The Membrane Structures Association of Japan

膜構造研究論文集 2015

Research Report on Membrane Structures 2015

- No. 29-

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、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、「膜構造研究論文集」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。

膜構造研究論文集2015

Research Report on Membrane Structures 2015

〔目 次〕

第1編 研究論文

第2編 報告・概説

1	. 霊友会弥勒山エアードム解体に伴う空気膜構造屋根の性能確認試験	41
	丹野吉雄(竹中工務店)	
	山本秀一(竹中工務店)	
	高橋 拡(竹中工務店)	
	斉藤嘉仁(太陽工業)	
	小泉 慎(中興化成工業)	
	鈴木 実(神鋼鋼線工業)	
	大塚 徹(タケチ)	

[第1編 研究論文]

妻面開放型骨組膜構造建築物の外装材用ピーク風力係数に関する研究

高舘 祐貴*1 植松 康^{*2} ガヴァンスキ江梨^{*8}

梗 概

スポーツ施設や仮設構造物としてしばしば建設される妻面開放型骨組膜構造建築物を対象として、外装材用ピーク 風力係数に関する検討を行った。風洞実験では2種類の気流を用い、閉鎖型、両面開放型、片面開放型の3種類 の妻面開放状態について風圧測定を行った。得られた風圧の時刻歴データから全風向中における正・負それぞれ の最大ピーク風力係数(閉鎖型ではピーク外圧係数)を得た。また、I型極値分布に基づき任意の非超過確率に対す るピーク風力係数の評価を可能にするために、10回の測定結果を用いて、極値分布における2つのパラメータを定 めた。さらに、各妻面開放状態に対して、閉鎖型のピーク外圧係数と組み合わせることでピーク風力係数分布を簡 便に推定できるような内圧係数を提案した。

1. はじめに

近年,スポーツ施設やイベント用の仮設構造物あるいは工事 現場の仮囲いなどとして図1のような妻面開放型骨組膜構造建 築物がしばしば建設されている。一般に,このような建築物は軽 量で剛性が低いため,設計時には風荷重が支配的となることが 多い。また,閉鎖型建築物とは異なり,妻面の開放状態や風向 によって内圧(建物の内側の風圧)分布が大きく変化する。したが って,壁面および屋根面の表面と裏面に作用する風圧の差とし て与えられる風力は複雑な性状を示す。

建設省告示第1454号および第1458号(以下,「告示1454号」, 「告示1458号」と呼ぶ)あるいは日本建築学会の「建築物荷重指 針・同解説」¹(以下,「荷重指針」と呼ぶ)では,切妻屋根を有する 建築物(閉鎖型)に対する構造骨組用外圧係数,外装材用ピーク 外圧係数が規定されている。それに加えて,告示1454号および 1458号では一面開放型に対する内圧係数が規定されている。 そのため,一面開放型については,外圧係数と組み合わせるこ とで建築物に作用する風力係数を推定することが可能である。 しかし,告示の規定は風上あるいは風下面のみ開放された場合 に対する構造骨組用内圧係数および外装材用ピーク内圧係数



図 1 妻面開放型骨組膜構造建築物

*1 東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻 大学院生

*2 東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻 教授

*3 京都大学防災研究所 研究員

を一定値として与えているだけである。開放型建築物は閉鎖型 とは異なり、風向によって内圧の時間的・空間的な分布が大きく 変化するため、内圧分布を風上あるいは風下開放の条件に絞 って一定値で与えることは必ずしも適切とは言えない。また、両 面開放型に関しては室内側にも流れが生じるため、内圧分布が 閉鎖型や一面開放型とは大きく異なるが、告示や荷重指針など において、その設計用風荷重は規定されていない。切妻屋根を 有する妻面開放型建築物の風荷重を合理的に評価するために は、妻面の様々な開放状態(両面開放型や片面開放型など)に 応じて適切に風力係数分布を設定する必要がある。

これまで、開放型建築物における外装材用ピーク風力係数は 風洞実験によって得られた風圧の時刻歴データから全風向中 の最大・最小ピーク風力係数を求めることで直接的に評価を行 ってきた²が,本論文では2種類の手法によってピーク風力係数 を評価する。1 つ目は、I 型極値分布(Gumbel 分布)を用いた確 率論的手法である。ピーク風力係数の評価に必要な極値分布 の2つのパラメータを風洞実験の結果に基づき推定することで、 任意の非超過確率に対するピーク風力係数の推定が可能とな る。2 つ目は、風洞実験あるいは荷重指針等で与えられた閉鎖 型建築物のピーク外圧係数と適当に設定された内圧係数を組 み合わせることでピーク風力係数を推定する手法である。本研 究で対象とするような構造物においては、外圧係数と比較し、内 圧係数は屋根形状の影響を受けにくいと考えられる 3。そこで、 既往のピーク外圧係数と組み合わせるべき内圧係数を提案する ことで、様々な屋根形状に対するピーク風力係数の推定を可能 にする。また、本研究では乱れの強さの異なる2種類の気流に よる風洞実験を行ったため、乱れの強さが風力係数分布に及ぼ す影響についても考察する。

2. 風洞実験

風洞実験は国立研究開発法人建築研究所所有の回流型境 界層風洞で行った。測定部断面は幅 3.0m×高さ 2.5m×長さ 25m,ターンテーブルの直径は2.0mである。実験気流は荷重指 針に示される地表面粗度区分II(田畑や住宅が散在する地域)と 地表面粗度区分IV(大都市など高層建物が多い地域)に相当す る境界層乱流である。なお、これ以降、地表面粗度区分IIに相 当する気流を「気流II」,地表面粗度区分IVに相当する気流を 「気流IV」と呼ぶ。これらの気流における平均風速および乱れの



強さのプロファイルを図 2 に示す。本研究では、これまでわが 国で建設された妻面開放型骨組膜構造建築物を調査すること で、その代表的な形状を図 3 のように設定した。実験模型はそ の代表的な形状に対して幾何学的縮尺率1/200で作製した剛模 型であり、妻面の開放状態は図 4に示すような3種類とした。模 型の圧力測定点は、図 5 に示すように、1 つの測定ラインにつ き表裏で16点ずつ(合計32点)、7ラインで224点配置した。図 6 に模型の断面図を示す。模型の屋根平均高さHは51.5mmであ り、べき指数 α ,屋根平均高さにおける平均風速 U_H 、乱れの強さ I_{uH} は、気流IIでそれぞれ 0.15、7.7 m/s、15.6 %、気流IVでそれ ぞれ 0.27、5.3m/s、22.4 %である。測定風向は妻面に正対する 風向を $\theta = 0^{\circ}$ とし、模型形状の対称性を考慮して、閉鎖型および 両面開放型では 0°~90°、片面開放型では 0°~180°とし、5°ビッ チで変化させた。なお、片面開放型の場合は、図 4(c)に示すよ うに風上側妻面が開放されている風向を $\theta = 0^{\circ}$ とした。

本研究では基本風速を36 m/sとする。基本風速とは荷重指針 において、地表面粗度区分IIの場合の開けた平坦地の地上10 mにおける10分間平均風速の再現期間100年に対する値とし て定められており、36 m/s は離島や一部の地域を除き、ほぼ日 本全土を包括する風速である。この基本風速に対して、実スケ ールにおける屋根平均高さでの風速を求めると、気流IIで約36 m/s、気流IVでは約21 m/s となる。風洞実験における測定時間 は模型と気流の縮尺率から時間の縮尺率を求めることで設定し た。時間の縮尺率は気流IIでは約1/43、気流IVでは約1/50で あり、我が国の平均風速の評価時間が10分であることから、荷 重評価を行うときは、気流IIでは14秒、気流IVでは12秒にお ける値が対象となる。なお、これらの測定時間を1回の測定とし、 風圧(風力)データの統計値は10回の測定結果のアンサンブル 平均を用いて評価する。なお、測定におけるサンプリング周波 数は1000Hzである。

各圧力測定孔は銅パイプおよびビニールチューブ(長さ約 lm)を介して圧力測定器に接続されている。チュービングによる 圧力の歪みはチュービングシステムの伝達関数を用い,周波数 領域で補正を行った。測定された風圧は屋根平均高さでの速度 E_{q_H} で基準化することで風圧係数 C_p として表す。なお,風圧係 数は面を押す方向を正とし,建物の外側に作用する風圧につい ては外圧係数 C_{pe} ,建物の内側に作用する風圧については外圧係数 C_p ,建物の内側に作用する風圧については内圧 係数 C_p として定義し,外圧係数と内圧係数の差($C_{pe} - C_p$)は風力 係数 C_f で定義する。風圧係数は面を押す方向を正としているた め,風力係数の符号は外圧係数の符号と一致する。本研究では、 閉鎖型における内圧係数を0と仮定し、外圧係数を風力係数として 表すものとする。

3. 実験結果

3.1. 平均風力係数分布

各開放状態における壁面および屋根面に作用する風圧の基本的な特性を把握するため、風洞実験により得られた各測定点での風力係数を時間平均した平均風力係数分布を図7に示す。なお、これらの図は壁面と屋根面を展開して表している。風洞実験では 5°ピッチ毎に風圧測定を行ったが、ここでは代表的な風

向として4種類の風向(θ = 0°, 15°, 45°, 90°)の結果について示 している。また、本研究では2種類の気流(気流 II と気流 IV)を用 いた実験を行ったため、比較として、閉鎖型については2種類 の気流の結果を示している。なお、片面開放型の風力係数分布 は、図の上側が閉鎖妻面、下側が開放妻面を表す。

まず, θ=0°の結果に着目する。両面開放型では、全体にわたって、その値がほぼ0であることが分かる。これは妻面が開放されたことにより、風が内部(模型の室内側)にも流れるようになり、外圧と内圧が互いに打ち消しあうように作用したためである。一方、片面開放型では風下妻面が閉鎖されているため、内圧が上

均風力係数の大きさは閉鎖型と比較して大きくなっている。告示
 1454号では、風上開放の場合における内圧係数を 0.6 と規定しているが、気流 II の閉鎖型の平均外圧係数と片面開放型の平均風力係数を比較する(差をとって考える)と、告示の値は実験値とほぼ等しい値となっていることが分かる。

昇して正となり、内圧が負の外圧と同じ向きに作用するため、平

次に, θ=90°の場合に着目する。閉鎖型については, 風上壁 面に正圧が作用し, その他の面には負圧が作用している。これ は, 荷重指針で規定されている閉鎖型の外圧係数と類似した分 布形状となっている。両面開放型と片面開放型に関しては, そ



の分布形状は閉鎖型とは異なるものの,互いに類似しているこ とが分かる。特に,風下壁面の風力係数分布に着目すると,閉 鎖型とは異なり,0 あるいは正の値を示している。また,風下屋 根面における負の風力も低減されている。これらの結果によると, 桁行面に正対する風向では妻面開放の効果によって室内側で 負の内圧が作用するためと考えられる。

斜めからの風向(θ = 15°, 45°)に着目すると、いずれの開放状態においても、風下屋根面の風上端部で大きな負の風力が生じている。風上妻面から離れた領域における風力係数に着目すると、両面開放型では風力係数の大きさが小さく、 θ =15°の場合にはほぼ 0 となっている。一方、片面開放型では模型の内部に流れが滞留して内圧が正となるため、風上端部だけでなく全体的に大きな負の風力が生じている。

最後に気流の乱れ強さの影響に着目する。閉鎖型の2種類の分布(図7(a), (b))を見ると、いずれも分布形状は類似しているものの、気流の乱れ強さが大きい気流IVの方が気流IIに比べて風力係数の絶対値が大きく、特に、風上側の領域でその影響が大きいことが分かる。この傾向は、既往の陸屋根に関する研究⁴でも確認されている。したがって、建築物に作用する風力を考える場合、正負それぞれに対して接近流の乱れ強さの影響を考慮する必要があると考えられる。

以上のことから、妻面の開放状態によって平均風力係数分布 は大きく異なるため、妻面の開放状態に応じた風力係数の評価 が必要であると考えられる。また、斜めからの風が建築物に作用 するときに、大きな負の風力が発生することが明らかとなった。

3.2. 全風向中の最大・最小ピーク風力係数

風洞実験より得られた風圧係数の時刻歴データを用いて各妻 面開放状態における風力係数のピーク値を求めた。図 8~図 11 に正・負のピーク風力係数分布を示す。これらの図は、全風 向中の最大あるいは最小ピーク値をそれぞれ正のピーク値、負 のピーク値として表しており、閉鎖型および両面開放型につい ては 0°~90°、片面開放型については 0°~180°のデータを用 い、模型の対称性を利用して 0°~360°に対するピーク値として 表したものである。ただし、描画ソフトの都合上、図によってはコ ンター図が必ずしも対称とはなっていない。

ピーク風力係数を評価するにあたり、建築物の外装材の荷重 負担面積を荷重指針に基づき 1m²と想定し、平均化時間を TVL 法 ⁵に基づいて算出した。 TVL 法での時間と代表長さの関係式 は次の式(1)で表される。

$$T_c = \frac{kL}{U} \tag{1}$$

ここで、 T_c は平均化時間、kはディケイファクター、Lは代表長さ、 Uは実スケールでの設計風速(36m/s と仮定)を表す。ディケイフ ァクターは一般に建物形状や部位によって様々な値を取るが、 ここでは $k = 6 \sim 8$ とした⁹。この場合、平均化時間がおよそ 0.2 秒となることから、本研究ではこの平均化時間を用いることで風 力係数のピーク値を評価した。

図 8 および図 9 に 2 種類の気流を用いて得られた閉鎖型の ピーク風力係数を示す。正のピーク風力係数に着目すると,い ずれの気流においても,壁面で大きなピーク風力が作用してい ることが分かる。これは、平均風力係数分布からも明らかなよう に、桁行面にほぼ正対する風向で大きな正の風力が作用する ためである。一方、屋根面での正のピーク風力係数はそれほど 大きくない。これは、本実験模型のように屋根勾配が比較的小さ い場合、屋根面に作用する正圧が小さくなるためである。すな わち、正のピーク風力は桁行面にほぼ正対する風向で生じるが、 切妻屋根を有する構造物では軒部(壁面と屋根面の境界)で流 れが剥離するため、平均的には屋根面に負圧が作用し、瞬間 的な正圧がそれほど大きくならないためである。一方、負のピー ク風力係数に着目すると、屋根面および壁面の端部で大きな負 のピーク風力が作用しているが、中央部ではその値が低減され ていることが分かる。負のピーク風力係数は正のピーク風力係





12.9.-3



(a) 正のピーク風力係数



数とは異なり、領域によってピーク風力係数の大きさが異なることから、その大きさと分布性状に十分に注意する必要がある。気流の乱れ強さの変化に着目すると、正・負いずれのピーク風力 係数においても乱れ強さが大きくなるほどピーク風力係数の大きさが大きくなっていることが分かる。正のピーク風力係数は、 接近流の乱れの影響を受けるもの¹とされ、負のピーク風力係数 は、前節の検討により、乱れ強さが大きくなることで流れの剥離 の影響が大きくなることから、気流の乱れの強さを適切に考慮す ることもピーク風力係数分布を考える上で重要となる。

次に、両面開放型の結果に着目する。図 10には気流IIの結 果が示されている。正のピーク風力係数に着目すると、壁面だ けでなく屋根面でもその値は大きく、分布性状も閉鎖型とは大き く異なっている。これは、両妻面が開放されたことによる内圧の 影響によるものである。負のピーク風力係数に着目すると、壁面 については、閉鎖型に対して全体的にその絶対値が大きい。こ れは、負のピーク外圧に対して同一方向に作用する正の内圧 が作用するためである。屋根面においては、端部でその絶対値 が大きくなっているものの、中央部ではそれほど大きくはない。 っまり、両面開放型では壁面および屋根面端部での負のピーク 風力係数は大きくなるが、一方で、妻面開放の効果によってピ ーク風力が低減される領域があることも示している。

最後に片面開放型の結果に着目する。正のピーク風力係数 は分布形状が閉鎖型と類似しているが,それらの値は同じ気流 における閉鎖型のものと比べて大きい。これは、一方の妻面が 開放されているため、内圧が大きく変動し、正の外圧に対して瞬 間的に大きな負の内圧が作用したためと考えられる。負のピー ク風力係数に着目すると、その大きさは開放妻面付近において 非常に大きく,他の開放状態に対する結果と比較してもその値 は大きいことが分かる。これは、風上妻面のみが開放されている ため,模型内部で空気が滞留し,内圧が上昇する影響で負のピ ーク風力係数の大きさが大きくなったためである。一方,閉鎖妻 面の端部に近い領域に関しては,閉鎖型の結果と比較してその 大きさは小さい。告示 1458 号では、風下開放(θ≈180°)の場合に おけるピーク内圧係数を-1.2 と規定しているが、図 11(b)におけ る閉鎖妻面付近の負のピーク風力係数は 130°≦θ≦165°の範 囲で得られた。告示とは風向が異なるため、両者を直接比較す ることはできないが、図8および図11の結果によると、風下妻面 を開放することによるピーク風力係数の低減効果が示されてい る。

3.3. 荷重指針における規定との比較(閉鎖型)

荷重指針では切妻屋根を有する閉鎖型建築物に対する外装 材用ピーク外圧係数が規定されている。ここでは、荷重指針で 示されているピーク外圧係数と本風洞実験より得られたピーク外 圧係数(閉鎖型のピーク風力係数)を比較する。

まず, 正のピーク外圧係数に着目する。荷重指針においては, 壁面における正のピーク外圧係数が高さ方向の分布係数と高さ 方向の乱れの強さによって定められている。そのため, 壁面の 正のピーク外圧係数は高さ方向に変化し, 気流 II では 2.1~2.4, 気流IVでは風速の鉛直分布を示すパラメータが一定になること から 2.7 の一定値となる。一方, 屋根面については構造骨組用 外圧係数の正の値と基準高さ(こでは屋根平均高さ)における 乱れの強さによって定められている。屋根面における正のピー ク外圧係数は、気流Ⅱでは 0.10、気流Ⅳでは 0.13 となる。壁面 の正のピーク外圧係数(図 8(a)、図 9(a))に関しては、いずれの 気流であっても、荷重指針の規定値の方が大きく、指針値は安 全側に評価されている。一方、屋根面における正のピーク外圧 係数(図 8(b)、図 9(b))に関しては、どちらの分布も荷重指針の 規定値よりも大きく、指針値はやや危険側の設定となっている。

次に,負のピーク外圧係数に着目する。荷重指針では,壁面 および屋根面をいくつかの領域に分け,それぞれの領域に対し てピーク外圧係数を与えている。図 12 に荷重指針における負 のピーク外圧係数の領域分けを示す。なお,閉鎖型は対称形で あるため,ここでは全体の 1/4 の領域について示している。各領 域に対して,荷重指針より得られる負のピーク外圧係数を表 1 に,風洞実験で得られたピーク外圧係数を表 2(気流II)および 表 3(気流IV)に示す。これらの値は各領域に配置されている圧 力測定孔から得られた最小のピーク風力係数の値を示している。 これらの結果によると、気流II では実験値に対して指針値がほ ぼ安全側に評価しているが、気流IVでは全体的に指針値を実 験値が上回る結果となった。これは、荷重指針で定められてい るピーク風力係数が概ね地表面粗度区分IIIに相当する気流に 基づき設定されたものであるため、気流の乱れ強さが小さい気 流II では安全側、気流の乱れが大きい気流IVでは危険側に評



図 12 荷重指針における負のピーク外圧係数の領域分け

表 1 荷重指針における負のピーク外圧係数

	Wa			W _b				
	-4.2			-2.4				
R _a	R _b	R _c	R _d	R _e	$R_{\rm f}$	Rg		
-3.6	-5.1	-4.3	-6.6	-4.1	-2.5	-6.3		

表 2 気流Ⅱにおける負のピーク外圧係数

	Wa			W _b				
	-3.1			-2.4				
R _a	R _b	R _c	R _d	R _e	R _f	R _g		
-2.5	-2.5 -4.3 -3.5 -5				-2.7	-3.9		

表 3 気流IVにおける負のピーク外圧係数

	Wa			W _b				
	-4.7			-3.9				
R _a	R _a R _b R _c R		R _d	R _e	R _f	Rg		
-4.1	-4.1 -6.7 -5.8 -8				-4.3	-6.3		

価されたものと考えられる。

以上のことより、荷重指針では屋根面における正のピーク外 圧係数と気流IVの負のピーク外圧係数が全体的に過小評価さ れているということが明らかとなった。負のピーク外圧係数は流 れの剥離が明確であり、正のピーク外圧係数と比較して気流の 乱れによる影響が小さいと考えられることが多いものの、ピーク 外圧係数が乱れ強さの大小によって変化することから、実際の 設計では、気流の乱れ強さに応じたピーク外圧係数を用いる必 要があると考えられる。

4. 極値分布を用いたピーク風力係数分布の評価

4.1. I 型極値分布(Gumbel 分布)

本研究ではピーク風力係数の大きさを統計的に処理し、確率的なモデルとして扱うことで外装材用ピーク風力係数の評価を行う。最大・最小ピーク風力の発生が独立であるとし、それらの確率分布(非超過確率)を次の式(2)で表される1型極値分布(グンベル分布)を用いて評価することができると仮定する⁸。

$$F_{X}(x) = \exp\left[-\exp\left\{-a(x-U)\right\}\right]$$
(2)

ここで、xは風力係数を表す。Uは位置パラメータであり、分布の 最頻値を表す。また、aは尺度パラメータであり、分布のばらつ きを表す。式(2)は2重指数分布であるため、式(3)のように2度対 数を取ると $\ln(-\ln(F_X))$ とxは線形関係となる。

$$\ln\left(-\ln\left(F_{x}\right)\right) = -a\left(x-U\right) \tag{3}$$

本研究では風洞実験より得られた10回の測定結果を用いて2 つのパラメータを推定し、I型極値分布に基づいたピーク風力係 数の評価を行う。aとUの推定には様々な手法があるが、ここで は一般的に用いられる以下の2つの手法について検討した。

①モーメント法(グンベルの積率法)

10回の測定より得られた10個のピーク値の平均値を μ_X ,標準 偏差を σ_X とすると、次の式(4)、(5)を用いてパラメータaとUを推 定することができる。

$$a = \frac{1.282}{\sigma_{y}} \tag{4}$$

$$U = \mu_X - \frac{0.577}{\sigma_X} \tag{5}$$

この手法は計算が容易であり、データ数が大きい場合には高い 精度の推定が可能である。

②BLUE(Best Linier Unbiased Estimator:最良線形不偏推定量)

BLUE は Lieblein⁹により提案された手法である。これは、少な いデータでは極値分布が歪むことから、得られた極値データを 重みづけして評価することで少ないデータ数でも極値分布のパ ラメータを高い精度で推定できる手法である。

以上の2つの手法を用いることで極値分布のパラメータ*a*, *U*を推定した。図13にこれらの方法で推定された極値分布と風 洞実験の時刻歴データより直接得られた結果の比較を示す。なお、図13は両面開放型のある測定点での結果を示している。 横軸はピーク風力係数を表しており、縦軸は ln (-ln (*F_X*))である。 ピーク値の正負に応じて極値分布の傾きの正負が異なるため、 ここでは縦軸を対応させて表している。また、実験値の非超過確



表 4 プロッティングポジション公式の n

		••••••	
Blom 公式	$\eta = 0.375$	Cunnane 公式	$\eta = 0.4$
Hazen 公式	$\eta = 0.5$	Gringorten 公式	$\eta = 0.44$

率は次の式(6)を用いて計算した。

$$F_i = \frac{N+1-i-\eta}{N+1-2\eta} \tag{6}$$

ここで、Nはデータ数(ここではN=10)、iはデータを絶対値の大 きい順に並べたときの順位、F_iは i 番目の値に対応する非超過 確率を表す。 η は表 4 に示されるようなプロッティングポジショ ン公式におけるパラメータである。式(6)からも明らかなように、F_i は η の値によって変化する。しかし、表 4 に示す η のうち、どの 値を用いて評価するべきかという明確な基準はない。既往の研 究^{10,11)}によると、指数分布や1型極値分布に対してはGringorten 公式がよく適合することから、本研究では η =0.44 を用いた。

この結果によると、モーメント法では得られた 10 個という限ら れたデータを用いて 2 つのパラメータを推定するため、ピーク 値の絶対値が大きい範囲については実験値に対して必ずしも 適切な推定値が得られてはいない。一方、BLUE による結果は 極値を重みづけして評価しているため、ピーク風力係数の大き さが特に大きい範囲については、その大きさを適切に評価して いると言える。実際の設計では、ピーク風力係数の絶対値が大 きい範囲が重要となるため、本研究では I 型極値分布の 2 つの パラメータ a、Uを推定するにあたり、BLUEを用いることとした。

4.2. 2つのパラメータa, Uの設定

Ⅰ型極値分布の2つのパラメータを適切に推定することができ れば、任意の非超過確率に対する風力係数を設定することが可 能となる。まず、式(3)のxをピーク風力係数 Ĉ_fに置き換えて変 形することで式(7)を得る。

$$\hat{C}_f = U - \frac{1}{a} \ln\left(-\ln\left(F_{Cf}\right)\right) \tag{7}$$

極値分布を用いたピーク風圧係数の評価としては Cook and Mayne の手法⁸がしばしば用いられるが、この手法では式(7)に

おいて $F_{CT} = 0.78$ としたものである。

式(7)からも明らかなように、ピーク風力係数は基準となる位置 パラメータUとその傾き 1/aを用いることによって評価することが できる。ここで、図 14~図 16 に気流Ⅱの結果から推定された 位置パラメータUの分布を示す。この結果によると、図 8、図 10、 図 11 に示されている同じ条件下での正・負のピーク風力係数 分布と非常に類似していることが分かる。これは、図 8、図 10、 図 11の正・負のピーク風力係数が 10 個の風洞実験の値のアン サンブル平均を用いて評価しており、その値が非超過確率 50% の値や最頻値に概ね対応しているためである。つまり、極値分 布における U は全風向中の最大あるいは最小のピーク風力係 数分布をそのまま用いて評価することが可能である。したがって、 2 つの極値パラメータa、Uのうち、尺度パラメータaを適切に与 えることができれば、任意の非超過確率に対するピーク風力係 数を1型極値分布を用いて評価することが可能となる。

表5に、図12に示した領域に対して設定した両面開放型の 尺度パラメータ a の値(範囲)を示す。なお、ここでは気流Ⅱの負 のピーク風力係数の結果を示している。この結果から分かるよう に、尺度パラメータ a の値は各圧力測定点および風向によって 大きく変化する。したがって、aについて全領域に適用可能な一 意の値を定めることはやや困難である。しかし, a の値を設定す るにあたり、領域毎に異なる値を設定するのは実用上煩雑であ る。そこで、本研究では壁面および屋根面について、最も厳し いピーク風力係数を与える領域の最小の a を用いることとした。 すなわち, 負のピーク風力係数については, 壁面では W_a部, 屋根面では Ra部での最小の a を用いて評価することとした。一 方,正のピーク風力係数については、両面開放型を除き,壁面 および屋根面のピーク風力係数がほぼ一定であることから、壁 面あるいは屋根面における全領域を対象として a を定めた。両 面開放型に関しては、領域によってピーク風力係数の大きさが 大きく異なるため, 負のピーク風力係数と同様, 最も厳しい値を 与える領域での a を用いた。その結果を表 6、表 7 に示す。ほ とんどの場合,閉鎖型と片面開放型に比べて,両面開放型の a の値は小さくなっている。また、気流の乱れが大きいほど a の値 は小さくなっている。これによると、ピーク風力係数の絶対値が 大きい領域ほど a の値は小さくなっていると考えられる。 すなわ ち、 aの値が小さいほど大きなピーク値を取り得ると言える。

わが国においては、外装材用ピーク風力係数は一般に極値 のアンサンブル平均で評価されるため、非超過確率50%の値が 用いられていることにほぼ相当する。しかし、今回提案した尺度 パラメータ a を用いることで任意の非超過確率(例えば、Cook and Mayneの手法など)に応じた風力係数を設定することが可能 となる。

5. 内外圧の風圧係数の組み合わせによる風力係数の評価

5.1. ピーク外圧係数とピーク内圧係数の組み合わせ

本研究で対象としている妻面開放型の建築物は閉鎖型建築 物とは異なり、風向によって内圧(室内側の風圧)分布が大きく変 化する。しかし、内圧分布は外圧分布に比べて建物形状(屋根 形状など)の影響を受けにくいと考えられる³⁾。したがって、既往 の研究によって与えられている様々な屋根形状に対するピーク



表 5 尺度パラメータ a の分布(両面開放型,気流II,負のピ ーク風力係数)

	Wa			W _b				
	1.4~4	.3		2.6~12.7				
R _a	R _b	R _c	R _d	R _e	$R_{\rm f}$	Rg		
2.5	3.1	1.0	1.6	6.9	3.5	2.0		
~ 3.8	~ 10.0	1.9	~ 3.8	~ 12.9	~ 15.0	3.9		

表 6 a の提案値(気流II)

	閉鎖	真型	両面開	開放型	片面開放型					
	E	負	正	負	E	負				
壁面	4.8	3.3	2.5	1.4	4.9	2.1				
屋根面	8.7 2.6		2.6	1.6	7.7	2.4				

表 7 a の提案値(気流IV)

	閉鎖	貨型	両面開	開放型	片面開放型		
	正負		正	負	Ē	負	
壁面	2.0	1.7	1.1	1.4	1.6	1.0	
屋根面	3.0 1.6		0.9	0.7	3.1	0.7	

外圧係数分布に対して適切な内圧係数分布を与えることができ れば、他の屋根形状についてもピーク風力係数分布を推定す ることが可能となる。そこで本節では、ピーク風力係数を適切に 評価できる外圧係数と内圧係数の組み合わせに着目し、組み合 わせるべき内圧係数を定める。なお、閉鎖型については、荷重 指針に変動風圧の効果を表す係数が規定されているので、ここ では両面開放型および片面開放型について扱う。

まず、ピーク風力係数を推定するにあたり、外圧係数と内圧係 数のそれぞれのピーク値に着目する。妻面に近い領域では、内 圧と外圧が比較的高い相関を持っているため、外圧と内圧のピ ーク値がほぼ同時に発生し、その差がピーク風力係数をもたら すと考えられる。そこで、ピーク風力係数をピーク外圧係数とピ ーク内圧係数の差によって評価した。すなわち、正のピーク風 カ係数を正のピーク外圧係数と負のピーク内圧係数の差として、 同様に、負のピーク風力係数を負のピーク外圧係数と正のピー ク内圧係数の差として計算した。各圧力測定点について推定し た値(推定値)とピーク風力係数を直接評価した値(実験値)を比 較した結果を図 17、図 18 に示す。これらのデータは 2 種類の 気流を用いて得られた結果を各圧力測定点における最大・最小 ピーク風力係数をもたらす風向に対して評価した結果である。 なお、図の横軸は実験値、縦軸は推定値と実験値の比を表す。

ピーク外圧係数とピーク内圧係数の差によって推定されるピ ーク風力係数は、当然のことではあるが、全ての測定点におい て実際のピーク値よりも安全側に評価されている。ピーク風力係 数の絶対値が大きい領域では、ピーク値同士の組み合わせに よって推定される値が実験値にほぼ等しくなっている。したがっ て,設計上重要となるピーク風力係数の大きい範囲については, ピーク外圧係数とピーク内圧係数の組み合わせによって概ね妥 当にピーク風力係数を評価することが可能である。一方、ピーク 風力係数の絶対値がそれほど大きくない範囲については、ピー ク外圧係数とピーク内圧係数の組み合わせでは風力係数の大 きさを過大評価する。これは、屋根面および壁面の端部から離 れた領域における外圧と内圧の相関が低くなるためである。つ まり、内外圧のピーク値同士の組み合わせでは必ずしもピーク 風力係数を適切に評価することはできない。ピーク風力係数の 絶対値が小さい範囲においても適切にピーク風力係数を推定 するための内圧係数を定める必要がある。

5.2. ピーク風力係数を再現するための必要内圧係数

前節に示したように、ピーク風力係数を外圧係数と内圧係数 のピーク値同士の組み合わせで評価すると、一般にピーク風力 係数を過大評価するが、これはピーク外圧係数に組み合わせ た内圧係数が大きすぎるためである。実際には、外圧と内圧の ピーク値が同時に発生するわけではない。ピーク外圧係数と組 み合わせてピーク風力係数を推定するために必要とされる内圧 係数は、屋根面および壁面の中央部の領域(図 12 の Wb 部や Rf部)では、特に、負のピーク風力係数の場合において、それほ ど大きくない。すなわち、全風向中の最大あるいは最小ピーク 内圧係数を用いると、端部や隅角部から離れた領域では風力係 数の絶対値が非常に大きくなる。そこで、閉鎖型のピーク外圧 係数と両面開放型あるいは片面開放型におけるピーク風力係



図 18 負のピーク風力係数の推定値

数の差を用いることで,閉鎖型のピーク外圧係数を用いてピー ク風力係数を得るために必要な内圧係数(以下,「必要内圧係数」 と呼ぶ)を求め,組み合わせるべき内圧係数を明らかにする。

各開放状態における必要内圧係数分布を図 19, 図 20 に示 す。なお,これ以降,正のピーク風力係数に対する必要内圧係 数を「正の必要内圧係数」,負のピーク風力係数に対する必要 内圧係数を「負の必要内圧係数」と呼ぶ。両面開放型に着目す ると, 正・負いずれの必要内圧係数の値は各領域で大きく異な る。特に,正の必要内圧係数は端部や隅角部でその絶対値が 大きくなる。注目する領域によって値が大きく異なるため,それ ぞれの領域に対して適切に内圧係数を与える必要がある。一方, 負の必要内圧係数は,正だけでなく負の値を示す領域もある。 片面開放型に着目すると,正の必要内圧係数は全体に渡って ほぼ一様に分布していることが分かる。一方, 負の必要内圧係 数は、特に屋根面において、開放妻面に近い領域ほど、その絶 対値が大きくなっている。壁面については、端部ではなく、やや 中央部に近い領域で必要内圧係数が最大となっている。さらに, 壁面と屋根面のいずれにおいても閉鎖妻面に近い領域では0 あるいは負となっているため、両面開放型と同様、閉鎖型に対し てピーク風力係数が低減される部分があることが分かる。



5.3. 内圧係数の提案

前節において、必要内圧係数は領域によって様々な値を取り 得ることが明らかとなった。本節では、既往の実験等で得られた ピーク外圧係数を用いて、開放型建築物のピーク風力係数を推 定するための必要内圧係数を荷重指針で示される領域分けに 基づき設定する。ただし、両面開放型の正の必要内圧係数は領 域によってその大きさが大きく異なるため、両面開放型に限り、 正・負いずれの必要内圧係数についても荷重指針の負のピー ク外圧係数の領域分けに対応するように与えた。なお、対象と する建築物の対称性を考慮し、両面開放型は図 12、片面開放 型は図 21の領域分けを用いて設定した。

表 8~表 11 に提案する必要内圧係数の値を示す。これらの 値は,各領域(壁面:Wa~Wc部,屋根面:Ra~Rk部)における圧 力測定点のうち,正の必要内圧係数については最大値,負の必 要内圧係数については最小値を用いて評価したものである。こ うして得られた必要内圧係数を用いて,閉鎖型のピーク外圧係 数から両面開放型あるいは片面開放型におけるピーク風力係 数を推定した。その結果を図 22, 図 23 に示す。図の横軸は風 洞実験から得られた各開放状態におけるピーク風力係数、縦軸 は今回提案した必要内圧係数を用いて推定したピーク風力係 数を表す。なお、ここでは2種類の気流による結果を示している。 この結果によると, 推定値は各領域における必要内圧係数の最 大あるいは最小値を用いているため、当然のことながら、実験値 に対して安全側の評価を与えている。また、これらのグラフには 推定値と実験値との比を示すために、傾き1および1.3の値を点 線で示しているが、どの条件においても概ねその範囲に収まっ ていることが分かる。特に、設計上重要となるピーク値の絶対値 が大きい範囲については推定値と実験値との差は小さい。各開 放状態における結果を見ると、片面開放型における正のピーク 風力係数については、両者はよく一致している。これは、図



表 8 正の必要内圧係数(両面開放型, 気流 I)

	Wa			W _b				
	-3.1			-1.7				
R _a	R _b	R _c	R _d	R _e	R _f	Rg		
-2.0	-2.0 -4.1 -3.4 -3				-3.2	-0.8		

表 9 負の必要内圧係数(両面開放型, 気流 I)

	Wa			W_b				
	1.0			1.1				
Ra	R _a R _b R _c F		R _d	R _e	$R_{\rm f}$	Rg		
0.3	0.7	1.3	0.3	-0.4	0.1	-0.2		

表 10 正の必要内圧係数(片面開放型, 気流 II)

W _a			W _b			W _c			
-0.5			-1.0			-0.7			
R _a	R _b		R _c	R _c R _d R _e				R_{f}	Rg
-0.7	-0.7	-	-0.5	-(0.6 -0.4		Ļ	-0.9	-0.3
R _h			R _i		R _j			R _k	
-0.8			-0.9		-0.8			-0.4	

表 11 負の必要内圧係数(片面開放型, 気流 II)

	Wa		W _b				W _c		
	1.2		1.7			0			
R _a	R _b	R _c	R	d	Re		$R_{\rm f}$	R _g	
1.3	1.4	1.3	1.0	0	0.9		1.4	0.9	
R _h		R _i		R _j			R _k		
0		-0.5	-0.5 -0.5		-0.5	-0.6			

20(a)からも明らかなように、必要内圧係数分布がほぼ一様に分布するためである。

以上に述べたように、本研究で設定した内圧係数を用いることで、各領域におけるピーク風力係数を概ね妥当に推定するこ



とができる。特に、ピーク値の絶対値が大きい領域については、 推定精度が高いと言える。内圧係数分布は屋根形状にはあまり 依存しないと考えられることから、今回提案した必要内圧係数分 布を用いれば、他の屋根形状についても既往の実験等で得ら れたピーク外圧係数と組み合わせることで簡便にピーク風力係 数を推定することが可能となる。

6. まとめ

妻面開放型骨組膜構造建築物を対象に、風洞実験より得られ た風圧の時刻歴データを用いることで外装材用ピーク風力係数 について検討および推定手法の提案を行った。まず、風洞実験 の時刻歴データを時間平均することで各開放状態に対する平 均風力係数分布を求め、その特徴や基本的な風力分布特性を 明らかにした。次に、外圧係数と内圧係数の差によって得られる 風力係数のピーク値をアンサンブル平均することによって正・負 のピーク風力係数分布を求めた。閉鎖型建築物に関しては荷重 指針に定められている外装材用ピーク風圧係数と比較すること で乱れ強さの変化と荷重指針の規定について考察した。

次に、I型極値分布を用いることで任意の非超過確率に対するピーク風力係数を推定するための手法を提案した。極値分布 の2つのパラメータはBLUEを用いて推定した。そして、得られ た2つのパラメータにおいて、位置パラメータUはピーク風力係 数分布を直接用いて評価することができることを示した。尺度パ ラメータaについては、屋根面および壁面における正・負のピー ク風力係数が最も厳しくなる領域に基づき設定した。これらの値 を用いることで、任意の非超過確率に対するピーク風力係数を 推定することが可能となる。

最後に、ピーク外圧係数とピーク内圧係数の組み合わせに着 目した。風洞実験から得られる風力係数のピーク値の絶対値が 大きい領域については、外圧係数と内圧係数のピーク値の差に よって与えられる風力係数を用いることでピーク風力係数を適 切に評価できることが分かった。しかし、領域によってはピーク 風力係数を過大評価するため、閉鎖型のピーク外圧係数と両面 開放型あるいは片面開放型に対するピーク風力係数の差によ って、ピーク風力係数を得るために必要な内圧係数(必要内圧 係数)を求めた。そして、荷重指針における負のピーク外圧係数 の領域分けに準じて、各領域において必要内圧係数を設定し た。この必要内圧係数を用いてピーク風力係数の評価を行うと、 ピーク値同士を組み合わせた場合よりも高い精度でピーク風力 係数を推定できることが明らかとなった。内圧係数分布は屋根 形状には依存しないと考えられるため、本研究で提案した必要 内圧係数は他の屋根形状を有する開放型建築物にも適用する ことが可能と考えられる。

本研究で得られた外装材用ピーク風力係数は骨組膜構造を 対象として検討を行ったが,提案したピーク風力係数の推定手 法並びに必要内圧係数などは膜構造のみならず,同様な形状 を持つ開放型建築物についても適用することが可能である。本 論文では限られた形状の模型を用いた結果に基づいて外装材 用ピーク風力係数について考察した。今後は,本論文で示した 方法の一般性を検討するため,様々な屋根勾配を有する建物 について一連の数値流体解析を実施する予定である。

謝辞

本研究の一部は一般社団法人日本鉄鋼連盟の 2015 年度「鋼 構造研究・教育助成事業」の助成による。また、風洞実験におい ては国土技術政策総合研究所の奥田泰雄氏に多大なご協力を 得た。ここに記して感謝の意を表す。

参考文献

- 1) 日本建築学会:建築物荷重指針・同解説, 2015.
- 2) 高舘祐貴,植松康,ガヴァンスキ江梨:妻面開放型骨組膜構造建築物の構造骨組用風力係数並びに外装材用ピーク風力係数,膜構造論文集 No.28, pp. 1-8, 2014.
- 3) 中村修,奥田泰雄,植松康:設計者のための風力係数の 充実,日本風工学会誌, Vol. 36, No. 4, pp. 337 – 342, 2011.
- 4) 上田宏,田村幸雄,藤井邦雄:陸屋根の平均風圧性状に 対する気流の乱れの影響(陸屋根の風圧性状に関する研 究:その1),日本建築学会構造系論文集,No. 425, pp.91 – 99, 1991.
- T. V. Lawson: Wind Effects on Buildings Vol.1, Applied Science Publishers LTD., Basking, 1980.
- シ川大輔,西村宏昭,谷口徹郎,谷池義人:ペントハウスのある陸屋根の設計用ピーク風圧係数,GBRC 33(4), pp. 24-30,2008.
- 7) 植松康,飯泉江梨,セオドルスタトポラス:独立上屋の風荷重に関する研究,その1外装材用ピーク風力係数,日本風工学会論文集,Vol. 30, No. 4, pp. 91 102, 2005.
- N. J. Cook. Calibration of the quasi-static and peak-factor approaches to the assessment of wind loads against the method of Cook and Mayne, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 10 315 – 341, 1982.

- J. Lieblein: Efficient methods of extreme-value methodology, report NBSIR 74 – 602, National Bureau of Standards, Washington, 1974.
- 10) 菊地原英和:風速の再現期間計算法の比較考察 二重指

数分布の当てはめにおける問題点, 天気, 18(1), pp. 21 – 34, 1971

 Cunnane. C.: Unbiased plotting position -A review-, J.Hydrol., No.37, pp 205 – 222, 1978.

Peak wind force coefficients for designing the cladding of open-type framed membrane structures

Yuki Takadate ^{*1)} Yasushi Uematsu ^{*2)} Eri Gavanski^{*3)}

SYNOPSIS

Peak wind force coefficients for designing the cladding of open-type framed membrane structures are proposed on the basis of a wind tunnel experiment. Three types of gable-end configurations, that is, open type, partially enclosed type and enclosed type, are tested in the present study. First, the peak wind force coefficients are specified based on the distributions of the most critical maximum and minimum peak wind force coefficients irrespective of wind direction. Then, using the Type I extreme value distribution, the wind force coefficients for cladding are estimated. Using this distribution, it is possible to estimate the peak wind force coefficients for any value of non-exceedance provability. Furthermore, the combination of the external and internal peak wind pressure coefficients for estimating the peak wind force coefficients is discussed. Peak wind force coefficients in the edge region can be estimated reasonably by combination the peak external and internal wind pressure coefficients. However, such a combination generally overestimates the design wind force coefficients in the other regions, where the peak wind force coefficients are relatively small in magnitude. Then, the internal wind pressure coefficients are estimated by the difference between the peak external wind pressure coefficients for enclosed type and the peak wind forces coefficients for open type or partially enclosed type. Based on the results, we proposed internal pressure coefficients to be combined with the peak external pressure coefficients on enclosed buildings for estimating the peak wind force coefficients on open type and partially enclosed type buildings. The proposed internal wind pressure coefficients reasonably provide the wind force coefficients for the open type and partially enclosed type. Provided that the internal pressure coefficient is minutely affected by the roof configuration the proposed internal pressure coefficients can be used for estimating the peak wind force coefficients on open type buildings with various roof configurations.

^{*1)} Graduate Student, Department of Architecture and Building Science, Graduate School of Engineering, Tohoku University

^{*2)} Professor, Department of Architecture and Building Science, Graduate School of Engineering, Tohoku University

^{*3)} Researcher, Division of Wind Resistant Structures, Disaster Prevention Research Institute, Kyoto University

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-

吉野達矢*1 加藤史郎*2

梗 概

本研究は FEM 解析を行い, ETFE フィルム膜構造の挙動を明らかにすることを目的としている。 ETFE フィルムは弾塑性と粘弾性の両方の挙動を示す。 これらの特性に注目した研究を著者らは行なってきた。 本論文では、試験および数値解析によって、2 軸張力場における粘弾性特性に注目している。 まず、2 軸張力場を対象とした増分型構成方程式を提案する。 この構成方程式は既報における 1 軸張 力場の増分型非線形粘弾性構成方程式を拡張したものであり、 かつ、 FEM 解析に導入可能な形式である。 温度変化は、温度・時間換算則を含むことによって、考慮することができる。

1. はじめに

近年, ETFE フィルム膜材料を用いた様々な膜構造が建設されている。ETFEフィルムは織物ではないことから, PTFE 膜材料などの伸び特性とは違う。また, 高分子材料であることから, 粘弾性特性が顕著に見られる。

そこで, ETFE フィルム膜構造の設計をするために, 1 軸・2 軸 引張特性や粘弾性特性に注目した研究がなされてきた。

1 軸引張特性については多数の研究がある。特に, 1 軸の粘 弾性特性に注目した研究には, 森山・河端の研究[1,2], 丁・河端 ら[3,4]の研究, 著者らの研究[5], Wu and Li の研究[6]がある。

また, ETFE フィルム膜構造は 2 軸張力場で使用するため, 2 軸引張特性は重要である。2 軸引張特性に関する研究には, 著 者らの研究[7], Galliot and Luchsingerの研究[8], 丁・河端ら[4]の 研究や Li and Wu の研究[9]がある。

森山・河端[1,2]の研究では、動的粘弾性試験を実施し、ETFE フィルムの時間、温度依存性を考慮した非線形粘弾性構成則を 得ている。この構成則はFEMに取り込みにくい形となっている。

丁・河端ら[3,4]の研究では、移動硬化クリープ理論と非線形移動効果理論を合わせた粘塑性構成式を用いて、ひずみ速度依存性がある応力・ひずみ関係の内、載荷の過程についてのみ、塑性域まで表現できることを示している。この構成式は3軸問題として定式化されているため、2軸張力場にも適用可能である。著者らが実施した2軸引張試験結果[7]との比較により、載荷については良い一致を示している。ただし、温度が変化する場合やFEMへの適用については触れられていない。

Wu らの研究[6]では, 温度一定を条件とし, 線形補間を使い ながら, 積分点毎に発生する応力に粘弾性構成則の係数を使 っている。なお, "Creep Coefficients in each element are all determined according to its stress after loading process. By means of table, creep coefficients are calculated by linear interpolation according to stress."と書かれている。したがって, 載荷時のクリー プは考慮されていない。また, 時間の変化に伴い, 応力が変化 する場合の定数の使い方については言及されていない。

Galliot and Luchsinger の研究[8]においても、相当応力と相当 ひずみに注目し、応力比に依存しないことを確認している。また、 真降伏応力が真塑性ひずみ速度に依存することを示している。 いずれも、相当応力、相当ひずみとひずみ速度に注目し、弾塑 性特性を表現している。

Li and Wuの研究[9]では, 温度一定の条件下で, 1軸・2軸クリ ープ試験と応力解析を行なっている。2種類の載荷時間と2種 類の応力の組み合わせに対する1軸クリープ係数を求めている。 弾性解析を行って発生応力を求め, その発生応力に合わせた1 軸クリープ係数を用いている。考え方は文献[7]と同じであるが, 文献[9]では, 応力の違いは無視し, 全要素同じ係数を使用して いる。文献[4, 7, 8, 9]においては, 温度とひずみ速度は一定の 条件で行われている。したがって, 温度やひずみ速度が違う場 合は, その条件下で係数を求めなおす必要がある。さらには, それらが時間の変化に伴い変化する場合, より複雑になること に注意しなければならない。

著者ら[7]は, 温度一定の条件下で, (1) MSAJ 法[10, 11]に基

- *1 太陽工業株式会社 技術研究所 博士 (工学)
- *2 豊橋技術科学大学 名誉教授 工学博士

づいて、ETFEフィルムの2軸引張試験とせん断試験を行なった。 この結果から、設計用弾性定数を得た。(2)5種類の応力比につ いて、2軸引張試験を行い、相当応力・相当塑性ひずみの関係 を確認した。その結果、応力比に関係なく、相当応力・相当塑性 ひずみ曲線は一致した。(3)弾塑性構成則を提案し、降伏応力 および降伏後の応力・ひずみ関係を表現できることを確認した。 (4) 正方形平面膜の加圧試験を実施し、提案する弾塑性構成則 で十分に表現可能であることを示した。

さらに、文献[6]で、1 軸張力場における増分型の非線形粘弾 性構成則を提案し、その妥当性の確認を行なっている。この構 成則は FEM への取り込むことを前提として、増分型で定式化し ている。また、時間経過、応力変化、温度変化を考慮することが できる。

そこで、本論文では、既報で示した1軸張力場の増分型の非 線形粘弾性構成則を2軸張力場に拡張し、時間経過、応力変化、 温度変化を考慮することが可能な構成則であることを確認する。 具体的には、

- 既報で提案した1軸張力場用増分型構成方程式を示し、2 軸張力場用に拡張する。
- 2) 2 軸引張試験を行い、その結果を示す。温度およびひずみ 速度は一定である。

2. ETFE フィルムの増分型構成方程式の定式化

2.1. 1 軸張力場の増分型の線形粘弾性構成方程式

図 2.1.1 に示す一般化 Voigt モデルに基づいて増分型の線 形粘弾性構成方程式を既報[6]で提案した。式を以下に示す。 変数は表 2.1.1 に示す。

$$\Delta \sigma = \frac{1}{J} \Delta \varepsilon^{el} + f \tag{2.1.1}$$

ここに,

$$f = -\frac{1}{J} \left\{ \frac{\Delta t}{\eta_g} \sigma(t_j) + \sum_i \left(C_i \sigma(t_j) - \varepsilon^{el}_i(t_j) \right) \left(1 - e^{-\Delta t/T_i} \right) \right\}$$
(2.1.2)

$$J = C_g + \frac{\Delta t}{2\eta_g} + \sum_i \left\{ C_i \left(1 - \frac{T_i}{\Delta t} \left(1 - e^{-\Delta t/T_i} \right) \right) \right\}$$
(2.1.3)

2.2. 増分型の線形粘弾性構成方程式の2軸張力場への 拡張

2軸張力場を考えるために、Maxwell 要素および Voigt 要素に 関連する応力とひずみについて偏差成分と体積成分に分ける。 分けたものを表 2.1.1 に示す。1 軸張力場と同じように定式化を 行う。

2.2.1. 増分応力

j番目の時刻 t_j における応力 $\sigma(t_j)$ とひずみ $\varepsilon(t_j)$ を考える。 増分時間 Δt の間に、増分応力 $\Delta \sigma$ と増分線形ひずみ $\Delta \varepsilon^{el}$ だ け変化したと考える。つまり、

$$t_{j+1} = t_j + \Delta t \tag{2.2.1}$$

$$\sigma(t_{i+1}) = \sigma(t_i) + \Delta\sigma \tag{2.2.2}$$

$$\varepsilon^{el}(t_{i+1}) = \varepsilon^{el}(t_i) + \Delta \varepsilon^{el}$$
(2.2.3)

ここで,図 2.1.2 に示すように増分時間 Δt の間の応力の変化 率が一定だと考える。つまり,

$$\frac{\Delta\sigma}{\Delta t} = \frac{\sigma(t_{j+1}) - \sigma(t_j)}{t_{j+1} - t_j} = \text{const.}$$
(2.2.4)

$$\sigma(\tau) = \sigma(t_j) + \frac{\Delta\sigma}{\Delta t}(\tau - t_j)$$
(2.2.5)







図2.1.2 増分時間 Δt の間の応力の変化

2.2.2. 要素の増分型粘弾性ひずみ

図 2.1.1 に示す一般化 Voigt モデルの粘弾性ひずみ増分 $\Delta \varepsilon^{el}$ について, 偏差成分と体積成分を考える。

2.2.2.1. Maxwell 要素

Maxwell 要素の増分ひずみを偏差成分(')と体積成分(m)に 分けて考える。なお、増分ひずみは、時刻 t_j から t_{j+1} を積分し て求める。その結果は次式となった。

$$\Delta \varepsilon_{g_1}^{el} = \frac{C_{g_g}}{2} \cdot \Delta \sigma' \qquad (2.2.6)$$

$$\Delta \varepsilon_{g_1m}^{el} = \frac{C_{K_g}}{3} \cdot \Delta \sigma_m \qquad (2.2.6)$$

$$\Delta \varepsilon_{g_2}^{el} = \frac{1}{2\eta_{G_g}} \Delta t \left(\sigma'(t_j) + \frac{1}{2} \Delta \sigma' \right) \qquad (2.2.7)$$

$$\Delta \varepsilon_{g_2m}^{el} = \frac{1}{3\eta_{K_g}} \Delta t \left(\sigma_m(t_j) + \frac{1}{2} \Delta \sigma_m \right) \qquad (2.2.7)$$

2.2.2.2. Voigt 要素

同様に Voigt 要素の偏差成分(')と体積成分(m)について考 える。つまり,

$$\Delta \varepsilon^{el}{}_{i}' = \left(\frac{C_{Gi}}{2}\sigma'(t_{j}) - \varepsilon^{el}{}_{i}'(t_{j})\right) \left(1 - e^{-\Delta t/T_{i}}\right) + \frac{C_{Gi}}{2} \cdot \Delta \sigma' \left(1 - \frac{T_{i}}{\Delta t} \left(1 - e^{-\Delta t/T_{i}}\right)\right) \Delta \varepsilon^{el}{}_{im} = \left(\frac{C_{Ki}}{3}\sigma_{m}(t_{j}) - \varepsilon^{el}{}_{im}(t_{j})\right) \left(1 - e^{-\Delta t/T_{i}}\right) + \frac{C_{Ki}}{3} \cdot \Delta \sigma_{m} \left(1 - \frac{T_{i}}{\Delta t} \left(1 - e^{-\Delta t/T_{i}}\right)\right)$$
(2.2.8)

表 2.1.1 変数表				
	1 軸張力場の	2 軸張力場の		
	構成方程式	構成方程式の変数の		
	の変数	体積成分と偏差成分		
Maxwell 要素用	下添字g	←		
Voigt 要素用	下添字 i	\leftarrow		
時間間隔	Δt	←		
応力増分	$\Delta\sigma$	$\Delta\sigma', \Delta\sigma_{_m}$		
粘弾性ひずみ増分	\Deltaarepsilon^{el}	-		
Maxwell 要素の増 分型ひずみ	$\Delta arepsilon_{ ext{gl}}$, $\Delta arepsilon_{ ext{g2}}$	$egin{array}{ccc} \Delta arepsilon_{ ext{gl}}^{'}, & \Delta arepsilon_{ ext{g2}}^{'}, \ \Delta arepsilon_{ ext{g1m}}, & \Delta arepsilon_{ ext{g2m}} \end{array}$		
Voigt 要素 i の増分 型ひずみ	$\Delta arepsilon_{ m i}$	$\Delta \varepsilon_{\rm i}', \ \Delta \varepsilon_{\rm im}$		
弾性バネ要素の コンプライアンス	C_g , C_i	$egin{array}{llllllllllllllllllllllllllllllllllll$		
粘性係数	${\pmb \eta}_{g},{\pmb \eta}_{i}$	$\eta_{\scriptscriptstyle Gg},\eta_{\scriptscriptstyle Kg},\eta_{\scriptscriptstyle Gi},\eta_{\scriptscriptstyle Ki}$		
緩和時間と遅延時 間	T_g , T_i	$T_g = T_{Gg} = T_{Kg}$ $T_i = T_{Gi} = T_{Ki}$		

2.2.3. 増分型の線形粘弾性構成方程式

式(2.2.6), (2.2.7), (2.2.8)から, 増分応力は次のようになる。

$$\Delta \sigma = \Delta \sigma' + \Delta \sigma_m = \frac{2\Delta \varepsilon'}{\overline{C}_G(t)} + \frac{3\Delta \varepsilon_m}{\overline{C}_K(t)} - \frac{\Delta \varepsilon_{\alpha'}}{\overline{C}_G(t)} - \frac{\Delta \varepsilon_{\alpha m}}{\overline{C}_K(t)}$$
(2.2.9)

$$\begin{split} \Delta \varepsilon' &= \frac{1}{2} \bigg(C_{G} + \frac{\Delta t}{2\eta_{G}} \bigg) \Delta \sigma' \\ &+ \sum_{i} \frac{C_{Gi}}{2} \bigg\{ 1 - \bigg[1 - \exp \bigg(-\frac{\Delta t}{T_{Gi}} \bigg) \bigg] \frac{T_{Gi}}{\Delta t} \bigg\} \Delta \sigma' \\ &+ \frac{\Delta t}{2\eta_{G}} \sigma'(t) + \sum_{i} \frac{C_{Gi}}{2} \bigg[1 - \exp \bigg(-\frac{\Delta t}{T_{Gi}} \bigg) \bigg] \sigma'(t) \\ &- \sum_{i} \bigg[1 - \exp \bigg(-\frac{\Delta t}{T_{Gi}} \bigg) \bigg] \varepsilon_{i}'(t) \\ \Delta \varepsilon_{a}' &= \frac{\Delta t}{\eta_{G}} \sigma'(t) + \sum_{i} C_{Gi} \bigg[1 - \exp \bigg(-\frac{\Delta t}{T_{Gi}} \bigg) \bigg] \sigma'(t) \\ &- 2 \sum_{i} \bigg[1 - \exp \bigg(-\frac{\Delta t}{T_{Gi}} \bigg) \bigg] \varepsilon_{i}'(t) s \\ \Delta \varepsilon_{m} &= \frac{1}{2} \bigg(C_{K} + \frac{\Delta t}{3\eta_{K}} \bigg) \Delta \sigma_{m} \\ &+ \sum_{i} \frac{C_{Ki}}{3} \bigg\{ 1 - \bigg[1 - \exp \bigg(-\frac{\Delta t}{T_{Ki}} \bigg] \bigg] \frac{T_{Ki}}{\Delta t} \bigg\} \Delta \sigma_{m} \\ &+ \sum_{i} \frac{C_{Ki}}{3} \bigg\{ 1 - \bigg[1 - \exp \bigg(-\frac{\Delta t}{T_{Ki}} \bigg] \bigg] \sigma_{m}(t) \\ &- \sum_{i} \bigg[1 - \exp \bigg(-\frac{\Delta t}{T_{Ki}} \bigg] \bigg] \varepsilon_{mi}(t) \\ \Delta \varepsilon_{am} &= \frac{\Delta t}{\eta_{K}} \sigma_{m}(t) + \sum_{i} C_{Ki} \bigg[1 - \exp \bigg(-\frac{\Delta t}{T_{Ki}} \bigg] \bigg] \sigma_{m}(t) \\ &- \sum_{i} \bigg[1 - \exp \bigg(-\frac{\Delta t}{T_{Ki}} \bigg] \bigg] \varepsilon_{mi}(t) \\ \Delta \varepsilon_{am} &= \frac{\Delta t}{\eta_{K}} \sigma_{m}(t) + \sum_{i} C_{Ki} \bigg[1 - \exp \bigg(-\frac{\Delta t}{T_{Ki}} \bigg] \bigg] \sigma_{m}(t) \\ &- 3 \sum_{i} \bigg[1 - \exp \bigg(-\frac{\Delta t}{T_{Ki}} \bigg] \bigg] \varepsilon_{mi}(t) \\ \overline{C}_{G}(t) &= C_{G} + \frac{\Delta t}{2\eta_{G}} + \sum_{i} C_{Gi} \bigg\{ 1 - \bigg[1 - \exp \bigg(-\frac{\Delta t}{T_{Gi}} \bigg] \bigg] \frac{T_{Gi}}{\Delta t} \bigg\}$$

$$(22.14) \\ \overline{C}_{K}(t) &= C_{K} + \frac{\Delta t}{2\eta_{K}} + \sum_{i} C_{Ki} \bigg\{ 1 - \bigg[1 - \exp \bigg(-\frac{\Delta t}{T_{Ki}} \bigg] \bigg] \frac{T_{Ki}}{\Delta t} \bigg\}$$

2.3. 1 軸張力場における増分型非線形粘弾性構成方程 式

ここでは、既報と同様に非線形粘弾性ひずみを求める。ETFE フィルムは応力レベルに依存して、クリープひずみは非線形性 を示す。そこで、線形ひずみベクトル $\{\varepsilon^{el}\}$ と非線形ひずみベクトル $\{\varepsilon^{nl}\}$ の関係は、非線形化粘弾性係数 $a(\overline{\sigma})$ を使って次式で表す。

$$\left\{\varepsilon^{nl}\right\} = a(\overline{\sigma}) \cdot \left\{\varepsilon^{el}\right\}$$
(2.3.1)

ここに、

$$\overline{\sigma} = \left(\sigma_x^2 - \sigma_x \sigma_y + \sigma_y^2 + 3\tau_{xy}^2\right)^{1/2}$$
(2.3.2)

また,非線形化粘弾性係数 $a(\overline{\sigma})$ は次式で表すものとし,係数 A_2, A_1, A_0 は別途求める。

$$a(\overline{\sigma}_i) = A_2 \overline{\sigma}_i^2 + A_1 \overline{\sigma}_i + A_0$$
(2.3.3)

ここで、時刻 $t_j \ge t_{j+1}$ におけるそれぞれのひずみベクトルは次式となる。

$$\left\{\varepsilon^{nl}_{j}\right\} = a(\overline{\sigma}_{j}) \cdot \left\{\varepsilon^{el}_{j}\right\}$$
(2.3.4)

$$\left\{\varepsilon^{nl}_{j+1}\right\} = a(\overline{\sigma}_{j+1}) \cdot \left\{\varepsilon^{el}_{j+1}\right\}$$
(2.3.5)

さらに、非線形粘弾性ひずみ増分ベクトル $\left\{\Delta \varepsilon^{nl}_{i+1}\right\}$ は式 (2.3.4)と式(2.3.5)の差分から、次式となる。

$$\{\Delta \varepsilon^{nl}_{j+1}\} = \{\varepsilon^{nl}_{j+1}\} - \{\varepsilon^{nl}_{j}\}$$

= $\left[a(\overline{\sigma}_{j+1}) - a(\overline{\sigma}_{j})\right] \{\varepsilon^{el}_{j}\} + a(\overline{\sigma}_{j+1}) \{\varepsilon^{el}_{j+1}\}$ (2.3.6)

以上より、非線形化粘弾性係数 $a(\sigma)$ を使って、非線形粘弾性ひずみ増分ベクトル $\{\Delta \varepsilon^{nl}_{i+1}\}$ を求めた。

2.4. 時間·温度換算則

一般的に、高分子材料は時間・温度換算則[12]が成り立つ。 ETFE フィルム材料についても、森山・河端らにより、時間・温度 換算則に関する特性が確認されている。時間と温度の換算関係 は次式で表される。

$$t' = t / a_{T_0}(T) \tag{2.4.1}$$

これは、実温度Tの環境における実時間tをシフトファクター $a_{T_0}(T)$ に用いて、参照温度 T_o の環境における換算時間t'を求めるものである。

シフトファクター a_{T_0} は活性化エネルギー ΔH を用いて、次式より求める。

$$\log_{10} a_{T_0}(T) = \frac{1}{2.303} \frac{\Delta H}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_o} \right)$$
(2.4.2)

 $\Box \Box l \Box$, $R = 8.314 \times 10^{-3} kJ / (mol \cdot K)$.

3. 増分型構成方程式で使用する定数の評価

3.1. 活性化エネルギー ΔH

本論文では、既報と同様に森山・河端[1,2]によって得られた 活性化エネルギー ΔH を使用する。その値を表 3.1.1 と図 3.1.1 に示す。

表 3.1.1 活性化エネルギー ΔΗ [1,2]

	· · · · · ·
温度 T	活性化エネルギーΔH
T < 313K (T < 40°C)	113.707
313K < T < 363K (40°C <t 90°c)<="" <="" td=""><td>342.261</td></t>	342.261
363K < T (90°C < T)	447.237



図 3.1.1 温度T とシフトファクターの関係;

3.2. ETFE フィルムのクリープコンプライアンス

既報[5]で, 森山・河端[1,2]の実験結果に合うように, 一般化 Voigt モデルの定数を推定した。既報の最小の遅延時間は 10⁻³ sec であった。本報では, 高温時の特性をより詳細に表現 するために, 最小の遅延時間 を0.49x10⁻⁶secとして, 再度, 定数 を求めなおした。その結果を表 3.2.1, 3.2.2 に示す。なお, Voigt モデルは 26 個とした。



ETFE フィルムの伸び特性 4.1. 2 軸引張試験

既報[3]において,2軸張力場における単調載荷試験を行った。 その試験片形状を図 4.1.1 に,試験条件を表 4.1.1 に,試験結 果を図 4.1.2 に示す。

i	T_i	C_i	i	T_i	C_i	i	T_i	C_i	i	T_i	C_i
1	9.13E+13	9.12E-04	8	2.34E+08	1.21E-04	15	2.99E+03	1.35E-04	22	1.53E-03	8.20E-07
2	3.65E+12	2.37E-04	9	4.67E+07	4.61E-04	16	5.98E+02	3.49E-05	23	3.06E-04	1.48E-04
3	7.30E+11	6.65E-04	10	9.35E+06	1.72E-05	17	1.20E+02	1.28E-04	24	1.23E-05	1.92E-05
4	1.46E+11	2.65E-04	11	1.87E+06	2.69E-04	18	4.79E+00	6.30E-05	25	2.45E-06	5.54E-05
5	2.92E+10	1.07E-03	12	3.74E+05	4.70E-05	19	9.57E-01	1.25E-05	26	4.90E-07	7.44E-06
6	5.84E+09	1.54E-04	13	7.48E+04	1.98E-04	20	1.91E-01	6.04E-05			
7	1.17E+09	7.95E-04	14	1.50E+04	2.22E-05	21	7.66E-03	1.66E-05		E-	





図 4.1.1 2 軸引張試験片形状



(a) 応力比(1:0)



(b) 応力比(0:1)



(c) 応力比(1:1)





(d) 応力比(2:1) さ250µm)

(e) 応力比(1:2)

凶 4.1.2	応力・ひずみ関係(ETFE)	早る

€ 4.2.1 2 軸クリープ試験の彡

表 4.1.1 2 軸引張試験の条件				
フィルム厚さ	250μ m			
方向	MD and TD			
応力比	(1:1), (1:0), (0:1), (2:1), (1:2)			
チャック間距離	600mm			
最大応力	19.6MPa			
ひずみ速度	0.67%/min.			
温度	25~26°C			

表 4.2.1 2 軸クリープ試験の条件					
フィルム厚さ	250 μ m				
方向	MD and TD				
応力比	(1:1)				
チャック間距離	600mm				
最大応力	6, 9MPa				
応力増分	6, 9MPa/min.				
温度	20∼23°C				



図4.2.1 2軸クリープ試験のひずみ・時間関係

4.2. 2軸クリープ試験

次に,2軸クリープ試験を行う。試験条件を表4.2.1に、図4.2.1 に試験結果を示す。なお、試験片は図4.1.1に示す2軸引張試 験と同じ形状である。

この結果から、応力 6MPa に対して、応力 9MPa は、1.5 倍の 応力であるが、24 時間後のひずみは約2 倍発生していることが わかる。

5. 試験のシミュレーション

5.1. 2軸引張試験のシミュレーション

次に、4.1 で示した 2 軸引張試験のシミュレーションを行う。この試験は 25~26℃の環境で行なった試験結果である。そこで、 解析では、25.5℃一定とした。

この 2 軸引張試験結果に合うように, 非線形化粘弾性係数を 求め直した。その結果は次式である。

$$a(\overline{\sigma}_i) = 0.0846\overline{\sigma}_i + 0.592$$
 (5.1.1)

この非線形化粘弾性係数を用いて、2 軸引張試験をシミュレートした結果を図 5.1.1 に示す。

この結果から、(1:0)、(0:1)の非載荷側のひずみに注目すると、 解析結果が小さい。その他については、十分に実験結果をシミ ュレートできていると言える。

5.2. 2軸クリープ試験のシミュレーション

最後に、2 軸クリープ試験のシミュレーションを行う。試験温度の平均である21.5℃一定として解析を行う。なお、非線形化粘弾性係数は5.1 で求めた式5.1.1 の値を使用する。

解析結果を図 5.2.1 に示す。この結果から、十分な精度でクリ ープひずみを予測できていることがわかる。





図 5.2.1 2 軸クリープ試験のシミュレーション

6. まとめ

本論文では、既報で示した 1 軸張力場の増分型の非線形粘 弾性構成則を 2 軸張力場に拡張し、時間経過、応力変化、温度 変化を考慮することが可能な構成則であることを確認した。限ら れた条件の試験結果との比較であるため、さらなる比較検討が 必要である。例えば、任意の応力比における 2 軸クリープや温 度変化を伴う場合などが考えられる。

参考文献

- 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年2月
- 2) 森山史朗: ETFE フィルム空気膜構造における粘弾性挙 動に関する研究,横浜国立大学 博士論文, 2006
- 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 年 3 月

- 4) 丁乙碩,河端昌也:ETFE フィルムの粘塑性構成式 -アニーリング処理に従う1軸・2軸引張時においての応 カーひずみ関係の検討ー, 膜構造研究論文集 2011, No.25, pp.55~64, 2012年3月
- 5) 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.18, pp.31~39, 2005 年2月
- 6) Tatsuya Yoshino, Shiro Kato : Formulation of non-linear incremental constitutive equation of ETFE film structure considering the dependence on temperature change, Proceedings of IASS 2013, 2013
- Wu M., Li Y. : Revised finite element formulation for membrane creep analysis, Proc. of the IASS-SLTE 2014, Paper No. 209, 2014
- Galliot C, Luchsinger RH. : Uniaxial and biaxial mechanical properties of ETFE foils, Polymer Testing, 2011; 30(4); 356-365.
- 9) Li Y., Wu M., Wang H. : biaxial creep tests of ETFE foil, Proc. of the IASS-SLTE 2014, Paper No. 136, 2014
- (社)日本膜構造協会:膜材料弾性定数試験方法 (MSAJ/M-02-1995), 1995年
- (社)日本膜構造協会:膜材料面内剪断剛性試験方法 (MSAJ/M-01-1993),1993年
- 日本レオロジー学会編:講座・レオロジー,高分子刊行会, 2001年

Viscous characteristics of ETFE Film sheet

- A non-linear viscoelastic constitutive equation under biaxial tensions -

Tatsuya Yoshino^{*1)} Shiro Kato^{*2)}

SYNOPSIS

This study aims at clarifyin the behaviour of ETFE film sheet using the FEM analysis. ETFE film exhibits both elasto-plastic and viscoelastic characteristics under stress. These characteristics have been discussed in the author's studies [3, 4]. In this paper, the viscoelastic characteristics under biaxial tension are described from the viewpoint of experimental tests and numerical simulations.

First, the incremental constitutive equation under biaxial tension is proposed. It is based on the incremental nonlinear viscoelastic equation [4] under uniaxial condition. Then, it is developed in an applicable formula to biaxial stresses in the FEM analysis. The variation of temperature is included using a time-temperature changing equation. The parameters of constitutive equation are again estimated from results [1, 2] of dynamic viscoelastic experiment.

Second, two types of experimental tests are performed. Then, the validity of constitutive equation is confirmed through comparison with results of numerical simulations. One experimental test is biaxial tension test. It is monotonic loading test with various stress ratios. The other one is biaxial creep test. It is two stress level test.

^{*1)} Ph. D., Advanced Structures R&D Department, Taiyo Kogyo Corporation

^{*2)} Ph. D., Professor Emeritus, Toyohashi University of Technology

骨組膜構造の膜応力の信頼性解析のための基礎式に関する研究 摂動式による信頼性関数の誘導

加藤史郎^{*1} 吉野達矢^{*2}

諸外国の鋼構造等の設計では荷重抵抗係数法(LRFD)が使用されることが多い。骨組膜構造の鋼構造部分の設計でLRFD が適用される場合にあっては膜部分についてもLRFD の適用が望まれる。しかしながら、現状は膜部分の信頼性解析の研究の蓄積が少なく、また、許容応力度設計との関連性も十分には検討されていない。本稿では、膜のLRFD の開発を目指すにあたり必要となる信頼性解析の方法について、その基本式の展開を試みる。 膜の信頼性解析は、まだ研究段階であり、一定の方法があるわけではない。したがって、ここでは試みとして定式化を記述する。今後の研究によっては、本記述とは異なるより適切な方法が開発されることを期待しつつ膜の構造解析の基本、および、信頼性を支配するパラメータによる摂動を基本として信頼性関数の誘導を行う。

1. はじめに

膜構造には,鉄骨造等の骨組に膜を張る骨組膜構造,ケー ブルと膜で形状をつくるサスペンション構造,内圧で膜を安定さ せる空気膜構造,内圧を作用させて筒状にしたチューブ膜構造 などがある。用いられる膜材には,PTFE 膜材料,ETFE 膜材料 あるいは,塩化ビニール樹脂膜材料などがある。これらの構造 の設計において国内では膜構造の技術基準[1],また,米国で は張力膜構造設計指針[2],あるいは,空気膜構造設計指針[3] などが用いられる。

骨組膜構造の鋼構造等の設計では荷重抵抗係数法(LRFD) が使用されることが多い。骨組膜構造の鋼構造の設計に LRFD [4, 5, 6, 7]が適用される場合にあっては膜部分についても LRFD の適用が望まれる。しかしながら、現状は膜部分の信頼 性解析の研究の蓄積が少なく、また、許応力度度設計との関連 性も十分には検討されていない。そこで本稿では PTFE 膜材料 を使用する骨組膜構造の LRFD の開発を目指すに当たり必要と なる信頼性解析の方法についてその基本式の展開を試みる。 筆者の文献調査によれば、この試みに先行する研究は無い。し たがって、ここで述べる展開は確立されたものでなく、今後の研 究により新しい方法につくり替える必要があることを断っておく。

信頼性解析に必要となる非線形構造解析の多くは既往の方 法と類似であるが,形状解析,荷重に対する膜部分の構造解析 等の基本は,信頼性解析の展開に必要となるので重複をいとわ す記述する。

具体的に膜応力の破断等の信頼性解析を実施するには,膜応力に影響する種々のパラメータの統計量(平均値,変動係数, 確率密度分布)が必要である。これらの統計量は,信頼性解析 ができるほどには現状では十分蓄積されていないと想像される が、本定式化では与えられていると想定する。また、実際に計算 するには多くの未解決の問題に直面するが、今後、これらの問 題も順次解決されるものとして計算方法を解説する。

2. 要素座標系,初期張力,変位,ひずみ,応力の定義 座標系 図 1 のように要素座標系を(x_e, y_e, z_e)とし三角形要素 の底辺 BC を x_eとする。材料特性に方向性のある PTFE 膜材料 を対象とするため, z_eを半時計回りに角αを回転させた方向をタ テ糸方向 x とする。ヨコ糸方向は y とし, x-y 平面に直交する方向 を z 軸とする。(x, y, z)をタテ糸・ヨコ糸座標系とする。

要素 式の簡単化のため平面3角形定ひずみ要素を用いる。



図1 平面3角形要素:要素座標系(x, y, z)

初期張力 無外力の下で初期張力が作用し、変位がゼロの状態でつり合いにある状態を想定する。このときの形状を初期曲面(初期形状)、また、膜応力を初期張力[注1、付録 A]とする。タ

テ糸とヨコ糸方向の初期張力(単位長さ当たり)を*S_{I(i)}とS_{II(i)}と*し, 初期せん断力を *T*(*i*)とする。この初期張力は, 骨組膜構造で あれば外周の構造材に膜を定着する際に導入される応力[付録 A, D]を指す。なお, 膜の設計では初期に導入されるせん断力 は無いとされるが, 解析法に一般性を持たせるため, ここではこ れを考慮する。したがって解析の初期値として以下の式を設定 する。

$$\begin{cases} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau \end{cases} = \begin{cases} S_{I(i)} \\ S_{II(i)} \\ T_{(i)} \end{cases}$$
 (1)

なお,後述の信頼性解析に関する項では,初期張力の公称 値,つまり設計張力を $S_{I(i)(n)}$, $S_{II(i)(n)}$, $T_{(i)(n)}$ で表す。

変位 x, y, z 軸方向の変位を, それぞれ, u, v, wとする。 タテ糸・ヨコ糸座標系のひずみと応力 変位 u, v, w を用い てタテ・ヨコ糸座標系で定めるひずみを以下のように仮定する [付録 B-1]。

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x}\right)^2 \tag{2-1}$$

$$\varepsilon_{y} = \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial y}\right)^{2}$$
(2-2)

$$\gamma = \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial w}{\partial y}$$
(2-3)

ここで, ε_x , ε_y , γ は, タテ糸方向の伸びひずみ, ヨコ糸方向の伸びひずみ, せん断ひずみである。

変位がu, v, wから $u + \Delta u, v + \Delta v, w + \Delta w$ に増加すると 増分ひずみ $\Delta \varepsilon_x \Delta \varepsilon_y, \Delta \gamma$ が生ずる。これを次式で定める。

$$\Delta \varepsilon_x = \frac{\partial \Delta u}{\partial x} + (\frac{\partial w}{\partial x})(\frac{\partial \Delta w}{\partial x}) + \frac{1}{2}(\frac{\partial \Delta w}{\partial x})(\frac{\partial \Delta w}{\partial x})$$
(3-1)

$$\Delta \varepsilon_{y} = \frac{\partial \Delta v}{\partial y} + (\frac{\partial w}{\partial y})(\frac{\partial \Delta w}{\partial y}) + \frac{1}{2}(\frac{\partial \Delta w}{\partial y})(\frac{\partial \Delta w}{\partial y})$$
(3-2)

$$\Delta \gamma = \frac{\partial \Delta v}{\partial x} + \frac{\partial \Delta u}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial \Delta w}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial y} \frac{\partial \Delta w}{\partial x} + \frac{\partial \Delta w}{\partial x} \frac{\partial \Delta w}{\partial y} \qquad (3-3)$$

この増分ひずみは、増分変位の高次項、つまり、式(3-1)右辺第 3項、式(3-2)右辺第3項および式(3-3)右辺第5項を含んでいる。 式(2)のひずみに関して線形化部分のひずみを次式 $\Delta \varepsilon_x^{\ell}$, $\Delta \varepsilon_y^{\ell}$, $\Delta \gamma^{\ell}$ で定義する。

$$\Delta \varepsilon_x^{\ \ell} = \frac{\partial \Delta u}{\partial x} + \left(\frac{\partial w}{\partial x}\right) \left(\frac{\partial \Delta w}{\partial x}\right)$$
(4-1)

$$\Delta \varepsilon_{y}^{\ell} = \frac{\partial \Delta v}{\partial y} + (\frac{\partial w}{\partial y})(\frac{\partial \Delta w}{\partial y})$$
(4-2)

$$\Delta \gamma^{\ell} = \frac{\partial \Delta v}{\partial x} + \frac{\partial \Delta u}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial \Delta w}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial y} \frac{\partial \Delta w}{\partial x}$$
(4-3)

ひずみの非線形の高次項 $\Delta \varepsilon_x^n$, $\Delta \varepsilon_v^n$, $\Delta \gamma^n$ を次式で表す。

$$\Delta \varepsilon_x^{\ n} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \Delta w}{\partial x} \right) \left(\frac{\partial \Delta w}{\partial x} \right)$$
(5-1)

$$\Delta \mathcal{E}_{y}^{\ n} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \Delta w}{\partial y} \right) \left(\frac{\partial \Delta w}{\partial y} \right)$$
(5-2)

$$\Delta \gamma^n = \frac{\partial \Delta w}{\partial x} \frac{\partial \Delta w}{\partial y} \tag{5-3}$$

各節点3自由度の平面3角形要素を適用すると、線形化された 増分ひずみは、次式のように3節点の増分変位 $\Delta u_A, \Delta v_A, \Delta w_A, \Delta u_B, \Delta v_B, \Delta w_B, \Delta u_C, \Delta v_C, \Delta w_C, および w_A, w_B, w_C を用い$ て次のように表される。

$$\begin{cases} \Delta \varepsilon_{x}^{\ell} \\ \Delta \varepsilon_{y}^{\ell} \\ \Delta \gamma^{\ell} \end{cases} = \left[B(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right] \{\Delta d\}$$
(6-1)

ただし,

$$\{\Delta d\}^{\mathbb{T}} = \{\Delta u_A, \Delta v_A, \Delta w_A, \Delta u_B, \Delta v_B, \Delta w_B, \Delta u_C, \Delta v_C, \Delta w_C\}$$
(6-2)

一方, 非線形増分ひずみは, 次式のように 3 節点の増分変位 ($\Delta u_A, \Delta v_A, \Delta w_A$), (w_B , w_B , w_B)および, 変位(w_c , w_c , w_c)を用いて, 次のように表される。

$$\Delta \varepsilon_x^{\ n} = \frac{1}{2} \left\{ \Delta d \right\}^T \left[C_{XX}(w_A, w_B, w_C) \right] \left\{ \Delta d \right\}$$
(6-3)

$$\Delta \varepsilon_{y}^{n} = \frac{1}{2} \{\Delta d\}^{T} \left[C_{YY}(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right] \{\Delta d\}$$
(6-4)

$$\Delta \gamma^{n} = \left\{ \Delta d \right\}^{I} \left[C_{XY}(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right] \left\{ \Delta d \right\}$$
(6-5)

なお、マトリックス[B]は 3x9 要素の矩形マトリックスであり、 [$C_{XX}(w_A, w_B, w_c)$]等は 9x9 要素の正方マトリックスであり、そ の詳細は付録 B-2 に示す。

応力 ひずみが ε_x , ε_y , γ の時点の応力(単位長さ当たり)を σ_x , σ_y , τ とする。増分ひずみ $\Delta \varepsilon_x$, $\Delta \varepsilon_y$, $\Delta \gamma$ によって増加 する応力(増分応力) $\Delta \sigma_x$, $\Delta \sigma_y$, $\Delta \tau$ は, 次式で与えられる。 ただし, 弾性あるいは増分剛性係数マトリックス [E_m] は, 膜の 特性[付録 C, 1, 8, 9, 10, 11, 12, 13]を考慮して定める。

$$\begin{cases} \Delta \sigma_x \\ \Delta \sigma_y \\ \Delta \tau \end{cases} = \begin{bmatrix} E_m \end{bmatrix} \begin{cases} \Delta \varepsilon_x \\ \Delta \varepsilon_y \\ \Delta \gamma \end{cases}$$
 (7)

なお、後述するように、無荷重状態における形状を定める(形状 解析[14]する)場合、また、荷重が作用した場合の応力・変位を 求める場合には、それぞれ適切な増分剛性係数マトリックス $[E_m]$ を採用する必要がある。増分ひずみが求まった時点でひ ずみ ε_x 、 ε_y 、 γ に対応する応力(単位長さ当たり) σ_x 、 σ_y 、 τ に増分応力を加えることで、増分後の応力を次式で計算する。

$$\begin{cases} \sigma_{x} + \Delta \sigma_{x} \\ \sigma_{y} + \Delta \sigma_{y} \\ \tau + \Delta \tau \end{cases} = \begin{cases} \sigma_{x} \\ \sigma_{y} \\ \tau \end{cases} + \begin{bmatrix} E_{m} \end{bmatrix} \begin{cases} \Delta \varepsilon_{x} \\ \Delta \varepsilon_{y} \\ \Delta \gamma \end{cases}$$
(8)

3. タテ糸・ヨコ糸座標系と要素座標系の座標変換

構造解析では、構造全体に共通する全体座標系が設定される。したがって、図2に示すように、タテ糸・ヨコ糸座標系、要素 座標系に加え、構造共通の全体座標系(X, Y, Z)を用いる。

膜要素 ABC の各節点の全体座標系での位置を(XA, YA, ZA),

(X_B, Y_B, Z_B), (X_C, Y_C, Z_C)とする。 座標系間の関係を次式で設定する。

$$\begin{cases} x \\ y \\ z \end{cases} = \begin{bmatrix} R_{-ele}^{m} \end{bmatrix} \begin{cases} x_{e} \\ y_{e} \\ z_{e} \end{cases}, \begin{cases} x_{e} \\ y_{e} \\ z_{e} \end{cases} = \begin{bmatrix} R_{-glob}^{ele} \end{bmatrix} \begin{cases} X \\ Y \\ Z \end{cases}$$
(9-1, 2)



図2 平面3角形要素:全体座標系(X, Y, Z)

ここで、 $\begin{bmatrix} R^m_{-ele} \end{bmatrix}$ と $\begin{bmatrix} R^{ele}_{-glob} \end{bmatrix}$ は、各座標間に関する回転マトリックスである。

回転マトリックスを用いると、タテ糸・ヨコ糸座標系の変位、要素座標系の変位、全体座標系の変位には次の関係が得られる。

$$\begin{cases} u \\ v \\ w \end{cases} = \begin{bmatrix} R^{m}_{-ele} \end{bmatrix} \begin{cases} u_{e} \\ v_{e} \\ w_{e} \end{cases}, \quad \begin{cases} \Delta u \\ \Delta v \\ \Delta w \end{cases} = \begin{bmatrix} R^{m}_{-ele} \end{bmatrix} \begin{cases} \Delta u_{e} \\ \Delta v_{e} \\ \Delta w_{e} \end{cases}$$
(10-1)

$$\begin{cases} u_e \\ v_e \\ w_e \end{cases} = \begin{bmatrix} R_{-glob}^{ele} \end{bmatrix} \begin{cases} U \\ V \\ W \end{cases}, \quad \begin{cases} \Delta u_e \\ \Delta v_e \\ \Delta w_e \end{cases} = \begin{bmatrix} R_{-glob}^{ele} \end{bmatrix} \begin{cases} \Delta U \\ \Delta V \\ \Delta W \end{cases}$$
(10-2)

したがって次式が得られる。

$$\begin{cases} \Delta u \\ \Delta v \\ \Delta w \end{cases} = \begin{bmatrix} R^m_{-ele} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} R^{ele}_{-glob} \end{bmatrix} \begin{cases} \Delta U \\ \Delta V \\ \Delta W \end{cases} = \begin{bmatrix} R^m_{-glob} \end{bmatrix} \begin{cases} \Delta U \\ \Delta V \\ \Delta W \end{cases}$$
(10-3)

ここに,

$$\begin{bmatrix} R^m_{-glob} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R^m_{-ele} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} R^{ele}_{-glob} \end{bmatrix}$$
(10-4)

4. 増分形式の釣合式の誘導と FEM 解

4.1 構造全体の釣合

構造全体がつりあっている場合,仮想仕事の原理[18]から次式(11)の増分ポテンシャルエネルギーΔUが停留するので,次式から釣合式を定式化する。

$$\delta(\Delta U) = 0 \tag{11}$$

ここで,式(1)による初期張力が妥当な方法で決定されているものとする[付録A]。また, p, p, t, 全体座標系における 膜表面に作用する外力とする。なお,式(12)では,増分変位の3 次以上の項は無視できるものとして省略してある。また,Σは, すべての要素の総和を意味するものとする。ただし,無変位状 態では,応力は式(1)で定める。



4.2 FEMによる解

式(11)を FEM 解析で解けば増分変位が求まる。荷重を順次 増加させて設計荷重に対する変位と、この変位に対応する応力 を求める。

式(12)をさらに具体的に展開する。

$$\Delta U = \frac{1}{2} \sum_{ele} \iint \begin{cases} \Delta \varepsilon_{x}^{\ell} \\ \Delta \varepsilon_{y}^{\ell} \\ \Delta \gamma^{\ell} \end{cases}^{T} [E_{m}] \begin{cases} \Delta \varepsilon_{x}^{\ell} \\ \Delta \varepsilon_{y}^{\ell} \\ \Delta \gamma^{\ell} \end{cases}^{T} dx dy$$

$$+ \sum_{ele} \iint \begin{cases} \Delta \varepsilon_{x}^{n} \\ \Delta \varepsilon_{y}^{n} \\ \Delta \gamma^{n} \end{cases}^{T} \begin{cases} \sigma_{x} \\ \sigma_{y} \\ \tau \end{cases}^{T} dx dy$$

$$+ \sum_{ele} \iint \begin{cases} \Delta \varepsilon_{x}^{\ell} \\ \Delta \varepsilon_{y}^{\ell} \\ \Delta \gamma^{\ell} \end{cases}^{T} \begin{cases} \sigma_{x} \\ \sigma_{y} \\ \tau \end{cases}^{T} dx dy$$

$$- \sum_{ele} \iint \begin{cases} \Delta U \\ \Delta V \\ \Delta W \end{cases}^{T} \begin{cases} p_{x} \\ p_{y} \\ p_{z} \end{cases}^{T} dx dy$$
(13)

ここで,式の簡便化のため,タテ糸・ヨコ糸座標系と全体座標系の3角形要素の増分変位をあらためて

 $\left\{ \Delta u_A, \Delta v_A, \Delta w_A, \Delta u_B, \Delta v_B, \Delta w_B, \Delta u_C, \Delta v_C, \Delta w_C \right\}^T = \left\{ \Delta d_{ele} \right\}^T$ $\left\{ \Delta U_A, \Delta V_A, \Delta W_A, \Delta U_B, \Delta V_B, \Delta W_B, \Delta U_C, \Delta V_C, \Delta W_C \right\}^T = \left\{ \Delta D_{ele} \right\}^T$ (14-1, 2)

$$\begin{split} & \begin{array}{l} \begin{array}{c} \mathcal{L} \neq \mathcal{T} \mathcal{Z}_{o} \\ & \begin{array}{c} \mathcal{L} \mathcal{T} \mathcal{T} \mathcal{T}^{S} \mathcal{T} \mathcal{T}, \\ & \left\{ \Delta \mathcal{E}_{x}^{\ell} \\ \Delta \mathcal{E}_{y}^{\ell} \end{array} \right\} = \left[B(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right] \left\{ \Delta d_{ele} \right\}^{T} \\ & = \left[B(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right] \left\{ \begin{bmatrix} R_{-glob}^{m} \end{bmatrix} & 0 & 0 \\ 0 & \left[R_{-glob}^{m} \right] & 0 \\ 0 & 0 & \left[R_{-glob}^{m} \right] \right\} \left\{ \Delta D_{ele} \right\} \\ & = \left[B(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right] \left[R_{glob} \right] \left\{ \Delta D_{ele} \right\} \end{split}$$

$$(15-1)$$

$$\Delta \varepsilon_{x}^{n} = \frac{1}{2} \left\{ \Delta d_{ele} \right\}^{T} \left[\mathbf{C}_{\mathbf{X}\mathbf{X}} \left(w_{A}, w_{B}, w_{C} \right) \right] \left\{ \Delta d_{ele} \right\}$$
$$= \frac{1}{2} \left\{ \Delta D_{ele} \right\}^{T} \left[\mathbf{R}_{-glob}^{m} \right]^{T} \left[\mathbf{C}_{\mathbf{X}\mathbf{X}} \left(w_{A}, w_{B}, w_{C} \right) \right] \left[\mathbf{R}_{-glob}^{m} \right] \left\{ \Delta D_{ele} \right\}$$
(15-2)

$$\Delta \varepsilon_{y}^{n} = \frac{1}{2} \{\Delta d_{ele}\}^{T} [C_{YY}(w_{A}, w_{B}, w_{C})] \{\Delta d_{ele}\}$$
$$= \frac{1}{2} \{\Delta D_{ele}\}^{T} [R^{m}_{-glob}]^{T} [C_{YY}(w_{A}, w_{B}, w_{C})] [R^{m}_{-glob}] \{\Delta D_{ele}\}$$
(15-3)

$$\Delta \gamma^{n} = \frac{\partial \Delta w}{\partial x} \frac{\partial \Delta w}{\partial y} = \left\{ \Delta d_{ele} \right\}^{T} \left[\mathbf{C}_{XY}(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right] \left\{ \Delta d_{ele} \right\}$$
$$= \left\{ \Delta D_{ele} \right\}^{T} \left[\mathbf{R}_{-glob}^{m} \right]^{T} \left[\mathbf{C}_{XY}(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right] \left[\mathbf{R}_{-glob}^{m} \right] \left\{ \Delta D_{ele} \right\}$$
(15-4)

と書き改める。ただし、

$$\begin{bmatrix} R_{glob} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \begin{bmatrix} R_{-glob}^{m} \end{bmatrix} & 0 & 0 \\ 0 & \begin{bmatrix} R_{-glob}^{m} \end{bmatrix} & 0 \\ 0 & 0 & \begin{bmatrix} R_{-glob}^{m} \end{bmatrix} \end{bmatrix}$$
(16)

式(13)では増分ポテンシャルエネルギー ΔU において,ひず みエネルギー増分がタテ糸・ヨコ糸座標系で記述されているの で,これを全体座標系の増分変位で表示し,式(13)を式(17)と表 わす。

膜構造を構成するすべての3角形要素を考慮し、δΔU=0から得られる方程式は略式で次のように表わす。

$$\sum_{ele} \left\{ \left[K_{ele} \right] + \left[K_{ele-ini} \right] \right\} \left\{ \Delta D_{ele} \right\} = \left\{ P_{EXT} \right\} - \sum_{ele} \left\{ R_{ele-ini} \right\} \quad (18)$$

なお、 {*P_{EXT}*}は、式(17)の外力項 *p_x*, *p_y*, *p_z*から計算される全体座標系の等価外力である。

 $[K_{ele}]$ は、増分剛性による剛性マトリックスである。 $[K_{ele-ini}]$ は、初期張力による幾何非線形効果による幾何剛性マトリックスであり、膜の張力による剛性の増加を表わし、膜構造の抵抗機構の中でこの項が重要な働きをする。 $\{R_{ele-ini}\}$ は膜応力による等価節点内力(外力に対する抵抗成分)であり、式(17-1)の

$$\Delta U = \frac{1}{2} \sum_{ele} \left\{ \Delta D_{ele} \right\}^{T} \left[R_{glob} \right]^{T} \cdot \iint \left[B(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right]^{T} \left[E_{m} \right] \left[B(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right] dx dy \cdot \left[R_{glob} \right] \left\{ \Delta D_{ele} \right\}$$

$$+ \frac{1}{2} \sum_{ele} \left\{ \Delta D_{ele} \right\}^{T} \left[R_{glob} \right]^{T} \cdot \iint \left[(\sigma_{x}) \cdot \left[C_{xx} (w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right] + (\sigma_{y}) \cdot \left[C_{yy} (w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right] \right]$$

$$+ 2(\tau) \cdot \left[C_{xy} (w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right] dx dy \cdot \left[R_{glob} \right] \left\{ \Delta D_{ele} \right\}$$

$$- \left\langle \sum_{ele} \iint \left\{ \begin{array}{c} \Delta U \\ \Delta V \\ \Delta W \end{array} \right\}^{T} \left\{ \begin{array}{c} p_{x} \\ p_{y} \\ p_{z} \end{array} \right\} dx dy - \sum_{ele} \left\{ \Delta D_{ele} \right\}^{T} \left[R_{glob} \right]^{T} \cdot \iint \left[B(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right] \left\{ \begin{array}{c} \sigma_{x} \\ \sigma_{y} \\ \tau \end{array} \right\} dx dy \right\rangle$$

$$(17-1)$$

なお,

$$\begin{bmatrix} K_{ele} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{glob} \end{bmatrix}^T \cdot \iint \begin{bmatrix} B(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}^T \begin{bmatrix} E_m \end{bmatrix} \begin{bmatrix} B(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix} dx dy \cdot \begin{bmatrix} R_{glob} \end{bmatrix}$$
(17-2)

$$\begin{bmatrix} K_{ele-ini} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{glob} \end{bmatrix}^{I} \cdot \iiint \begin{bmatrix} (\sigma_{x}) \cdot [C_{XX}(w_{A}, w_{B}, w_{C})] + (\sigma_{y}) \cdot [C_{YY}(w_{A}, w_{B}, w_{C})] \\ + (\tau) [C_{XY}(w_{A}, w_{B}, w_{C}) + C_{YX}(w_{A}, w_{B}, w_{C})] \end{bmatrix} dx dy \cdot \begin{bmatrix} R_{glob} \end{bmatrix}$$
(17-3)

$$\left\{R_{ele-ini}\right\} = \left[R_{glob}\right]^{T} \iint \left[B(w_{A}, w_{B}, w_{C})\right] \left\{\begin{matrix}\sigma_{x}\\\sigma_{y}\\\tau\end{matrix}\right\} dx dy$$
(17-4)

〈 〉で示される第3項は、非線形解析では外力成分に対する 不つり合い成分として扱われる。第3項の値が十分に小さけれ ば解が得られたこととなる。

増分ポテンシャルエネルギーの停留条件式(17)から、つまり、 式(18)から増分変位 $\{\Delta D_{ele}\}$ が求まる。増分変位前の全体座標 系の三角形要素の変位を $\{D_{ele}\}$ とすれは、増分後の新しい変 位 $\{D_{ele}\}_{NEW}$ は、次式で得られる。

$$\left\{D_{ele}\right\}_{NEW} = \left\{D_{ele}\right\} + \left\{\Delta D_{ele}\right\}$$
(19-1)

全体座標系の変位を式(10-3)で座標変換すれば、タテ糸・ヨコ 糸座標系の変位が得られる。

$$\left\{d_{ele}\right\}_{NFW} = \left\{d_{ele}\right\} + \left\{\Delta d_{ele}\right\} \tag{19-2}$$

得られたタテ糸・ヨコ糸座標系の増分変位 $\{\Delta d_{ele}\}$ を式(15-1)に 代入すれば、タテ糸・ヨコ糸座標系の線形増分ひずみ $\{\Delta \varepsilon_x^{\ell}, \Delta \varepsilon_y^{\ell}, \Delta \gamma^{\ell}\}$, また、式(15-2)に代入すれば非線形増分ひ ずみ $\{\Delta \varepsilon_x^{n}, \Delta \varepsilon_y^{n}, \Delta \gamma^{n}\}$ が得られる。タテ糸・ヨコ糸座標系の線 形増分ひずみ $\{\Delta \varepsilon_x^{\ell}, \Delta \varepsilon_y^{\ell}, \Delta \gamma^{\ell}\}$ を次式

$$\begin{cases} \sigma_{x} \\ \sigma_{y} \\ \tau \end{cases}_{\text{NEW}} = \begin{bmatrix} E_{m} \end{bmatrix} \begin{cases} \Delta \varepsilon_{x}^{\ell} \\ \Delta \varepsilon_{y}^{\ell} \\ \Delta \gamma^{\ell} \end{cases} + \begin{cases} \sigma_{x} \\ \sigma_{y} \\ \tau \end{cases}$$
(20)

に代入すれば、増分後の要素の応力が得られる。あるいは、織 格子モデルに類する構成方程式[付録B, 10, 11, 12, 13]を用い る場合には、ひずみの履歴を考慮して { $\Delta \varepsilon_x^{\ \ell}, \Delta \varepsilon_y^{\ \ell}, \Delta \gamma^{\ell}$ } と { $\Delta \varepsilon_x^{\ r}, \Delta \varepsilon_y^{\ r}, \Delta \gamma^{r}$ }から増分後の応力を求める。

骨組膜構造は一般に鋼等の骨組構造と膜構造の複合構造で あり、構造解析では式(18)に骨組の剛性マトリックス等を考慮す るとともに節点の3個の回転を考慮して拡張した方程式として扱 う必要がある。骨組構造汎用解析パッケージでは膜要素と骨組 を合わせて考慮できる機能が開発されており、膜の構造解析は これらの開発された汎用パッケージを使用することが多い。

4.3 高精度 FEM 要素

膜構造解析に用いる FEM 要素には、種々なものがある。面内 応力のみを対象とするものには、1) 先に説明した「定ひずみ三 角形平面要素」[8,14],2) 「6節点アイソパラメトリック平面要素」, 3) 「6節点アイソパラメトリック曲面要素」,4)「低次アイソパラメトリ ック四辺形曲面要素」[15,16],5)「8節点アイソパラメトリック平 面要素」,6)「8 節点アイソパラメトリック曲面要素」[17]などがある。これらは板としての曲げモーメントを考慮しない要素である。 一方,面内応力とともに板の曲げを考慮するものもあるが,膜の 座屈等を解析対象とする場合以外には、特に、曲げモーメント を考慮する必要は殆ど無い。



図4 分割数による応力の精度の確認

実務設計では、膜部分については、面内応力を対象とする FEM 要素で十分である。ただし、「定ひずみ三角形平面要素」 で解析する場合、応力の解析精度を確保するには、膜部分を比 較的多くの要素で分割する必要がある。解析に当たり分割数の 異なる FEM 解析を実施し精度を前もって確認しておく配慮がい る。8節点アイソパラメトリック要素では比較的少ない要素で応力 の精度が確保できるが、この場合にあっても要素分割の違いに よる精度を確認する配慮が必要である。ただし、応力集中[付録 H]が想定される膜部分では、「定ひずみ三角形平面要素」は無 論、アイソパラメトリック要素であっても小さな要素で分割する必 要がある。精度の確認のためには、ヨコ軸に要素数 Neteの逆数、 タテ軸に応力のを描くと精度の判断が容易となる。応力が要素数 により変化する様子を分析し、適切な分割数を採用する。

なお, FEM 要素に関する基礎的解説として文献[18]がある。

5. 形状解析

5.1 近似的な形状解析

前述のように外荷重の作用しない状態(無荷重状態)で初期張 力だけを作用させた場合の膜の形状を求めることを形状解析と いう。 膜構造の特徴は、前述のように導入される張力で外力に 抵抗するところにある。 したがって、外荷重が作用する前に必要 なだけの張力を膜に作用させ、安定した形状を作る必要がある。 この形状は張力(タテとヨコ方向の応力)の比により変化する。 一般には、 膜は膜周辺の鋼などの構造部材で支持あるいは固

$$\Delta U = \frac{1}{2} \sum_{ele} \left\{ \Delta D_{ele} \right\}^{T} \left[R_{glob} \right]^{T} \cdot \iint \left[B(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right]^{T} \left[E_{m} \right] \left[B(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right] dx dy \cdot \left[R_{glob} \right] \left\{ \Delta D_{ele} \right\}$$

$$+ \frac{1}{2} \sum_{ele} \left\{ \Delta D_{ele} \right\}^{T} \left[R_{glob} \right]^{T} \cdot \iint \left[S_{I(i)} \cdot \left[C_{XX} (w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right] + S_{II(i)} \cdot \left[C_{YY} (w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right] \right]$$

$$+ 2T_{(i)} \cdot \left[C_{XY} (w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right] dx dy \cdot \left[R_{glob} \right] \left\{ \Delta D_{ele} \right\}$$

$$- \left\langle - \sum_{ele} \left\{ \Delta D_{ele} \right\}^{T} \left[R_{glob} \right]^{T} \cdot \iint \left[B(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \right] \left\{ S_{II(i)} \atop T_{(i)} \right\} dx dy \right\rangle$$

$$(21-1)$$

定する。したがって、導入張力と周辺の構造との相互作用を考慮して形状を求める必要がある。膜の形状解析法については、 文献[14, 15, 17, 19, 20, 21, 22, 23]がある。

形状解析も、前章と同様に式(17-1)が停留する条件から求める。ただし、外力 p_x , p_y , p_z はゼロとし、初期張力 $S_{I0(n)}$, $S_{II0(n)}$, $T_{0(n)}$ は設計者が与える。式(21-2)は、全体座標系の増分剛性マトリックスである。式(21-3)は、初期張力による幾何非線形効果による幾何剛性マトリックスであり、膜の張力による剛性の増加を表し、膜構造の抵抗機構の中でこの項が重要な働きをする。式(21-4)は膜の応力による外力に対する等価節点内力(抵抗成分)である。

$$\begin{bmatrix} K_{ele} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_{glob} \end{bmatrix}^{T} \cdot \iint \begin{bmatrix} B(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \end{bmatrix}^{T} \begin{bmatrix} E_{m} \end{bmatrix}$$
(21-2)
$$\cdot \begin{bmatrix} B(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \end{bmatrix} dx dy \cdot \begin{bmatrix} R_{glob} \end{bmatrix}$$
(21-3)
$$+ S_{II(i)} \cdot \begin{bmatrix} C_{YY}(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \end{bmatrix} + T_{(i)} \cdot \begin{bmatrix} C_{XY}(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \end{bmatrix}$$
$$+ C_{YX}(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \end{bmatrix} dx dy \cdot \begin{bmatrix} R_{glob} \end{bmatrix}$$
(21-3)
$$+ C_{YX}(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \end{bmatrix} dx dy \cdot \begin{bmatrix} R_{glob} \end{bmatrix}$$
$$\{ R_{ele-ini} \} = \begin{bmatrix} R_{glob} \end{bmatrix}^{T} \iint \begin{bmatrix} B(w_{A}, w_{B}, w_{C}) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_{I(i)} \\ S_{II(i)} \\ T_{(i)} \end{bmatrix} dx dy$$
(21-4)

式(21-1)の $\delta\Delta U = 0$ から得られる方程式を略式に表示すると次式となる。

$$\sum_{ele} \left\{ \left[K_{ele} \right] + \left[K_{ele-ini} \right] \right\} \left\{ \Delta D_{ele} \right\} = -\sum_{ele} \left\{ R_{ele-ini} \right\}$$
(22)

式(22)の解から、三角形要素の全体座標系の増分変位(ΔU_A 、 ΔV_A 、 ΔW_A)、(ΔU_B 、 ΔV_B 、 ΔW_B)、(ΔU_C 、 ΔV_C 、 ΔW_C)を求め、 元の座標(X_A 、 Y_A 、 Z_A)、(X_B 、 Y_B 、 Z_B)、(X_C 、 Y_C 、 Z_C)に加え、 新しい節点座標を定める。

$$\begin{split} X_{i(NEW)} &= X_i + \Delta U_i \\ Y_{i(NEW)} &= Y_i + \Delta V_i \qquad ; \qquad i = A, B, C \end{split} \tag{23} \\ Z_{i(NEW)} &= Z_i + \Delta W_i \end{split}$$

ここで求めた新しい節点座標を用いて、式(10)の $\begin{bmatrix} R_{-ele}^{m} \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} R_{-glob}^{ele} \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} R_{glob}^{m} \end{bmatrix}$ および $\begin{bmatrix} R_{glob} \end{bmatrix}$, さらに、式(15)の $\begin{bmatrix} B(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{XX}(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{YY}(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{XX}(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{YX}(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{XX}(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{YY}(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{XX}(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{YX}(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{YY}(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{XX}(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{YX}(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{XX}(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{YY}(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{XX}(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{YY}(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{XX}(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{YY}(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{XX}(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{XX}(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$, $\begin{bmatrix} C_{YY}(w_A, w_B,$

5.2 等張力曲面の初期張力と形状解析

初期張力 膜面のあらゆる点でタテ糸とヨコ糸方向の張力が等 しく指定された初期張力($S_{I(i)(n)} = S_{II(i)(n)}$)となる曲面を求める方 法が一般的である。一般には、要素には初期せん断力は考慮し ない、つまり、 $T_{0}=0$ とする。5.1 節の方法を用いれば、近似的に 等張力曲面が求められる。より精密な解法は、文献[15, 17, 19, 20, 21, 22, 23]などを参照されたい。

膜施工に伴う初期張力と経年による初期張力の変化実際の 設計では多くは等張力の初期張力を想定する。その際,膜の材 料特性(応力・ひずみ関係および応力緩和・クリープ特性)[24]を 考慮して等張力曲面に整合するように膜の裁断形状(裁断図)を 作成し,その裁断図に基づき膜材料を切り出し,平面状の膜材 料から複数の裁断パーツ[24,25,26,27,28,29,30,31]を作 成する。複数の裁断パネルの外周どうしを接合することで一枚 の大きな膜パネルを製作する。その後,その膜パネルを骨組構 造の支持部材に定着するための膜施工が行われる。膜施工後 の膜張力が実際に生ずる初期張力である。

膜施工後の膜面に等張力を実現するためには十分に小さな 裁断パーツを用いて膜パネルを製作し現場膜施工することが必 要である。しかしながら、現状の膜の裁断は、解析に使用したよ うな十分に小さな裁断パネルが実際に接合されるわけでない。 経済的で工学的に許容される大きさの裁断パーツが接合される ので、材料のクリープ、リラクゼーション、また、現実の展張・定 着の膜施工時の各種の要因により、厳密には等張力曲面とはな らない。つまり、設計で想定する等張力からずれた初期張力と なり、また、結果として膜構造内のそれぞれの要素には異なる 初期張力が導入される[24, 25, 26, 27, 28, 29, 30, 31]。現状の 設計では、このずれは安全率で考慮している。

膜施工後の各要素内の初期張力の大きさに関する実験に基づく研究[付録 D]は比較的少なく,信頼性解析を想定した基礎データに関する研究もない。数値解析による研究[28, 29, 30, 31]によれば設計初期張力の0.3~2.5倍,研究[25, 27]によれば設計初期張力の0.3~2.5倍,研究[25, 27]によれば設計初期張力の0.0~2.4倍程度の結果であり,また実験[24,付録 D-1]によれば,設計初期張力の0.74,文献[34]によれば12年後の膜張力の経年変化で減少(導入張力の約0.5)するとともに、膜内での変動係数が0.50と報告されている。いずれも経年変化で張力が低減し膜内部では等張力ではなく不均等で相当に大きな変動が現れている。信頼性設計のためには膜内のそれぞれの位置における導入張力の平均値、変動係数,確率分布の計測・蓄積が必要であり,このためには、膜材の塑性,クリープ,リラクゼーションの長期予測理論[8, 24, 32, 33]の構築,また、計測に便利な張力計[35, 36]の開発が必要である。

5.3 非等張力曲面の形状解析

膜施工後に時間が十分経過した時点で,膜面に皴[8,16,27] がみられる状況は非等張力の典型である。タテ糸方向とヨコ糸 方向に導入する初期張力が異なる場合の形状解析には多くの 問題がある。等張力の場合と同様の問題に加え,以下の課題が ある。

膜施工時のひずみの定量的把握,また,ひずみを応力に換

算できる弾性定数の定量的同定が必要となる。比較的短時間(1 日程度)の展張・定着作業で張力が導入されるが, 張力導入後 のリラクゼーションあるいはクリープによりタテ糸とヨコ糸の応力 比, また応力も変化する。この変化は、タテ糸とヨコ糸方向では 異なるので, 膜構造の信頼解析で必要となる膜施工後の導入張 力の平均値, 変動係数の値, また, 確率分布には, 研究は十分 でなく未知な問題が多い。

6. 外荷重時の骨組構造と膜構造の応力解析

6.1 公称値による構造解析

設計では,基本的には公称値を用いて挙動を分析する。6.2 ~6.4 節の解析では,構造の特性,荷重はすべて公称値で計算 するものとする。ただし,初期張力は一様でないとする。

6.2 初期張力,外荷重

式(18)を用いれば、外荷重に対する膜応力が求められる。こ の場合、膜の応力・ひずみ関係式として、織格子モデルのような ひずみ履歴を考慮できる構成方程式[付録 C, 10, 12, 13, 37, 38, 39]の適用が望ましいが、実務設計の視点からは、応力・ひ ずみ関係式は線形と仮定し直交異方性仮定に基づく式(26)に拠 ることとなろう。式(26)の場合には PTFE 膜材料に対して弾性定 数マトリックス[Em]を適切に設定する必要がある。工学的には、 膜構造協会の技術基準[1]を使用することとなる。なお、式(18)の 適用にあたり骨組構造も合わせて解析する。

式(18)で解析するにあたり、初期張力は、2章あるいは4.1節 で説明したように、外荷重の作用する前に公称値膜応力 $S_{I(i)(n)}$ 、 $S_{II(i)(n)}$ 、 $T_{(i)(n)}$ が作用しているのもとする。また、荷重マトリック スは、次式のように設計に用いる固定荷重 $\{P_{D0}\}$ 、雪荷重 $\{P_{S0}\}$ 、 風荷重 $\{P_{W0}\}$ に分解する。なお、雨荷重は雪荷重に考慮されて いるものとする。

$$\left\{P_{EXT(n)}\right\} = \tilde{\gamma}_{\mathrm{D}}\left\{P_{D0(n)}\right\} + \tilde{\gamma}_{\mathrm{S}}\left\{P_{S0(n)}\right\} + \tilde{\gamma}_{\mathrm{W}}\left\{P_{W0(n)}\right\}$$
(25)

 $\{P_{D0(n)}\}, \{P_{S0(n)}\}, \{P_{W0(n)}\}$ を荷重の公称値, $\tilde{\gamma}_{D}, \tilde{\gamma}_{S}, \tilde{\gamma}_{W}$ は、 対応する荷重係数とする。ただし、荷重係数の値は、それぞれ 主となる状況に応じて定めるものとする。

初期張力 $S_{I(i)(n)}$, $S_{II(i)(n)}$, $T_{(i)(n)}$ はもともと作用しているもの とする。固定荷重時の解析では、 $\tilde{\gamma}_{\rm D} = 1$, $\tilde{\gamma}_{\rm S} = 0$, $\tilde{\gamma}_{\rm W} = 0$ とし、 雪荷重時には、 $\tilde{\gamma}_{\rm D} = 1$, $\tilde{\gamma}_{\rm S} = 1$, $\tilde{\gamma}_{\rm W} = 0$ とし、風荷重時には、 $\tilde{\gamma}_{\rm D} = 1$, $\tilde{\gamma}_{\rm S} = 0$, $\tilde{\gamma}_{\rm W} = 1$ とする。

6.3 構造要素の分割

構造解析に当たり, 膜構造全体の中から重要な一般部の膜要素, 定着部, 溶着部, 応力集中部を必要なだけ mi 個取り出す。 式(25)の荷重が作用した場合のそれぞれの膜要素(mi)のタテ軸 方向の応力, ヨコ軸方向の応力, せん断応力をそれぞれ,

 $\sigma_{x0(mi)(n)}, \sigma_{y0(mi)(n)}, \tau_{0(mi)(n)}$ 273.

設計の重要性に基づいて分類されるべきであるが、ここでは、 便宜的に構造全体を膜部分、骨組部分、また、膜を吊り上げる 部材群、ケーブル部材に分類する。また、それぞれ構造特性の



図5 構造物の要素分類

異なる状況を想定し、膜部分を領域 A, B と C, 骨組部分を領域 L, また、ケーブル部分 CB, 吊り材部分 P に分類する。なお、 ここでは、このように分類したが、基本的には、同じ構造要素 でも応力の大きさや材料特性の違いに応じて、複数の領域を設 定する。

膜構造

領域A部分m_A,領域B部分m_B,領域C部分m_C **骨組構造**(鋼の部材のほか支持部分も含む) 領域Lの構造部分ST_L

- ケーブル部分
- ケーブル部材CB

吊り材部分

膜を吊り上げる部材 P

骨組膜構造の特性として、重要なパラメータを設定する。一般 には鋼構造等に塑性化が生ずるが、ここでは、線形弾性とする。 以下に、例題として想定するパラメータを以下に示す。 なお、設計値(公称値)は下添え字(n)で表示する。

膜構造に関するパラメータ

- 1) 初期張力 S_{10(n)}, S_{110(n)}, T_{0(n)}
- 2) 弾性定数マトリックス[Em0]

$$[E_{m 0(n)}] == \begin{bmatrix} (Et_{I0})_{(n)} & (v_{xy0}Et_{I0})_{(n)} & 0\\ (v_{yx0}Et_{II0})_{(n)} & (Et_{II0})_{(n)} & 0\\ 0 & 0 & (Gt_0)_{(n)} \end{bmatrix}$$
(26-1)

$$(v_{xy0}Et_{I0})_{(n)} = (v_{yx0}Et_{II0})_{(n)}$$
(26-2)

3) タテ糸の角度 $\alpha_{0(n)}$

骨組構造に関するパラメータ

- 1) ヤング率 E_{S0(n)}
- 2) 部材断面積 A_{S0(n)}

3) 部材断面2次モーメント I_{S0(n)}

ケーブル部材

1) ヤング率 E_{C0(n)}

- 2) 断面積 A_{C0 (n)}
- 3) プレストレスを与えるための初期ひずみ $\varepsilon_{CO(\mu)}$
- 4) 部材長 ℓ_{C0 (n)}

吊り材部分

- 1) ヤング率 *E*_{p0 (n)}
- 2) 断面積 A_{p0(n)}
- 3) プレストレスを与えるための初期ひずみ $\mathcal{E}_{p0(n)}$
- 4) 部材長 ℓ_{p0 (n)}

上記の分類のパラメータを表 1 に示す。荷重も同様に分類し 表 2 に示す。また、解析法等の違による精度を反映させる解析 法パラメータωを表 3 のように設定する。したがって、公称値を 用いる構造解析から、次のように膜の応力が求められる。

$$\omega \,\sigma_{x0(m\,i)(n)} \,, \quad \omega \,\sigma_{y0(m\,i)(n)} \,, \quad \omega \,\tau_{0(m\,i)(n)} \tag{27}$$

ただし、この解析法パラメータωは、構造解析からは求まらない量であり、過去の経験等を反映した値を採用することとする。

現在,信頼性解析に直接応用できるようなデータが十分に蓄 積されていないので,現状では付録等のデータを参照してパラ メータの算定に当たることとなろう。より精度の高い解析のため には,今後データを蓄積する必要がある。

膜構造では変位も大きくなり、安全性確認のためには、ポン ディング、また、膜材と構造部材の接触問題、膜とケーブルとの 摩擦・すべり等、さらには、ケーブルや膜構造等の支持構造要 素も検討課題であるが、ここでは省略する。

6.4 膜応力の摂動解による近似表現

表 1, 2, 3 の各パラメータの公称値を用いると, 膜応力の公称 値 $\sigma_{x0(mi)(n)}$, $\sigma_{y0(mi)(n)}$, $\tau_{0(mi)(n)}$ は, 式(18)から計算される。式 (18)は, 非線形であり, 繰り返し収束計算から求めることとなる。 ここで, 各パラメータの公称値を $X_{0(m)}$ とあらわすこととする。

実際のパラメータは、一般には設計値とのずれがあり、ある確率分布に従う確率変数 X_iとみなせる。確率変数である各パラメータを用いて、式(18)から解を求めることは極めて困難である。 そこで、パラメータ X_iに対して膜応力を直接求めることを避け、 各パラメータが、公称値 X_{i0m}からずれた場合の応力の近似解を 摂動解として求める。

先に述べたように、 ω 以外の各パラメータの公称値による応 力は式(18)から求め、 $\sigma_{x0(m\,i)(n)}$ 、 $\sigma_{y0(m\,i)(n)}$ 、 $\tau_{0(m\,i)(n)}$ とする。ここ で、 ω 以外のパラメータ X_i が、(X_i - $X_{10(n)}$)だけずれた場合の解を 近似的に求める方法を採用する。まず、ある特定のパラメータ x_i が、有限な差 $\Delta \overline{X}_i$ だけずれ、 $X_{10(n)}$ + $\Delta \overline{X}_i$ に対する応力

 $\sigma_{x0(m\,i)(n)} + \Delta \overline{\sigma}_{x(m\,i)}$ $\sigma_{y0(m\,i)(n)} + \Delta \overline{\sigma}_{y(m\,i)}$ $\tau_{0(m\,i)(n)} + \Delta \overline{\tau}_{(m\,i)}$ (28)

表1 構造パラメータ(パラメータの数35個)

要素の分類	箇所	パラメータ
	領域A	$S_{I0} = X_1, S_{II0} = X_2, T_0 = X_3,$ $Et_{I0} = X_4, Et_{II0} = X_5,$ $v_{xx0} Et_{I0} = X_6, Gt_0 = X_7, \alpha_0 = X_8$
膜	領域B	$S_{10} = X_9, S_{110} = X_{10}, T_0 = X_{11},$ $Et_{10} = X_{12}, Et_{110} = X_{13},$ $v_{xv0} Et_{10} = X_{14}, Gt_0 = X_{15}, \alpha_0 = X_{16}$
	領域C	$S_{I0} = X_{17}, S_{II0} = X_{18}, T_0 = X_{19},$ $Et_{I0} = X_{20}, Et_{II0} = X_{21},$ $v_{xx0} Et_{I0} = X_{22}, Gt_0 = X_{23}, \alpha_0 = X_{24}$
骨組	領域D	$E_{s0} = X_{25}, A_{s0} = X_{26}, I_{s0} = X_{27}$
ケーブル	СВ	$ \begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$
吊部材	Р	$E_{p0} = X_{32}, A_{p0} = X_{33}, \\ \mathcal{E}_{p0} = X_{34}, \ell_{p0} = X_{35}$

要素の分類	パラメータ
固定荷重	$p_{\rm D} = X_{36}$
雪荷重	$p_{\rm S} = X_{37}$
風荷重	$p_{w} = X_{38}$

表3 解析法パラメータ(パラメータの数1個)

要素の分類	パラメータ
解析法の違い等によるパラメータ	$\omega = X_{39}$

を求める。

ここで、求めた応力の増分量から、次の係数を定義する。

$$a_{i} = \Delta \overline{\sigma}_{x(m\,i)} / \Delta \overline{X}_{i} / \sigma_{x0(m\,i)(n)}$$

$$b_{i} = \Delta \overline{\sigma}_{y(m\,i)} / \Delta \overline{\overline{X}}_{i} / \sigma_{y0(m\,i)(n)}$$

$$c_{i} = \Delta \overline{\tau}_{(m\,i)} / \Delta \overline{\overline{X}}_{i} / \tau_{0(m\,i)(n)}$$
(29)

ここで, 係数 ai, bi, ciは, 当面, 有限の一定値であるとする。 ω以外のすべてのパラメータに対して, 係数 ai, bi, ci が求めら れたとすると, これを用いて応力の近似解が次のように得られる (ここでパラメータの総数 n=39)。

$$\sigma_{x(mi)} = \sigma_{x0(mi)(n)} \cdot \left\{ 1 + \sum_{j=1}^{n} a_j (X_j - X_{j0(n)}) \right\}$$

$$\sigma_{y(mi)} = \sigma_{y0(mi)(n)} \cdot \left\{ 1 + \sum_{j=1}^{n} b_j (X_j - X_{j0(n)}) \right\}$$

$$\tau_{(mi)} = \tau_{0(mi)(n)} \cdot \left\{ 1 + \sum_{j=1}^{n} c_j (X_j - X_{j0(n)}) \right\}$$
(30)

あるいは,2次増分量の誤差を無視すると,以下の式でも近 似できる。

$$\sigma_{x(mi)} = \sigma_{x0(mi)(n)} \cdot \prod_{j=1}^{n} \{ 1 + a_j (X_j - X_{j0(n)}) \}$$

$$\sigma_{y(mi)} = \sigma_{y0(mi)(n)} \cdot \prod_{j=1}^{n} \{ 1 + b_j (X_j - X_{j0(n)}) \}$$

$$\tau_{(mi)} = \tau_{0(mi)(n)} \cdot \prod_{j=1}^{n} \{ 1 + c_j (X_j - X_{j0(n)}) \}$$
(31)

ここで解析係数ωを考慮して求める応力を次式で再設定する。

$$\sigma_{x(m\,i)} = \omega \cdot \sigma_{x0(m\,i)(n)} \cdot \left\{ 1 + \sum_{j=1}^{n} a_j (X_j - X_{j0(n)}) \right\}$$

$$\sigma_{y(m\,i)} = \omega \cdot \sigma_{y0(m\,i)(n)} \cdot \left\{ 1 + \sum_{j=1}^{n} b_j (X_j - X_{j0(n)}) \right\}$$

$$\tau_{(m\,i)} = \omega \cdot \tau_{0(m\,i)(n)} \cdot \left\{ 1 + \sum_{j=1}^{n} c_j (X_j - X_{j0(n)}) \right\}$$
(32)

あるいは、以下の式でも近似できる。

$$\sigma_{x(mi)} = \omega \cdot \sigma_{x0(mi)(n)} \cdot \prod_{j=1}^{n} \{ 1 + a_j (X_j - X_{j0(n)}) \}$$

$$\sigma_{y(mi)} = \omega \cdot \sigma_{y0(mi)(n)} \cdot \prod_{j=1}^{n} \{ 1 + b_j (X_j - X_{j0(n)}) \}$$

$$\tau_{(mi)} = \omega \cdot \tau_{0(m)(n)} \cdot \prod_{j=1}^{n} \{ 1 + c_j (X_j - X_{j0(n)}) \}$$
(33)

式(32), (33)をここでは(近似)摂動解とよぶこととする。

摂動解を導入する理由は近似解を構成するためであり、また 現状ではパラメータ間の非線形的関連を考慮できるほどの技術 的蓄積はそれほど多くないからである。したがって、式(32)ある いは(33)を用いれば、膜応力の近似値が求まる。ただし、表 1, 2, 3 のパラメータの確率分布が必要となる。これらの表に示すパラ メータについても現状では裏づけのデータは十分でないと想像 されるが、既往の鋼構造の設計指針や膜構造指針等により設定 できるものとする。

以下では、表1の構造パラメータおよび表3の解析パラメータ に関して正規分布あるいは対数正規分布を仮定し、表2の荷重 に対しては、荷重指針等[40,41]に従い、ここでは固定荷重は 対数正規分布、雪荷重と風荷重については、グンベル分布等を 仮定する。

一方, 摂動解を援用すると以下の式(34), (35)も想定される。ここでは、(固定荷重+初期張力)の後に風荷重あるいは雪荷重が作用するものとする。固定荷重の下で導入される設計初期張力による公称膜張力を初期張力と見做し、特定の膜面位置の公称 膜応力等を $S_{I(m)(n)}$ 等とし、一般部の膜応力(タテあるいはヨコ)、 定着部の膜応力、あるいは応力集中部の応力と対応させる。裁 断図に基づいた裁断パーツ[付録 A, D]を膜施工した後に固定 荷重を作用させ、この段階で導入される膜応力[24, 25, 26, 27, 28, 29, 30, 31]を $\sigma_{sI(m)}$ 等とする。したがって、この時点での膜 張力は次式で表される。ただし、膜施工後の初期張力は、膜面 内部の位置によって変動している点に留意が必要である。

$$\sigma_{xl\ (m\ i)}^{ini} = \frac{\sigma_{xl\ (m\ i)}^{ini}}{S_{xl\ (m\ i)(n)}^{ini}} \cdot S_{xl\ (m\ i)(n)}^{ini}$$

$$\sigma_{yl\ (m\ i)}^{ini} = \frac{\sigma_{yl\ (m\ i)}^{ini}}{S_{yl\ (m\ i)(n)}^{ini}} \cdot S_{yl\ (m\ i)(n)}^{ini}$$

$$\tau_{(m\ i)}^{ini} = \frac{\tau_{(m\ i)}^{ini}}{T_{(m\ i)(n)}^{ini}} \cdot T_{(m\ i)(n)}^{ini}$$
(34)

この応力状態に対して雪荷重あるいは風荷重等の外力が作 用したとき、その増分膜応力をそれぞれ次式で表す。なお、膜 張力の位置による不均一性と膜張力の大小、幾何非線形、材料 非線形を考慮してこの増分量を求める。

$$\sigma_{xl\ (mi)}^{e} = \frac{\sigma_{xl\ (mi)}^{e}}{S_{xl\ (mi)(n)}^{e}} \cdot S_{xl\ (mi)(n)}^{e}$$

$$\sigma_{yl\ (mi)}^{e} = \frac{\sigma_{yl\ (mi)}^{e}}{S_{yl\ (mi)(n)}^{e}} \cdot S_{yl\ (mi)(n)}^{e}$$

$$\tau_{(mi)}^{e} = \frac{\tau_{(mi)}^{e}}{T_{(mi)(n)}^{e}} \cdot T_{(mi)(n)}^{e}$$
(35)

なお、式(34)、(35)の $S_{xt(mi)(n)}^{e}$ 等は、荷重等の公称値を用いた 場合の増分量であり、この算定では、FEM の精度、膜の裁断・ 膜施工による初期張力の不均一性、外荷重による増分応力への 存在初期張力の不均一性が及ぼす効果・応力集中に対する精 度、増分剛性の変動性の影響などは考慮されていないものとし て、これらの影響を別の係数で考慮する方法を考える。FEM 要 素の種類・分割方法の解析精度を ω_{FEM} 、膜施工による初期張力 の不均一性を ω_{cl} 、増分応力への効果・応力集中に対する精度 を ω_{cl} 、増分剛性の変動性の影響を ω_{st} で代替し、それらの影 響等を、それぞれ、前もって検討しておき、確定値あるいは荷重 と分離された変動性のある解析係数 ω_{FEM} 、 ω_{cl} 、 ω_{cs} 、 ω_{st} として 得られているものとする。これを考慮した膜応力を次式で設定し この大幅な近似で荷重の変動性を構造解析等の変動性から分 離する。

$$\sigma_{xl (mi)} = \omega_{FEM} \left[\omega_{Cl} \frac{\sigma_{xl (mi)}^{ini}}{S_{xl (mi)(n)}^{ini}} \cdot S_{xl (mi)(n)}^{ini} \right] + \omega_{CL} \omega_{ST} \frac{\sigma_{xl (mi)}^{e}}{S_{xl (mi)(n)}^{e}} \cdot S_{xl (mi)(n)}^{e} \right] \sigma_{yl (mi)} = \omega_{FEM} \left[\omega_{Cl} \frac{\sigma_{yl (mi)}^{ini}}{S_{yl (mi)(n)}^{ini}} \cdot S_{yl (mi)(n)}^{ini} \right] + \omega_{CL} \omega_{ST} \frac{\sigma_{yl (mi)}^{e}}{S_{yl (mi)(n)}^{e}} \cdot S_{yl (mi)(n)}^{e} \right]$$
(36)

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\tau}_{(m\,i)} &= \boldsymbol{\omega}_{FEM} \left[\boldsymbol{\omega}_{CI} \, \frac{\boldsymbol{\tau}_{(m\,i)}^{ini}}{\mathbf{T}_{(m\,i)(n)}^{ini}} \cdot \mathbf{T}_{(m\,i)(n)}^{ini} \\ &+ \boldsymbol{\omega}_{CL} \boldsymbol{\omega}_{ST} \, \frac{\boldsymbol{\tau}_{(m\,i)}^{e}}{\mathbf{T}_{(m\,i)(n)}^{e}} \cdot \mathbf{T}_{(m\,i)(n)}^{e} \right] \end{aligned}$$

上記のように表示することで、近似的であるが、初期張力およ び荷重の変動性に直接関係させることができる[注 2]。

7. 信頼性解析

7.1 信頼性関数

3 種類の膜応力に対して、それぞれ、以下の信頼性関数 Zを 設定する。ここで、 $R_{\sigma x}$ 、 $R_{\sigma y}$ 、 R_r は、一般の膜部、定着部、応 力集中部等など重要な部分におけるタテ糸の強度、ヨコ糸の強 度、およびせん断強度であり、いずれも正規分布、対数正規分 布あるいはワイブル分布等に従う確率変数とする。また、これら の値は経年変化の影響を考慮した値とする。 $\sigma_{x0(mi)}$ 、 $\sigma_{y0(mi)}$ 、 $\tau_{0(mi)}$ は対応する部分の応力である。なお、ここでは応力の摂 動解として式(32)を用いる。

$$Z_{\sigma_{X}(m\,i)} = R_{\sigma_{X}(m\,i)} - \omega \cdot \sigma_{x0(m\,i)(n)} \cdot \left\{ 1 + \sum_{j=1}^{n} a_{j}(X_{j} - X_{j0(n)}) \right\}$$
$$Z_{\sigma_{Y}(m\,i)} = R_{\sigma_{Y}(m\,i)} - \omega \cdot \sigma_{y0(m\,i)(n)} \cdot \left\{ 1 + \sum_{j=1}^{n} b_{j}(X_{j} - X_{j0(n)}) \right\}$$
$$Z_{\tau(m\,i)} = R_{\tau(m\,i)} - \omega \cdot \tau_{0(m\,i)(n)} \cdot \left\{ 1 + \sum_{j=1}^{n} c_{j}(X_{j} - X_{j0(n)}) \right\}$$

(37)

一般に膜の強度の検討は、タテ糸、ヨコ糸に対してなされるので、 安全確率は、次式で p 判定される。

$$P_{f(\sigma_{X})(mi)} = P_{f} \{ R_{\sigma_{X}(mi)} \le \sigma_{x(mi)} \}$$

$$P_{f(\sigma_{Y})(mi)} = P_{f} \{ R_{\sigma_{Y}(mi)} \le \sigma_{y(mi)} \}$$
(38)

7.2 信頼性の計算

この信頼性関数の計算には AFOSM 法[5, 42]が便利に利用 できる。この方法は, 裾野の確率分布を等価な正規分布に置き 替えることで確率計算を行っている。ここでは, それぞれの膜要 素(mi)について, 次式を適用することでタテ糸とヨコ糸の破壊確 率 $P_{f(gx)}$, $P_{f(gy)}$ を計算する。

$$P_{f(\sigma x)(m\,i)} = 1 - \Phi(\beta_{\sigma x(m\,i)}); \quad \beta_{\sigma x(m\,i)} = \frac{\mu_{Z(\sigma x)(m\,i)}}{\sigma_{Z(\sigma x)(m\,i)}}$$
(39-1)

$$P_{f(\sigma y)(m i)} = 1 - \Phi(\beta_{\sigma y(m i)}); \quad \beta_{\sigma y} = \frac{\mu_{Z(\sigma y)(m i)}}{\sigma_{Z(\sigma y)(m i)}}$$
(39-2)

なお、ここで、 Φ は標準正規確率密度関数、 $\mu_{Z(\sigma x)} \geq \sigma_{Z(\sigma x)}$ は、 つり合い点(設計点)における $Z_{\sigma x}$ の平均値と標準偏差であり、 同様に、 $\mu_{Z(\sigma y)} \geq \sigma_{Z(\sigma y)}$ は、つり合い点(設計点)における $Z_{\sigma y}$ の平均値と標準偏差である。 $\beta_{\sigma x} \geq \beta_{\sigma y}$ は、応力度 $\sigma_{X(mi)} \geq$ *σ*_{y(mi)}の信頼性指標である。式(36)によれば, 手計算で解を求 めることのできる場合もある[注2]。

信頼性解析では、設計された膜構造について信頼性指標が いくつになるかを計算する。前述のように、そのための計算には、 表1,2,3のそれぞれの確率変数について、サンプルの統計値 である平均値、変動係数等が必要となる。

7.3 敏感性解析による特性の分析

信頼性解析に当たり、破壊確率、あるいは、信頼性指標βがそれぞれのパラメータの変動でどの程度変化するかを分析する。 これをパラメータに対する敏感性の検討という。

敏感性の検討は, 平均値の変動に関するものと変動係数に 関するものに大きく分類できる。たとえば、初期張力S,に関する 敏感性の検討を行うものとする。導入される初期張力S,の平均 値 2.5kN/m, 変動係数が 0.50 と想定されている状況を設定する。 (1)変動係数を0.50としたまま, 張力を1kN/m あるいは4.5kN/m に変更した場合に信頼性指標 β_{at} がどの程度に変化するかを 検討する、また、(2)張力を2.5kN/mにしたまま変動係数を0.125、 あるいは 2.5 に変更した場合, 信頼性指標 β がどの程度に変 化するかを検討する。この検討で $\beta_{\sigma x}$ が大きく変化する場合に は敏感性が高い。敏感性が高いパラメータの場合は、その平均 値と変動係数をより精度よく求める必要がある、あるいはより安 全性が確保できるような設計値を定める必要がある。一方、パラ メータを変化させてもそれほど大きく β_{ax} が変化しなければ、信 頼性解析では定数とする。しかしながら既往の研究の調査から は、骨組膜構造の膜応力について体系的にこの敏感性を検討 した研究や資料は比較的すくない。

耐力の R_{ox} と R_{oy} については, 膜構造基準で定める実験から 設定可能と考えられる。なお, 膜一般部[付録 E-1], 溶着部, 定 着部[付録 G](折り曲げ角の小さな部分, 折り曲げ角の発生する 部分), 応力集中部[付録 H], 繰り返し応力部分[付録 F]などに応 じた耐力特性を使用する必要がある。いずれにしても高精度の 確保には多くの試験片による結果の蓄積が必要である。

注 2)に敏感性の検討の1例として,式(36)を用いた信頼性解 析を行い, LRFD における荷重係数の算定例を示す。また,付 録には,骨組,膜構造について膜構造部分の膜応力の信頼性 解析に影響の大きいと思われるパラメータに関する注意事項等, 問題点を記述する。

7.4 膜構造における信頼性指標について 既往の設計基準等

信頼性解析では、目標信頼性指標 $\beta_{\rm T}$ を定める。文献[6, 43] によれば、一般の鋼構造物では、50 年再現期待値の荷重に対 しておおむね、(固定荷重+雪荷重+積載荷重)では信頼性指 標 β =3、(風荷重+固定荷重+積載荷重)では β =2.5、(地震荷重 +固定荷重+積載荷重)では β =1.75 が対応していると報告され ている。

この信頼性に対応する荷重として、以下の荷重の組み合わせが提示[43]されている。

$$1.4D$$

$$1.2D+1.6L$$

$$1.2D+1.6S+(0.5L or 0.8W)$$

$$1.2D+1.3W+(0.5L)$$

$$1.2D+1.5E+(0.5L or 0.2S)$$

$$0.9D-(1.3W or 1.5E)$$
(40)

なお、これとほぼ同様な荷重の組み合わせが、文献[6]に採用されている。

一方,日本建築学会 鋼構造限界状態設計規準(案)・同解説 [7]では、50年再現期待値の荷重に対して一般積雪地域では終 局限界用の荷重組み合わせ(基準期間 50年[付 I-2])として以下 の式を提示している。

1.3D	; $\beta = 2.5$	
1.1D + 1.6L	; $\beta = 2.5$	
1.1D + 1.6S + 0.6L	; $\beta = 2.0$	(41)
1.1D + 2.0E + 0.4W	; $\beta = (1.5)$	(41)
1.1D + 1.6W + 0.6L	; $\beta = 2.0$	
0.9 <i>D</i> -1.6 <i>W</i>	; $\beta = 2.0$	

なお, *D, L, S, E, W*は, それぞれ固定荷重, 積載荷重, 雪荷重, 地震荷重, 風荷重である。

ASCE Tensile Membrane Structure[2]では、以下の荷重の組み合わせを示している。なお、信頼性指標の値は本文中に明記されていない。

P + D + Ds	;	$\overline{\beta} = 0.17$	
P+D+(L or S or R)+Ds	;	$\overline{\beta} = 0.27$	(12)
P + D + Ds + W or E	;	$\overline{\beta} = 0.33$	(42)
P + D + Ds + T	;	$\overline{\beta} = 0.27$	

ここで P は初期張力による荷重効果, Ds は付加的な固定荷 重, R は雨荷重, T は温度荷重, 不同沈下の荷重である。なお, 支持構造の骨組等では LRFD[6]の値を採用している[膜構造解 析の増分剛性については日本の研究成果が引用されている]。 また, 2 軸膜張力(1 軸張力の場合, 定着部等の他の構造要素は ここでは省略)に関しては次式で安全性を検定している。

$$T_r = \overline{\beta} L_t T_{sw} \ge T_{fw}, \quad 0.8 \overline{\beta} L_t (T_{sw} + T_{sf}) \ge T_{fw} + T_{ff} \quad (43)$$
$$T_r = \overline{\beta} L_t T_{sw} \ge T_{ff}, \quad 0.8 \overline{\beta} L_t (T_{sw} + T_{sf}) \ge T_{fw} + T_{ff} \quad (43)$$

上式において、 $\overline{\beta}$ は荷重の組み合わせに対応した強度低減 係数(耐力係数)、 L_{t} はライフサイクル係数(経年係数)であり表 4 の数値が適用されている。

たとえば、タテ糸方向については、恒久膜、張力再導入しない条件、かつ、設計張力の75%を維持する場合には、以下の式となる。

雪荷重時
$$T_r = 0.27 \times 0.75 \times T_{sw} \ge T_{fw};$$
 $T_r = 0.205 \times T_{sw}$
風荷重時 $T_r = 0.33 \times 0.75 \times T_{sw} \ge T_{fw};$ $T_r = 0.248 \times T_{sw}$ (44)

また, ASCE: Air-Supported Structures[3]では,以下の荷重の

表4 ライフサイクル係数L_t

溶着あるいは継目	数值	
基布	0.75(恒久建築, 張力の再導入無	
	しで設計張力の 75%を維持する	
	もの)	
熱溶着	基布と同じ(0.75)	
接着	基布の 50%(0.375)	
縫合(保護無し)	基布の 60%(0.45)	
縫合(保護あり)	基布の 90%(0.675)	
一般部膜, 機械継手	基布と同じ(0.75)	

組み合わせを示している。荷重係数は、内圧を除けば AISC[6]とほぼ同様な値が採用されている。なお、信頼性指標 の値は明記されていないが、荷重係数の値からは、再現期間50 年と考えられる。なお、記号の説明は省略する。

$$1.4D-1.0P_{0}$$

$$0.9D-1.6P_{0}$$

$$1.2D + (0.2L_{r} \text{ or } 1.65S \text{ or } 1.6R) - 1.0P_{0}$$

$$1.2D + 1.3W + (0.1L_{r} \text{ or } 0.5S \text{ or } 0.5R) - 1.0P_{0}$$

$$0.9D - 1.3W + (0.1L_{r} \text{ or } 0.5S \text{ or } 0.5R) - 1.6P_{0}$$

$$0.9D - 1.3W - 1.1P_{m}$$

$$1.2D + 1.0E - 1.0P_{0}$$

$$0.9D - 1.0E - 1.6P_{0}$$
(45)

ただし、P₀, P_mとRは、通常運転時の内圧、設計用最大内圧、 および雨荷重である。なお、2 軸膜張力(1 軸張力の場合、定着 部等の他の構造要素はここでは省略)に関しては次式で安全性 を検定している。

$$T_r = \phi L_t T_{sw} \ge T_{fw}$$
 $\phi = 0.5$
 $T_r = \phi L_t T_{sw} \ge T_{ff}$ $L_t = 0.5$ to 0.65 (46)

既往の設計指針等の破壊確率のオーダー

文献[42]には、表5が紹介されている。表5によれば、鋼構造物のような耐力時にひずみ硬化が期待できる構造(耐力が維持できる)に対して(I)、ひずみ硬化の期待できない、かつ、非ぜい性構造(II)の許容破壊確率は、さらに 10¹だけオーダーの低い許容破壊確率が想定されていると理解できる。

PTFE 膜材料はひずみ硬化の期待できない構造ではあるが, 文献[8,9]によれば、クリンプ交換性のある異方性材料であり, 比較的変形量が大きく、高強度、高耐候性、防火性があり、低膜 応力では材料非線形性が高く、ある程度の粘性のある、かつ、 材料強度の変動性の少ない安定した工業化材料である。膜特 性は安定した工業化材料であるが、ぜい性材料か、あるいは、 非ぜい性材料かの議論はみあたらない。

目標信頼性指標の値は、建築の使用性、破壊に伴う損傷を勘

案して定められる値であるが、ここでは既往の規準等の値を用 いるとどのような数値に対応するかを略算する。限界状態設計 規準(案)・同解説[7]によれば、建築鋼構造物は、終局限界状態

に対して雪荷重時,風荷重時の信頼性指標は $\beta = 2.0$ であり,

対応する破壊確率は0.0228となる。ひずみ硬化の期待できない 非ぜい性材料については、これの10⁻¹と想定すると破壊確率は 0.00228、対応する信頼性指標は2.8 程度となる。ぜい性材料で あれば許容破壊確率は0.000228となり対応する信頼性指標は 3.5 程度となる。一方、AISCの設計指針[6]では、鋼構造の梁等 では、 β =3と想定されており、これを参照すると対応する鋼構造 の破壊確率は0.00135、非ぜい性材料ではさらに10⁻¹を想定す ると破壊確率は0.000135、対応する信頼性指標は3.6 程度に算 定され、ぜい性材料では破壊確率は0.0000135、対応する信頼 性指標は4.2 程度となる。

文献[1]と[2]は、ほぼ同程度の荷重係数、許容引張強度を採 用している点を勘案すると、それぞれが想定している信頼性指 標の値も同程度と想定される。

ここでは、設計に用いる目標信頼性の大きさについては議論 しない。また、現状では信頼性を解析できるほどにはデータの 蓄積はなく、また、解析法も整っていないと考える。したがって 報告では、信頼性解析の方針の議論にとどめ、目標信頼性は今 後の課題とする。

表5	ノルウェーの建築構造物設計示方書の許容破壊確率
	文献[42]. 下表の()内は信頼性指標 B

破壊の結果	破壊モード		
(重大さ)	Ι	Π	Ш
重大でない	10-3	10-4	10-5
	(β=3.09)	(β=3.71)	(β=4.26)
重大	10-4	10-5	10-6
	(β=3.71)	(β=4.26)	(β=4.75)
大変に重大	10-5	10-6	10-7
	(β=4.26)	(β=4.75)	(β=5.29)

I:ひずみ硬化により耐力を保つ破壊モード,Ⅱ:耐力を保たな いモード,Ⅲ:ぜい性破壊および不安定

8. まとめと今後の課題

膜構造の設計法[1, 2, 8, 9, 14]はすでに確立しているが, 骨 組構造が LRFD で設計される場合には膜構造についても LRFD が必要と考え, 膜応力に関する信頼性解析に必要となる 計算法を試みた。前述したように, この方法を具体化するには, 多くの課題がある。中でも, (1)裁断パーツの膜施工後の膜応力 の膜内の分布状況の把握と対応する算定法, (2)経年変化に応 じた膜応力の変化の実態とその算定法, (3)弾性あるいは粘弾 塑性材料としての構成式の定式化と設計への適用, (4)経年変 化に伴う膜応力の変化を考慮した初期張力の設定と裁断パーツ の製作法について, また, (5)定着部や応力集中部の強度の統 計値の研究などについての構造面を, 一方, (6)雪荷重等の荷 重[40, 41]の荷重面を総合的に勘案して過不足のない考察が今後の課題と考える。

(7)骨組膜構造において鋼等の骨組構造と膜構造の両者について LRFD が可能となっても、骨組構造と膜構造は同一建築物を構成しているので、それぞれの構造の安全性指標を相対的にどのような位置に置くかという大きな課題がのこる。この相対的位置づけは今後の課題の一つである。

この稿は,著者が,参考文献に示す研究資料を調査・分析した範囲でまとめたものである。本来ならば既往の文献を十分に調査・考察すべきであるので,今後さらに貴重な文献の調査・分析をすすめ,その結果に基づいて具体的に信頼性解析を進める予定である。

文末になりますが、この稿をまとめるあたり貴重な意見を頂いた豊橋技術科学大学・中澤祥二教授、太陽工業株式会社・武田 文義博士に厚く感謝申し上げます。

参考文献

- 1)日本膜構造協会等:膜構造の建築物・膜材料等の技術基準 及び同解説, pp.163,平成15年8月
- 2) ASCE; Tensile Membrane Structure, 2010
- 3) ASCE; Air-Supported Structures, pp.5-6, 1997
- 4) 日本建築学会:鋼構造限界状態設計指針・同解説,1998
- 5) 日本建築学会:建築物の限界状態設計指針・同解,2002
- 6) AISC: Manual of Steel Construction LOAD & RESISTANCE FACTOR DESGN, first edition, 1986
- 7)日本建築学会:鋼構造物限界状態設計規準(案)・同解説, 1990
- 石井一夫: 膜構造用膜材料概説 力学的挙動モデルと解 析モデル, 膜構造研究論文集 '92, No.6, pp.91-119, 1992
- 石井一夫: 膜材料弾性定数試験法及び設計用弾性定数の決 定法について, 膜構造研究論文集 '95, No.9, pp.87-118, 1995
- 10) 南 宏和,山本千秋,瀬川信哉,河野義裕:多段線形近 似による膜の材料非線形解析のための弾性パラメータ算 定法,膜構造協会論文集'96, No.10, pp.45-51,1996
- 11) 加藤史郎,吉野達矢,武田文義,小野智子:織構造格子 モデルの構成則の検証 -日本膜構造協会の新試験法に よる実験結果との比較-, 膜構造研究論文集 '96, No.10, pp.1-16, 1996
- 加藤史郎,吉野達矢:膜の材料非線形性を考慮した応力・ 変形解析, 膜構造協会論文集 '96, No.10, pp.17-28,1996
- 加藤史郎,武田文義,吉野達矢:繰り返し荷重を受ける 四フッ化エチレン樹脂コートガラス繊維織物の履歴特性 に関する実験的研究,構造工学論文集 '96, No.10, Vol.42B, pp.369-378, 1996
- 14) 石井一夫: 膜構造の形状解析(形状決定の問題)概説, 膜構 造研究論文集 '89, No.3, pp.83-108,1989
- 15) 正岡典夫,石井一夫:低次四辺形膜要素による形状解析 について, 膜構造研究論文集 '90, No.4, pp.19-30,1990
- 16) 正岡典夫,石井一夫:低次四辺形膜要素による応力変形
解析, 膜構造研究論文集 '91, No.5, pp.1-12, 1991

- 17) 加藤史郎,吉野達矢,松本恵美,武田文義:アイソパラメトリック曲面要素を用いた膜構造解析,膜構造研究論文集 '95, No.9, pp.9-21, 1995
- O.C.ツィエンキーヴィッツ著,吉識雅夫,山田嘉昭監訳, C. Zienkiewicz:マトリックス有限用要素法,培風館, 1984
- 19) 大森博司, 荻原伸幸, 松井徹哉, 松岡 理: 有限要素法 による極小曲面の数値解析, 膜構造研究論文集 '88, No.2, pp.1-10, 1988
- 石原 競,大森博司,八木孝憲:極小曲面の数値解析法 に関する研究, 膜構造研究論文集 '93, No.7, pp.57-63, 1993
- 八木孝憲,石原 競,大森博司:極小曲面法による膜構 造の原型曲面解析, 膜構造研究論文集 '95, No.9, pp.23-28, 1995
- 22) 鈴木俊男,半谷裕彦:等張力曲面形状の数値解析,膜構 造研究論文集 '89, No.3, pp.1-12, 1989
- 23) 鈴木俊男,半谷裕彦:異方張力曲面形状の数値解析,膜 構造研究論文集 '90, No.4, pp.1-12, 1990
- 24) 小竹達也, 菊島 誠, 西川 薫: 膜材の織布特性を考慮 した縮小率の設定, 膜構造研究論文集 '96, No.10, pp.71-78,1996
- 25) 坪田張二,栗原和夫,播 繁,黒川泰嗣,吉田 新:裁 断図をもとにした膜構造物の解析,日本建築学会大会学 術講演梗概集,pp.297-298,昭和61年
- 26) 坪田張二,栗原和夫,吉田新,播繁,山田俊一,黒 川泰嗣:ユニット式テンション膜構造の実験的研究(その 1),(その2),(その3),日本建築学会大会学術講演梗 概集,pp.1155-1160,昭和60年
- 27) 坪田張二,吉田新,黒川泰嗣:裁断図をもとにした膜 構造物の実初期つりあい状態の解析,日本建築学会構造 系論文報告集,第73号,pp.101-110,昭和62年3月
- 28)加藤史郎,吉野達矢,南 宏和,瀬川信哉:施工手順を 模擬した膜構造の粘弾塑性応力・変形解析 ー織構造格 子モデルによる定式化と解析ー,膜構造研究論文集 '98, No.12, pp.11-25,1998
- 29) 加藤史郎,吉野達矢,南宏和:膜の粘弾塑性特性を考慮した裁断形状決定,膜構造研究論文集 '99, No.13, pp.7-14, 1999
- 30) 加藤史郎, 吉野達矢: 施工手順を模擬した膜構造の粘弾 塑性応力・変形解析 ー曲率を有する形状の場合ー, 膜 構造研究論文集 2000 No.14, pp.9-15,2000
- 31)加藤史郎,吉野達矢:施工手順を模擬した膜構造の粘弾 塑性応力・変形解析 ー自重を考慮した曲面形状の場合 ー, 膜構造研究論文集 2001, No15, pp.33-39, 2001
- 32) 加藤史郎,吉野達矢,南 宏和: 膜構造物の応力減少に 関する解析的予測, 膜構造研究論文集 '97, No.11, pp.13-21, 1997
- 33) 加藤史郎,吉野達矢,小野智子,南 宏和,瀬川信哉: 織構造格子モデルによる膜構造の粘弾塑性解析 -実験 と解析との比較-,膜構造研究論文集 '97, No.11, pp.1-12,

1997

- 34) Yuichi Koitabayashi, Nobutaka Kashimoto, The Structural Design of the Membrane Roof of Niigata Stadium (Big Swan) and its Subsequent Aging, Proc. of IASS 2013, Wroclaw, pp.1-12, 2013
- 35)陳 商煜,大森博司:膜構造物の簡易膜張力測定装置の 開発,膜構造研究論文集 2005, No.19, 2005
- 36) 佐々木直哉, 坪田張二: 膜張力計測システムの開発, 日本建築学会大会講演梗概集 93, No.7, 1993
- 37) 吉野達矢,加藤史郎; 膜材料の2軸引張破断試験の数値 シミュレーション, 膜構造研究論文集 2003, No.17, pp.1-5, 2003
- 38) Shirop Kato, Tatsuya Yoshino, Hirokazu Minami: Formulation of constitutive equations for fabric membranes based on the concept of fabric lattice model, Engineering Structures 21, pp.691-708, 1999.3
- 39) 日野吉彦,石井一夫: 膜構造解析における材料非線形の 評価, 膜構造研究論文集 94, No.8, pp.35-49,1994
- 40) 日本建築学会:建築物荷重指針・同解説, 2015
- 41) 小竹達也,伊東敏幸,苫米地 司:膜屋根構造物の屋根 積雪荷重評価について, 膜構造研究論文集 95, No.9, pp.79~86,1995
- 42) 星谷 勝,石井 清:構造物の信頼性設計法(4.3節), 鹿島出版, pp.144,昭和61年
- 43) B., Galambos, T.V., MacGregor, J.G., Cornell, C.A.: Development of a Probability Based Load Criterion for American National Standard A58, NBS Special Publication 577, 1980
- 44) 坪田張二,日下彰宏,石田雅利,工藤邦昭,瀬戸裕: 実構造物における膜パネルのリラクゼーション計測,膜構造研究論文集,pp33~36,1998
- 45) 細澤 治,小竹達也,斎藤嘉仁,瀬川信哉:A 種膜材に おける長期クリープ破断,日本建築学会大会学術講演梗 概集(関東),2006
- 46) 瀬川信哉,藤原 淳,吉野達矢: 膜材料のクリーブ破断 特性に関する検討- 円形膜材料の加圧によるクリープ 試験 -, 膜構造研究論文集 2006, No.20, 2006
- 47) 吉野達矢,瀬川信哉,藤原 淳: 膜材料のクリープ破断 特性に関する検討ー円形膜材料の加圧によるクリープ試 験を模擬した応力・変形解析ー, 膜構造研究論文集 2006, No.20, 2006
- 48) 渡邊明之, 佐伯和浩, 加藤精亮, 中出千博:トンネル緩 衝工に用いる膜材料に関する研究, 土木学会第63回年次 学術講演会, pp.307-308, 平成20年
- 49) 渡邊明之, 佐伯和浩, 谷口美佐, 中出千博:トンネル緩 衝工に用いる膜材料の凍結融解に関する研究, 土木学会 第63回年次学術講演会, pp.329-330,平成21年
- 50) 金 熙均,河端昌也: 膜構造の定着部における応力伝達 機構に関する研究 その3 ボルト定着部における膜材料 の伸長および破断性状,日本建築学会大会梗概集,

pp.805-806, 2006

- 51) 播 繁,山田俊一,黒川泰嗣,坪田張二,栗原和夫,山 田登志郎:ユニット式テンション膜構造の実験的研究 (その4 膜取付部の強度試験),日本建築学会大会梗概集, pp.1161-1162,昭和60年
- 52) 播 繁,山田俊一,黒川泰嗣,坪田張二,栗原和夫:膜 材取付部の引張耐力に関する実験的研究,日本建築学会 大会梗概集,pp.299-300,昭和61年
- 53) 吉野達矢,加藤史郎;2 軸引張状態における膜材料の破 断強度の推定, 膜構造研究論文集 2002, No.16, pp.1-6, 2002
- 54) ASCE: TENSION FABRIC STRUCTURES, (edited by R. E. Shaefferr), 1996
- 55) 高浜良弘,谷口徹郎:押えケーブル廻り膜定着部強度試験 結果報告,日本建築学会大会梗概集,pp.1219-1220,1989
- 注

注1 一般には、外荷重が無く初期張力が作用した状態を初期 形状という。この初期形状は膜の初期張力の比で決定される。 膜構造の解析では、原則として、この初期形状から生ずる変位 を解析対象とする。膜は極めて軽量で膜に作用する固定荷重 は多くの場合ほとんど無視できるので、膜の固定荷重が作用し た場合とそうでない場合の違いは小さい。したがって、膜の固定 荷重が作用した場合をもって、近似的に初期状態とすることもあ る。

注2 信頼性と敏感性の略算例

式(36)で信頼性指標と敏感性を検討する。なお、膜応力、 引張破断強度とも計算簡便化のため正規分布と仮定する。

$$\sigma_{xI(mi)} = \omega_{FEM} \left[\omega_{CI} \frac{\sigma_{xI(mi)}^{ini}}{S_{xI(mi)(n)}^{ini}} \cdot S_{xI(mi)(n)}^{ini} + \omega_{CL} \omega_{ST} \frac{\sigma_{xI(mi)}^{e}}{S_{xI(mi)(n)}^{e}} \cdot S_{xI(mi)(n)}^{e} \right] (36-1)$$

ここで、公称値として次の値を仮定する。

設計初期張力 Sⁱⁿⁱ_{xI (mi)(n)} = 2.50kN/m

積雪荷重による増分膜応力 $S_{xI(mi)(n)}^{e} = 34.0$ kN/m 存在膜張力 $\sigma_{xI(mi)}^{ini}$ の平均値は,設計張力に同じと仮定し,変動 係数は 0.5 と設定する。一方,積雪による増分応力の平均値は公 称値 34.0kN/m,その変動係数は積雪荷重の変動係数とほぼ同 じ 0.30 と仮定する。 $\omega_{FEM} \omega_{CI}, \omega_{ST}$ については、一般膜部 を想定し、詳しい計算なしで $\omega_{FEM} = 1.2, \omega_{CI} = 2.0, \omega_{CL} = 1.2, \omega_{ST} = 1.2$ 程度とする。また $\omega = 1.1$ とする。応力集中部では ω_{CL} はもっと大きな値を採用されるであろう。また、定着部について も、膜応力の外力等に対する応答性状を勘案し ω_{FEM} 等を設定 する必要があるのは論を待たない。

したがって、平均値:

 $E[\sigma_{xl(mi)}] = 1.1 \times 1.2(2.0 \times 2.50 + 1.2 \times 1.2 \times 34.0)$ = 6.6 + 64.6 = 71.2kN/m

標準偏差:

 $\sigma[\sigma_{xI(mi)}] = \sqrt{(6.6 \times 0.5)^2 + (64.6 \times 0.30)^2} = 19.7 \text{kN/m}$

タテ方向の破断耐力の平均値と標準偏差は、付録 E-1 を参照 して下記のように仮定する。

 $E[R_{xI(mi)}] = 163$ kN/m, $\sigma[R_{xI(mi)}] = 5.4$ kN/m

したがって信頼性関数の平均値と標準偏差は以下の値

$$E[Z_{xI(mi)}] = 163 - 71.2 = 91.8 \text{kN/m}$$

$$\sigma[Z_{xI(mi)}] = \sqrt{(19.7)^2 + (5.4)^2} = 20.4 \text{kN/m}$$

また,信頼性指標 $\beta[Z_{xl(mi)}]$ が次の値となる。

 $\beta[Z_{xl(mi)}] = 91.8/20.4 = 4.5$

Lindの分離係数 $\alpha = 0.80$, 荷重の分離係数 $\bar{\alpha} = 0.88$ を用いると, 信頼性指標 $\beta=4.5$ に対して公称耐力 $R_{xl(mi)(n)}$ と荷重係数x公称 膜応力の関係が次にように得られる。

 $R_{xI(mi)(n)} = 7.0S_{xI(mi)(n)}^{ini} + 3.8S_{xI(mi)(n)}^{e}$

上記のように ω =1.1, ω_{FEM} =1.2, ω_{CI} =2.0, ω_{CL} =1.2, ω_{ST} =1.2 程度に設定ができる場合には、荷重係数が設計初期 張力に対して7.0,外荷重に対して3.8 程度となる。なお、こ の例では許容破断強度は基準強度 $R_{xI(mi)(n)}$ の1/4 となる。

もし、構造解析精度が高ければ、 ω_{FEM} の値は小さくなり、結果として $E[\sigma_{xI(mi)}]$ と $\sigma[\sigma_{xI(mi)}]$ の値は小さく算定され、信頼性指標 β の数字は高くなる。

この計算からも理解できるように、 ω_{FEM} 、 ω_{CL} 、 ω_{ST} 等のパラメータの精度、初期張力と荷重の平均値と標準偏差の精度が大きな影響を及ぼすことが理解できる。信頼性解析を行う場合には、これらの係数の精度を確保することが肝要となる、

したがって、信頼性指標を定める設計法では、膜の製作精度 や解の精度を上げ、 $\omega_{FEM} \omega_{CL}$ 、 ω_{ST} 等の値を抑えることが できれば信頼性が向上するので、同じ信頼性指標の値にとどめ る場合には、公称短期許容応力を上げることができる。

付録

付録 A 設計膜張力と膜施工時導入膜張力

設計では、施工後ある程度期間が経過した後に安定した膜応 力状態となることを期待しており、無荷重の下でこの安定した状 態を想定して初期状態が設定され、対応して初期張力が定めら れる。この初期張力を設計初期張力とする。ただし、一般に膜自 重は無視できるほどに小さいので膜自重の影響は殆ど無い。初 期形状を初期曲面という。多くの場合、タテ糸方向、ヨコ糸方向 の初期張力が等しくなる状態(等張力状態)を設定し、かつ、2~ 3kN/m 程度の大きさが設計初期張力として設定される。

膜施工時には設計張力より大きめの 6~7kN/m 程度の張力が 導入される。この当初に導入される張力は, 膜材料の粘性特性 (リラクゼーション, 応力緩和)により時間とともに低下する。現状 は, ある限度(再張力限界)より低下する場合には, 張力の再導 入を行う管理体制がとられている。 たとえば、文献[34]によれば、膜施工から 12 年経過した時 点で、平均タテ糸方向応力 3500N/m、標準偏差 1500N/m(変動 係数 0.43)とある。また、施工時張力 6.4KN/m、設計張力 2kN/m 程度を想定した文献[24]によれば、約 100 日後の膜張力(ロッ ド張力から理論予測値)148kg/m(理論予測値 190kg/m の 78%), 設計張力 2kN/m に対して計測膜張力が約 74%(施工時張力の 6.4KN/m の 23%)であったと報告されている。存在張力の大き さにより、外力に対する応答は異なるので、信頼性解析にあ ってはこれらの変動を考慮する必要がある。しかし、長期間 にわたる張力の観測データの蓄積例は少ない。

膜施工時に導入される張力は、文献[24]にあるように、裁 断パーツの縮小率および膜施工後のリラクゼーションを考慮 する必要があるが、上記のように長期にわたる観測データは 少ない。信頼性解析には、単に設計張力でなく、膜施工後の 膜面の各部の存在膜張力の統計データが必要となる。

付録 B F E M の基本式 付録 B-1 膜要素のひずみ

曲面座標系の膜の工学ひずみの誘導,8節点アイソパラメトリック要素による膜の形状解析,非線形解析は文献[11,12,13,17]を参照されたい。精度の高い解が得られている。

一般には平面要素の膜のひずみとして工学的には以下の式 が採用されている[1]。

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial x}\right)^2 + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial x}\right)^2 + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x}\right)^2 \tag{(1-1)}$$

$$\varepsilon_{y} = \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial y}\right)^{2} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial y}\right)^{2} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial y}\right)^{2}$$
([†]1-2)

$$\gamma = \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial u}{\partial x} \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial w}{\partial y}$$
(⁽¹⁾ 1-3)

本文の式(1)では、幾何非線形項の影響の誘導を簡略に示すため面内変位u, vの非線形項を省略してある。u, vの非線形項 を考慮した膜構造の非線形解析の基本式は、本文と同様に誘 導できる。結果として、式(6)は以下の変更となる。

$$\begin{bmatrix} B(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix} \leftarrow \begin{bmatrix} B(u_A, u_B, u_C) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B(v_A, v_B, v_C) \end{bmatrix}$$

+
$$\begin{bmatrix} B(w_A, w_B, w_C) \end{bmatrix}$$
($\ddagger 2-1$)

$$C_{XX}(w_A, w_B, w_C) \Leftarrow C_{XX}(u_A, u_B, u_C) + C_{XX}(v_A, v_B, v_C) + C_{XX}(w_A, w_B, w_C)$$
(† 2-2)

等。なお,多くの場合,膜の幾何学的非線形の影響は,面外変 位wによって生ずる。

付録 B-2 定ひずみ三角形要素の剛性等の誘導

タテ糸・ヨコ糸座標系(x, y, z)の変位を u, v, w とする, 3角形定 ひずみ要素では, 要素内の変位は次の式で表される。

$u = a_1 x + a_2 y + a_3$	
$v = b_1 x + b_2 y + b_3$	(付3)
$w = c_1 x + c_2 y + c_3$	

3 角形の頂点 A, B, C の座標を, (x_A, y_A), (x_B, y_B), (x_C, y_C)とす る。付 3 の係数(a₁, a₂, a₃), (b₁, b₂, b₃), (c₁, c₂, c₃)は次の関係と なる。

$$\begin{array}{c} a_{1}x_{A} + a_{2}y_{A} + a_{3} = u_{A} \\ a_{1}x_{B} + a_{2}y_{B} + a_{3} = u_{B} \\ a_{1}x_{C} + a_{2}y_{C} + a_{3} = u_{C} \end{array} \left\{ \begin{array}{c} a_{1} \\ a_{2} \\ a_{3} \end{array} \right\} = \left[\begin{array}{c} g_{11} & g_{12} & g_{13} \\ g_{21} & g_{22} & g_{23} \\ g_{31} & g_{32} & g_{33} \end{array} \right] \left\{ \begin{array}{c} u_{A} \\ u_{B} \\ u_{C} \end{array} \right\}$$
([†]4)

$$b_{1}x_{A} + b_{2}y_{A} + b_{3} = v_{A} b_{1}x_{B} + b_{2}y_{B} + b_{3} = v_{B} ; \begin{cases} b_{1} \\ b_{2} \\ b_{3} \end{cases} = \begin{bmatrix} g_{11} & g_{12} & g_{13} \\ g_{21} & g_{22} & g_{23} \\ g_{31} & g_{32} & g_{33} \end{bmatrix} \begin{cases} v_{A} \\ v_{B} \\ v_{C} \end{cases}$$
($(f 5)$

$$c_{1}x_{A} + c_{2}y_{A} + c_{3} = w_{A} c_{1}x_{B} + c_{2}y_{B} + c_{3} = w_{B} c_{1}x_{C} + c_{2}y_{C} + c_{3} = w_{C}$$

$$c_{1}x_{C} + c_{2}y_{C} + c_{3} = w_{C} + c_{2}y_{C} + c_{2}y_{C} + c_{3} = w_{C} + c_{2}y_{C} + c_{2}y_{C} + c_{3} = w_{C} + c_{2}y_{C} + c_{2$$

ここで、 $\begin{bmatrix} g_{ij} \end{bmatrix}$ は、 次のマトリックスとする、

$$\begin{bmatrix} g_{11} & g_{12} & g_{13} \\ g_{21} & g_{22} & g_{23} \\ g_{31} & g_{32} & g_{33} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_A & y_A & 1 \\ x_B & y_A & 1 \\ x_C & y_A & 1 \end{bmatrix}^{-1}$$
(\textcircled{f} 7)

線形ひずみは、式(4)であるので、次式がえられる。

$$\begin{split} B_{11} &= g_{11} \\ B_{13} &= (g_{11}w_A + g_{12}w_B + g_{13}w_C)g_{11} \\ B_{14} &= g_{12} \\ B_{16} &= (g_{11}w_A + g_{12}w_B + g_{13}w_C)g_{12} \\ B_{17} &= g_{13} \\ B_{19} &= (g_{11}w_A + g_{12}w_B + g_{13}w_C)g_{13} \\ B_{22} &= g_{21} \\ B_{23} &= (g_{21}w_A + g_{22}w_B + g_{23}w_C)g_{21} \\ B_{25} &= g_{22} \\ B_{26} &= (g_{21}w_A + g_{22}w_B + g_{23}w_C)g_{22} \\ B_{28} &= g_{23} \\ B_{29} &= (g_{21}w_A + g_{22}w_B + g_{23}w_C)g_{23} \\ B_{31} &= g_{21} \\ B_{32} &= g_{11} \\ B_{33} &= (g_{11}w_A + g_{12}w_B + g_{13}w_C)g_{21} + (g_{21}w_A + g_{22}w_B + g_{23}w_C)g_{11} \\ B_{34} &= g_{22} \\ B_{35} &= g_{12} \\ B_{36} &= (g_{11}w_A + g_{12}w_B + g_{13}w_C)g_{22} + (g_{21}w_A + g_{22}w_B + g_{23}w_C)g_{12} \\ B_{37} &= g_{23} \\ B_{38} &= g_{13} \\ B_{39} &= (g_{11}w_A + g_{12}w_B + g_{13}w_C)g_{23} + (g_{21}w_A + g_{22}w_B + g_{23}w_C)g_{13} \\ B_{12}, B_{15}, B_{18}, B_{21}, B_{24}, B_{27} = 0 \end{split}$$

$$C_{XX33} = g_{11}g_{11}, C_{XX36} = g_{11}g_{12}, C_{XX39} = g_{11}g_{13}$$

$$C_{XX63} = g_{12}g_{11}, C_{XX66} = g_{12}g_{12}, C_{XX69} = g_{12}g_{13}$$

$$C_{XX63} = g_{12}g_{11}, C_{XX66} = g_{12}g_{12}, C_{XX69} = g_{12}g_{13}$$

$$C_{YY33} = g_{22}g_{21}, C_{YY36} = g_{21}g_{22}, C_{YY39} = g_{21}g_{23}$$

$$C_{YY63} = g_{22}g_{21}, C_{YY66} = g_{22}g_{22}, C_{YY69} = g_{22}g_{23}$$

$$C_{YY93} = g_{23}g_{21}, C_{YY66} = g_{23}g_{22}, C_{YY99} = g_{23}g_{23}$$

$$C_{XY33} = g_{11}g_{21}, C_{XY36} = g_{11}g_{22}, C_{XY39} = g_{11}g_{23}$$

$$C_{XY63} = g_{12}g_{21}, C_{XY66} = g_{12}g_{22}, C_{XY69} = g_{12}g_{23}$$

$$C_{XY93} = g_{13}g_{21}, C_{XY66} = g_{13}g_{22}, C_{XY99} = g_{13}g_{23}$$

$$C_{XY93} = g_{13}g_{21}, C_{XY96} = g_{13}g_{22}, C_{XY99} = g_{13}g_{23}$$

$$C_{XY93} = g_{13}g_{21}, C_{XY96} = g_{13}g_{22}, C_{XY99} = g_{13}g_{23}$$

$$C_{XY93} = g_{13}g_{21}, C_{XY96} = g_{13}g_{22}, C_{XY99} = g_{13}g_{23}$$

$$C_{XY93} = g_{13}g_{21}, C_{XY96} = g_{13}g_{22}, C_{XY99} = g_{13}g_{23}$$

$$C_{XY93} = g_{13}g_{21}, C_{XY96} = g_{13}g_{23}, C_{YY99} = g_{13}g_{23}$$

$$C_{XY93} = g_{13}g_{21}, C_{XY96} = g_{13}g_{23}, C_{YY99} = g_{13}g_{23}$$

$$C_{XY93} = g_{13}g_{21}, C_{XY96} = g_{13}g_{23}, C_{YY99} = g_{13}g_{23}$$

$$C_{XY93} = g_{13}g_{21}, C_{XY96} = g_{13}g_{23}, C_{YY99} = g_{13}g_{23}$$

$$C_{XY93} = G_{13}g_{21}, C_{XY96} = g_{13}g_{23}, C_{YY99} = g_{13}g_{23}$$

$$C_{XY93} = G_{13}g_{21}, C_{XY96} = g_{13}g_{23}, C_{YY99} = g_{13}g_{23}$$

$$C_{XY93} = G_{13}g_{21}, C_{XY96} = g_{13}g_{23}, C_{YY99} = g_{13}g_{23}$$

$$C_{XY93} = G_{13}g_{21}, C_{YY96} = g_{13}g_{23}, C_{YY99} = g_{13}g_{23}$$

$$C_{XY93} = G_{13}g_{21}, C_{Y96} = g_{13}g_{23}, C_{Y99} = g_{13}g_{23}$$

$$C_{XY93} = G_{13}g_{21}, C_{Y96} = g_{13}g_{23}, C_{Y99} = g_{13}g_{23}$$

$$C_{Y93} = G_{Y9}, C_{Y9}, C_{Y9},$$

$$C_{YXii} = C_{XYii} \tag{(10)}$$

付録 C 増分膜剛性および裁断に伴うタテ糸の方向の変化 増分弾性剛性

膜の構成式は要素ごと、応力比ごと、応力レベルごとに異なるが、実用的に使用される線形化された増分構成式として日本膜構造協会の膜構造の建築物・膜材料等の技術基準及び同解説[1](計算例 5.4、ページ 168)には、以下の増分剛性が紹介されている。なお、式(26)に対応するように変形してある。

高応力に対して

	2,330kN/m	886kN/m	0]
$[E_{m \ 0(n)}] =$	886kN/m	1,330kN/m	0
	0	0	63.5kN/m

低応力に対して

$[E \dots] =$	260kN/m	200 kV/m 294 kN/m	0	
$L^{2}m 0(n)$	0	0	63.5 <i>k</i> N/m	

が例示されている。なお、高応力は2~3kN/m以上、低応力は2 ~3kN/m未満と想定される。高応力は、2~3kN/m 程度の初期 張力が安定的に導入された状態に外荷重が作用し、膜応力が 30~40kN/m程度まで増加する場合を想定している。さらに荷重 が増加すれば増分剛性がこれよりも高くなるので信頼性解析で は、膜の破断に関係する高応力の増分剛性が必要となる。

増分剛性の誘導について、石井[8,9]が詳しく解説している。 膜材料の特性の詳細な解説、また、より精度の高い構成式の誘 導について織布の構造を考慮した方法が紹介されている。

線形化された剛性は一般に膜応力が大きい比ほど大きくなり 対応して積雪荷重時には剛性が高いほど発生応力が大きくなる 傾向がみられる。また,積雪荷重や風荷重に対する膜応力は剛 性に敏感に反応するので,また,膜の剛性はロットごとに変化す るので,定められた実験方法(2 軸引張試験[1,9])で確認して用 いる必要がある。

したがって、上記の弾性係数は膜応力の大きさによって変化 させる必要があるので膜の各部で異なる値を用いる必要がある が、実際の設計では工学的に許容される近似値として、膜応力 の大きさにかかわらず膜全体に対して共通した値を適用してい る。信頼性解析では特に高応力となる膜部分(応力集中部)等の 応力を対象とするので,精度よく膜応力,変位を求めるには,発 生する応力比に対応した,かつ,材料強度付近を対象とする弾 性係数を使用する必要がある。

タテ糸の方向の変化

また, 膜構造解析では, 図2に示すタテ糸の方向を示す角度 αが必要となる。ここで, 設計時に膜応力解析を行うにあたり, タ テ糸方向を設定する。しかし, 実際の裁断パーツの膜要素のタ テ糸方向が設計時のタテ糸方向と必ずしも一致しない場合が十 分に考えられる。

膜施工後ある程度経過した時点の初期張力の値の不確定性, また,線形化された平均的な増分剛性に近似度等など,それら の不確定性と含めれば構造解析の応力の精度はそれほど高い とは言えない[54]。この点も勘案して比較的高い安全率が設定 される。国内の設計[1]では,その他の各種の要因と合わせて, 膜一般部に対して長期荷重に対して 8,短期荷重に対して 4 が 適用されている。

信頼性解析では,設計初期張力,弾性係数,タテ糸の角度の 平均値,変動係数,確率分布関数が必要となる。現状では,こ れらを十分適切に定める基礎データは見当たらない。したがっ て,データの蓄積を図るとともに,解析では妥当な仮定のもとに これらの数値を設定することになろう。

多段線形近似による弾塑性構成式

文献[24, 25, 26, 27, 28, 29, 30, 31]によれば同一膜構造の中 で膜内の位置により応力比が大きく変化することが実験あるい は解析で示されている。荷重の変化とともにこの荷重比も変化 する。

このような荷重比の変化に追随できる構成方程式として、多段 線形近似による構成方程式がある。これは、応力比空間に表示 された3次元的表示の構成方程式[10]であり、20 段階の応力の 大きさに応じて定義されており、精度良く効果的に使用できる。 ただし、クリープやリラクゼーションを伴う場合や繰り返しひずみ 履歴などには対応できない。

織構造格子モデルによる増分剛性

応力比,応力の大きさを考慮できる織構造格子モデル[11, 12,13,37,38]が提案されて高応力域(50kg/cm)までの実験との 比較から妥当性が検討されている。また,同じ織構造格子モデ ルを用いて材料の粘弾塑性に対応する構成方程式[32]が提案 され実験との比較[33]から妥当性が検討されている。

付録 D 膜の裁断形状,導入張力と残存膜応力

付録 D-1 裁断パーツの縮小率およびリラクゼーション

膜の裁断パーツ作成では適切な初期張力を導入するため膜 はあらかじめ適切に小さく裁断されている。複数の裁断パー ツを接合して膜パネルが製作される。膜施工後に適切な初期 張力を導入するためには、それぞれの裁断パーツを適切な縮 小率で作成する必要がある。文献[24]によれば、膜パネルの施 工性、クリンプ交換と粘弾性特性を考慮した上で、施工時張 力を 6.4KN/m、設計張力 2kN/m 程度を想定し、タテ糸方向と ヨコ糸方向の縮小率はそれぞれ 0.5%、4.0%が提案され、さ らに長時間にわたるモックアップ試験体(シアフィル IIA)に ついての実測値が報告されている。かつ, 膜材料の粘弾性特 性を考慮した膜施工機構, 張力導入サイクルの工夫・研究の 必要性が強調されている。実測例では, 膜張力導入(約1日間), 25日後の膜張力(ロッド張力から理論予測値)225kg/m,約100 日後の膜張力(ロッド張力から理論予測値)148kg/m(理論予測 値 190kg/m の78%)と報告されており,設計張力2kN/mに 対して計測膜張力が約74%(施工時張力の6.4KN/mの23%)で あったと報告されている。

織布のガラス繊維にフッ素樹脂をコーティングした PTFE 膜材料は、2kN/m 程度の低応力では、外力が与えられた時点 ではコーティング材も相当の応力を負担する。しかし、粘弾 性特性のあるコーティング材では、時間の経過により、タテ 糸およびヨコ糸方向の材料が当初負担していた応力はリラク ゼーション(応力緩和)のため低下し、応力をガラス繊維が負 担するようになる。また、織構造の特性から応力の変化によ りガラス繊維にクリンプ交換が生じ当初の裁断形状から変化 する。この形状変化により膜施工直後に導入された張力は変 化する。このため、裁断パーツの作成時には、長期にわたる 応力・変形性状を想定して縮小率が定め、長期にわたる応力 の変化の後に等張力となるようにタテとヨコの寸法を適切に 縮小して製作する必要がある。

PTFE 膜材料の材料特性は、材料としての不確定性のため 適切な縮小率で製作されたとしても、展張・定着時作業の不 可避の誤差や長期間の荷重遍歴が原因して等張力からずれる。 信頼性解析では、長時間後の応力の統計的基礎データ(導入後 の安定した張力の平均値、変動係数等)が必要となる。

初期張力の統計値の把握には、2 軸応力下の、また、異な る応力の大きさの下の PTFE 膜材料の粘弾性特性の実験的研 究[24,34]、また、織格子構造による構成側等[11,12,13] が必要となる。文献[32,33]では、PTFE 膜材料の粘弾塑性を 考慮して、リラクゼーションと積雪荷重を対象にした HP 膜 の応力・変位性状の時間的経緯の解析的研究があるものの、 実験を伴う研究が不足している。

付録 D-2 実構造物のリラクゼーション

計測期間 1 年にわたる実測文献[44]によれば,設計膜張力 (両方向)300kg/m に対して,抑えケーブル緊張(5.5tf)した竣工 直後は、タテ、ヨコの膜張力はそれぞれ 390 kg/m(変動係数 0.03)と 380 kg/m(変動係数 0.02), 1 年後には、タテ糸は平均で 390×0.79 = 308 kg/m(変動係数 0.02), ヨコ糸は 380×0.91 = 350 kg/m(変動係数 0.01)に変化したことが報告されている。一方, 施工中は、施工直後の膜応力を基準としてタテ糸方向は 390 ×0.57 = 220 kg/m(変動係数 0.19),タテ糸方向は 380×0.74 = 220 kg/m(変動係数 0.11)が報告されている。

付録 D-3 実構造物のリラクゼーション

計測期間 12 年にわたる計測[34]によれば、A 種膜、設計張 力 2kN/m,再張力導入限界 1.6kN/m に対して初期導入張力 4 ~7kN/m の実構造物の 12 年間にわたる計測結果(春季の積雪 の融解後)が報告されている。張力の数値は、発表の図からの 読み取り値である。

測定時期	糸	平均	標準偏差	変動	
完成から	方向	[N/m]	[N/m]	係数	
2年日	タテ	4600	1400	0.30	
2 平日	л п	2750	950	0.35	
5 年日	タテ	3000	1800	0.60	
3 中日	л л	2500	550	0.22	
7 年日	タテ	4250	1400	0.33	
/ 平日	л л	2350	1050	0.45	
12 年日	タテ	3500	1500	0.40	
12 十日	П	2000	1000	0.50	

付表1 残留張力

時間経過で残存張力は低下し, 張力の変動係数は増加する。 変動係数は, 鋼構造の強度のそれに比べて大きな値である。

付録 E 膜材料の強度, 強度の経年変化

付録 E-1 A 種膜材料の材料強度

1 軸引張試験による材料強度[本研究に当たり収集した資料 (2014 年段階)]の結果は、付表 2 の通りである。ただし、破断強 度は変形前の長さに対して適用した値である。また、試験片形 状は幅 30mm、長さ 200mm である。

国内の膜構造については,許容応力度設計では,膜面の応力については,長期荷重に対しては材料強度の8分の1,短期荷重に対しては4分の1が使用される。つまり,材料安全率として長期8,短期4としている。

信頼性解析では,許容応力度設計と同様に,経年変化を考慮して定めた膜面のタテ糸,ヨコ糸の強度相関だけでなく,定着部,溶着部等の強度の統計値(平均値,返答系巣,確率分布)が必要となる。

	糸	平均值	標準偏差	基準強度	変動
	方向	N/cm	N/cm	N/cm	係数
PTFE	力テ	1400	(1	1310	0.04
膜材料	91	1490	01	=1490-3x61	0.04
(膜厚	Ĭ	1210	102	901	0.00
0.6mm)	1	1210	105	=1210-3x103	0.09
PTFE	な子	1620	54	1470	0.04
膜材料	// 1050		34	=1630-3x54	0.04
(膜厚	Ţ	1460	80	1220	0.06
0.8mm)	17	1400	80	=1460-3x80	0.00

付表2 A 種膜材料の材料強度

付録 E-2 A 種膜材のクリーブ試験およびクリープ後の引 張強度[45]

- 対象ロットの破断強度の平均 172.5kN/m:試験片(幅 30mm, 標線間 200mm, 200mm/min) 規格強度 1373N/cm, 逆算した標準偏差 117. 3N/cm
- 2) 載荷条件:1軸載荷,90 日,試験片(幅 30mm,標線間 200mm)

破断強度に対す	破断状況	クリープ後の強
るクリーフ何重		度保持率
50%	クリープ5時間弱	
863N/cm	で破断	
40%		約92%
690N/cm	90 日本地区的	1587N/cm
30%	00日丰石地形	約83%
518N/cm	70日/1110月	1431N/cm

付表3 破断状況と強度保持率

付録 E-3 A 種膜材料のクリープ破断特性

文献[46, 47]では以下の研究が報告されている。 材料の破断強度:176kN/m(1軸引張試験)

載荷条件:水圧下の周辺固定円形膜(直径 50cm, 2 軸引張)破 断にあっては、ともに、円形の周辺支持部でヨコ糸方法に破断 線が生じてタテ糸が破断,破断時の相対変形角は、約 0.28 とな っている。付録 E-2, E-3 に拠れば、積雪荷重を長期とみなす場 合には、信頼性解析において、このような雪荷重の再現期間内 の発生確率を算定するとともに、膜材の破断強度を時間依存と して評価する必要がある。

破断強度に		最終	
対する推定	破断状況	中央部	備考
発生張力		変位	
50%	42 秒後に		
(880kN/m)	タテ糸破	77mm	
(000K1N/111)	断		
400/	47 分後に		
40% (704kN/m)	タテ糸破	70mm	
	断		
220/	24 日後に		相対変形角約 0.28
33 %	タテ糸破	70mm	
(528kN/m)	断		
			相対変形角約 0.26
25%	90 日未破	C A	変形が放物線と仮
(440kN/m)	断	64mm	定すると折れ曲が
			りは,約27度

付表4 破断状況

付録 E-4 2軸応力下の破断数値解析

膜材の破断強度は、付録 E-1 にあるように1 軸引張試験で 確認されている。実際の膜は2 軸応力を受ける。したがって 膜の破断を解析で評価するには、種々の応力比の2 軸引張試 験で膜材の破断強度を前もって知る必要となる。しかしなが ら、現在、2 軸引張試験による破断実験結果は殆ど無い。

文献[46]では、水圧を受ける周辺支持の円形膜のクリープ を伴う変形・応力解析を行っているものの破断については言 及していない。文献[47]では、1軸引張強度(実験値、タテ

1820N/m, ヨコ1593N/m)の膜材の2軸引張試験の模擬数値解 析(試験体の耳無し)を行い、タテ糸とヨコ糸の破断強度の相 間曲線を求めている。変形後の長さあたりで引張強度を評価 すると、ほぼ等張力の場合には、膜応力(変形後の長さあたり) が1軸破断強度(タテ)の86%程度に低下する結果を得ている (なお,変形前の応力では,1軸破断強度(タテ1821N/m)の96%), FEM 解析では、変形後の長さを考慮して破断を判断する必要 性を指摘している。また、2 軸試験辺の端部にスリットを入 れた試験膜の破断数値実験[53]を行っている。この場合、ほ ぼ等張力加力において、試験膜中央部でなく、試験膜の角部 で応力集中がおこり、1 軸引張強度(タテ 1821N/m)の 64%の 膜応力(変形後の長さあたり)でヨコ糸が破断している。この 結果から実験による2軸応力下の破断応力の評価方法のむつ かしさを指摘している。この結果を評価方法としてではなく、 応力集中として理解すれば,破断においては膜の応力集中, 膜材の定着部の剛性の不均一さ等に配慮が重要なことが理解 できる。

なお、指針[2]では、式(43)で示すように軸応力に対して相 関強度による破断荷重の低減を考慮している。

付録 E-5 材料強度の経年変化

長期間の供用を考えると、指針[2,3]にあるように経年変化 を考慮した一般部の膜強度、定着部の強度の統計値が必要と なる、公表されたデータの収集と分析が必要である、付録 E-2 の例では、90 日後の強度保持率が 83%と報告されている、

付録 F A種膜の破断強度,疲労強度

付録 F-1 膜定着部の疲労強度

トンネル用膜構造のモックアップ実験[48, 49]により以下の結果が報告されている。

定着疲労試験(5Hz) 幅 300mmx長さ 300mm,厚さ 0.8mm 定着部静的破断強度(幅 500mm, 50mm/min) 94.8kN/m 繰返回数 N=10 の破断強度 78~79kN/m(図の読み取り) 繰返回数 N=100 の破断強度 62~64kN/m(図の読み取り) 繰返回数 N=1000 の破断強度 52~54kN/m(図の読み取り) 定着部の破断疲労強度は、1 軸引張試験の結果から大きく低 下する可能性が読み取れる。また、定着方法によっても強度が 異なるので、疲労が問題となる場合、信頼性解析では、設計仕 様に対応した実験から強度、強度の統計値を求める必要がある

付録 G 定着部の破断強度

定着部の破断強度は定着部のクランプ、ロープの軟硬が影響すると考えられ、現状の設計では実験で確認した破断強度 が使用される[1,50,51,52]。設計毎に定着部が異なる可能性が 高いので、一般的に統計値を得ることは困難と思われる。こ のような場合には、設計破断強度(それぞれの実験の下限値) を平均値として、また、母材の変動係数を流用して信頼性を 算定することとなろう。

付録 G-1 定着部の強度

定着部の設計では、実験により破断強度を定める必要がある。 日本膜構造協会等の膜構造の建築物・膜材料等の技術基準及 び同解説[1](計算例1の8節,ページ209)には、ボルトピッチ 200mm, FB-60x9 (A-6061)について以下の破断強度が紹介さ れている、信頼性解析では、これらについての統計値(平均値、 変動係数、確率分布)が必要となる。

冬卡白		母材強度	定着部引張強	定着部強度/母		
术力问	[kN/m]	度 [kN/m]	材強度			
	タテ	147.15	113.99	77.4%		
	EE	117.72	108.20	91.9%		

付表5	定着部の強度
-----	--------

付録 G-2 定着部の破断強度

文献[50]では、膜材料 A 種(0.8mm)について、アルミクラン プ定着部(表では AC)およびフラットバーとボルトによる定 着部(表では F+B)の破断強度(試験片 500mmx50mm)が報告さ れている、引張ひずみ速度などの詳細な数字が明記されてい ないが、以下のような結果である。なお、A 種膜の破断強度 が明記されていないので下表では想定値を用いた。また、ア ルミクランプは1体、フラットバーとボルトによる定着部は、 ボルト締め付け力の大小、端部ロープの軟硬に応じた合計 12 体この結果が図で示されており、この図から破断強度の下限 と上限を読み取ったものである。ボルト締め付け力の大小、 端部ロープの軟硬で定着破断強度が変化している。

	门衣 0 足指印刷 加肉皮					
	糸 方 向	平均母材強度 [kN/m] (付録 E-1 に よる想定)	定着引張強度 [kN/m] (図の読取値)	定着引張強 度/平均母 材強度		
AC	タテ	163	135~140	0.83~0.86		
	ヨコ	146	100	0.68		
F+B	タテ	163	80~120	0.49~0.74		
	ЭJ	146	70~100	0.50~0.68		

付表6 定着部の破断強度

付録 G-3 定着部の破断強度

文献[51, 52]では、A 種膜(厚さ 0.7mm)、試験片(幅 700~900mm×長さ 900mm による破断強度が報告されている。それぞれ3体の破断強度の平均値として下表の結果が示されている。

付君	₹7	定着部の破断強度

		糸	最大強度	在海中河	
		方向	[kg/cm]	收录认优	
ハト目形式	TV A	タテ	67.0		
	11-A	Ц	56.2	浓美加加斯	
	TVD	タテ	73.5	俗有即败时	
	1 I -D	ЭЛ	80.0		
アルミクランプ	TY-C	タテ	80.8	抜け出し	
	TY-D	タテ	105.0	膜材一般部破断	

付録 H 応力集中

定着部の位置では膜に定着用の穴を開け、有限長さのクラン プで固定される。この場合には、穴の近傍あるいはクランプの不 連続部では、応力集中の危険がある。このような場合には比較 的低い平均膜応力で破断の危険があり、これを避けるには適切 な補強膜が必要である。

また、穴等がなくても、膜の定着部等の剛性の不均質さ、あるいは、傷等があれば、これが応力集中を生起させ、やはり比較的低い平均膜応力で破断する危険があり、このような場合にはこれを避けるための補強が必要である。

信頼性解析ではこれらの要因を反映させて損傷を評価する 必要がある。また、荷重を受け膜の面積および膜の長さが増 加しており、雪や風荷重は変形前の面積で評価するものより も大きくなっている。応力集中が無い場合でも、面積の増加 による荷重の増大と要素辺の増大の効果を、係数 1.2 程度で 評価するのも一案である。

FEM 等の構造解析プログラムの中で上記要因の影響を考慮してない場合には、信頼性解析においてこれら影響を含める必要がある。どの程度の数値として見積もるかは今後の問題である。

付録 [設計荷重

付録 I-1 荷重の再現期間

日本建築学会・建築物の限界状態設計指針[5]によれば、荷 重の大きさ(公称荷重)を設定する場合,100年再現期間期待値 あるいは99%非超過値としている。年、使用限界状態設計で は1年としている。

また, 膜は荷重を受け伸びており, FEM の要素の辺長が長く なっているので, 変形後の長さに対しては, 破断強度は低下 する。

付録 I-2 基準期間

日本建築学会・建築物の限界状態設計指針[5]によれば,安 全性を評価する期間(基準期間)として,終局限界状態では50年, 使用限界状態では1年としている,

付録 J 鋼構造骨組の特性について

付録 K ケーブルの特性について

付録 L プレストレス部材について

上記 J-L についても,統計値の収集が必要であるが,これら については,各設計規準等を参考に定めることとなる。一般には, 膜にくらべ剛性が高く変動性も少ないので,信頼性解析では当 面,確定値として解析することとなろう。

Fundamental Equation for Reliability Analysis of Tensile Membrane Structure attached to

Steel Space Structure

Reduction of Reliability Function using Perturbation

Shiro Kato^{*1)} Tatsuya Yoshino^{*2)}

A fundamental equation for reliability analysis of a membrane structure attached to a steel space structure is proposed using a concept of perturbation of a nonlinear equilibrium equation considering interaction between a membrane and its supporting steel space structure. First, the nonlinear equilibrium equation is formulated based on FEM considering the material and geometrical nonlinearities of a membrane structure including the effect of initial tension introduced into the membrane structure. Second, the membrane stresses in the warp and fill directions are formulated by a concept of perturbation method, in which main probabilistic structural parameters are initial tensions introduced into membrane strength, warp or fill stress, and a stress effect due to external load, snow or wind. The reliability function is nonlinear in general to be solved by AFOSM already established and validated past by researchers.

Several discussions on probabilistic parameters are also provided. The reason why magnitudes of membrane stresses, being assumed bi-axially equal under initial stress introduction, are non-uniform even in an initial equilibrium without an external load. Experiments, on-site measurements and FEM analysis on membrane stresses, performed by Japanese researchers, are introduced and explained with not only measured data but also FEM simulations, all showing the effects due to crimp interchange, visco-elasticity of the fabric material, membrane cutting patterning, and on-site development of membrane fabrics to structural steel members.

*1) Ph. D., Emeritus Professor, Toyohashi University of Technology

*2) Ph. D., Advanced Structures R&D Department, Taiyo Kogyo Corporation

[第2編 報告·概説]

霊友会弥勒山エアードーム解体に伴う空気膜構造屋根の性能確認試験

丹野 吉雄*1、 山本 秀一*2、 高橋 拡*³ 斉藤 嘉仁*⁴、 小泉 慎*⁵、 鈴木 実*⁶ 大塚 徹*⁷

はじめに

霊友会弥勒山エアードームは、1984年10月に我が国初の 恒久空気膜構造建築物として静岡県賀茂郡東伊豆町大川の 地に建設された、膜屋根の規模が約36m×28mという小規 模な建物である。当時、建設各社が技術開発のために建設し た仮設実験施設などと比較しても、規模においてそれ程大き な差異は無いが、建築物の位置付けとしては従来の仮設建築 物から恒久建築物へと大きく飛躍する建築であった。

霊友会弥勒山エアードームの設計及び施工の経験は、同時期に並行して設計が進められていた(仮称)後楽園エアードーム(現東京ドーム)への貴重な経験として受け継がれた。 我が国の大規模空気膜構造実現の重要なマイルストーンとして位置付けられる建物といえるが、建設後29年間を経た2013年5月にその役割を終え解体されることとなった。

本報告は解体に先立ち、空気膜構造を構成する各要素の耐 久性や、建設当時立案した膜材の維持補修計画等の妥当性の 確認などを目的として調査及び検証を行ったものである。

1. 霊友会弥勒山エアードームの概要

1.1 建築の概要

建築主	霊友会
建築地	静岡県賀茂郡東伊豆町大川字本野
建物用途	体育館
設計者	株式会社的中工務店
施工者	株式会社的中工務店
工期	1983年9月~1984年10月
建築面積	1, 924 m ²
延べ床面積	2, 029 m ²
軒 高	7.6m
階 数	地上2階
構造種別	主体構造 RC 造
屋根構造	低ライズケーブル補強空気膜構造
屋根スパン	36. 49m×28. 00m

* 1	㈱竹中工務店	設計本部		
* 2	㈱竹中工務店	先進構造エンシ	゛ニアリンク	゛本部
* 3	㈱竹中工務店	技術研究所	建設	材料部
* 4	太陽工業(株) 2	と間デザインカンハ	° =-	設計本部

1.2 屋根構造の概要

①屋根形状

ケーブル間隔 6.75m、対角方向各3本配置

ロングケーブル スパン 34.823m ライズ 3.500m ショートケーブル スパン 29.319m ライズ 3.013m ②ケーブル仕様

構造用スパイラ	ルロープ	$1 \times 37 34 \phi$	(A種1級)
断面積	€ 6.93 cm²、	切断荷重	95.6 ton
解析用弹性係数	な 常時用	E 1=1. 0×10^{6}	kg/cm²

その他 E2=1.6×10⁶ kg/cm^{*}

③膜 材

PTEF コーティングガラス繊維布			0.8mm
タテ糸方向:	一軸引張強度	150	kg/cm
	解析用引張剛性	1540	kg/cm
ヨコ糸方向:	一軸引張強度	120	kg/cm
	解析用引張剛性	680	kg/cm
解析用せん断	剛性	86	kg/cm



写真 1-1 竣工当時の霊友会弥勒山エアードーム (1984)

* 5	中興化成工	業(株)	アーキ・エクスホ゜ートフ゜ロタ゛クト部
* 6	神鋼鋼線工	業(株)	エンジニアリング事業部
* 7	(㈱タケチ	技術部	タ・イヤロックク・ルーフ。

1.3 屋根構造の設計概要

①設計何里	厔根目里	約 8kg/ mi
	風荷重	設計用速度圧
		q=60 · $H^{1/2}$ =220 kg/m ²
	風圧係数	風洞実験に基づき設定
	積雪荷重	最大積雪深 60 cm、
		120 kg/m ² の均等分布荷重を設定
②解析手法	膜材とケー	ブル材のリンクリング及び
	膜材の異方	性を考慮した幾何学的非線形解析

1.4 内圧制御の概要

①内圧設定値

平常時		25	mmAq
強風時	(平均風速が 15m/秒を越える場合)	60	mmAq
積雪時	(降雪を感知した場合)	60	mmAq
	(積雪が約17cmを超えた場合)	100	mmAq
	(積雪が約 30cm を超えた場合)	145	mmAq

②送風設備

ターボファン型外調機 2台、

各能力:200 m³/分×230mmAq×15kw,

回転数制御による可変風量

予備送風機

能力:200 m³/分×225mmAq×	15kw	,定風量型
予備機を含めた総送風量合計	600	m³/分

1台

③融雪能力

二重膜内に 40~50℃の温風供給により、積雪 39cm を1日 で融雪可能な能力を有している

④内圧制御

風速計、降雪計、積雪計、ケーブル張力計、差圧計のセン サー群による自動内圧維持制御

⑤非常用電源

商用電源停電時のために、24 時間の継続運転可能な非常 用発電機を装備

全節点数	437
自由節点数	321
ケーブル要素数	116
膜要素数	732







2. 空気膜構造に関する維持管理の経過

2.1 屋根のデフレートなど

建設地は伊豆半島東部であるが、標高 865mの地にあり、 関東の平野部に比べると積雪量は多い地域である。特に関東 南岸を発達した低気圧が通過する際には、多くの降雪を記録 しており、積雪による数回のデフレートを経験している。 ①1986 年 3月:

膜端部のコンクリート造の歩廊部分に、屋根面より滑落し た雪が堆積し、端部の膜パネルでポンディング(膜の部分的 な垂れ下がりで、除雪しない限り回復が出来ない状況)が発 生。

基本的な原因は、端部歩廊部分の形状が雪の堆積し易い形 状であるため、融解した雪がこの堆積部分で再凍結し、雪溜 りが成長したためである。また、内圧管理システムではこの 様な部分的なポンディングは想定外の事象であったため、状 況を正確に把握出来ず、降雪終了後システムは内圧降下の判 断を行い、結果としてポンディングをより進行させる結果と なった。

このため建築的な対策としては、端部歩廊部分に融雪のた めのヒータパネルを設置した。内圧管理システムとしては、 降積雪後の減圧に対する制御フローを見直すと共に、減圧に 関しては管理者の指示を再確認することに改めた。 ②1995 年 3月:

大雪によりシステムが自動制御で昇圧出来る最大内圧 (100mmAq)まで達し、以降の昇圧は管理者の判断に委ねる べく「警報」を発令したが、管理者が「警報」の意味を誤解 し手動にて降圧したため、屋根全体のデフレートに至った。 ③1996年3月:

降雪時に、システムが手動モード(25mmAq)のままとなっ ており、雪荷重の増加と共に、25mmAqのままで屋根全体の デフレートに至った。

④2011年:

落雷による商用電源喪失で全施設停電となる。非常発電が 立ち上がったが、使用中の他の主要施設に優先給電したため、 送風停止となりデフレートに至った。

2.2 屋根の主要なメンテナンス

定期的な点検や部分的な改修以外の、維持管理に係わる主要な記録を以下に記す。

①2000年8月:

冬季積雪期のデフレート事故を防止することを目的とし て「霊友会弥勒山エアードームの内圧管理システムの改善」 を提案。

その骨子は、センサー群の総点検による健全性の確保、維 持管理御担当の方々への空気膜構造の内圧管理システムに 関する再度の周知、システムと管理者とのインターフェース を更新充実することによる、維持管理のブラックボックス化 の防止などである。

②2000年9月:

エアードームの漏水漏気対策を中心とした、維持保全計画 「霊友会弥勒山エアードーム改修計画」を作成し一部実施。 ③2006年8月:

エアードームの屋根部分に関して、以下の項目の総合的な 保全工事を実施した。

・膜屋根面の傷、コーティングの損傷の調査及び補修

・カバーゴムの一部交換

・カバーゴム両サイドに水密性確保のサイドシート接着 ④2012 年 2月:

霊友会弥勒山建立 50 周年を記念した「平成の大改築」に 着手。

⑤2012年8月:

「平成の大改築」の一環として、エアードームに代わる 「小谷ホール」が着工。

⑥2013年5月:

「小谷ホール」の完成に伴い、エアードーム解体に着手。 解体に際して空気膜構造に係わる一連の調査及び実験を実施した。

2.3 維持管理者へのヒアリング

本建物は小規模であるが、敷地内には霊友会の主要な施設 群があり、維持管理は十分な体制で行われてきた。以下に維 持管理担当者に空気膜構造に関して直接ヒリアリングを行 った際のコメントを項目ごとに整理して示す。

①内圧の管理について

・積雪に伴う数度のデフレートを経験し、冬季1月~2月の 夜間は常時融雪モードとしていた。

・降雪時は手動モードにて早めに昇圧を行う管理としていた。

・強風時には外部風速の変動により、自動制御の設定値が頻 繁に変更される(バタリング)ので、手動にて安定させる ことも少なくなかった。

②屋根の積雪状況について

- ・竣工後端部歩廊部分にヒーターの増設を行ったが、十分な 除雪効果が得られず、消火栓からの水で雪を飛ばすことも 必要であった。夜間作業となることが多く苦労した。
- ・積雪によるデフレート後の除雪作業では、膜面を傷つけ易 く細心の注意が必要であった。
- ・竣工当初に比べると膜面からの滑落雪の性能が低下したように感じる。

③内部環境について

- ・膜面の結露は殆ど無く、内部の換気状況も良好であった。
- ・静寂時には回転扉からの漏気音が聞こえる。
- ・屋根面に吊り物が無いので、強風時に揺れによる不安は感 じなかった。
- ・降雨時には膜面を叩く雨音で、室内では話が聞き取り難か った。
- ・昼間の使用時には、雲が流れると膜面に影がチラつくこともあった。

④安全管理について

- ・回転扉には常時誘導員を配置していたので、入退場に伴う 事故は無かった。
- ・身障者などが利用するバランス扉は、インターロックの同 調など調整を必要とした。

3. 膜屋根面の劣化・損傷に関する目視調査

膜屋根は竣工後に数度の総合点検を行っているが、今回の 解体に伴い 29 年後の膜面全体の現況を目視にて再確認した。 対象は屋外に露出している膜材とカバーゴムとした。

3.1 膜材及びカバーゴムの損傷目視調査

図 3-1 に膜材、図 3-2 にカバーゴムの目視調査による劣 化及び損傷部位の位置及び分布を示す。



図 3-2 カバーゴムの目視調査結果

3.2 損傷部位の状況

写真 3-1 から写真 3-6 に、膜面及びカバーゴムの不具合部 分の状況を示す。膜材の損傷①部分(写真 3-1)は、傷の状 況などから雪下ろし時の除雪作業時に生じたものと考えら れる。損傷②部分(写真 3-2)は原因の特定はできないが、 基布に達しないコーティング表面の長い傷であった。

屋根面中央部のカバーゴムは 2006 年に取り換え工事を行 っており、全体的に健全で、表面上の目立った劣化は見られ ず、交点部においてもエアー漏れは無かった。一方、ケーブ ル端部定着部は、竣工時のままのカバーゴムであり平面形状 の変化する殆どの部位で、シールやゴムパッチの補修が行わ れている。ケーブル定着部先端の分岐部では、その殆どでエ アー漏れが生じている(写真 3-3~3-6)。

空気膜構造においては、建設時のインフレート、および外 荷重の影響によるケーブルの動きに追従するために、ケーブ ル定着部には特有なヒンジ機能が設けられている。このヒン ジの回転軸に対するディテール上の微小な偏心、および面外 ねじれなどが繰返し作用したことで、カバーゴムや膜面に不 具合が集中する結果となっている。ディテール上この部分の カバーゴムの交換は容易では無く、設計上の改良が求められ る部位である。



写真 3-1 膜面の損傷①(G-a)部分



写真 3-2 膜面の損傷②(C-b)部分



写真 3-3 カバーゴム付近の損傷 A部



写真 3-4 カバーゴム付近の損傷 B部



写真 3-5 カバーゴム付近の損傷 C部



写真 3-6 カバーゴム付近の損傷 D部

4. ケーブル材の耐久性調査結果

4.1 概要

空気膜構造屋根に使用していたケーブル材の耐久性についての調査内容およびその結果を以下に示す。

4.2 ケーブル

ケーブルに使用しているワイヤロープは全て同一径で同 一仕様であり、その基本諸元を表 4-1 に示す。

規格	JSS 規格 A 級 1 種
構成	1×37
公称径	34 mm
許容差	$0 \sim 1.7 \text{ mm}$
より方	Ζより
めっきの有無	溶融亜鉛めっき
切断荷重	95.6 ton
単位重量	5.68 kg/m
断面積	693 mm^2

表 4-1 ワイヤロープの諸元

4.3 サンプル採取

1)サンプル採取箇所

インフレート・デフレート作業時(平成25年5月13日実施)に、目視にてケーブルの表面状況を観察したところ、発 靖は確認できなかった。そのため、発錆部分を対象にせず、 交点クランプで常時締め付けられている部分をサンプルの 対象とした。また、その中でも滑動力が大きいと考えられる 外周部を対象とし、図4-1に示す交点クランプ(写真4-1)近 傍のケーブルをサンプル採取箇所として決定した。

2)サンプル採取

デフレート時にテープでマーキング(写真 4-2)を行い、解体時にマーキング部を切断してサンプルを採取した。採取したサンプルを写真 4-3 に示す。交点クランプの上側(膜面側)にあったサンプルを『上』、下側にあったサンプルを『下』と表示している。







写真 4-1 交点クランプ



写真 4-2 マーキング (室内からの見上げ)



写真 4-3 採取サンプル



写真 4-4 サンプル状況 1



写真 4-6 サンプル状況 3

3) サンプル状況

サンプルの状況を写真 4-4~4-7 に示す。緑色のペンキが 付いている箇所は、建設当時に交点クランプ位置をマーキン グした部分であり、交点クランプを締め付けた跡が確認され る。写真 4-1 に示されるケーブルスペーサーの跡が、周囲に 比べて白っぽくなっており、締め付けた跡が確認できた。2 本ともに錆は確認できず、表面状況に顕著な差は無かった。

4)試験用サンプル製作

採取した2本のサンプルに顕著な差が無かったことから、 1本はロープ試験、1本は素線試験を行うものとした。以下 に示す試験を実施するため試験用サンプルの製作を行った。



写真 4-5 サンプル状況 2



写真 4-7 サンプル状況 4

①ロープ試験

<試験サンプル>

『上』側のサンプルを使用し、図 4-2 に示す両端亜鉛 コーンを鋳込んだサンプルを製作

<試験項目>ロープ径測定、引張荷重、外観

②素線試験

<試験サンプル>

『下』側のサンプルを使用し、図 4-3 に示す箇所から 素線試験用サンプル[1], [2]を採取

[1]:交点クランプ、ケーブルスペーサー跡を 含むサンプル(写真 4-8)

[2]:金物跡を含まないサンプル(写真 4-9)

<試験項目>素線径測定、引張荷重、めっき付着量、外観



図 4-2 ロープ試験サンプル









写真 4-8 [1]サンプル採取

写真 4-9 [2]サンプル採取

4.4 ロープ試験

1)外観状況

ロープ試験サンプルの外観状況を写真4-10~-15に示す。



写真 4-10 交点クランプ部



写真 4-11 交点クランプ部拡大



写真 4-12 交点クランプとケーブルスペーサー跡



写真 4-13 ケーブルスペーサー跡拡大



写真 4-14 金物跡が無い部分



表 4-2 ロープ径計測結果

2)引張試験

アムスラー型 2000kN 引張試験機を用いて図 4-2 に示すロ ープ試験サンプルの引張試験を行った。試験時に計測したロ ープ径の計測結果を表 4-2、試験機への設置状況を写真 4-16、 試験後の状況を写真 4-17~4-19 に示す。また引張試験時荷 重一伸び関係を図 4-4、引張試験結果を表 4-3 に示す。

		平成 25 年 7 月 9 日 実測値	昭和 59 年 6 月 27 日 試験成績表
ロープ	公称	—	34mm
の径	実測	34.2mm	34.3mm
平均值		34.2	
		34.20	
		34.19	
中间体		34.24	
実測値		34.23	
		34.20	
		34. 18	

※6回の実測値の平均値をロープの径の実測としている。



写真 4-16 試験機設置状況



写真 4-18 破断部の状況



写真 4-17 引張試験後の状況



写真 4-19 破断部の状況拡大



3)試験結果

外観状況は、写真 4-11、4-13 に示される交点クランプお よびケーブルスペーサー部の跡以外は、写真 4-14、4-15 に 示されるように、発錆は確認できなかった。溶融亜鉛めっき も残っている健全な状況であると考えられる。

引張試験における破断位置はケーブルスペーサー部の近 傍(写真 4-18)となったが、切断荷重は建設時の成績表の数 値と同等の結果(表 4-3)になった。そのため、交点クランプ およびケーブルスペーサーのボルトの締め付けによる跡は、 切断荷重に対して大きな影響は与えていないと判断される。

4.5 素線試験

素線試験は、写真 4-8、4-9 に示すサンプル[1]、[2]をそ れぞればらし、1本ずつの素線にして、各種試験を行った。 サンプル[1]、[2]を素線にばらした状況を、写真 4-20~4-27 に示す。素線試験については、表 4-4 の試験項目および試験 本数で実施した。以下に各試験について示す。

表 4-3 引張試験結果

		平成 25 年 7 月 9 日 実測値	昭和 59 年 6 月 27 日 試験成績表
規定切	断荷重	_	95.6 ton (938kN)
実際切	断荷重	1186kN	116ton (1138kN)
	位置	ロープ部	
破断 状況	本数	10本(素線)	
	心の 状況	破断せず	

	最外層	内層 (2層目)	内層 (1層目)	心線	心線 内層 (1 層目)
素線数	18	12	6	1	
引張試験	6	4	2	1([1])	
めっき付着量試験	6	4	2	1([2])	内層(2層目) 最外層

表 4-4 素線試験項目・試験本数

※心線のサンプルは[1],[2]の1本ずつしかないため、[1]のサンプルを引張試験、[2]のサンプルをめっき付着量試験に用いた。



写真 4-20 サンプル[1]ばらし状況



写真 4-22 サンプル[1]内層 2 層目表面



写真 4-24 サンプル[1]内層 1 層目表面



写真 4-26 サンプル[1]心線表面



写真 4-21 サンプル[2]ばらし状況



写真 4-23 サンプル[2]内層 2 層目表面



写真 4-25 サンプル[2]内層 1 層目表面



写真 4-27 サンプル[2]心線表面

1)外観状況

素線サンプルの外観状況を、交点クランプ部について写真 4-28、ケーブルスペーサー部について写真 4-29、金物の跡 を含まない部分について写真 4-30 に示す。



写真 4-28 交点クランプ部素線拡大



写真 4-29 ケーブルスペーサー部素線拡大

2)引張試験・めっき付着量試験

引張試験、めっき付着量試験について、計測項目、計測方 法を表 4-5 に、サンプル[1]の結果を表 4-6 に、サンプル[2] の結果を表 4-7 に示す。

表 4-5 計測項目、計測方法

計測項目	計測方法
素線径	マイクロメーター (写真 4-31)
引張荷重	アムスラー型引張試験機 (写真 4-32)
めっき付着量	塩化アンチモン法



写真 4-30 素線拡大

表 4-6 素線サンプル[1]試験結果

	実測値				昭和 59 年 6 月 27 日 試験成績表			
	No.	素線径 (mm)	引張荷重 (N)	めっき 付着量 (g/m ²)	No.	素線径 (mm)	引張荷重 (N)	めっき 付着量 (g/m²)
心線	1	5.18	36,200	338	心線 1H	5.17	35,200 (3,590kg)	339
					心線 1T	5.17	35,400 (3,610kg)	380
内層	1	4.87	33,100	328	側線 1H	4.89	31,100 (3,170kg)	349
(1 層目)	2	4.87	33,000	341	側線 1T	4.89	31,500 (3,210kg)	340
	1	4.86	33,400	335				
内層	2	4.87	33,500	328				
(2 層目)	3	4.87	33,200	334				
	4	4.87	33,000	321				
	1	4.87	33,500	334				
	2	4.87	33,100	310				
目的屋	3	4.87	32,900	329				
取2下層	4	4.87	33,700	347				
	5	4.87	33,600	375				
	6	4.87	33,500	322				
		平均值	33,292					
		最大値	33,700					
		最小値	32,900					

	実測値				昭和 59 年 6 月 27 日 試験成績表			
	No.	素線径 (mm)	引張荷重 (N)	めっき 付着量 (g/m²)	No.	素線径 (mm)	引張荷重 (N)	めっき 付着量 (g/m²)
心線	1	5.17	36,600	342	心線 1H	5.17	35,200 (3,590kg)	339
					心線 1T	5.17	35,400 (3,610kg)	380
内層	1	4.89	33,300	333	側線 1H	4.89	31,100 (3,170kg)	349
(1層目)	2	4.87	33,400	325	側線 1T	4.89	31,500 (3,210kg)	340
	1	4.87	33,500	315				
内層	2	4.87	33,400	332				
(2層目)	3	4.88	33,500	327				
	4	4.87	33,500	318				
	1	4.87	33,400	309				
	2	4.86	33,100	328				
目内屋	3	4.87	33,200	317				
取外層	4	4.87	33,500	346				
	5	4.86	33,500	362				
	6	4.87	33,400	339				
		平均值	33,392					
		最大値	33,500					
		Ⅰ 最小値	33,100					

表 4-7 素線サンプル[2]試験結果



写真 4-31 素線径の計測

3)試験結果

素線の外観状況は、素線をばらした内層の表面では、素線 同士が接触している部分に圧痕が見られる。最外層が2より、 内層がSよりであるため、内層2層目は点接触している跡が 見られ(写真 4-22~4-23)、内層1層目および心線について は線接触している跡が確認できる(写真 4-24~4-27)。最外 層は、交点クランプおよびケーブルスペーサーの金物接触部 以外は、写真 4-30に示すような健全な状況であった。

素線の引張試験は、サンプル[1]、[2]に関わらず、いずれ の素線においても成績表の数値と同等の引張荷重となり、上 述の圧痕や金物の接触部の影響は見られない結果となった。 めっき付着量においても成績表と同等の結果が得られ、現在 でも規格値の300g/m²を超えるめっき付着量であることが確 認できた。



写真 4-32 素線引張試験

4.6 ケーブル材の耐久性調査結果のまとめ

ロープ試験、素線試験において、引張強度の低下は見られ ず、めっき付着量についても竣工時の規格値を満足する結果 であった。ロープの表面に錆は確認できず、素線をばらした 内層の素線表面においても錆は確認できなかった。

ケーブルの端末付近の調査を行っていないため、ケーブル 全体としての評価はできないが、ケーブルの設置環境は基本 的に屋内空調環境下であり、素線段階で亜鉛メッキを施して いる本ケーブルでは、耐久性上問題となるような劣化は認め られなかった。

今後も同様の環境で使用される状況であれば、より長期の 継続使用に対しても問題が無いと考えられる。

5. カバーゴム材の耐久性調査結果

- 5.1 カバーゴム施工、改修、解体経緯
 - ・竣工時施工:1984年6~7月
 - ・改修工事:2006年7月(ケーブル定着部、外周部を 除く中央部全て)
 - ・解体検査日: 2013 年 5 月 13 日 約 29 年経過

5.2 試験項目

表 5-2-1 目視調査結果

5.3 回収部位

カバーゴム材の材質は、すべて 黒色のクロロプレンゴム (CR)である。カバーゴム材については 1999 年、2006 年に現 地から回収した製品の一部について試験を実施している。今 回は過去の回収とほぼ同じ部位を対象とした。「EXP ゴム」 とは、ケーブル端部でケーブルの回転移動に追従させる機能 の蛇腹状のゴムの略称である(図 5-3-4)。

表 5-3-1 回収部位

検査項目	部位	方法			平面		部品名称	
外観検査	現場にて屋根の全範囲	目視		部 位	図内	カバーゴ	カバーゴ	EVD - L
					No	ム室外側	ム室内側	EAF - A
物性試験	回収した4箇所から			頂部側	F	\bigcirc	\bigcirc	
硬さ	サンプリングし試験	JIS A 5756		交点周辺	Г	0	0	
引張強さ	室にて試験			ケーブル		0	0	0
伸び				定着部周辺	(2)	0	0	0
	回収した4箇所から	マイクロスコープ		11	6)	0	0	0
表面観察	サンプリングし試験	による表面観察			-	<u> </u>		
	室にて観察			"	(8)	0	0	0



図 5-3-1 回収部位伏図



5.4 試験片

室外側のゴム表面に汚れや微小な傷が見られたので、表面に紙やすりをかけて試験片とした。試験片の採取位置を図 5-4-1~5-4-2、写真 5-4-1~5-4-4 に示す。



図 5-4-1 回収部位図



図 5-4-2 回収部位図











写真 5-4-2 頂部側交点周辺 F カバーゴム室外側サンプリング位置



写真 5-4-3 ケーブル定着部 ②⑥⑧カバーゴムサンプリング位置



写真 5-4-4 ケーブル定着部 EXP ゴムサンプリング位置

回収試験部位の外観写真を写真 5-4-5~5-4-8 に示す。



写真 5-4-5 交点 F



写真 5-4-6 ケーブル定着部⑥先端



写真 5-4-7 ケーブル定着部⑥



写真 5-4-8 ケーブル定着部⑧

5.5.1 カバーゴム部分の物性試験

表 5-5-1~5-5-2 に物性試験結果を示す。なおカバーゴム は 2006 年の回収品の値も記載する。表中の())内の数値 は、硬さでは変化数、その他は残率を示す。

図 5-5-1~5-5-2 には、伸びと硬さについての変化を示す。

試験片 (経過年)	新品	1999年 (15.4年)	2006年 (22年)	2013 年(29 年)		年)
	初朔恒	No. 6	No. 16	No. (2)	No. 6	No. (8)
試験項目	1984 平	南	南頂部	北東	南	南西
硬さ デュロメ ータ A	75	86 (+11)	89 (+14)	88 (+13)	89 (+14)	89 (+14)
引張強さ	16.2	14.1	14.5	14.9	14.8	15.7
(MPa)	16.3	(87%)	(89%)	(91%)	(91%)	(96%)
伸び(%)) 220	130	120	100	105	95
		(59%)	(55%)	(45%)	(48%)	(43%)

表 5-5-1	ケーブル定差部のカバーゴムの外部側物性
衣 5-5-1	クークルと自命のカバーコムの外の側物性

表 5-5-2 ケーブル定着部のカバーゴムの内部側物性

試験片 (経過年)	4 日	2013年(29年)				
(在週十)	利 初期値 1984 年	No.② 北甫	No. 6	No. ⑧ 南西		
試験項目	1001		¢T1	ΠP		
硬さ	更さ 75		84	84		
デュロメータ A	75	(+9)	(+9)	(+9)		
引張強々(MDa)	16.2	15.2	15.3	14.9		
	10. 5	(93%)	(94%)	(91%)		
(中 1) (0/)	220	155	175	155		
1甲 い (%)	220	(71%)	(80%)	(71%)		

カバーゴム材料は、1987 年(東京ドーム用ガスケット製作)以降耐久性(動的)、耐候性向上を図ったものに改良している。表 5-5-3 に改修工事を行った(改良材料)カバーゴムの物性試験結果を示す。

表 5-5-3 交点 F部(改修工事後)のカバーゴムの物性

試驗片 (経過年) 試驗項目	新品 初期値 2006 年	2013 年 (7.0 年) No.F 南東 外部側	2013 年 (7.0 年) No.F 南東 内部側
硬さ デュロメータ A	76	77 (+1)	76 (0)
引張強さ(MPa)	13.8	15.4 (112%)	15.9 (115%)
伸び(%)	250	200 (80%)	245 (98%)



図 5-5-1 材料別、内部外部別の伸びの経年変化



図 5-5-2 材料別、内部外部別の硬さの経年変化

5.5.2 ケーブル定着部(EXPゴム)の物性試験

表 5-5-4 にケーブル定着部(EXP ゴム)の物性試験結果を 示す。表中の()内の数値は、残率を示す。

試験片 (経過年)	新日	2013年(29年)			
(陸過十)	初期値 1984年	No.② 北東	No.⑥ 南	No. ⑧ 南西	
硬さ	GE	79	78	79	
デュロメータA	69	(+14)	(+13)	(+14)	
引張強さ(MPa)	17.8	15.1 (85%)	15.4 (87%)	14.7 (83%)	
伸び(%)	540	305 (56%)	325 (60%)	295 (55%)	

表 5-5-4 ケーブル定着部(EXP ゴム)の外部側物性

5.6 表面観察

カバーゴム、EXP ゴムの表面および断面を観察する。

5.6.1 目視表面観察

①いずれのサンプルも室外側の表面を触るとうっすら黒くなる。これは『チョーキング』と呼ばれ、紫外線・熱・水分・風等でゴムの表面が劣化し、ゴム中の配合剤がチョーク(白墨)のような粉状になってしまう現象や状態を示す。今回の程度は過去の回収品と比較するとあまりひどくなく、室内側にはこの現象は見られなかった。

②金型成形部と押出し部の境界に割れがある(写真 5-6-1~ 5-6-2)。ジョイント部分が強度的に一番の弱点になっている。



写真 5-6-1 No⑥ケーブル定着部ジョイントゴム



写真 5-6-2 No⑥ケーブル定着部ジョイントゴム

5.6.2 拡大鏡による表面・断面観察

拡大鏡で外部側と内部側の表面を撮影した(写真 5-6-3~ 5-6-8)。

①外部側

表面に浅い亀裂が見える。亀裂の深さは50µ~100µ程度と 極浅い。このようなゴムの亀裂をクレージングと呼ぶ。ゴム の亀裂の代表的なもので劣化の要因が紫外線による場合、こ のような浅い亀裂が全面に見られるケースが多い。深さが浅 いので、厚みが3mm ある製品の場合では、大きく性能に影 響しない場合が多い。

②内部側

外部側のような亀裂は見られず健全である。



写真 5-6-3 No⑧EXP ゴム外部側表面



写真 5-6-4 No⑧EXP ゴム 断面

表面から 0.1 mm程度の浅い亀裂(クレージング)



異常なし





写真 5-6-6 No⑧カバーゴム 外部側表面



写真 5-6-7 No⑧カバーゴム 断面

表面から 0.1 mm程度の浅い亀裂(クレージング)



異常なし



5.7 補足試験

7年前の改修工事で、カバーゴムと膜材を跨ぐ形で貼った、 防水シートのカバーゴムとの接着強度を測定した。 試験片 のサイズを図 5-7-1、試験方法を図 5-7-2 に示す。 接着強度と剥離の状態を表 5-7-1~5-7-2 に示す。 破壊状態の記号は以下の状態を示す。接着剤には、2 成分形 変成シリコーンが用いられている。

- CF シーリング材の凝集破壊
- TCF シーリング材の薄層凝集破壊
- AF シーリング材とゴム間での界面剥離



図 5-7-1 接着試験片



図 5-7-2 接着強度の測定

表 5-7-1	カバーゴムと防水補強シー	トの接着強

No.	接着強度 N/mm
1	1.5
2	1.4
3	1.6
4	1.5
平均	1.5

表 5-7-2 接着試験の破壊状態(n=4の平均)

	破壊状態の占有率		
CF	90%		
TCF	10%		
AF	0%		



写真 5-7-1 試験片の断面カバーゴム



写真 5-7-2 試験後の断面

5.8 考察

5.8.1 カバーゴム物性値

・位置(方角)による明確な物性差は見られない。

・29 年経過したものは、伸びが半分になっており、材料としては劣化がかなり大きいと判断される。

・交点 F 部については、図 5-5-1 から改修工事に使ったカバ ーゴム改良材料は、7 年経過時だけの伸びの変化率からは目 立った効果は見られない。硬さ変化は、改修後防水シートを 貼っていることもあり少なかった。

・竣工時からのカバーゴムの外部側硬さは、22年以降29年 まで変化がなく、ほぼ架橋が進む劣化と主鎖切断が平衡して いるように判断される。

5.8.2 EXP ゴム物性値

・位置(方角)による明確な物性差は見られない。 ・29 年経過で伸びが 300%あり、変形に対する追従性に余裕 がある。

・カバーゴムに較べて日射方向が有利であったと推定する。

5.8.3 目視表面観察

・ジョイント部分は、殆どの部位で割れが発生しており、気 密及び水密機能に支障が生じている。

・ケーブル定着部先端のカバーゴムは、その大部分で漏気が 発生しており、動的応力(伸び)が発生するところでの劣化 が進んでいる。

5.8.4 拡大鏡による表面、断面観察

・外部側は、浅い(0.1mm) 亀裂が発生しており紫外線によ る劣化(クレージング)と考えられる。 内部側は、紫外線の影響が少なく異常は見られなかった。

5.8.5 補足試験

・2006年に実施された改修工事で使用した防水補強シート とカバーゴムの接着部は、破壊状態が全て接着剤の凝集破壊 で、強度も1.5N/mmと良く接着していた。

5.8.6 空気膜構造用カバーゴムと一般ビルの壁面に 使われるガスケットとの劣化程度の比較¹⁾

・比較対象とするビルの概要

- 住所:東京都港区
- 階高:地上25階
- 竣工:1973年

解体:2010年

ガスケット回収時期 竣工後15年、23年、37年(解体時) ガスケット種類:Y型構造ガスケット 開口寸法:1615W×1725H 霊友会エアードームとビル壁面のカバーゴム、構造ガスケットの劣化の程度を図 5-8-1 に抗張積残率という指標で表す。

抗張積残率とは、抗張積残率=(経年後の伸び×経年後の 引張強さ)/(初期の伸び×初期の引張強さ)で表す。ゴム 材料の持っているエネルギーの簡易的指標で S-S 曲線の面 積を表す。



図 5-8-1 経年変化と抗張積残率

抗張積残率が、50%となる年数は、霊友会エアードームで 18年、ビル壁面で42年(外挿して)となる。この差は、日 射量の差が大部分とガスケットの肉厚の違い(ドーム用は 3mm、ビル壁面用は、10mm)などが影響していると推定でき る。これは、ゴム材料にとって屋根面での使用環境が、ビル 外壁の使用環境の2倍程度厳しい環境であると言える。

但し、一般ビルのガスケットは風圧力を伝達する構造部材 であり、気密と水密性能のみを期待する空気膜構造のカバー ゴムとは要求される性能が異なる。経年変化に伴う抗張積残 率に関しても要求性能に見合った評価が必要であろう。

引用文献 1) 池田ら:構造ガスケットの耐久性評価、日本建築学会 大会学術講演梗概集(関東) 2011 年 9 月、P. 935



図 5-8-1 ガスケットの納まり

6. 膜材の耐久性調査結果

これまで曝露試験体における耐久性評価結果等が報告されてきたが、今回のように実物件で竣工後29年経過した膜材の耐久性を調査した報告は初めてのものとなる。

今回、採取した材料をさまざまな観点から分析を行った。

6.1 外膜被覆樹脂層の耐久性分析

外膜材の耐久性能を被覆樹脂の面から分析を行った。

6.1.1 拡大観察

電子顕微鏡にて屋外面、屋内面の表面状態、断面観察により樹脂層の状態を確認した。

表面状態を電子顕微鏡にて 50 倍で観察した。





写真 6-1-3 未使用品

屋外面(写真 6-1-1)には屋内面(写真 6-1-2)より汚れ の付着が多い。また表層模様の溝が若干薄くなっているよう に観察され、最表面層に形成されているふっ素樹脂の摩耗が 若干進行していることが確認できる。しかし、屋外屋内面と の差も小さく、現行未使用品とも大きな差はない。このこと より大きく摩耗しているとは言えず、十分な耐久性を維持し ていると言える。

続いて断面状態を電子顕微鏡にて 70 倍で観察した。



写真 6-1-4 採取膜材断面

表面状態同様に著しい摩耗は観察されず、十分な樹脂層を 維持していた。以上より、外観からは著しい摩耗は観察され ず十分な耐久性を維持していると言える。

6.1.2 熱分析による樹脂層の確認

加熱した際の特性を測定し、樹脂層の変化を分析した。

6.1.2.1 TG 測定

TG 測定により摩耗などにより被覆樹脂層の減量具合を定 量的に判断した。

TG:熱重量測定(Thermo Gravimetry)は加熱による重 量変化を連続的に測定する熱分析の手法。



図 6-1-1 TG 測定結果

650℃まで加熱した際の減量率は65%であった。製品の材 料構成比率から見て被覆樹脂が摩耗などにより減量してい るとは言えず、ほぼ初期値と変わっていない。また、減量は 400℃付近から徐々に始まっており、減量成分はふっ素樹脂 のみと言える。

6.1.2.2 DSC 測定

DSC 測定で摩耗等による樹脂構成への影響を確認した。 DSC:示差走査熱量測定 (Differential scanning calorimetry) は、測定試料と基準物質との間の熱 量の差を計測することで、融点やガラス転移点を測 定する熱分析手法。



図 6-1-2 DSC 測定結果

今回の分析で285℃と326℃にピークがみられる。これより最表層にある特殊ふっ素樹脂と主構成分のふっ素樹脂が 検出されたことがわかる。

以上の結果より、被覆樹脂であるふっ素樹脂の厚さ、構成に 変化はなく、29 年経過した時点でも耐久性に問題のないこ とが言える。

6.2 外膜材の力学特性試験

外膜材の耐久性を確認するために、29 年経過した本体膜 から直接サンプルを採取して調査すると共に、建設当初から 同一敷地内に設置されている屋外曝露試験体の調査も併せ て実施し、相互の比較検討も行う。

6.2.1 サンプリング試験体の採取

図 6-2-1 にサンプリング採取部位を示す。サンプリング は、一般部として東西南北の4ヵ所、膜定着部として南面の 1ヵ所とした。

6.2.2 本体膜材の試験結果

写真 6-2-1~6-2-4 に本体膜材のカットサンプリングの状況 を、表 6-2-1 に各種強度試験結果の一覧を示す。







写真 6-2-3 西面 (C-a) 膜材サンプル

試験項目	方向	南面	北面	西面	東面	平均
膜材料の質量 (g/m²)		1206	1195	1215	1221	1209
厚さ (mm	ı)	0.72	0.72	0.74	0.73	0.73
織糸密度	タテ	25.4	25.4	25.4	25.7	25.5
(本/25.4mm)	Э⊐	18.6	18.6	18.6	18.6	18.6
引 張 強 さ	タテ	3020	3090	2770	3260	3035
		61%	63%	56%	66%	62%
	7 7	2500	2770	2360	2540	2543
(N/3cm)	37	70%	77%	66%	71%	71%
破断伸び率	タテ	6.2	6.3	5.8	5.3	5.9
(%)	Э⊐	8.0	8.7	8.7	11.0	9.1
引裂強さ	タテ	112.0	130.3	109.5	127.2	119.8
		29%	33%	28%	33%	31%
	ЭЭ	121.6	140.6	120.2	133.4	129.0
(N)		32%	37%	31%	35%	34%
接合部引張強さ	ЭЭ	2260	1540	1930	1990	1930
(N/3cm)		63%	43%	54%	56%	54%
接合部耐剥離強さ	タテ	55.0	65.2	63.4	58.8	60.6
(N/2cm)		81%	96%	93%	86%	89%

表 6-2-1 本体膜材の試験結果一覧

下段の数値は、枚方工場受入検査〔1984年 ST-201〕に対する強度保持率:%

表中の各試験結果は、供試体各5体の平均値を示したが、 試験結果から以下の知見が得られた。なお、ここで示した強 度保持率(%)は、建設時に膜体加工工場で行った膜材受け 入れ検査時の試験結果に対する比率である。

- ①引張強さの強度保持率の平均値は、タテ 62% (56~66%)、 ヨコ 71% (66~77%) であった。ヨコ糸方向に比較して タテ糸方向の強度保持率が低い傾向にある。また設置方位 に関しては西面と南面の保持率が低い傾向であった。
- ②破断伸び率の平均値は、タテ 5.9% (5.3~6.3%)、ヨコ 9.1% (8.0~11.0%) であった。
- ③引裂強さの強度保持率の平均値は、タテ 31% (28~33%)、
 ヨコ 34% (31~37%) と低下が大きく、引張強さと同じ
 く西面と南面の保持率が低い傾向にある。
- ④接合部引張強さは、初期の接合部強さのデータが無いために、初期の母材強さに対する強度保持率で示している。
 接合部引張強さの強度保持率の平均値は(ヨコのみのデータ)54%(43~63%)で、部位によるバラツキが大きく北面が最小値であった。現在のヨコ糸方向の残存強度と比較すると、約76%の値である。
- ⑤接合部剥離強さの強度保持率の平均値は(タテのみのデータ)、89%(81~96%)で南面が最小値であったが、他の強度指標に比較すると、強度保持率の低下は少ない。
- ⑥試験結果からは、設置方位による差異が読み取れる様であ
 - り、南面及び西面の強度保持率が全体に低い傾向にある。

6.2.3 膜定着部サンプルの引張試験結果

現場採取した定着部サンプルを用いて、幅 60cmの試験体 3体による定着部引張耐力の確認を行った。採取したサンプ ルの状況を写真 6-2-5 に、試験結果を表 6-2-2 に示す。

膜定着部の強度保持率は設計当時の初期定着部強度に対 して約 60%程度であり、膜本体の強度保持率 62%とほぼ同 等であり、特に定着部に起因する特異な耐力低下は、確認さ れなかった。





写真 6-2-5 膜定着部膜材(H-b)サンプル

表 6-2-2 膜定着部試験結果

試験体	最大耐力 (KN/60cm)	破断箇所
1	28.0	溶着キワ
2	26.1	本体部分
3	22.6	溶着キワ
平均值 (保持率)	25.6 (61%)	_

注)保持率は設計当時の試験値(41.7kN/60cm)との比較
6.2.4 曝露試験体の試験結果

建設当初に同一敷地内に設置された曝露試験体(写真 6-2-6、6-2-7)の強度を確認し、過去に実施した15年目お よび22年目のデータとの経年的な変化を把握すると共に、 前節の調査による本体膜の試験結果との相関性を確認する。

表 6-2-3 は曝露試験体の強度試験結果を示した。図 6-2-2 には過去の曝露試験、及び前節で述べた今回の本体膜の試験 結果の引張強さについての結果を合わせて示した。この結果 より以下の知見が得られた。

- ①曝露試験体の引張強さ強度保持率の平均値は、タテ 68% (67~69%)、ヨコ 67%(64~70%)であった。この結果 から、15年目の結果(タテ 76%、ヨコ 73%)、22年目の 結果(タテ 72%、ヨコ 75%)と比較して、緩やかに強度 の低下が進んでいることが確認できる。
- ②曝露試験体の引張強さの強度保持率の平均値は、前頁の表 6-2-1本体膜一般部の試験結果(タテ 62%、ヨコ 71%) に比べるとタテで 6%高く、ヨコで 4%低いという僅かな 差はあるものの、かなり良い対応を示している。

③曝露期間29年間での上記の強度保持率は、他の文献1)

- との比較においてもほぼ妥当な数値であり、供用期間と膜 材の強度保持率の一つの目安になると思われる。
- ④一般に曝露試験体には常時の膜張力に相当する一定かつ 一方向の張力しか作用しておらず、様々な外力負荷に曝さ れる本体膜に比較すると劣化状況に差が出ることも考え られる。しかし、今回の結果では上述のように曝露試験体 と本体膜は一定のバラツキの範囲で同等の保持率(低下率) であることが確認された。
- ⑤これは隣接設置する曝露試験体で、一定の信頼性で本体膜の健全性を十分にモニタリング出来る事を示唆している。
- ⑥また、膜材の経年の強度低下は、荷重や応力履歴よりは紫 外線などのウエザリング要因の方がより影響が大きいと も推察される。
- 引用文献1) 阿部和広 他: PTFE コーテッドガラス繊維織物の 屋外曝露試験30年の耐久性評価、日本建築学会大会 学術講演梗概集(近畿) 2014年9月、P.935



写真 6-2-6 曝露試験台の設置状況

表 6-2-3 曝露試験台 試験結果一覧表

試験項目	方向	A-1, A-2	B-1, B-2	平均
膜材料の質量(g/ m²)	1252	1247	1250
厚さ	(mm)	0.77	0.77	0.77
織糸密度	タテ	26.2	25.8	26.0
(本/25.4mm)	п	18.6	18.6	18.6
引 張 強 さ	タテ	3400 69%	3290 67%	3345 68%
(N/3cm)	ヨコ	2280 64%	2520 70%	2400 67%
破断伸び率	タテ	6.0	6.2	6.1
(%)	п	11.6	12.2	11.9
引 裂 強 さ	タテ	156.9 40%	148.8 38%	152.9 39%
(N)	ヨコ	124. 7 33%	134.6 35%	129. 7 34%
接合部引張強さ (N/3cm)	ЭЛ	2300 64%	2270 63%	2285 64%
接合部剥離強さ (N/2cm)	タテ	92.6 136%	67.0 99%	79.8 118%

下段の数値は、建設時工場受入検査に対する強度保率:%



図 6-2-2 曝露試験台の経年劣化曲線と本体膜強度保持率



写真 6-2-7 採取した曝露試験体

6.3 内膜材の汚れに対する検討

内膜材は通気性を有し吸音特性を持つ材料である。解体時 の外観は写真 6-3-1 のとおりであり、部分的に集中した黒色 の汚れが見られた。この汚れの発生源を特定するために実施 した分析結果を以下に示す。



写真 6-3-1 内観

6.3.1 分析用サンプルの採取

写真 6-3-1の囲み部分付近よりサンプルを採取し(写真 6-3-2)、汚れの少ない部分をA部、著しい部分をB部とし、 観察等を進めた。



写真 6-3-2 採取サンプル

6.3.2 付着物の外観確認

汚れの少ないA部はうっすらと黒色物質が見られた(写真 6-3-3)。

汚れの著しいB部はA部で見られた黒色物質が大量に堆積した状態である(写真 6-3-4)。



写真 6-3-3 A部拡大

写真 6-3-4 B部拡大

この汚れは柔らかい布でふき取ることで大部分は除去でき、 表面に堆積しているだけであった。



写真 6-3-5 汚れ拭き取り後

6.3.3 表面付着物の熱分析

外膜と同様に、採取サンプルの熱分析(TG、DSC)を実施 した。



図 6-3-1 TG 測定結果(膜+汚れ)



図 6-3-2 DSC 測定結果(膜+汚れ)

熱減量(TG:図 6-3-1)ではA、Bともにふっ素樹脂の減 量以外の結果は得られなかった。これは汚れの全体量が少な く、減量も少ないため測定分解能外であった可能性が高い。 しかし最終減量率をみると、汚れの多いB部はA部より減量 率が小さく残留物が多い、且つ試験後試料が黒色を呈してい た(A部は白色)ため、700℃以上の融点を持つ黒色残留物 の存在が予測できた。

DSC (図 6-3-2) からはB部 (汚れ多) データで 400℃以下 でもピークがみられ、有機物の汚れの存在も推測された。

さらに、400℃以下の熱減量測定精度をあげるため、表面 汚れを削り取り、TGを追加実施した。



図 6-3-3 TG 測定結果(汚れのみ)

汚れは 700℃で約 25%減量し、有機物 25%、無機物 75% の比率と推定できる。

膜材を含んだ試験では測定質量のうち 99%以上を膜で占め ており、この減量が検出できなかったと推定できる。

6.3.4 FT-IR、EDX による物質同定

前項で測定された成分をさらに詳しく同定するため、 FT-IR、EDX での分析を行った。

FT-IR (フーリエ変換赤外分光法):分子の振動による赤 外線吸収を測定することで分子構造の情報を得る手法。 EDX (エネルギー分散型X線分光法):電子線照射により 発生する特性X線を検出し、エネルギーで分光すること により元素分析や組成分析を行う手法。



図 6-3-4 EDX 測定結果 (A部)



図 6-3-5 EDX 測定結果(B部)

両試験とも付着が多いB部からは付着の少ないA部では 微量にしか検出されないアルミ元素が多く検出された(図 6-3-4、6-3-5参照)。

有機物は使用環境から発生しうる埃などと予測されるが、 その詳細までは同定できなかった。

今回検出されたアルミ元素は膜取付け金物として使われ ているアルミ部材に由来すると考えられ、これが酸化するこ とで黒色を呈したものと推測される。

7. 膜屋根材損傷時の応急処置に関する実験

実際の空気膜構造の建築物を利用して、屋根膜材の損傷時 にどのような補修や応急処置が可能であるかを見極めるた めの以下の2つの実験を行なった。

①200 mm程度のL字型損傷に対する膜補修実験
 ②3mにも及ぶ大規模な損傷時を想定した応急処置実験



7.1 L字型補修実験

暴風時の飛来物などによる膜面損傷を考えた場合、損傷の 初期には直線的な傷が生じ、後に傷の両端に応力が集中して 延長上に引裂けていくか、直交の繊維方向に引裂けていくか のどちらかである。膜面の補修としては、L字型に裂けた傷 のほうが内圧による空気流出や補修膜の溶着時の不安定さ などの理由で処置が難しいために、補修実験としてL字型を 採用した。

7.1.1 L字型補修実験の手順

L字型補修実験は、図 7-1-1 に示す屋根中央南側パネルの 膜面に両辺 200mm のL字型をけがき(写真 7-1-1)、カッター にて切込みを入れた(写真 7-1-2)。この時の内圧は、30mmAq としたが、傷口が引裂き伝播していくことはなかった。

膜面の補修は現場溶着機で上面から四周を順次溶着する 方法で行った。最初の溶着時には、損傷部と補強膜材の隙間 から常時空気が流出しており、非常に作業性が悪いが、2周 目からは安定した作業となった。最終的に5周(各周のオー バーラップ10mm)の溶着で完了とした。一般に溶着幅は75mm であるが、本試験では2倍の溶着幅を確保することした。



写真 7-1-1 損傷のけがきライン



写真 7-1-2 切込み部



写真 7-1-3 溶着の状況①



写真 7-1-4 溶着の状況②



写真 7-1-5 溶着完了の状況

7.1.2 補修溶着部の溶着性能(剥離)試験

現場溶着部分の信頼性を確認するため、すべての実験や検 証終了後に補修部分をサンプリングして剥離試験を実施し た。切り出したサンプルは、剥離試験用の卦書き(幅 30mm) を入れ、溶着部分の全面で行なった(写真 7-1-6)。

剥離試験は、(一社)日本膜構造協会の「膜材料の品質及び 性能試験方法」にもとづき、剥離角度を180°にして引張り、 剥離した時の引張荷重を読み取った。剥離強さの基準は、引 張強さの1%以上かつ10N/cm以上であり、タテ45N/3cm、ヨ コ36N/3cmとなる。

剥離試験の結果は、十分に溶着されている部分(強い部位) の剥離強さは 70N/3cm 程度であるが、溶着が不十分な部分 (弱い部位)は 40N/3cm 程度であり、溶着機の幅の縞模様が みられた(写真 7-1-7)。ただし、一部の弱い部位は縞模様 毎に 36N/3cm を下回る数値もみられ、良好な作業環境で行わ れる場合の剥離強度に達していない部分も確認された。

膜面を押せば変形してしまう空気膜構造で、膜面上部から 裏当て板なしで現場溶着を行うだけでは、一様にムラのない 溶着を施すことが困難であることが改めて確認された。

この様な補修方法においては、あらかじめ溶着の不確定さ を補うために、通常の75mmの溶着幅を増やす等の配慮が必 要と思われる、今回は前述したように2倍の余裕をもって 150mmの溶着幅の試験としている。



写真 7-1-6 剥離試験用サンプル試験体



写真 7-1-7 試験後の剥離面の状況

7.2 膜面の大規模損傷を想定した応急処置実験

この実験では、膜面に大規模な損傷が生じた場合に、そ の後の引裂き伝播の状況や応急処置のための作業手順と安 全計画、および応急処置にかかる作業時間などを検証する ことを目的とした。

7.2.1 膜面の切裂き状況

膜面を 300mm、500mm、1000mm、2000mm、3000mm とカッタ ーで順次切裂き、その状況を観察した(写真 7-2-1~7-2-3)。



写真 7-2-1 切裂き 1000mm (開き 15mm 程度)



写真 7-2-2 切裂き 2000mm (開き 30mm 程度)



写真 7-2-3 切裂き 3000mm (開き 55mm 程度)

内圧 30mmAq 時の 3000mm の破損では、口の開きが 55mm 程度 であり、損傷の両端は引裂き伝播することは無かったが、 内圧を 40mmAq に上昇させると 10mm 程度裂けが進行した。



図 7-2-1 解析による状況の確認

この状態の解析を試みたが、解析上は口の開きが45mmであ り、ほぼ破損の状況が再現できた。また、前述の40mmAq昇 圧時に引裂きが進行したことから、同一条件の解析結果と 対応させることにより、引裂き進展発生の有無を解析的に 推定する際の、参考指標を得ることができた。



写真 7-2-4 作業者の安全性検証

引き続き、緊急時に損傷の生じた近傍で作業を実施する 場合の安全性の検証を行った。事前に行った解析によれば、 作業者1人の自重により生じる開口部の変形は、作業者が ドーム内部に滑落することが懸念されるオーダーであった。

そのため、開口から下部空間へ垂らしたロープに体重相 当の70kgの荷重を作用させ、開口周りの変形の状況を観察 した。解析結果では約270mmの膜面鉛直変位の想定であっ たが、実験では300mm程度の膜面鉛直変位を観察した。

大きな変形を伴う不安定な状況に対しても、解析は良い 対応を示しており、非常時の備えとしての事前計画立案に 対しても、解析的な状況予測が有効であることを確認した。

7.2.2 膜面の大きな損傷に対する応急処置の検証実験

空気膜構造における膜面の大きな損傷に対しては、損傷 個所からの漏気を最小限に抑え、極力インフレート状態を



写真 7-2-5 応急処置膜の設置



写真 7-2-6 応急処置膜コーナー支持と押えベルトの設置



写真 7-2-7 膜定着作業(ロープと樹脂製結束バンド比較)

維持することが初期対応の基本である。

本実験では、予め準備した C 種膜材 (PVC コーティングポ リエステル繊維布) 製の応急処置膜を、人力で損傷パネル 上に展張し、その外周 4 辺を仮設的に固定する方法につい て、その作業可能性及び漏気防止の有効性などを確認した。 この応急処置膜は、どの膜パネルが損傷を受けても対応で きるように最小パネルのサイズに合わせ、外周部分はラッ キングなどのロープ調整で形状に対応することした。 実験では、一般的なロープと樹脂製結束バンド(インシュロ ック)による方法の作業性も比較した (写真 7-2-7)。



写真 7-2-8 膜定着方法の比較



写真 7-2-9 押えベルトの増設



写真 7-2-10 応急処置膜の設置完了

膜定着の作業時間は、2つの方法にほとんど差が見られ なかったが、樹脂製結束バンドの長さや強度に配慮すれば、 ロープより作業性が向上することも確認できた。

ー連の作業は、膜材を展張し始めてから25分程度で完了 した(写真7-2-10)。作業途中には、押えベルトを増設する ことでの作業性の改善が図れることも判り、緊急時の漏気 防止を目的とした本工法の有効性を確認できた。

但し、今回の実験は平穏な気象環境下での作業であり、 一般にこの様な対応が求められる場合の外部気象はより厳 しい環境が想定されることへの留意も必要であろう。

8. デフレート及びインフレート過程の検証

8.1 デフレート及びインフレート過程の全体的な形状

本建物は建設後約 29 年を経て、その間数回のデフレート を経験している。今回観察したインフレート状態とデフレー ト状態の両モード間の全体的な移行過程は、建設当時とほぼ 同様な形状を経て推移していたと判断された(写真 8-1、 8-2)。

すなわち、長期間インフレート形状を維持していたことに よる、ケーブルや取付け金物の「くせ」の様なものが形状推 移過程において、特に大きな影響を与えていないと判断され た。また、形状推移の過程において新たな膜材の異常や金物 などからの異音の発生なども観察されなかった。

今回の結果からは、インフレートを長期間維持した後の大 きな形状の変化に対して、初期インフレート時の状況に関す る様々な記録及び観察が、有効に活用できると判断される。









写真 8-1 インフレートからデフレートに至る過程の形状

8.2 内圧の変化と屋根頂部の変位計測

デフレート及びインフレート過程の内圧と屋根頂部の変 位の計測結果を、次ページの図 8-1 及び図 8-2 に示す。

デフレート時には、内圧を管理して徐々に降下させている ため、屋根頂部の変位と内圧の関係は逆比例的にほぼ線形な 関係で推移している。再インフレート時には過去の事例と同 様に、

- ①内圧は初期上昇の後、屋根面の平均重量とバランスする値 で一定値を保つ
- ②送風された空気は屋根上昇に伴う内部空間の増加に費や される
- ③屋根がほぼインフレート完了に近づいた時点で、短時間で 内圧が上昇する

という安定した推移を経ることが確認された。









写真 8-2 デフレートから再インフレートに至る過程の形状



図 8-1 デフレート時の屋根膜降下量と内圧の記録



図 8-2 再インフレート時の屋根膜上昇量と内圧の記録

おわりに

本報告は建設後29年経過した霊友会弥勒山エアードーム の解体に先立ち、2013年5月に実施した空気膜構造を構成 する各要素の耐久性や、建設当時立案した膜材の維持補修計 画の妥当性確認などを目的とした調査及び検証の結果を纏 めたものである。

本調査及び検証に際して、霊友会のご理解とご協力を頂け たことに深謝いたします。また実験や分析調査などにご協力 を頂いた太陽工業㈱、中興化成工業㈱、神鋼鋼線工業㈱、 ㈱タケチの各社関係者の皆様、及び作業所や技術研究所など 竹中工務店の関連部署の関係者にも改めて御礼を申し上げ ます。

なお、7章に記した一連の実験は、本建物の耐久性の調査 以外に、空気膜構造における膜材料の補修および 緊急対応 (膜部分破損)時の技術(方法や手順)向上を目的として太

陽工業㈱より提案され 実施した内容であることを付記致し ます。

本報告が、今後の膜構造の発展の一助になれば幸いである。

【霊友会弥勒山エアードームの関連文献】

- 山口伸夫:初の恒久空気膜構造 霊友会エアードーム、
 ビ^{*} ルデ^{*} ィング^{*} レター、1985.1
- 2)渡辺博司他:空気膜構造用膜材用の検討(その1~3)
 日本建築学会大会学術講演集(関東)、昭和59年10月
- 3) 丹野吉雄他:低ライズケーブル補強空気膜構造の実大実験及び内圧制御システム(その1、2)
- 日本建築学会大会学術講演集(東海)、昭和60年10月 4)影山健二他:霊友会弥勒山エアードームの音響について、

日本建築学会環境工学委員会

音環境分科会第25回音シンポジウム、1985.02

- 5) 岡田章他:低ライズケーブル補強空気膜構造の長期観測 日本建築学会大会学術講演集(北海道)、昭和61年8月
- 6) 岡田章他: 霊友会弥勒山エアードームの加圧・空調シス テム、空気調和・衛生工学 第60巻 第3号

「膜構造研究論文集 2016」原稿応募規定

- 研究内容: 膜構造に関する学術・技術についての論文・報告とし、未発表のもの。ただし、これまで発表 された論文の展開、追加、詳細等、新しい内容が盛り込まれたものは可とします。
- 研究論文応募方法:応募者に制限はなく、申込み用紙にアブストラクト数行程度を書き、膜構造協会に9月30日 までに申込んでください。申込みのあった方に本論文の執筆要領などを送付します。本論文の 提出締切 2016年12月12日(月)
- 研究論文査読方法:研究論文は協会に設けられた論文審査委員会により査読を行い、採否を決定します。 なお、査読を行わない、報告・記事の枠もありますので、この場合はその旨を明記の上ご応募 ください。
- 論 文 集:発行2017年3月(予定)
- 著 作 権:掲載された論文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。
- 論文集の配布方法 各大学、研究所の他、膜構造に関係のある研究者、設計者及び関係各位に無料配布を行なう他、 希望者にも有料配布します。

連 絡 先 〒105-0001 東京都港区虎ノ門 1-13-5 一般社団法人 日本膜構造協会 論文係 E-mail: ronbun@makukouzou.or.jp Tel (03)3501-3535 Fax (03)3501-3548

一般社団法人日本膜構造協会

[日本膜構造協会出版物]

出版物	発行年	会員価格	非会員価格	消費税
膜構造建築物構造設計の手引き ・ 計算例集	1989年	3500円	3500円	内税
空気膜構造の設備設計・維持保全指針	1989年	1000円	1000円	内税
膜構造建築物の維持保全指針・同解説"膜体等・鋼製部材編"	1989年	1500円	1500円	内税
膜構造建築物の補修技術指針・同解説 – 膜体等・鋼製部材編 –	1991年	6000円	6000円	内税
膜構造-その現状と展望-	1990年	5000円	5000円	内税
富山県膜構造屋根 融滑雪·落雪実験報告書Ⅱ	1990年	2000円	3000円	内税
(社)日本膜構造協会試験法標準「膜材料面内剪断剛性試験方法」	1993年	1000円	2000円	内税
Testing Method for in-Plane Shear Properties of Membrane Materials	1993年	2000円	3000円	内税
(社)日本膜構造協会試験法標準「膜材料弾性定数試験方法」	1995年	1000円	2000円	内税
(社)日本膜構造協会試験法標準「膜材料の品質及び性能試験方法」	2003年	3000円	5000円	内税
TEST METHODS FOR MEMBRANE MATERIALS (COATED FABRICS)-QUALITIES AND PERFORMANCES-	2003年	5000円	7000円	内税
膜構造研究論文集 '8 7	1987年	2000円	2000円	内税
膜構造研究論文集 '88 (在庫切れ)	1988年	2000円	2000円	内税
膜構造研究論文集 '8 9 (在庫切れ)	1989年	3000円	5000円	内税
膜構造研究論文集 '9 0	1990年	3000円	5000円	内税
膜構造研究論文集 '9 1	1991年	3000円	5000円	内税
膜構造研究論文集 '9 2 (在庫切れ)	1992年	3000円	5000円	内税
膜構造研究論文集 '93 (在庫切れ)	1993年	3000円	5000円	内税
膜構造研究論文集 '9 4	1994年	3000円	5000円	内税
膜構造研究論文集 '9 5	1995年	3000円	5000円	内税
膜構造研究論文集 '9 6	1996年	3000円	5000円	内税
膜構造研究論文集 '9 7	1997年	3000円	5000円	内税
膜構造研究論文集 '9 8	1998年	3000円	5000円	内税
膜構造研究論文集 '9 9	1999年	3000円	5000円	内税
膜構造研究論文集 '0 0	2000年	3000円	5000円	内税
膜構造研究論文集 '0 1	2001年	3000円	5000円	内税
膜構造研究論文集 '0 2	2002年	3000円	5000円	内税
膜構造研究論文集 '0 3	2003年	3000円	5000円	内税
膜構造研究論文集 '0 4	2004年	3000円	5000円	内税
膜構造研究論文集 '0 5	2005年	4000円	6000円	内税
膜構造研究論文集 '0 6	2006年	4000円	6000円	内税
膜構造研究論文集 '0 7	2007年	4000円	6000円	内税
膜構造研究論文集 '0 8	2008年	4000円	6000円	内税
膜構造研究論文集 '0 9	2009年	4000円	6000円	内税

出版物	発行年	会員価格	非会員価格	消費税
膜構造研究論文集 '1 0	2010年	4000円	6000円	内税
膜構造研究論文集 '1 1	2011年	4000円	6000円	内税
膜構造研究論文集 '1 2	2012年	4000円	6000円	内税
膜構造研究論文集 '1 3	2013年	4000円	6000円	内税
- 開閉屋根を有する膜構造建築―構造設計手引―	1997年	2500円	2500円	内税
- 膜構造による小中(高)学校体育館屋根改修・新築の手引	1999年	3000円	3000円	内税
膜構造:その展開	2000年	2000円	2000円	内税
膜構造研究 レビュー 2 0 0 0	2000年	7000円	9000円	内税
 膜構造の建築物・膜材料等の技術基準及び同解説	2003年	3500円	3500円	内税
	2007年	1500円	1500円	内税
 膜構造建築物の維持保全マニュアル	2008年	8000円	12000円	内税

○在庫切れのものについては、(社)日本膜構造協会にご相談下さい。

膜構造研究論文集 2015
2016年3月発行
編集 一般社団法人 日本膜構造協会
発行 一般社団法人 日本膜構造協会
〒105-0001 東京都港区虎ノ門 1-13-5
電話(03)3501-3535 FAX (03)3501-3548