空気膜構造の作用風圧と構造強度に必要な内圧制御に関する基礎的研究

（境界層乱流中における柔模型を用いた風洞実験）

加藤　優輝[*1]
丸田　榮藏[*2]

梗　　概

本論文では，角丸長方形平面を持つ最小曲面積形態の空気膜構造を対象にした風洞実験を行っている。実験は，縮尺 1/250 の境界層乱流中において 3 種類のライズを対象とした柔模型を用いた風洞実験であり，ドームの作用風圧と構造強度に必要な内圧制御について検討を行ったものである。具体的には，作用風圧に関しては，柔な膜体に作用する風圧性状を把握し，剛体模型との差異を明らかにすること，ドーム局部に作用する変動風圧の特性，およびドーム外表面の空間的に作用する変動風圧の特性についての検討である。また，内圧制御に関しては，境界層乱流中での内圧制御について一連の実験を行い，一様流中の実験結果と比較・検討する。さらに膜張力に関する相似性に基づいて強風時の膜体変形に対する風圧抵抗に必要な内圧として加圧を考慮すべき風速の評価方法について検討する。

1. はじめに

空気膜構造に関する耐風設計は，これまで一貫した方針がないまま旧態然とした手法により設計されてきた感がある。1980年以降に改訂された建築学会荷重指針・同解説 [1.1)]やその後の建築基準法施行令・告示改正では境界層乱流に対応した風荷重算定方法が提示され，これを反映させた設計速度圧および風力係数・風圧係数が提案されてきている。

しかしながら，空気膜構造に関して強風時の風圧抵抗に必要な内圧設定 [1.2),1.3)]では，旧来からの一様流の実験に基づいた設計方法が踏襲され，また風荷重算定に関しては空気膜構造が柔構造であるにもかかわらず剛体模型の実験によるデータを用いることが一般的である。いわゆる，空気膜構造を対象とした風洞実験が，薄膜を有する繊細な模型製作の技術や模型の価格の問題および大変形や膜面振動を伴う柔模型の風洞実験の難解さの問題が障害となり，境界層乱流を考慮した柔模型による研究は遅々として進まない状況にある。

筆者らは，一連の風洞実験 [1.4),1.5)]から，これまでの空気膜構造規定に示される構造強度に必要な内圧は一様流に基づくものであること，また柔模型の風圧係数は剛体模型に割増を必要とすることを指摘してきた。

これに引き続き，境界層乱流において柔模型を用いた上記と同様の風洞実験を行い，一様流中との比較から従来の規定値による境界層乱流を基本とする現在基準の適用方法について検討を試みている。さらに強風時の必要内圧として地上10m基準とする風速管理方法について提案している。

2. 実験方法

2.1 使用風洞および実験気流

風洞は，吹き出し2.0 × 2.0m，吸い込み4.2 × 4.2m，測定部の長さは5.0mのゲッチンゲン型単帰回流風洞であり，出力風速範囲は1.0～60.0 m/s，かつ乱れの強さは0.5%以下の性能を有している。実験気流は，縮尺1/250の乱流境界層とし，地表面粗度区分 IV に見合った自然風を再現したものである。

乱流境界層の作成は Roughness Block と Counihan タイプの渦発生装置を配置した(Photo.1)。Fig.1 は，平均風速および u.v.w-3 成分の乱れの強さに対する鉛直分布を示し，Fig.2 は，地盤からの高さ40mm(実寸で10m)における u.v.w-3 成分の変動風速のパワースペクトルを示す。u-成分については Karman スペクトルとの比較を行っている。また，レイノルズ応力の鉛直分布(Fig.3)，u-成分乱れの積分スケールに対する鉛直分布(Fig.4)を示す。実験気流は，模型高さ(100mm)の2倍以上の高さ300mmの範囲において縮尺1/250の境界層を再現できているものと見なした。

Photo.1 Wind tunnel and roughness

*1　日本大学大学院生産工学研究科建築工学専攻　大学院生
*2　日本大学生産工学部教授・工博

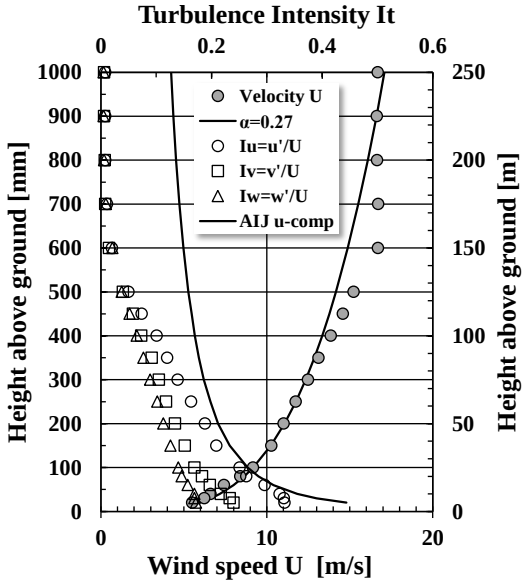


Fig.1 Wind profile

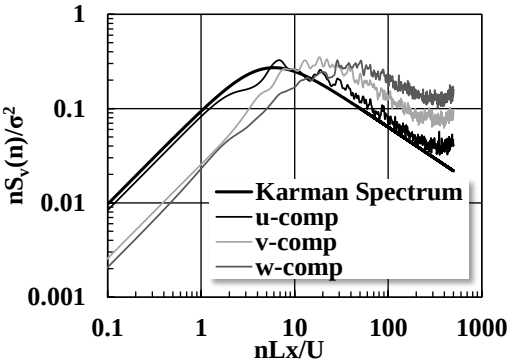


Fig.2 Power spectrum simulation

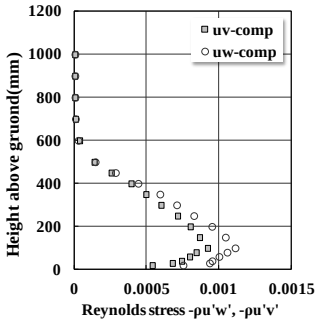


Fig.3 Reynolds stress

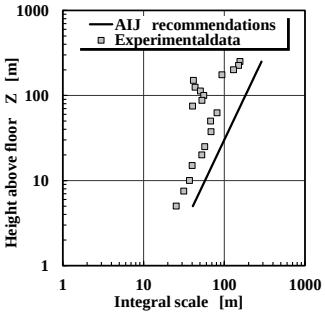


Fig.4 Integral scale

2.2 実験模型概要

実験模型は，文献 [1,4]と同様，縮尺は$1/250$を想定し，300×200mm(実寸で75×50m)の角丸長方形平面であり，ライズ$H = 100$，60，30mm(実寸で25，15，7.5m相当)の三種類としている(Fig.5)。模型の代表長さを$\mathrm{D} = 200$mmとした場合，ライズ比H/Dは，それぞれ0.5，0.3，0.15である。また，模型の初期内圧(以下P_{io} $[\mathrm{N/m^2}]$)は，無風時に空気膜模型の原型(アクリル板の成形型)に目視によりフィットする状態が確認できた状態での内圧であり，風洞実験の計測毎にセットした(Table1)。

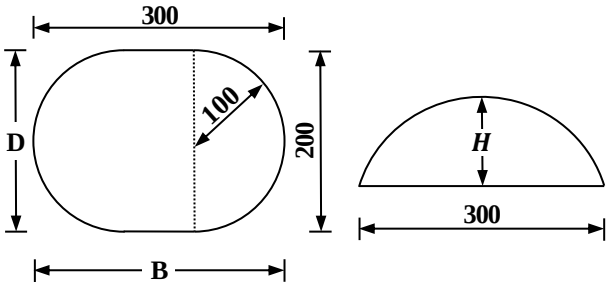


Fig.5 Plan and elevation of dome model [mm]

Table1 Dimension of models

$\mathrm{B} \times \mathrm{D}$ [mm]	300×200		
Rise [mm]	100	60	30
H/D ($\mathrm{D} = 200$mm)	0.5	0.3	0.15
Initial internal pressure P_{io} $[\mathrm{N/m^2}]$	98.1	68.6	19.6

1) 変形および内圧制御用の柔模型

柔模型は，膜厚が0.5mmとなるように雄型と雌型の隙間を設け，シリコンを流し込む方法で 3 種類の模型を作製した(Photo.2)。シリコンは伸び，引き裂き強度の高いシームレスシリコンと高硬度のクイックレスシリコンの 2 種類のシリコンゴムを1:1の比率で混ぜ合わせたものである。模型は完全密閉を目標としたが，模型とアクリルベース板間等から微量の圧力漏れが確認された。そこで，時間当たりの内圧の損失量の計測を行い，結果は$H/\mathrm{D} = 0.5$の内圧損失が最大であり，2 分間で内圧の損失量が0.3mmAq，それに伴う変位の減少が0.08mmであった。この変位の減少は，後述する膜体の最大変形に対し$1/100$以下の値であることから計測毎に内圧の調整を行うことで実験結果にほぼ影響ないと見なした。

View from 0° View from 90°

Photo.2 Flexible dome model

2) 風圧実験用の柔模型の作成方法

風圧実験用の柔模型は$H/\mathrm{D} = 0.5$については文献 [1,4]と同じものを使用し，$H/\mathrm{D} = 0.3$，0.15については新たに作成した。風圧測定孔は，49点とし，模型中心から30°刻みで剛模型と同様，測定孔間の円弧長さが等しくなるよう配置している。また，H/D=0.3，0.15 の場合，0.5mm の薄膜に直径 1.5mm の穴を開け，外圧を取り込む測定孔は膜体内が密閉状態となるよう膜と導圧チューブの一体化を図るため，ニップルと導圧チューブを膜体と同様柔らかく，かつ軽いシリコンで作成している(Photo.3, 4)。この導圧チューブは内径1.0mm，外径1.2mmのものである。また，いずれの模型も導圧チューブの長さは模型内で180mmと遊びを持たせ，模型外の導圧チューブ($\mathrm{L} = 1000$mm)を介して風圧計へ繋げている(Fig.6)。これらの工夫を模型に施すことで外圧による膜体変形を極力拘束しないようにした。

Photo.3 Configuration of nipples

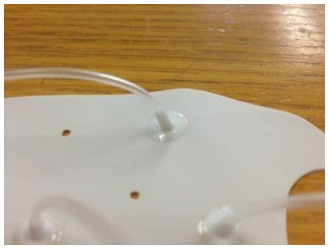
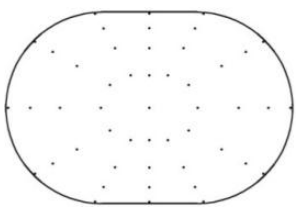
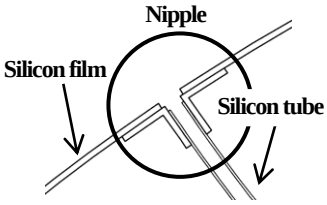


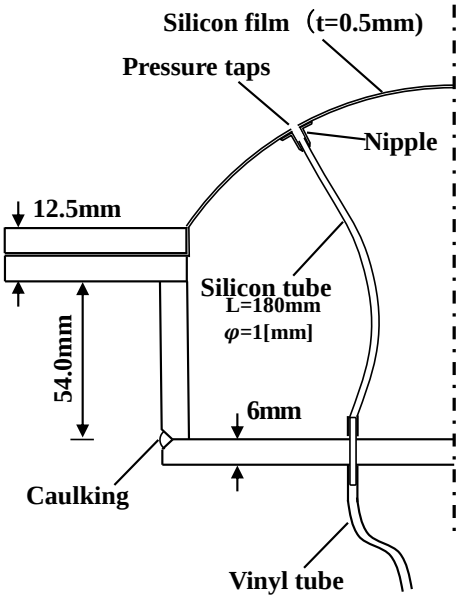
Photo.4 Rear side view of model



a) Pressure ports



b) Pressure Tap



c) Cross-section of model

Fig.6 Pressure ports, pressure tap and detail

2.3 柔構造物を対象とした風圧計測実験における相似性

本論文で用いる柔模型は外力の増減により膜体の変形が相違する。そのため，風洞実験において，外力が作用した際の実現象を把握するためには，変形や膜張力に対し相似条件を満たす必要がある。空気膜構造は内圧によって生じる膜張力により外力に抵抗する構造である。したがって，実構造物と実験模型で外・内圧と張力の釣り合い関係が等しければ，変形は相似になると考えられる。今，外・内圧と張力の関係を，Fig.7 のように表すと，膜体に生じる張力Tは，(1)式のように外圧によって生じるT_1と内圧によって生じるT_2の和で与えられる。

$$\boldsymbol{T = T_1 + T_2} \qquad (1)$$

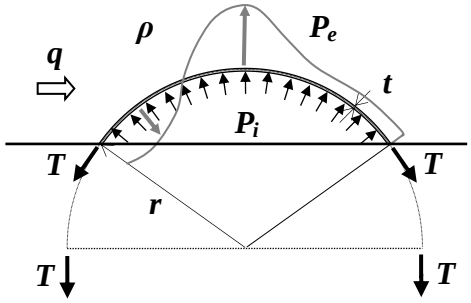


Fig.7 Equilibrium of external pressure, internal pressure and tensile force

ここに，ρは空気密度[kg/m^3]，qは作用速度圧[N/m^2]，P_eは膜体に作用する外圧[N/m^2]，Tは膜張力[N/m]，P_iは膜内圧[N/m^2]，rは曲率半径[m]，tは膜厚[m]である。さらに，空気膜構造設計規準[1,2]を準用した外圧による張力T_1（空気膜ドーム形状によって与えられる係数αを考慮)と曲率半径rの円弧断面に均等な内圧P_iを仮定した内圧による張力T_2によって，(2)式と置き換えることができる。

$$\boldsymbol{T = r \cdot \alpha \cdot q + \frac{P_i \cdot r}{2}} \qquad (2)$$

内圧 P_iを文献[1,5]の下式の必要内圧P_{is}とすると，(4)式となる。

$$\boldsymbol{P_i = P_{is} = C_i \times q} \qquad (3)$$

$$\boldsymbol{T = r \cdot q\left(\alpha + \frac{C_i}{2}\right)} \qquad (4)$$

ここに，C_iは速度圧に対する膜体の構造強度に必要な内圧係数である。一方，定式中の速度圧qと張力Tを，それぞれ(5)，(6)式とすると，(7)式のように外・内圧が作用した変形時の風速Vとして表すことができる。

$$\boldsymbol{q = \frac{1}{2}\rho V^2} \quad (5), \qquad \boldsymbol{T = \sigma \cdot t = E \cdot \varepsilon \cdot t} \quad (6)$$

$$\boldsymbol{V = \sqrt{\frac{E \cdot \varepsilon \cdot t}{\rho \cdot r} \cdot \frac{2}{\left(\alpha + \frac{C_i}{2}\right)}}} \qquad (7)$$

ここに，σは応力[N/m^2]，Eは膜材のヤング係数[N/m^2]，εは膜材のひずみである。ここで，αとC_iは模型の形状から求まる無次元量であり，さらに，

$\boldsymbol{\tilde{V} = V_p/V_m}$，$\boldsymbol{\tilde{E} = E_p/E_m}$，$\boldsymbol{\tilde{t} = t_p/t_m}$，$\boldsymbol{\tilde{r} = r_p/r_m}$

$\boldsymbol{\tilde{\varepsilon} = \varepsilon_p/\varepsilon_m} \cong 1.0$，$\boldsymbol{\tilde{\rho} = \rho_p/\rho_m} \cong 1.0$

を考慮すると，風速に対する相似条件は，(8)式で与えられる。

$$\boldsymbol{\tilde{V} = \sqrt{\frac{\tilde{E} \cdot \tilde{\varepsilon} \cdot \tilde{t}}{\tilde{\rho} \cdot \tilde{r}}} = \sqrt{\frac{\tilde{E} \cdot \tilde{t}}{\tilde{r}}}} \qquad (8)$$

ここに，添え字のpとmは，それぞれ実物と模型を表す。定式による相似条件は，弾性力に関係させた相似率[2.1) 2.2)]と一致する。

本論文では柔構造物の風圧性状についての相似条件を満たすため，実験模型に用いた膜材の材料特性を引っ張り載荷試験により求めた。試験片はB = 50mm，L = 100mm，t = 0.5mm した。試験は Fig.8 に示す試験装置に94.92gの重りを 1 つずつ加えていき，その際の伸びはメジャーを用いて計測している。なお，試験片下部に取り付けたアクリル板等の重りは約

150gである。5 回の試験を行い，その平均値を試験結果としている。Fig.9 に試験結果を示し，Table2 に試験結果の傾きから求まるヤング率を示す。

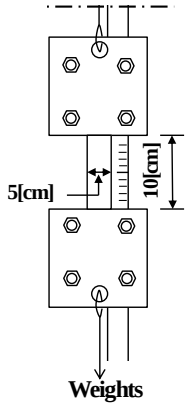


Fig.8 Outline of test device

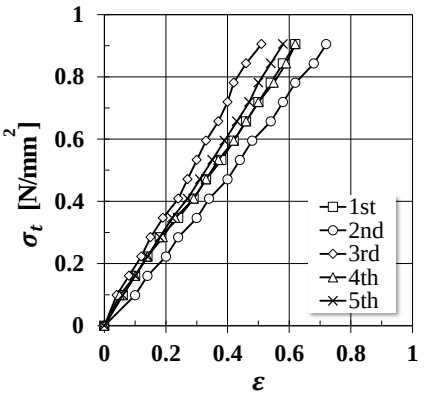


Fig.9 Tensile force tests

Table2 List of results

Young's modulus	E [N/mm^2]
1st	1.413
2nd	1.293
3rd	1.766
4th	1.393
5th	1.540
Average	1.481

つぎに，試験結果を用い，(8)式の相似パラメータである風速スケールおよび時間スケールを求めた。例えば，対象とした実膜材料は，Table3 に示す某メーカの四フッ化エチレン樹脂コーティングガラス繊維布を想定し，繊維布の縦糸および横糸方向の値によって算出した風速スケール$\tilde{V}$および時間スケール$\tilde{T}$は，(9)式と(10)式となる。

Table3 Elastic parameters of membrane material

Name	四フッ化エチレン樹脂コーティングガラス繊維布	
$E \cdot t$ [N/mm]	縦糸	横糸
	1402.4	951.2
t [mm]	0.8	

$$\tilde{V} = \sqrt{\frac{\tilde{E} \cdot \tilde{t}}{\tilde{r}}} \cong \frac{1}{2.75} \quad \text{：縦糸，} \left(\frac{1}{2.27}\text{：横糸}\right) \quad (9)$$

$$\tilde{T} = \tilde{r} \times \frac{1}{\tilde{V}} = \frac{1}{250} \times 2.75 = \frac{1}{90.9} \quad (10)$$

2.4 風圧データの取得方法

1) 風圧係数の定義

風圧係数は以下の(11)式で定義した。

$$\left.\begin{aligned} \bar{C}_{pe} &= \frac{\bar{P}_e}{\bar{q}_H} & C'_{pe} &= \frac{\sigma_p}{\bar{q}_H} \\ \hat{C}_{pe} &= \frac{\hat{P}_e}{\bar{q}_H} & \check{C}_{pe} &= \frac{\check{P}_e}{\bar{q}_H} \end{aligned}\right\} \quad (11)$$

ここに$\bar{C}_{pe}$，C'_{pe}，$\hat{C}_{pe}$，$\check{C}_{pe}$は平均，変動，最大，最小風圧係数，$\bar{P}_e$，$\hat{P}_e$，$\check{P}_e$は風圧測定孔に作用する平均，最大，最小風圧[N/m^2]，σ_pは風圧測定孔に作用する風圧変動の標準偏差，$\bar{q}_H$は模型頂部高さH相当の平均速度圧[N/m^2]である。

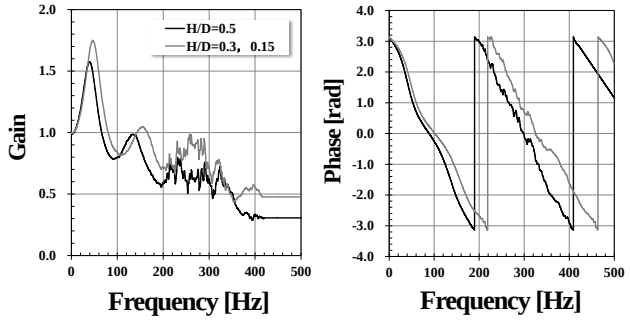
2) 実験風速，風向およびデータサンプリング

実験風速は，内圧制御実験では1~14 m/s，風圧実験では5~13 m/s（(9)式による実風速換算で13,75~35.75 m/s相当）さらに後述される必要内圧の限界風速$\bar{V}_{s40}$を加えて実験風速とした。なお，実験風速は，風洞床上の高さ40mm（実際の地上高さ10m相当)での風速である。

実験風向は，$\theta = 0°$と90°とした。データのサンプリングは，サンプリング間隔を1msecとする 16384 個を1波として計測しており，計測時間は，約16sec（実時間で約 25 分相当)である。計測されたデータは，(10)式の時間スケールを基に 1 秒評価時間相当の移動平均 [2,3] をかけた変動波形としている。また，実験結果は，3 回計測のアンサンブル平均としている。

3) 圧力導管のチュービング補正

風洞実験において得られる変動風圧は，模型から導かれる圧力導管の内径や長さによって振幅および位相の歪みが生じる。本実験では，あらかじめこれらの伝達特性を調べ，補正を行っている。Fig.10 に振幅および位相の伝達関数を示す。計測より得られた風圧変動は，FFT 後，伝達関数によるチュービング補正値を考慮し，その後 IFFT により元の時刻歴波形へ変換することで歪みの補正を行っている。



a) Amplitude gain　　b) Phase

Fig.10 Transfer function of pressure tube

2.5 計測方法

内圧制御実験での膜体変位の計測はレーザー変位計より計測している。外圧および内圧の計測にはメロンテクノス社製の風圧計を使用し 49 点の同時計測としている。また，模型膜の膨張はミニ・コンプレッサーを用いて内圧を加えるが，減圧弁とニードルコックを連動して用いることにより内圧の微調整を可能することができる。詳しくは文献 [1,4]を参照されたい。

3 実験結果

3.1 境界層乱流中の構造強度に必要な内圧制御

構造強度に必要な内圧は，文献 [1,4]と同様，あらかじめ実験風速毎の膜体変形を計測した。膜体の変形は膜体風上部において負の変形が生じていない状態を構造的に安定とし，負の変形

が生じた状態を構造的に不安定と定義している。

1) 境界層乱流中における膜体の変形と限界風速

膜体の変形は，負の変形が生じる境目を構造安定限界の変形とし，その時に風速を限界風速$\bar{V}_s$と定義した。しかしながら，境界層乱流中の平均変位による膜体の変形図では，実験風速の範囲内においても負の変形を確認することができなかった。旧来，乱流の渦 Scale が物体をすべて覆うほど大きい時，流れは瞬間的に一様な流れと見做し，一様流中の風洞実験に基づいた風力係数に瞬間速度圧（例えば$q = 40\sqrt{h}$など）を乗じ設計風力および風圧力を算定する荷重算定方法が採られてきた。この考えに基づいて，境界層乱流中で計測されたデータから，瞬間最大変位の包絡線で得られる変形による風上半分の断面図を作成し，一様流下の変形と比較を行った(Fig.11)。

結果から，両者の断面図は類似するものであり，境界層乱流中では瞬間最大変形から作成した断面図を用いて限界風速$\bar{V}_s$を求めた。Table4 に上記の方法により求めた限界風速$\bar{V}_{S40}$および$\bar{V}_{SH}$(添え字の 40 とHは，風洞床上の高さ)を示す。

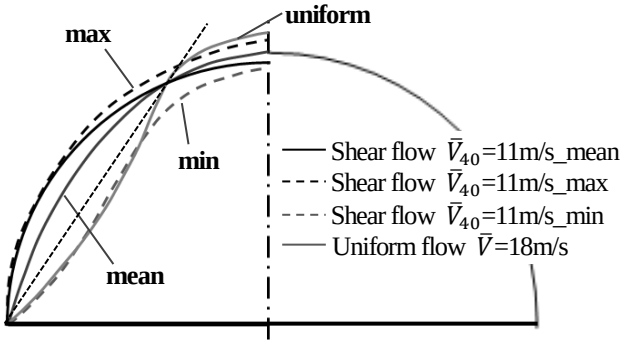


Fig.11 Comparison of deformation in shear flow and uniform flow

Table4 $\bar{V}_{S40}$ and $\bar{V}_{SH}$

H/D	θ	$\bar{V}_{S40}$ [m/s]	$\bar{V}_{SH}$ [m/s]
0.5	0°	8.0	11.0
	90°	7.0	10.0
0.3	0°	6.5	7.0
	90°	6.5	7.0
0.15	0°	5.0	4.0
	90°	5.5	4.5

2) 構造強度に必要な内圧

空気膜構造設計規準 [1,2]では，暴風時において発生する大変形に対し，空気膜構造の強度を維持するために必要な内圧をかけることを規定している。境界層乱流中では，この規定値の内圧を Fig.12 に表現されるように，構造安定へ復帰させるに必要な内圧の増分ΔP_{is}を，前項の最大値の変形に基づいて，(12)式の定義より求めた。

$$\Delta P_{is} = P_{is} - P_i' \qquad (12)$$

ここに，P_i'は風速により変化した内圧[N/m^2]，P_{is}は風上の膜面に負の変形が生じないよう加圧した内圧[N/m^2]である。

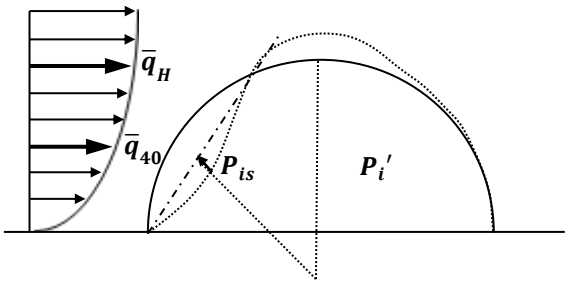


Fig.12 Definition of inner pressure need to stabilize the dangerous deformation

3) 内圧制御実験結果

Fig.13 は，平均風速$\bar{V}_{40}$に対して計測した内圧P_i'とP_{is}を示している。結果は一様流中の実験結果 [1,5]と同様の傾向を示し，内圧P_i'は，風速の増大とともに一時的に低下し，その後再び増加に転じる。これは，風外力の乱れが大きく，膜体変形が複雑な境界層乱流中であっても，低風速時ではドーム面の負圧分布による膜変形が優位に働き，全般的に膨張傾向となる。さらに，風上の正圧領域で膜面が負の変形となる不安定な大変形を引き起こす風速では，逆に収縮させるように外圧が働いていることを示している。P_{is}はライズが高いほど大きな値を必要としている。

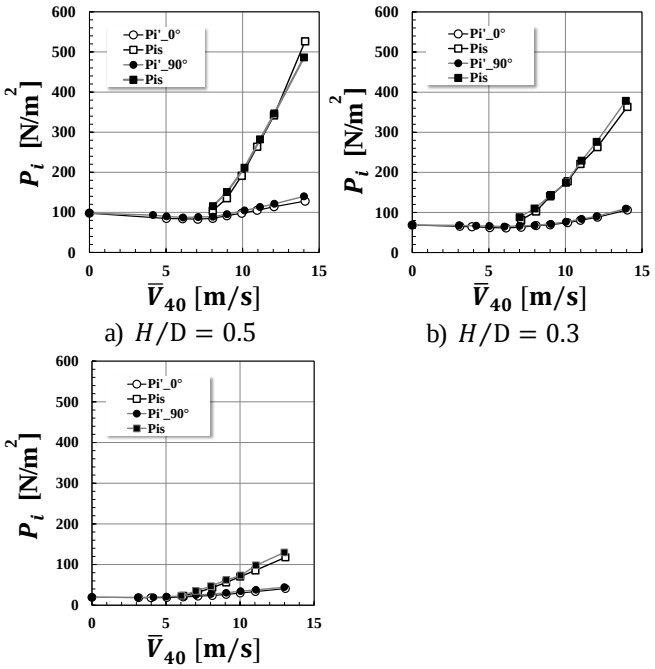


Fig.13 Internal pressure control for wind speeds

4) 必要内圧増分 ΔP_{is}

Fig.14 は，Fig.13 の結果から，(12)式を用いて求めた平均速度圧$\bar{q}_{40}$に対するΔP_{is}を示している。また，Fig.15 は Fig.14 の平均速度圧$\bar{q}_{40}$に同じ高さでの風速に対する突風率G_vの二乗を乗ずることで求めた瞬間速度圧$\hat{q}_{40}$に対するΔP_{is}を示している。

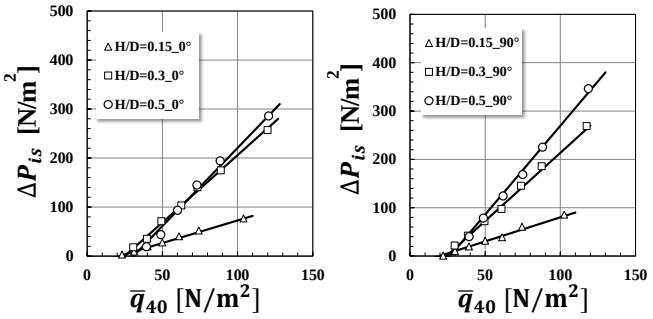
いま，Fig.14 の$\bar{q}_{40}$に対する内圧の増分ΔP_{is}の関係において，近似線の傾きC_{is}をとり，かつ初期内圧をP_{io}'としたとき，(13)式によって表すことができる。

$$\Delta P_{is} = C_{is} \cdot \bar{q}_{40} - P_{io}' \qquad (13)$$

また，$\Delta P_{is} + P'_{io} = P_{is}$であることから，必要内圧$P_{is}$は(14)式で与えられる。

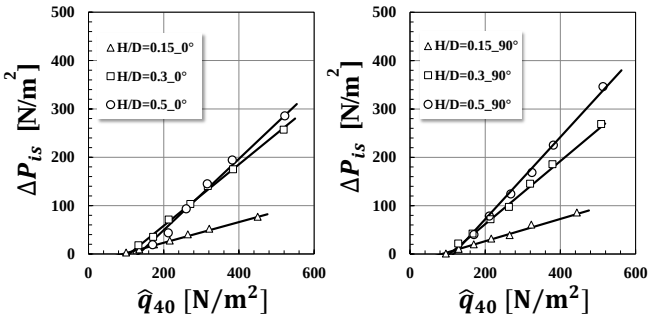
$$\boldsymbol{P_{is} = C_{is} \cdot \bar{q}_{40}} \qquad (14)$$

これらの関係は，Fig.16 のように模式的に表現することができる。この図は，限界風速$\bar{V}_{S40}$ までは初期内圧P'_{io}のままで安定しているが，それを超える風速では膜体の風上側に負の変形が発生することから，安定化させるための必要内圧を$C_{is} \cdot \bar{q}_{40}$とする必要があることを示している。Table5 は，実験で得られたFig.14とFig.15から傾斜C_{is}と限界風速$\bar{V}_{S40}$($\Delta P_{is} = 0$を示す$\bar{q}_{40}$に対応)を求め，一様流の実験結果と比較している。表より，境界層乱流中の実験で得られた係数C_{is}は，ライズHの減少に伴い低下する傾向を示し，また，小さい見付幅と見做される風向(例えば$\theta = 90°$)の方が大きい傾向を示す。また，平均速度圧$\bar{q}_{40}$よりも瞬間速度圧$\hat{q}_{40}$に対応させたC_{is}は，一様流中のC_i[1,5]に近似する結果を示した。



a) $\theta = 0°$　　b) $\theta = 90°$

Fig.14 Internal pressure need to stabilize the structure ($\bar{q}_{40}$)



a) $\theta = 0°$　　b) $\theta = 90°$

Fig.15 Internal pressure need to stabilize the structure ($\hat{q}_{40}$)

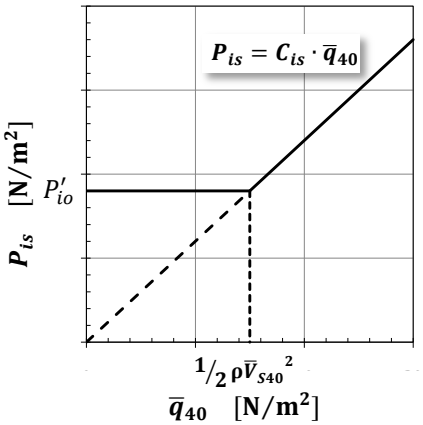


Fig.16 Relation between P_{is} and $C_{is} \cdot \bar{q}_{40}$

Table5 C_i and $\bar{V}_{s40}$

H/D	θ	C_{is}		$\bar{V}_{s40}$ [m/s]	Uniform flow	
		$\bar{q}_{40}$	$\hat{q}_{40}$		C_i	$\bar{V}_s$ [m/s]
0.5	0°	3.19	0.87	7.11	0.60	14.8
	90°	3.68	1.00	6.64	0.73	12.0
0.3	0°	2.75	0.75	6.41	0.52	11.8
	90°	2.82	0.77	6.35	0.55	10.6
0.15	0°	0.92	0.25	5.90	0.27	7.60
	90°	1.00	0.27	5.69	0.20	8.80

5) 設計への適応と評価

前項のC_{is}に関する近似の結果と 3.1-1)項に記述した境界層乱流中における膜体の変形性状と限界風速で記述した考えに基づいて，模型に作用する外圧を等価な一様流に置き換え一様流の結果と比較した。具体的には模型に作用する速度圧を等価な一定風力$\bar{q}_{H_0}$に置き換え(Fig.17)，かつ等価な$\bar{q}_{H_0}$を与える高さH_0とその高さ相当の$G_v{}^2$を求め，Table6 に示す。

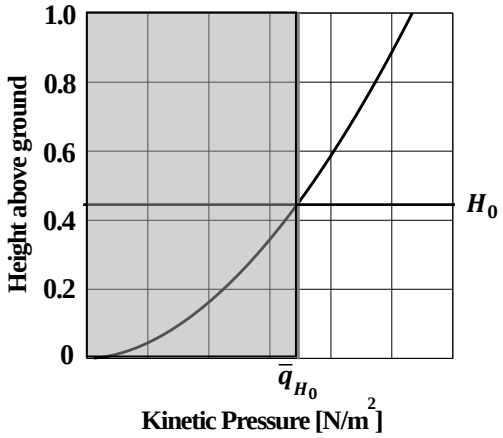


Fig.17 Transform into equivalent uniform wind pressure

Table6 H_0 and $G_v{}^2$ given for each model

H/D	H_0	$G_V{}^2$
0.5	45.0	4.20
0.3	27.0	4.86
0.15	13.5	5.93

次いで，Table6 の$G_v{}^2$を乗ずることによって等価な瞬間速度圧$\hat{q}_{H_0}$を求め，一様流の実験結果[1,5]と比較した結果を Fig.18 に示す。図から両者の結果は，ライズの異なる 3 種類すべてについてほぼ一致するものと見做された。このことは，一様流中の実験から得られたC_iを用いることによって，境界層乱流中の実験による必要内圧評価への適用が可能であることを示唆するものと考えられる。なお，等価な一定風力$\bar{q}_{H_0}$に相当する高さH_0は，ライズHまでの速度圧の積分量と等価な一定風力$\bar{q}_{H_0}$と高さHからなる四角形の面積は等しく置いた(15)式～(17)式によって求めるものとした。Fig.18 に上記の考えに基づき等価な一定風力の瞬間速度圧$\hat{q}_{H_0}$を求め，一様流の実験結果との比較した結果を示す。結果はほぼ一致するものであり，このことから一様流下の実験より得られたC_iによって乱流中の構造安定に必要な内圧への適用が可能であることが見出された。

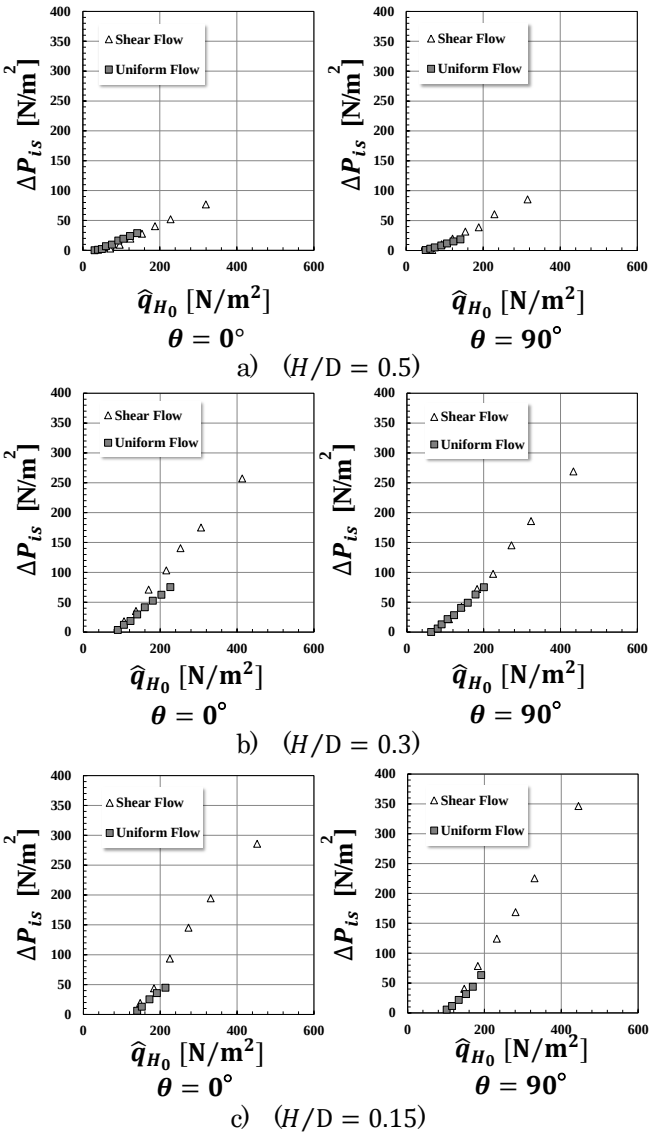


Fig.18 Comparison with uniform flow and shear flow

$$\bar{q}_{H_0} = \frac{\int_0^H \left(\frac{Z}{H}\right)^{2\alpha}}{H} = \frac{1}{2\alpha+1} \qquad (15)$$

$$\bar{q}_{H_0} = \left(\frac{H_0}{H}\right)^{2\alpha} \qquad (16)$$

$$H_0 = \left(\frac{1}{2\alpha+1}\right)^{\frac{1}{2\alpha}} \cdot H \qquad (17)$$

ここに，αは，境界層の速度勾配を表す指数である。

6) 限界風速 $\bar{V}_s$

前4)項で記述した強風時の変形を安定化させるための必要内圧を施す限界の風速$\bar{V}_{s40}$を風洞実験により示した。そこで，(9)式で得られた風速スケール$\tilde{V}$により，実験から得られた結果の実風速への適応を試みた。Table7 は，風洞実験から得られた$\bar{V}_{s40}$と Table3 の実膜材料に対して$\bar{V}_{s10}$を求めたものである。言い換えると，ライズ比や膜材料によっても異なるが，0.8mm厚の四フッ化エチレン樹脂コーティングガラス繊維布では，おおよそ地上10m高さでの平均風速が表中の限界風速$\bar{V}_{s10}$を超えると内圧の付加が必要となることを表している。

Table7 Calculation results of $\bar{V}_{s10}$ in full scale

H/D	θ	Wind tunnel test [m/s]	縦糸	横糸
0.5	0°	7.11	19.55	16.14
	90°	6.64	16.35	15.07
0.3	0°	6.41	17.63	14.55
	90°	6.35	17.46	14.41
0.15	0°	5.90	16.22	13.39
	90°	5.69	15.65	12.92

7) 必要内圧の管理

前項までの結果より一様流中の内圧制御実験より，乱流中における空気膜構造の必要内圧を求めることが可能であることが見出された。本項ではその詳細を示すものである。

一様流中においてある速度圧$\bar{q}$に対する構造強度に必要な内圧P_{is}は以下の式で定義される。

$$P_{is} = C_i \times \bar{q} \qquad (18)$$

ここでP_{is}は実験により求められ，C_iは$\bar{q}$とP_{is}の傾きから求まる係数である。前項5)で述べたように，一様な速度圧$\bar{q}$を等価な境界層乱流に置き換えたのちC_{is}を求めることで，一様流中の実験結果を用いて，境界層乱流中の速度圧に対する構造強度に必要な内圧を求めることができる。

$$\bar{P}_{is} = C_i \cdot G_V^2(H_0) \cdot \bar{q}_{H_0} \qquad (19)$$

上式に，(17)式のH_0と下式の建築学会荷重指針・同解説 [1.1)]による風速の乱れ強さから 1 秒評価時間相当のピークファクターg＝3.4 とした場合の(20)式のガストG_vを考慮するとすれば，(21)式が誘導される。

$$G_V(H_0) = 1 + 3.4 \cdot 0.1 \cdot \left(\frac{H_0}{Z_G}\right)^{-\alpha-0.05} \qquad (20)$$

$$P_{is} = C_i \cdot G_V^2(H_0) \cdot \left(\frac{H}{10}\right)^{2\alpha} \cdot \frac{1}{2\alpha+1} \cdot \bar{q}_{10} \qquad (21)$$

$$P_{is} = C_{is} \cdot \bar{q}_{10} \qquad (22)$$

$$C_{is} = C_i \cdot G_V^2(H_0) \cdot \left(\frac{H}{10}\right)^{2\alpha} \cdot \frac{1}{2\alpha+1} \qquad (23)$$

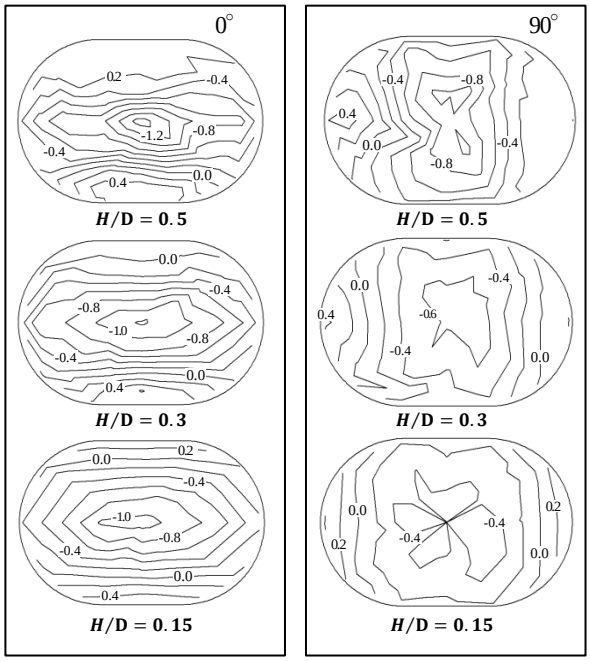
(21)式は，地上10mにおける風速を管理することによって，強風時の必要内圧を制御することができることを示しており，(23)式のC_{is}の計算結果(粗度区分 IV，α＝0.27)は，Table5 の$\bar{q}_{40}$に対応させたC_{is}の値にほぼ近似することが確認されている。

3.2 境界層乱流中の空気膜に作用する風圧性状

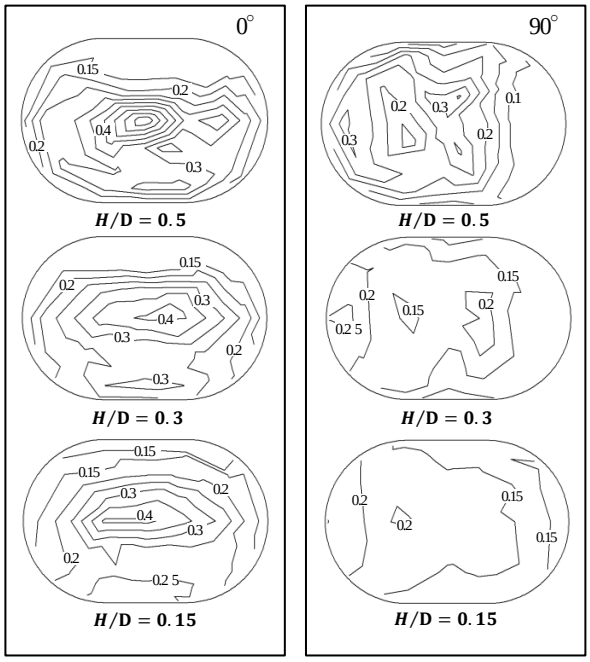
1) 境界層流における風圧係数分布の性状

Fig.19 は，$\bar{V}_{40} = 8$ m/s時の平均風圧係数と変動風圧係数のコンター図を示している。結果より，平均風圧係数分布は模型頂部付近での負圧が非常に強い値を示し，かつ分布が縞模様であるといった性状は剛体模型による実験 [1.4)]で得られた実験結果に類似している。一方，変動風圧係数は，剛体模型同様，ライズ

が低くなるほど小さくなる傾向を示すが，風向0°では約0.40~0.45と高い値を示している。この大きな風圧変動の発生は，膜体の変形に起因するほかに，膜体の振動が風圧変動に大きく影響している。



a) Mean wind pressure coefficient $\bar{C}_{pe}$



b) Fluctuating wind pressure coefficient C'_{pe}

Fig.19 Distribution of wind pressure coefficients in boundary layer wind tunnel tests

2) 剛体模型と柔模型の比較

次に剛体模型[1,4]と柔模型の風圧性状の比較を行った。Fig.20に示すs/Sに対する風方向模型中心線上の風圧係数を Fig.21 に示す。なお，同条件での風圧性状を比較するため，両実験とも風洞高さ40mmにおける平均風速 $\bar{V}_{40} = 8\mathrm{m/s}$時に計測された結果である。風圧性状の傾向は，柔模型の頂部付近の平均，変動，ピーク風圧係数が剛体模型に比べ非常に大きい値を示していることが確認できる。また，風上部では，柔模型の平均風圧係数$\bar{C}_{pe}$がより大きい値を示し，模型背面部では柔模型のピーク風圧係数($\hat{C}_{pe}$, $\check{C}_{pe}$)の絶対値は小さい。

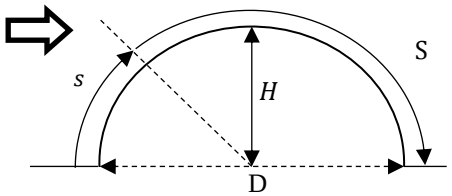


Fig.20 Dimensions of dome

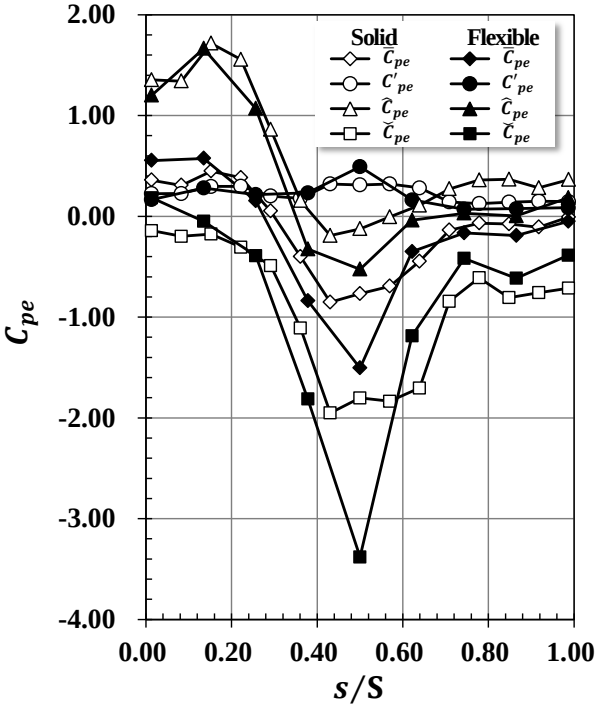


Fig.21 Comparison with wind pressure coefficients of solid model and flexible model

3) ライズの差異による検討

次に模型ライズによる風圧性状の差異についての検討を行った。Fig.22 に各模型の限界風速$\bar{V}_{s40}$時におけるs/Sに対する風圧係数を示す。結果は，頂部での風圧係数が，ライズ比H/Dの低下と共に低くなる傾向を示している。風上の淀み域では風圧係数のライズによる差異は小さいが，風下の後流域では$H/D = 0.15$の$\hat{C}_{pe}$が約 1.0 と他のライズの場合より大きな値を示している。

4)風速変化による風圧性状への影響

境界層乱流中で行われる剛体模型の風圧実験では,風圧係数は風速に依存せずほぼ一定値を取ることが示されている [1,4]。し

かしながら，柔模型は風速変化により膜体が変形し，それに伴い風圧係数が変化する。このことから，本項では膜体の変形状態の変化によって生じる風圧性状について検討した。

検討は限界風速$\bar{V}_{s40}$以下での小さな変形，限界風速$\bar{V}_{s40}$時の変形，限界風速$\bar{V}_{s40}$を超える大変形の 3 種類を対象とし，s/Sに対する風圧係数を比較した。Fig.23 に例として$H/\mathrm{D}=0.5$，風向0°の結果を示す。風速変化による風圧性状への影響は特に最小風圧係数$\check{C}_{pe}$で大きいものとなっている。風上の淀み域と風下の後流域では風速変形による風圧係数への影響は小さく，変動成分も模型頂部以外は大きく変わらない。

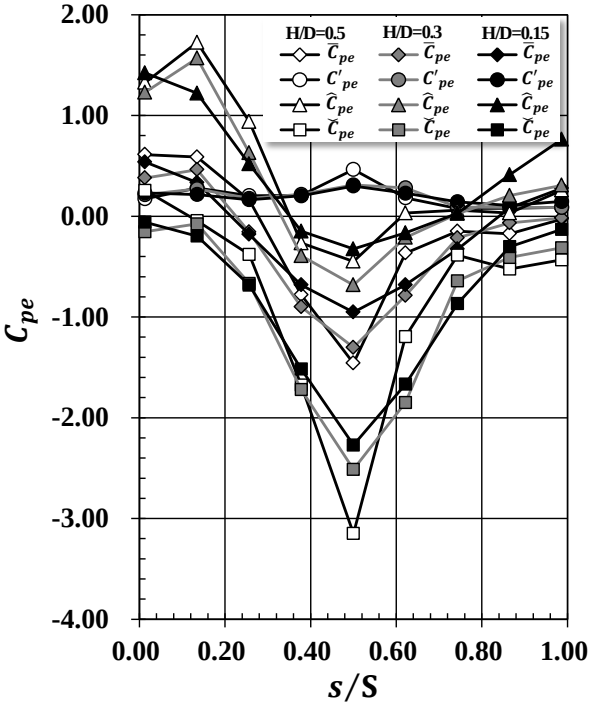


Fig.22 Comparison of rise ratio H/D

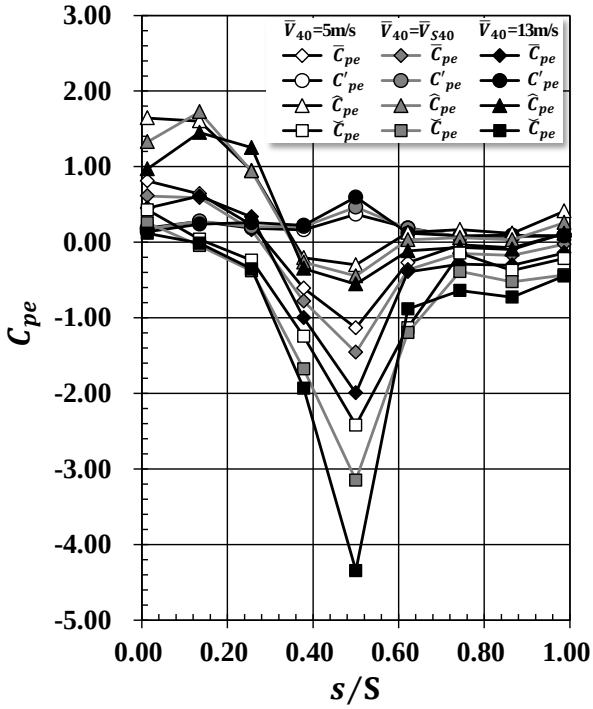


Fig.23 Comparison of wind velocity $\bar{V}_{40}$

4) 変動風圧のパワースペクトル

変動風圧のパワースペクトルは，模型表面の Fig.24 に示す代表的な領域(淀み域 A，剥離域 B，後流域 C)を評価箇所とし，剛体模型$\bar{V}_{40}=8\,\mathrm{m/s}$，柔模型$\bar{V}_{40}=\bar{V}_{s40}$，柔模型$\bar{V}_{40}=13\mathrm{m/s}$の振動数に対する無次元化パワースペクトルを比較している。Fig.25 は，変動風圧の無次元化パワースペクトルを示し，結果から柔模型はスペクトルのエネルギーピークが剛体模型に比べ高周波域で生じている。これは膜体の振動が風圧変動に影響していると推察される。淀み域では剛体模型で確認されたスイッチングによるものと推察される振動数は明確に表れていない。これは膜体変形により風圧変動のパワーが非常に大きく，現象が表れにくいと考えられる。また，剥離域では柔模型は剛体模型に比べ高い振動数で大きなエネルギーを有していることが確認できる。後流域ではパワーはさほど大きくないが高い振動数にスペクトルが分布していることから，膜体は細かく小さな振動を繰り返していると推察される。これらのことからも，柔模型と剛体模型とでは風圧変動の性状が大きく異なることが確認できる。

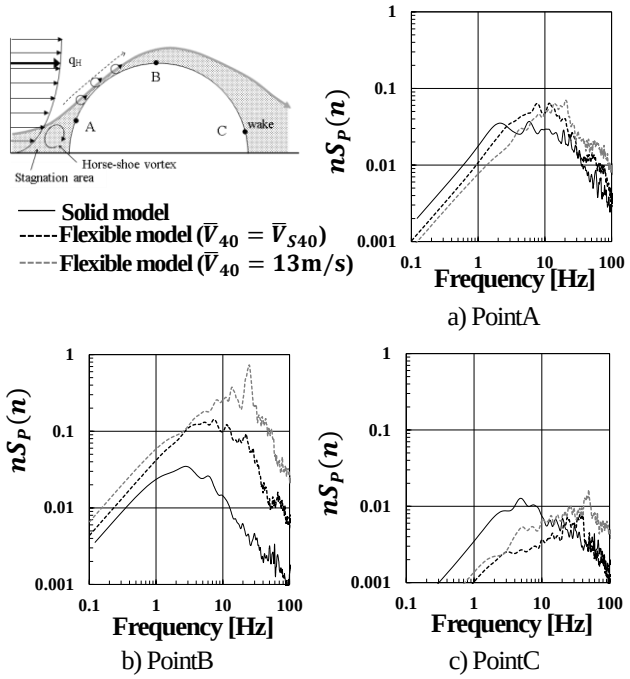


Fig.24 Power spectra of external pressure (ex. $H/\mathrm{D}=0.5$)

5) 内圧変動の自己相関関数

内圧変動の自己相関関数は限界風速以下での小さな変形，限界風速$\bar{V}_{s40}$時の変形，限界風速を超える大変形の 3 種類を対象とした。Fig.25 に各ライズの自己相関係数分布を示す。図から膜変形が大きくなる(風速増大による)ほど，内圧は周期性を持つことが確認できる。$H/\mathrm{D}=0.5$，$\bar{V}_{40}=13\mathrm{m/s}$では約0.04secの周期が見られる。これは振動数に換算すると前項の剥離域 B の卓越振動数に一致し，膜体頂部の風圧変動の影響を受けているものと考えられた。また，ライズが低くなるとより強い周期性が見られる。

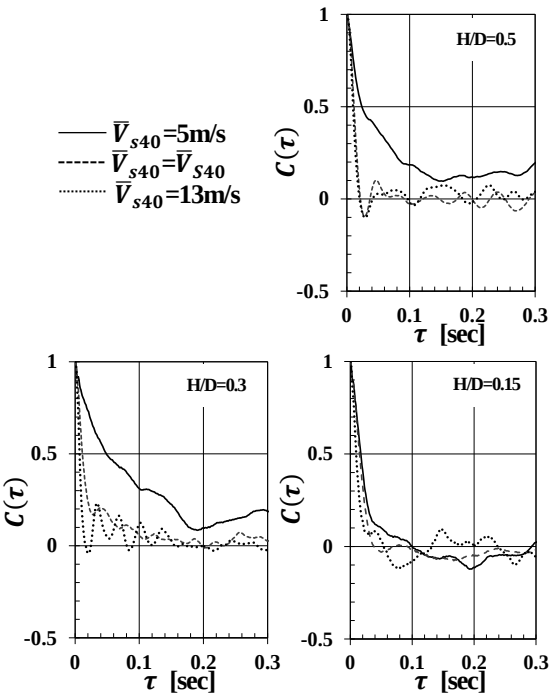


Fig.25 Auto-correlation function for the internal pressure

3.3) POD 解析による風圧変動場の評価

本項では POD 解析 [3.1)]により柔模型に作用する風圧変動場の組織な構造の評価を行った。POD 解析は菊池・田村など [3.2, 3.3)]により高層建築物等を対象に行われており，植松ら [3.4)]は球形ラチスドームの風圧変動場を対象とした解析を行っている。本論文ではこれらを参考に風圧係数から平均値成分を差し引いた変動成分を対象とし，文献 [3.5)]を参考に負担面積を考慮した(24)式の固有値問題として解析を行っている。

$$[R_p][A]\{\varphi\} = \lambda\{\varphi\} \qquad (24)$$

ここで，$[R_p]$は変動風圧の共分散行列，[A]は模型の全面積に対する各測定孔の負担面積比を対角要素に持つ対角行列，λは固有値，$\{\varphi\}$は固有ベクトルである。

また，本論文では文献 [1.4)]の実験より得られた境界層乱流中における剛体模型の変動風圧場においても同様の解析を行い，結果の比較を行っている。Fig.27 は解析結果の一例として解析対象をθ =0°，剛体模型$\bar{V}_{s40}$ = 8m/s，柔模型$\bar{V}_{s40}$ = $\bar{V}_s$，としたものである。合わせて Table8 に各実験模型の寄与率とスイッチングの固有モードと考えられるモード数を示す。結果より，1 次固有モードは平均風圧係数分布に類似した傾向を示しており，寄与率はいずれの模型においても約 40%前後の値を示している。剛体模型では 3 次固有モード，柔模型では 2 次固有モードに左右逆対称な分布が確認でき，分布の形状からスイッチングの固有モードであると推察される。また，約 10%程度の寄与率を示しており，風圧変動場に大きな影響を与えているものと考えられる。柔模型の固有モードは剛体模型に比べ高次モードほど複雑な分布を示しており，膜体変形が風圧変動場を複雑となるよう大きな影響を与えていると考えられる。これらの性状はライズが変化しても同様の傾向を示している。

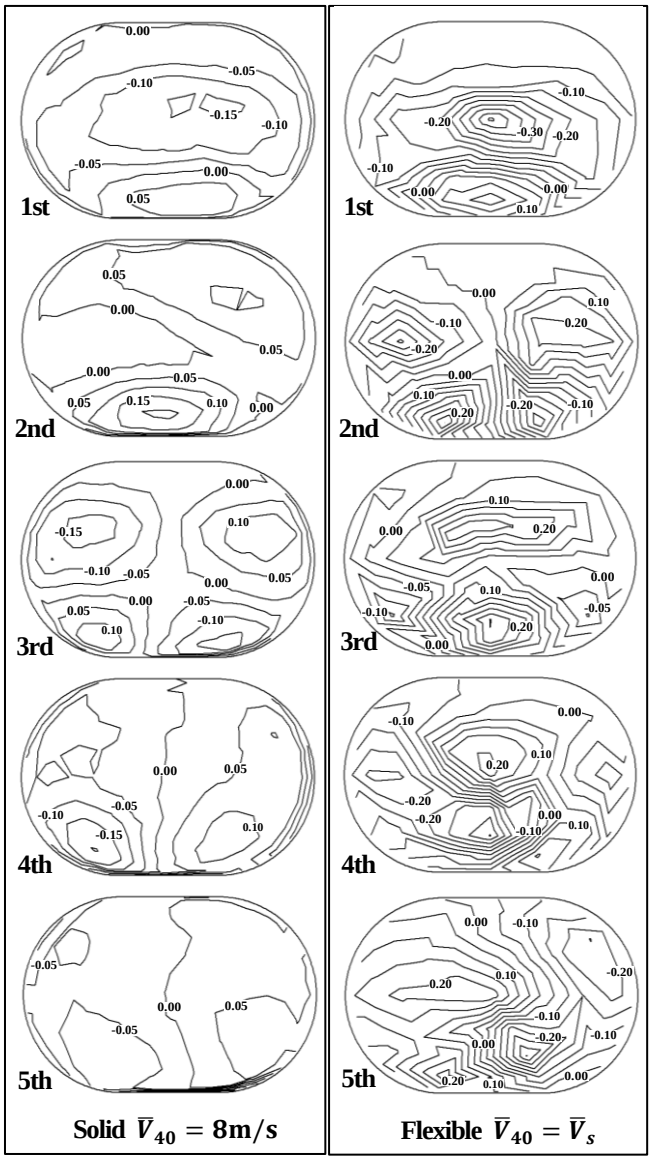


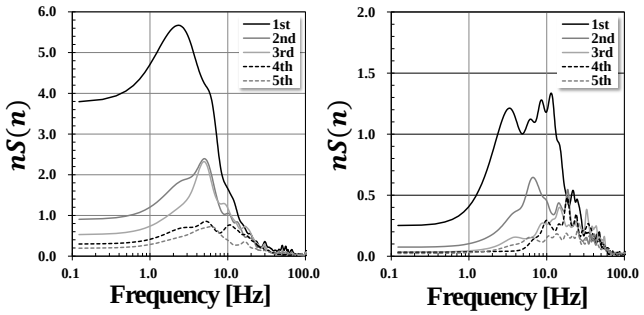
Fig.26 Eigenvectors distribution of pressure from first to fifth mode

Table8 Contribution ratio and switching mode (bold-type)

Model type		Solid			Flexible		
H/D		0.50	0.30	0.15	0.50	0.30	0.15
C_m [%]	1st	36.45	36.63	46.72	37.93	42.70	34.74
	2nd	12.57	13.88	10.87	**11.31**	**10.55**	13.26
	3rd	**9.82**	**8.59**	8.36	7.90	7.95	**8.19**
	4th	5.23	5.63	**4.19**	5.78	5.59	6.45
	5th	3.73	4.18	2.71	4.85	4.93	5.49
	6th	2.85	2.86	2.42	3.27	3.22	4.20
	7th	2.57	2.43	2.01	2.80	2.56	3.01
	8th	2.19	2.02	1.76	2.30	2.27	2.17
	9th	1.89	1.80	1.56	1.91	2.05	1.95
	10th	1.65	1.57	1.38	1.84	1.65	1.80
Switching mode		3rd	3rd	4th	2nd	2nd	3rd

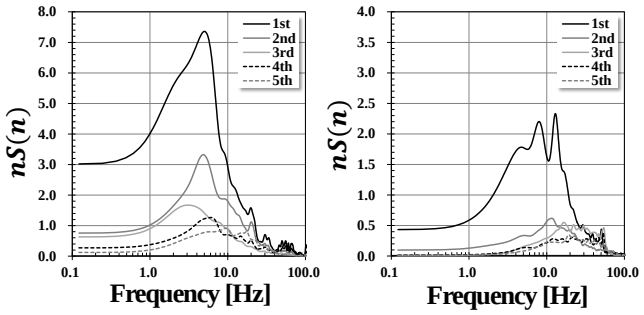
ここに，C_mは各固有モードの寄与率[%]である。

Fig.27は各モードの固有ベクトルを用いて算出した規準座標のパワースペクトルである。剛体模型においてスイッチングと推察されるモードのパワースペクトルの卓越振動数は，風圧係数分布の連続的アニメーションを目視より確認した振動数ではあるがおおよそ類似した。柔模型では$H/\mathrm{D}=0.5$，0.3においておおよそ類似するものであったが，$H/\mathrm{D}=0.15$では明確な卓越振動数がパワースペクトルから確認できなかった。連続的アニメーションより確認すると約10Hz付近でスイッチングが生じていると推察される。



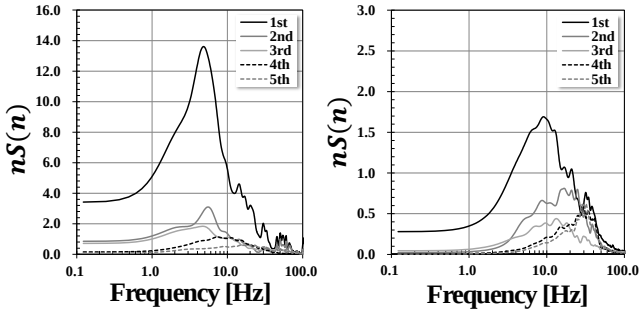
a) Solid $\bar{V}_{40}=8\mathrm{m/s}$　　b) Flexible $\bar{V}_{40}=\bar{V}_s$

a) $H/\mathrm{D}=0.5$



a) Solid $\bar{V}_{40}=8m/s$　　b) Flexible $\bar{V}_{40}=\bar{V}_s$

b) $H/\mathrm{D}=0.3$



a) Solid $\bar{V}_{40}=8\mathrm{m/s}$　　b) Flexible $\bar{V}_{40}=\bar{V}_s$

c) $H/\mathrm{D}=0.15$

Fig.27 Power spectra of principal coordinates

6. まとめ

本論文では，境界層乱流中において外圧によって膜体が変形する柔模型を用いて風洞実験を行い，構造強度に必要な内圧および膜体に作用する変動風圧の性状について検討を行った。以下に本論文より得られた要約を示す。

1）空気膜構造の風洞実験に関して，膜張力の外圧と内圧の釣合式から，風速の相似則として，$\tilde{V}=\sqrt{\tilde{E}\cdot\tilde{t}/\tilde{r}}$ ：膜断面力の比(膜材のヤング係数$\tilde{E}$，膜厚$\tilde{t}$)と代表長さの比(曲率半径$\tilde{r}$)を変数とする式を示した。そして，実物膜材の四フッ化エチレン樹脂コーティングガラス繊維(0.8mm)と本実験に用いたシリコン膜(0.5mm)では，約$\tilde{V}=1/2.75$（縦糸），と$\tilde{V}=1/2.27$(横糸)を本実験の相似条件に対する目安とした。

2)境界層乱流中における構造強度に必要な内圧は，一定の一様流と等価な瞬間速度圧として置き換えて評価すると，一様流中で得られた結果に類似した。この結果から，一様流中の実験を基にした必要内圧係数C_iを用い，境界層乱流を考慮した構造強度に必要な内圧($P_{is}=C_{is}\cdot\bar{q}_{40}$)の換算方法を示した。これは，建設後の暴風時の内圧制御方法として，地上10m高さで観測された平均風速$\bar{V}_{10}$に対応した必要内圧，$P_{is}=C_{is}\cdot\bar{q}_{10}$ ($\bar{q}_{10}=1/2\rho\bar{V}_{10}{}^2$)による制御が可能となる。

3)境界層乱流中における膜体変形を伴う柔模型の風圧性状は，特に膜体頂部においては，変形を伴わない剛体模型に比べて平均・変動・ピーク風圧係数を問わず大きく生じ，ライズ比H/Dの増大と共に大きく，かつ風速の上昇につれ膜変形の増大や激しい振動により大きな風圧係数を示した。

4)変動風圧のパワースペクトルは，風速の上昇と共に高周波域へ移行する傾向を示し，剛体模型で確認されたスイッチングによるものと推察された振動数は明確には表れていない。

5)内圧の自己相関関数より，膜内圧は風速の上昇に伴い周期性を示し，膜体頂部の風圧変動の影響を受け，ライズ比H/Dの低下と共に周期性が著しくなる傾向にある。

6)膜面全体に作用する変動風圧に対し POD 解析を行い，膜体の組織的な外力構造の評価を行った。結果として，1 次固有モードは，平均風圧係数分布に類似する傾向を示し，その寄与率は 30%後半を示している。また，パワースペクトルの解析では確認できなかったスイッチング現象と想定される左右逆対称な固有モードを示すことができた。 また，その寄与率として，約10%($H/\mathrm{D}=0.5$，0.3に対し 2 次モード，$H/\mathrm{D}=0.15$に対し 3 次モード)を示し，風圧変動場に大きな影響を与えていると考えられた。さらに，規準座標のパワースペクトル解析から，スイッチングに対応する周波数が 6Hz 付近にあるものと推察された。

[参考文献]

1.1)日本建築学会編,「建築物荷重指針・同解説」, 2004

1.2)日本建築センター・空気膜構造協会,「ニューマチック構造設計規準・同解説」, 昭和 45 年

1.3)[通達]ニューマチック構造の仮設建築物の取り扱いについて, 昭和 46 年 5 月 18 日, 住宅指導課発第 309 号

1.4)加藤優輝, 丸田榮藏,「空気膜構造の作用風圧と構造強度に必要な内圧制御に関する基礎的研究」, 膜構造研究論文集,2011,12

1.5)加藤優輝, 丸田榮藏,「空気膜構造の構造強度に必要な内圧制御に関する研究」, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 2012, 9

2.1)河村龍馬,「気球についての空気力学的考察」, 気球シンポジウム特集号, 1966, 3

2.2)日本建築センター,「実務者のための建築物風洞実験ガイドブック」, p28, 平成 6 年, 6 月
2.3)E.Maruta,「Wind tunnel tests of the wind pressure on a detached-house at a large geometric scale」, Proceedings of International Conference in Roomvent, Coimbla, 2004, Sept. 5-8
3.1)田村幸雄，固有直交関数展開のランダム変動場への応用のすすめ，日本風工学会誌，第 65 号，平成 7 年 10 月
3.2)菊池浩利・田村幸雄・上田宏・日比一喜，高層建物に作用する変動風圧力の POD 解析，日本建築学会構造系論文集，第 509 号，25-32，1998，7
3.3)Y.Tamura，H.Ueda，H.Kikuchi，K.Hibi，S.Suganuma，B.Bienkiewicz，「Proper orthogonal decomposition study of approach wind-building pressure correlation」，Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 72，421-431，1997
3.4)Yasushi Uematsu・Motohiko Yamada・Akira Inoue・Takeshi Hongo，Wind loads and wind-induced dynamic behavior of a single-layer latticed dome，Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 66，227-248，1997
3.5)谷口徹郎・谷池義人・西村宏昭，負担面積と時間遅れを考慮したドーム屋根に面圧に関する研究，第 14 回風工学シンポジウム，1996

STUDY ON WIND PRESSURE ACTING ON PNEUMATIC DOME AND INTERNAL PRESSURE CONTROAL TO STABILIZE THE STRUCTURE

(Wind tunnel tests for Flexible dome models in the boundary layer)

Yuki Katou *1)
Eizo Maruta *2)

SYNOPSIS

This paper is concerned with wind tunnel experiments for dome models with configuration of the rounded rectangular plan and the minimum surface area. The wind tunnel tests using flexible dome models with three rise ratios were conducted in the turbulent boundary layer simulated by geometric scale of 1/250, and we discussed about the wind pressure acting on dome surface and the internal pressure-control to stabilize the dangerous deformation of dome structures. Concretely, the aim of this experiments was consisted to comprehend the property of wind pressure acting of flexible model, to make clear the deference for solid model, and to discuss the characteristics of fluctuating wind pressure acting locally or/ specially on dome roof surfaces. A series of internal pressure control tests conducted in the boundary layer were discussed with comparison of similar tests in uniform flow. Furthermore, we discussed about the method, which was induced by the basis of similarity about the tensile force in a membrane of domes, to evaluate of the internal pressure control to stabilize the structure deformation in strong winds.

*1) Graduate Student, Department of Architectural Engineering, College of industrial Technology, Nihon University
*2) Dr. Eng. Prof. Department of Architectural Engineering, College of industrial Technology, Nihon University