となった。しかし、近年、ETFE(エチレン・テトラフルオロエチレン共重合樹脂)フィルムの出現により、その材料特性を生かした空気膜構造、特に図1-a)に示すようなレンズ状二重空気膜構造を用いた事例が、海外で多くみられるようになった。一方、国内においても、2016年にレンズ状二重空気膜構造を採用した「新豊洲Brilliaランニングスタジアム(図1-b))」が完成する等、ETFEフィルムの建築への利用が積極的に進められている。

一般に、空気膜構造は、空気支持式と空気膨張式に大別される(図2)。本報で対象とするレンズ状二重空気膜構造は、 二枚の膜材をフレームで支持し、内部圧力を外部圧力より高 くすることで膜面に張力を与え、剛性を付加する構造システ ムである。内部空気により荷重を支持する一方、付加荷重時に は片方の膜面が圧縮を負担し、もう片方の膜面の引張が増加 することで曲げ抵抗のような性状を示す。このため、空気支持 式と空気膨張式の性状を併せ持つ構造システムと位置付けら れる。ここで、外部圧力と内部圧力の差圧を「内圧」と称す。

\*1 オーヴ・アラップ・アンド・パートナーズ・ジャパン・リミテッド・博士(工学)

\*3 日本大学理工学部建築学科 教授・博士(工学)



a) Allianz Arena b) 新豊洲 Brillia ランニングスタジアム 図1 レンズ状二重空気膜構造の事例



<sup>\*4</sup> 日本大学短期大学部建築・生活デザイン学科 准教授・博士 (工学) \*5 (株)梓設計・修士(工学)

<sup>\*2</sup> 日本大学理工学部建築学科 特任教授・博士(工学)

図3に、レンズ状二重空気膜構造の内圧制御方式を示す。 空気膜構造の内圧制御方式に関しては、1980年代に東京ドームを代表とする一重空気膜構造に関する研究が進み、多くの知見が報告されている。一重空気膜構造の設計においては、 付加荷重時の内圧が常に設定値に維持される(これを「定圧型」と称す)と仮定することが一般的である。これは、比較的規 模が大きく、付加荷重時の内部体積変化に伴う内圧変動や加 圧装置による内圧制御の時間的遅れが、無視できるほど小さ いとの前提に立脚したものである<sup>[1]</sup>。

従来のレンズ状二重空気膜構造の設計においても、定圧型の仮定を用いた検討が一般的である。しかし、レンズ状二重空気膜構造は規模が比較的小さく、一重空気膜構造に比べて内部空気量(内部体積)が小さいため、状況により定圧型の仮定を満足できず、内部空気が密閉された状態(これを「密閉型」と称す)に近い挙動を示すと考えられる。筆者らは既報<sup>[2]</sup>において、密閉型を定圧型と同等とみなせる規模の範囲を把握するため、内部体積をパラメータとした検討を数値解析により行った。結果は、極端に内部体積が増加しない限り定圧型とみなせず、レンズ状二重空気膜構造では、内部空気体積の変化に伴う内圧と膜応力の変動を無視できないことが確認され、密閉型特有の留意点を踏まえた設計を行う必要があることが把握された。

また定圧型は、外界気象条件や建物の使用状況に応じて内 圧を設定すると共に、その設定値に内圧を変更・維持する機 能を有する、送風設備も含めた加圧送風制御システムが必要 である<sup>[3]</sup>。一方、密閉型は適切な内圧を設定し完全密閉すれ ば、エアリークに対応する簡易な送風設備のみで良く、常時の 内圧制御が不要となる可能性が期待できる。なお、本報では完 全密閉を仮定して検討を行った。

本報では、世界中で多く用いられ、汎用性の高い、ETFEフィ ルムを用いたレンズ状二重空気膜構造に関する検討を行う。 ETFEフィルムの材料特性に関しては、国内外で多くの実験が 行われ、文献[4]や[5]にて、多くの結果がまとめられ、設計 ガイドラインも存在する。また国内では、膜構造用フィルムと して建築基準法上の指定建築材料に加わり、確認申請で扱 える材料となった<sup>[6],[7]</sup>。しかし、様々な荷重条件に対する適 切な設計クライテリアや数値解析手法は確立されていない。 加えて、設計の際には第1降伏点を超えて約10%のひずみま で許容した設計が一般的であるが、ETFEフィルムが降伏した 後のレンズ状二重空気膜構造の性状は不明確である。

以上の観点から、岡田らは既報<sup>[8], [9]</sup>において、強風時におけるレンズ状二重空気膜構造の内圧制御、及び設計手法について検討を行っている。また、河端ら<sup>[10]~[15]</sup>はETFEフィルムを用いた四角形パネルの進行性ポンディングについての検討等の ETFEフィルムに関する様々な研究、吉野ら<sup>[16]</sup>はETFEフィルムの粘性特性に関する研究、中井ら<sup>[17]</sup>は小規模の密閉型空気膜に関する研究を行っている。ここで、設定内圧を変更しない密閉型レンズ状二重空気膜構造の設計においては、初期内圧の設定が重要な課題となる。初期内圧の上限値は、膜応力の検定によって判断する必要があり、密閉型の挙動の把握が必



要となる。

このことから、河端ら<sup>[18]</sup>は密閉型の円形パネルを対象に体 積変化に伴う内圧変動、フィルムの降伏等の影響に関して検 討を行っている。また、筆者らは既報<sup>[2]</sup>において数値解析を用 いて、密閉型における正圧載荷及び負圧載荷時の挙動につい て報告している。さらに、初期内圧の下限値の判断には、積雪 時の偏分布の影響や貯水による進行性ポンディング、過大な 負圧荷重時の内圧減少・消失時の挙動把握が必要不可欠であ る。これに対して、既報<sup>[19],[20]</sup>において実験と数値解析により、 積雪荷重時の挙動や進行性ポンディングの検討、及び過大な 負圧荷重時と繰り返し荷重時における挙動の検討を報告して いる。しかし、それらの密閉型特有の留意点を多角的に考慮 した内圧設定手法は、著者らの知る限り報告されていない。

以上の背景より、本報ではETFEフィルムを用いた密閉型レンズ状二重空気膜構造の実用化を目的として、既報<sup>[2],[19],[20]</sup>の検討を踏まえた適切な内圧設定手法を提案する。まず、3 章と4章において、既報<sup>[19],[20]</sup>における検討(積雪荷重時と風 荷重時の挙動)について概説する。その後、それらの内容を踏 まえた構造設計フローを5章に示す。加えて、6章において密 閉型特有の留意点を考慮した適切な内圧設定手法を提案す る。ここで、5章及び6章は既報<sup>[2]</sup>の内容を修正・加筆したもの であり、特に6章では様々なパネルサイズや膜厚、荷重に対す る内圧設定の検討結果について新たに報告する。なお、本報 は文献[21]の内容に基づき、密閉型特有の挙動だけでなく内 圧設定手法とその検討結果についてまとめたものである。

### 2. 数値解析概要

数値解析概要を図4に示す。本報における数値解析は、幾

何学非線形解析を行える汎用数値解析ソフト「ADINA(Ver. 9.5)」を用いて検討を行った。本解析は、内部空気を流体要素 (完全流体)としてモデル化し、ポテンシャル理論に基づいた 流体解析(有限要素解析)により行った。膜面は、面外方向へ の変形により抵抗が可能な2D-Solid要素とし、膜面同士の接 触を考慮できるモデルとした。また、膜材は第1降伏点 (16MPa)を考慮したバイリニア型とした。なお、本解析では等 方硬化則を用いて、引張応力やせん断応力が複合した場合の 降伏を判定するために、相当応力であるミーゼスの降伏条件 式を用いた<sup>[22]</sup>。

### 3. 積雪荷重時の挙動の把握

レンズ状二重空気膜構造に積雪が加わる場合、その分布が 広範囲な際に、内部体積の減少と共に内圧が増加し、これに より荷重に対する抵抗能力が増加する可能性がある。一方で 局所的な積雪分布に対しては、膜面に局所的な凹みが生じ、 そこに雪や雨水等が更に貯水される場合がある。その際、内 部体積や内圧の変化を伴わずに局所的な変位が増大し、さら には滞水による進行性ポンディングの発生が懸念される。

以上のことから、既報<sup>[19]</sup>においては、全面載荷及び半面載 荷時における挙動の把握を目的として、内圧をパラメータと した実験及び数値解析を行った。さらに、偏荷重に伴う載荷 部の局所的変位の増大、雨水等の滞水による進行性ポンディ ングの発生の可能性について、初期形状及び載荷範囲をパラ メータとして検討を行った。以下に検討結果を示す。

### 3-1. 全面・半面正圧載荷時の挙動の把握

短辺500mm、長辺1,000mmのアスペクト比2のモデルを対象 として、正圧載荷実験及び数値解析を行った。実験概要と数 値解析モデルを図5、図6にそれぞれ示す。初期内圧は、最大 膜応力が長期許容応力度(7MPa)となる750Paとし、膜材には ETFEフィルム100μmを用いた。載荷は、チャンバー内へ空気 を送風することによる全面正圧載荷、及びチャンバー内に設 置したエアバックへ送風することによる半面正圧載荷とした。 なお、載荷は雪荷重を想定しているが、実験治具の都合によ り、膜自重が十分に小さいことを考慮して、下膜への上向き載 荷とした。なお、数値解析は実験と同様の載荷条件とした。

全面正圧載荷時の荷重-膜面鉛直変位及び内圧関係を図7 に示す。実験及び数値解析共に、全面正圧載荷において、荷 重の増加に伴い、載荷面である下膜と非載荷面となる上膜が 共に上方向へ変位し、内圧が増加する性状を把握した。特 に、上膜と下膜は初期形状のデプスをほぼ保ちながら変形す る性状が確認された。また、数値解析において荷重が約 2,000Paで第一降伏応力の16MPa以上となり、上膜に降伏が 生じたが、実験及び数値解析結果共に変形性状に大きな変 化はなく、膜面降伏後も安定して荷重に抵抗できることが確 認された。さらに、実験では荷重が3,000Pa以上になると下膜 面の反転を生じ、剛性が低下する性状が見られた。ここで、 上膜の初期値に実験値と解析値で差異が見られる。これは 実験において上膜側に空気送風用及び内圧測定用のチュー ブを取り付けたことによる試験体製作上の誤差だと考えられ る。しかし、実験値と解析値での変位の挙動はほぼ一致する



### ことが確認された。

半面正圧載荷時の荷重-膜面鉛直変位及び内圧関係を図8 に示す。半面正圧載荷においては、実験と数値解析共に、載 荷面の下膜1の変位が顕著に進行し、下膜と上膜が接触する 現象が見られた。一方、非載荷側の下膜3では、載荷方向と逆 方向に膨らむ性状が見られた。これは、内部空気の移動によ る変位であり、膜材が殆ど伸びない変形(伸びなし変形)と考 えられる。また、荷重の増加と共に内圧の増加が緩やかにな る非線形性状が得られた。これは、荷重に対する内部空気の 移動量の変化に伴うものと考えられる。

### 3-2. 載荷範囲の影響

長辺Lyを1,000~4,000mmとしたアスペクト比2~8(短辺 500mmで一定)を対象として、荷重の載荷範囲を変えて数値 解析を行った。検討概要を図9に示す。載荷範囲はモデルの 長辺Lyに対し、載荷する範囲の割合とし、試験体端部から 50mm間隔で範囲を増加させて検討を行った。ここで、膜面4 周の境界面と載荷側膜面が平行となる時の荷重を、膜面の反 転が生じ始める荷重という意味から「反転荷重」と定義す る。なお、その他の諸元及び条件は、前節と同じとした。

反転荷重と載荷範囲の関係を図10に示す。アスペクト比2 では載荷範囲30%で反転荷重が最も小さく(最小反転荷重と 称す)、容易に変形することが把握された。また、アスペク ト比が大きくなるほど反転荷重は小さくなると共に、反転が 生じる載荷範囲も小さくなる傾向が確認された。

反転荷重時における内圧-載荷範囲関係を図11に示す。ア スペクト比が大きくなるほど、最小反転荷重時の初期内圧か らの内圧増加量は小さくなることが把握された。

### 3-3.進行性ポンディングに対する検討

短辺2,000mmで一定としたアスペクト比2,3,4,8のパネル を対象として、進行性ポンディングに対する検討を行った。 数値解析諸元を表1に示す。初期内圧は最大膜応力が長期許 容応力度(7MPa)となる365Paとし、膜材にはETFEフィルム 200 μ mを用いた。

進行性ポンディングの数値解析フローを図12に示す。ま ず、初期形状を形成後、積雪荷重を載荷する(Step1)。なお、 載荷範囲は図10の各アスペクト比における最小反転荷重時 の載荷範囲とした。また、積雪荷重は20N/m²/cmとし、積雪深 は30~100cmを想定した600~2,000Paとした。本報では、積 雪荷重2,000Paの検討結果のみを示す。次に、積雪荷重載荷 後の形状に対してパネル境界の水平面(基準面)を下回る箇 所に、各節点の変位から算出した貯水荷重を載荷する (Step2)。この時、Step1で載荷された積雪荷重は載荷状態を 保持したままとし、積雪荷重によって生じたくぼみに雨水や 雪解け水が流れ込むことを想定し、貯水可能範囲の体積分 の貯水荷重を載荷した。さらに、Step2より生じる変位から前 Stepとの差分の貯水荷重を各節点に載荷する(Step3)。以 後、変位に応じて貯水の増加を繰り返し、貯水荷重による変 形後に対する変形前の貯水量の割合が99%に達した時点で、 滞水した水が外に溢れ出る「オーバーフロー」が生じたとみな し、検討を終了した。



図13 長手方向の断面形状(積雪荷重2,000Pa時)



積雪荷重2,000Pa時の長手方向の断面形状を図13に示 す。積雪荷重時では、載荷範囲において局所的に変形してお り、載荷範囲以外では内部空気の移動に伴い、膨らむ性状が 把握された。同様にオーバーフロー時は、貯水範囲において 局所的に変形しており、積雪荷重時の形状と類似することが 把握された。また、アスペクト比が大きくなるに従い、載荷範 囲における鉛直変位量は増加する傾向を示した。アスペクト 比が小さい2~3の範囲では、上膜が一部下膜に接触してい るのに対して、アスペクト比が大きい4以降では上膜が下膜 に大きく接触し、下膜でも局所的に変形が生じることで、一体 となって貯水に抵抗している。このことから、アスペクト比が 大きくなるほど空気量が大きくなり、内部空気の移動に伴う伸 び無し変形が顕著に生じるため、積雪荷重時とオーバーフ ロー時の変形形状の差が大きくなると共に、上膜と下膜の接 触状態も変化することを確認したが、最終的には全てのアス ペクト比でオーバーフローする結果が得られた。

### 4. 風荷重時の挙動の把握

空気膜構造では、軽量故に一般に風荷重が支配的となり、 強風に対する安全性の確保が課題の一つとなる。特に、密閉 型レンズ状二重空気膜構造においては、内部体積変化に伴 う内圧変動により膜応力の急変が危惧されるが、その性状は 明らかにされていない。また、暴風時のように過大な負圧荷 重を受けた際に、内圧が減少・消失し、非載荷側膜面の張力 消失に伴う不安定現象も懸念される。このため、既報<sup>[20]</sup>にお いて負圧載荷時の挙動の把握を目的として、実験及び数値解 析を行った。

まず、単調載荷時の検討(ケースA)を行い、次に、内圧が

0Paとなり、非載荷側の膜張力が消失した際の挙動について 検討(ケースB)を行った。さらに、載荷側の膜応力が第1降伏 点を超える範囲で繰り返し載荷を行い、残留歪が発生した際 の挙動についての検討(ケースC)を行った。

実験及び数値解析諸元を図14に示す。モデルは、一辺が 500mmの矩形平面(アスペクト比1)とし、ETFEフィルム100 µ m を用いた。また、初期内圧は常時に比較的低内圧となるよう に配慮し、最大膜応力が3MPa(長期許容応力度の1/2)となる 280Paとした。また、数値解析は実験と同様の載荷条件とし た。なお、実験は3章と同様に行い、載荷はチャンバー内の空 気を排気することによる下膜への全面負圧載荷とした。

各荷重ケースを図15に示す。荷重ケースは3種類とし、 ケースAは-10,000Paまで単調載荷を行い、ケースBは載荷 後に内圧が0Paとなった時点で除荷するサイクルを3回繰り 返した後に、-10,000Paまでの単調載荷を行った。また、 ケースCは-1,000Pa刻みの漸増載荷を-10,000Paまで行っ た。なお、本実験では等分布による載荷のため、膜面の左右 において傾向が一致したことに加えて、最大変位が中央で発 生したため、中央変位のみを抽出して検討を行った。以下に 検討結果を示す。

### 4-1. ケースA(単調載荷)の結果

ケースAの検討結果を図 16に示す。図 16-a)より、実験及 び数値解析共に、全面負圧載荷において、荷重の増加に伴い、 載荷面である下膜と非載荷面となる上膜が共に下方向へ変位 する性状が把握された。また、数値解析において上下膜のデ プス(上下膜の中央方向距離)は、初期形状時は約 45mm であ り、-10,000Pa 時には約 50mm であった。このことから、上膜と



下膜は初期形状のデプスをほぼ保ちながら変形する性状が把握された。ここで、上膜の初期値に実験値と解析値で差異が見られる。これは、3章の載荷実験と同様に試験体製作上の誤差が原因と考えられるが、実験値と解析値の変位の挙動はほぼ一致することが確認された。

図 16-b)より、載荷に伴って内圧は徐々に減少し、OPaの 状態を保った後に負圧へ移行する性状が見られた。また、内 圧が負圧へ移行するタイミングに着目すると、実験と数値解 析で差異が見られた。これも実験において内圧測定用チュー ブの取付けによる試験体の誤差が原因と考えられる。数値解 析では約-1,500Pa時に内圧が 0Paとなり、非載荷面である 上膜は周辺境界と同じ高さとなり、膜面は平坦となるが、下膜 は曲面形状を保っており、架構として不安定とはならず、荷 重に抵抗できることが確認された。一方、実験においてもほ ぼ同様な挙動を示した。

図 16-a),c)より、最大膜応力が第1降伏点の16MPaとなる-3,220Pa時に膜材が降伏し、挙動に変化が生じた。また、 膜材の降伏は上下膜の変位の進行にほとんど影響を及ぼさ ず、初期形状のデプス(上下膜の中央方向距離)に相当する 一定の距離をほぼ保ちながら変形する性状が確認された。本 検討の数値解析結果では、最大膜応力が約20MPa程度であ るが、ETFE フィルムの第2降伏点(約22MPa)を大きく超え る場合には、トリリニア型での検討が必要となる。

### 4-2. ケースB(張力消失時)の結果

ケースBの検討結果を図 17 に示す。図 17-a), b) に示す

ように、変位・内圧共に包絡線はケースAと同様の経路を辿る ことが確認された。内圧が 0Paとなる荷重約-1,500Paを 3回 繰り返した時点では弾性域内であるため、膜面は初期状態ま で戻り、それと共に内圧も図17-c)に示すように 0Paから初期 内圧 280Paの近傍まで戻る性状を示した。さらに、ケースAと 同様に内圧 0Paにおいて、非載荷面(上膜)は曲面形状が保 たれず、膜面が平坦となる挙動が見られたが、載荷面(下膜) は、曲面形状を保っており架構として不安定とはならず、荷 重に抵抗できることが確認された。また、初期形状のデプス をほぼ保ちながら変形する性状についても確認された。

#### 4-3. ケースC(第1降伏点を超える範囲での漸増載荷)の結果

ケースCの検討結果を図 18に示す。図 18-a),b)より変位 ・内圧共に包絡線はケース A と概ね同様の経路を辿ることが 確認された。図 18-c)において、0 ~約 -3,000Paの荷重範 囲では、載荷時は内部体積が増加することで内圧が減少して いくが、除荷後はほぼ初期形状に戻る性状を示した。また、 約 -3,000 ~ -6,000Paの荷重範囲ではフィルムが降伏し、 除荷後の内圧が初期内圧よりも減少する傾向が見られ、最終 的には除荷後の内圧は 0Paとなった。さらに、-6,000Pa以降 は内圧値が 0Paを保つ性状を示した後に、載荷に伴い内圧 が負圧へ増加する傾向が見られた。本検討の範囲内において は、内圧 0Pa 時においても架構が不安定とならないことが確 認された。また、内圧値が負となる範囲においても膜面変位 は安定的に推移している。このため、内圧 0Pa以下における 第 1 降伏点を超える範囲での繰り返し載荷においても、架構 が不安定とならない設計が可能であることが示唆された。また、最終的に-10,000Paの除荷後には残留歪が残るものの、 本検討の範囲内では残留歪の影響による崩壊には至らないこ とが確認された。

### 5.構造設計フローの提案

1章で述べたように、レンズ状二重空気膜構造は内部体積 が比較的小さく、付加荷重時の内圧変動が大きいため、密閉 型特有の留意点を踏まえて設計する必要があると考える。し かし、密閉型特有の留意点を多角的に考慮した構造設計フ ローは、確立されていない。このため、ETFEフィルムを用いた 密閉型レンズ状二重空気膜構造の実用化を目的として、前述 の検討を踏まえた構造設計フローの提案を行う。

図19に密閉型の構造設計フローを示す。また、表2に各検 討を行う際の留意点をまとめる。以下に、これまでの検討結 果を概説しながら、各留意点及び検討方針について示す。

### 5-1. ライズ・スパン比、初期内圧及び膜厚の仮定

既報<sup>[20]</sup>の検討より、パネル形状が正方形に近い(アスペクト比が1.5を超えない)場合は、二方向で膜面が抵抗し、応力分散を可能とするが、長方形になると一方向での抵抗となる。このため、膜厚を決定する際には、アスペクト比が重要となる。また、ライズ・スパン比は、最低限の曲率で形成されることが多いが、積雪の影響等で荷重が大きい場合は、それよりも大きいライズ・スパン比の設定を行う場合もある。

初期内圧は、一般的に定圧型では付加荷重時に内圧を増加 する運用方針が多いことから、常時内圧には200~300Paを 採用することが多い。一方、密閉型においても、既報<sup>[19]</sup>の検 討より、低内圧で正圧荷重に対して十分な剛性が確保できた ため、同様に200~300Paといった低内圧を目安とする。

### 5-2. 長期に対する検討

ETFEフィルムはクリープの影響を大きく受けやすいため、 常時の膜応力を可能な限り小さくする配慮が必要である。告示<sup>[6]</sup>による長期許容応力度は7MPaであるが、クリープを考慮 した場合には約1/2の3~4MPa以下とすることが望ましい<sup>[22]</sup>。

また、初期形状の形成には、立体裁断なしと立体裁断あり の二種類が考えられる。立体裁断なしでは、平面膜の二枚の 間に空気を送風することで、初期形状を得ることが可能なた め、この時の内圧を初期内圧として設定できる。ただし、発生 膜応力を許容値以下とする必要があり、得られる初期形状の ライズ・スパン比に限界がある。このため、高ライズを計画す る場合、立体裁断の検討が必要となる。さらに、初期形状時 の膜応力の検定により、初期内圧の上限値が定まる傾向があ る。立体裁断ありでは、等張力に近い曲面を製作することに より、内圧を与えた際の応力を低減できる利点があるが、一 方では製作に手間がかかるデメリットもある。以上より、初 期形状の形成手法は、状況に合わせて使い分ける必要がある。

### 5-3. 短期に対する検討

主に風荷重、積雪荷重を対象とした検討を行う。風荷重に 関して、極端に風速が大きい地域を除き、高さ10~30m程度 の建物規模であれば、国内における暴風時の風荷重(再現期



#### 表2 各検討時の留意点

ライズ・スパン比	アスペクト比:1.5程度を超えると、二方向の抵抗から一方向 による抵抗に変化
初期内圧 庫厚の仮定	ライズ・スパン比:0.1程度を目安とし、荷重条件によりライズを増加
1007 · 0002	初期内圧 : 目安は 200Pa ~ 300Pa
長期に対する	長期許容応力度は 7MPa、クリープを考慮した場合には 1/2 の 3MPa ~ 4MPa 以下を推奨
使酌	初期形状の形成は、立体裁断なしと立体裁断ありの2種類
短期に対する 検討	内圧消失前は、上下膜により抵抗 消失後は、正圧載荷では下膜(非載荷面)、負圧載荷では上膜 (載荷面)で主に抵抗し、最大応力が発生
負圧載荷時の	内部体積の増加に伴い内圧が減少 その後 0Pa となり下膜の張力が消失
内圧消失現象	台風以外で常時起こりうる風速以下の風荷重においては、内圧 が 0Pa とならない初期内圧の設定を推奨
偏荷重時の	局所変形が凹状になると、進行性ポンディングが生じる可能性
局所変形 と	初期内圧を上げて剛性を高め、凹状変形の未然防止を推奨
ー 進行性 ポンディング	凹状変形が生じた場合においても、オーバーフローにより、 ポンディング状態を留まらせることが可能

間50年)は概ね1,000~3,000Pa程度である<sup>[23],[24]</sup>。また、積 雪荷重は一般地域と多雪地域に分かれ、雪国での使用を想 定しなければ都市部での積雪荷重は600Paである。一方、1m 深の多雪地域であれば3,000Paとなり、短期でなく中長期、中 短期扱いとなる<sup>[23]~[25]</sup>。なお、地震荷重に関しては、自重が 軽く、影響が小さいことから、パネルの検討では、無視しても 問題はない。

既報<sup>[2]</sup>の検討より、短期荷重時の密閉型レンズ状二重空 気膜構造の抵抗形式は、内圧消失前は上下膜面共に抵抗する が、消失後は主に正圧載荷で下膜(非載荷面)、負圧載荷で上 膜(載荷面)により抵抗し、各抵抗した膜に最大応力が発生す る。よって、正圧と負圧の荷重の比較により、最大応力が発 生する膜面が判断でき、膜応力の検定を行うことで、初期内 圧の上限値が定まる。

### 5-4. 負圧載荷時における内圧消失現象

既報<sup>[2]</sup>及び4章の検討より、密閉型レンズ状二重空気膜構 造では、全面等分布に近い負圧荷重時に、内部体積の増加に 伴って内圧が減少する。その後、OPaとなり、下膜の張力が消 失する。結果、非載荷面は曲面形状が保たれない挙動を示し たが、載荷面は曲面形状を保ち、架構としては不安定とはな らなかった。しかし、実状を考慮した場合、内圧がOPaとなっ
て非載荷面の張力が消失し、その膜面に風荷重によるバタつ きが生じることは望ましくないと考える。よって、バタつき による影響を極力避けるために、暴風時以外で常時起こりう る風速(基準風速V。=20m/s程度<sup>[26]</sup>)以下の風荷重(暴風時の 約30%)においては、内圧がOPaとならないことをクライテリア とした初期内圧の設定を推奨する。これにより、初期内圧の 下限値が定まる。

#### 5-5. 偏荷重時の局所変形と進行性ポンディング現象

3章の検討より、レンズ状二重空気膜構造のパネル規模や 形状によって、偏分布の積雪荷重を検討する必要があること が把握された。その際、内圧の増加は小さいものの、伸び無 し変形のような局所的な変形が生じる可能性がある。この変 形が凹状になると、さらなる滞雪と貯水が生じ、進行性ポン ディング現象が生じる。よって、実際の設計においては、初 期内圧を上げることで剛性を大きくし、凹状の変形を未然に 防ぐことが望ましい。このことも、初期内圧の下限値の設定 根拠となる。なお、初期内圧を大きく設定すると、オーバー フロー(滞水した水が外にあふれ出る現象)時の最大膜応力 が小さくなる傾向を示し、貯水を考慮した際の膜面変位の進 行が小さくなる。このため、凹状変形が生じた場合にも、初 期内圧を上げることで、オーバーフローにより、ポンディング 状態を留まらせることが可能となり、崩壊には至らないと考 えられる。

#### 6.内圧設定手法の提案

5章の構造設計フローに則り、規模、膜厚、荷重を条件と した際の最適な初期内圧の設定手法を提案する。検討条件を 表3に、初期内圧を設定する際の設計クライテリアを表4に示 す。

#### 6-1. 検討結果

図20に検討例(正方形パネル1m×1m、膜厚100 $\mu$ m)を示す。 荷重条件は、一般的な都市部における風荷重±2,000Pa、積雪 荷重600Paとする。

長期、短期の応力に関しては、検定比が1より小さければ許容する。積雪荷重時には、局所変形によりポンディング現象が生じず、上膜を反転させないものとする。内圧消失荷重においては、暴風時(-2,000Pa)に対して内圧が全く消失しないものを安全とする。また、暴風時以外で常時起こりうる風速(基準風速Vo=20m/s程度<sup>[26]</sup>)以下の風荷重である-600Paまでは、内圧を保持し張力が消失しないクライテリアとする。以上を踏まえると、初期内圧400~800Paが採用可能な初期内圧となる。実際には、初期内圧を抑えた方が検定比も小さくなり、長期時のクリープ等の影響を低減できる。このため、本検討においては、400Paが最適な初期内圧となる。

このように、表から簡単に密閉型の最適初期内圧を決定することが可能と考える。図21に想定する風荷重が±1,000Pa時及び±2,000Pa時における初期内圧の検討結果を示す。

#### 7.まとめ

本報では、ETFEフィルムを用いた密閉型レンズ状二重空 気構造を対象に、既報<sup>[2], [19], [20]</sup>と今回の検討を踏まえ、本構

表3 検討条件

	正方形パネル:1m×1m、2m×2m、3m×3m
田塔	長方形パネル:1m×2m、2m×4m、3m×6m(アスペクト比2)
况快	膜厚:100μm、200μm、250μm、300μm
	ライズ・スパン比 :0.1
	長期は、自重を省略し、膜応力は内圧により発生した応力のみ
七手	風荷重:±1,000Pa、±2,000Pa
何里	積雪荷重:600Pa
	積雪時の局所変形は、半面載荷時の載荷面の反転の有無
ETFE フィルム	長期許容応力度:7MPa
0	短期許容応力度(風):12.6MPa
計浴応力度 🖾	短期(中短期)許容応力度(積雪):16.8MPa
初期内圧	100Pa~1,000Paの範囲(100Pa刻み)

#### 表4 設計クライテリア

長期	検定比 0.5 以下を安全、1.0 以上を危険、その他を許容内
短期(風、雪)	検定比 0.7 以下を安全、1.0 以上を危険、その他を許容内
積雪時の局所変形	想定荷重で膜面が反転しないことを安全
内圧消失荷重	想定荷重の100%以上を安全、30%以下を危険、その他を許容内

採用可能範囲

安全 許容 危険 最適初期内圧

									-		
初期内圧 (Pa	a)	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000
長期の検定	七	0.12	0.23	0.35	0.47	0.58	0.70	0.82	0.94	1.05	1.17
短期(風)の	正圧	0.81	0.82	0.83	0.84	0.84	0.85	0.87	0.88	0.91	0.95
検定比	負圧	0.81	0.82	0.82	0.83	0.84	0.85	0.86	0.87	0.91	0.96
短期(雪)の検	定比	0.37	0.38	0.39	0.45	0.51	0.57	0.63	0.70	0.76	0.82
上膜の反転有無			有					無			
内圧消失荷重	(Pa)	-230	-460	-690	-940	-1220	-1500	-1800	-2140	-2420	-2560

図20 検討例(規模1m×1m, 膜圧100μm, 風荷重±2000Pa, 積雪荷重600Pa)



造の実用化を目的に、密閉型特有の留意点を多角的に考慮した構造設計フロー、及び適切な内圧設定手法を提案した。

構造設計フローでは、長期許容応力度、積雪・風荷重に対 する短期許容応力度の検討を行い、加えて密閉型特有の挙動 である負圧荷重時における内圧消失の回避、及び積雪偏荷重 時の載荷側膜面の反転を許容しないことによる進行性ポン ディングの回避等についても考慮した。

以上の構造設計フローに則り、6種類のパネルサイズ、4種類の膜厚、積雪荷重600Pa及び±1,000Pa、±2,000Paの風荷重に対して、本構造の適切な初期内圧量を表により簡単に 選定する手法を提案した。なお、本報で設定した設計クライテリアは一案を示すものであり、建物形状の特殊性や要求性能に応じて設計者の判断が必要となることは言うまでもない。しかしながら、設計初期時にパネル規模や必要内圧及び

#### 参考文献

- [1] 丹野吉雄,岡田章,深尾康三,林田英俊,岩佐義輝,木原貞美:大規模空気膜構造の内圧制御下における実挙動に関する研究(その1)東京ドームの内圧実験及び強風時の挙動について、日本建築学会大会学術講演梗概集,B分冊,pp.1203-1204, 1989.7
- [2] 進藤隆太,岡田章,宮里直也,廣石秀造,与那嶺仁志:ETFE フィ ルムを用いたレンズ状二重空気膜構造の基本的力学性状に関す る研究 - 密閉型と定圧型の比較及び密閉型の構造設計フローの 提案 -,日本建築学会関東支部研究報告集, Vol.90, pp.297-300, 2020.03
- [3] A.Okada, Y.Fukao : An Approach to Internal Pressure Control of Low-profile Cable-reinforced Air-supported Structures, Proc. of IASS Symp.(Osaka) Vol.2, pp.325-332, 1986.9
- [4] TensiNet ETFE Working Group, DESIGN RECOMMENDATIONS FOR ETFE FOIL STRUCTURES, 2013
- [5] 日本膜構造協会:ETFE フィルムパネル設計・施工指針(案), 2006.3
- [6] 建築省告示第1446号, 2017.6.5
- [7] 国土交通省告示第666号, 2017.6.5
- [8] 小野晋, 永井佑季, 神崎聡美, 宮里直也, 岡田章, 斎藤公男:レンズ型二重空気膜構造の強風時の構造挙動について 動的応答解析手法の提案と風応答に基づく強風時の内圧設定 -, 構造工学論文集, Vol.56B, pp.521-526, 2010.3
- [9] 榎紀佳,岡田章,宮里直也,城一祐樹,廣石秀造,斎藤公男: レンズ型空気膜構造の内圧制御手法に関する基礎的研究(その2)強風時の動的挙動に基づく最適内圧設定手法,日本建築学会 大会学術講演梗概集,構造I,pp.1061-1062,2013.7
- [10] 正木佳代子, 河端昌也, 森山史朗: ETFE フィルムの機械的特性と 構造挙動に関する基礎的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概 集, B-1分冊, pp.941-942, 2003.7
- [11] 森山史朗, 河端昌也, 正木佳代子: ETFE フィルムの弾塑性挙 動について, 膜構造研究論文集 2003, No.17, pp.21-26, 2004
- [12] 河端昌也, 森山史朗, 薛学禎: ETFE フィルムを用いた四角形 パネルの進行性ポンディング, 膜構造研究論文集 2003, No. 17, pp. 27-33, 2004
- [13] 河端昌也, 森山史朗: ETFE フィルムのひずみ速度依存性と構 造的挙動について, 膜構造研究論文集 2004, No. 18, pp. 41-46, 2005

加圧装置の仕様を決定する上では有効な手法と考える。

密閉型レンズ状二重空気膜構造は、定圧型に比べて剛性が 高いため力学的にも優れ、また定圧型のように機械的に圧力 を制御する必要がない合理的でパッシブな構造システムで ある。実際に、施工時とエアリークに対応する送風設備の設 置のみで運用が可能となり、かつ維持管理が容易なため、コ ストダウンも可能となる有効なシステムと考えられる。今後 は、多雪地域においての検討など荷重条件の違い、屋根勾配 の影響など広範囲に展開する予定である。

#### 謝辞

論文作成に協力頂いた日本大学理工学部空間構造デザイン研究室の中園崇仁氏、及び同研究室の卒業生に感謝の意を 表します。

- [14] 河端昌也,森山史朗,會田裕昌: ETFE フィルムの粘弾性挙 動について,膜構造研究論文集 2005, No. 19, pp. 1-8, 2006
- [15] 丁乙碩,河端昌也: ETFE フィルムの粘塑性構成式 粘塑性定数の決定と1軸引張の負荷過程に関する検討-, 膜構造研究論 文集 2009, No.23, pp.9-14, 2010
- [16] 吉野達矢,加藤史朗:ETFE フィルムの粘性特性 -2 軸張力場に おける非線形粘弾性構成方程式 -, 膜構造研究論文集 2015, No.29, pp.13-20, 2016
- [17] 中井政義,藤井英二,鈴木康介:ETFE フィルムを用いた密閉型小 規模空気膜に関する研究,膜構造研究論文集 2006, No. 19, pp. 37-43, 2007
- [18] 河端昌也,角田啓輔:ボイル・シャルル則とフィルムの弾塑性を考慮した円形工アクッションの静的挙動,日本建築学会構造系論文集, Vol.86, No.784, pp934-944, 2021.6
- [19] 与那嶺仁志、岡田章、宮里直也、廣石秀造、宮内隼: 材料非線形 性を考慮した積雪偏荷重時における挙動と進行性ポンディン グに関する検討 -ETFE フィルムを用いた密閉型レンズ状二重空 気膜構造の基本的力学性状に関する研究 -, 日本建築学会構造 系論文集, Vol.84, No.756, pp.217-225, 2019.2
- [20] 与那嶺仁志,岡田章,宮里直也,廣石秀造,中村咲瑛子:材料非 線形性を考慮した過大な負圧荷重時と繰り返し荷重時の挙動 の把握-ETFE フィルムを用いた密閉型レンズ状二重空気膜構造 の基本的力学性状に関する研究-,日本建築学会構造系論文集, Vol.84, No.766, pp.1557-1565, 2019.12
- [21] 與那嶺仁志:密閉型レンズ状二重空気膜構造の構造特性の把 握と内圧設定手法の提案,日本大学大学院理工学研究科博士論 文, 2020.11.9
- [22] 日本膜構造協会: 膜構造用フィルム・ETFE に係る改正告示の説明会資料, 2017.8.28
- [23] 日本建築センター: 2015 年版 建築物の構造関係技術基準解説書, 2015
- [24] 日本建築学会:建築物荷重指針·同解説, 2015
- [25] 日本建築学会:雪と建築, 2010
- [26] 日本建築学会:期限付き建築物設計指針, 2013

# EVALUATION ON STRUCTURAL PROPERTIES AND PROPOSAL ON SETTING METHOD OF INTERNAL AIR PRESSURE FOR SEALED TYPE AIR CUSHION STRUCTURES

Hitoshi YONAMINE<sup>\*1</sup> Shuzo HIROISHI<sup>\*4</sup> Akira OKADA<sup>\*2</sup> Ryuta SHINDO<sup>\*5</sup> Naoya MIYASATO<sup>\*3</sup>

#### Summary

The Pneumatic structure is classified into an "Air-supported Structure" represented by Tokyo Dome, and an "Air-inflated Structure" such as beam and arch types. The "Air Cushion Structure" that is the subject of this paper is positioned as a structural system that has both characteristics of Air-supported and Air-inflated structures. The Air cushion structure consists of two layers of film, an enclosing framework and pressurized air between the layers, which makes a highly rigid structural panel system. Here, the pressure difference between outside and inside of the cushion structure is referred to as "Internal Air Pressure".

In designing an air-supported structure, it is common to assume that the internal air-pressure is always maintained at a constant value even when an external load applies (this is called a "Constant Pressure Type"). It is based on the assumption that the time delay of internal air-pressure control by an air supply equipment is so brief that it can be ignored. Following this assumption, it is general that the Air cushion structure is also designed using the constant pressure type assumption. However, the Air cushion structure which is a relatively small scale has a smaller amount of internal air than typical Air-supported structure, and therefore, it would be difficult to achieve the assumption of constant internal pressure, depending on the loading conditions. Furthermore, a sudden change of film stress under a sealed condition (this is called a "Sealed Type") is likely to be predicted due to a change of internal air pressure with the influence of internal air volume change, but its behavior is unclear.

In recent years, the Air cushion structure using ETFE (Ethylene tetrafluoroethylene) film has already been used worldwide in not only large-scale buildings such as stadiums but also small canopies as cladding elements. However, the design method is basically based on the constant pressure type, and as far as the author knows, the design and analysis method considering the sealed type has not been established yet properly.

Based on the background mentioned above, it is necessary to understand the "Sealed Type" structural characteristics of the Air cushion structure and establish an appropriate structural analysis method under snow and wind loads that may occur normally. Besides, it is vital to establish a structural design flow and setting method of an appropriate internal air pressure for the Air cushion structure multidirectionally considering specific attentions of the Sealed type.

Therefore, this paper deals with the following two themes regarding the Sealed type air cushion structures.

• An evaluation method to check behavior of Sealed type air cushion structure is established.

• A structural design flow and a setting method of an appropriate internal air pressure for the Air cushion structure are proposed. In this paper, numerical analysis and experiments were conducted on the Sealed type air cushion structure using the ETFE film that is utilizable in Japan after the revision of the Building Standards in Japan in June 2017.

The study concludes that we proposed "Evaluation method on structural properties for the Sealed type air cushion structure" and "Structural design flow and Setting method of internal air pressure" based on the evaluation method and demonstrated its effectiveness, in order to establish a numerical analysis method that can evaluate fluctuations of internal air pressure and a design method that takes into consideration the Sealed type attentions. In addition, the author confirmed that the Sealed type is a rational and passive structural system, in which an appropriate initial internal pressure is applied at the beginning, and thereafter it is not necessary to mechanically control the pressure under snow and wind loads.

\*1 Dr.Eng. Ove Arup & Partners Japan Limited

\*2 Dr.Eng.Prof.at Nihon University.Dept.of Architecture \*3 Dr.Eng.Prof.at Nihon University.Dept.of Architecture

<sup>\*4</sup> Dr.Eng.Assoc.Prof.at Nihon University.Dept.of \*5 M.Eng. AZUSA SEKKEI Co.,Ltd.

# 円弧型独立上屋の風力特性

文 礼志<sup>\*1</sup> 丁 威<sup>\*2</sup> 植松 康<sup>\*3</sup>

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

## 1. はじめに

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

本研究では、円弧型独立上屋を対象とし、風洞実験と数値 流体解析(CFD)を行った。考慮するパラメータは屋根のライ ズ・スパン比 $fB=0.1\sim0.4$ と平面辺長比 $WB=1\sim3$ である。 風洞実験において屋根まわりの流れを忠実に再現するために は、屋根厚さと柱径をできるだけ小さくする必要がある。そ のため、本研究では、3D プリンタを用い、導圧管も含めて模型を作製した。その結果、厚さ2mmの屋根模型を実現した。 ただし、多数の圧力測定孔を配置できないため、圧力測定孔は特徴的な風圧分布を示す屋根端部と中央に位置する2ライン上にのみとし、屋根上下面にそれぞれ7点ずつ設置した。なお、基本模型は山村らやと同様である。さらに、CFDによって、屋根全体の風圧・風力分布や屋根まわりの流れ性状を 把握した。乱流モデルとしてLES (Large Eddy Simulation)を用いているので、風力の平均値だけではなく変動成分も取得でき、屋根全体の風力分布や風力の変動特性を把握することが可能である。ただし、今回解析したケースは $WB = 1 \ge 3$ 、  $fB = 0.1 \ge 0.4$ 、風向角 $\theta = 0^\circ \ge 45^\circ$ に限られている。模型製作や計算時間の制約により、現時点では風洞実験、CFD ともに系統的な検討までには至っていない(現在、継続中)。

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

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

#### 2. 本研究で対象する構造物

図1に本論文で用いる座標系と記号を、表1に対象とする 構造物の寸法を示す。本研究では、既往の研究<sup>3,4,0</sup>を参考に、 スパンB = 15m,桁行長さW = 15, 30, 45mの円弧型独立上屋 を想定する。屋根平均高さH t f Bにかかわらず8.0mとする。 したがって、屋根頂部高さh t f Bによって異なる。

 <sup>\*1</sup> 京都大学防災研究所 耐風構造研究分野 大学院生
 \*2 独立行政法人国立高等専門学校機構 秋田工業高等専門学校 講師
 \*3 独立行政法人国立高等専門学校機構 秋田工業高等専門学校 校長



図1 対象構造物に対する座標系と記号

f/B	W/B	$f(\mathbf{m})$	<i>B</i> (m)	<i>W</i> (m)	<i>h</i> (m)
0.1	1, 2, 3	1.5	15	15, 30, 45	8.8
0.2	1, 2, 3	3.0	15	15, 30, 45	9.5
0.3	1, 2, 3	4.5	15	15, 30, 45	10.3
0.4	1, 2, 3	6.0	15	15, 30, 45	11.8

#### 表1 対象構造物の寸法

# 3. 風洞実験の概要

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



写真1 風洞実験の様子

#### 3.1 実験模型

本研究では、模型の幾何学的縮尺率をん=1/100と設定する。 図 2 に示すように、風圧測定用の基本模型は 3D プリンタを 用い屋根と柱を一体として作製した。スパンB および桁行長 さ W はいずれも 150mm である。屋根の厚さ t は 2mm、柱の 外径 ø は 6.5mm である。導圧管は屋根上下面の風圧測定孔か ら屋根および柱内部を通っており、柱脚部において銅パイプ を介してビニールチューブに接続されている。図 3 は風圧測 定点配置を示す。屋根中央および端部の 2 ライン(それぞれ Line C, Line E と称す)に沿って圧力測定孔が上下面にそれぞ れ 7 点ずつ設けられている。屋根に作用する風力(屋根上下面 の風圧の差)を測定するためには、上下面同位置に圧力測定孔 を設ける必要があるが、屋根厚さ 2mm でそれを実現するこ とは困難である。そこで、下面における風圧の空間的変化が 比較的小さいことを考慮し、下面の圧力測定孔を図 3 に示し た位置より 2mm ずれた位置(ライン上)に設けた。本研究で は、この基本模型は山村ら<sup>4</sup>の模型と同じであるが、ここで は図4に示すように、ダミー模型(同一形状で圧力測定孔のな い模型)を様々に組み合わせることで W/B と圧力測定ライン 位置を変化させる。なお、図4において影をつけた部分はダ ミーモデルを表している。いずれの W/B においても、中央の ラインを Line C、端部のラインを Line E と称する。



図2 風圧測定用模型(基本模型)







# 図4 圧力測定用模型とダミー模型の組み合わせ

## 3.2 実験気流

実験気流は境界層乱流であり、模型中心位置における平均 風速  $U_Z$  (高さ Z = 600mm での値  $U_{600}$  で基準化)および乱れの 強さ  $I_Z$ のプロファイルを図 5 に示す。平均風速のプロファイ ルを表す「べき指数」  $\alpha$ は約 0.27、風洞実験模型の屋根平均 高さ (H = 80mm)における乱れの強さ  $I_{eff}$  は約 0.2 である。 $\alpha$ および  $I_{eff}$ の値は、それぞれ荷重指針における地表面粗度区分 IVおよびIIIに対する規定値に近い。実験における Re 数(代表 長さとして屋根の曲率半径の2倍を用いる)について,山村ら <sup>4)</sup>は風洞実験において変更可能な範囲内で風圧分布に及ぼす Re 数の影響を検討し, Re >  $1.0 \times 10^5$ では風圧係数がほとんど 変化しないことを示した。そこで、本実験では屋根平均高さ Hにおける実験風速を  $U_{H}=9$  m/s とした。このとき, Re 数は fB = 0.1, 0.2, 0.3 および 0.4 に対して、それぞれ約 2.53×10<sup>5</sup>,  $1.41\times10^5, 1.09\times10^5$ および 1.01×10<sup>5</sup>である。

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



#### 3.3 風圧測定

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

風圧係数は, 屋根平均高さ H での速度圧 q<sub>H</sub> (=1/2ρU<sub>H</sub><sup>2</sup>)を用 い,式(1)のように定義される。ここに, p: 模型表面に作用 する風圧,  $p_s$ :風洞内静圧である。便宜上,屋根上面に作用 する風圧を「外圧」,下面に作用する風圧を「内圧」と呼び, それぞれに対応する風圧係数を外圧係数  $C_{\mu}$ ,内圧係数  $C_{\mu}$ と 呼ぶ。風圧係数の符号は面を押す方向を正とする。屋根面に は外圧と内圧の差が風力として作用する。式(2)に示されるよ うに,この風力を  $q_H$ で基準化して風力係数  $C_f$ とする。した がって, $C_f$ の符号は  $C_{\mu}$ と同じである。風圧・風力係数の各 種統計値は 10 セットの結果のアンサンブル平均で評価する。

$$C_p = \frac{p - p_s}{q_H} \tag{1}$$

$$C_f = C_{pt} - C_{pb} \tag{2}$$

#### 4. 数値流体解析の概要

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

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



図6 流入変動風の作成

#### 4.1 解析条件

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



図7 解析領域



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

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

# 表2 境界条件

# 4.2 流入変動風の作成

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



図9 流入変動風作成モデルの概要



図10 流入変動風作成モデルの計算格子



# 図 11 風速のプロファイル (CFD と実験の比較)





0.6 0.8



0.8

0.6 0.4

0.2 0.0

-0.2 -0.4

-0.6

-0.8

-1.0 -1.2

#### 4.3 数値流体解析の妥当性検証

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

#### 5. 結果と考察

## 5.1 屋根まわりの流れと風圧・風力分布

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

次に、下面の平均風圧係数 *C*<sub>pb\_mean</sub>の分布に着目すると(図 13(b)), *f*/*B*=0.1,0.2 では、*C*<sub>pb\_mean</sub>の符号が負から正に変わっ

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

図15は、WB=1で $fB=0.1 \ge 0.4$ の場合について、Line E 上の平均風圧係数分布(上下面)並びに平均風力係数分布の風 向 $\theta$ による変化を示す。風向 $\theta=0^\circ$ のときの分布はLine C 上 の分布に類似している。しかし、風向 $\theta=30^\circ\sim50^\circ$ のように斜 め方向から風が吹くと、屋根上面の後方領域( $S/S_{max}=0.6\sim$ 0.8)に大きな負圧が発生している。fB=0.4の場合の最大負圧 はfB=0.1の場合の2倍程度である。これは屋根端部(けらば) での流れの剥離によって屋根面上に円錐渦が生成されたため と考えられる。 $fB=0.1 \ge 0.4$ について、風向 $\theta=45^\circ$ のときの 時間平均流れの流速分布と流線図(図 16, 17)を見ると、fB=0.1 の場合、上面では流れの剥離は生じないが、fB=0.4の場 合、断面(a)の上面で流れの剥離が生じて大きな渦が発生して いることが分かる。一般に、fBが大きいほど、流れの剥離に よる渦が大きくなる。

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







Average

4

0.0e+00 2

speed (m/s)

1.2e+01





平均流れの速度場と流線図(*fB*=0.4, *W*/*B*=1, θ=45°) 図 17

### 5.2 平均風力係数分布の特徴とモデル化

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

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





図 20 Line C 上の平均風力係数分布の #Bによる変化 (W/B=1, θ=0°)



図 21 平均風力係数 C<sub>f\_mean</sub>分布(θ = 45°)

次に、θ=45°のときの平均風力係数分布(コンター図)を図 21 に示す(CFD の結果)。fB が等しい場合,風上から 1/2 ス パン程度までの範囲に着目すると、W/B=1とW/B=3でCfmean 分布は類似している。この領域では、いずれの fB でも、風 上部分には大きな正の風力(下向き)が作用し、風下部分には 大きな負の風力(上向き)が作用する。図 19(b)に示したカーポ ートに関する風洞実験結果も同様である。特に端部の近くで 正および負の風力係数の絶対値が大きく,分布の非対称性も 強い。端部領域(端から B/2 までの領域)より内側では、Cf mean の大きさは正負とも*θ*=0°のときの値に比べて小さい。図22 は、W/B=1、 $\theta=40^{\circ}$ の場合について、Line E 上の  $C_{f_mean}$ 分布 のfBによる変化を示す(実験結果)。これよりfBが大きいほ ど Cf\_mean の絶対値が大きく、非対称性が顕著になることが分 かる。なお、図 15(c)、(f)によれば、 $\theta$ =30°と40°のときの $C_{f_mean}$ 分布はほとんど重なっており、正負ともに Cf\_meanの絶対値が 大きく、 $\theta$ =50°になると小さくなっている。陸屋根に関する 既往の研究<sup>10</sup>によれば、θ=30°~40°のときに最大の負圧を与 える。円弧型独立上屋の場合も同様であると考えられる。 以上の結果に基づき、構造骨組用風力係数について考察す る。本研究で対象としているような比較的小規模な構造物の 場合,構造骨組用風荷重を準定常仮定に基づいて設定するこ とが可能である<sup>11)</sup>。その場合,構造骨組用風力係数は近似的 に平均風力係数で与えられる。上述の結果によれば,風向 $\theta\approx$ 0°の場合には,風力係数の桁行方向の変化は小さく,梁間方 向分布は Line C 上の分布(図 20)で代表される。一方,斜め方 向の風の場合,風上端から B/2 程度までの領域で正負の大き な風力が作用する。そして,Line E 上の風力係数の絶対値は  $\theta=40^\circ$ のときに最大となる。円弧型独立上屋の構造形式とし て様々なものが用いられるが,構造骨組膜構造では,連続梁 形式が最も一般的に用いられると考えられる。そこで,その ような構造形式に対する構造骨組用風力係数のモデルを, $\theta=$ 0°のときのLine C 上の  $C_{fmem}$ 分布と $\theta=40^\circ$ のときのLine E 上 の  $C_{fmem}$ 分布に基づき提案する。

図 20 および 22 に示した *C<sub>f\_mean</sub>* 分布を表す最も簡単な近似 式として、ここでは次式で与えられるフーリエ級数を用いる。

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

$$\xi = \frac{s}{s_{\text{max}}} \tag{4}$$

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

表3 Line C上の平均風力係数分布を表すフーリエ係数

$(W/B = 1, \theta = 0^{\circ})$						
f/B	$a_0$	$a_1$	$a_2$	<i>a</i> <sub>3</sub>	$a_4$	
0.1	-0.322	0.231	0.330	0.071	0.110	
0.2	-0.258	0.577	0.552	0.063	0.090	
0.3	-0.178	0.504	0.665	0.138	-0.060	
0.4	-0.056	0.429	0.718	0.200	-0.130	



図 22 Line E 上の平均風力係数分布の #Bによる変化 (W/B=1, 0=40°)

表 4 Line E 上の平均風力係数の分布を表すフーリエ係数 (W/B = 1 θ = 40°)

(VV/D = 1, 0 = 40)						
f/B	$a_0$	$a_1$	$a_2$	<i>a</i> <sub>3</sub>	$a_4$	
0.1	-0.357	0.954	0.089	-0.412	0.036	
0.2	-0.511	1.615	0.368	-0.633	0.209	
0.3	-0.543	1.970	0.433	-0.766	0.256	
0.4	-0.531	2.063	0.345	-0.752	0.195	

#### 5.3 最大・最小ピーク風力係数分布

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

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

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



図23 Line C上の最大・最小ピーク風力係数



図 24 Line E 上の最大・最小ピーク風力係数



図 25 外装材用ピーク風力係数のための領域分け

表5 外装材用ピーク風力係数

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

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

$$\eta = \frac{1 + 12 \times 0.26}{1 + 12 \times 0.2} = 1.21 \tag{5}$$

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

#### 6. おわりに

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

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

1) ライズ・スパン比 f/B, 平面辺長比 W/B, 風向 のが円弧型 独立屋根に作用する風圧・風力の特性や屋根まわりの流れ性 状に与える影響を把握した。fB は屋根上面の流れの剥離,屋 根下面への剥離流の再付着の有無に大きな影響を及ぼす。一 方,平面辺長比 W/B の影響は比較的小さい。斜め方向から風 が吹く場合,風上端から B/2 程度までの領域に大きな負の風 力が発生することが確認された。

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

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

#### [謝辞]

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

#### 参考文献

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

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

# CHARACTERISTICS OF WIND FORCES ON A CYLINDRICAL FREE ROOF

Lizhi Wen<sup>\*1</sup> Wei Ding<sup>\*2</sup> Yasushi Uematsu<sup>\*3</sup>

#### Summary

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

- \*1 Graduate Student, Disaster Prevention Research Institute, Kyoto University.
- \*2 Lecturer, National Institute of Technology (KOSEN), Akita College
- \*3 President, National Institute of Technology (KOSEN), Akita College

# 膜面の面内変位分布に基づく張力場モデルの 許容圧縮応力の設定に関する一計算例

秋田 剛\*1

本論文では、一定の圧縮応力を許容する張力場モデルの設定パラメーターである許容圧縮応力を、リンク ルを生じた膜面の面内変位分布から設定する方法について簡単な例題を用いて検証した. せん断荷重を受け る矩形張力膜に対して、張力場モデルを用いた解析及び擬似分岐座屈解析を行い、擬似分岐座屈解析で求め た面内変位分布との差が最小となるように張力場モデルの許容圧縮応力を設定する方法を試みた. 数値解析 結果から、本論文で提示する方法によって、一例ではあるがリンクルを生じた膜面の面内変位分布のみを用 いて設定された張力場モデルによる解析を膜面構造の大域的な剛性を疑似分岐座屈解析の結果によく一致さ せるように設定可能であることを確認した.

## 1. はじめに

近年、軽量で収納効率の高い膜材を利用した膜面宇宙構造 物が数多く提案されている1.2. 膜面宇宙構造物の設計では, 大気や重力の影響から地上試験で全ての設計検証を行うこと が難しく、数値解析による検証が重要となる. 膜面構造の数 値解析では、膜面に発生するリンクル現象のモデル化が必要 となり、座屈解析を用いた方法35%や張力場モデルを用いた方 法68などいくつかの数値解析法が提案されている.このうち, 座屈解析を用いた方法では、膜面を微小な曲げ剛性を有する シェル要素でモデル化し、初期不整を与えた擬似分岐座屈解 析によってリンクル発生後のつり合い状態を求めることが多 い、この方法は、座屈によって生じるリンクルの形状や座屈 後の応力状態を力学的に求めることができる精密な解析とな っている.一方で、座屈解析は不安定な解析となりやすく、 多大な計算コストを要してしまうため、大規模な構造解析に 適用することは容易ではない. 一方, 張力場モデルを用いた 方法では、圧縮応力が作用した際に膜要素の構成則をリンク ルの形成によって圧縮応力が完全に解放されるように修正し、 張力のみによるつり合い状態を求める. この方法は、リンク ル発生後の膜面の応力状態を高精度に求めることができ、非 線形有限要素法に効率的に組み込む方法も提案されているた め、設計パラメーターの探索に向いた方法となっている. た だし、実際の膜面ではリンクル形成後にも微小な圧縮応力が 存在するため、張力場モデルを用いた解析では、座屈解析を 用いた解析よりも剛性が低下した解が求められる.

著者はこれまでの研究で、張力場モデルを微小な一定の圧

縮応力を許容するように修正することで,張力場モデルによって得られる剛性を実験モデルや座屈解析で求められる剛性 とよく一致させることが可能であることを示した<sup>910</sup>.一旦, 実験モデルや座屈解析に適合する許容圧縮応力を設定するこ とができれば,解析精度の向上した張力場モデルを用いて多 数の数値検証を少ない計算コストで実施することができるた め,有用であると考えられる.しかし,従来の研究では,張 力場モデルで許容される圧縮応力を設定するために膜面構造 物の大域的な剛性を利用していたが,実際の実験データとし て画像計測のように膜面の変形状態しか得られないことも多 い.そこで本研究では,膜面の変位分布のみから張力場モデ ルで許容される圧縮応力を設定する方法について,簡単な例 題を用いて検証する.

張力場モデルでは、リンクルの形成に伴う面外の座屈変形 を面内の収縮変形に置き換えて解析を行う.この際、面内の 収縮量は、膜面に許容される微小な圧縮応力に依存した量に なる.本研究では、張力場モデルで求められる膜面の変位分 布を、リンクルを生じる膜面の面内変位分布に近づけるよう に許容圧縮応力を設定することを考える.例題としてリンク ルに関する実験や解析のベンチマークモデルとして用いられ ることの多いせん断荷重を受ける矩形張力膜を考える.分岐 座屈解析によって求められるリンクル形成後の膜面の面内変 位分布を基準にして張力場モデルによって求められる面内変 位分布の RMS 誤差を求め、RMS 誤差を最小とするように 許容圧縮応力を決定する方法を考える.このように面内変位 分布のみから決定された許容圧縮応力を用いることで、一例

<sup>\*1</sup> 千葉工業大学 工学部 機械電子創成工学科 准教授・工博

ではあるが,張力場モデルで求められる膜面の大域的な剛性 を疑似分岐座屈解析によって求められるものに近づけること が可能であることを報告する.

# 2. 一定の圧縮応力を許容する張力場モデル

## 2.1 張力場モデル

一般にリンクルは、図1(a)のように1方向に引張状態にある膜面に圧縮応力が作用した際の座屈によって発生し、座屈後の膜面では圧縮応力がほぼ解放されて微小な値となる. 張力場モデルでは、図1(b)のように膜面に発生する座屈を面内の収縮変形に置き換え、リンクルの形成によって圧縮応力は完全に解放されるものと考える. このとき膜面の応力場は、1軸引き張りの応力(張力場)でモデル化される. このようなモデル化により膜面のリンクル現象を、座屈解析を行うことなく平面問題として簡便に扱うことが可能となる.



(a) リンクルの形成プロセス



図1 リンクルの形成プロセスと張力場モデル

#### 2.2 一定の圧縮応力を許容する修正弾性行列

一般に張力場モデルを用いた解析では、膜面の弾性行列を 引張応力のみが生じるように修正して解析を行う <sup>7</sup>. 一方で、実 際のリンクル形成後の膜面には微小な圧縮応力が存在する. 著 者は、膜面の張力場モデルを一定の圧縮応力を許容するよう に拡張し、許容する圧縮応力の大きさを調整することで、実 験結果とよく一致する解が求められることを示した <sup>911)</sup>. こ の際、次式のように一定の圧縮応力を許容する張力場モデルの 修正弾性行列を提示した.

$$\bar{\mathbf{C}} = \begin{bmatrix} E + \frac{\alpha v^2}{\varepsilon_{2w}} & \frac{\alpha v}{\varepsilon_{2w}} & 0\\ \frac{\alpha v}{\varepsilon_{2w}} & \frac{\alpha}{\varepsilon_{2w}} & 0\\ 0 & 0 & \frac{E}{2(\nu+1)} \end{bmatrix}$$
(1)

ここに Eはヤング率, vはポアソン比,  $\epsilon_{2w}$ はリンクルひずみ で膜の主ひずみを $\epsilon_1, \epsilon_2$ として $\epsilon_{2w} = \epsilon_2 + v\epsilon_1$ で与えられる. aは, 張力場モデルの許容圧縮応力を表す.式(1)を用いることで, aを超える圧縮応力が存在しないつり合い解を求めることが できる. 修正弾性行列の導出については, 文献 10 に詳細が 記載されている.

修正弾性行列を用いた張力場解析では、膜要素で離散化さ れた膜面に対して、 要素の数値積分点における主ひずみ値か らリンクル判定を行い、判定結果が引張状態の場合は通常の 弾性行列を, リンクル状態の場合は修正弾性行列を適用して 解析を行う. 一般的な膜要素を用いた解析では、リンクル判 定を行わずに常に通常の弾性行列を用いるため、圧縮剛性を 考慮したつり合い解が求められる.一方で修正弾性行列を用 いた張力場解析では、修正弾性行列をひずみベクトルのうち 圧縮応力に起因するひずみ成分を射影によって除去し引張応 力に起因するひずみ成分のみを抽出するように構成すること で、引張応力のみによるつり合い解を求めることができる. 一般に修正弾性行列は、圧縮応力に起因するひずみ成分を射 影によって完全に除去するように構成されるが、式(10)の修 正弾性行列は、α以下の圧縮応力に起因する成分を射影によ って除去するように構成されている<sup>10</sup>.本論文では,Total Lagrange 法に基づく幾何学的非線形有限要素法を用いた定 式化を行い、要素の接線剛性行列と内力ベクトルを評価する 際に,修正弾性行列を適用して張力場解析を行う.

### 3. せん断荷重を受ける矩形張力膜の解析

#### 3.1 解析概要

解析モデルとして図2に示されるような、長さa,幅bの 矩形膜を考える.矩形膜の下端は完全固定とし、左右端は自 由とする.また上端は強制変位を受ける.解析は、まず上端 の節点に対してy方向に強制変位dyを与えて膜面に張力を与 える(図2(a)).次に上端の節点に対してx方向に強制変位 dxを与えて膜面をせん断変形させる(図2(b)).このとき、 せん断座屈により膜面全体にリンクルが発生する.本モデル はリンクルを生じる膜面のベンチマーク的な例題であり。 疑似分岐座屈解析を用いたリンクルの解析を比較的安定して 行えるモデルとなっている.本研究は、座屈によって発生す るリンクルが面内変形に与える影響を評価することに主眼を おいているため、安定して疑似分岐座屈解析を行えるように



本モデルを選択している.本論文では、MITC (Mixed Interpolation of Tensorial Components) 要素<sup>12)</sup>を用いた擬似分 岐座屈解析により膜面の座屈により発生するリンクルを求め る.また、圧縮応力を許容しない張力場モデルを用いた解析 を行い、擬似分岐座屈解析との比較によりリンクルの形成が 面内変形に与える影響ついて検討する.

解析は、Total Lagrange 法に基づく幾何学的非線形有限 要素法を用いて強制変位を増分的に与えて行う. 初期解析で、 dy = 1.0 mmの強制変位を 10 ステップに分割して作用させ膜 面を引張する. その後 dx = 2.0 mmの強制変位を 100 ステッ プに分割して作用させ、膜面をせん断変形させる. 膜材の縦 弾性係数を 3.38 GPa, ポアソン比を 0.34, 膜厚 12  $\mu$ m とする. 矩形膜の寸法は、長さ a = 150 mm, 幅 b = 300 mm に設定し、 膜面を長さ方向に 50 分割,幅方向に 50 分割,合計 2500 個の 要素で離散化する.

#### 3.2 解析結果

図3に初期解析を行った後のx方向に与えた強制変位量と 反力の関係を示す.図中には、張力場モデルを用いた解析、 擬似分岐座屈解析に加えて、比較のために通常の圧縮を許容



する膜要素を用いた解析の結果も示している.反力は上端の 51個の節点でx方向,y方向でそれぞれ求められるが,図3(a), (b)では,それぞれ節点のx方向およびy方向の反力の合計値 を示している.

圧縮を許容する膜要素を用いた解析と擬似分岐座屈解析は、 面外の座屈変形が発生するまで、ほぼ同一の結果となる. 擬 似分岐座屈解析では、強制変位量が 1.38 mm となる図の A 点から座屈が発生する. その後、圧縮応力がほぼ解放されな がら、強制変位量に応じてリンクルが成長する. 圧縮を許容 する膜要素を用いた解析では、強制変位量が増加するに従い、 圧縮応力と引張応力が混在する応力場となる. 張力場モデル を用いた解析では、擬似分岐座屈解析に対して、座屈前(A 点の前)の領域で大きな差異が見られる. これは、擬似分岐





座屈解析では、圧縮応力が一定の大きさになるまで座屈が発 生せず圧縮応力が残存しているが、張力場モデルを用いた解 析では圧縮応力は直ちに解放され、引張応力のみのつり合い 状態となっているためである.また座屈後においても、擬似 分岐座屈解析では微小な圧縮応力が残存するため、張力場モ デルを用いた解析との間に差異を生じる.このような圧縮応 力に起因する差異が、張力場モデルを用いて得られる膜面構 造の大域的な剛性と分岐座屈解析や実験モデルによって得ら れる大域的な剛性に差が生じる大きな要因となる 9.10.

図4に疑似分岐座屈解析において、座屈が発生してからリ ンクルが成長する過程をコンター図で示す34. B点(強制 変位量1.44 mm)では、膜面の左側の領域にリンクルが形成 され、直後のC点(強制変位量1.46 mm)において右側の 領域にもリンクルが形成される.本来であればモデルの対称 性から左右のリンクルは同時に発生すると考えられるが、擬 似分岐座屈解析では初期形状に対して乱数で初期不整を与え ているため、完全な対象のモデルとはならず、従って左右の リンクルの発生のタイミングにずれが生じたと考えられる. その後、強制変位量の増加によってリンクル領域が拡大して いき、強制変位量2.00 mmとなるD点では、膜面全体にリ



ンクルが形成される.

図 5,6 に強制変位量 2.00 mm となる D 点での膜面の中央 (y=75 mm)のx 方向変位分布(図 5), y 方向変位分布(図 6)の全体図と中央付近の拡大図をそれぞれ示す.図 5(a),図 6(a)の全体図より,各解析結果の面内変位分布は,膜面の左 右端で差異が大きくなることがわかる.これは、今回のモデ ルではリンクルの形成が面内の変形に与える影響が,膜面の 左右端で大きくなることを示している.このような変位分布 の差を減少させるように式(1)の許容圧縮応力を設定するこ とで,張力場モデルを用いた解析と分岐座屈解析で求められ る大域的な剛性の差を減少させることが期待される.

一方で、図 5(b)、図 6(b)からわかるように、膜面の中央付 近ではモデルによる面内変位分布の差異は大きくなく、リン クルの形成が面内の収縮変形に与える影響は小さいと考えら れる.

#### 4. 面内変位分布に基づく許容圧縮応力の設定例

本論文では、リンクル形成後の張力場モデルと擬似分岐座 屈解析の面内変位分布の差を減少させるように、張力場モデ ルの許容圧縮応力を設定することを考える.式(1)の a を-0.1



MPaから-3 MPaまで0.1 MPa刻みで変化させて一定の圧縮応 力を許容する張力場モデルの修正弾性行列を設定し,第3章 と同様の解析を行なった.疑似分岐座屈解析で求められた強 制変位量 2.00 mm での全節点のx 方向, y 方向の変位に対し

て、張力場モデルを用いた解析で求められた変位の RMS 誤 差を求めた結果を図7に示す. 図7より、 $\alpha = -0.8$  MPa の設 定でx 方向、y 方向の RMS 誤差が共に最小となることが分 かった. 次に許容圧縮応力が $\alpha = -0.8$  MPa の場合の解析から 求められる強制変位量とx 方向、y 方向の反力の関係を図 8 に示す. 図からわかるように、座屈直後では若干の差異はあ るものの、擬似分岐座屈解析結果と一定の圧縮応力を許容す る張力場モデルの解析結果が非常に良い一致を示すことがわ かる. このことから、リンクルを生じた膜面の変位分布のみ から適切な許容圧縮応力が可能であると考えられる.

#### 5. まとめ

本論文では、一定の圧縮応力を許容する張力場モデルの設 定パラメーターである許容圧縮応力を、リンクルを生じた膜 面の面内変位分布から設定する方法について報告した. せん 断荷重を受ける矩形張力膜に対して、張力場モデルを用いた 解析及び擬似分岐座屈解析を行った. 擬似分岐座屈解析で求 めた面内変位分布との差が最小となるように張力場モデルの 許容圧縮応力を決定することで、膜面構造の大域的な剛性を 表す強制変位量と反力の関係を疑似分岐座屈解析の結果によ く一致させることが可能であることがわかった.

今後の課題として、今回の報告ではせん断荷重を受ける矩 形張力膜を一例にして面内変位分布から許容圧縮応力の設定 を行ったが、様々な形態の膜面に対しても同様の設定が可能 であるかを検証する必要がある。特にインフレータブル膜構 造のような曲面上に発生するリンクルに対する許容圧縮応力 の設定法の検討が挙げられる。本論文のような平面膜を対象 とした場合、計測や分岐座屈解析結果からリンクルを生じる 膜面の面内変位分布を評価することが容易であるが、曲面上 のリンクルでは面外変位と面内変位を分離するための方法に ついて今後検討する必要がある。

#### 謝辞

本研究は、JSPS 科研費 19K12006 の助成により行われた ものである. ここに謝意を表する.

#### 参考文献

- Mori, O., Funase, R., Shirasawa, Y., Mimasu, Y., Tsuda, Y., Saiki, T., Yano, H., Matsuura, S., Yonetoku, D., and Kawaguchi J.: IKAROS Extended Operation for Advanced Solar Power Sail Mission, Transactions of the Japan Society for Aeronautical and Space Sciences, Aerospace Technology Japan, Vol. 12, ists29, pp. Tk\_19-Tk\_24, 2014.
- 2) Ewing, A. P., Back, J. M., Schuettpelz, B. M., and Laue, G. P., James Webb Space Telescope Sunshield Membrane Assembly, AIAA Paper 2009-2156, 2009.
- 3) Iwasa, T., Natori, M. C. and Higuchi, K.: Evaluation of Tension Field Theory for Wrinkling Analysis with Respect to the Post Buckling Study, Journal of Applied Mechanics, Transaction of American Society of Mechanical Engineers,

Vol. 71, pp. 531–540, 2004.

- Tessler, A., Sleight, D. W. and Wang, J. T.: Effective Modeling and Nonlinear Shell Analysis of Thin Membranes Exhibiting Structural Wrinkling, Journal of spacecraft and rockets, Vol. 42, pp. 287–298, 2005.
- Wong, Y. W. and Pellegrino, S.: Wrinkled Membranes Part III: Numerical Simulations, Journal of Mechanics of Materials and Structures, Vol. 1, No. 1, pp. 63–95, 2006.
- Miyazaki, Y.: Wrinkle/Slack Model and Finite Element Dynamics of Membrane, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 66, pp. 1179-1209, 2006.
- Akita, T., Nakashino, K., Natori, M. C., and Park, K. C.: A Simple Computer Implementation of Membrane Wrinkle Behaviour via a Projection Technique, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 71, pp. 1231–1259, 2007.
- 8) Jarasjarungkiat, A., Wuchner, R., and Bletzinger, B. U., Efficient Sub-Grid Scale Modeling of Membrane Wrinkling by a Projection Method, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol. 198, pp. 1097-1116, 2009.
- 9) 菅沼和敬,秋田剛,石田良平,: ンフレータブルビームの曲げ特 性について,日本機械学会(A編), Vol. 75, pp. 388-393, 2009.
- 10) 秋田剛,石田良平,:一定の圧縮応力を許容する張力場モデルの 定式化とそのインフレータブルビームの曲げ解析への適用,膜 構造研究論文集2010, No. 24, pp. 27-34, 2011.
- 秋田剛,石田良平, :インフレータブルビームのしわ発生後の応 力場に関する一考察, 膜構造研究論文集 2012, No. 26, pp. 37-40, 2013.
- 12) Bathe, K. J. and Dvorkin, E. N.: A Formation of General Shell Elements the Use of Mixed Interpolation of Tensorial Components, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 22, pp. 697–722, 1986.

# A numerical example on allowable compressive stress settings for tension field model based on in-plane displacement distributions of membrane surface

Takeshi AKITA \*1

## Summary

In this paper, a numerical example to set allowable compressive stresses in tension field models is reported. The allowable compressive stresses in the tension field model is set to minimize the difference from the in-plane displacement distribution in wrinkled membrane surfaces. For a simple example, a rectangular tension membrane under shear load was analyzed by using a pseudo-bifurcation buckling analysis to obtain the displacement field with wrinkling. The allowable compressive stresses in the tension field model was determined by using in-plane displacement distribution in the wrinkled membrane. From the tension field analysis with the allowable compressive stress determined, it is confirmed that the relationship between the forced displacement and the reaction force is in good agreement with the results of the pseudo-bifurcation buckling analysis, which indicates the effectiveness of the presented approach in this example.

\*1 Associate Professor, Department of Innovative Mechanical and Electronic Engineering, Chiba Institute of Technology

# LRC 法に基づく円弧型骨組膜構造独立上屋の構造骨組用風荷重に関する検討

丁 威<sup>\*1</sup> 植松 康<sup>\*2</sup>

本研究では、円弧型骨組膜構造独立上屋の構造骨組用風荷重を風洞実験に基づき検討した。まず、屋根に作用する風圧・風力分布の特性を把握した。次に、標準的な構造骨組を設定し、平面フレーム解析を行い、最大荷重効果(ここでは最大曲げモーメントと軸力に着目)を与える条件(風向)を見出した。その条件に対して、LRC(Load Response Correlation)法を用い、最大荷重効果を与える等価静的風力係数分布を求めた。最後に、その結果に基づき、構造骨組設計用風力係数モデルを提案した。

### 1. はじめに

円弧型骨組膜構造独立上屋はイベント会場やスポーツ施設 など、公共空間で広く利用されている(図1参照)。このよう な構造では、一般に軽量であるため風荷重が設計上重要とな ることが多い。しかし、建設省告示や日本建築学会「建築物 荷重指針」<sup>10</sup>(以下、「荷重指針」と呼ぶ)には円弧型独立上屋(開 放型建築物)の構造骨組用風力係数は示されていない。実務で は円弧屋根をもつ閉鎖型建築物の外圧係数を基に設計荷重を 評価することも多いようである。しかし、独立上屋の場合に は壁がないので、屋根上下面に作用する風圧(したがって、両 者の差で与えらえる風力)の分布や変動特性は閉鎖型建築物 とは大きく異なるため、そのような評価方法は合理的ではな い。より合理的な荷重評価を行うためには、開放状態に応じ た適切な風力係数を設定する必要がある。

風力係数は風洞実験によって評価するのが望ましいが、独 立上屋の場合、屋根上下面の風圧を同時に測定する必要があ ること、壁がないため多くの導圧管を風洞床下まで導くこと が困難であること等の理由により、風洞実験模型の製作が困 難である。これまで風洞実験がほとんど為されていない理由 はここにある。既往の研究を見ると、Nataliniら<sup>20</sup>はライズ・ スパン比 0.2、平面辺長比 W/B = 2,4 の模型を用いて平均風力 係数分布を求めているが、動的荷重効果については検討して いない。山村ら<sup>30</sup>はライズ・スパン比 f/B = 0.1~0.4、平面辺 長比 W/B = 1 の模型を用いて屋根全体の揚力係数や空力モー メント係数を測定した。変動風圧も測定しているが、模型製 作上測定点は中心線と端部に沿った2 ライン上に限られてい る。また、気流の乱れがやや小さく、実験条件も限定的であ る。文ら<sup>40</sup>は f/B = 0.1~0.4、W/B = 1~3 の模型を用いて風洞 実験を行い、f/B や W/B が風圧特性に及ぼす影響を検討した

\*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
 \*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

が、模型製作上の制限で風圧測定は山村ら<sup>3</sup>と同様、屋根端 部と中央に位置する2ライン上に限られている。風洞実験結 果をベンチマークとして、LES (Large Eddy Simulation)を用い た数値流体解析(CFD)も行い、屋根全体の風圧分布や風圧の 変動特性を把握しているが、限られたライズ・スパン比と風 向角しか検討していない。

本研究における風洞実験模型は山村ら 3や文ら 4と同様で あるが,荷重効果に基づいて設計用風力係数を考察するため, 風圧測定点数は彼らのものより多い。風圧・風力の分布を詳 細に把握するためには圧力測定孔を屋根全面にわたって多数 配置するのが望ましい。しかし、模型製作上それほど多くの 圧力測定孔を設けることはできないため、ここでは屋根の1/2 領域に着目した。本研究で対象とする建築物は、図2に示す ような4本の柱で支えられた円弧型独立上屋である。図3に 示すように, 屋根の 1/2 領域(領域 1,2)に作用する風力はすべ てその領域内のフレーム(フレーム 1, 2)によって基礎に伝達 されるものと考え、領域1内の風圧・風力分布をより詳細に 把握するため, 屋根の 1/2 領域(領域 1)に圧力測定孔を配置 した。本研究ではfB = 0.1の円弧型独立上屋を対象とし、境 界層乱流を用いた風洞実験を行う。実際の円弧型骨組膜構造 の独立上屋、例えばイベント会場、スポーツ施設、駅舎、カ ーポートなどでは、ライズ・スパン比fB=0.1~0.2のものが 多い。そこで、本研究では研究の第一ステップとして fB=0.1 に着目する。

本研究では、まず風洞実験により、円弧型独立上屋に作用 する風圧・風力の特性を把握する。次に、荷重効果に基づき 構造骨組用風力係数について考察する。構造骨組は梁間方向 ラーメン構造とし、柱脚は固定と仮定する。荷重効果として は、基礎部の引き抜き力と最大曲げモーメントに着目する。

53

まず全風向中,最大の荷重効果を与える条件(風向)を明らか にし,次にその条件に対して,風圧測定結果を用いて LRC 法に基づき最大荷重効果を与える等価静的風力係数分布を求 める。最後に,その結果に基づき,ガスト影響係数法の枠組 みで設計用風荷重を評価するための構造骨組設計用風力係数 のモデルを提案する。



図1 円弧型骨組膜構造独立上屋の例(沖縄県黒島港) (引用:太陽工業株式会社「膜・建築・空間」)

#### 2. 対象建築物と風洞実験

#### 2.1 対象建築物

本研究では、既往の研究<sup>2)~5)</sup>を参考に、スパンB = 16.6m、 桁行長さL = 16.6mの円弧型骨組膜構造の独立上屋を想定する(図2参照)。前述したように、実際の円弧型骨組膜構造の 独立上屋では、ライズ・スパン比 $fB = 0.1 \sim 0.2$ のものが多い が、ここではfB = 0.1のみを扱う。屋根平均高さHは既往の 研究と同様約8mとする。

構造骨組は、図3のように柱・梁フレームで支えられ、梁 間方向ラーメン構造とする。柱脚は固定と仮定する(図4参 照)。柱・梁部材はいずれも鋼材のSN400とし、その断面寸 法は、風荷重に対して一般的な許容応力度設計を行って決定 した。その際、風荷重は建設省告示第1454号に基づき、基準 風速 $V_0$ = 36m/s、地表面粗度区分IIIと仮定して算定した。屋 根平均高さ*H*における設計風速は $U_H$ =28.6m/s である。また、 ガスト影響係数は $G_f$ =2.5 である。風力係数 $C_f$ としては本研 究の風洞実験で得られた平均風力係数を用いた。すなわち、 単位面積当りの風荷重は、速度E $q_H$ (=1/2 $\rho U_H^2$ ; $\rho$ は空気密度)、 風力係数 $C_f$ 、ガスト影響係数 $G_f$ の積で与えられる。構造解析 の結果より、柱は角形鋼管 300×300×12、梁は H 型鋼 H300×200×8×12 と定められた。



図3 想定構造骨組のフレーム の荷重負担領域



図4フレームの構造

### 2.2 風洞実験模型

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 1.4m<sup>W</sup>×1.0m<sup>H</sup>×6.5m<sup>L</sup>) を用いて行った(図5参照)。



図5 風洞実験の様子

風洞実験模型は図2に示した対象建築物を幾何学的縮尺率 λ<sub>1</sub>=1/100 で作製したものである。スパンB および桁行長さL はいずれも 166.7mm, 屋根の厚さは 4mm である。本研究で はフレームの荷重効果に基づいて構造骨組用風力係数を検討 するが,図3に示した各フレーム(1,2)はそれぞれ屋根の1/2 領域(領域1,2)に作用する風力を負担するものと仮定する。 そこで, 圧力測定孔(0.6mm φ)を領域1内に図6に示すよう に配置した。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4mmでそれを実現するのは困難である。 そこで、下面における風圧の空間的変化が比較的小さいこと を考慮し、下面の圧力測定孔を図 6 に示した位置より 2mm ずれた位置に設置した。圧力測定孔に作用する風圧は、内径 0.6mm・外径 1mm の銅パイプ(ターンテーブル下の位置まで) と内径1mmのビニールチューブを介して圧力変換器(風工学 研究所, MAPS-02)に導き測定した。柱は7×7mmの正方形断 面のもの6本(片側3本)である。これは想定した構造モデル の柱を模型化したものではなく,計40本の導圧管を通すため の最低限の寸法と数である。本研究では屋根面に作用する風 力に着目しているが、屋根面風圧に及ぼす柱の影響は小さい と考えられる。後に示すように、影響があると考えられる下 面圧の分布にも柱の影響は見られない。



図6 圧力測定孔配置

#### 2.3 実験気流

実験気流はスパイヤーおよびラフネスブロックで生成した 境界層乱流である。図7に模型がない状態での模型中心位置 における平均風速Uzおよび乱れの強さIuのプロファイルを示 す。平均風速のプロファイルを表す「べき指数」αは約0.27, 屋根平均高さH(80mm)における乱れの強さIuHは約0.2であ る。αおよびIuHの値は、それぞれ荷重指針における地表面粗 度区分IVおよびIIIに対する規定値に近い。

模型平均高さ H での風洞気流の乱れのスケール(積分スケール)  $L_{xm}$ は約0.18m であり,幾何学的縮尺率を1/100 とした とき実風の値に比べてかなり小さい。しかし,Tieleman 6<sup>0,7</sup> によれば,低層建築物に作用する風圧に及ぼすべき指数 $\alpha$ と 乱れのスケール  $L_x$ の影響は比較的小さく,乱れの強さ  $I_{uH}$ の 影響が大きい。また,風洞気流の乱れのスケール  $L_{xm}$ の値が 自然風に対する目標値  $L_x$ (模型の縮尺率を用いて計算される 値)の0.2 倍程度より大きく,かつ,模型の代表寸法  $L_B$ (ここ では屋根平均高さ H)の2 倍程度以上であれば,風洞実験は概 ね妥当な結果を与えることが示された。本研究において,屋 根平均高さでの  $L_x$ は荷重指針より約58m と計算され,縮尺 率 1/100 の場合約0.58m(その0.2 倍は0.12m)となる。また, 模型の代表寸法の2 倍は  $L_B = 0.16m$  である。したがって,風 洞気流の $L_{xm}$ は上記の条件を満たしている。



図7 実験気流のプロファイル

### 2.4 風圧測定

2.1 節に示したように,屋根平均高さ *H* における設計風速 は 28.6m/s である。風洞実験での風速は  $U_H = 9$ m/s とした。し たがって,風洞実験における風速の縮尺率は  $\lambda_V = 1/3.18$  とな る。幾何学的縮尺率が  $\lambda_L = 1/100$  であるから,時間の縮尺率は  $\lambda_T = \lambda_L/\lambda_V = 1/31.4$  と計算される。

屋根上下面に設置された圧力測定孔(40 点)に作用する風 圧をサンプリング周波数 500Hz で全点同時測定した。1回の サンプリング時間は 19.1 秒(フルスケール換算で 10 分)であ るが,ばらつきを考慮し,同一条件下で 18 回測定した。実験 で使用したチュービングによる変動風圧の歪みは、予め測定 されたチュービングシステムの周波数応答関数を用い周波数 領域で補正した。実験風向 θは、図 2 に示すように定義し、 模型の対称性を考慮して 0~ 180°の範囲を 15° ピッチで変化 させた(13 風向)。

風圧係数  $C_p$ は式(1)のように定義される。ここに、 $q_H$ は屋 根平均高さ H での速度圧、pは模型の屋根面に作用する風圧、  $p_s$ は風洞内静圧である。屋根上面および下面の風圧係数をそ れぞれ  $C_{pt}$ および  $C_{pb}$ で表す。風圧係数の符号は面を押す方向 を正とする。屋根面に作用する単位面積当たりの風力は上下 面の風圧の差で与えられるので、 $q_H$  で基準化した風力係数  $C_f$ は式(2)のように表される。したがって、 $C_f$ の符号は  $C_{pt}$  と 同じである。最大・最小ピーク風力係数など、風圧・風力係 数の各種統計値は 18 セットの結果のアンサンブル平均で評 価する。

$$C_p = \frac{p - p_s}{q_H} \tag{1}$$

$$C_f = C_{pt} - C_{pb} \tag{2}$$

#### 3. 平均風圧·風力係数分布

屋根まわりの流れと屋根に作用する風圧・風力との基本的 な関係を把握するため、まず平均風圧・風力係数分布に着目 する。図8は、風向 $\theta$ -0°のときの平均風圧・風力係数分布(コ ンター図)を示す。平均風力係数 $C_{f_mean}$ の分布に着目すると (図8(c))、風上側端部近傍では負値を示すが、それ以降の領 域ではほぼゼロとなっている。これは、上面の風圧と下面の 風圧が相殺されることによる。

風向 $\theta$  = 45°~60°のように斜め方向から風が吹くと,風力 係数は風上領域で大きな正の値(下向き)を示している(図 9, 10(c))。これは流れの剥離によって屋根下面に大きな負圧が 発生するためである。また,端部(けらば)に沿った領域で大 きな負の値(上向き)を示している(図 9,10 (c))。これは屋根端 部での流れの剥離によって屋根面上に円錐渦が生成され屋根 上面に大きな負圧が発生したためと考えられる。

図11は、風向 $\theta$ =90°のときの平均風圧・風力係数分布を示 す。屋根上面の平均風圧係数 $C_{pr,mean}$ の分布に着目すると(図 11(a))、風上側端部には正圧が作用するが、それ以降のほと



んどの領域には負圧が作用している。最大負圧は屋根頂部付 近で発生する。これは流れの増速効果によるものである。下 面の平均風圧係数 *Cpb* mean の分布に着目すると(図 11(b)),風 上側端部には負圧が作用するが、スパンの 1/2 より下流側で はほぼゼロとなっている。下面では風上側端部で流れが剥離 した後、0.4*B* あたりで再付着していると考えられる。等平均 風力係数線(図 11(c))は風向にほぼ直角になっており、桁行方 向の変化は小さい。風力係数は風上側端部で正の値(下向き), 風下領域で負の値(上向き)を示し、絶対値が最大となるのは 負値で屋根頂部付近に生じている。

図 12 は、文ら<sup>4</sup>による円弧型独立上屋 (fB=0.1, L/B=1) の平均風力係数分布に関する CFD の結果である。なお、本研 究と文らの研究では風向の定義が異なっているので注意され たい。図 12(a)は本実験での風向  $\theta$ =90°(図 11)に、図 12(b)は 本実験での風向  $\theta$ =45°(図 9)に対応する。それぞれ対応する 結果同士を比較すると、両者はよく対応していることが分る。 これより、屋根全体の風圧・風力係数分布を把握するには CFD は有効なツールになると考えられる。



(a) 風向 0°(1/2 領域のみ表示)

(b) 風向 45°

図 12 平均風力係数 Cfmean 分布(f/B = 0.1, L/B =1)

#### 4. LRC 法による風荷重評価

本研究では、荷重評価に Kasperski<sup>8</sup>が提案した LRC(Load Response Correlation)法を用いる。この方法は空間的・時間的 に不規則に変動する風圧(風力)を受ける構造物の設計用風荷 重を確率論に基づき評価する方法で、構造物の剛性が比較的 高く、変動風圧(風力)による共振効果を無視できる場合、着 目する荷重効果と風圧(風力)との相関を考慮し、荷重効果の 最大ピーク値の期待値を再現できる等価静的風力係数を与え る。この LRC 法によれば最大荷重効果を与える等価静的風 圧係数  $C_{p,LRC}$ は次式で与えられる。

$$C_{p\_LRC} = C_p + g_r C_p \rho_{rp} \tag{3}$$

ここに、 $\overline{C}_{p}$  = 平均風圧係数、 $C_{p}$  = 風圧係数の標準偏差、 $g_{r}$  = 荷重効果のピークファクター、 $\rho_{p}$  = 風圧と荷重効果の相関係数である。式(3)を風力係数に適用する場合には風圧係数 $C_{p}$ の代わりに風力係数 $C_{f}$ を用いる。

#### 4.1 着目する荷重効果

LRC 法で荷重評価を行う場合, 注目する荷重効果を適切に 設定する必要がある。植松<sup>9</sup>らは、中小規模の低層構造物の 場合、平均風力を作用させたとき構造上最もクリティカルと なる応力に着目すればよいとしている。これは、そのような 構造物の場合、応答評価において近似的に準定常的な取り扱 いが可能であることによる。すなわち、固有振動数が風速変 動の卓越周波数に比べて高い場合には動的応答に及ぼす共振 効果は小さいので準静的成分のみを考えればよいからである。 本研究では、図3に示したように、屋根は2つのフレームに よって支えられおり、屋根の 1/2 領域に作用する風力をそれ ぞれのフレームが負担すると仮定している。そこで、まず風 洞実験で得られた平均風力係数分布を用いて計算される平均 荷重を屋根に作用させて構造解析(二次元フレーム解析)を行 い、最も重要な荷重効果を選択することとした。このとき、 風力係数は図6に示した風洞実験模型における桁行方向の圧 力測定ライン上の4点の負担面積を重みとした重み付き平均 風力係数である。フレームに作用する風荷重は図4のように 5 点に作用する集中荷重で与えた。そして、風向角 0~180° の解析の結果により、風上柱脚曲げモーメント M(t)と風下柱 の軸力(引張力)N(t)が構造設計上クリティカルとなることが 示された。そこで、ここでは荷重効果として M(t)および N(t) に着目する。なお、N(t)は基礎の引き抜き力に関連する。

速度圧を  $q_{H}$ , M(t)および N(t)に対する影響係数 (点 j に単位 の力をかけたときの M(t)および N(t)の値) を  $a_j$ および  $\beta_j$ , 圧力 測定点 j での風力係数を  $C_j$  (t), 荷重負担面積を  $A_j$ とすると, M(t)および N(t)は次式で与えられる。

$$M(t) = q_H \sum_{j=1}^{5} \alpha_j C_{jj}(t) A_j$$
(4)

$$N(t) = q_H \sum_{j=1}^{5} \beta_j C_{jj}(t) A_j$$
(5)

この M(t)および N(t)は以下のように無次元化され、それぞれ  $M^*(t)$ および  $N^*(t)$ と表される。

$$M^{*}(t) = \frac{M(t)}{q_{H} \cdot B^{2} \cdot L/2}$$
(6)

$$N^{*}(t) = \frac{N(t)}{q_{H} \cdot B \cdot L/2}$$
(7)

#### 4.2 最大荷重効果をもたらす条件

Ì

各風向角に対して測定された風力係数時刻歴  $C_{fj}(t)$ を用いて、式(4)、(5)によりM(t)、N(t)の時刻歴を計算し、実スケール10分間での最大ピーク値 $M_{\text{max}}$ 、 $N_{\text{max}}$ を求めた。次に式(6)、(7)より無次元最大曲げモーメント $M^*_{\text{max}}$ と無次元軸力 $N^*_{\text{max}}$ を計算した。図13は $M^*_{\text{max}}$ と $N^*_{\text{max}}$ の風向 $\theta$ による変化を示す。これより、建設省告示第1454号で想定しているような、桁行面に正対する風向( $\theta$  = 90°)ではなく、いくらか斜めの方向か

ら風が吹く場合に最大荷重効果が発生することが分かる。これは、斜め方向から風が吹くと、風下側屋根面端部で流れの剥離が生じて屋根の上に円錐渦が形成され、その渦によって大きな負圧が屋根上面に作用するためと考えられる(図 10(a)参照)。この風向に対して、*M(t)*および*N(t)*の最大ピーク値と平均値の比で定義されるガスト影響係数*G*<sub>f</sub>を求めると、表1のようになる。準定常仮定によれば、*G*<sub>f</sub>は近似的に気流のガストファクター*G*<sub>v</sub>の2乗で与えられる。すなわち、

$$G_f \approx G_v^2 = (1 + g_v \cdot I_H)^2 \tag{8}$$

ここに、 $g_v$ は気流のピークファクターである。本実験気流の $I_H \approx 0.2$  と表1の $G_f$ を上式に代入して $g_v$ を求めると、N(t)およびM(t)に対して、それぞれ $g_v \approx 2.2$ および2.4 と計算される。これらの値は Uematsu and Yamamura<sup>10</sup>の結果と概ね一致している。



(b) 最大無次元軸力

図 13 最大無次元曲げモーメントと軸力の風向による変化

表 1	最大荷重効果を与える条件とガス	ト影響係数	
11	取べ回主が不らうんの不同とかべ		

荷重効果	風向	$G_{\!f}$
М	60°	2.2
Ν	60°	2.1

# 5. 構造骨組用風力係数

# 5.1 等価静的風力係数

最大荷重効果を与える風向 $\theta = 60^{\circ}$ について、①LRC 法に よって与えられる等価静的風力係数分布( $C_{fLRC}$ )、②条件付き サンプリング、すなわち式(4)および(5)で与えられる荷重効果 の時刻歴を用いて荷重効果が最大ピーク値となった瞬間の風 カ係数分布( $C_{f_{cond}}$ )、③ガスト影響係数法、すなわち平均風力 係数 $C_{f_{mean}}$ とガスト影響係数 $G_{f}$ の積で与えられる風力係数分 布( $C_{f_{gust}}$ )を求めた。図14および15は、柱軸力Nおよび曲げ モーメントMに基づくそれらの結果を比較したものである。 横軸のsは風上側端部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。いずれの場合においても、 $C_{f_{LRC}}$ と $C_{f_{cond}}$ の分布は概ね一致している。これは、LRC 法が最大 荷重効果をもたらす風力係数分布を確率・統計的手法で推定 するものであり、最大荷重効果をもたらす瞬間的な風力係数 分布を与える「条件付きサンプリング」の結果の平均値(18 回の測定結果のアンサンブル平均)に概ね対応するからであ る。また、ガスト影響係数法による結果も概ね一致しており、 本研究で対象としたfB = 0.1の場合には平均風力係数を用い たガスト影響係数法も有効であるといえる。



図 14 平均風力係数と様々な方法で評価された等価静的風力係 数の分布(柱軸力に着目)



図 15 平均風力係数と様々な方法で評価された等価静的風力係 数の分布(曲げモーメントに着目)

#### 5.2 構造骨組用風力係数

図 14, 15 に示された C<sub>LIRC</sub> 分布をそのまま設計で用いるの は煩雑であるから、構造骨組設計用風力係数としては、基規 準と同様、領域を分けて領域ごとに一定値を与える方が好ま しい。そこで、建設省告示や荷重指針に示されている円弧屋 根をもつ閉鎖型建築物の外圧係数の規定を参考に、屋根を図 16 に示す R<sub>a</sub>(風上部), R<sub>b</sub>(中央部), R<sub>c</sub>(風下部)の3 領域に分割 し、各領域に対して  $C_{fLRC}$  の面平均値( $C_{fU}$ ,  $C_{fM}$ ,  $C_{fL}$ )を求 めた。結果を表2に示す。この面平均値を各領域に一定値と して与えた場合と実際の  $C_{fLRC}$ 分布を用いて計算した荷重効 果の値は必ずしも一致しない。そこで、 $C_{fLRC}$ の風力係数分 布から直接計算した荷重効果と各領域の面平均値を用いて計 算した荷重効果(M, N)の比を求めたところ、M については 0.931, Nについては 0.963 であった。つまり、面平均値( $C_{fU}$ ,  $C_{fM}$ ,  $C_{fL}$ )は荷重効果をいくらか大きめに評価する結果(設計 上安全側の評価)となる。



図 16 平均風力係数の領域分け

# 表2 最大荷重効果を与える等価静的風力係数 (各領域の面平均値)

着目する荷重効果	$C_{f_U}$	$C_{f_M}$	$C_{\underline{f}\underline{L}}$
柱軸力	0.74	-1.11	-0.85
曲げモーメント	1.23	-1.05	-0.83

基規準での風荷重評価方法としては簡便なガスト影響係数 法がよく用いられる。その場合,設計用風荷重(単位面積当た り)は風力係数とガスト影響係数の積で与えられる。気流の乱 れの効果はガスト影響係数で評価され,乱れが大きいほど大 きなガスト影響係数が用いられる。一方,表2に示した風力 係数には乱れの効果が含まれている。そこで,従来のガスト 影響係数法の枠組みで設計用風荷重が評価できるように,表 2の風力係数分布を表1に示した荷重効果に基づくガスト影 響係数で除した値を構造骨組用風力係数( $C_{fU}$ ,  $C_{fL}$ ,  $C_{fL}$ ) として提案する。結果を表3に示す。基礎の設計の場合には 風下側柱軸力(引張力)N に着目した構造骨組用風力係数を, フレームの応力を検討する場合には風上側曲げモーメントM に着目した構造骨組用風力係数を用いればよい。ガスト影響 係数 $G_{f}$ は式(8)を用いることで,近似的にではあるが,任意の 気流に対して算定できる。

#### 表3構造骨組用風力係数の提案

注目する荷重効果	$C^*_{f_U}$	$\operatorname{C}^*_{f_M}$	$C_{f\underline{L}}^{*}$
風下側柱軸力 N	0.35	-0.53	-0.41
風上側曲げモーメント M	0.56	-0.48	-0.38
閉鎖型円弧屋根の外圧係数	-1.27	-1.0	-0.5

#### 6. おわりに

本研究では、円弧型骨組膜構造の独立上屋を対象とし、剛 模型を用いた風洞実験を行った。その結果に基づき、まず、 円弧型独立上屋に作用する風圧・風力の特性を把握した。風 が斜め方向から吹くと、風力は風上領域大きな正の値(下向 き)と風下領域に大きな負の値(上向き)を示した。

次に、LRC 法を用い、最大荷重効果を与える等価静的風力 係数分布を求めた。ここでは、荷重効果として基礎部の引き 抜き力と最大柱脚曲げモーメントに着目した。この風力係数 の分布は条件付きサンプリングの結果と概ね一致している。

最後に、従来用いられるガスト影響係数法の枠組みで風荷 重評価ができるような構造骨組設計用風力係数モデルを提案 した。具体的には、屋根を風上領域、中間領域、風下領域に 分割し、フレームおよび基礎部の設計に用いる風力係数を各 領域に対して一定値として与えた。ここで得られた風力係数 分布は、閉鎖型円弧屋根の外圧係数とは大きく異なっている。 したがって、円弧型独立上屋に対して円弧屋根を有する閉鎖 型建築物の外圧係数を用いることはできない。開放状態に応 じて適切に風力係数を設定する必要がある。本研究はfB=0.1, L/B=1という限られた条件に対するものであるが、円弧型独 立上屋の耐風設計(風荷重評価)に対して有用な知見を与える ものと考えられる。結果をより一般化するためには広範囲の fB および L/B に対する検討が必要であり、今後の検討課題と する。

#### [謝辞]

本研究で用いた風洞実験データは、一般社団法人日本エク ステリア工業会より提供頂いたものである。風洞実験は元東 北大学大学院生郡司誠矢氏および山家哲生氏によって行われ た。また、本研究の一部は(財)能村膜構造技術振興財団の令 和3年度助成金によるものである。

#### 参考文献

- 1) 日本建築学会:建築物荷重指針・同解説, 2015
- 2) 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
- 3) 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
- 4) 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
- 5) 植松康,高館祐貴,ガヴァンスキ江梨:妻面開放型骨組膜構造建 築物の設計用風荷重に関する実験的研究,膜構造研究論文集,第 27号,pp.15-22,2013
- 6) H.W. Tieleman, R.E. Akins, P.R. Sparks : A comparison of wind—tunnel and full-scale wind pressure measurements on low-rise structures, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol. 8, pp.3-19, 1981
- 7) H.W. Tieleman, M.R. Hajj, T.A. Reinhold : Wind tunnel simulation

requirements to assess wind loads on low-rise buildings, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol 74–76, pp.675-685, 1998

- M. Kasperski,: Extreme wind load distributions for linear and non-linear design, Engineering Structures, Vol.14, No.1, pp. 27-34, 1992.
- 9) 植松 康, 織茂俊泰, 渡部俊一郎, 北村周治, 岩谷 賢: 翼型に似

た断面形状を持つ鉄骨ハウスの設計用風荷重,第18回風工学シン ポジウム論文集, pp.347-352, 2004.

 Y. Uematsu, R. Yamamura: Wind loads for designing the main wind force resisting systems of cylindrical free-standing canopy roofs, Technical Transactions, Civil Engineering, Vol.116, No. 7, pp.125-143, 2019.

# WIND FORCE COEFFICIENTS FOR DESIGNING CYLINDRICAL FREE ROOF COMPOSED OF FRAMEWORK MEMBRANE STRUCTURE

Wei Ding <sup>\*1</sup> Yasushi Uematsu<sup>\*2</sup>

#### Summary

In this study, wind tunnel experiments were carried out to investigate the wind force coefficients for designing the main wind force resisting system of a cylindrical free roof composed of framework membrane structure. Pressures at many points on both the top and bottom surfaces of a rigid roof model with a rise/span ratio of 0.1 and a side ratio of 1 were measured simultaneously in a turbulent boundary layer. Based on the results obtained, the characteristics of wind pressures and forces acting on the cylindrical free roof were investigated. Then, the critical condition providing the maximum load effect was determined according the results of structural frame analysis. Focus was on the bending moment at the windward column top and the axial force induced in the leeward column as the load effects. The LRC method proposed by Kasperski was employed for evaluating the equivalent static wind force coefficients providing the maximum load effects. Finally, a model of design wind force coefficients to be used in the framework of conventional gust effect factor approach was proposed.

\*1 Lecturer, National Institute of Technology (KOSEN), Akita College

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

[第2編 報告·概説]

# 岩国駅西口、東口駅前広場整備工事

平郡竜志\*1

膜構造建築物の事例として、2020年7月竣工の「岩国駅西口、東口駅前整備工事」を以下に紹介する。

#### 1. 建物概要

名称	「岩国駅西口、東口駅前広場整備工事」
所在地	山口県岩国市麻里布町1丁目地内
建築面積	西口 640 ㎡、東口 190 ㎡(合計約 830 ㎡)
構造	骨組膜構造
工期	2019年3月~2020年3月(東)7月(西)
事業主	岩国市
設計	岩国市
意匠監修	光井純アンドアソシエーツ建築設計事務所(株)
施工	「西口」長畑建設工業(株)、「東口」(株)太昭組
	太陽工業(膜構造部分)
	膜材:A種膜材
	四フッ化エチレン樹脂コーティングガラス繊維布
	酸化チタン触媒微粒子含有

山口県岩国市は、広島県と隣接する山口県の東部に位置し、 錦帯橋に象徴される名勝・史跡等に恵まれた観光のまち、瀬 戸内海臨海工業地帯の一翼を担う工業のまち、基地のあるま ちなど様々な顔をもっており、岩国広域都市圏の中核を担う 重要な区域でもある。(写真 1)

また、岩国港、山陽新幹線新岩国駅、山陽自動車道岩国インターチェンジ、岩国錦帯橋空港等の広域交通基盤が整備される山口県東部の交通の要衝地でもある。

今回、岩国駅の通路シェルターとして計画された屋根は、 西口に5棟、東口に1棟の合計6棟あり、最も大きな西口A シェルターは、最大高さ6m、幅7.5mにもなる。大型と小 型シェルターの関係性は、瀬戸内海の寄せては返す大波・小 波、あるいは船の帆を連想させる。(写真2)



写真1:以前の岩国駅



写真2(b):岩国駅西口、昼景



写真2(a):岩国駅西口、全景

\*1 太陽工業株式会社 設計本部 工学修士



写真2(c):岩国駅東口、昼景

## 2. 膜屋根のデザイン

計画当初のイメージから、仕上げの素材としては柔らかい デザインを実現できる膜屋根で計画が進んでいた。金属屋根 とは違い、ガラスやポリカーボネート等も光を透過する素材 の代表例ではあるが、空間構成において、膜材料のような柔 らかい透明性は表現できない。膜材料の多くは白色であり、 日本人に馴染み深い紙、障子を連想することができ、紙を張 った障子は、日本的な建築構成材の一つであり、そこに感覚 的な落ち着きと美しさを見出すことができる。

今回の計画でも鉄骨フレームを木材のような深い茶色の配 色にすることで、駅前広場全体に落ち着いた雰囲気を醸し出 している。また膜面を鉄骨フレームより下側に取り付けする ことで、フレームによる圧迫感を隠し、照明効果が映えるよ うな設計が行われており、季節ごとや代表的なアウェアネス カラーに合わせ、自動的に点灯色が変わるようにプログラミ ングされている。(図1)



図2(a):水上、膜納まり詳細図



図2(b):水下、膜納まり詳細図

#### 3. ディテールと施工性

一般的な膜屋根工事では鉄骨の上に膜を張るため、重機で 吊り上げて張り広げる施工手順を行うことができる。しかし、 今回は膜を鉄骨の下に張り、通路の利用者から見て「一枚物」 の膜が張ってあるように見せるデザインで計画されているた め、張り込み作業には工夫が必要となる。

膜定着用PLやRPLは通路の前面からの目線に対して目立 たせないようするため、鉄骨部材の背面側に RPL を取り付 けしている。(図 2)

膜は工場で縮小された状態で現場に搬入し、上向き作業と なるため、膜を取り付ける範囲の全面に足場を組み、施工環 境を整えた。(写真3)

形状を把握するために、設計作業はすべての部材を 3D 化し、 主構造部材の他に、膜材用の 2 次鉄骨もデータ化している。 膜定着部のクランプベースやリブプレートまで全てを 3D 化 することで施工、製作工場などがお互いにのデータを効率的 にチェックできるようにした。



写真3:膜屋根(下張り)の施工時



# 4. まとめ

リニューアルされた西口駅前広場は、多様なイベントを開 催することができる十分な広さを有しており、この広さを活 用して、期間やターゲットの異なる様々なイベントを開催す ることで、街を訪れる人に対して、常に表情を変える駅前広 場となっている。

その中にあっても、闇夜に白く浮かび上がる造形は行き交 う人々の目を大きく引きつけ、スマホを手に撮影をする人も 多い。ライトアップされることによりボリュームのある通路 屋根がさらに大きく見えるが、躯体を覆う巨大な帆が連なる ような膜屋根の曲面が繊細な色使いの照明と相まって軽快な 印象に仕上がっている。照明によって照らされたこの膜は淡 く柔らかな色味を作り出し、市の玄関口にふさわしい、心地 の良いお見送り、お出迎えの光を実現させている。この照明 効果による変幻自在な様相も、街行く人を魅了する膜屋根、 全体計画の良さといえる。

今後、JR 山陽本線沿線でも同様の駅前広場整備が行われ ようとしているが、その中でもひときわ異彩を放つこの駅前 広場が先駆けとなり、新鮮な魅力、特色のある町並みが形成 される未来を期待したい。(写真 4)



写真4(a):岩国駅西口、夜景



写真4(b):岩国駅西口、夜景

# 東京国際空港第2ターミナル国際線施設

ETFE フィルムと PTFE 膜材を組合わせたクッション方式膜屋根

丁 乙碩 \*1

膜構造建築物の事例として、2020年3月29日に新たに開業した東京国際空港第2ターミナルの国際線施設を以下に紹介する。本物件は、ETFEフィルムと PTFE 膜材を組合わせたクッション方式の膜屋根を採用しており、クッション方式膜構造の中でも稀な事例である。

# Ⅰ 建築概要

- ・名称:東京国際空港第2ターミナル国際線施設建設工事
- ・所在地:東京都大田区羽田空港 3-4-2
- ・主要用途:空港旅客ターミナルビル
- ・建主:日本空港ビルデング株式会社
- ・敷地面積:943,664.36 m<sup>2</sup> (既存国内線地区)
- ・建築面積: 17,667.12 m<sup>2</sup> (既存改修部除く)
- ・延床面積: 66,154.08 m<sup>2</sup>
- ・階数:地上5階
- ・構造:鉄骨造、一部鉄骨鉄筋コンクリート造
- ・設計・監理: 梓・安井・PCPJ・ 東京国際空港第2ター ミナル国際線施設設計監理共同企業体
- 施工:大成建設株式会社

東京国際空港第2ターミナルは主に国内線専用の施設とし て使われていたが、国際線の増便と旅客の増加に対応するた めに大規模増築工事が行われ、2020年3月29日より既存の 国内線と国際線の供用ターミナルとしての運用が開始された。 本件は地下1階・地上5階の規模で、既存の第2ターミナ ルビルの南側に新たに増築された事例である。

設計コンセプトは「空 + 未来感」の新しい国際線施設、 災害に強い安全で安心な空港施設、既存ターミナルに隣接し た片持ち構造のしなやかな鉄骨フレームそして軽量で内外一 体で使用可能な ETFE クッション膜構造による屋根として いる。



東京国際空港第2ターミナル増築部の鳥瞰図(出典: 梓設計より)

<sup>\*1</sup> 協立工業株式会社 リサーチエンジニア・工博
### Ⅰ 膜屋根概要

- ・構造形式: クッション方式(3 層)の膜構造
  ①アウターレイヤー(ETFE フィルム、500 µm)
  ②ミドルレイヤー(PTFE 膜材、0.6mm)
  ③インナーレイヤー(ETFE フィルム、500 µm)
- ・屋根面積: 6,474 m<sup>2</sup>
- ・ユニット数: 318パネル



膜屋根の概要図

膜屋根は約6,474 m<sup>2</sup>の面積であり、主構造のスチールフレ ーム(120m(長さ)×80m(幅))の上に318ユニットのク ッションパネルで構成されている。屋根全体の形状はN5エ リアを基準に左右対称となっている。

膜屋根の構造形式は①アウターレイヤー(ETFE フィルム、500 µm、白色+高反射シルバー印刷、AGC 製)、②ミドルレイヤー(PTFE 膜材、0.6mm、サンゴバン製)そして③ インナーレイヤー(ETFE フィルム、500 µm、白色印刷、AGC 製)からなる3層のクッション方式を採用している。

ETFE フィルムと PTFE 膜材を組み合わせたクッション 方式の膜屋根が採用された理由としては、軽量で開放的な明 るい空間の実現、クッション方式による屋根耐火・屋根断熱、 そして ETFE フィルム特殊印刷による日射遮蔽が挙げられ る。

また、クッションパネルのライズは各ユニットのサイズが それぞれ異なるため、全体の屋根外形を設計意図通りにする ためにライズ比を約10%~13%程度に設けている。



クッションパネルの構成

### モックアップ実験

本件の ETFE フィルムと PTFE 膜材を組合わせたクッション方式については、日本国内だけではなく先行事例が多い 海外でも事例が無かったため、モックアップ実験を通じて問 題点を解決しながらクッションパネルの意匠性、安全性、施 工性そして加圧状況などの確認を行った。



クッションパネルのモックアップ(加圧前)



クッションパネルのモックアップ(加圧後)



クッションパネルの安全性の確認

また、各クッションパネルのアウター及びインナーレイヤ ーには明るくて快適な室内空間が実現できるように、モック アップ試験体を空中に吊り上げ、設計時に意図したデザイン 並びにイメージが演出できることを確認した。さらに、ETFE フィルムの表面に日本の伝統文様の一つである「麻の葉」模 様の白色印刷を施し、その結果、日射角度や時間等によって、 多様な色の屋根が演出できるようになった。



クッションパネルの膜面色の見上げ様子

### 内圧制御システムと排水計画

各クッションパネルには、構造上必要な内圧を維持する為、膜屋根 の北ェリア(N1~N5)と南ェリア(S1~S4)に分けて、内圧制御システム を設けている。クッションパネルの常時内圧は300Paに設定 しており、内圧の制御は自動制御となっている。なお、膜屋 根・南側の隣接建物の屋上に降雪センサーと風センサーを設 置し、降雪時と強風時に対しそれぞれ1100Paと600Paの設 定内圧の自動制御ができるようにした。クッションパネルは 工場での製作時にETFEフィルムとPTFE 膜材を接合して 一体化したものを現場で取付けるため、空気の漏気量は非常 に少なく、また送風機は常時作動しているが、PID 制御・イ ンバーター・可変風量調節バルブによる信頼性の高い余裕を 持った仕様に設計した。



【北側】



【 南側 】 送風及び内圧制御システム

膜屋根の排水検討については、荷重条件のうち、最も厳し い条件と考えられる積雪荷重時を想定して検討を行った。屋 根頂部の場合、積雪により上面膜に若干のたわみが生じるも のの、水勾配が確保できるようにした。



膜屋根の排水検討(N1, N3, N5, S1, S3 エリア、積雪荷重時)



膜屋根の排水検討(N2, N4, S2, S4 エリア、積雪荷重時)

また、各クッションパネル間には下図のように"Y"字型 の下地鉄骨が設けられ、クッションパネルの定着と樋の役割 を兼ねるようにした。



クッションパネルの定着及び樋部の様子

## フェイルセーフの検討

本件は365日常に運用され、不特定多数の人々が利用する 空港施設という、重要度が高い施設であるため、膜屋根につ いては、設計時に外部環境の影響を受けて施設運用に支障を 来さない様に ETFE クッションパネルのデフレート状態を 想定し、安全性を検討した。デフレートの条件は①内圧制御 システムに起因する場合(加圧送風装置が2系統とも停止又 は ETFE クッション膜が飛来物等によって損傷)、②ETFE フィルムの破損に起因する場合(アウターレイヤーが損傷し、 さらにミドルレイヤーからインナーレイヤーに浸水)の2 ケ ースが想定できるが、このような想定条件についてもミドル 及びインナーレイヤーが崩壊せずに耐えられるよう安全性の 検討を行った。



デフレート時の想定( N1, N3, N5, S1, S3 エリア、積雪荷重時)



想定荷重(水荷重)



膜面応力の検討結果

デフレート時のミドルレイヤーの安全検討【ケース①】



想定条件(ミドルレイヤー浸水後、通気孔よりインナーレイヤー浸水)



## 実大モックアップ試験

本件の大きな特徴の一つとしては、アウター及びインナー レイヤーの ETFE フィルムの間に PTFE 膜材を挟んだ3層 のクッションパネルが挙げられる。しかし、ETFE フィルム と PTFE 膜材の場合、熱溶着により一体化することは難しい ため、クッションパネルの気密性及び固定金物としての強度 が確保できるよう新たに開発したアルミ製膜固定金物を適用 した。

アルミ製膜固定金物のディテール

また、膜屋根の現場施工に先立ち、クッションパネルの取 付時に起きえる問題や施工手順などをシミュレーションする ために、施工条件が最も厳しい条件と考えられるカーブサイ ドの箇所について実大のモックアップ実験を行った。試験体 の製作については、膜下地プレート、アルミ膜固定金物そし てクッションパネルの製作精度を上げるために、予め 3D モ デルを用いて各パーツの寸法及び配置等を検討し、最大限施 工誤差を減らせるようにした。



実大モックアップ試験体の3Dモデル



クッションパネルの取付様子

クッションパネルの取付後、膜面の変形や安定性を確認す るために、内圧による膜面の形状や気密性などを確認し、パ ネルの製作寸法及び気密性に問題無いかなどの検証を行った。



クッションパネルの加圧様子(480Pa)



クッションパネルの気密性の確認

### 膜屋根の施工状況

クッション方式膜屋根の現場施工状況を以下に表す。クッ ションパネルは現場での取付時間の短縮及び作業がスムーズ に行われるように、工場で ETFE フィルムと PTFE 膜材を 一体化したものにアルミ金物を予め結合し、ユニットとして 一体化させ、各パネルごとに現場まで搬入し、取付けるよう にした。



①ク ッションパネルの現場搬入



② クッションパネルの現場取付様子



③クッションパネルの現場取付様子(N1 エリア)



④クッションパネルの現場取付様子(全体エリア)



⑤膜屋根の仕上げ様子(全体エリア)

## 新たなクッション方式膜屋根の実現

ETFE フィルムは、耐久性・耐候性に優れるフッ素樹脂の 材料であり、日本国内においては、2017年に「平成14年国 土交通省告示第666号」に「膜構造用フィルム」として位置 付けられたことから、今後 ETFE フィルム採用の可能性が期 待される材料である。 東京国際空港第2ターミナル増築部の膜屋根は ETFE フィルムと PTFE 膜材を組合せたクッション方式膜屋根を実現させた物件であり、膜屋根の明るさ、意匠性そして安全性を最大限生かした物件とも言える。最後に、今後 ETFE フィルムが日本国内において多様な建築物に幅広く適用されることを希望する。



東京国際空港第2ターミナル増築部の外観(カーブサイド)



東京国際空港第2ターミナル増築部の外観(エアサイド)

東京国際空港第2ターミナル増築部の内観

# 「膜構造ジャーナル 2022」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 た修正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 の投稿先アカウントについては、本協会へお問い合わせくだ さい。

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回目投稿締切 2022年10月末(投稿受付開始; 7月15日)
 第2回目投稿締切 2023年3月末(投稿受付開始; 12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(早い目に事前登録項目は入力して ください。)。

応募にあたり、不明な点があり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12月15日末までに申込んでく 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3月末とします。 「技術報告」についても、「研究論文」とともに(一社)日本膜構造 開 公 : 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
  - 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。

般に公開いたします。

その他; ご不明な点がありましたら、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 冨士中央ビル7F Tel :(03)6262-8911 Fax:(03)6262-8915 E-mail:ronbun@makukouzou.or.jp