

The Membrane Structures Association of Japan

膜構造ジャーナル 2024
Journal of Membrane Structures 2024

– No. 4 –

一般社団法人 日本膜構造協会

建築の一分野として確立してきた膜構造は、近年建設数も増し、日本における研究者の数も増しています。これにともない、研究テーマも多岐に互るようになり、発表される論文も多分野に互り、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abstract、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 2024

Journal of Membrane Structures 2024

〔目次〕

第1編 研究論文

1. クロスアーチ架構とケーブル併設型骨組膜構造の振動特性および減衰定数に関する測定報告----- 1
大竹克浩（大成建設株式会社）
2. レンズ状高内圧二重空気膜構造の振動特性に関する測定報告----- 11
ETFE フィルムにおける音圧加振実験について
大竹克浩（大成建設株式会社）
河端昌也（横浜国立大学）
3. 球形屋根を有する円筒形空気膜構造の必要内圧制御に関する研究----- 19
その1 簡易算定式の誘導
丸田榮藏（WIND & PHYSICS LLC）
河端昌也（横浜国立大学）
揖斐 剛（大嘉産業株式会社）

第2編 報告・概説

1. 膜構造ブロック積層による成層圏建築物の実現可能性について----- 29
成層圏高度領域の安定利用に向けた大気浮力を利用した構造体の構想
島崎丈太（日本大学）
2. 広島サッカースタジアム----- 35
(EDION PEACE WING HIROSHIMA)
平郡竜志（太陽工業株式会社）
北林孝二（太陽工業株式会社）

[第1編 研究論文]

クロスアーチ架構とケーブル併設型骨組膜構造 の振動特性および減衰定数に関する測定報告

大竹克浩*1

屋内プール屋根に鋼管、膜材料B種、ケーブルで構成したクロスアーチ架構と骨組膜構造を設計した。膜材料B種の減衰特性を計測する為、膜の展張前後でクロスアーチ鉄骨構造に対して常時微振動計測とハンマー打撃加振計測を実施した。膜展張前の計測結果の一次固有振動数は約 11.05 Hz となった。RD 法により減衰定数を推定した結果、減衰定数は最大 1.72% であった。膜初期張力導入後は、固有振動数 12.80 Hz で減衰定数は最大 4.85 % であった。さらに、地震時応答計測、風荷重時応答計測を実施し、振動特性および減衰定数に関する検討を行った。

1. はじめに

本プロジェクトは屋内プールを建設する計画である。本計画において、施主より、「太陽光によるプールの温熱効果」、「明るく開放的な大空間の実現」の2点が要求された。この要求に対し、鋼管を用いたクロスアーチ架構と透光性に優れた膜材料B種とケーブルを併設した骨組膜構造として構造計画を行った。写真1に内観写真を示す。

施工中に膜展張前のクロスアーチ架構単独の鉄骨構造における常時微振動計測およびハンマー打撃加振計測を実施した。さらに、膜展張後のクロスアーチ架構の鉄骨構造と膜構造における常時微振動計測およびハンマー打撃加振計測を実施した。

本稿は参考文献 7,8,9)の内容を発展させ膜展張後の解析を追加したものである。明るく開放的な大空間の実現を行ったクロスアーチ架構と膜構造の構造計画と常時微振動、ハンマー打撃加振、地震時応答、風荷重時応答計測の結果として、固有振動数・減衰定数に関して報告する。

2. 構造計画

図1に構造架構図、図2に屋根架構図を示す。スパン方向 13.8m、桁行方向 30m、ライズ 2m とした。膜屋根を支持する鉄骨フレームは曲率半径 9.6m の円弧形状アーチを傾斜し、スパン中央で接合するクロスアーチ架構とした。クロスアーチ架構を 5m 間隔で配置し、下部構造の柱位置をアンカーボルトで接合した。両妻面下部にスラスト力処理用のつなぎ梁を設置した。各々のアーチの脚部とスパン中央部で接合する架構であり、地震荷重や風荷重を立体的に処理する事を意図し、屋根面ブレースを不要とする架構システムである。クロスアーチ架構は外径 190.7mm の鋼管を用いた。立体的に取り合う接合部における溶接線干渉を回避する為、外周梁は外径 216.3mm の鋼管を用いた。

太陽光の透過性に配慮して、膜材は膜材料B種(CMX-220)



写真1 内観写真

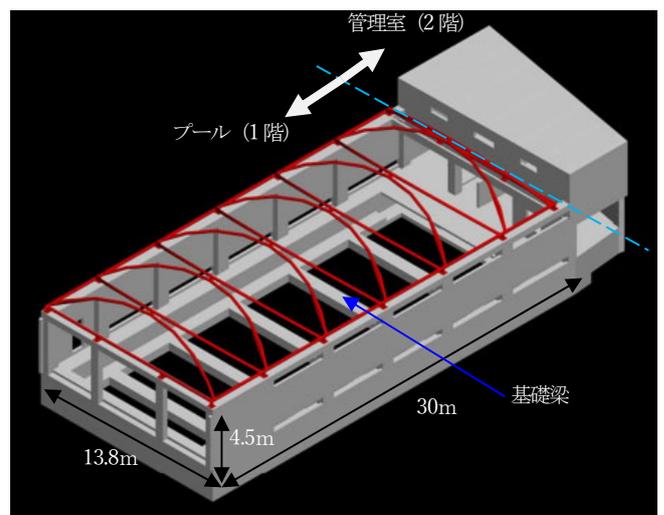


図1 構造架構図

*1 大成建設株式会社

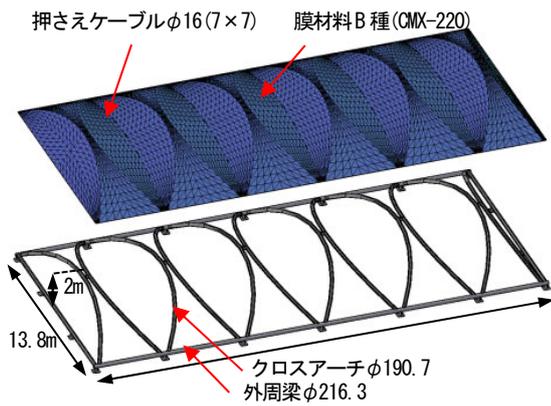


図2 屋根架構図

表1 使用材料

| 鉄骨材料 | ヤング係数 N/mm ² | せん断弾性係数 N/mm ² | ポアソン比 | 線膨張係数 1/°C |
|------|----------------------------|------------------------------|-------|----------------------|
| 鋼材 | 2.05×10^5 | 0.79×10^5 | 0.3 | 1.2×10^{-5} |

| 膜材 | 引張剛性 E_t | ポアソン比 μ | せん断剛性 G_t | 自重 W |
|-----|---------------|----------------|----------------|----------------------|
| タテ系 | 2120 kN/m | 0.59 | 14.3kN/m | 7.7 N/m ² |
| ヨコ系 | 1340 kN/m | 0.37 | | |

| ケーブル材料 | 有効断面積 A_e [mm ²] | 破断荷重 T_p [kN] | 基準強度 F [N/mm ²] | 自重 W |
|------------------------------------|-----------------------------------|--------------------|----------------------------------|-----------|
| 構造用ストランドロープ 7×7 16φ (ST1570) | 125 | 176 | 704 | 10.1 N/m |

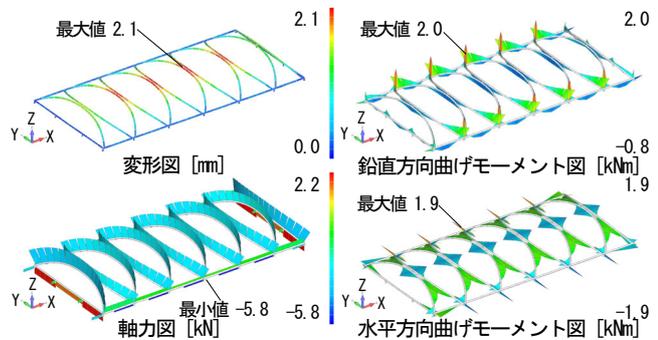


図3-1 鉄骨自重+仕上荷重 解析結果

を採用した。風吹き上げ時の膜のばたつきをおさえる為、クロスアーチ架構中間部に押さえケーブルを併設した。ケーブル断面は、風荷重時の吹き上げ荷重に対する膜材の引張応力および変形制御に必要な剛性により外径16mmとした。

3. 使用材料

表1に使用材料一覧を示す。鋼管はSTK400を使用した。膜材料はフックの法則が成立する直交異方性材料とした。膜材料のタテ系方向は桁行方向、ヨコ系方向はスパン方向に設定した。ケーブル材は構造用ストランドロープ7×7、ST1570を使用した。

4. クロスアーチ架構解析

クロスアーチ架構を有限要素法を用いて解析を行った。図3-1に長期、図3-2に積雪荷重時、図3-3に風荷重時の解析結果を示す。積雪荷重は0.6kN/m²(等分布)、風荷重は速度圧1.0kN/m²、風力係数を-1.0と設定し解析を行った。

長期荷重時は、最大で変形量2.1mm、圧縮軸力5.8kN、鉛直方向曲げモーメント2.0kNm、積雪荷重時は、最大で変形量5.7mm、圧縮軸力11.6kN、鉛直方向曲げモーメント3.8kNm、風荷重時は、最大で変形量13.6mm、引張軸力27.9kN、鉛直方向曲げモーメント9.2kNmとなった。

各荷重時の力の流れは、アーチに沿って軸力が流れ、鉛直方向(アーチ面内方向)曲げモーメントはアーチ端部でつり上る結果となった。変形量は風荷重時において最大13.6mmとなり、スパン比1/1000程度となった。

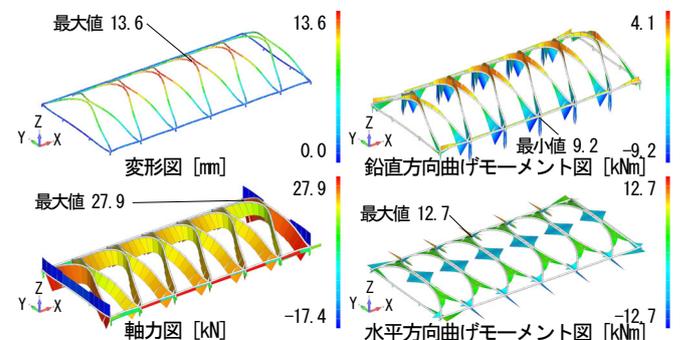


図3-3 風荷重時 解析結果

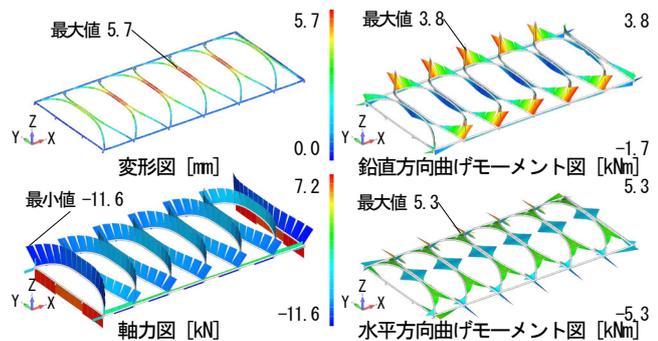


図3-2 積雪荷重時 解析結果

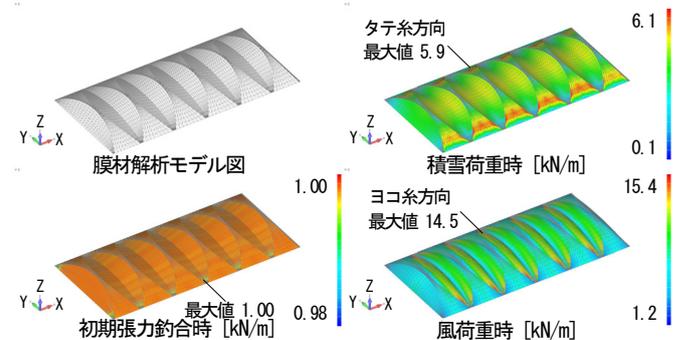


図4 膜材解析結果

5. 膜材解析

タテ糸、ヨコ糸方向の張力比を 1:1 の等張力曲面として、膜の形状解析を行った。膜材の初期張力をタテ糸、ヨコ糸方向共に 1.0kN/m とし、膜自重に対する釣合形状を算定する為、応力変形解析を実施した。この解析結果による釣合形状を初期モデルとし、静的な応力変形解析を行った。有限要素法により、荷重増分法、ニュートンラフソン法を組み合わせ、幾何学的非線形問題として解析を行った。膜材・ケーブル材は圧縮・曲げに抵抗しない非抗圧材料とした。膜面形状解析及び膜面応力変形解析は膜面を三角形平面要素、ケーブル材を線材要素として両者を複合した有限要素モデルを用いた。

膜材解析結果として Von Mises 応力図を図 4 に示す。初期釣合時の最大膜張力はタテ糸、ヨコ糸方向共に 1.0kN/m、積雪荷重時はタテ糸方向 5.9kN/m、ヨコ糸方向 3.5kN/m、風荷重時はタテ糸方向 7.4kN/m、ヨコ糸方向 14.5kN/m となった。ケーブルの最大張力は、初期釣合時 8.0kN、風荷重時 42.6kN となった。

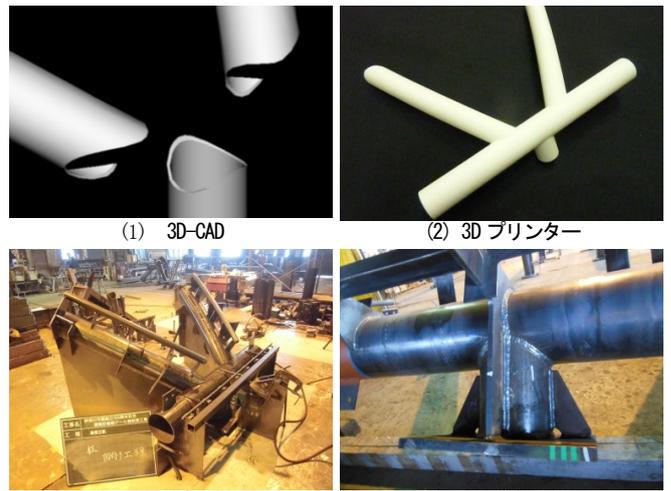
6. 鉄骨製作・鉄骨施工

鋼管断面については、3D-CAD や 3D プリンターを用いて鋼管接合部の溶接部の検討を行い、鋼管径を決定した。溶接については、全周隅肉溶接の耐力で溶接部の検討を行った。写真 2 に接合部を示す。接合部製作時は鋼管の架台を設置する事で接合部の品質を確保した。鋼管現場溶接部は突合せ溶接とした。クロスアーチの中央接合部はボルト接合とした。写真 3 にクロスアーチ架構の施工状況を示す。

7. クロスアーチ架構の振動計測

7-1. 常時微振動計測

常時微振動計測は 2014 年 3 月 11 日から 3 月 12 日までの 12 時間実施した。本計測に使用した加速度センサーはサンシ



(1) 3D-CAD

(2) 3D プリンター



(3) 溶接前製作状況

(4) 溶接後製作状況

写真 2 接合部



(1) 鋼管現場溶接部

(2) エレクションピース仮組状況



(3) クロスアーチ中央接合部

(4) クロスアーチ全景

写真 3 クロスアーチ架構施工状況

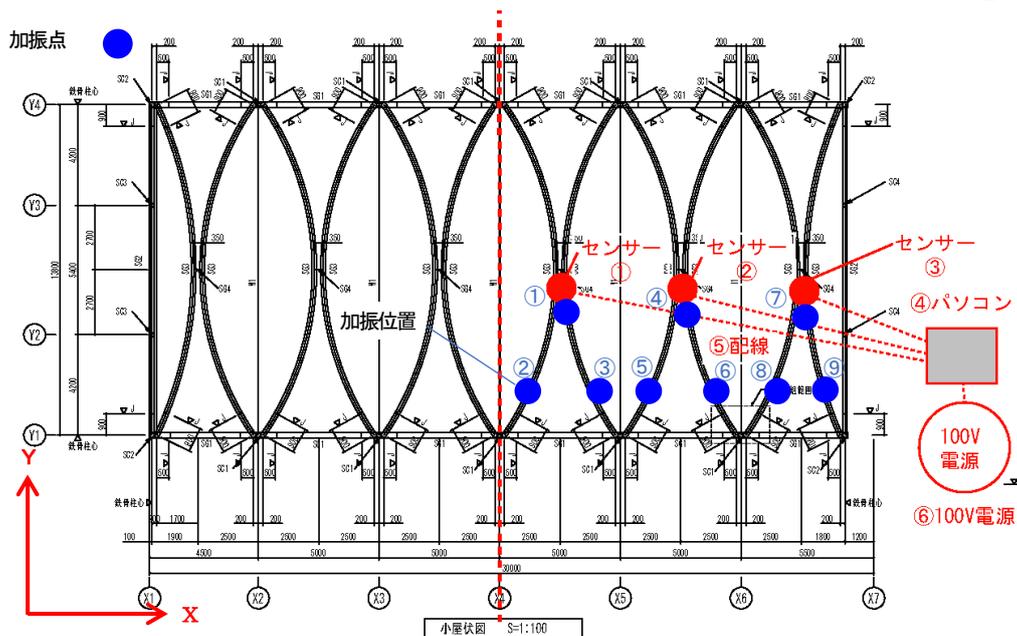


図 5 膜展張前加速度計測箇所



| センサー仕様 | |
|--------|-----------|
| 質量 | 2.1kg |
| 電圧感度 | 2V/g ± 5% |
| 計測範囲 | ± 3g (FS) |

gは重力加速度を表し、
g=979.800cm/sec² (東京)

写真4 加速度センサー固定状況 (センサー仕様)

計測はパソコンにより 10 分間毎に 200Hz サンプリングの時刻歴波形 72 個(6×12 時間)の記録を収集した。写真4に膜展張前の加速度センサー固定状況とセンサー仕様を示す。

7-2. クロスアーチ架構固有値解析

クロスアーチ架構の1ユニットを抽出し、有限要素法を用いて固有値解析を行った。1次から4次の結果を図6に示す。1次、3次はYZ平面で見て逆対称モード、2次はYZ平面で見て鉛直方向にたわむ1次モード、4次はXY平面で見て平面的なねじれモードであった。11Hz から 12Hz 近傍に複数のモードが有る結果となった。

7-3. 常時微振動計測結果

10分間時刻歴波形のフーリエスペクトルを計算し、チャンネル毎にアンサンブル平均した結果を図7に示す。膜展張前のフーリエスペクトルはチャンネル毎に明瞭なピークを有する。各センサーともアーチ直交方向(X方向)は10Hz付近、20Hz付近および30Hz付近に、アーチ方向(Y方向)は10Hz付近に、鉛直方向(Z方向)は10Hz付近および20Hz付近にピークが見られることから、減衰定数の推定はそれぞれの振動数帯域において行う。具体的には10Hz付近は9~12Hz、20Hz付近は20~22Hz、30Hz付近は29~31Hzとして、それぞれバンドパスフィルターをかけてRD法⁹⁾により各10分間データの減衰定数を同定し、そのアンサンブル平均値を評価した。表2にその結果を示す。

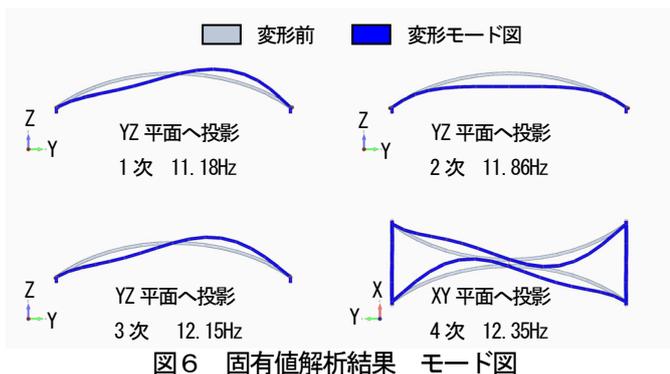


図6 固有値解析結果 モード図

表2 膜展張前の減衰定数の推定

| センサー番号 | 方向 | 9~12Hz | | 20~22Hz | | 29~31Hz | |
|--------|----|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| | | 振動数 (Hz) | 減衰定数 (%) | 振動数 (Hz) | 減衰定数 (%) | 振動数 (Hz) | 減衰定数 (%) |
| センサー1 | X | 11.05 | 1.72 | 20.30 | 0.43 | 30.02 | 0.32 |
| | Y | 10.15 | 1.50 | - | - | - | - |
| | Z | 10.06 | 0.52 | 20.40 | 0.55 | - | - |
| センサー2 | X | 11.09 | 0.98 | 20.35 | 0.38 | 30.09 | 0.37 |
| | Y | 10.10 | 1.29 | - | - | - | - |
| | Z | 10.07 | 1.54 | 20.39 | 0.59 | - | - |
| センサー3 | X | 10.14 | 1.01 | 21.35 | 1.65 | 30.08 | 0.26 |
| | Y | 10.27 | 0.19 | - | - | - | - |
| | Z | 11.49 | 0.51 | 20.49 | 0.82 | - | - |

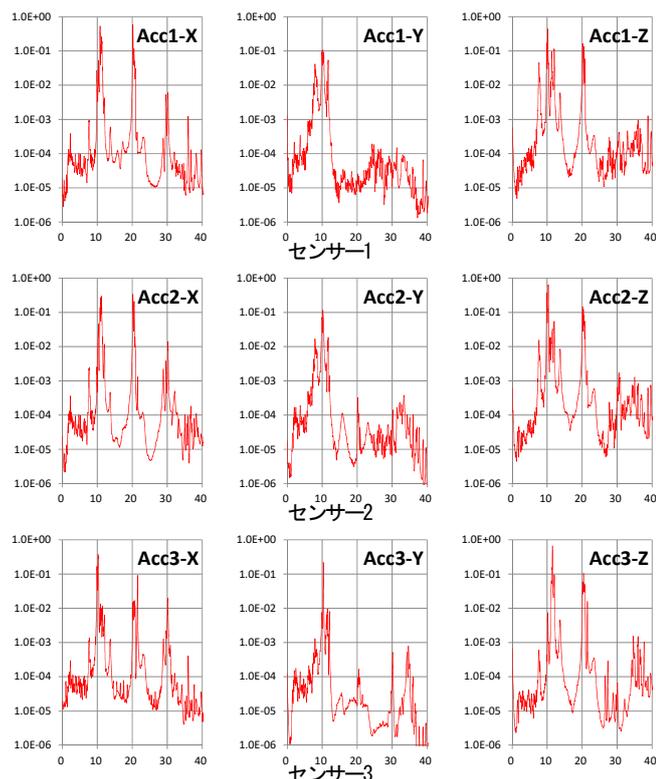


図7 膜展張前の加速度フーリエスペクトル

7-4. ハンマー打撃加振および計測結果

常時微振動計測の他、ハンマー打撃加振計測を実施した。センサー位置は図5に示す3箇所とし、加振位置は9箇所とした。加振は加振位置において上部よりハンマー打撃による方法とした。計測結果の1例として図8に加振位置①を加振した場合のセンサー1におけるX方向の加速度時刻歴波形を示す。計測で得られた時刻歴波形からフーリエスペクトルを計算した結果、常時微振動計測結果と同等の結果となった。

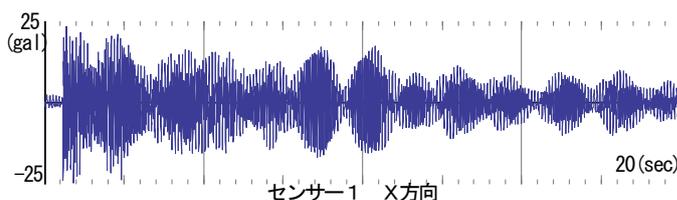


図8 加振位置①の加速度時刻歴波形 (センサー1)

ステムサプライ製サーボ型加速度計 SS500 シリーズであり、施工中で計測時間が 12 時間と制約を受けており、センサー設置位置は施工に影響の無い図5に示すアーチ中央部3箇所とし、それぞれX,Y,Z方向成分の加速度を計測した。X方向アーチ直交方向、Y方向アーチ方向、Z方向鉛直方向とし、

8. 膜構造・ケーブル構造施工

膜構造の初期張力導入方法はおさえケーブルに初期張力を導入する方法とした。ケーブル初期張力は、膜の短手方向の水勾配を配慮し 9kN とした。初期張力/規格破断荷重=4.5%程度であるが、予めプレストレス加工を施し、素線同士の密着度を高め、ケーブルの剛性を確保する計画とした。ケーブル初期張力導入は片引き工法を採用した。ケーブルを固定端と緊張端に分類し、緊張端側に油圧ジャッキをセットし5本のケーブルを同時に緊張し、初期張力を導入した。写真5に油圧ジャッキ設置状況、油圧ポンプ、固定端、展張後の膜の状況を示す。

このようにおさえケーブルに初期張力を導入することで、膜面に初期張力を導入し、形状解析通りの安定した形状が得られた。

9. 膜展張後の振動計測

9-1. 常時微振動計測および計測結果

膜構造・ケーブル構造施工（以下、膜展張とする）後の常時微振動計測は2014年4月4日から4月18日までの15日間実施した。図9に示す3箇所それぞれX,Y,Z方向成分の加速度を計測した。センサーは前半、後半で計測位置の盛替えを行った。センサー①は後半膜上部に設置した。加速度センサーと風向風速計の設置状況を後述する12章-写真6に示す。

10分間時刻歴波形のフーリエスペクトルを計算し、チャンネル毎にアンサンブル平均した結果を図10に示す。膜展張後のフーリエスペクトルはチャンネル毎に明瞭なピークが現れていない。膜展張後の減衰定数の推定は各チャンネルのピーク振動数±1Hzの範囲でバンドパスフィルターをかけてRD法^⑥により各10分間データの減衰定数を同定し、そのアンサンブル平均値を評価した。表3にその結果を示す。

9-2. ハンマー打撃加振および計測結果

ハンマー打撃加振計測を実施した。センサー位置は図9に示す3箇所とし、加振位置は13箇所とした。加振は加振位置において下部よりハンマー打撃による方法とした。計測結

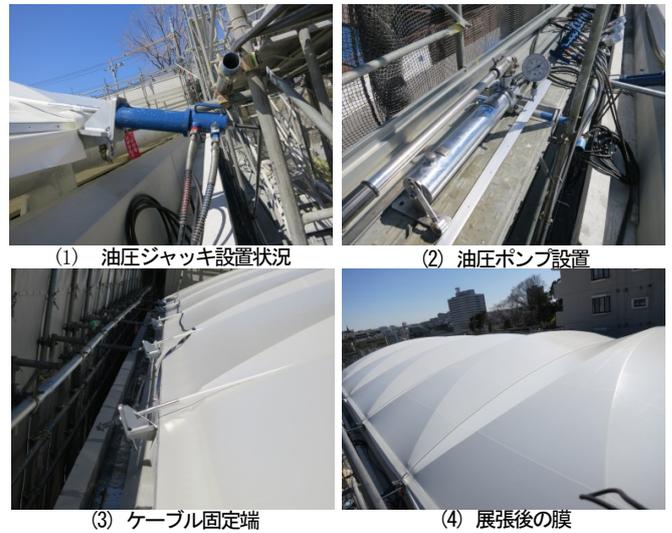


写真5 膜構造施工状況

表3 膜展張後の減衰定数の推定

| Ch | | バンドパス フィルター(Hz) | 振動数 (Hz) | 減衰定数 (%) |
|----------------|---|--------------------|-------------|-------------|
| センサー1 (盛替前) | X | 12.1~14.1 | 12.80 | 4.85 |
| | Y | 10.0~12.0 | 10.95 | 3.35 |
| | Z | 16.8~18.8 | 17.97 | 2.42 |
| センサー1 (盛替後) | X | 11.0~13.0 | 12.08 | 2.17 |
| | Y | 14.2~16.2 | 15.10 | 2.84 |
| | Z | 3.4~5.4 | 4.37 | 4.40 |
| センサー2 | X | 17.3~19.3 | 18.03 | 2.46 |
| | Y | 17.3~19.3 | 18.20 | 2.28 |
| | Z | 17.4~19.4 | 18.41 | 2.07 |
| センサー3 | X | 12.5~14.5 | 13.51 | 3.81 |
| | Y | 9.9~11.9 | 10.80 | 3.35 |
| | Z | 10.1~12.1 | 11.39 | 3.56 |

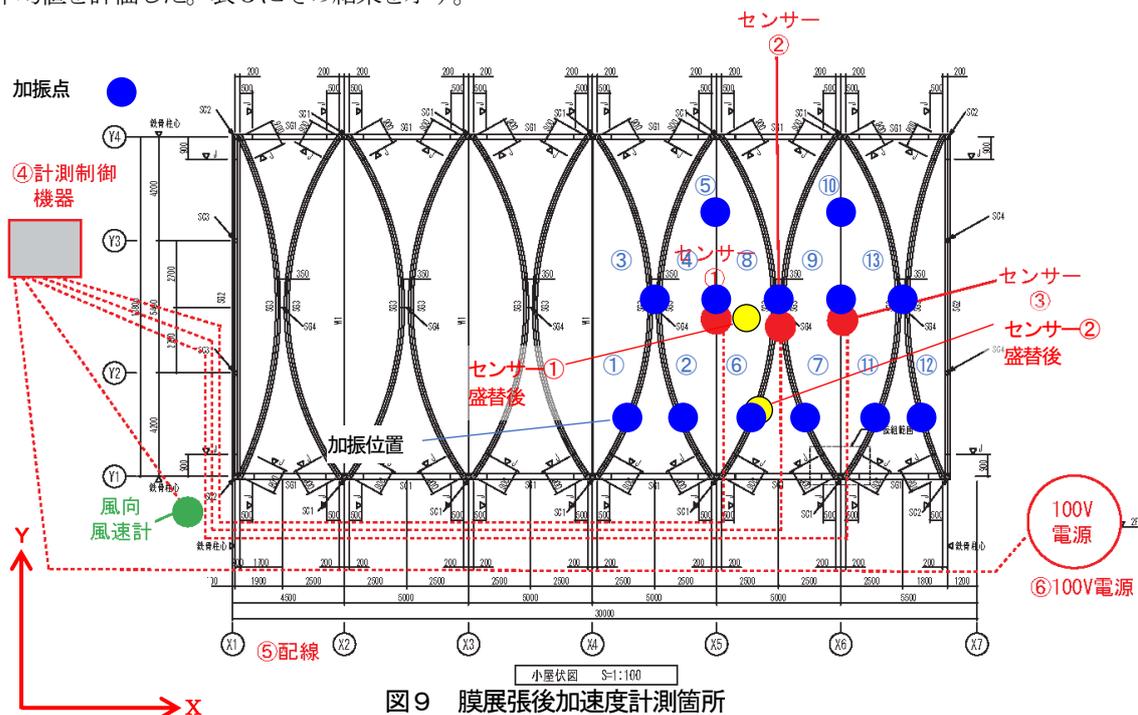


図9 膜展張後加速度計測箇所

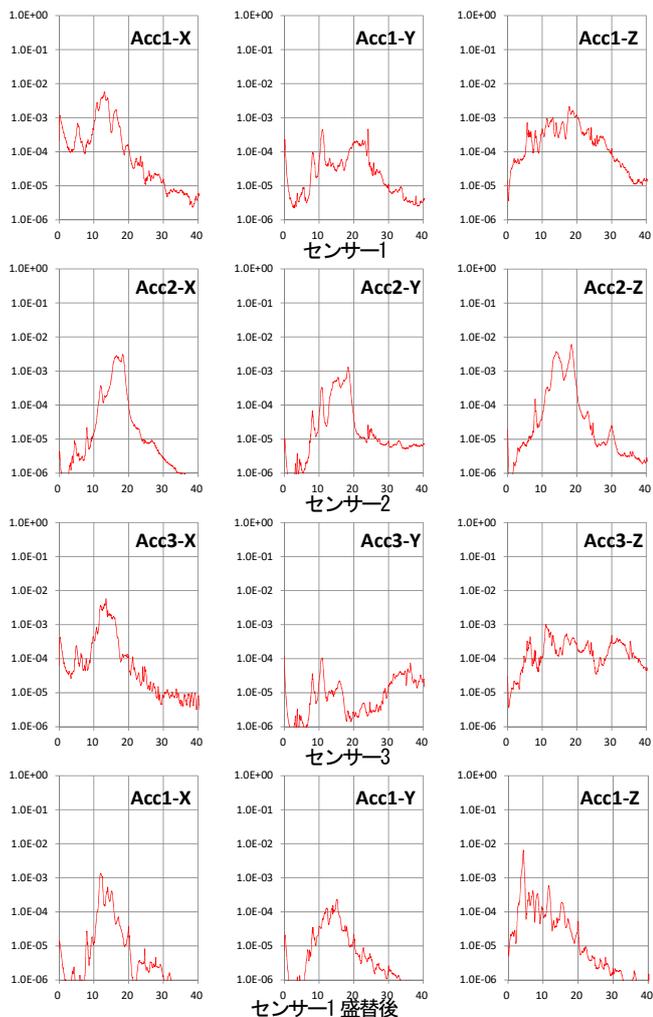


図 10 膜展張後の加速度フーリエスペクトル

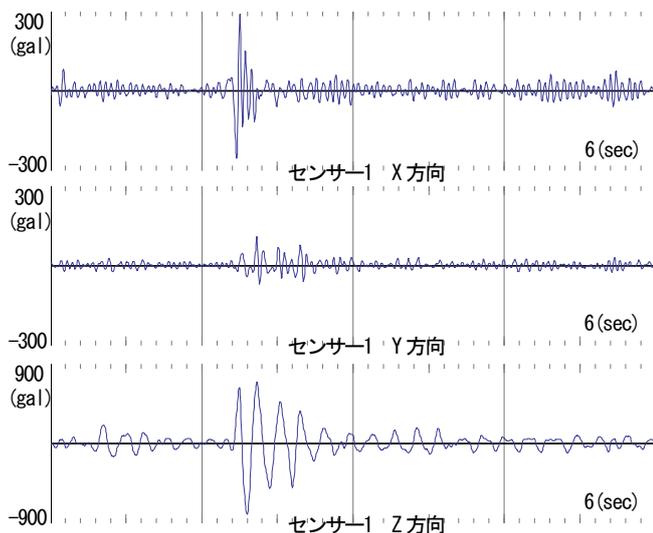


図 11 加振位置④の加速度時刻歴波形(センサー 1 盛替後)

果として図 11 に加振位置④を加振した場合のセンサー 1 における各方向の加速度時刻歴波形を示す。計測で得られた時刻歴波形からフーリエスペクトルを計算した結果を図 12 に示す。常時微振動計測と同様な傾向となった。

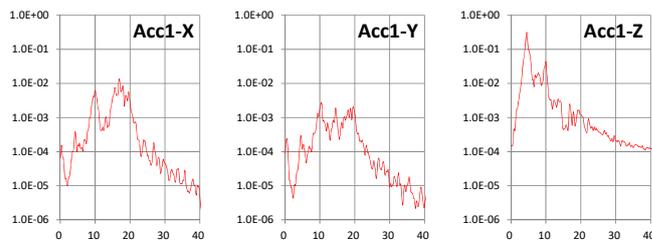


図 12 加振位置④の加速度フーリエスペクトル (センサー 1 盛替後)

10. 地震時応答計測

10-1. 抽出方法

常時微振動計測時に地震が発生した。地震発生時刻前後のデータを抽出し分析を実施する。

10-2. 膜展張前地震時応答計測結果

地震発生時刻：3月12日5時5分頃、震源：千葉県北西部、震度3または2の地震時の時刻歴波形を図13に示す。計測可能レンジを超過した部分はデータが欠損している。計測可能レンジを超過しているが、加速度が低減し始める5時5分31秒頃を始点とする時刻歴波形を対象に振動特性を評価した。図14に加速度フーリエスペクトルを示す。減衰定数は常時微動の場合と同様にそれぞれ9~12Hz, 20~22Hz, 29~31Hzのバンドパスフィルターを施したRD法⁶⁾により推定した。その結果を表4に示す。

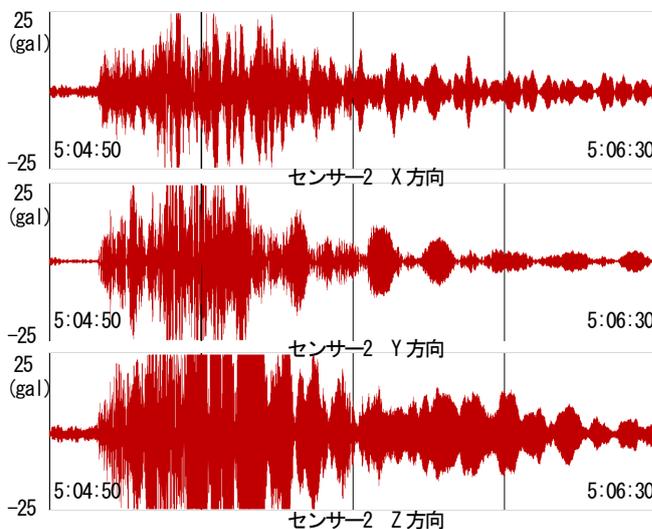


図 13 膜展張前の地震時の加速度時刻歴波形(センサー 2)

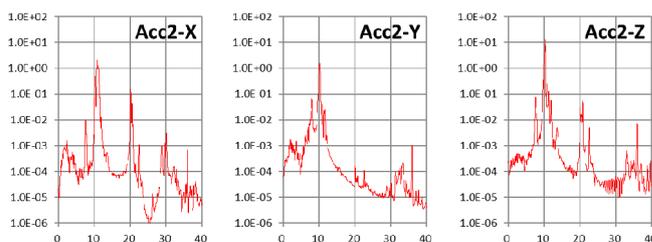


図 14 膜展張前の地震時の加速度フーリエスペクトル

表4 膜展張前の地震時の減衰定数の推定

| センサー番号 | バンドパスフィルター | 9~12Hz | | 20~22Hz | | 29~31Hz | |
|--------|------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| | | 振動数 (Hz) | 減衰定数 (%) | 振動数 (Hz) | 減衰定数 (%) | 振動数 (Hz) | 減衰定数 (%) |
| センサー1 | 方向 | | | | | | |
| | X | 10.82 | 0.99 | 20.27 | 0.38 | 30.03 | 0.33 |
| | Y | 10.20 | 0.32 | - | - | - | - |
| センサー2 | Z | 10.17 | 0.31 | 20.65 | 0.69 | - | - |
| | X | 11.02 | 1.40 | 20.30 | 0.37 | 30.06 | 0.54 |
| | Y | 10.24 | 0.56 | - | - | - | - |
| センサー3 | Z | 10.30 | 0.40 | 20.58 | 0.80 | - | - |
| | X | 10.26 | 0.31 | 21.04 | 2.23 | 30.08 | 0.29 |
| | Y | 10.32 | 0.11 | - | - | - | - |
| | Z | 11.50 | 0.43 | 20.59 | 0.73 | - | - |

表5 膜展張後の地震時の減衰定数の推定

| Ch | バンドパスフィルター(Hz) | 振動数 (Hz) | 減衰定数 (%) |
|------------|----------------|-----------|----------|
| センサー1 (膜上) | X | 10.5~12.5 | 11.86 |
| | Y | 7~9 | 8.13 |
| | Z | 3~5 | 4.33 |
| センサー2 | X | 15~17 | 16.08 |
| | Y | 7~9 | 8.07 |
| | Z | 7~9 | 7.94 |
| センサー3 | X | 12~14 | 13.32 |
| | Y | 7~9 | 8.08 |
| | Z | 10.5~12.5 | 10.94 |

10-3. 膜展張後地震時応答計測結果

地震発生時刻:4月18日7時53分頃、震源:茨城県南部、震度2地震時の時刻歴波形を図15に示す。加速度が低減し始める7時53分26秒頃を始点とする時刻歴波形を対象に振動特性を評価した。図16に加速度フーリエスペクトルを示す。膜展張後のフーリエスペクトルはチャンネル毎に明瞭なピークが現れていない。膜展張後の減衰定数の推定は各チャンネルのピーク振動数±1Hzの範囲の振動数帯域においてバンドパスフィルターをかけRD法⁶⁾により減衰定数を同定した。その結果を表5に示す。

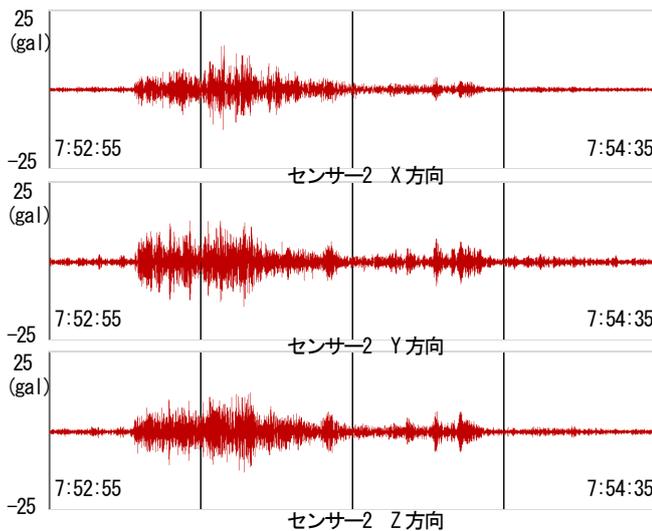


図15 膜展張後の地震時の加速度時刻歴波形(センサー2)

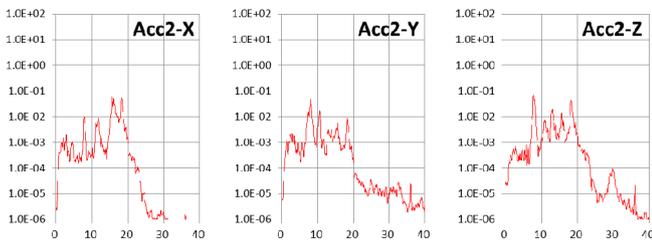


図16 膜展張後の地震時の加速度フーリエスペクトル

11. 膜展張後固有値解析

11-1. 固有値解析

クロスアーチ架構の間に配置される膜とケーブルの1ユニットを抽出し、膜材の初期張力をタテ糸、ヨコ糸方向共に

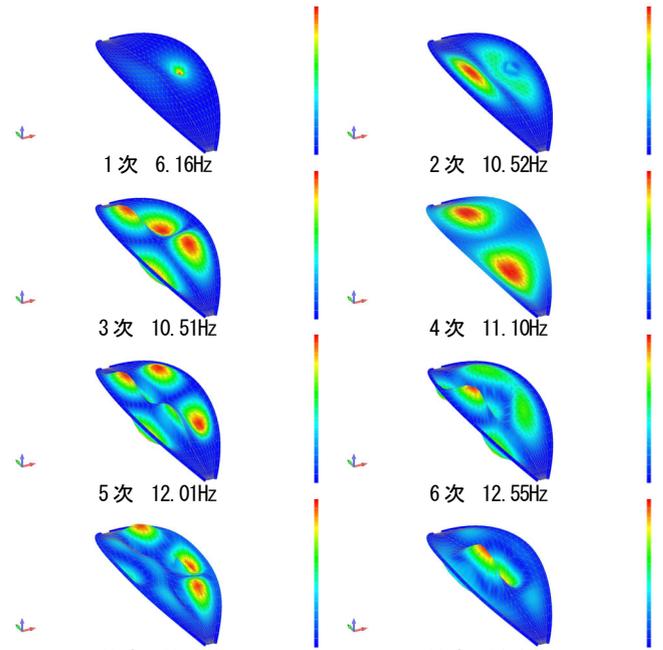


図17 膜展張後固有値解析結果 モード図

表6 有効質量比

| 次数 | 固有振動数 | X | Y | Z | RX | RY | RZ |
|----|-------|------|------|------|------|------|------|
| 1 | 6.16 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.01 | 0.00 |
| 2 | 10.05 | 0.02 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.07 | 0.02 |
| 3 | 10.51 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| 4 | 11.10 | 0.00 | 0.22 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 |
| 5 | 12.01 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.01 | 0.00 | 0.00 |
| 6 | 12.55 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.02 | 0.00 |
| 7 | 12.89 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.04 |
| 8 | 12.96 | 0.00 | 0.04 | 0.00 | 0.06 | 0.00 | 0.00 |
| 9 | 13.28 | 0.04 | 0.00 | 0.07 | 0.05 | 0.14 | 0.03 |
| 10 | 13.41 | 0.02 | 0.00 | 0.16 | 0.11 | 0.05 | 0.01 |
| 11 | 14.44 | 0.11 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.34 | 0.08 |

表7 刺激係数

| 次数 | 固有振動数 | X | Y | Z | RX | RY | RZ |
|----|-------|------|------|------|--------|--------|--------|
| 1 | 6.16 | 0.06 | 0.00 | 0.05 | 332.2 | 249.8 | 414.2 |
| 2 | 10.05 | 0.14 | 0.00 | 0.02 | 169.0 | 342.0 | 944.8 |
| 3 | 10.51 | 0.00 | 0.01 | 0.00 | 0.0 | 0.0 | 179.0 |
| 4 | 11.10 | 0.00 | 0.42 | 0.00 | 160.3 | 0.0 | 84.0 |
| 5 | 12.01 | 0.00 | 0.06 | 0.00 | 630.2 | 0.0 | 12.1 |
| 6 | 12.55 | 0.06 | 0.00 | 0.01 | 79.1 | 279.4 | 398.3 |
| 7 | 12.89 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.9 | 0.0 | 1424.9 |
| 8 | 12.96 | 0.00 | 0.18 | 0.00 | 1741.4 | 0.0 | 35.6 |
| 9 | 13.28 | 0.17 | 0.00 | 0.24 | 1634.2 | 759.3 | 1170.3 |
| 10 | 13.41 | 0.12 | 0.00 | 0.35 | 2422.4 | 439.7 | 840.0 |
| 11 | 14.44 | 0.29 | 0.00 | 0.02 | 161.6 | 1196.2 | 1994.6 |

1.0kN/m をとし、釣り合い形状を初期モデルとし、リスタート解析により固有値解析を行った。センサー位置にはセンサ

一質量2.1kgを考慮した。1次～6次、10次、11次の結果を図17に示す。1次はセンサー位置周辺の膜がたわむ1次モード、2次はケーブルを線対称軸とした膜の1次モード、3次はケーブルを線対称軸とした逆対称モードの2次モード、4次はアーチ方向に逆対称モードのクロスアーチ架構の1次モードと同じモード・固有振動数、5次・6次はアーチ方向(Y方向)に2波、アーチ直交方向(X方向)に3波のモードとなった。有効質量比(表6)と刺激係数(表7)が大きいモードはアーチ方向(Y方向)が4次、アーチ直交方向(X方向)が11次、鉛直方向が10次となった。

11-1. 常時微振動計測結果と解析結果の比較

ケーブル上部に設置したセンサー3のアーチ方向(Y方向)

表8 計測結果、解析結果固有振動数一覧表

| センサー番号 | 方向 | 常時微振動 | 地震動 | 解析 | |
|------------|----|----------|----------|----------|----|
| | | 振動数 (Hz) | 振動数 (Hz) | 振動数 (Hz) | 次数 |
| センサー1 (膜上) | X | 12.08 | 11.86 | 12.55 | 6 |
| | Y | 15.10 | 8.13 | 11.10 | 4 |
| | Z | 4.37 | 4.33 | 6.16 | 1 |
| センサー2 | X | 18.03 | 16.08 | 14.44 | 11 |
| | Y | 18.20 | 8.07 | 11.10 | 4 |
| | Z | 18.41 | 7.94 | 13.41 | 10 |
| センサー3 | X | 13.51 | 13.32 | 14.44 | 11 |
| | Y | 10.80 | 8.08 | 11.10 | 4 |
| | Z | 11.39 | 10.94 | 13.41 | 10 |

の常時微振動計測結果振動数 10.80Hz と解析結果 11.10Hz、アーチ直交方向(X方向)の振動数 13.51Hz と解析結果 14.44Hz、鉛直方向の振動数 11.39Hz と解析結果 13.41Hz は近似した値となった。

膜上部に設置したセンサー1のアーチ直交方向(X方向)の常時微振動計測結果振動数 12.08Hz と解析結果 12.55Hz は近似した値となったが、アーチ方向(Y方向)の振動数 15.10Hz と解析結果 11.10Hz、鉛直方向の振動数 4.37Hz と解析結果 6.16Hz は差がある結果となった。差の要因は加速度センサーの質量の影響範囲によるものと推定される。

12. 風荷重時応答計測

12-1. 計測方法

風荷重に対する振動計測は膜展張後2014年4月4日～18日の15日間実施した。センサー1は図10のように前半ケーブル上部、後半膜上部で計測位置の盛替えを行った。加速度センサーと風向風速計の設置状況を写真6に示す。風向風速計は地上面から10mの高さに設置した。

12-2. 最大加速度と平均風速の相関結果

計測期間前半2014年4月4日17:30～4月11日0:00のケーブル上部(センサー1)の10分間の平均風速と最大加速度の相関について、工事を行っていない夜間～早朝の時間帯(19:00～翌7:00)の結果を図18に示す。本建物の工事を

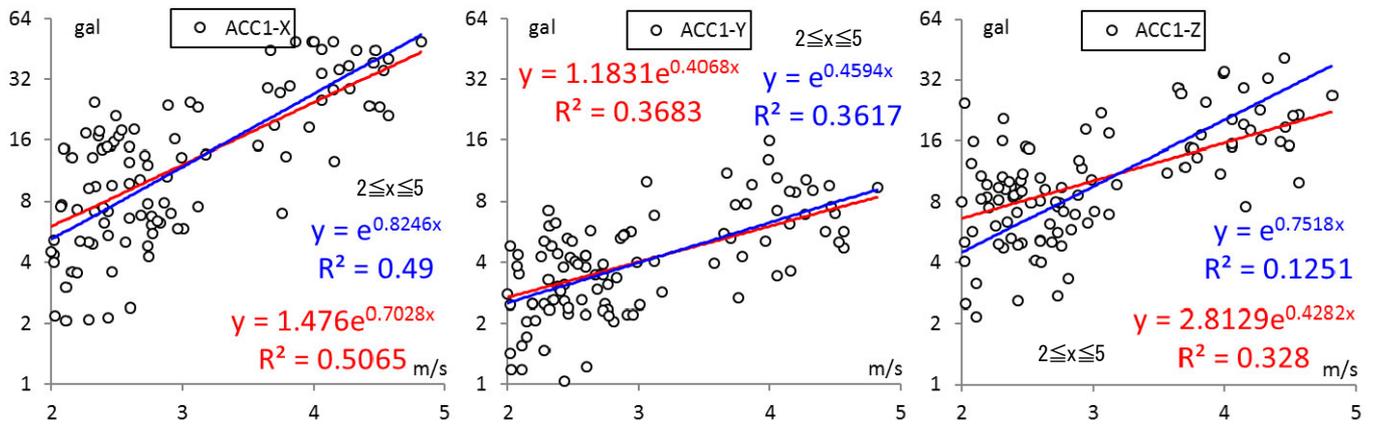


図18 最大加速度と平均風速の相関結果(ケーブル上部)

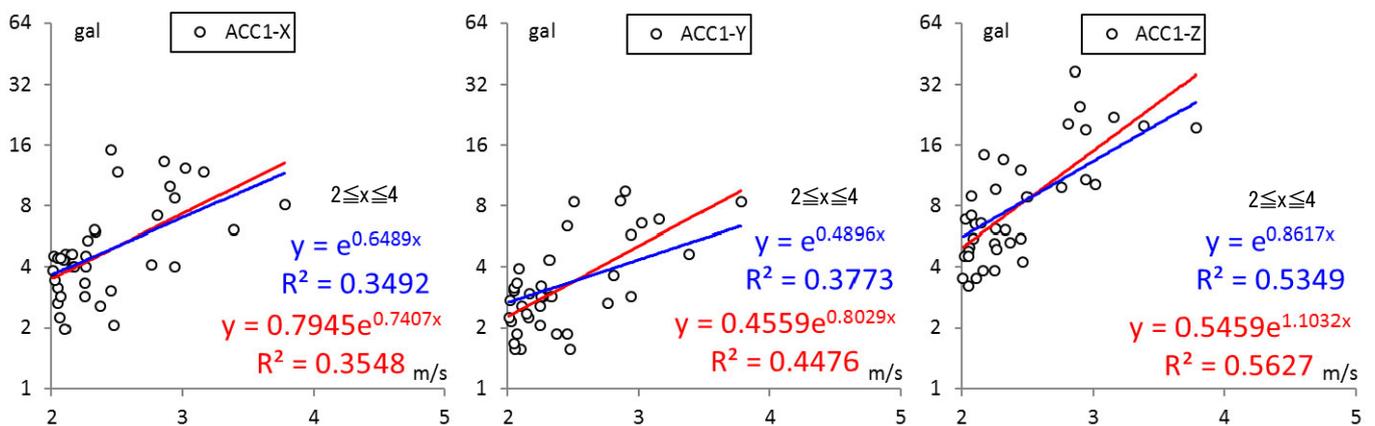


図19 最大加速度と平均風速の相関結果(膜上部)



写真6 加速度センサー、風向風速計設置状況

行っている日中時間帯(7:00~19:00)は工事振動等に起因する影響が鉛直方向で大きくみられる為、検討範囲外とした。

また、平均風速 2m/s 以下の計測結果は、風荷重以外の外乱(車の走行振動等)による影響があり、検討範囲外とした。グラフは縦軸に最大加速度(gal)、横軸に平均風速(m/s)を示し、縦軸は対数軸、横軸は線形軸とした。

計測期間後半4月11日19:00~4月18日7:00は膜上部にセンサー盛り替えを行った。結果を図19に示す。3箇所計測を実施したが、ケーブル上部と膜上部の比較検討を行う為、センサー1のみの結果を示す。

計測して得られたデータの近似曲線を指数関数にて求め、青線は関数が $(x,y)=(0,1)$ を通る場合、赤線は $(x,y)=(0,1)$ を通らない場合とし、求めた近似曲線の関数式を各々グラフに示した。2つの近似曲線の水平方向(X,Y方向)の差はケーブル・膜共に小さく、鉛直方向(Z方向)の差はケーブルが大きくなった。ケーブル上部の結果はケーブル軸方向(Y方向)の傾きが小さく、ケーブル直交方向(X方向)は大きく、鉛直方向(Z方向)はばらつきが大きい。これはケーブル軸方向の剛性が高い為と考えられる。膜上部の結果は鉛直方向の傾きが多く、水平方向XYの傾きの差が少ない。風荷重時の応答は水平方向よりも鉛直方向が大きくなる結果となった。これは膜の面外方向の剛性が小さい為と考えられる。ケーブルと膜では、膜の方が、面外方向の風荷重時の応答が大きな値となった。

1.3. まとめ

クロスアーチ架構単独の鉄骨構造の常時微振動計測、ハンマー打撃加振計測を実施した。計測結果と解析結果の1次固有振動数は11Hz近傍となり同等の結果が得られた。10Hz、20Hz、30Hzの振動数帯域においてバンドパスフィルターをかけRD法⁹⁾により減衰定数を同定した結果、X方向の振動数11.05Hzにおいて最大1.72%の減衰定数が推定された。ただし、計測で11Hz近傍に振動のピークが見られたものの、施工中で加速度計の設置位置に制約があった為、モードを特定するには至らなかった。

膜展張後のクロスアーチ架構の鉄骨構造と膜構造の常時微振動計測、ハンマー打撃加振計測を実施した。膜展張後の計測結果の鉛直方向の1次固有振動数は4.37Hz近傍の結果が得られた。ピーク振動数±1Hzの範囲の振動数帯域においてバンドパスフィルターをかけRD法⁹⁾により減衰定数を同定した結果、鉛直鉛直方向の振動数3.4~5.4Hzにおいて4.40%の減衰定数が推定された。ただし、常時微動の小さな振幅の

計測結果である。

膜展張前後のクロスアーチ架構の鉄骨構造と膜構造の地震時応答計測を実施した。RD法⁹⁾により減衰定数を同定した結果、膜展張前1.40%、膜展張後2.71%の減衰定数が推定された。

風荷重時応答計測における最大加速度と平均風速の相関関係として、風速2~4m/sの範囲で近似式を求め、分析を行った。ケーブル・膜共に応答は鉛直方向が大きく、水平方向は部材の剛性の影響によりX,Y,Z方向の振動性状が異なった。

ケーブル上部の常時微振動・地震時計測結果と解析結果の振動数は、ケーブル軸方向、ケーブル直交方向、鉛直方向で近似した値となった。膜上部の常時微振動・地震時計測結果と解析結果の振動数は、アーチ軸方向で近似した値となったが、アーチ直交方向、鉛直方向は差が大きい結果となった。

謝辞

本研究は、神奈川県立神奈川学園中学・高等学校様のプロジェクトであり、研究に際し多大なる協力を得た。当社技術センター寺崎浩氏、田口典生氏、中村良平氏、設計本部井上慶一郎氏、要知市郎氏に協力を得た。横浜国立大学大学院教授河端昌也博士に貴重なコメントを頂いた。ここに記して謝意を表す。

参考文献

- 1) 正岡典夫, 村中良: サスペンション膜構造の振動特性, 膜構造研究論文集'93, 日本膜構造協会, No.3, 1993
- 2) 有竹剛, 石井一夫: ケーブルネット構造の振動特性に関する研究, 膜構造研究論文集'93, 日本膜構造協会, No.4, 1993
- 3) 宋浩, 石井一夫: 二重ケーブルネット膜構造の振動特性に関する研究, 膜構造研究論文集'95, 日本膜構造協会, No.6, 1995
- 4) 宋浩, 石井一夫, 近藤一雄, 榎原健一, 神沢宏明: 二重ケーブルネット膜構造の振動特性について—実物実験の解析—, 膜構造研究論文集'96, 日本膜構造協会, No.5, 1996
- 5) 藤原淳, 大崎純, 北折智規: 1次固有振動数を剛性の指標とした膜構造物の初期応力・形状設計法, 膜構造研究論文集'99, 日本膜構造協会, No.3, 1996
- 6) 田村幸雄, 佐々木淳, 塚越治夫: RD法による構造物のランダム振動時の減衰評価, 日本建築学会構造系論文報告集 第454号, 日本建築学会, 1993.12
- 7) Katsuhiro OOTAKE, Osamu HOSOZAWA: Design and damping measurement for a framework membrane structure that combines cross arches and cables, IASS 2016 Tokyo Symposium, IASS, 2016
- 8) 大竹克浩, 寺崎浩, 田口典生, 中村良平: クロスアーチ架構とケーブル併設型骨組膜構造の振動計測 その4 鉄骨造と膜構造の地震動振動観測に関して, 日本建築学会大会学術講演梗概集 pp719-720, 日本建築学会, 2017
- 9) 大竹克浩, 寺崎浩, 田口典生, 中村良平: クロスアーチ架構とケーブル併設型骨組膜構造の振動計測 その5 最大加速度と平均風速の相関関係に関して, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp1093-1094, 日本建築学会, 2018

MEASUREMENT REPORT ON VIBRATION CHARACTERISTICS AND DAMPING FACTOR FOR A FRAMEWORK MEMBRANE STRUCTURE THAT COMBINES CROSS ARCHES AND CABLES

Ktasuhrio OOTAKE 1 ^{*1}

Summary

A framework membrane structure has been designed combining cross arches formed from steel tubes, type B membrane material, and cables, as the roof over an indoor pool. In addition in order to determine the damping properties of the type B membrane material, microtremor measurements and hammer impact excitation measurements were carried out on the steel structure of the cross arches on their own before and after initial tensioning the membrane. Similar results were obtained for the measurements before initial tension of the membrane and the analysis, with a primary natural frequency of about 11.05 Hz. As a result of estimating the damping factor by the RD method, it was estimated that the damping factor was a maximum of 1.72 %. After initial tension of the membrane, the results showed that the estimated damping factor was a maximum of 4.85 % at the frequency 12.80 Hz. By conducting microtremor measurements, and hammer impact excitation measurements, and seismic load measurements, and wind load measurements, the vibration characteristics and damping factors were examined.

^{*1} Taisei Corporation

レンズ状高内圧二重空気膜構造の振動特性に関する測定報告

ETFE フィルムにおける音圧加振実験について

大竹克浩*1

河端昌也*2

レンズ状二重空気膜構造の振動特性の把握を目的として、スピーカーから正弦波の音波を当てて加振する音圧加振実験を実施した。試験体は ETFE フィルムを延伸成形により製作した。加振力の変動周波数を時間とともに変化させながら共振周波数を把握し、固有振動数を推定するスイープ加振実験を実施した。測定結果の鉛直 1 次モードにおける固有振動数は固有値解析と同等の結果が得られた。RD 法により減衰定数を同定した結果、減衰定数は最大で 0.24% となった。実験内容および振動測定結果に関して報告する。

1. はじめに

レンズ状の断面を有する二重空気膜構造（以下クッション膜）は、閉鎖された 2 つの膜の内圧（内部圧力と外部圧力の差圧）を高める事により剛性を確保し外力に抵抗する構造システムであり、ETFE（エチレン・テトラフルオロエチレン共重合樹脂）フィルムを用いた膜構造でよく使用されている。日本では 2014 年 10 月の国土交通省告示 1446 号^[1]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^[2]、667 号の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。この事から、近年、国内にてクッション膜を用いた事例が数多く採用されるようになってきている。また、2024 年 6 月の国土交通省告示第 977 号^[3]改正により、膜面の投影面積・変形制限が緩和され、膜構造の持つ軽量性と柔軟性を活かし、より自由度の高い形状の実現が期待される。このような事から支持スパンを長く計画した、経済的な大空間構造の需要が高まると予想される。クッション膜は内圧を高めケーブル等による補剛材と組み合わせる事で、支持スパンを長く設定する事が可能となる。一方、支持スパンが長くなると、風荷重等の外力による振動の影響を受けやすくなる事が懸念される。空気膜構造の既往の研究^{[4][5]}は常時微振動やインパルス加振により固有振動数の特定を行っているが、減衰定数の推定を行う研究^{[6][7]}は少なく、二重空気膜構造^[8]は特に少ない。通常使用される内圧(300Pa 程度)よりも高めに内圧(4000Pa 程度)を設定した場合のクッション膜の振動特性に着目し、縮小試験体により加振実験を行い、振動測定を実施した。実験はスピーカーによる音圧加振実験とし、加振源の変動周波数を時間とともに変化させながら共振周波数を把握し、固有振動数を推定するスイープ加振実験とした。実験および振動測定結果に関して報告する。

2. ボイル・シャルル則を考慮した球形空気膜の力学的特性

図 1 のような無ひずみ時の長さ（直径） l_0 、厚さ t_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 、ライズ h 、厚さ t の球面で等張力状態にあると仮定する。円形境界で固定された膜に内圧が作用する場合、外周部は拘束の影響で応力が低くなるが、その範囲は外周付近に限定される。フィルムが等方線形弾性体の場合、内圧-膜応力の釣合式、膜応力-ひずみ関係式、ひずみの適合条件式は次のようになる。

$$\text{内圧-膜応力関係} \quad \sigma = \frac{pR}{2t} \quad (1)$$

$$\text{膜応力-ひずみ関係} \quad \sigma = \frac{E}{1-\nu} \varepsilon \quad (2)$$

$$\text{ひずみの定義式} \quad \varepsilon = \frac{2\theta R}{L} - 1 \quad (3)$$

$$\text{曲率半径} \quad R = \frac{L^2 + 4h^2}{8h} \quad (4)$$

次にフィルムを上下に配置した図 2 のようなクッション膜について考える。クッション膜構造内部の空気の状態変化がボイル・シャルル則^[10]と理想気体の状態方程式を満足するとき、次の関係が成り立つ。

$$\text{体積} \quad V = \frac{\pi}{6} h \left(\frac{3}{4} L^2 + h^2 \right) \times 2 \quad (5)$$

$$\text{理想気体の状態方程式} \quad \frac{pV}{nRT} = (\text{const}) \quad (6)$$

L : スパン(直径), R : 曲率半径, p : 内圧, t : 膜厚, h : ライズ, θ : 半開角, V : 片面の体積, P : 内部絶対圧力, n : 物質質量, R' : 気体定数, T : 温度, E : ヤング率, ν : ポアソン比

*1 大成建設株式会社

*2 横浜国立大学大学院 都市イノベーション学府 教授・博士 (工学)

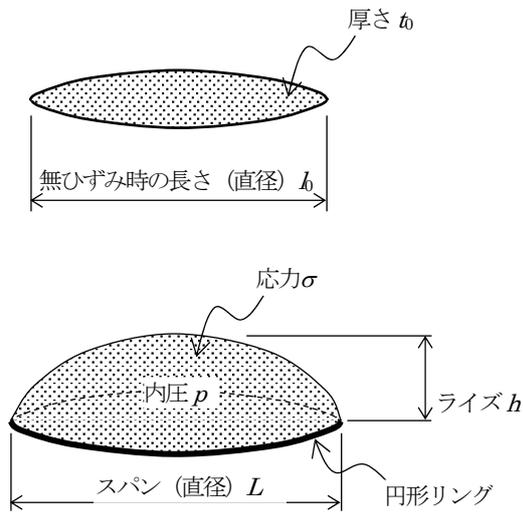


図1 円形フィルム面外変形

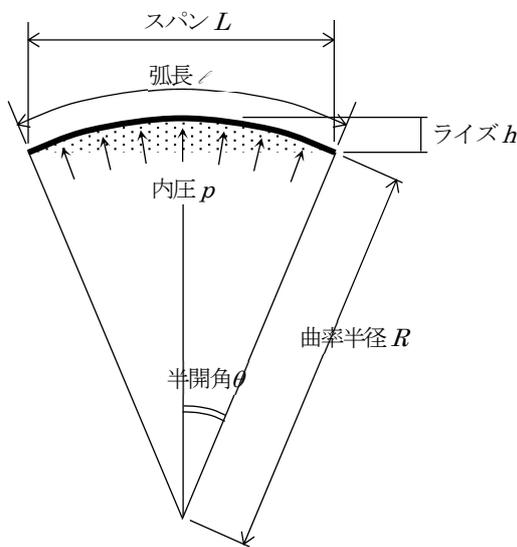


図2 レンズ状二重空気膜構造

3. 延伸成形による試験体製作

内圧 4000Pa 時にライズ比 $h/L=0.15$ とする試験体製作を延伸成形^{[11][12]}により行った。試験体は円形平面膜を治具に固定し、気密性の高い内部空間を加圧し製作した。直径 1m (内法長さ 0.95m) の円形リングに厚さ 200 μm の ETFE フィルムを 2 枚重ねて取り付け、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した。加圧状況を図 3 に示す。弾塑性解析^{[13]~[17]}を用いた解析値と実験値の比較を行う。材料諸元を表 1 に示す。図 4 に圧力と変位の関係を示す。変位は膜面中央の鉛直変位と直径の比率をライズ比 h/L として示す。解析はライズ比 $h/L=0.11, 0.14$ からの除荷側 (減圧時) 曲線と合わせて示す。除圧直後に縮む懸念があった事から、延伸成形を行ってから約 24 時間経過後に、再度、加圧実験を行い、内圧が 0Pa となる時点のライズ比を残留変形とし、試験体の初期形状とした。冬季に実験を行った事から、実験値の内圧が若干高めとなったが、解析値と実験値は概ね一致した結果となった。縮小試験体は実大 10m に対して約 1/10.53 の縮尺であり、実大内圧 950Pa の影響を考慮し、時間軸を 1/21.6 に設定した。



図3 円形フィルム面外変形

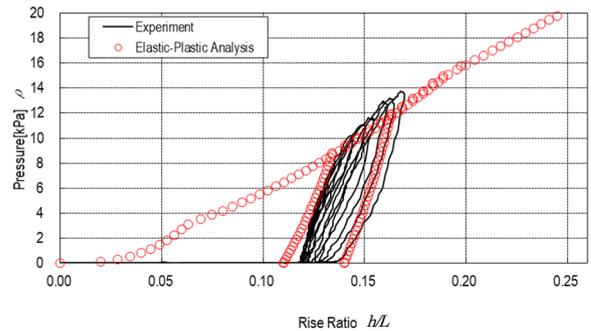


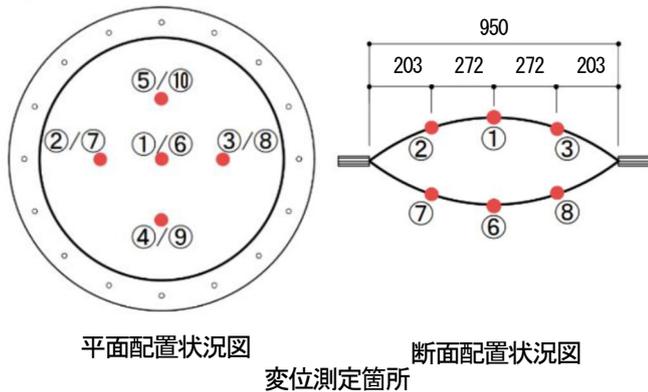
図4 圧力-変位関係図

表1 材料諸元

| | | | |
|--------------|--------|------|-------|
| スパン | L | 950 | [mm] |
| 厚さ | t | 0.2 | [mm] |
| ヤング率 | E | 800 | [MPa] |
| ポアソン比 | ν | 0.44 | |
| 降伏応力 (第1次) | Y_1 | 15 | [MPa] |
| 加工硬化係数 (第1次) | H'_1 | 100 | [MPa] |
| 降伏応力 (第2次) | Y_2 | 29 | [MPa] |
| 加工硬化係数 (第2次) | H'_2 | 20 | [MPa] |

4. 音圧加振実験

延伸成形で製作した試験体を、レンズ状に配置し内部空間を加圧する事で二重空気膜構造とする。内圧は4000Paと設定する。二重空気膜構造の振動特性と膜面の応答性状を把握するため、音圧加振実験^{[18][19]}を行う。音圧加振実験はスピーカーから正弦波の音波を当てて加振し、膜面の変位をレーザー変位計により非接触で測定し時刻歴波形を採取する。入力波はフリーソフト WaveGene を用いて正弦波の周波数を段階的に変更する設定とした。事前の予備検討により固有振動数が高い事が予測されるため、サンプリングレートは2000Hzと設定した。測定箇所は図5に示すとおり、膜面上下各5箇所、合計10箇所とした。音圧加振実験の使用機材一覧を表2に示す。



平面配置状況図 断面配置状況図
変位測定箇所



図5 音圧加振実験試験体設置概要

表2 使用機材一覧

| 機材 | 製品名 |
|---------|------------------------------------|
| レーザー変位計 | IL-600 (KEYENCE社) |
| 内圧計 | PCH-100KP (日本特殊測器社) |
| データロガー | NI USB-6211 (National Instruments) |
| 収集ソフト | Measuer-8ch.vi (Wind style社) |
| パワーアンプ | P3200 (YAMAHA社) |
| スピーカー | 15TB065-L (CLASSIC PRO社) |

5. スイープ加振実験

スイープ加振実験は共振周波数領域を大まかに把握する周波数レンジが広範囲(100Hz)と、その結果から共振周波数のレンジを絞った狭範囲(10Hz)の2段階に分けて実施した。加振領域に不連続部分が発生しない様に広範囲では10Hz、狭範囲では1Hz、加振領域の10%分の周波数レンジを拡張して測定を行った。加振方法については、ホワイトノイズ加振が一般的に有利であると考えられる。スイープ加振を用いた時刻歴応答解析の検証を行っていることから、本加振を採用した。周波数レンジが広範囲(100Hz)の周波数帯は1~110Hz、100Hz~210Hz、200~310Hzの3つの範囲に分け、連続的に周波数を変化させながら加振した。加振スケジュールは100Hzから210Hzを例として、下記のように設定した。

- 測定時間0~5秒
測定開始5秒間無加振
- 測定時間5~115秒
100Hzから210Hzまで連続的に周波数を変化させ加振
変化速度1Hz/sec (狭範囲は0.1Hz/sec)
- 測定時間115~120秒
加振終了後5秒間測定

各周波数領域における120秒間変位時刻歴波形のフーリエスペクトルを計算し、測定箇所毎に高周波成分をカットするため、100点移動平均をかけた。1~110Hzは明瞭なピークが得られなかったため、結果の掲載は省略する。100~210Hzの結果を図6に示す。上下中央の2点のみ結果を掲載する。結果には各測定箇所共通でノイズ(約64,65Hzの倍長成分)が含まれているが、ノイズを完全に除去することは困難であるため、そのまま表示する。上下中央2点共に120Hzから140Hzにかけて振幅が大きくなり、130Hz近傍をピークとする結果となった。この結果から、狭範囲は120~131Hz、130~141Hzの領域において行う事とした。

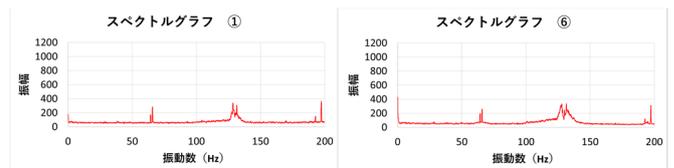


図6 変位フーリエスペクトル 100Hz~210Hz

同様に200~310Hzの結果を図7に示す。上下中央2点共に250Hzから260Hzにかけて振幅が大きくなり、255Hz近傍をピークとする結果となった。この結果から、狭範囲は250~261Hzの領域において行う事とした。

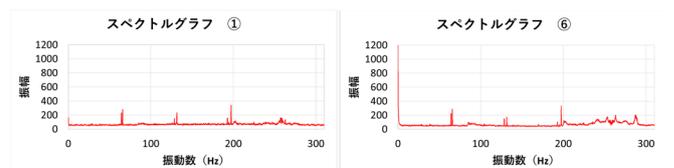


図7 変位フーリエスペクトル 210Hz~310Hz

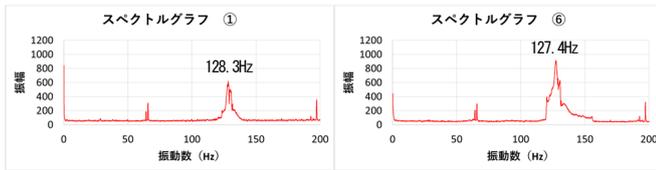
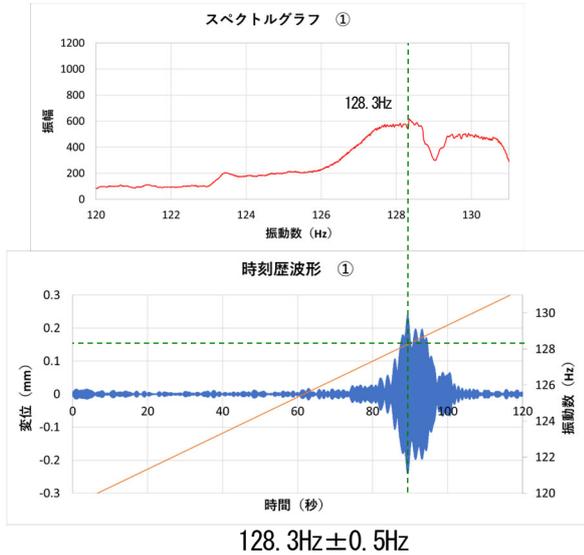
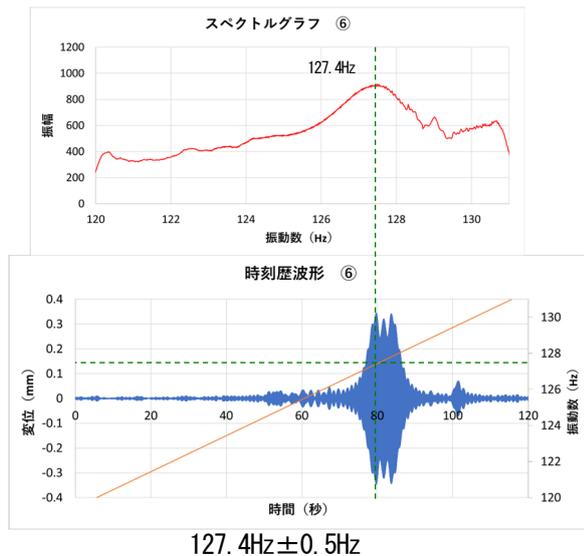


図8 変位フーリエスペクトル 120Hz~131Hz



128.3Hz±0.5Hz



127.4Hz±0.5Hz

図10 バンドパスフィルタ後変位時刻歴波形1

狭範囲 120~131Hz の結果を図8に示す。上膜中央は128.3Hz、下膜中央は127.4Hz付近に明瞭なピークを有する。他の測定箇所においても振幅は少ないが中央部のピーク近傍の周波数にてピークを有する結果となった。狭範囲 130Hz~141Hz は明瞭なピークが得られなかったため、結果の掲載は省略する。

次に、狭範囲 250~261Hz の結果を図9に示す。上膜中央は256.8Hz、下膜中央は255.3Hz付近に明瞭なピークを有する。他の測定箇所においても中央のピーク近傍の周波数にてピークを有する結果となった。

上膜 128.3Hz±0.5Hz、下膜 127.4Hz±0.5Hz でバンドパスフィルタをかけた後の変位時刻歴波形の結果を図10に示

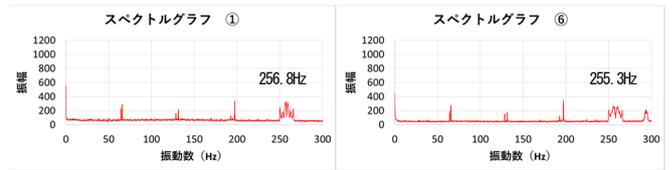
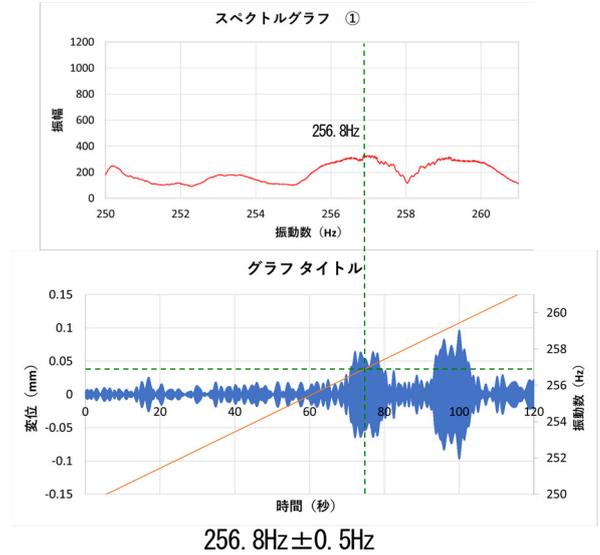
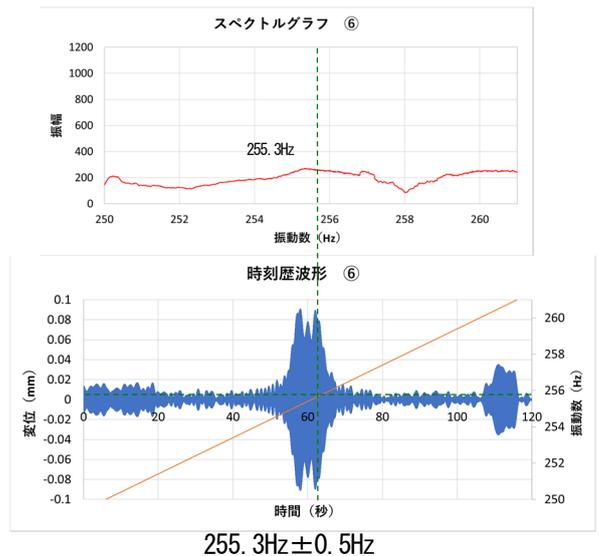


図9 変位フーリエスペクトル 250Hz~261Hz



256.8Hz±0.5Hz



255.3Hz±0.5Hz

図11 バンドパスフィルタ後変位時刻歴波形2

す。時間変化の振動数を右軸に示す。また、120~131Hzにおけるフーリエスペクトルを変位時刻歴波形の時間軸に合わせて示した。フーリエスペクトルでピークを有する付近の周波数領域で振幅が大きくなる共振現象が確認できる。

同様に、上膜 256.8Hz±0.5Hz、下膜 255.3Hz±0.5Hzの結果を図11に示す。128Hz近傍と同様にフーリエスペクトルでピークを有する付近の周波数領域で振幅が大きくなる共振現象を確認できるが、共振現象領域が2つ出現する特徴的な結果となった。特に、上膜中央部の結果は、フーリエスペクトルのピーク領域以外の周波数の方が、振幅が大きくなる結果となっている。共振領域において、複数の上下の膜面の共振振動数がある事が理由であると思われる。

減衰定数の推定はそれぞれの振動数領域において行う。具体的には上膜全計測点は 128.3Hz±0.5Hz と 256.8Hz±0.5Hz、下膜全計測点は127.4Hz±0.5Hz と 255.3Hz±0.5Hzとして、それぞれバンドパスフィルタをかけてRD法^{[20][21]}により各120秒間のデータの減衰定数を同定した。表3に結果を示す。上膜は128.3Hz帯で最大0.24%、256.8Hz帯で最大0.12%、下膜は127.4Hz帯で最大0.24%、255.3Hz帯で最大0.12%となった。上膜128.3Hz以外の減衰定数は測定位置によらず近似した結果となった。

表3 減衰定数の推定

| バンドパス フィルター | 128.3±0.5 (Hz) | 256.8H±0.5 (Hz) | バンドパス フィルター | 127.4±0.5 (Hz) | 255.3H±0.5 (Hz) |
|----------------|-------------------|--------------------|----------------|-------------------|--------------------|
| | 減衰定数 (%) | 減衰定数 (%) | | 減衰定数 (%) | 減衰定数 (%) |
| 上膜 | ① | 0.24 | 下膜 | ⑥ | 0.21 |
| | ② | 0.14 | | ⑦ | 0.21 |
| | ③ | 0.09 | | ⑧ | 0.20 |
| | ④ | 0.19 | | ⑨ | 0.24 |
| | ⑤ | 0.10 | | ⑩ | 0.21 |

測定位置: 図5に示す

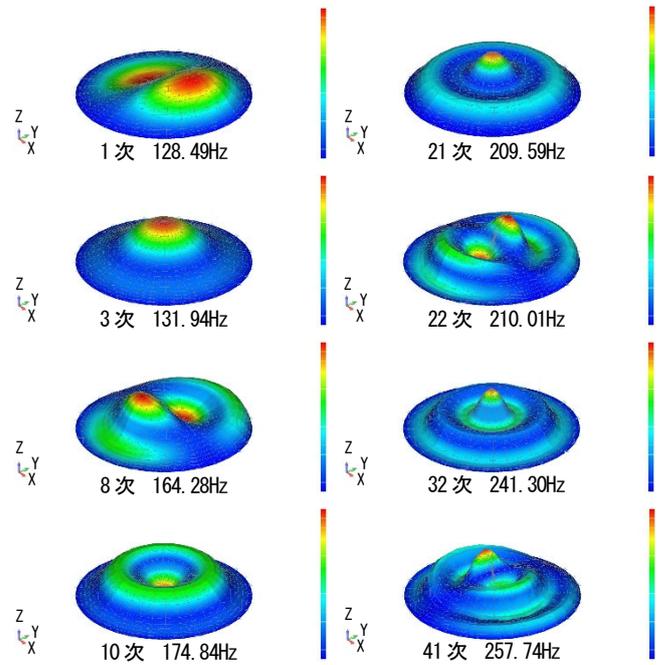


図12 固有値解析結果 モード図

6. 固有値解析

クッション膜構造の1ユニットを抽出し、ライズ比 $h/L=0.15$ としたシェル要素モデルに内部側から内圧4000Paの外力を与えて弾塑性解析により釣り合い形状を算定し、その形状を初期モデルとした。初期形状算定は、有限要素法により、荷重増分法、ニュートンラフソン法を組み合わせ、幾何学的非線形問題として解析を行った。初期モデル作成後、リスタート解析により固有値解析を行った。詳細な方法では、内圧4000Pa時にライズ比 $h/L=0.15$ とする必要があるが、ライズ比 $h/L=0.15$ の形状に内圧4000Paを負荷した時の中央鉛直座標の比率が4.8%となり、内圧4000Pa時にライズ比 $h/L=0.15$ とした場合の固有振動数の比率が3%以内であった事から、今回は簡便な方法として、上記の方法を用いた。解析ソフトは Femap with Simcenter Nastran Version 2020.2 MP1 日本語版を用いた。

質量は、ETFEフィルム自重の他、軸対称1次モードにおける空気付加質量^[22]を考慮した。空気付加質量は内圧による空気密度の増加を考慮し、外部空気と内部空気の両方の和とした。

$$M_a = 0.1476 \times \rho_{air} \times A^{1.5} \quad (7)$$

M_a : 空気付加質量, ρ_{air} : 空気密度, A : 膜水平投影面積

固有値解析の結果で、有効質量比と刺激係数の高いモードを抽出し、図12にモード図、表4・図13に有効質量比、表5・図14に刺激係数を示す。図は100Hzから300Hzの領域のみ抜粋して表示する。モード図はX方向、Y方向で固有振動数が同じ値となる部分はモード図が水平方向に90度回転したモード図と同じとなる事から、1方向のみ抽出し表示する。また、刺激係数は絶対値の結果を表示する。モードは水平方向左右で鉛直方向が逆対称となるモードと中央部付

表4 有効質量比

| 次数 | 固有振動数 | X | Y | Z | RX | RY | RZ |
|----|-------|------|------|------|------|------|----------|
| 1 | 128.5 | 0.22 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.43 | 1.49E-15 |
| 2 | 128.5 | 0.00 | 0.22 | 0.00 | 0.43 | 0.00 | 1.13E-17 |
| 3 | 131.9 | 0.00 | 0.00 | 0.07 | 0.00 | 0.00 | 6.32E-11 |
| 8 | 164.3 | 0.00 | 0.10 | 0.00 | 0.14 | 0.00 | 4.59E-17 |
| 9 | 164.3 | 0.10 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.14 | 2.22E-15 |
| 10 | 174.8 | 0.00 | 0.00 | 0.15 | 0.00 | 0.00 | 9.10E-11 |
| 21 | 209.6 | 0.00 | 0.00 | 0.36 | 0.00 | 0.00 | 2.46E-10 |
| 22 | 210.0 | 0.00 | 0.05 | 0.00 | 0.05 | 0.00 | 4.14E-17 |
| 23 | 210.0 | 0.05 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.05 | 1.59E-15 |
| 32 | 241.3 | 0.00 | 0.00 | 0.18 | 0.00 | 0.00 | 1.75E-10 |
| 41 | 257.7 | 0.03 | 0.00 | 0.00 | 0.00 | 0.02 | 1.53E-15 |
| 42 | 257.7 | 0.00 | 0.03 | 0.00 | 0.02 | 0.00 | 2.06E-17 |

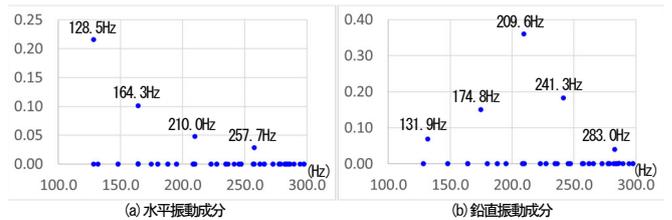


図13 有効質量比

近の変位が大きくなるモードに分類される。固有振動数増加に従い、波数は1波から2波、3波、4波と増加するモード図となった。有効質量比・刺激係数で、数値は低いのが近接した範囲で固有振動数の結果が複数存在する事が分かる。また、水平振動成分は固有振動数が低い程、有効質量比・刺激係数共に高く、固有振動数が高くなる程、低くなる傾向を示すが、鉛直振動成分は、209.6Hz近傍が最大となる結果となり、方向により傾向が異なる結果となった。水平方向に回転するRZ成分は300Hzまでは数値が低い結果のため、指数表示とした。300Hzまでは水平方向回転の影響は少ない事が分かる。

表5 刺激係数

| 次数 | 固有振動数 | X | Y | Z | RX | RY | RZ |
|----|-------|-------|-------|-------|------|------|----------|
| 1 | 128.5 | 0.009 | 0.000 | 0.000 | 0.00 | 3.18 | 2.51E-07 |
| 2 | 128.5 | 0.000 | 0.009 | 0.000 | 3.18 | 0.00 | 2.19E-08 |
| 3 | 131.9 | 0.000 | 0.000 | 0.005 | 0.00 | 0.00 | 5.18E-05 |
| 8 | 164.3 | 0.000 | 0.006 | 0.000 | 1.84 | 0.12 | 4.41E-08 |
| 9 | 164.3 | 0.006 | 0.000 | 0.000 | 0.12 | 1.84 | 3.07E-07 |
| 10 | 174.8 | 0.000 | 0.000 | 0.008 | 0.00 | 0.00 | 6.31E-05 |
| 21 | 209.6 | 0.000 | 0.000 | 0.012 | 0.00 | 0.00 | 1.02E-04 |
| 22 | 210.0 | 0.000 | 0.004 | 0.000 | 1.04 | 0.04 | 4.19E-08 |
| 23 | 210.0 | 0.004 | 0.000 | 0.000 | 0.04 | 1.04 | 2.60E-07 |
| 32 | 241.3 | 0.000 | 0.000 | 0.008 | 0.00 | 0.00 | 8.60E-05 |
| 41 | 257.7 | 0.003 | 0.000 | 0.000 | 0.00 | 0.64 | 2.55E-07 |
| 42 | 257.7 | 0.000 | 0.003 | 0.000 | 0.64 | 0.00 | 2.96E-08 |

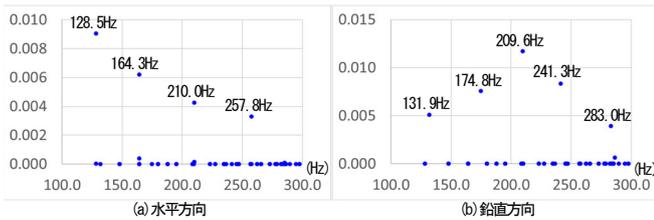


図14 刺激係数

7. 振動モードの推定

振動モードの推定を行うため、図15に共振領域時刻における変位時刻歴波形を示す。上膜中央①の128.3Hz近傍0.2秒間における応答は全体が同位相で、中央の振幅が最大となった。下膜中央⑥の127.4Hz近傍0.2秒間における応答は⑦のみ逆位相で、中央の振幅が最大となった。⑦は振幅が小さい事から、上膜・下膜共に鉛直1次モードと推定する。同様に上膜中央①の256.9Hz近傍0.1秒間における応答は①④が同位相で他は1/4周期程度ずれている。④の振幅が最大となった。下膜中央⑥は255.3Hz近傍0.1秒間における応答は中央の振幅が最大となっているが、同位相となっていない。上膜は鉛直4次モードに近接すると推定するが、下膜は逆対称モード近郊に複数のモードがあり、スピーカー1つの音源では、逆対称モードが得られにくく、モードの特定には至らない結果となった。

8. 測定結果と解析結果の比較

表6に測定結果、解析結果の固有振動数一覧表を示す。上膜①～⑤の128.3Hz、下膜⑥～⑩の127.5Hzは解析結果の鉛直1次モード131.9Hzと固有振動数が近似しており、モードも同じ振動モードであると推定できる。同様に上膜①～⑤の256.9Hz、下膜⑥～⑩の255.3Hzは解析結果の鉛直4次モード241.3Hzと固有振動数が近似しており、上膜は①④のみ同調モードであると推定する。鉛直2次モード、3次モードの測定結果は明瞭なピークを得る事が出来なかった。2次モードは原因追及に至っていないが、3次モードは近傍の固有振動数のノイズの影響が大きい事が原因であると推測する。測定結果と解析結果の固有振動数は鉛直1次モードで約3%、鉛直4次モードで約6%の誤差範囲となった。

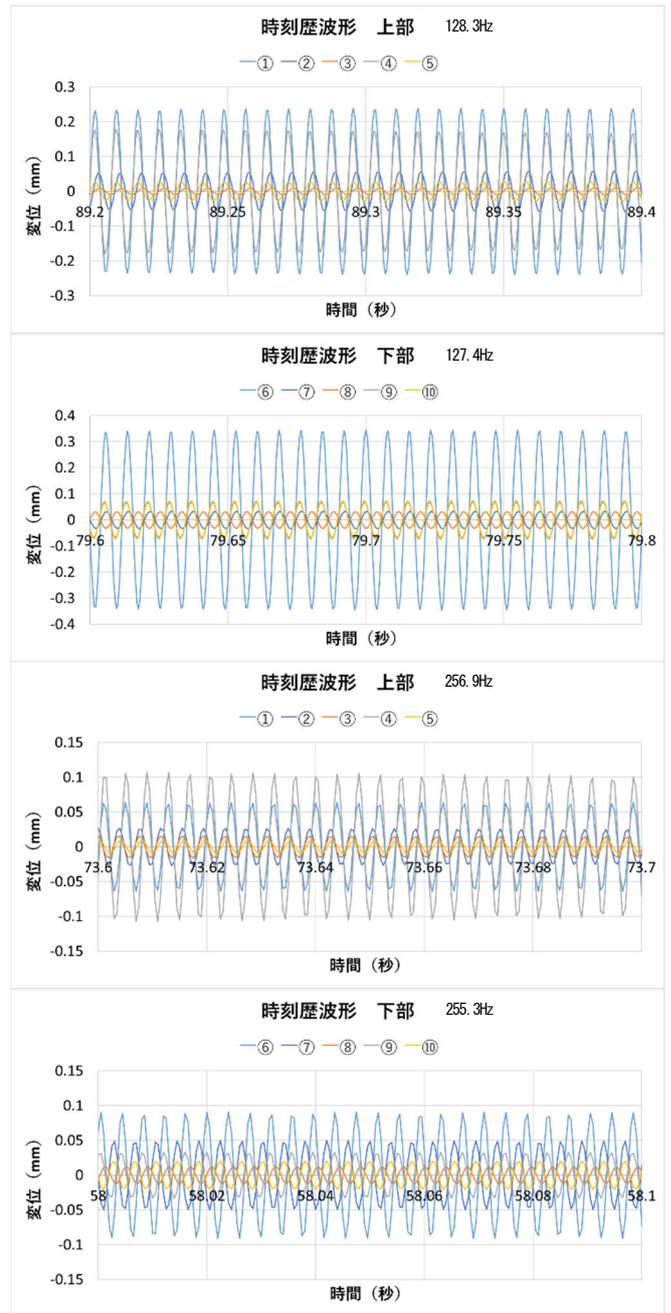


図15 共振領域時刻変位時刻歴波形

表6 測定結果、解析結果固有振動数一覧表

| | 計測位置 | スイープ加振 | 解析 | | 実験値 解析値 |
|----|------|-------------|-------------|----|------------|
| | | 振動数 (Hz) | 振動数 (Hz) | 次数 | |
| 上膜 | ①～⑤ | 128.3 | 131.9 | 3 | 97.3% |
| | | 256.9 | 241.3 | 32 | 106.5% |
| 下膜 | ⑥～⑩ | 127.5 | 131.9 | 3 | 96.6% |
| | | 255.3 | 241.3 | 32 | 105.8% |

9. まとめ

レンズ状二重空気膜構造の縮小試験体を、気密性の高い内部空間の面外方向の加圧・減圧を漸増的に行い、延伸成形により製作した。弾塑性解析を用いた解析値と実験値は近似し

た結果となった。

延伸成形で作成した試験体をレンズ状に配置し、内圧を4000Paと設定した二重空気膜構造をスピーカーから正弦波の音波を当てて加振する音圧加振実験を実施した。加振力の変動周波数を時間とともに変化させながら共振周波数を把握し、固有振動数を推定するスイープ加振実験を広範囲と狭範囲の2段階に分けて実施した。測定結果の鉛直1次モードにおける固有振動数は上膜128.3Hz、下膜127.5Hzとなり、解析結果の131.9Hzと同等の結果が得られた。また、鉛直4次モードにおける固有振動数は上膜256.9Hz、下膜255.3Hzと推測するが、モードの特定には至っていない。解析結果の241.3Hzとは近似した結果が得られた。

音圧加振実験の測定結果からフーリエスペクトルでピークを有する付近の周波数領域±0.5HzにおいてバンドパスフィルタをかけてRD法により減衰定数を同定した結果、上膜は128.3Hz帯で最大0.24%、256.8Hz帯で最大0.12%、下膜は127.4Hz帯で最大0.24%、255.3Hz帯で最大0.12%の減衰定数が推定された。

共振周波数の把握にスイープ加振実験の有効性を示し、空気付加質量を考慮した固有値解析によりレンズ状二重空気膜構造の振動特性が推定可能な事が分かった。

実験では鉛直方向の振動成分を十分に測定できなかったが、固有値解析を行った結果、3波モードの鉛直方向の振動成分は、1波モードと比較して変位量が大きくなる事が確認された。このことから、設計段階で共振周波数との関係を考慮する必要がある。レンズ状二重空気膜構造の設計段階において、振動特性を高精度に予測できる可能性を示し、共振を考慮した設計検討を進めることが可能となった。

謝辞

論文作成に協力頂いた横浜国立大学大学院都市イノベーション研究院河端研究室の周穎琦氏、廣瀬龍太氏に感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 建設省告示第1446号, 2000.5.31
- 2) 国土交通省告示第1045号, 2014.10.28
- 3) 国土交通省告示第666号, 2017.6.5
- 4) 国土交通省告示第977号, 2024.6.28
- 5) 中井政義, 藤井英二, 鈴木庸介: 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, 日本膜構造協会, No.4, 2006
- 6) 鈴木俊男, 鈴木敏夫, 中山昌尚, 増田圭司, 棚木勇悟, 奥村等: ハイブリッド二重空気膜構造の開発 その7 実構造物での振動実験概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp847-848, 日本建築学会, 1997
- 7) Katsuhiko OOTAKE, Osamu HOSOZAWA: Design and damping measurement for a framework membrane structure that combines cross arches and cables, IASS 2016 Tokyo Symposium, IASS, 2016

- 8) 大竹克浩: クロスアーチ架構とケーブル併設型骨組膜構造の振動特性および減衰定数に関する測定報告, 膜構造ジャーナル2024, 日本膜構造協会, No.1, 2024
- 9) 吉野達矢, 八木孝憲, 工藤恭一: ETFEフィルム構造(クッションタイプ)の振動特性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp795-796, 日本建築学会, 2006
- 10) 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報告集 第784号, 日本建築学会, 2021.6
- 11) 丁乙碩, 河端昌也: ETFEフィルムを用いた張力膜構造の延伸成形に関する研究, 膜構造研究論文集2012, 日本膜構造協会, No.1, 2013
- 12) 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2014, 日本膜構造協会, No.2, 2015
- 13) 森山史郎, 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, 日本膜構造協会, No.4, 2003
- 14) 吉野達矢, 瀬川信哉, 小田憲史: ETFEフィルムの2軸引張特性と弾塑性応力・変形解析, 膜構造研究論文集2004, No.4, 2004
- 15) 河端昌也, 森山史郎: ETFEフィルムのひずみ速度依存性と構造挙動について, 膜構造研究論文集2004, No.5, 2005
- 16) 河端昌也, 森山史郎, 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.1, 2006
- 17) 河端昌也, 堀口雄矢, 有賀広志: 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, 膜構造ジャーナル2021, 日本膜構造協会, No.3, 2021
- 18) 陳商煜, 大森博司: 膜構造物の簡易張力測定装置の開発, 膜構造研究論文集2005, No.5, 2006
- 19) 陳商煜, 大森博司: White Noiseを用いた構造物の張力測定装置の開発, 膜構造研究論文集2006, No.8, 2007
- 20) 田村幸雄, 佐々木淳, 塚越治夫: RD法による構造物のランダム振動時の減衰評価, 日本建築学会構造系論文報告集 第454号, 日本建築学会, 1993.12
- 21) 日本建築学会: 建築物の減衰, 2000
- 22) 小河利行, 熊谷知彦, 黒川雄太, 田淵浩司, 中山昌尚, 増田圭司: 振動する膜屋根に作用する空気の付加質量, 日本建築学会構造系論文報告集 第674号, 日本建築学会, 2012.4

MEASUREMENT REPORT ON VIBRATION CHARACTERISTICS OF LENTICULAR DOUBLE PNEUMATIC MEMBRANE STRUCTURES WITH HIGH INTERNAL PRESSURE

Sound pressure vibration experiment on ETFE film

Katsuhiko OOTAKE ^{*1}

Masaya KAWABATA ^{*2}

In order to understand the vibration characteristics of the lenticular double pneumatic membrane structures, a sound pressure excitation experiment using sine wave sound from a speaker, was conducted. The test specimen was fabricated by stretch forming ETFE film. A sweep excitation experiment was conducted to determine the resonant frequency by changing the fluctuating frequency of the excitation force over time and to estimate the natural frequency. The natural frequencies in the vertical first mode obtained from the measurement results were consistent with those from the eigenvalue analysis. As a result of estimating the damping factor by the RD method, it was estimated that the damping factor was a maximum of 0.24 %. This paper reports on the experimental procedures and the results of the vibration measurements.

^{*1} Taisei corporation

^{*2} Professor, Dept. of Architecture and Urban Culture, Faculty of Urban Innovation, Yokohama National University, Dr.Eng.

球形屋根を有する円筒形空気膜構造の必要内圧制御に関する研究

その1 簡易算定式の誘導

丸田榮藏*1
河端昌也*2
揖斐 剛*3

本論では、球形ドーム屋根を有する円筒型空気膜構造の風外力に対する構造安全を目途とした必要内圧制御ならびに膜体に生じる軸方向の最大張力に関する簡易算定法を提案している。必要内圧は、薄膜球形ドーム殻を想定した静力学に基づいて、膜体重量や初期張力に対する初期の内圧に加えて、風外力による膜体の引張や圧縮などの変形を回復させるための内圧や風下膜下部の座屈（皺）限界を基本にした張力の釣合いから導出している。算定では、風圧力に関しては日本建築学会荷重指針の球形屋根の外圧係数、円筒部に対しては既往の風洞実験による外圧分布を引用し、ドーム屋根のライズ比と円筒の高さ幅比の変化による影響について検討している。

1. はじめに

空気膜構造の歴史は長くこれまで数多くの建築物が残されてきた。空気膜構造は無柱の大空間を構築することができ、しかも軽量ということから地震外力には比較的無縁という意味では最良の構造形式と言える。また、多様な形態を創造できることでは魅力的な建築形式でもある。しかしながら、木質構造、コンクリート構造、鉄骨構造などの他の構造形式の設計において構築されてきた荷重設定と構造計画に比べて空気膜構造は極めて難解であり、かつ増大する外力に対して形状安定を保持するための制御^[1]が要求される。

従来、建設されてきた空気膜構造物では、半球あるいは1/4球を両端にもつ半円筒など単純な形状を除いては風洞実験による個別対応によって設計荷重と構造安定のための必要内圧を設定してきた。しかも、風速に対する安全限界を見極めるための内圧設定に関する物差しが確立されておらず、経験的な知見に頼ることを余儀なくされてきた。

一方、将来的には空気膜構造物の発展を踏まえ、耐風設計としての指針を得るためにも構造安全に係わる内圧制御の系統的研究が必要であると考え、入射風の変動、渦形成などの空気力学的な変動によって、すなわち、空気膜構造全体が大きく煽りを受ける大変形や面外および面内の局所的な変動変位がもたらす膜材の揉み洗い現象による皺の発生などの膜材劣化の問題が課題となる。これらの問題を回避するには、適正な内圧制御が必要となる。

本報では、一般的な球形ドーム屋根をもつ円筒形を対象とし、任意のライズ比および円筒高さの空気膜建築物を取り扱い、原形回復ならびに座屈回避に必要な内圧に着目した簡易算定法について検討した。なお、ここでいう原形回復とは風圧力によって風上側に発生した凹みを凸状態に戻すこととし

ている。また座屈とは風下下部のしわ発生を総称している。

2. 既往の研究

空気膜構造の安定内圧を決める理論的検討は、Bird (1956)^[6]によって纏められた Radome に関するマニュアルがあり、風圧力による抗力、揚力、および転倒モーメントがもたらす膜応力と必要内圧に対し、過度のたわみを抑えるには速度圧 q に対し 1.0 倍以上の内圧とする指針を示している。風洞実験的には、本郷・藤野^[1] (1968)、最上^[2] (1969) は、直径 $D=50$ cm に対するライズ比 f/D が 0.25, 0.5, 0.75 に変化する球形ドームの空気膜模型を用いて、構造的に安定と推定される変形状態における内圧と速度圧の関係に関する 3 種の実験を行い、安定な変形状態を保持するための内圧はライズ比増大とともに頂部相当の速度圧に対し 0.36~1.4 倍となることを示し、膜体安定性のために必要な内圧は上記ライズ比に対してそれぞれ $0.5q$, $1.0q$, $1.5q$ が妥当とした。

また Newman et al.^[10] は、ライズ比 f/D を 0.25, 0.37, 0.5 の半径 r とする薄膜空気膜ドーム模型を用いた境界層風洞実験において、ドームの頂部速度圧に対する必要内圧はそれぞれ $0.44q$, $0.55q$, $0.65q$ で、そして最大張力は、それぞれ $0.34rq$, $0.33rq$, $0.42rq$ で与えられることを示した。

一方、日本建築センターのニューマチック構造設計基準^[9] (1970 版) においては、球形および円筒形の空気膜構造に対して構造強度に必要な内圧ならびに膜面に発生する応力度などの指針を示している。

3. 簡易推定式の誘導

自然風中に置かれた球形屋根膜構造に作用する風圧力によって生じる変形を相殺させるという行為は、すなわち無風時

*1 WIND & PHYSICS LLC CEO, 工学博士

*2 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)

*3 大嘉産業株式会社 開発部 部長

の原形状態に回復させるために必要な内圧を求めることである。

本章では、風速に対する原形回復に必要な内圧の関係式を誘導するため、膜体を剛体の薄膜球形構造と仮定し、外力に対する膜張力の釣合いを基にして理論を展開している。なお、この展開の前提にはドーム部と円筒部の変形における連続性の前提、すなわちライズ比 f/D が 0.5 を下回る空気膜の変形に対してドームと円筒の接合部の長さを変化させないという仮定に基づいている。

一般に、風外力に対抗するための内圧 $P_{i,0}$ および $P_{i,b}$ と膜体円筒部に生じる最大軸方向張力⁵⁾ N_{max} は、(1) ~ (3) 式によって与えられる。

$$P_{i,0} = P_0 + P_{0i} \quad (1)$$

$$P_{i,b} = P_{0b} + P_{0i} \quad (2)$$

$$N_{max} = \sigma_{z,max} \cdot t = r \left(\alpha q_H + \frac{P_i}{2} \right) \quad (3)$$

ここに、 P_0 , P_{0b} , P_{0i} は、それぞれ原形回復のための必要内圧、座屈回避のための必要内圧、初期内圧であり、 $\sigma_{z,max} \cdot t$ は円筒部の高さ方向の軸方向最大膜張力で、 t , r はそれぞれ膜厚、円筒の半径である。さらに、 q_H は基準高さ H での速度圧で α は形状によって異なる外力影響係数である。

3.1 初期内圧について

大気中に置かれた空気膜ドームを膨らませるためには、ドーム膜の自重 W を支えるために空気を注入し、膜が張力状態になるまで内部の圧力を増大させ、自重による変形に対抗させる必要がある。一方、空気膜を微小に膨張させることによって初期張力を高め、Fig.1 に示すように、ほんの僅かな外力変動に対しては初期形状を安定的に保持させておく必要がある。

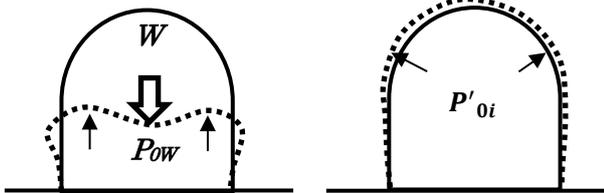


Fig.1 自重に対する必要内圧と微小膨張のための追加圧力

ここでは、これら自重 W による必要内圧 P_{0w} と微小膨張を作り出すための必要内圧 P'_{0i} を合わせて初期内圧 P_{0i} として (4) 式によって定義する。

$$P_{0i} = P_{0w} + P'_{0i} \quad (4)$$

上式の膜重量に対する必要内圧 P_{0w} は、膜構造の単位体積あたりの質量 m 、膜厚 t 、半径 r 、全表面積 A として床面積 A_f を変数とする (5) 式で求められる。

$$P_{0w} = \frac{W}{A_f} = \frac{mAtg}{\pi r^2} \quad (5)$$

また、ドーム部の微小膨張に必要な内圧は、Fig.2 に示すよ

うに、膨張時の応力と内圧の釣り合いより (6) 式で定義される。

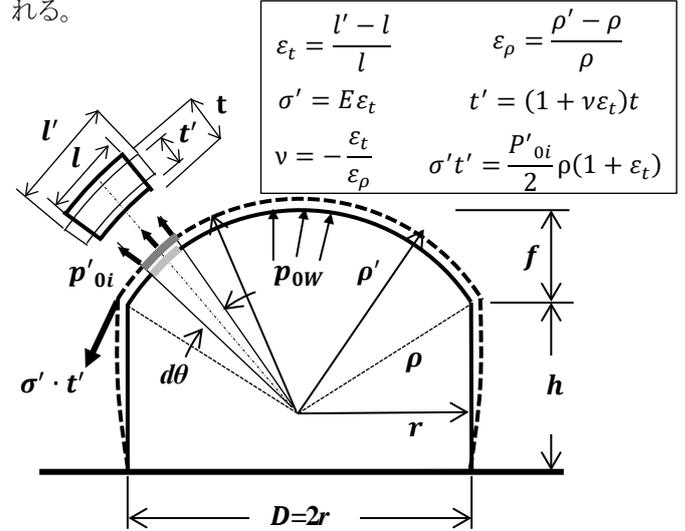


Fig.2 任意ライズにおける内圧

$$P'_{0i} = \frac{2t(1+\nu\epsilon_t)}{\rho(1+\epsilon_t)} \cdot E \cdot \epsilon_t \quad (6)$$

ここに、 ϵ_t は微小膨張時のひずみ、 t は膜厚、 ν はポアソン比、 E はヤング係数とし、 ρ は Fig.2 において幾何学的に導かれる (7) 式によって表される曲率半径としている。

$$\rho = \left(\frac{f}{D} \right) r \left\{ 1 + \frac{1}{4(f/D)^2} \right\} \quad r \geq f \gg 0 \quad (7)$$

一方、微小膨張を作り出すための必要内圧 P'_{0i} は先験的に決まらない不確定な圧力であることから、微小膨張のための必要内圧 P'_{0i} を設定する上で、微小ひずみ ϵ_t を初期張力導入としての大きさを決める必要がある。

微小ひずみ ϵ_t は、(6) 式により空気膜に対するヤング係数、ポアソン比、寸法などの物理的諸元と必要内圧 P'_{0i} を既知とすれば 2 次方程式を解くことにより求めることができる。また、内圧 P'_{0i} は、(4) 式において初期内圧 P_{0i} と膜重量の内圧 P_{0w} を既知として与えるための試験によって求められる。初期内圧 P_{0i} の試験では、Photo.1 の空気膜模型にファンによる空気を注入しながら外部からの触診により初期張力状態として適当な張り具合に相当する 10Pa を設定した。なお、この初期内圧 P_{0i} は次報以降においても共通して用いている。

次いで、Photo.2 の円形加圧試験装置を用いて Fig.3 の応力ひずみ図と Table1 に示す膜材料のヤング係数 E 、降伏応力度 σ_y を得た。なお、本装置は円形治具に取り付けた膜を空気圧で膨らませ、変形後の形状を球面と仮定することで 2 軸引張 (張力比 1:1) に対する応力ひずみ関係を求めるものである。

以上の結果を基に、必要な内圧 P'_{0i} は、(4) 式に従い上記の設定した初期内圧 10Pa から Table2 のように膜重量に対する必要内圧 P_{0w} を差し引くことによって確定した。さらに、 $P'_{0i} = 5.24\text{Pa}$ とすると微小膨張させたときのひずみ ϵ_t が (6) 式により、 $\epsilon_t = 0.000747$ として求められることから、対応する応力 σ' は、(8) 式により Table3 に示される値を採った。

$$\sigma' = E \varepsilon_t \quad (8)$$

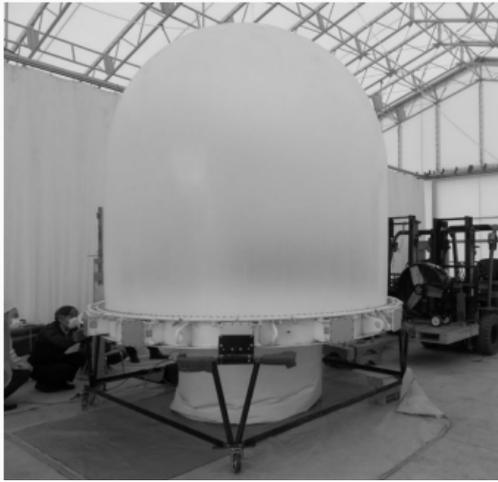


Photo.1 初期内圧 10Pa 時の状況

Table 1 試験体の諸元

| | | |
|-----------|---------------------|--------|
| 半径 r | 軒高 h | 膜厚 t |
| 1.426 m | 1.426 m | 0.1 mm |
| 膜重量 W^* | 床面積 A_f | |
| 3.245 kg | 6.39 m ² | |
| ヤング係数 E | 降伏応力度 σ_y | |
| 50MPa | 4.1MPa | |

*継ぎ目の付加重量 1.39 N を含む



Photo. 2 円形加圧試験装置

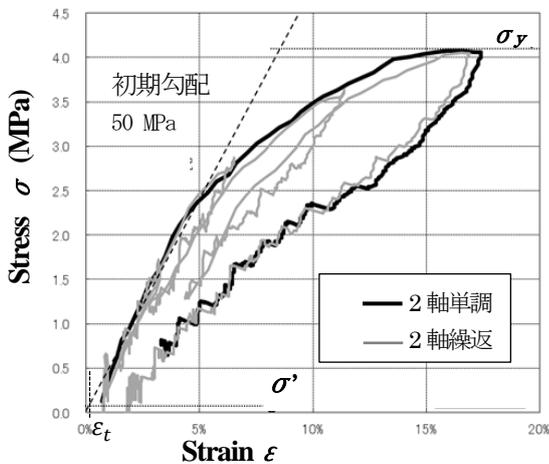


Fig. 3 応力-ひずみ曲線

Table 2 初期内圧が 10Pa 時の内圧構成

| | |
|------------------------|------------------------|
| 自重に対する必要内圧 P_{0w} | 微小膨張の必要内圧 P'_{oi} |
| 4.76Pa | 5.24Pa |

Table 3 微小ひずみと応力

| | | |
|-----------------|-------|------------|
| ε_t | ν | σ' |
| 0.000747 | 0.5 | 0.0375 MPa |

最終的に、本空気膜モデルの膜材の膜材料試験により得られた降伏応力度 σ_y に対し、微小膨張時の応力度 σ' は 1/109 となることが示された。このことは、微小ひずみに対する (6) 式の関係を用いることによって、微小膨張に対する必要内圧 P'_{oi} を導出する際の目安として (9) 式の微小ひずみ ε_t を導入できるものとした。

$$\varepsilon_t = \frac{\sigma'}{E} = \frac{\sigma_y}{109E} \quad (9)$$

3.2 原形回復のための必要内圧について

風外力によって生じる球形ドーム膜の変形を無風時状態に戻すための内圧を、原形回復に必要な内圧 P_0 とする。 P_0 は Fig.4 で表される膜の膨張および収縮に働く鉛直方向および水平方向の風力 F_R と F_H に起因する内圧 P_{0V} と P_{0H} の和とし、(10)式のように定義した。

$$P_0 = P_{0V} + P_{0H} \quad (10)$$

そして、これらの両内圧は、それぞれの風圧力に関し鉛直方向に対してはドーム屋根に生じる上向き風力 F_{LR} を (11) 式のように、また水平方向に関し風方向に対して $F_{DR}+F_{DC}$ と風直交方向の水平風力 F_{LC} を (12) 式 (式導出の基本的考え方は 4.3 節、Fig.11 を参照) のように求めることとした。

$$P_{0V} = \frac{F_{LR}}{A_f} \quad (11)$$

$$P_{0H} = \frac{F_{DR}+F_{DC}+2F_{LC}}{A} \quad (12)$$

ここに、 A_f は床面積、 A は膜体の全表面積とし、添え字 R と C はそれぞれ屋根部と円筒部を表している。なお、ここで用いられる風圧力 F_{DR} 、 F_{LR} 、 F_{DC} および F_{LC} の符号は、風外力によるドームの膨張と収縮を扱っていることから風圧の発生方向と定義する。すなわち、風圧の作用が建物に向かう場合を正としてその逆を負とする。また、屋根の F_{LR} の水平風直交方向成分は、本論文の展開では風直交方向に区分する領域評価とした日本建築学会荷重指針^[7]の風圧係数の取り扱いに準じているため除外した形となっている。

3.3 円筒の風下膜が座屈しないための必要内圧

風によって円筒部風下膜の下部が座屈しないためには、

Fig.5 に示されるように、座屈を回避させるに必要な内圧 P_{0b} によって発生する張力 $\sigma_t \cdot t$ が、風圧力によって生じる転倒モーメント M が及ぼす張力 $\sigma_M \cdot t$ 以上であればよい。すなわち、(13) 式を満たすことになる。

$$\sigma_t \cdot t \geq \sigma_M \cdot t \quad (13)$$

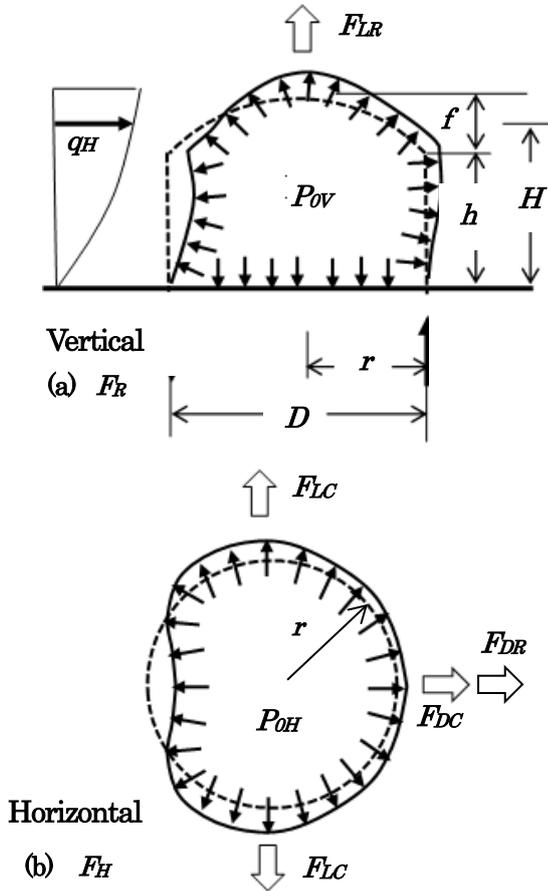


Fig.4 作用風力と必要内圧の関係

一般に、空気膜ドームに内圧 P_{0b} を加えた場合、円筒部軸方向の張力は、(14)式で表される。

$$\sigma_t \cdot t = \frac{P_{0b} \rho}{2} \quad (14)$$

一方、曲げモーメント M によって発生する単位長さ当たりの最大の張力 $\sigma_M \cdot t$ は、円筒部の円周に沿った張力の分布を Fig.6 で表される線形変化の分布と仮定することによって導かれる(15) 式の関係から、(16) 式を得る。

$$M = 2 \int_0^\pi \sigma_M \cdot t \cos \beta \cdot r \cos \beta \cdot r d\beta = 2r^2 \sigma_M t \int_0^\pi \frac{1 + \cos 2\beta}{2} d\beta = \pi \sigma_M \cdot t \cdot r^2 \quad (15)$$

$$\sigma_M \cdot t = \frac{M}{\pi r^2} = \frac{M}{A_f} \quad (16)$$

以上の展開から、座屈を避けるに必要な内圧 P_{0b} は、(17) 式となる。

$$P_{0b} \geq \frac{2M}{\pi r^2} \quad (17)$$

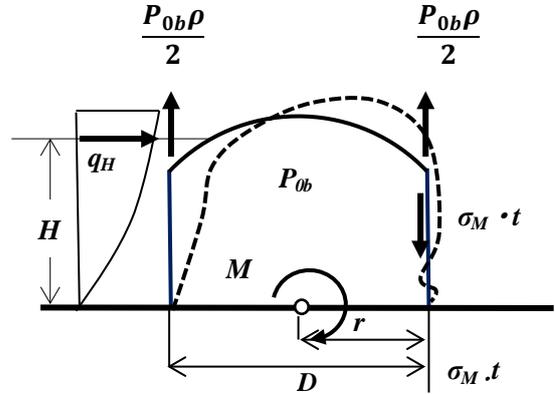


Fig.5 モーメントとの釣合い

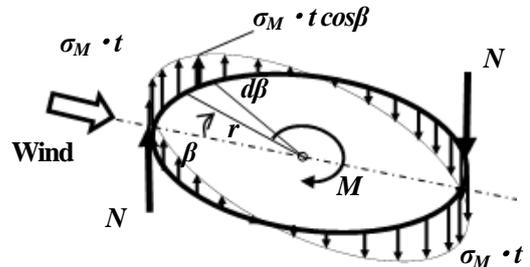


Fig.6 発生予想張力とモーメントの釣合い

3.4 作用風圧による円筒部軸方向の最大張力について

円筒部を軸方向（高さ方向）に変形させる張力は、Fig.7 に示されるように、外力項（揚力 F_{LR} と転倒モーメント M ）による $\sigma_L \cdot t$ と $\sigma_M \cdot t$ とし、内圧項（必要内圧 P_0 と初期内圧 P_{0i} ）による $\sigma_i \cdot t$ であり、そして図からも分かるように最大張力は、円筒部の風上最先端で発生する。

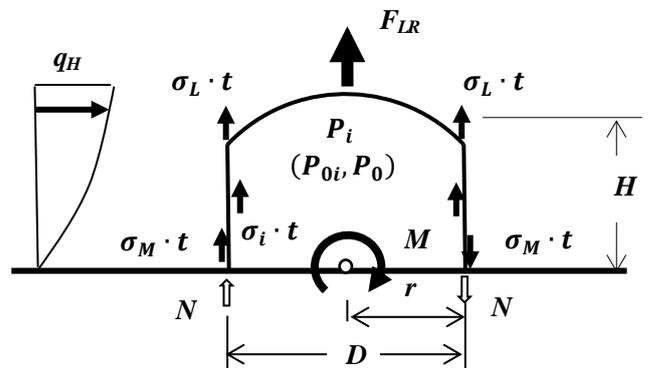


Fig.7 作用風圧による膜張力の発生要素

以上を考慮すると、円筒部に生じる単位長さ当たりの最大張力 $\sigma_{z,max} \cdot t$ は、(18) 式によって表すことができる。

$$\begin{aligned} \sigma_{z,max} \cdot t &= (\sigma_L \cdot t + \sigma_M \cdot t) + \sigma_i \cdot t \\ &= \left(\frac{F_{LR}}{2\pi r} + \frac{M}{\pi r^2} \right) + \frac{P_i \cdot r}{2} = r \left(\frac{F_{LR}}{2A_f} + \frac{M}{rA_f} \right) + \frac{P_i \cdot r}{2} \\ &= r \left(\alpha q_H + \frac{P_0}{2} + \frac{P_{0i}}{2} \right) \end{aligned} \quad (18)$$

ここに、外力項における q_H は基準速度圧であり、係数 α は、(19)式で表される。

$$\alpha = \frac{1}{q_H \cdot A_f} \cdot \left(\frac{F_{LR}}{2} + \frac{M}{r} \right) \quad (19)$$

4. 既存の風圧係数データを用いた算定法の提案

4.1 任意ライズの球形ドームの風圧力

風洞実験で得られる風圧係数分布から膜体表面に作用している3次元ベクトルを、Fig.4 に示されるような方向成分の風力に積分評価することは極めて難儀なことである。このため、本論では、日本建築学会荷重指針⁷⁾に掲げられる球形ドームの領域区分方法に準じた風圧力評価を試みている。また、同指針では、球形ドーム屋根についてのみ指針を示し円筒部に対しては触れていない。

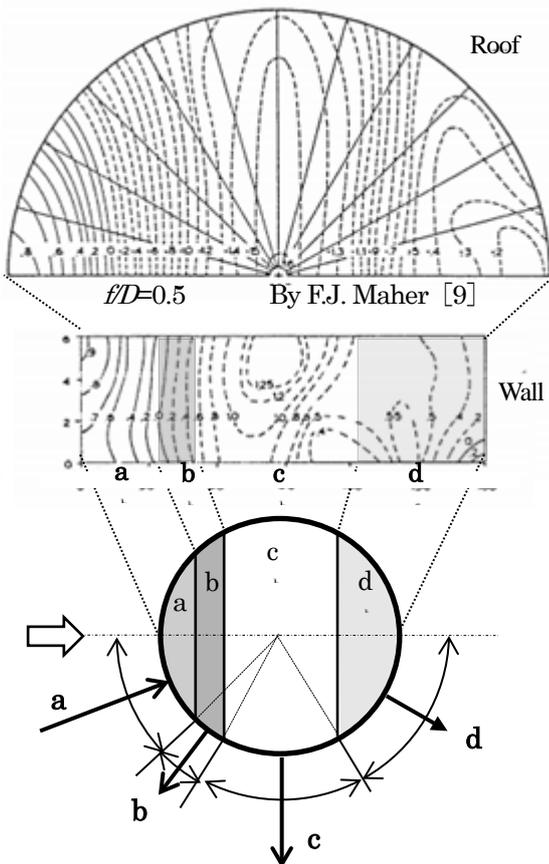


Fig.8 既往の風洞実験による円筒部外圧係数分布と平均領域

従って、下部の円筒に関しては、Fig.9 のように建築学会荷重指針の屋根区分に準じ、既往の風洞実験^{8),9)} (例えば

Fig.8)の風圧分布から Table 4 のように a から d の領域に対応する面平均値を求め、Table 5 のように設定した。

Table 4 円筒部の外圧係数分布の領域平均 (風洞実験値)

| 領域 | T.Hongo ^[8] | | F.J.Maher ^[9] |
|----|------------------------|--------|--------------------------|
| | q_T | q_H | 補正なし |
| | $f/D=0.2, h/D=1.0$ | | $f/D=0.5, h/D=0.5$ |
| a | 0.591 | 0.501 | 0.430 |
| b | -0.219 | -0.186 | -0.525 |
| c | -0.509 | -0.432 | -0.903 |
| d | -0.142 | -0.121 | -0.452 |

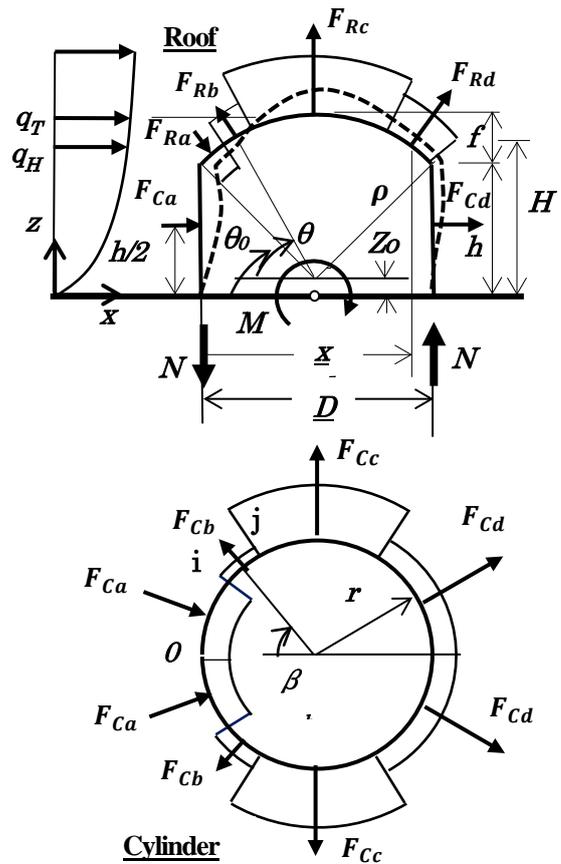


Fig.9 風圧力の領域区分

Table 5 円筒の各部平均外圧係数の提案値

| 円筒部 | $f/D=0.0\sim 0.2$ | $f/D=0.5$ |
|------------------|-------------------|-----------|
| C _a 部 | 0.5 | 0.43 |
| C _b 部 | -0.19 | -0.53 |
| C _c 部 | -0.43 | -0.90 |
| C _d 部 | -0.12 | -0.45 |

($h/D \leq 1.0$ は同じと仮定)

以上の領域に基づいた屋根部(R)と円筒部(C)の抗力(D)・揚力(L)方向成分の風力 F_{DR} 、 F_{LR} 、 F_{DC} 、 F_{LC} およびモーメント M は、以下の (20) ~ (25) 式で表される。

$$F_{DR} = \sum_{n=a}^d F_{Rn} \cos \theta_n = \sum_{n=a}^d C_{peRn} A_{SRn} q_H \cos \theta_n \quad (20)$$

$$F_{LR} = \sum_{n=a}^d F_{Rn} \sin \theta_n = \sum_{n=a}^d C_{peRn} A_{SRn} q_H \sin \theta_n \quad (21)$$

$$F_{DC} = 2 \sum_{n=a}^d F_{Cn} \cos \beta_n = 2 \sum_{n=a}^d C_{peCn} A_{SCn} q_H \cos \beta_n \quad (22)$$

$$F_{LC} = \sum_{n=a}^d F_{Cn} \sin \beta_n = \sum_{n=a}^d C_{peCn} A_{SCn} q_H \sin \beta_n \quad (23)$$

$$M = \sum_{n=a}^d (\rho \sin \theta_n + Z_0) F_{Rn} \cos \theta_n + \sum_{n=a}^d \rho \cos \theta_n F_{Rn} \sin \theta_n + \left(\frac{h}{2}\right) (2F_{Ca} \cos \beta_a + 2F_{Cb} \cos \beta_b + F_{Cc} \cos \beta_c + 2F_{Cd} \cos \beta_d) \quad (24)$$

$$Z_0 = h - \rho \sin \theta_0 \quad (25)$$

ここに、 C_{peRn} および C_{peCn} は、それぞれ屋根部および円筒部の領域 ($n=a \sim d$) の平均外圧係数であり、また、 A_{SRn} と A_{SCn} は、それぞれ領域 n の屋根部と円筒部における表面積であり、(26) 式および(27)式で与えられる。

1) 球形屋根に関しては、

$$A_{SRn} = 2\rho^2 \int_{\theta_i}^{\theta_j} \cos \theta \cos^{-1} \left(\frac{\rho-f}{\rho \cos \theta} \right) d\theta \quad (26)$$

2) 円筒に関しては、

$$A_{SCn} = \frac{(\beta_j - \beta_i)}{\pi} \cdot r \cdot h \quad (27)$$

ここに、 f と ρ は屋根のライズと曲率半径、 r は円筒部の半径、 h は同高さであり、 i と j は、各領域の始端と終端で、 $i=0 \sim 4$ 、 $j=i+1$ と定める。また、ドーム屋根部ならびに円筒部の領域 $a \sim d$ の範囲を与える角度 θ_n と β_n は、(28) ~ (31) 式で与えられる。

$$\theta_n \text{ (rad)} = (\theta_i + \theta_{i+1})/2 \quad (28)$$

$$\theta_i = \cos^{-1} \left[\frac{\rho-x}{\rho} \right] \quad (29)$$

$$\beta_n \text{ (rad)} = (\beta_i + \beta_{i+1})/2 \quad (30)$$

$$\beta_i = \cos^{-1} \left[1 - \frac{x}{r} \right] \quad (31)$$

ここに、 $i=0 \sim 4$ で $x=0 \sim D$ とする。

4.2. 抗力係数および揚力係数の算定

風圧力に関する簡易算定法を推進する指標として、ライズ比 f/D と円筒部の高さ幅比 h/D を変化させ、(32) ~ (34) 式で定義した抗力係数 C_D 、揚力係数 C_{LR} および水平揚力係数 C_{LC} について算定し、Fig.10 に示した。

$$C_D = \frac{F_D}{A_p q_H} = \frac{F_{D,R} + F_{D,C}}{A_p q_H} \quad (32)$$

$$C_L = \frac{F_L}{A_f q_H} = \frac{F_{L,R}}{A_f q_H} = \frac{F_{L,R}}{\pi r^2 q_H} \quad (33)$$

$$C_{LC} = \frac{F_{LC}}{A_p q_H} \quad (34)$$

ここに、 A_p は球形ドームの見附面積、 A_f は床面積である。

なお、風力係数は表面風圧の積分で求めることが一般的である^[11]として、本論でも 4.1 節に示した風力評価は、基本的には同じ手法に基づくものである。

Fig.10 には、Maher による半球ドーム^[11] と本郷・吉田の円筒^[12]の結果も合わせて比較している。図の結果は、Maher の実験では基準速度圧はドーム頂部であり、条件は異なることから、 $C_D=0.237$ (◎印) と $C_L=-0.563$ (□印) とは大きく乖離している。また本郷・吉田の実験^[12]は、一様流でかつ $f/D=0$ であることから抗力係数に関しては大きく相違しているが、揚力係数では比較的近似している。このことから、比較対象の相違や精度に対し議論の余地はあるものの、風圧分布を区分に分割する風力算定方法として有効なもの判断した。

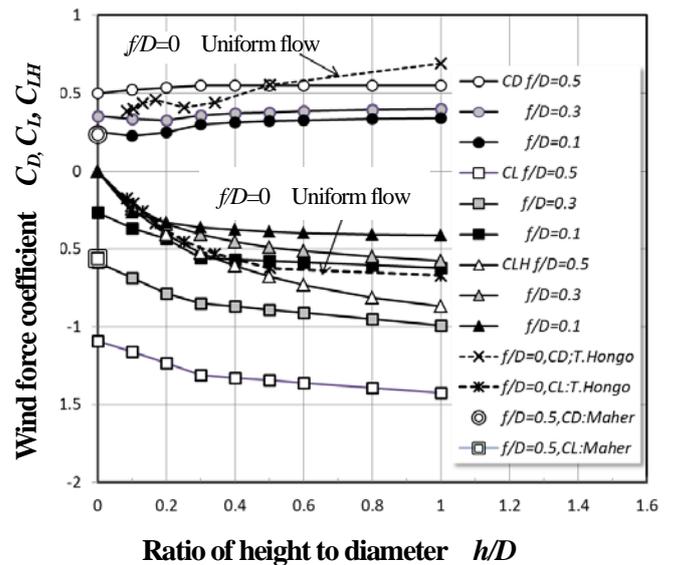


Fig.10 膜体の形状変化に対する風力係数試算

4.3. 必要内圧の算定

4.3.1 原形回復のための必要内圧

原形回復のための必要内圧 P_0 は、第 3.2 節で示した (10) ~ (12) 式に、第 4.1 節で設定した領域の風力を用いることにより、ライズ比 f/D と円筒部の高さ幅比 h/D の変化に対し算定したものを Fig.12 に示す。なお、抗力による必要内圧に関しては、Fig.11 を考慮し、内圧の膨張を考えると正圧を与える前面の風力と負圧を与える背面の風力とは異符号とした。

解析の結果は、 f/D および h/D の変化に対する必要内圧の図に、本郷・藤野の風洞実験^[4]ならびに日本建築センター基準^[5]の $h/D=0$ に対する値を示し比較している。

なお、これらの値は、基準速度圧をドーム屋根頂部としているため、下式により 1.18 倍を乗じ補正している。

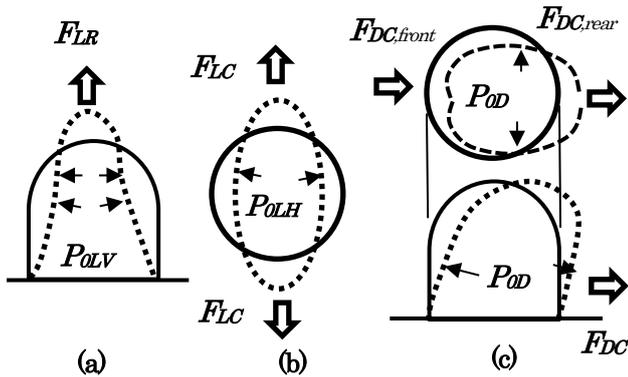


Fig.11 風力に対する復元回復に必要な内圧

$$q_T = \frac{V_T^2}{V_H^2} = \left(\frac{H_T}{H}\right)^{2 \times n} q_H ; n = \frac{1}{8} \quad (35)$$

ここに、 H_T はドーム頂部高さ、 H は基準高さ、そして n は風速の鉛直分布係数である。

図から、本郷・藤野の風洞実験結果とは比較的類似しているものの、建築センター規準(×印)は80%ほどの低い値を示した。この違いについては、本論では原形に回復されることを主眼としているが、規準値はある程度の変形を許す構造安全性を目途として設定されたことによるものと推察される。

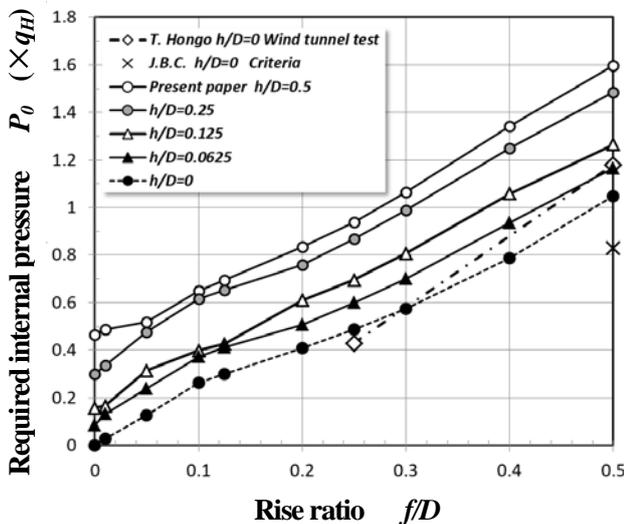


Fig.12 原形回復のための必要内圧

4.3.2 座屈を回避するための必要内圧

ある風速以上で、膜体背面の下部において座屈すると想定し座屈回避のための必要内圧 P_{ob} は、第 4.3 節の (12) 式と第 5.1 節の (20) 式を用い、ライズ比 f/D と円筒部の高さ幅比 h/D の変化に対し算定し、Fig.13 に示した。

図では、 P_{ob} が負となる形状もあるが、これは座屈が発生しないことを意味する。

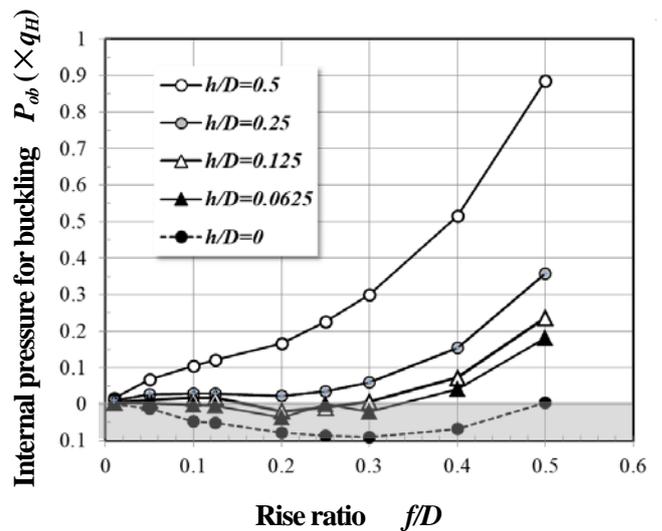


Fig.13 座屈限界に関する必要内圧

4.4 最大張力の算定

空気膜ドーム膜の最大張力は、第 3.4 節に示した (18) 式で与えられ、球形ドーム等の設計用として(19)式の外力影響係数 α について推奨値が提案されている。本論では、第 4.1 節の (21) 式 と (24) 式によって外力影響係数を、球形ドーム屋根のライズ比 f/D と円筒部の高さ幅比 h/D を変数の変化に対して算定し Fig.14 に示した。図には、B.G. Newman らの提案¹⁰と比較している。なお、Newman らの提案にある基準速度圧はドーム屋根頂部としていることから、第 4.2 節と同様(35)式による補正を行っている。なお、ここでは、 $n=1/4$ を用い、補正值 1.41 を乗じて図にプロットした。

結果は、ライズ比 $f/D=0.25$ を除き良好な対応にあると推察された。

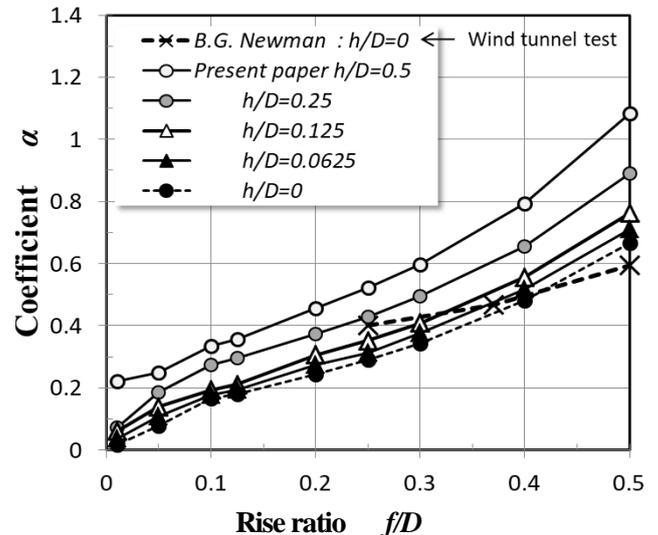


Fig.14 最大張力に関する外力影響係数の特性

5. 結論

風圧領域区分に準じた風力評価に基づく簡易算定法を提案し、ドーム屋根ライズ比ならびに円筒部の高さ幅比の変化に

対して必要内圧ならびに最大張力に関する特性を示した。

本算定法は、円筒部を持たない球形ドームに限定した既往の風洞実験値や関係規準値との比較に対しては比較的良好な傾向を示すことができた。続報では、本報で示した簡易算定法の妥当性について疑似風洞による実験や実測等との比較により検証を行っている。

参考文献

- 1) 本郷剛、藤野昇：「空気膜構造物の風圧力に関する実験的研究」、東北大学卒業論文、昭和43年度3月
- 2) 最上公彦：「空気膜構造物の風圧力に関する二三の実験的研究」、東北大学大学院工学研究科修士論文、昭和44年2月
- 3) 加藤優輝、丸田榮藏、「空気膜構造の作用風圧と構造強度に必要な内圧制御に関する基礎的研究」一角丸長方形の平面を持つ最小曲面積形態に対する風洞実験一、膜構造研究論文集2011, No.25, 2012.3
- 4) 加藤優輝、丸田榮藏：「空気膜構造の作用風圧と構造強度に必要な内圧制御に関する基礎的研究」、一境界層乱流中における柔模型を用いた風洞実験一、膜構造研究論文集2012, No.26, 2013.3
- 5) ニューマチック構造設計基準・同解説（昭和45年度版）、(財)日本建築センター、空気膜構造協会、1970
- 6) W.W. Bird; Design Manual for Spherical Air Supported Radomes, Report No. UB-909-D-2, Cornel Aeronautical Laboratory, INC, 1956
- 7) 建築物荷重指針・同解説、日本建築学会、2015
- 8) 本郷剛：球形屋根に作用する風圧力に関する実験的研究、東北大学博士学位論文、1995.1
- 9) F.J. Maher: WIND LOADS ON DOME-CYLINDER AND DOME-CONE SHAPES, ASCE, PP.79-95, 1966,
- 10) B.G. Newman, U. Ganguli, S. C. Shrivastava: Flow over Spherical inflated buildings, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 17-3, pp.305-327, 1984
- 11) F.J. Maher: WIND LOAD ON BASIC DOME SHAPES, Journal of the STRUCTURAL DIVISION, Proceedings of the American Society of Civil Engineers, June, PP. 219-228, 1965.6,
- 12) 本郷剛、吉田正邦：円形陸屋根に作用する風圧力に関する風洞実験、風工学シンポジウム、pp.158-166, 1984.12

Research on the Required Internal Pressure Control of Cylinder- shaped Pneumatic Structures with Spherical Roofs

Part 1 Derivation of the Simplified Calculation Formula

Eizo Maruta* 1
Masaya Kawabata *2
Takeshi Ibi * 3

Summary

In this study, a simplified calculation method is proposed for controlling the required internal pressure and determining the maximum tensile force in the axial direction of a cylindrical air membrane structure with a spherical dome roof, with the aim of ensuring structural safety against wind loads. The required internal pressure is derived from the equilibrium of tension based on the basic tension of internal pressure to restore deformations such as expansion and contraction of the membrane due to external wind forces, in addition to the initial internal pressure against the membrane weight and initial tension based on statics assumptions for a thin-film spherical dome shell, and the buckling limit of the lower membrane under wind pressure. Regarding the calculation, the external pressure coefficients for spherical roof structures are based on Recommendation for Load on Buildings of the Architectural Institute of Japan, and for the cylindrical part, external pressure distributions based on previous wind tunnel experiments are referenced. Additionally, the influence of variations in the rise ratio of the dome roof and the height-to-width ratio of the cylinder is considered.

*1 CEO, WIND & PHYSICS, LLC, Dr. Eng.

*2 Professor, Institute of Urban Innovation, Yokohama National University, Dr. Eng.

*3 General manager, Development Div. DAIKA Industrial Co. Ltd.

[第2編 報告・概説]

膜構造ブロック積層による成層圏建築物の実現可能性について

成層圏高度領域の安定利用に向けた大気浮力を利用した構造体の構想

島崎 丈太*¹

現在、特殊な航空機、気象観測気球、ロケット等で通過する以外では利用出来ていない成層圏を、安定継続利用する方策として、膜構造ブロックに大気より軽い気体を充填した基本ユニットを、風況の良い地点にて地上から積み上げることで成層圏に達する構造体の建築可能性を検討する。封入気体の温度や組成を調整し、各基本ユニットを「質量は大きい重量はゼロ」とすることにより、大気浮力が許す範囲内で、成層圏高度に達する構造体の建築が可能で有り得ることを論証する。本報告では公開された情報を使用し、風、気候変動、温度変化、等は無いものと仮定し成層圏建築物の成立可能性のみを検証、後続研究にて現実的な検証を続ける予定である。

1. 梗概

本論文は、膜構造ブロックの積層による高度 10,000m～20,000m の成層圏建築物建設の可否検討研究の導入部である。地球の大気の平均的な構成、気圧、気温の下で、現在の人類の使用可能な技術と材料により、高度 20,000m 迄の建築物が成立可能であるかを、公開されている諸データから、試算し、理論的に成立することを確認することを目標とする。

膜構造ブロックとその積層の形状は、下記の島崎が初期事例として構想したものを使用する。大気は静止状態とし、天候や気温の変化も考慮せず、単純に、建設された構造物が自重で崩落せず、最上部では、どの程度の垂直負荷に耐え得るかを計算した。以下に、想定した形状を記述する。

建築物形状は、基本単位として、一辺 10m の正六角形を底面とする高さ 100m の六角柱の膜構造ブロック(図 1)を、垂直に立てたものを想定した。そのブロックを、中央に空間を空けた形で接合し(図 2)、六角形の空洞を6本の六角柱が囲む形状、を1階層の基本構造(図3)とした。基本構造を積層し高層構造物とする。

その基本構造を、水平に複数組み合わせより大きな階層を形成することも可能だが、今回は最低限の組み合わせとして、1階層に正六角柱6本のみを想定した。

膜構造の材料としては、1996年10月の日本膜構造協会の膜構造研究論文集に掲載された「大型気球用繊維強化膜材料の力学的特性」に掲載された高い引張強度と引裂強度を持つ大型気球用膜材料を、十分な強度を有すると想定し重量計算した。

膜構造ブロック内には、同高度の大気より軽い気体を充填し、その浮力により、膜構造とその付属設備の重量を相殺して、階

層全体としては、質量は大きいながらも、重量はゼロとなるように気体の組成と温度と圧力を調整する。これにより、階層の上に更に階層を重ね続けても、下層に負担を掛けることなく、多くの階層を重ねた高層建築物を建設可能と考えられる。(図 4)

上記の方式で、内部の気体を調整し、高さ 100m の階層を 200 階層重ねることで、20,000m の高度に到達する成層圏建築物が理論的には建築として成立可能であることを、この論文で証する。

この論文では「建築として成立可能」の定義として、高度 20,000m の建築物が出来上がった時点で、当該建物を構成する全 200 階層に、上部階層からも下部階層からも圧力がかからず、地上から高度 20,000m の階層までが、重量ゼロの状態に成立し得るということを条件として適用する。

但し、膜材をどのように加工縫製又は接着して膜構造ブロックを作り上げるかの検討は未了なので、膜構造ブロック造成に必要な膜面積の 100%増の膜重量を、必要な材料重量として想定している。この加算重量に、将来的に検討されるべきエアポンプ、配管、配線、なども含むことを想定している。

又、20,000m の最上部階層で重量がゼロであると、その上部に追加して各種機能を備えた機材を設置稼働させることが出来ないため、最上部階層については、機材を積載する為に最大でどれだけの浮力を得ることが可能かも試算した。

尚、本論文では、成層圏建築物が成立可能か不可かのみを判断する為、高高度で人類の常駐・居住は不可能とし、無人運用を想定している。

*¹ 日本大学 理工学部 建築学科 客員研究員

2. 目次

1. 梗概
2. 目次
3. 本論
4. 結論
5. 参考文献
6. あとがき

3. 本論

本シミュレーションの基本となる正六角柱膜構造ブロック(図1)の寸法と重量などは、以下の想定によって計算されている。基本ブロック(図2参照)は正六角柱膜構造ブロックを6本接合したもののだが、ここでの数値計算は、全てが同じ条件のブロックである為、1本での数値を標記する。

正六角柱膜構造ブロック(図1参照)

底面積: 一辺 10m の正六角形(面積 260 m²)

側面積: 底辺 10m、高さ 100m の長方形(面積 1,000 m²)

表面積: 6,520 m²(底面積×2 + 側面積×6)

膜重量: 使用を想定した膜材料 96.6g/m²
96.6g/m²×6,520 m² = 630kg(正六角柱の表面積分の膜材料重量)

630kg×2 = 1,260kg(縫い代、接着剤、その他機材等を含めた想定重量)

内容積: 26,000 m³(260 m²×100m)

浮力: 各階層の正六角形膜構造ブロックに充填される気体の重量と、同高度の大気気圧から計算される重量の差分が、浮力として計算される。

基準となる大気の状態は以下の通りとし、そこから、高さ 100m のブロックを積み重ねて行く。

基準とする大気の地上での条件

高度: 0m, 気温: 15.1 度、気圧: 1013.25hPa

封入する気体と、浮力の計算方法としては、

- (1) 摂氏 50 度に加熱した同気圧の大気(熱気球では 70~100 度を使用するが、膜材の耐久性と消費エネルギーを考え今回は 50 度とした)
- (2) 同高度の大気と同温度と想定した同気圧の水素を、充填した場合の浮力を計算した。

浮力は、同高度、同温度、同気圧の大気が基本ブロックに充填された場合の重量を計算し、上記(1)と(2)との重量差を、浮力とした。ブロックそのものの浮力は、「皮膜込浮力」と表現した。

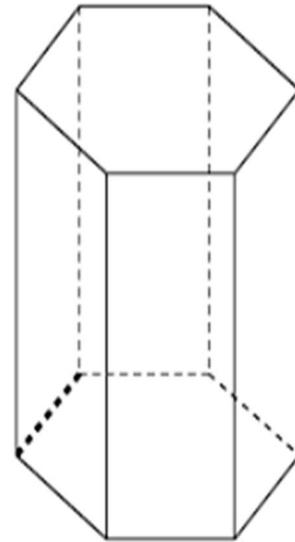


図1 成層圏建築物基本ブロック: 正六角柱 単体

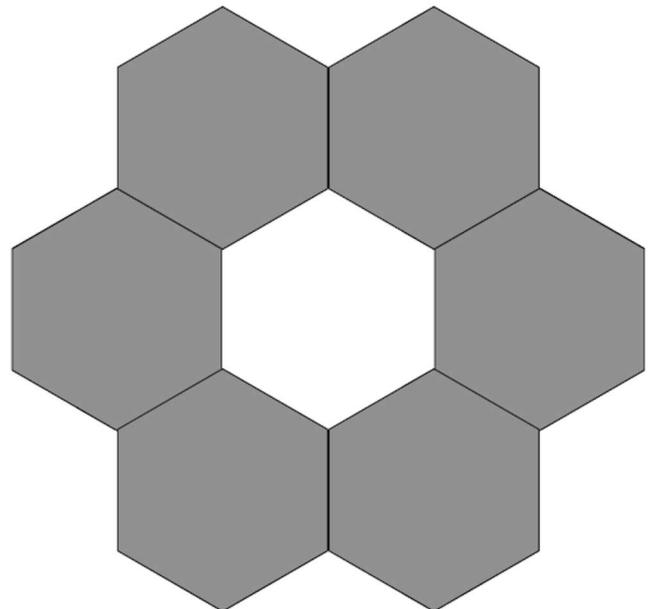


図2 成層圏建築物基本ユニット: 正六角柱 6体平面図

10,000m から 2000m 毎に 20,000 までの高度で計算した、高度別・充填気体別の浮力のシミュレーションについては、表1のような計算結果となった。

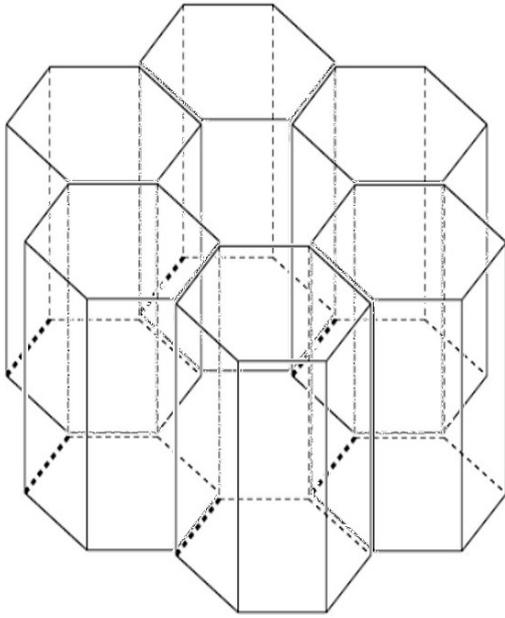


図3 成層圏建築物基本ユニット：正六角柱 6体立面図

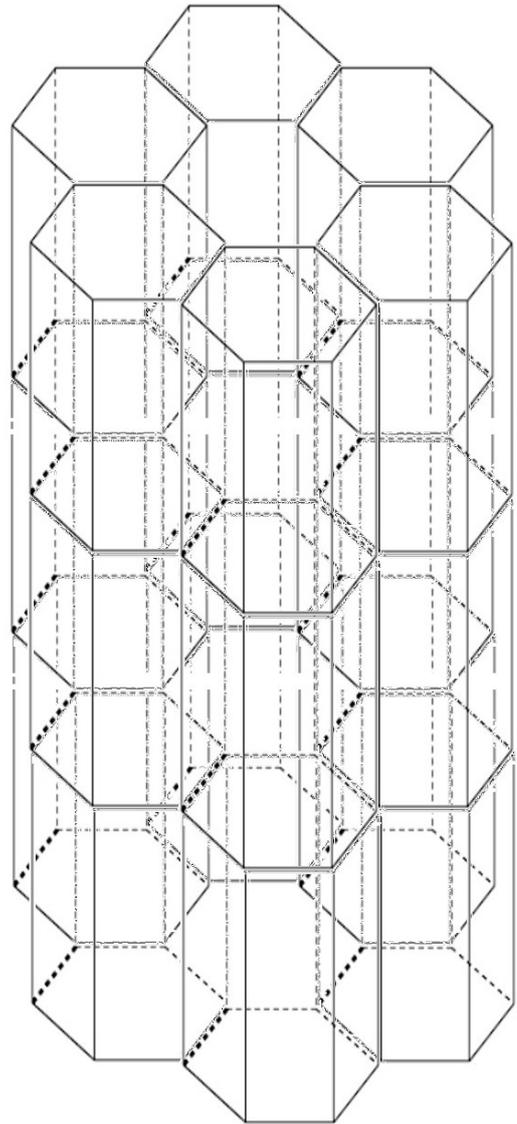


図4 成層圏建築物基本ユニット：6体立面3階層積層

表1

高度別・充填気体別 浮力シミュレーション (正六角柱基本ブロック1本で計算)

| 高度 (m) | 大気温度 (摂氏) | 気圧 (hPa) | 大気 1m ³ 当重量 (kg) | 基本ブロック 正六角柱内 重量 (kg) | 大気 (50度) 1m ³ 当重量 (kg) | 大気 (50度) 正六角柱内 重量 (kg) | 大気 (50度) 正六角柱内 浮力 | 大気 (50度) 正六角柱 皮膜込浮力 | 水素 (大気温) 1m ³ 当重量 (kg) | 水素 (大気温) 正六角柱内 重量 (kg) | 水素 (大気温) 正六角柱 浮力 | 水素 (大気温) 正六角柱内 皮膜込浮力 |
|-----------|--------------|-------------|-----------------------------------|----------------------------|---|------------------------------|-------------------------|---------------------------|---|------------------------------|------------------------|----------------------------|
| 0 | 15.1 | 1013.25 | 1.2250 | 31,826.73 | 1.0923 | 28,379 | 3,447 | 2,187 | 0.0695 | 1,806 | 30,020 | 28,760 |
| 10,000 | -49.7 | 265.00 | 0.3204 | 8,324.31 | 0.2214 | 5,752 | 2,572 | 1,312 | 0.0058 | 151 | 8,172 | 6,912 |
| 12,000 | -56.3 | 194.00 | 0.2345 | 6,092.54 | 0.1573 | 4,086 | 2,007 | 747 | 0.0031 | 81 | 6,012 | 4,752 |
| 14,000 | -56.3 | 141.70 | 0.1713 | 4,450.55 | 0.1149 | 2,985 | 1,466 | 206 | 0.0017 | 43 | 4,408 | 3,148 |
| 16,000 | -56.3 | 103.50 | 0.1251 | 3,250.22 | 0.0839 | 2,180 | 1,071 | -189 | 0.0009 | 23 | 3,228 | 1,968 |
| 18,000 | -56.3 | 75.65 | 0.0915 | 2,377.26 | 0.0613 | 1,593 | 783 | -477 | 0.0005 | 12 | 2,364 | 1,104 |
| 20,000 | -56.3 | 55.29 | 0.0668 | 1,735.53 | 0.0448 | 1,165 | 572 | -688 | 0.0003 | 7 | 1,730 | 470 |

- 各高度に於ける大気温度は、参考文献1)から引用

- 各高度に於ける気圧は、参考文献1)から引用
- 各高度に於ける大気1 m³当重量は、参考文献1)から引用
- 各高度に於ける基本ブロック正六角柱内重量は、1 m³当重量に内容量を乗じて算出
- 各高度に於ける大気(50度)1 m³当重量はボイルシャルルの法則を適用して算出した重量に、気圧を乗じて算出
- 各高度に於ける大気(50度)に於ける基本ブロック正六角柱内重量は、1 m³当重量に内容量を乗じて算出
- 各高度に於ける大気(50度)に於ける基本ブロック正六角柱内浮力は、該当高度に於ける大気の基本ブロック正六角柱内重量から、大気(50度)に於ける基本ブロック正六角柱内重量を減じて算出
- 各高度に於ける大気(50度)に於ける基本ブロック正六角柱皮膜込浮力は、上記浮力より、皮膜重量を減じて算出
- 各高度に於ける水素1 m³当重量は参考文献3)から算出した重量に、気圧を乗じて算出
- 各高度に於ける水素に於ける基本ブロック正六角柱内重量は、1 m³当重量に内容量を乗じて算出
- 各高度に於ける水素に於ける基本ブロック正六角柱内重量は、1 m³当重量に内容量を乗じて算出
- 各高度に於ける水素に於ける基本ブロック正六角柱内浮力は、該当高度に於ける大気の基本ブロック正六角柱内重量から、大気(50度)に於ける基本ブロック正六角柱内重量を減じて算出
- 各高度に於ける水素に於ける基本ブロック正六角柱皮膜込浮力は、上記浮力より、皮膜重量を減じて算出

4. 結論

皮膜込浮力は、摂氏50度の大気の場合では、14,000mまでは、206kgの皮膜込浮力を得る予想となり、大気温の水素の場合は、20,000mでも、470kgの皮膜込浮力を得るという計算結果となった。

従って、数値シミュレーションの上では、高度20,000mの成層圏に達する建築物を、膜構造ブロックを積み上げることによって構築することは、理論上は可能である、という結果となった。

5. 参考文献

- The Engineering ToolBox
https://www.engineeringtoolbox.com/international-standard-atmosphere-d_985.html
- 南宏和、多賀正、豊田宏、瀬川信哉、呉鶯：大型気球用繊維強化膜材料の力学的特性、膜構造研究論文集、1996年、
http://www.makukouzou.or.jp/article/details/article_1996-10.html
- 水素の大気に対する比重 <https://www.fintech.co.jp/etc-data/gas-data.htm>

6. あとがき

本論文のシミュレーションは、大気の状態を高度による気圧低下以外には変化の無い理想状態として計算しているため、実際の環境では水平方向の風圧、気温変化、風雨の影響、日射の影響、その他様々な要因を検討しなくては、現実には構造物を建築するには至れない。

今後、現実的には以下のような段階を踏んで、研究調査を進めて行くことを計画している。

- ・ 膜構造ブロックによる成層圏建築物の実現可能性の検討（当論文）
- ・ 成層圏建築物構築に適した地域の特定とその地域の風況
- ・ 最も風況の適した地域に成層圏建築物を構築した場合の流体力学的分析
- ・ 実際の建築過程と建築・運用コストを考慮に入れた成層圏建築物の概念設計
- ・ 成層圏建築物を構成する膜構造ブロックの封入気体調整装置の要求仕様
- ・ 成層圏建築物最上部に設置する機材の概念設計と規模・重量の概算
- ・ 必要機材の規模と重量を考慮した概念設計の再検討

最後になりますが、本研究に際し、ご指導ご助言を賜った、日本大学理工学部の青木義男特任教授に深く感謝させていただきます。

広島サッカースタジアム

(EDION PEACE WING HIROSHIMA)

平郡 竜志*1

北林 孝二*1

EDION PEACE WING HIROSHIMA は「恒久平和と、夢や希望を持って明るい未来へ羽ばたく」という願いを込めて建設された、サンフレッチェ広島の新たなホームスタジアム（Jリーグ基準）であり、その屋根はスタジアムを柔らかく包み込むような希望の翼をモチーフとされている。本稿ではスタジアム南面に採用されている、ケーブル補強型テンション方式を用いた単層 500 μ m ETFE 膜による庇について紹介する。

1. 建物概要

| | |
|---------|--|
| 名称 | 広島サッカースタジアム |
| 所在地 | 広島市中区基町 15 番 2-1 号 |
| 建築面積 | 26,056 m ² (観客席 28,520 席) |
| 規模 | 地上 7 階/最高高さ 42.6m |
| 構造 | RC 造/SRC 造/S 造/PCa 造 |
| スタジアム工期 | 2022 年 2 月 1 日～2023 年 12 月 28 日 |
| 事業主 | 広島市 |
| 管理運営者 | 株式会社サンフレッチェ広島(指定管理者) |
| 設計者 | 東畑・EDI・大成・復建共同企業体 |
| 施工会社 | 大成・フジタ・広成共同企業体 |
| 膜屋根 | 太陽工業株式会社 |
| 膜材 | ETFE (エチレンテトラフルオロエチレン) 膜 500 μ m 単層透明 スタジアム南側の庇 1,200 m ² 南東と南西の玄関庇 330 m ² |

広島に待望の「街なかスタジアム」が誕生した。サンフレッチェ広島がホームスタジアムとして使用するこの施設は、広島市の都心の一翼を担う紙屋町・八丁堀地区に近接し、広島駅から徒歩圏内に建設されている。また、旧市民球場跡地や原爆ドームのある平和記念公園にも近く、サッカーでの国際交流の機会などを通じて、平和について世界中への発信も期待されるスタジアムとなっている。

サッカースタジアムの建設や広場エリアの基盤整備などを DB 方式、中央公園広場エリアのにぎわい施設整備などを Park-PFI 方式で行われている。2020 年 10 月にサッカースタジアム建設や広場エリアの基盤整備などを事業者の公募が開始され、参加した 4 グループの中から 2021 年 3 月に設計・施工者として大成建設を代表とする共同企業体 (JV) が選定された。

写真 1 にスタジアム南側の庇を示す。

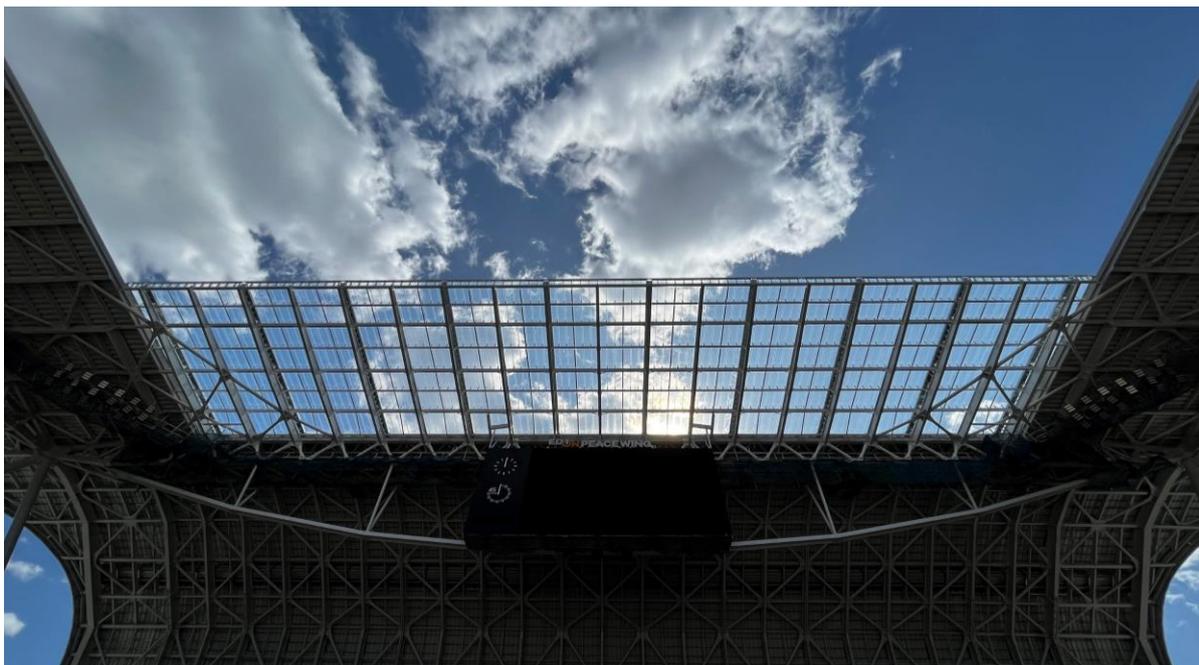


写真 1 スタジアム南側の庇

*1 太陽工業株式会社

2. 屋根のデザイン

スタジアムを包み込む屋根は、南東側と南西側に大きな開口のある形状となっており、翼をモチーフにしたデザインで、国際平和文化都市として明るい未来へ羽ばたくという願いが込められている。3本の矢（サンフレッチェ）・弦・弓をモチーフとし、南北方向の客席間約140mのロングスパンに「張弦キールガーダー」を採用することで、ケーブルを用いた軽快な屋根を実現し、周辺への圧迫感を軽減している。

観客席の上には雨除けのために屋根が必要となるが、一方で、良好な天然芝を育成するためには、ピッチ上に日光の取得が必要であり、なるべく日光を遮らない工夫が必要となる。計画当初、屋根は全面を金属系の素材で検討されていたが、これらの相反する性能を両立させるために、より適した素材の見直しが行われ、鉄骨フレームを可能な限り少なくできる単層ETFE膜をケーブルで補強する方式を考案し、南面の底に採用している。

ETFE膜は耐風圧を考慮し500 μ m（可視光透過率88%、重量約0.88kg/m²、日射熱取得率0.92）を採用している。南側の底部分は大きさの異なる2種類（幅8.5m \times 16m、幅2.0m \times 16m）のパネルが合計9枚あり、全体で約1200m²である。同じ構造形式で玄関底にもETFE膜を採用しており、玄関底は幅6m \times 13mの約80m²の2パネルが南東と南西にそれぞれあり合計約330m²がある。図1に配置図、図2に1パネルのサイズを示す。

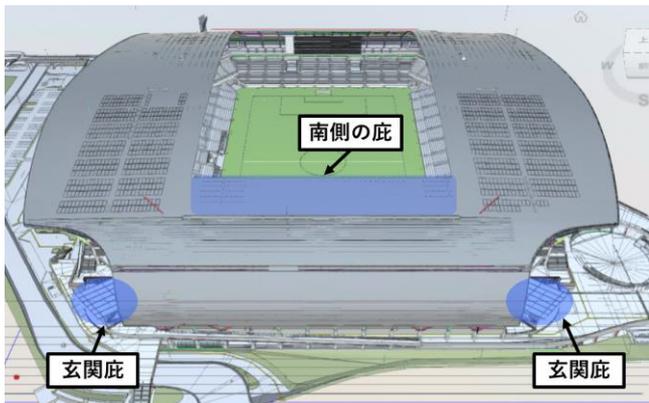


図1：スタジアム南側の底、玄関底の配置

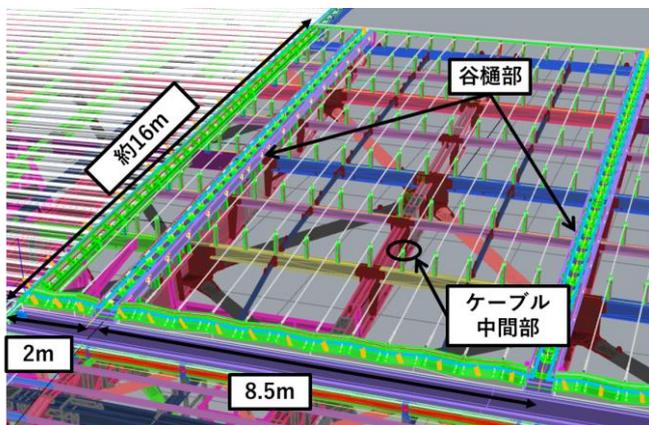


図2：南側の底、1パネルの構成

3. ETFE膜の計画

(1) 構造設計

ETFE膜の設計荷重について風圧力は、再現期待値100年として設定され、大成建設株式会社技術センターで行われた風洞実験結果を用いた数値、積雪荷重は特定緩勾配屋根による割増された数値を用いている。

- ・構造用風荷重：1670N/m² ($q=1670\text{N/m}^2$, $C_f=-1.0, 0.6$)
- ・外装材用風荷重：1712N/m² ($q=800\text{N/m}^2$, $C_f=-2.14$)
- ・積雪荷重：840 N/m² (30cm, 20N/m²・cm, $\alpha=1.39$)

膜材の物性値と許容応力度は「平成14年国土交通省告示第666号」に準拠し、膜面解析は自社開発ソフトMagesticを用いて形状解析、応力-変形解析を行っている。図3に応力解析結果の一例を示す。境界条件は支持条件をケーススタディし、中間クランプ部分は滑りを考慮しないピン固定とし、ETFE膜とケーブルの張力、変形が許容値以下となっていることを確認している。ケーブルのピッチは応力集中や本体鉄骨の支持ピッチとのバランスを考慮し700mmピッチとした。

図4に積雪時の膜面勾配の検討図を示す。スタジアム南面の金属屋根形状に合わせて、膜屋根をフラットな一方の勾配として検討を始めた。ETFE膜の支持部としてケーブルを用いることにより、見た目の軽快さが生まれるが、境界部となるケーブルが変形するため、積雪荷重時での膜面勾配の確保に工夫が必要となった。そこで本計画では、水下の定着部で立面的に高低差60mm設けることで、水流れの制御を行い適正な水勾配を確保した。

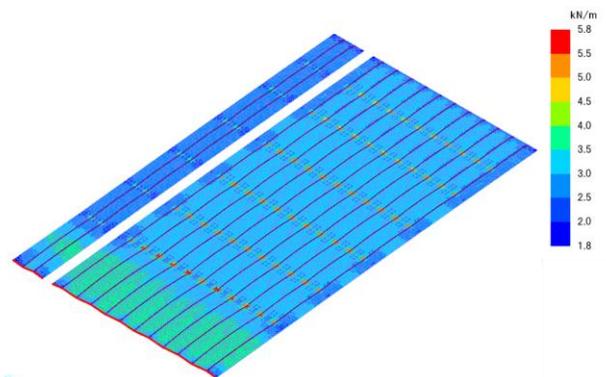


図3：応力解析結果（外装材用負圧風荷重 Mises 応力）

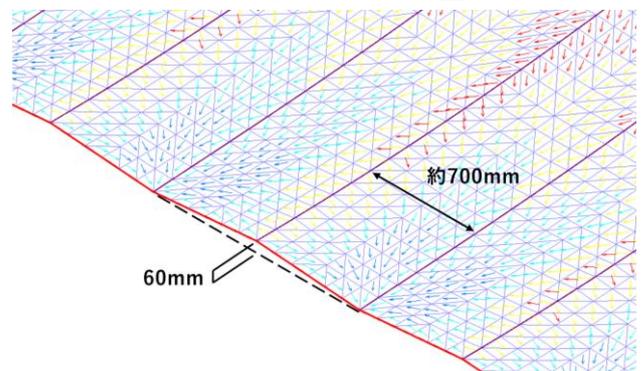


図4：積雪荷重時の膜面勾配検討

(2) ディテール

今回の計画では、ディテールについて3つの新規的な取り組みを行っている。以下ではそれらについて説明する。

- ・中間の膜定着部に仕込んだケーブルをクランプで固定
- ・止水性を考慮した谷樋部分の納まり
- ・点検用ワイヤーを兼用した避雷導体の納まり

補強ケーブルはφ9（7×7）構造用ストランドロープ（ST1570）をポリエチレン1.5mm（黒色）で被覆し、中間部はアルミの金物で被覆ケーブルをクランプしている。締め付けボルトはトルク管理を行っている。（写真2）

図5に膜定着部の納まりを示す。本計画では足場条件など施工スペースの制限により、膜定着部の水上部を固定とし、谷樋部と水下部の3方向から膜を引き込む納まりとしている。ケーブル端末は水上にフォークエンドスリーブを、水下側に長さ調整機構のあるネジエンドを取り付けている。

屋根面では漏水対策を十分に検討しておく必要がある。多くの場合、漏水の可能性のある箇所は現場接合部であることから、今回の計画でも膜定着部となっている下地鉄骨の接合部からの漏水が懸念された。シール接着による止水案も考えられたが、経年的な劣化に対する不安を払拭できないことから、谷樋部にA種膜を継ぎ目のない状態で設置することで、現場施工による継ぎ目が発生することのないディテールを実現した。谷樋の鉄骨とA種膜の間には、同じく継ぎ目のない緩衝用のゴムを取り付け、点検時に人が乗った際の重量で、A種膜に破損が発生しないように配慮している。図6、写真3に谷樋部の納まりを示す。

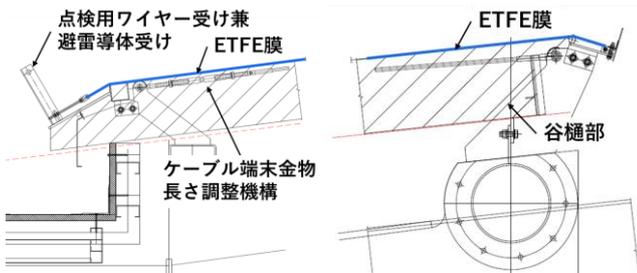


図5：水上、水下のディテール

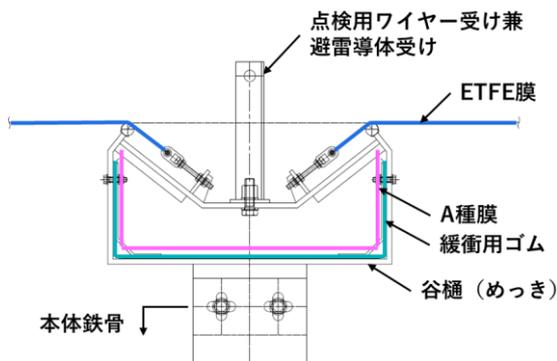


図6：谷樋部のディテール

恒久建築物の場合、維持管理の方法が重要となる。有事の際には人が屋根面に近づく必要があるが、地上40mを超える高さで透明なETFE膜の上を歩くには慣れた人でも勇気がいる。そこで、谷樋を点検用歩廊と兼用することを考えた。また、屋根面には雷保護設備として避雷導体も必要となることから、通電に必要なサイズを確認し、それらを兼ねることのできる11.2φ（7×19）SUSワイヤーを選定、谷樋部分に山形鋼をワイヤー受け部材として取り付けした。（写真4）



写真2：ケーブル中間、クランプ部



写真3：緩衝用ゴム（谷樋部）



写真4：点検用ワイヤー兼避雷導体の設置

取り合いの発生する金属屋根部分は複数の曲率を持ち、局部的にねじれた形状となっているため、BIMモデルで綿密な検証を行い、お互いの納まりを決定した。本体鉄骨フレーム、膜定着部の2次鉄骨の他に、クランプ部などの詳細ディテールをすべて3Dモデル化することで施工、製作工場などがお互いにデータを効率的にチェックできるようにした。各専門業者で作成した3Dモデルは高い精度で作成されており、それらのデータをAUTODESK社のクラウドプラットフォーム「BIM360」にアップロードすることで、本体鉄骨を含めた屋根全体の統合モデルが作成され、納まりの検証を行うことができた。図7に統合BIMモデルを示す。

(3) 製作

ETFE膜の加工では、多重溶着を避けるように端部加工に工夫を行った。特に水下部分は水流れを制御するために下地鉄骨に高低差を設けたことから、ケーブルポケット部分の加工が複雑となった。そこで、従来とは異なり、端部を別パーツ仕様とすることで、施工時に局所的な応力集中が発生する可能性が低くなるように考えた。

また現場では水上から水下へ方向に転がすように展張する計画となっていたことから、工場では緩衝材を入れ、逆方向にロール上に梱包し、透明な表面に傷がつかないようにした。写真5に工場での梱包状況を示す。

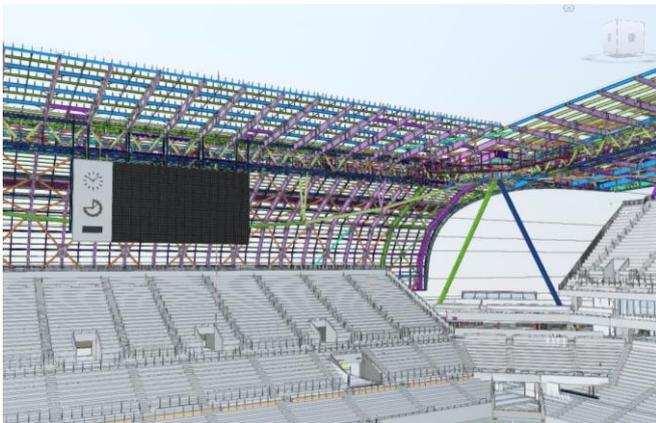


図7：統合BIMモデル



写真5：工場での梱包状況

4. モックアップによる検証

写真6にモックアップの様子を示す。単層500 μ mETFE膜によるテンション方式での施工実績は世界的にも少なく、また新規的なディテールを採用していることから、モックアップを作成し、製作～梱包、展張、定着作業までの一連の施工手順について検証を行った。

当初から懸念されていたメンテナンス時の膜面作業が発生した場合での足場計画については、クッション方式の作業用足場をシングル方式に合わせてサイズや生地配置、内部の緩衝材の設置について改善を行い、従来の作業用足場よりも人が乗ったときの集中荷重を分散する工夫を行った。



写真6 (a)：モックアップ写真（膜展張状況）



写真6 (b)：モックアップ写真（谷樋部分）

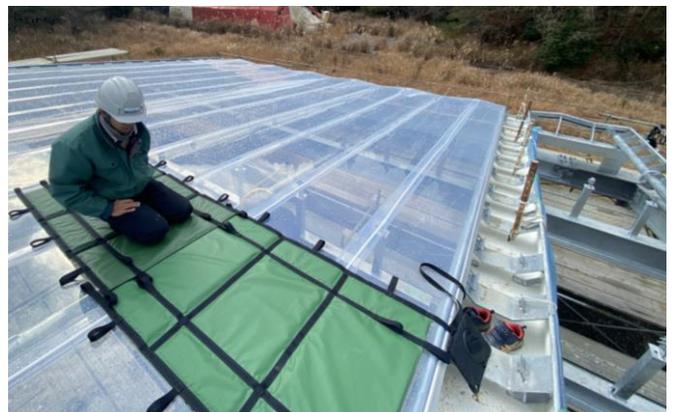


写真6 (c)：モックアップ写真（メンテナンス足場）

5. 施工計画

敷地の北側に市営住宅、南側に幹線道路、西側は川に面しており、東側の公園も残土置き場になっていたことから、スタジアムの外周に作業スペースが取れず、仮置きや荷揚げはフィールド内のスペースに限定された。

ケーブルの中間部を取り付けるために、ETFE膜の下側で作業を行う必要があり、屋根面近くで足場が必要となった。ここでは本体鉄骨から支持する吊り足場で仮設計画が進められ、フィールド内で本体鉄骨を地組する段階で吊り足場を設置することで、大掛かりな足場を不要とした。足場の高さ調整や施工姿勢など作業の具体的な内容については、モックアップ検証結果より施工会社とスムーズにすり合わせることができた。図8に吊り足場の計画図を示す。

現場での取り付け時期は8～9月の夏場であったため、比較的ETFE膜が伸びやすい気候ではあったが、引込作業の局所的な伸びによる応力集中の発生を避けるために、引込寸法を段階的に管理し、取り付け作業を行った。

また、水下部は、支持部材に高低差がある山谷形状となっていることから、引込作業を2段階に分け、全体的になじむように、所定の位置まで引き込み、初期張力の導入を行った。写真7に膜定着の状況写真を示す。

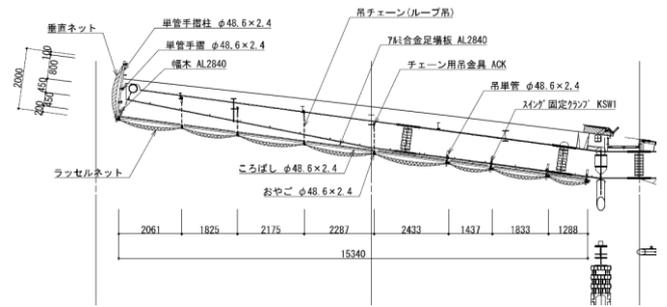


図8： 吊り足場計画 断面図



写真7 (a)：現場写真 膜定着完了時



写真7 (b)：フィールドヤード



写真7 (c)：膜展張状況



写真7 (d)：膜引込作業状況

6. まとめ

写真 8 に完工写真を示す。本稿では EDION PEACE WING HIROSHIMA の ETFE 膜の設計、施工についての技術の概要を紹介した。

海外では ETFE 膜を採用した有名な全天候型スタジアムが複数あるが、日本国内では採用事例が少ない。今回のプロジェクトを通して ETFE 膜の可能性を示すことで、スタジアム計画における膜屋根の新たな選択肢を与えられたと考えている。

限られたスケジュールの中、ETFE 膜を採用した日本初のスタジアムを実現するために、ご尽力いただいた広島市役所、東畑建築事務所、大成建設設計、施工部門の方々に感謝の意を表す。

最後に、昭和 24 年（1949 年）に丹下健三グループにより計画された現在の平和記念公園を含む「Peace Park Project」には、広島城の南側に「Football Field」が計画されていたことを知った。75 年もの長い年月を経て運命づけられた場所に完成したスタジアムである。「恒久平和と、夢や希望をもって明るい未来へはばたく」との願いを込めて「ピースウイング」と名付けられており、サッカーに興ずるそのひと時も、平和な日常であることを思いながらスタジアムに足を運んでほしいという願いが込められている。是非、スタジアムを訪れた際には、携わった方々の思いを感じていただけると嬉しく思う。



写真 8 (a) : 完工写真 (写真提供 : ©大成 JV)



写真 8 (b) : 完工写真 (写真提供 : ©大成 JV)



写真 8 (c) : 完工写真 (南東より) (写真提供 : ©大成 JV)

「膜構造ジャーナル 2025」原稿応募要項

第1部 研究論文

- 研究論文の内容： 膜構造・膜材料等に関する学術・技術についての研究論文、又は膜構造・膜材料等の利活用を前提とした関連研究に係る論文を対象とします。
なお、他のジャーナルや学会誌、国際会議の **Proceeding** 等で発表された論文等を、本ジャーナルにも掲載を希望される場合は、必ずその旨の記述を論文要旨及び本文冒頭に入れ、本ジャーナルへの投稿にあたり行った変更点を明記するとともに、引用文献にも記載してください。この場合、著作権の手続き等は著者の責任で行ってください。
- 使用言語： 日本語または英語
- 応募方法： 応募者に制限はありません。
本ジャーナルへの研究論文の投稿及び審査は、論文投稿サイト 'Easy Chair' を活用しインターネット上で行います。
投稿をご希望の場合は、Easy Chair でご自身のアカウントを取得して投稿を行ってください（料金はかかりません）。
⇒<https://login.easychair.org/account/signup>
執筆要領は、本協会ホームページにて公開しますのでご確認ください。
Easy Chair の投稿先は、次のページとおります。
⇒<https://easychair.org/conferences/?conf=msaj20231>
論文投稿の受付開始及び投稿締切は、次のとおりです。
第1回目投稿；2025年3月末をもって締め切りました。
第2回目投稿締切；2025年10月末（投稿受付開始；2025年7月15日）
- 研究論文の審査： 投稿のあった研究論文については、2名の査読委員による査読を経て、本協会に設けられた論文審査委員会において採否を決定します。
審査の結果、再査読となる場合があります。ただし再査読は1回のみとし、再査読の結果、否となる場合もあります。
- 連続する応募の扱い： 共通する主題のもとに連続する数編を執筆する場合、表題は個々の論文内容を表現するものとし、総主題はサブタイトルとして、その1、その2などを付してください。連続した数編を応募する場合には、さきの編の査読終了後、続編が受理されます。
- 論文の公開： 採択された研究論文は、本協会のホームページに、「膜構造ジャーナル」として掲載し広く一般に公開いたします。
- 著作権： 提出された論文の内容及び著作権については、著者の責任に帰するものとし、本協会は編集出版権を有するものとします。
- その他： 投稿受付開始及び締切は上記のとおりですが、審査を円滑に進めるため出来るだけ早い投稿をお願いします（早目に事前登録項目は入力してください）。
応募にあたり、不明な点が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6月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2025年12月末とします。

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

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

その他 ; ご不明な点がございましたら、遠慮なく事務局へお問合せください。

連絡先・技術報告提出先

一般社団法人 日本膜構造協会 研究論文集担当

〒104-0041 東京都中央区新富 2-1-7 富士中央ビル7F

Tel : (03)6262-8911

Fax : (03)6262-8915

E-mail : ronbun@makukouzou.or.jp