

屋根瓦の裏面に作用する風圧予測に関する研究

STUDY ON ESTIMATION OF WIND PRESSURE UNDER ROOF TILES

岡田 創*, 大熊 武司**, 片桐 純治***

Hajime OKADA, Takeshi OHKUMA and Junji KATAGIRI

This paper discusses an analytical method for estimating wind pressures under roof tiles induced by the interaction between internal pressures and external pressures. First, internal pressures on roof models, whose internal volume and gaps have values equivalent to those of a real roof tile, were measured in wind tunnel tests. Next, the internal pressures were estimated analytically by applying a non-steady Bernoulli equation to the flow through the gap. The validity of the analytical method was examined by comparison with results of the wind tunnel tests. Finally, internal pressures on a whole roof were deduced from simultaneous external pressures through a roof, obtained from a wind tunnel test for a low-rise building with a gable roof, using the analytical method.

Keywords : *Roof tiles, Internal pressure, Wind tunnel test, Non-steady Bernoulli equation*

屋根瓦, 内圧, 風洞実験, 非定常ベルヌイ方程式

1. はじめに

平成12年建設省告示第1458号及び建築物荷重指針¹⁾に示される外装材用の設計用風圧係数を用いて風荷重を算定する場合, 適切に内圧を与える必要がある。戸建住宅に用いられる瓦屋根の場合, 内圧に相当する屋根瓦裏面の風圧(以下, 瓦の内圧と呼ぶ)は, 瓦と野地板の間の空間(以下, 瓦の内圧空間と呼ぶ)の圧力となる。瓦の内圧空間は多数の瓦の重なり部分の隙間を通じて外部とつながっており, 内圧空間内の圧力を明らかにするためにはこれらを通じた外圧変動の伝播を考慮する必要がある。

通常, 屋根面などに作用する外圧は縮尺模型を用いた風洞実験により測定するのが一般的である。同様に瓦の内圧を風洞実験により測定する場合, 幾何学的相似則と同時に内圧空間の容積について相似則を満たして実験を行う必要がある²⁾。瓦の隙間は高々数ミリメートルであることを考えると, 住宅等の風圧測定に通常用いられる縮尺模型(縮尺: 1/50 ~ 1/100)でこの隙間を再現することは困難な上, 隙間を通じる流れはレイノルズ数の影響を受けて現実と異なることが想定される。従って, 風洞実験により瓦に作用する風力を評価しようとした場合, 隙間を通じた変動外圧の伝播をモデル化して変動内圧をシミュレーションより推定する必要がある。

こうした変動外圧に基づく建物の室内圧の推定方法に関する研究

はこれまでに多数行われている。Holmes³⁾は卓越した開口部を有する室内圧の応答をヘルムホルツ共鳴と見なして開口部の流れを空気塊にモデル化し, 変動内圧の支配方程式として外圧変動による1自由度系の運動方程式を示した。Liu et al.³⁾は非定常ベルヌイ方程式に基づき同様の方程式を示している。Vickery⁴⁾やHarris⁵⁾は, 卓越した開口部を有さずに一様な隙間を通じて外圧変動が内圧に伝播する場合について, 変動内圧を支配する運動方程式の慣性項を無視して解析できることを示した。Sharma et al.⁶⁾やOh et al.⁷⁾は, 低層建物の室内圧変動を対象として開口部分の流れに於ける摩擦損失を考慮したモデルに発展させ, 数値解析結果や風洞実験との比較を行っている。上田ら⁸⁾は, 卓越開口を有しない低層建物の室内圧について慣性項を省略し隙間の流れのレイノルズ数による管壁摩擦の変化を考慮したシミュレーションを行い, 風洞実験結果とよい対応を示すことを示した。

瓦の内圧をシミュレーションによって推定する場合, 外圧変動の主な伝播経路と考えられる瓦の重なり部分の隙間の形状は複雑で経路も比較的長く, 摩擦等による圧力損失を無視し得ないことが考えられる。加えて, 瓦の内圧空間の容積は一般的な建物と比較して小さいことから隙間は相対的に大きな開口部と考えられ, 変動内圧の支配方程式において通常の開鎖型の建物の室内圧と同様に慣性項を

本研究の一部は, 注1), 注2)で発表している。

* (株)泉創建エンジニアリング都市環境技術研究所 副主任研究員・工修

** 神奈川大学工学部建築学科 教授・工博

*** (株)泉創建エンジニアリング都市環境技術研究所 副所長・博士(工学)

Research Eng., Urban Environment Research Center, ISEC, M. Eng.

Prof., Dept. of Arch., Faculty of Engineering, Kanagawa University, Dr. Eng.

Manager, Urban Environment Research Center, ISEC., Dr. Eng.

無視して推定できるかどうかは不明である。

本研究では、瓦の内圧を外圧から推定する方法について、まず、部分モデルを用いた風洞実験及び理論的解析により検討を行う。さらに、縮尺モデルを用いた低層建物の屋根面風圧の測定結果から瓦屋根全体の内圧を予測する方法について検討する。なお、一般的に野地板の上には防水層として下葺き材が施工されることから、本研究では内圧空間と小屋裏との間の通気性は考慮しないものとした。

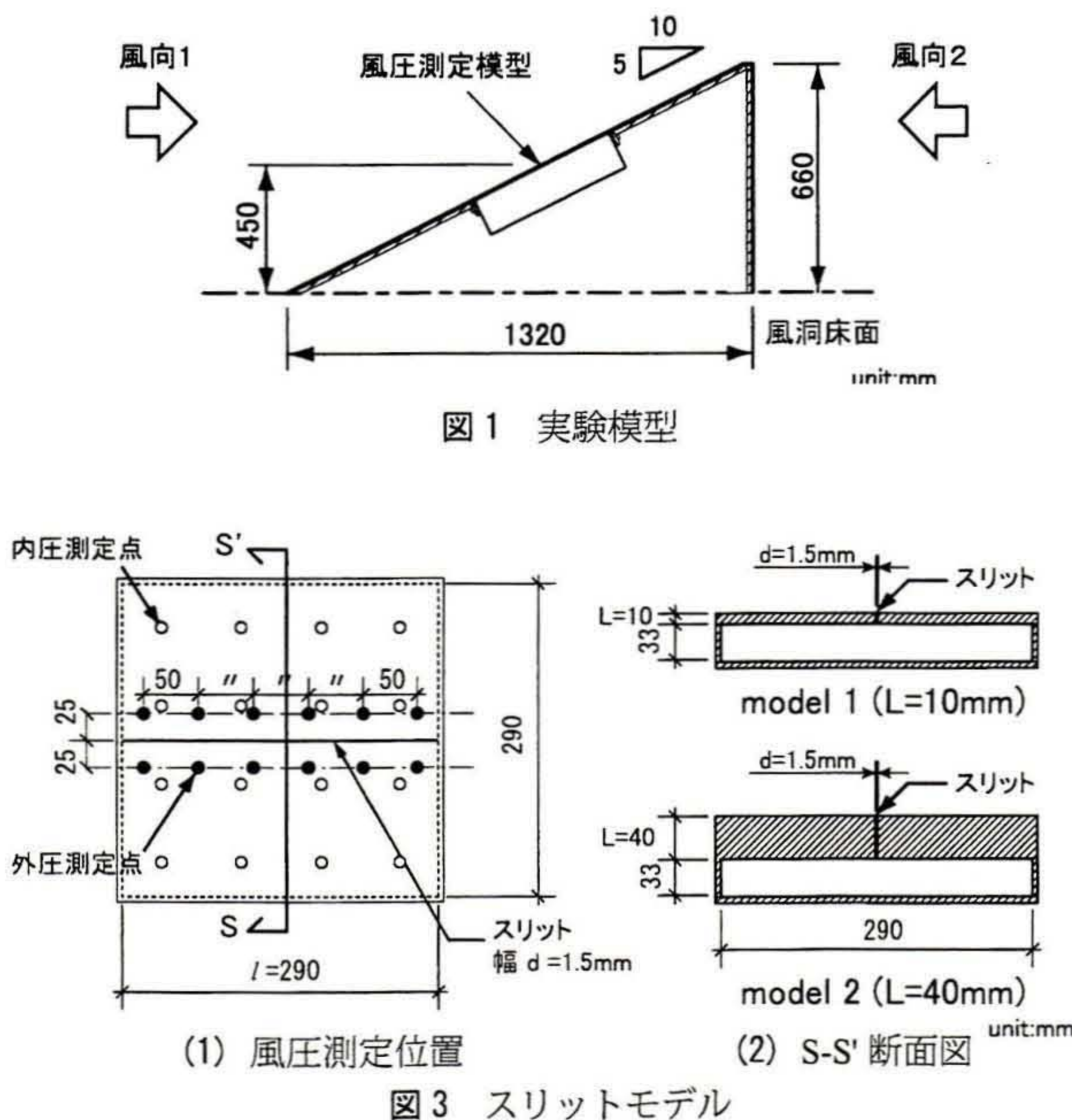
2. 部分モデルによる内圧測定実験

2.1 実験方法概要

本研究ではまず次章に述べる内圧の推定方法の妥当性を検証することを目的として、瓦を単純にモデル化した簡略模型と実物の瓦を用いた部分モデルを用いて瓦1枚分の内圧空間容積を対象として外圧及び内圧を風洞実験により測定した。なお、本実験は瓦の隙間を実大で再現することに主眼を置いたため、実験気流は自然風中の状況を模擬したものではない。また模型による風洞の閉塞率は約15%になるが、風圧測定結果の補正は行っていない。

実験は室内回流式エッフェル型風洞（測定断面幅2.2m×高さ1.8m）で行った。測定対象は図1に示す5/10勾配屋根を想定した幅1000mm、奥行1320mm、高さが660mmの斜面に瓦のモデルを設置したものである。斜面の両側面には端板を設置し、流れの二次元性を確保した。風圧測定用の模型としては図2に示すF形瓦（JIS A5208-1996）を対象とし、瓦の隙間をスリットに単純化したもの（以下、スリットモデル）及び実大の瓦を並べたもの（以下、部分モデル）の2種類とした。

スリットモデルは、図3に示すスリット幅 d を1.5mm、スリットの深さ L を10mmと40mmとした直方体の模型を斜面中央に埋め込んだものである。スリットは、図2に示すA-A'部（幅0~2.2mm、経路長さ8~10mm）とB-B'部（幅0.5~4mm、経路長さ約40mm）の隙間に対応するように、隙間の断面積がスリット幅 d と深さ L の積にほぼ一致するようモデル化したものである。実物の瓦の隙間の



幅は、隙間に粘土を挟むことにより測定した。実際の瓦を設置した状態で側面から撮影した写真により測定した瓦と野地板の間の内圧空間の断面積から求めた瓦1枚あたりの内部容積は $V_0=2.74 \times 10^6 \text{ mm}^3$ であり、これとスリットモデルの容積が合うように内部空間の高さは33mmとした。スリット長さ l は $L=10\text{mm}$ と $L=40\text{mm}$ のいずれも $l=290\text{mm}$ とした。

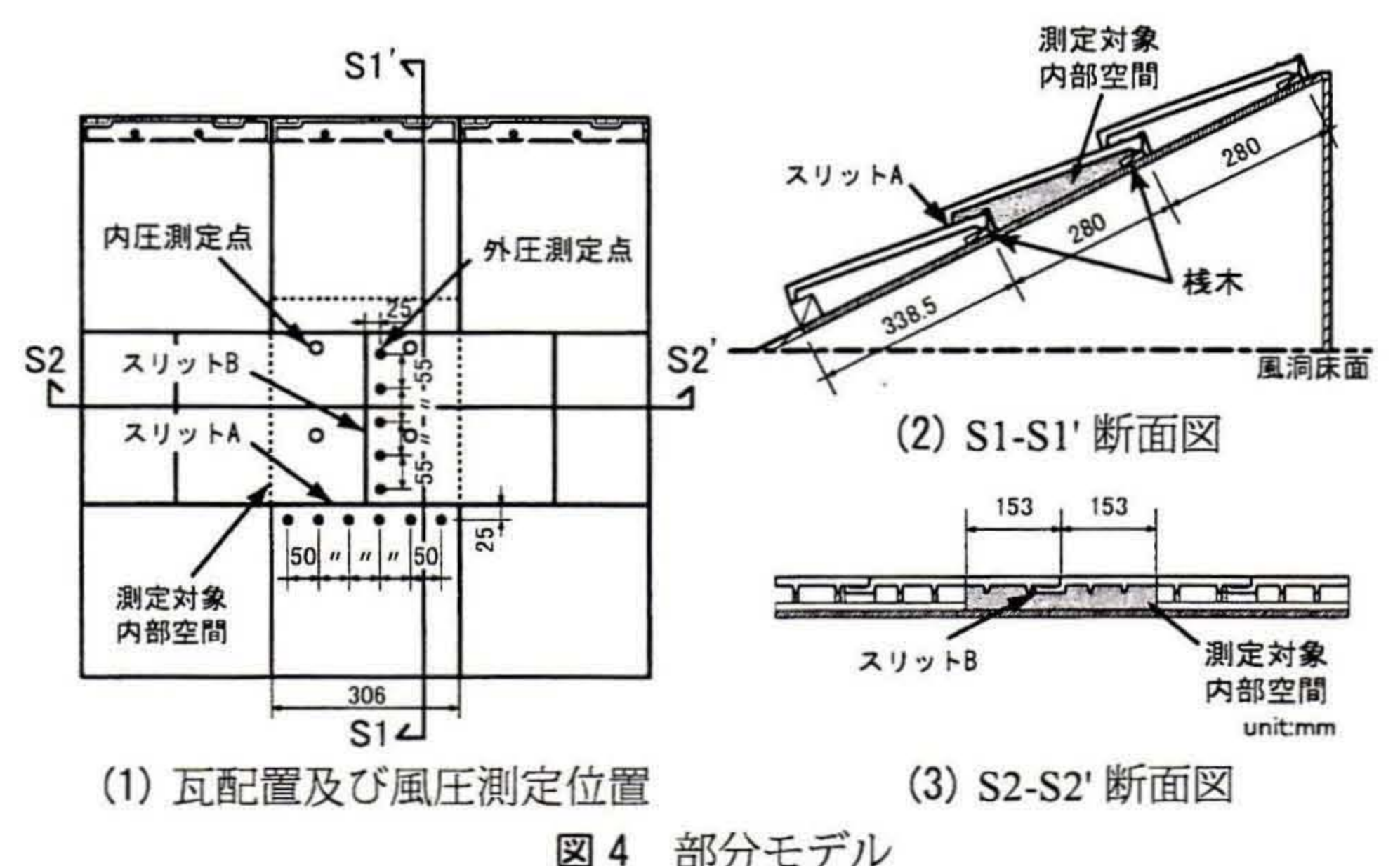
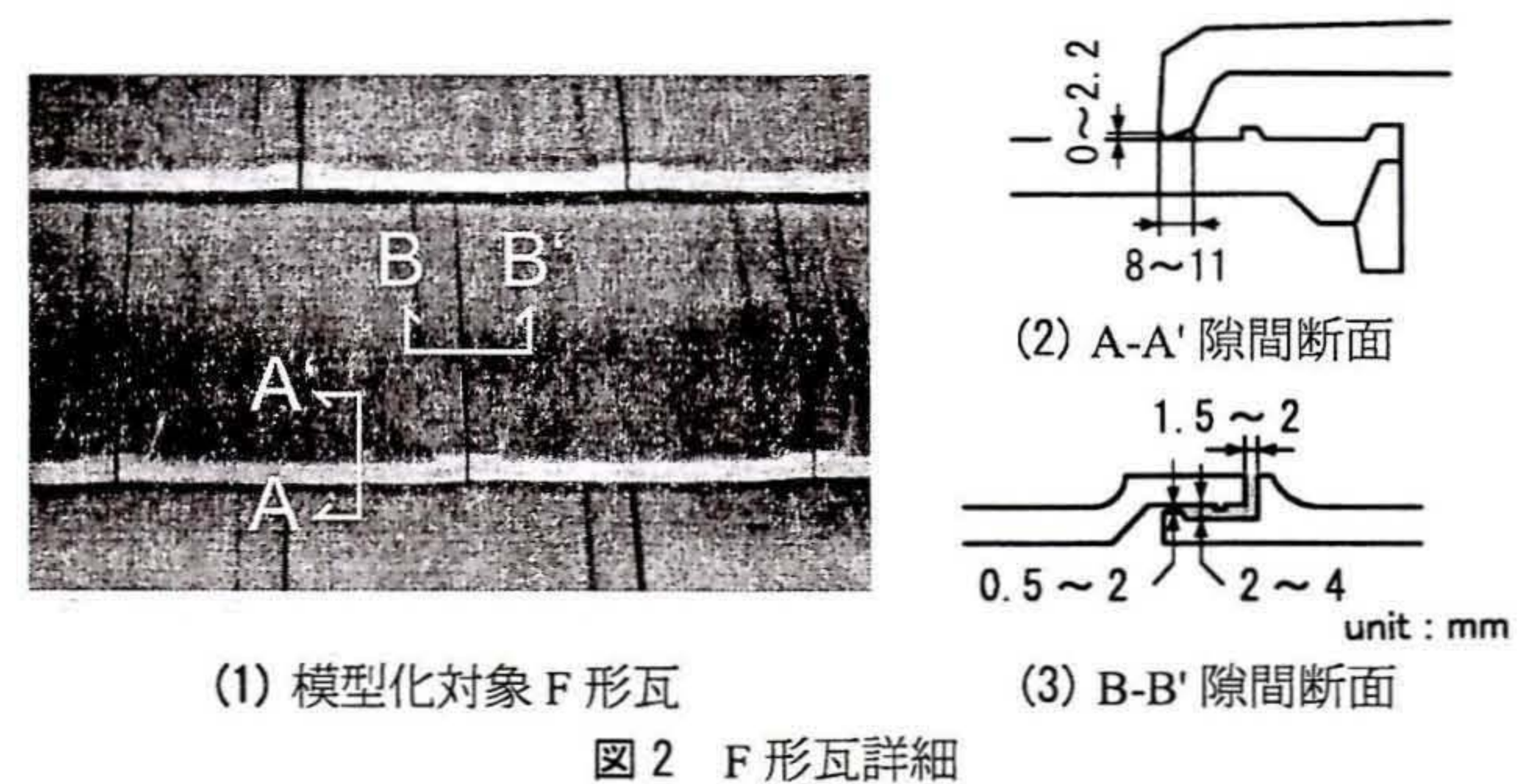
部分モデルは、図4に示す3×3枚の瓦を斜面に設置したものである。本実験では図4の点線で囲んだ中央部の瓦1枚分の内部空間を仕切って測定対象とした。

外圧測定点は、スリットモデルでは図3に示すようにスリットの両側に等間隔に12点、部分モデルでは図4に示すように上下に瓦が重なる隙間（以下、スリットA）近傍に6点、左右に瓦が重なる隙間（以下、スリットB）近傍に5点設けた。内圧測定点は内圧空間の底面にスリットモデルでは16点、部分モデルでは4点均等に設けた。

実験気流は模型中央の高さ（風洞床から450mm）における平均風速が約7m/s、乱れ強さ0.09の気流とした。実験風向は、瓦模型の設置面が風上となる風向（以下、風向1）と反対側からの風向（以下、風向2）の2風向とした（図1参照）。各々の風向は、風向1は軒先から剥離した気流が再付着した場の中に瓦がある場合、風向2は棟から気流が剥離した場の中に瓦がある場合を想定したものである。

風向1では、スリットの向きが水平となるように模型を設置した場合（Case 1）とスリットが縦となる向きに設置した場合（Case 2）の2ケースの測定を行い、スリットに沿って生じる風圧分布の有無による影響について検討した。また、風向2では、スリットの向きは水平となるように模型を設置した。

測定は多点風圧計を用いて全点同時に測定した。測定時間は260秒、データのサンプリング間隔は1000Hz、ローパスフィルタのカットオフ周波数は400Hzとした。



2.2 スリットモデルの測定結果

表1にスリットモデルで測定された外圧及び内圧の平均風圧係数及び変動風圧係数を示す。風向1におけるCase1は、スリットの向きを水平にして風向と直交するように設置した場合、Case2はスリットの向きを縦にして風向と平行するように設置した場合の測定結果を示す。ここで、外圧係数は図3(1)に示すスリット近傍に設けた12点の外圧測定点における風圧測定値の空間平均、内圧係数は内圧空間底面に設けた16点の内圧測定点における風圧測定値の空間平均を各々を模型中央の高さの速度圧 q で基準化したものである。

外圧と内圧の平均風圧係数は、隙間の深さ L によらずほぼ同じ値である。変動風圧係数についてみると、いずれの L の場合も外圧に比べて内圧の変動風圧係数は若干大きな値である。

風向1におけるCase1とCase2の平均風圧係数及び変動風圧係数の値は同程度であり、スリットの向きによる差異は殆ど見られない。

図5にスリットモデルの変動風圧係数のパワースペクトル密度及び外圧と内圧のパワースペクトル密度の比を示す。ここに示したものは前述のように外部及び内部の測定風圧の空間平均値である。なお、風向1のCase2の測定結果にはCase1と殆ど差が見られないことから、以下ではCase1の測定結果について示す。

外圧と内圧のパワースペクトル密度の比は、風向によらず $L=10\text{mm}$ の場合には約130Hz、 $L=40\text{mm}$ の場合には約80Hzにピークを有している。これは、変動内圧にヘルムホルツ共鳴が生じているためと考えられる。ヘルムホルツ共鳴周波数 n_0 は(1)式で表すことができる。

$$n_0 = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\gamma P_a c A_0}{\rho_a L_e V_0}} \quad (1)$$

ここで、 γ :比熱比、 P_a :大気圧、 c :スリットの有効面積比、 A_0 :スリット面積、 ρ_a :空気密度、 L_e :スリットの有効深さ、 V_0 :内部容積である。

実験により得られたピーク周波数を用いて $L_e=L$ としてスリットの有効面積比 c を求めると、 $L=10\text{mm}$ では $c=0.33$ 、 $L=40\text{mm}$ では $c=0.62$ が得られた。

なお、実瓦に作用する風力性状を考えるとヘルムホルツ共鳴周波数が見られるような高い周波数領域の風圧変動は非常に小さく、ヘルムホルツ共鳴による変動内圧の増大は問題にはならないものと考えられる。

2.3 部分モデルの測定結果

表2に部分モデルの外圧及び内圧の平均風圧係数及び変動風圧係数を示す。ここで、スリットAの外圧係数は図4(1)に示すスリットA近傍に設けた6点の外圧測定点における風圧測定値の空間平均、スリットBの外圧係数はスリットBの近傍に設けた5点の外圧測定点における風圧測定値の空間平均、内圧係数は内圧空間底面に設けた4点の内圧測定点における風圧測定値の空間平均を各々模型中央高さにおける速度圧 q で除したものである。

平均風圧係数は、風向1では瓦の段差による外圧の変化が見られ、スリットAでは正圧、スリットBでは負圧となっており、内圧はこれらの平均的な値が示されている。風向2ではスリットA,B部分の外圧及び内圧ともに同じ値である。変動風圧係数は、風向1では内圧はスリットAの外圧とほぼ一致しており、風向2ではスリット

A,B部分の外圧と内圧は同程度の値である。

図6に部分モデルの変動風圧係数のパワースペクトル密度及び外圧と内圧のパワースペクトル密度の比を示す。

部分模型においても外圧と内圧のパワースペクトル密度の比には風向1と2ともピークが見られ、ヘルムホルツ共鳴が生じていることがわかる。但し、共鳴のピーク周波数はスリットモデルよりも高い160Hz付近である。この原因としては、両者のスリット長さ l が異なるほか、図2に示した瓦の隙間をスリットに単純化する際の幅 d の評価の違いにより生じたものと考えられる。なお、風向2では85Hz付近にも内圧のパワースペクトル密度にピークが見られるが、これは外圧によって生じたものである。

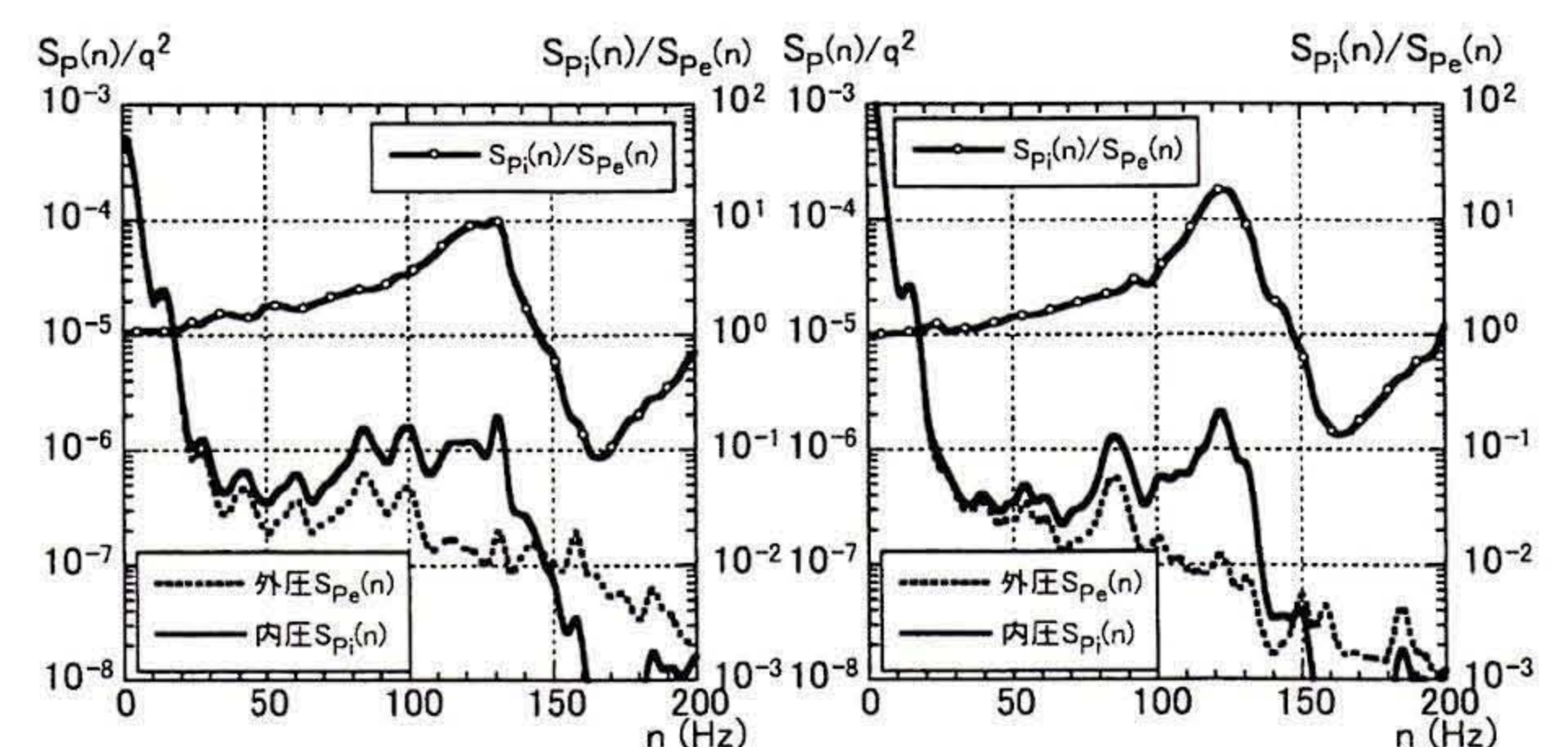
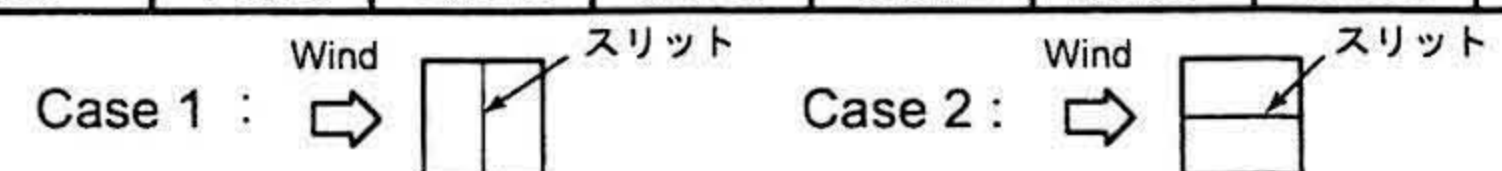
3. 内圧の推定方法

3.1 解析方法

前節に示す部分モデルの風洞実験結果によれば、瓦1枚分の内圧空間を対象とした場合、ヘルムホルツ共鳴が生じる。これは内部容積に対して隙間の面積が大きく慣性項の影響が現れたものと考えられる。加えて、隙間の形状は複雑で圧力損失を無視し得ないことが考えられる。そこで、本研究では非定常ベルヌイ方程式に開口部の圧

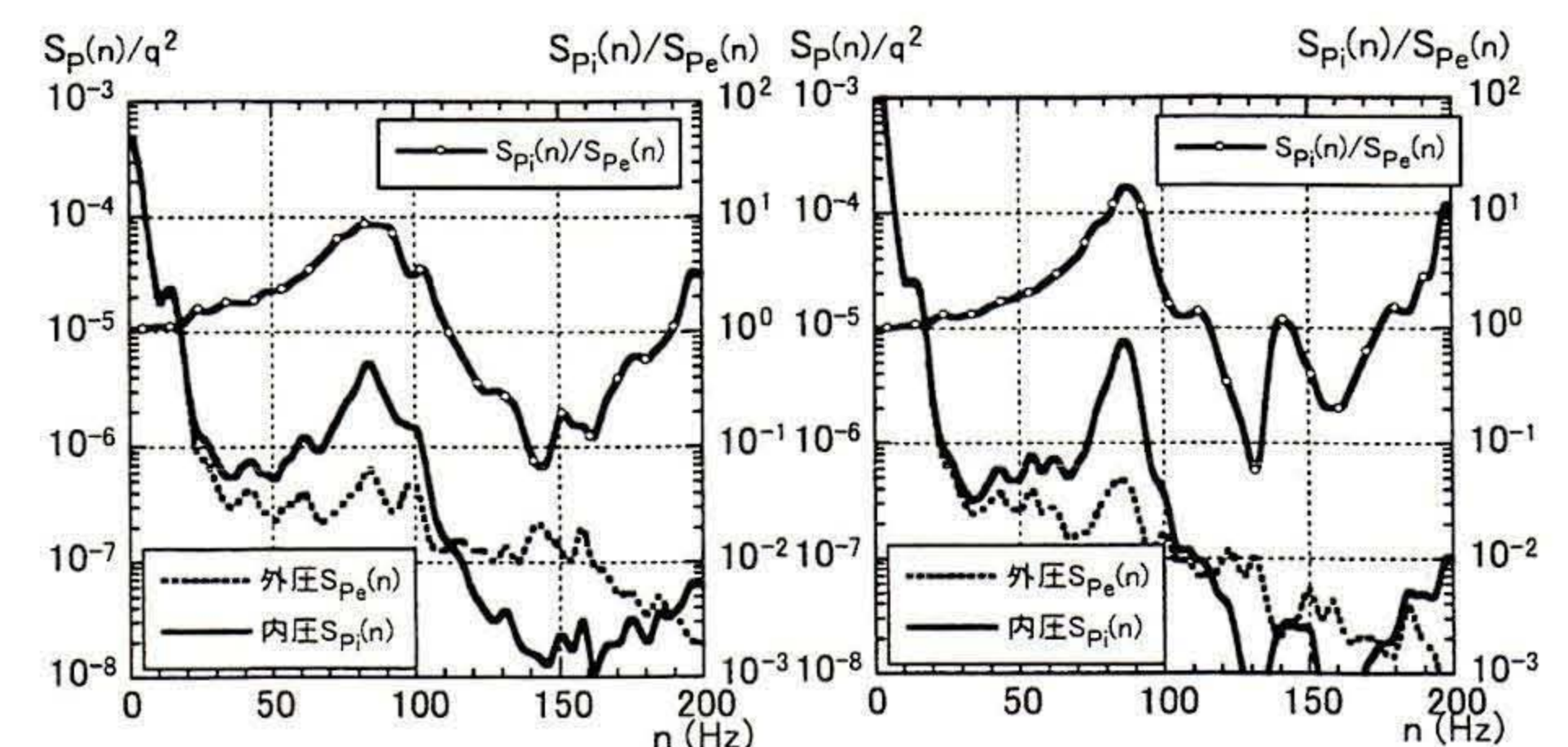
表1 スリットモデルの風圧係数

		風向1				風向2	
		Case 1		Case 2		10	40
L (mm)		10	40	10	40		
平均風圧係数	外圧	-0.15	-0.14	-0.15	-0.15	-1.73	-1.74
	内圧	-0.15	-0.14	-0.15	-0.14	-1.73	-1.74
変動風圧係数	外圧	0.047	0.046	0.049	0.049	0.085	0.087
	内圧	0.050	0.049	0.052	0.051	0.087	0.090



i) 風向1 (Case1) ii) 風向2

a) $L=10\text{mm}$



i) 風向1 (Case1) ii) 風向2

b) $L=40\text{mm}$

図5 スリットモデルの変動風圧のパワースペクトル密度

表 2 部分モデルの風圧係数

		風向 1	風向 2	
平均風圧係数	外圧	スリット A	0.48	-1.76
		スリット B	-0.27	-1.75
	内圧	0.21	-1.75	
変動風圧係数	外圧	スリット A	0.086	0.077
		スリット B	0.061	0.078
	内圧	0.089	0.076	

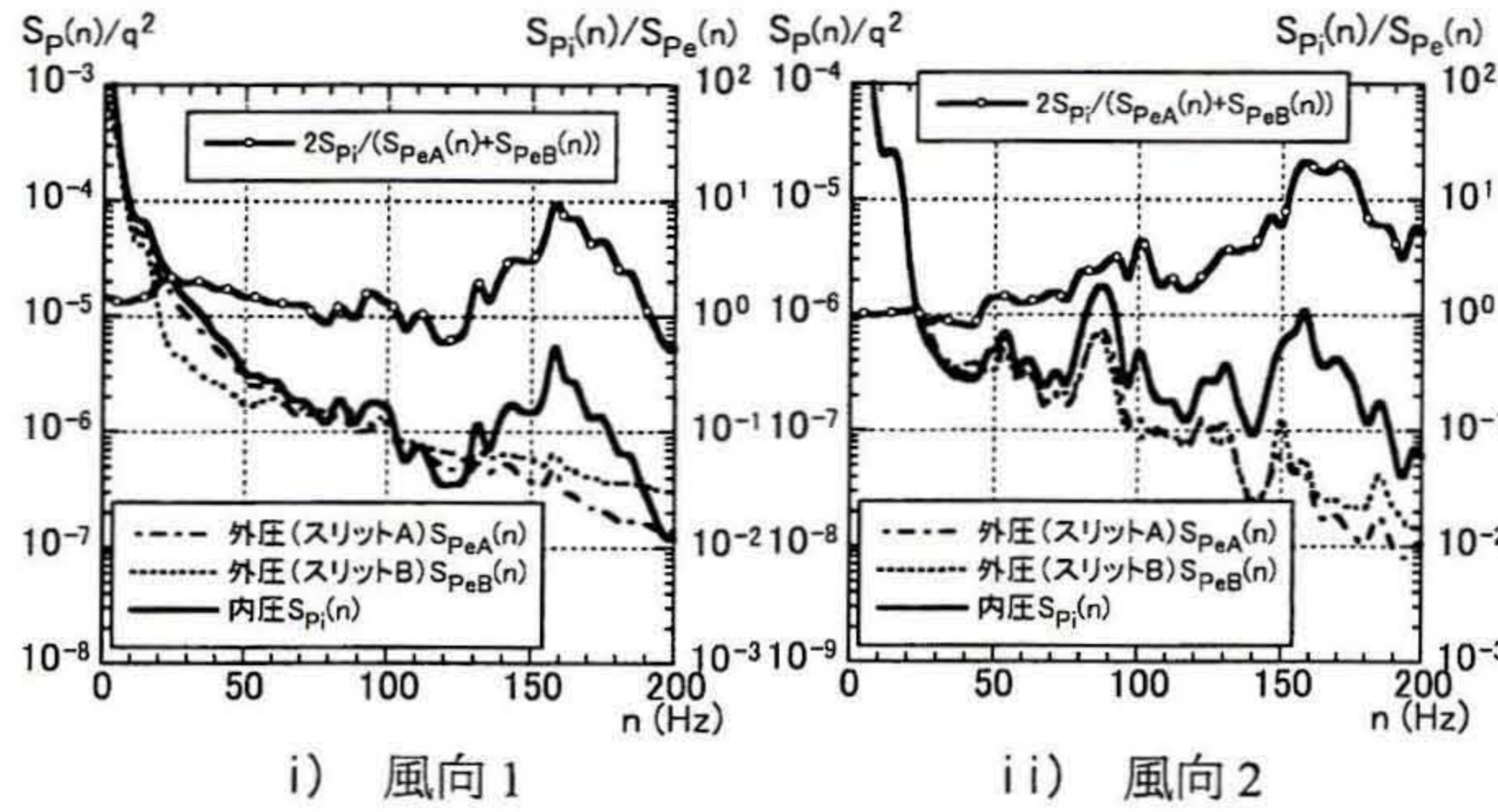


図 6 部分モデルの変動風圧のパワースペクトル密度

力損失を考慮した Oh et al.⁷⁾ による方法を準用する。ただし本研究では、瓦の内圧空間が椽木と瓦の間の隙間で区画されていることを考慮して、複数の内圧空間が接続しているモデルに拡張する。以下、解析方法の概要を示す。

瓦の内圧空間は、複数の内圧空間が椽木と瓦の間の隙間で接続しており、各内圧空間は複数の隙間を通じて外部とつながっているものとする。この時、隙間 j における外圧 $P_{e,j}$ 及びこの隙間に対応する内圧空間 k の内圧 $P_{i,k}$ 、隙間 j から内圧空間 k への流れの風速 U_{jk} について、非定常のベルヌイ方程式を適用して断面の急変による圧力損失 Δp_1 及び摩擦抵抗による損失 Δp_2 を考慮すると (2) 式のように表せる。

$$\rho_a L_{e,jk} \frac{dU_{jk}}{dt} + \Delta p_{1,jk} + \Delta p_{2,jk} = P_{e,j} - P_{i,k} \quad (2)$$

ここで、 U : 風速、 P_e : 外圧、 P_i : 内圧、 ρ_a : 空気密度、 L_e : 開口部の有効深さ、添字 jk は隙間 j と内圧空間 k の間の値であることを示す。

Δp_1 を風速の二乗に比例するものとして圧力損失係数 C_L を用いると、流れの向きを考慮して (3) 式で表される。

$$\Delta p_{1,jk} = C_L \frac{\rho_a}{2} |U_{jk}| U_{jk} \quad (3)$$

摩擦抵抗による圧力損失 Δp_2 は、摩擦損失係数 λ を用いて (4) 式で表される¹⁰⁾。

$$\Delta p_{2,jk} = \lambda_{jk} \frac{L_{jk} \rho_a}{d_{jk}} |U_{jk}| U_{jk} \quad (4)$$

ここで、 L : 開口部の深さ、 d : 代表長さで開口部が円形の場合は直径、二重壁間の流れでは壁面間の距離である。

隙間の流れを層流と仮定すれば、摩擦損失係数 λ はレイノルズ数 R_e に反比例するものと見なして (5) 式の様に表すことができる。

$$\lambda_{jk} = \frac{f_{jk}}{R_e} = f_{jk} \frac{\nu}{U_{jk} d_{jk}} \quad (5)$$

ここで、 ν : 動粘性係数、 f は隙間の流れをポアズイユ流れ¹¹⁾ と仮定すれば円形断面では 64、二重壁間の流れでは 6 となる。

(2) 式に (3) ~ (5) 式を代入し、両辺を速度圧 q で基準化することにより、隙間 j における外圧係数 $C_{e,j}$ と内圧空間 k の内圧係数 $C_{i,k}$ に関する方程式 (6) 式が得られる。

$$\frac{\rho_a L_{e,jk}}{q} \dot{U}_{jk} + \frac{C_L \rho_a}{2q} |U_{jk}| U_{jk} + f_{jk} \frac{\rho_a \nu L_{0,jk}}{2d_{jk}^2 q} U_{jk} = C_{e,j} - C_{i,k} \quad (6)$$

内圧空間 k_1 から内圧空間 k_2 への流れの風速 $U_{k_1 k_2}$ についても、(6) 式を適用することにより、内圧空間 k_1 の内圧係数 C_{i,k_1} と内圧空間 k_2 の内圧係数 C_{i,k_2} の関係式が得られる。

$$\frac{\rho_a L_{e,k_1 k_2}}{q} \dot{U}_{k_1 k_2} + \frac{C_L \rho_a}{2q} |U_{k_1 k_2}| U_{k_1 k_2} + f_{k_1 k_2} \frac{\rho_a \nu L_{0,k_1 k_2}}{2d_{k_1 k_2}^2 q} U_{k_1 k_2} = C_{i,k_1} - C_{i,k_2} \quad (7)$$

一方、気体の状態方程式は (8) 式で表される。

$$\frac{P_{i,k}}{P_a} = \left(\frac{\rho_{i,k}}{\rho_a} \right)^\gamma \quad (8)$$

ここで、 P_a : 大気圧、 $\rho_{i,k}$: 内圧空間 k の空気密度、 γ : 比熱比で断熱膨張の場合 $\gamma=1.4$ である。

また、内圧空間 k の質量保存則より (9) 式が得られる。

$$V_{0,k} \frac{d\rho_{i,k}}{dt} = \sum_j \rho_{i,k} c A_{0,jk} U_{jk} + \sum_l \rho_{i,k} c A_{0,lk} U_{lk} \quad (9)$$

ここで、 V_0 : 内部容積、 A_0 : 開口部面積、 c : 開口部の有効面積比である。また、添字 j は内圧空間 k に接続している隙間、添字 l は内圧空間 k に接続している内圧空間を表す。

(8) 式及び (9) 式と $\rho_{i,k} \approx \rho_a$ を仮定し、 $P_{i,k} = q C_{i,k}$ とすることで (10) 式が得られる。

$$\frac{q V_{0,k}}{\gamma P_a} \dot{C}_{i,k} = \sum_j c A_{0,jk} U_{jk} + \sum_l c A_{0,lk} U_{lk} \quad (10)$$

(6) 式、(7) 式と (10) 式を連立することにより、外圧から内圧を推定することができる。本研究では、風洞実験により得られた外圧係数 C_e を用いて平均加速度法により内圧係数 C_i の推定を行った。

3.2 スリットモデルによる検討

まず、スリットモデルを対象とした推定結果と実験結果の比較を示す。ここで (5) 式における f の値は、前述のように層流における円形断面及び二重壁間の理論値は得られているものの、本研究で対象とする瓦の隙間における流れの様子は不明であるため、 $f=40,60,80$ とし解析を行った。また、圧力損失係数 C_L は開口部の流れの様子によって値が変化する¹²⁾。しかし、ここでは流れの様子によって f の値が変化するものとみなし、 C_L は断面が急変することによる効果のみを考慮するものとして流量係数 $k=0.6$ とし得られる $C_L (=1/\sqrt{k})=2.8$ を用いて解析を行った。解析時間は風洞実験と同じ 260 秒、時間刻みは 1000Hz とした。

表 3 にスリットモデルの変動内圧係数の推定結果を示す。変動内圧係数の値は f による大きな変化はなく、いずれのケースも実験値とよく一致している。

図7にスリットモデルの変動内圧係数のパワースペクトル密度の推定値と実験値の比較を示す。いずれのケースにおいてもパワースペクトル密度の推定値は実験値とよく一致している。 f による推定値の変化は100Hz前後の共鳴周波数付近に見られ、 f が大きいほどピーク値が小さくなる傾向があるが、その変化は顕著なものではない。

3.3 部分モデルによる検討

次に、部分モデルを対象として行った推定結果と実験結果の比較を行う。スリットモデルでの推定結果は f の値により大きく変化しなかったことから、部分モデルの内圧の推定では円形断面の $f=64$ を用いて解析を行った。部分モデルの場合、図2に示したようにスリットAにおける隙間の幅は一樣でなく、スリットBと比べてスリットAの方が隙間の幅のばらつきが大きいことから、最初にスリットAとBで平均外圧係数が異なる風向1についてスリットAの幅を変えて平均内圧係数を算定し、最も実験値と一致する $d=1.8\text{mm}$ をスリットAの幅とした。有効面積比 c は、2.2項で求めた値を用いてスリットAでは $c=0.33$ 、スリットBでは $c=0.62$ とした。

表4に変動内圧係数の推定値と実験値の比較を示す。風向2では推定値は実験値とよく一致しているが、風向1では推定値は実験値より小さめの値となっている。

図8に部分モデルの内圧係数時系列波形の一例を示す。いずれの風向も実験値と推定値はよい対応を示す。ただし、風向1では推定値の正側のピークがやや小さくなっている。

表3 スリットモデルの変動内圧係数の推定結果

	風向1 (Case 1)		風向2	
	L (mm)			
実験値	10	40	10	40
推定値	$f=40$	0.048	0.047	0.085
	$f=60$	0.048	0.047	0.085
	$f=80$	0.047	0.046	0.085

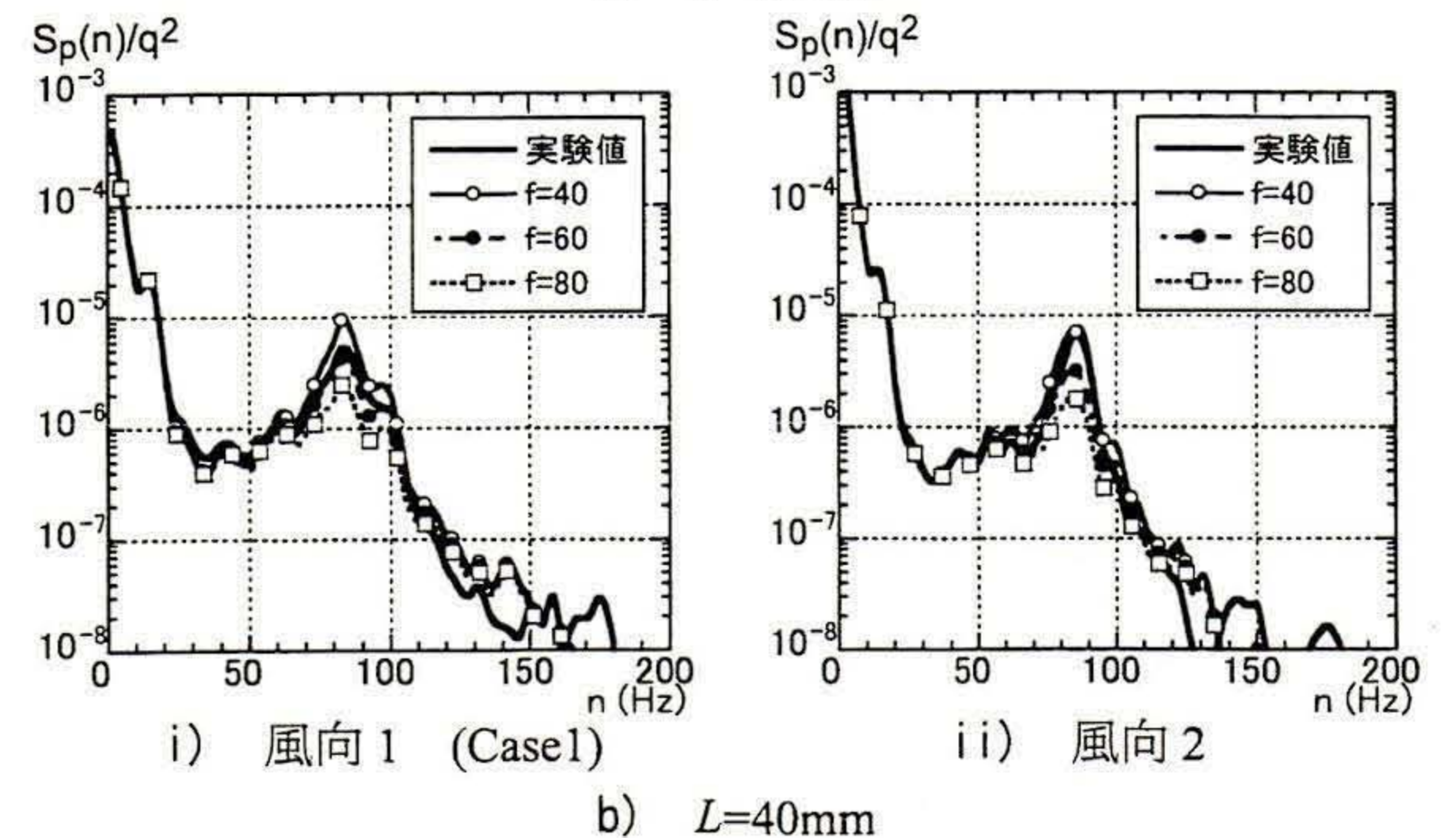
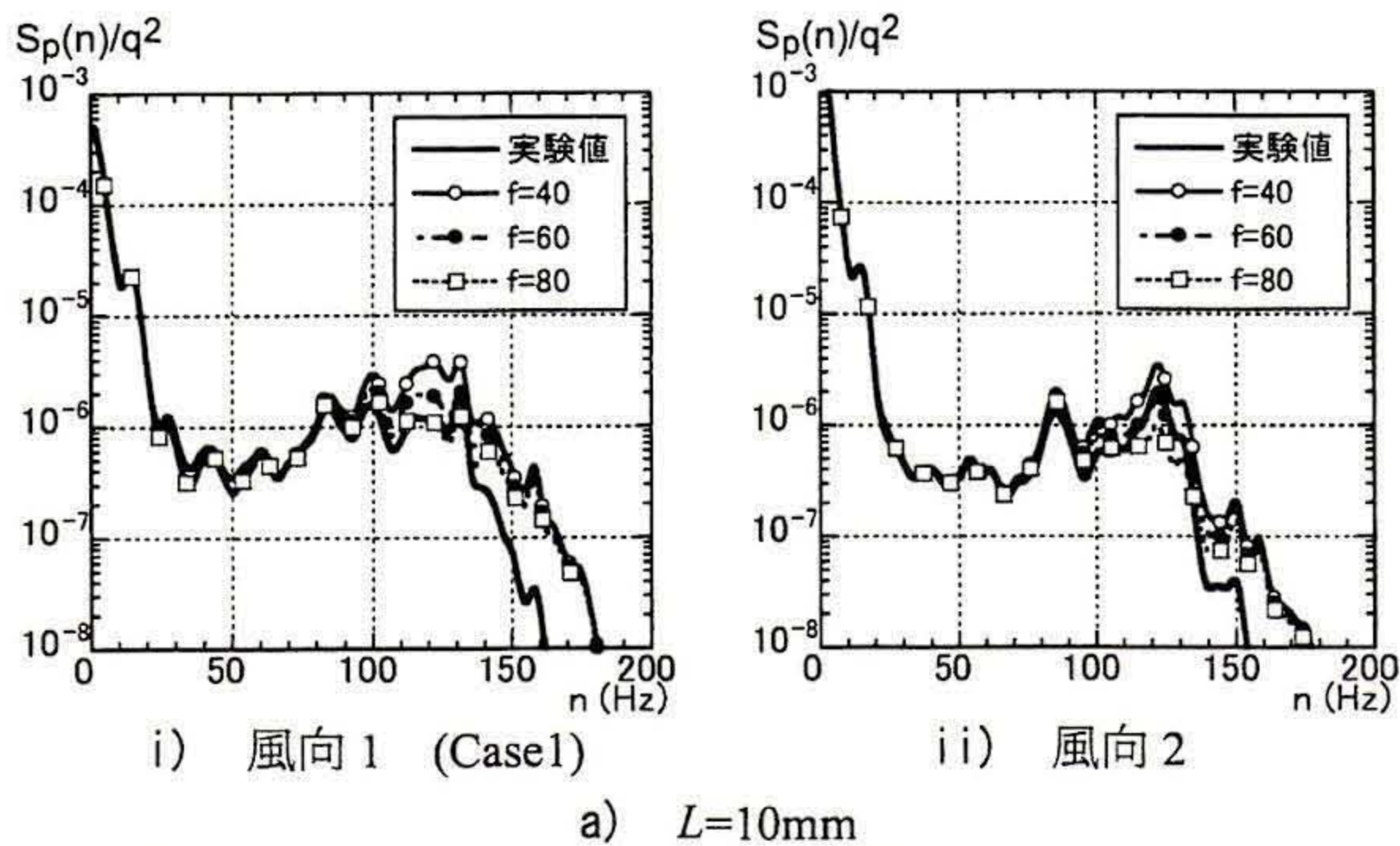


図7 変動内圧のパワースペクトル密度の比較 (スリットモデル)

図9に変動内圧係数のパワースペクトル密度の実験値と推定値の比較を示す。風向2についてみると、変動内圧のパワースペクトル密度の推定値は実験値とよく一致した結果が得られている。風向1では、75Hz以下の周波数において推定値が実験値より小さく、この結果として表4の変動内圧係数の推定値が小さくなっている。75Hz以上の周波数では推定値は実験値よりも若干大きめであるが、ヘルムホルツ共鳴が見られるスペクトルピークの周波数は160Hzで実験値とよく一致している。

上述の風向1における違いの要因としては、瓦の隙間を一定の幅と深さのスリットにモデル化していること、及びスリットAの風圧測定位置がスリットから若干離れているため実際にスリットに作用する風圧と推定に用いた風圧に差異があることが考えられる。

4. 瓦屋根全体を対象とした内圧の推定に関する検討

3章では、瓦1枚分の内圧空間を対象として内圧の推定方法について検討を行い、その妥当性を示した。次に、同手法を用いて風洞実験による屋根面風圧の測定結果¹³⁾から屋根全体を対象とした内圧の推定を試みる。対象とした建物は、図10に示す筆者らが屋外で瓦の風圧力の実測に用いた棟高さ6.7mの切妻屋根建物^{14,15)}である。

表4 部分モデルの変動内圧係数の推定結果

	風向1	風向2
実験値	0.089	0.076
推定値	0.068	0.073

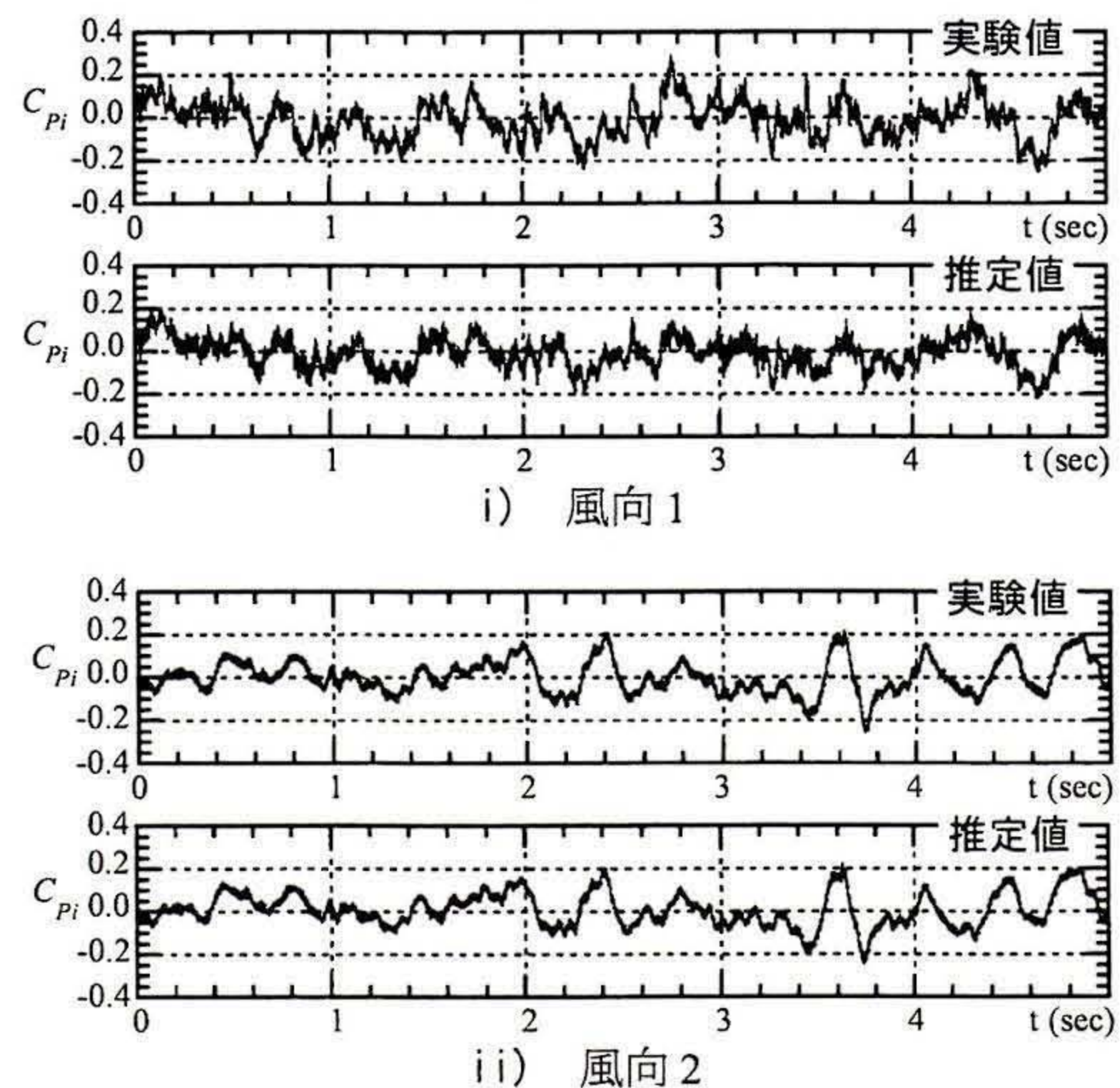


図8 部分モデルの内圧時系列波形

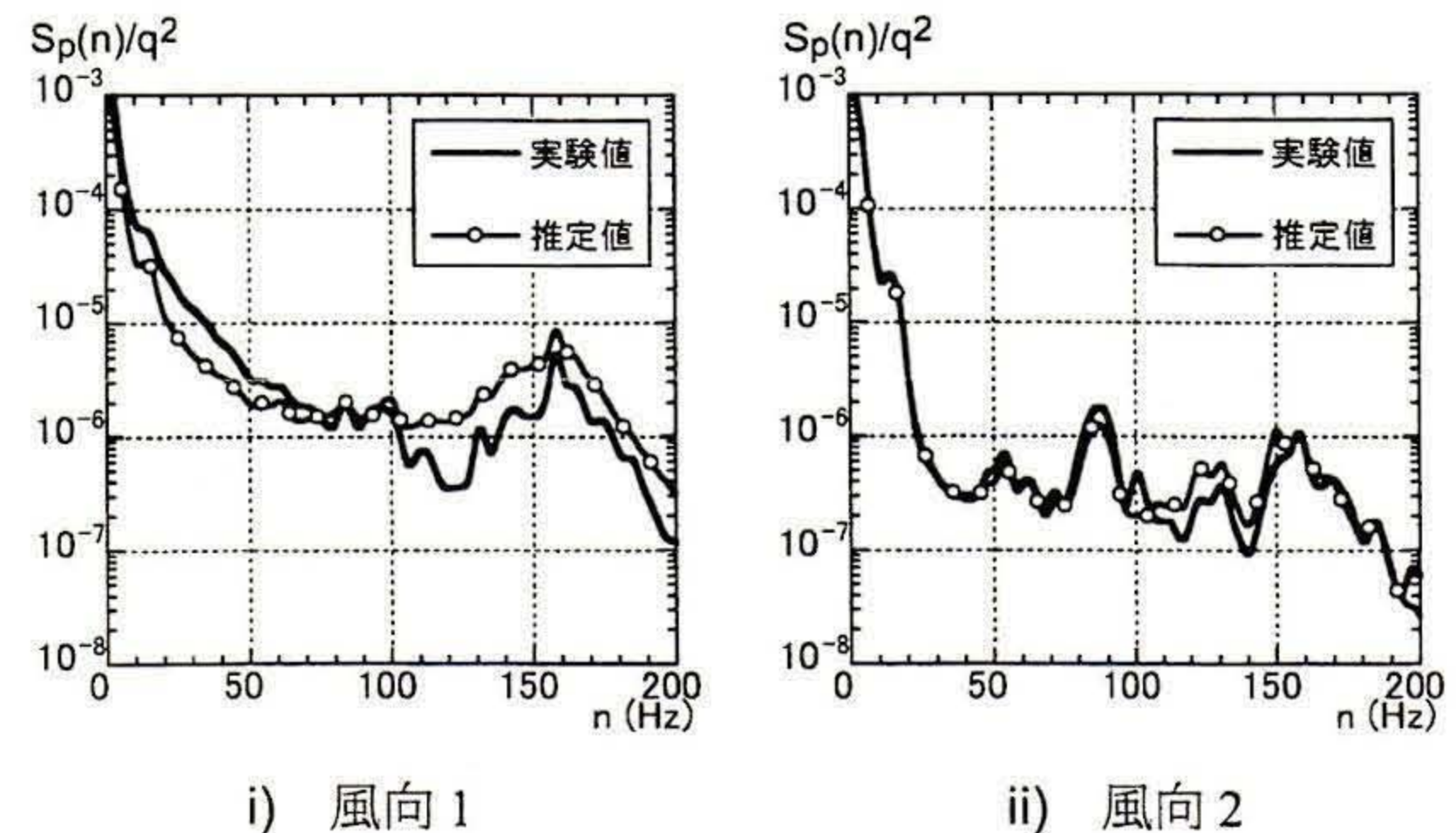


図9 変動内圧のパワースペクトル密度の比較 (部分モデル)

4.1 屋根面風圧の測定結果概要

図10に縮尺模型による風洞実験¹³⁾の対象とした瓦の実測に用いた建物¹⁴⁾を示す。模型の縮尺は1/100とした。図11に風圧模型の屋根面風圧測定点及び風向の定義を示す。実験気流は平均風速の鉛直方向分布がべき指数 $\alpha=0.2$ 、屋根平均高さにおける乱れ強さが0.18である勾配流とした。実スケールに換算した乱れのスケールは44mである。屋根平均高さにおける実験風速は約4m/s、1ケースの測定時間は65秒、サンプリング周波数は2000Hz、ローパスフィルタのカットオフ周波数は800Hzである。

図12に平均風圧係数及び変動風圧係数の測定結果を示す。ここで、各風圧係数は屋根平均高さの速度圧 q_H で基準化している。

いずれの風向についても、平均風圧係数及び変動風圧係数は風向と直交する方向にはほぼ一定の値を示す分布形状となっている。

4.2 内部空間を区画する棧木による影響の検討

屋根面全体を対象として瓦の内圧空間を考えたとき、図4及び図13に示す様に内圧空間は棧木によって区画されており、複数の内圧空間が棧木と瓦の間の隙間を通じてつながっていると見なすことができる。この場合、棧木と瓦の間の隙間によって屋根全体の内圧空間内の圧力に分布が生じている可能性が考えられる。そこで、まず瓦2枚分の内圧空間を対象として、棧木によって区画されている場合(2室モデル)と1室と見なした場合(1室モデル)の内圧の推定を行い、内圧空間を棧木が区画することによる影響の検討を行った。検討対象は図11に示す屋根隅角部に近い瓦aと瓦bである。

瓦1枚あたりの内圧空間の容積は部分模型の検討と同じく $V_0=2.74 \times 10^6 \text{ mm}^3$ とした。瓦aと瓦bの間の棧木と瓦の間の隙間の断面積は棧木上に設置した瓦を後方から撮影した写真での測定により $A_0=1.3 \times 10^3 \text{ mm}^2$ とした。隙間の幅 d は A_0 を瓦の幅で除した $d=5\text{mm}$ とした。スリット深さ L は棧木の幅と等しいものとして、 $L=40\text{mm}$ とした。有効面積比 c はスリットモデルと比べて隙間の幅が広いことから、全断面が有効である場合の $c=1.0$ と $L=40\text{mm}$ のスリットモデルとほぼ等しい $c=0.6$ の2種類について推定を行った。 C_L 及び f の値は3章に示した部分模型の推定と同様に $C_L=2.8$ 、 $f=64$ とした。各瓦の風圧は、風向 $\theta=0^\circ$ の測定結果を用い、図11に示す①の風圧

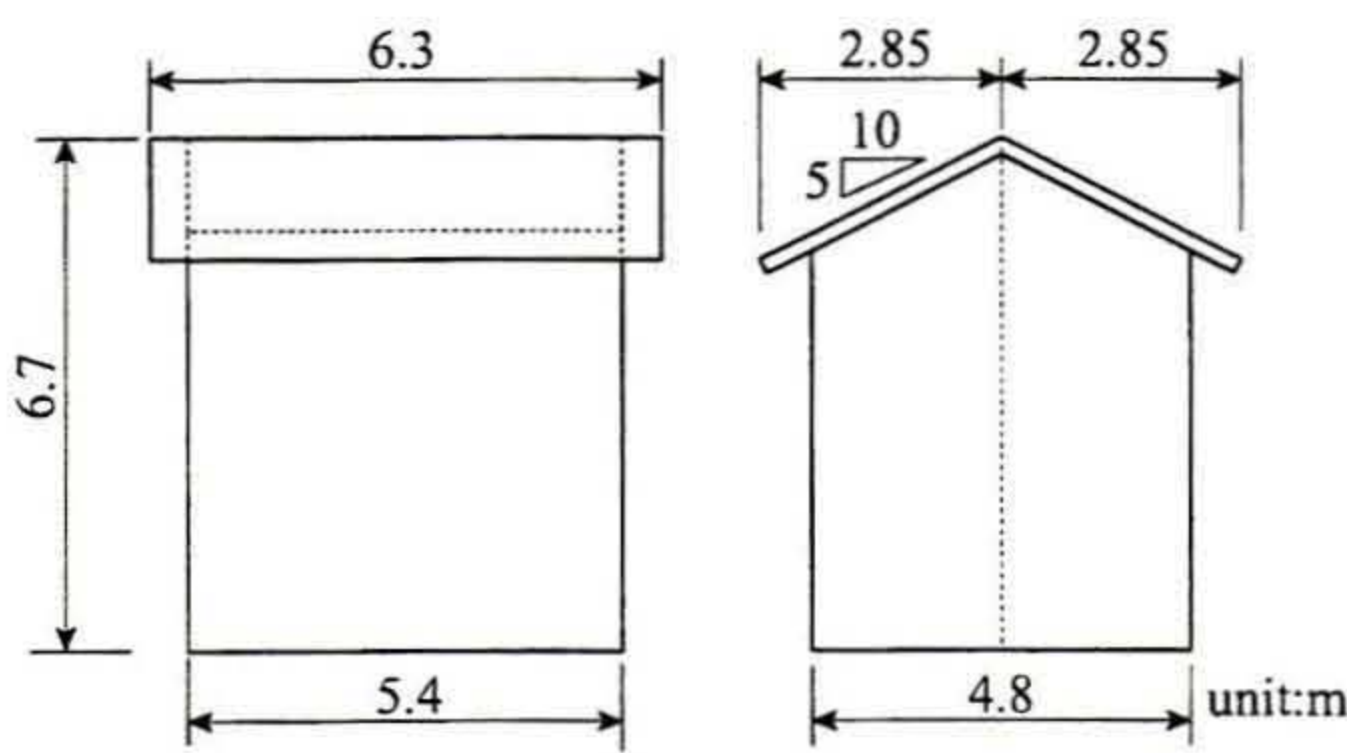


図10 1/100縮尺模型風洞実験の対象建物

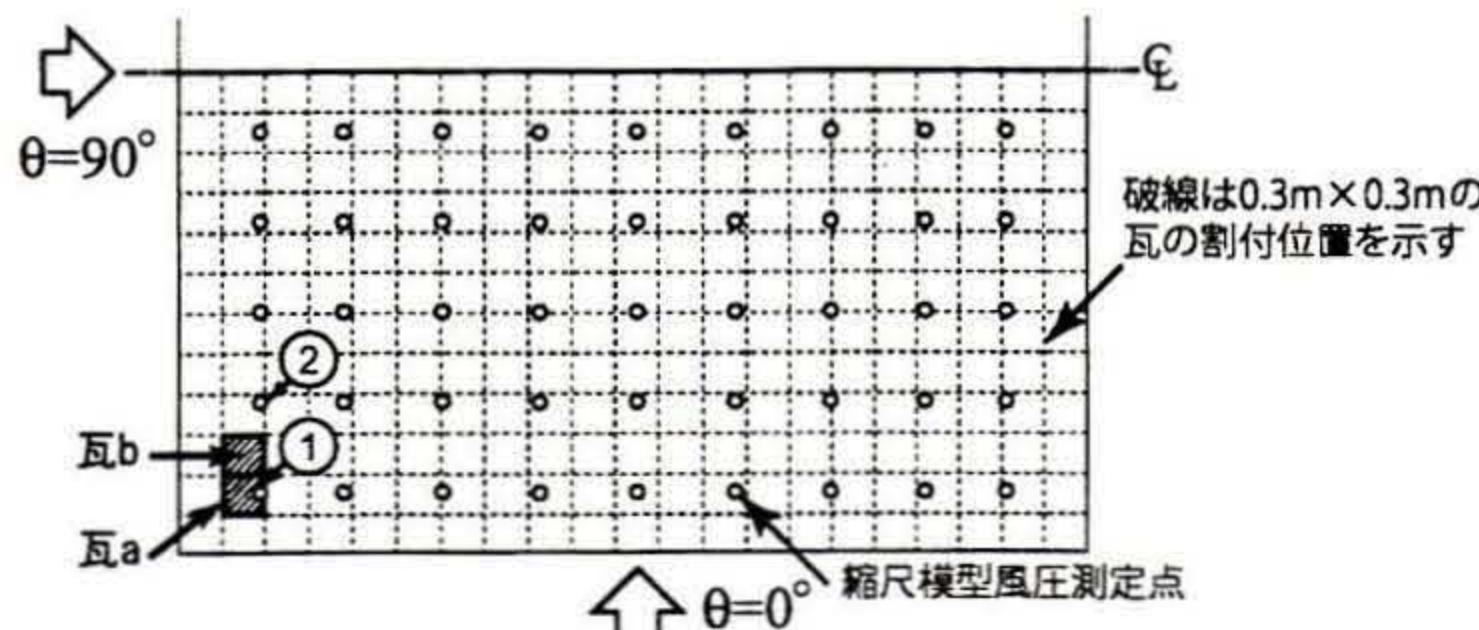


図11 1/100縮尺模型の屋根面風圧測定点と風向

測定点の測定結果を瓦a、②の測定結果を瓦bの隙間に与えた。各瓦には3章に示したスリットAとスリットBが1つずつあるものとして解析を行った。各スリットの隙間の大きさなどの諸元は3章と同じ値を用い、平均風速は25m/sとして解析した。解析時間は風洞実験の1ケースの測定時間を実相当の風速25m/sに換算した960秒、時間刻みは130Hzとした。

表5に2室モデルと1室モデルの変動内圧係数の推定結果を示す。2室モデルでは $c=0.6$ とした場合に軒先側に近い瓦aの方が若干大きな値を示すが、いずれのケースも2室モデルと1室モデルの推定値に違いはほとんど無い。図14に2室モデルと1室モデルの変動内圧係数のパワースペクトル密度の推定結果及び変動外圧のパワースペクトル密度を示す。有効面積比 $c=0.6$ とした場合、2室モデルの瓦aと瓦bの変動内圧の推定結果の差は小さく、1室モデルとほぼ一致している。図には示していないが $c=1.0$ とした場合も $c=0.6$ と同様の結果が得られた。

以上のことから、内圧空間を区画する棧木の影響は小さく、棧木で区画された2室の内圧空間は1室と見なすことができることが分かる。なお、瓦の形状によっては棧木との隙間の大きさが異なるため、区画による影響が無視し得ずに内圧の分布に局所性が生じることも考えられるが、この点については今後の課題として残る。

4.3 実測結果に基づく瓦屋根の内圧分布の検討

4.2では内圧空間を棧木が区画することが変動内圧に及ぼす影響が小さいことをシミュレーションにより明らかにした。しかしながら、これを拡張して屋根全体の内圧空間の圧力変動を1室の圧力変動として取り扱うことができるのかについては不明である。そこで、文献14における実大建物を用いた実測により得られた観測結果に基づき、瓦屋根の内圧分布について検討する。

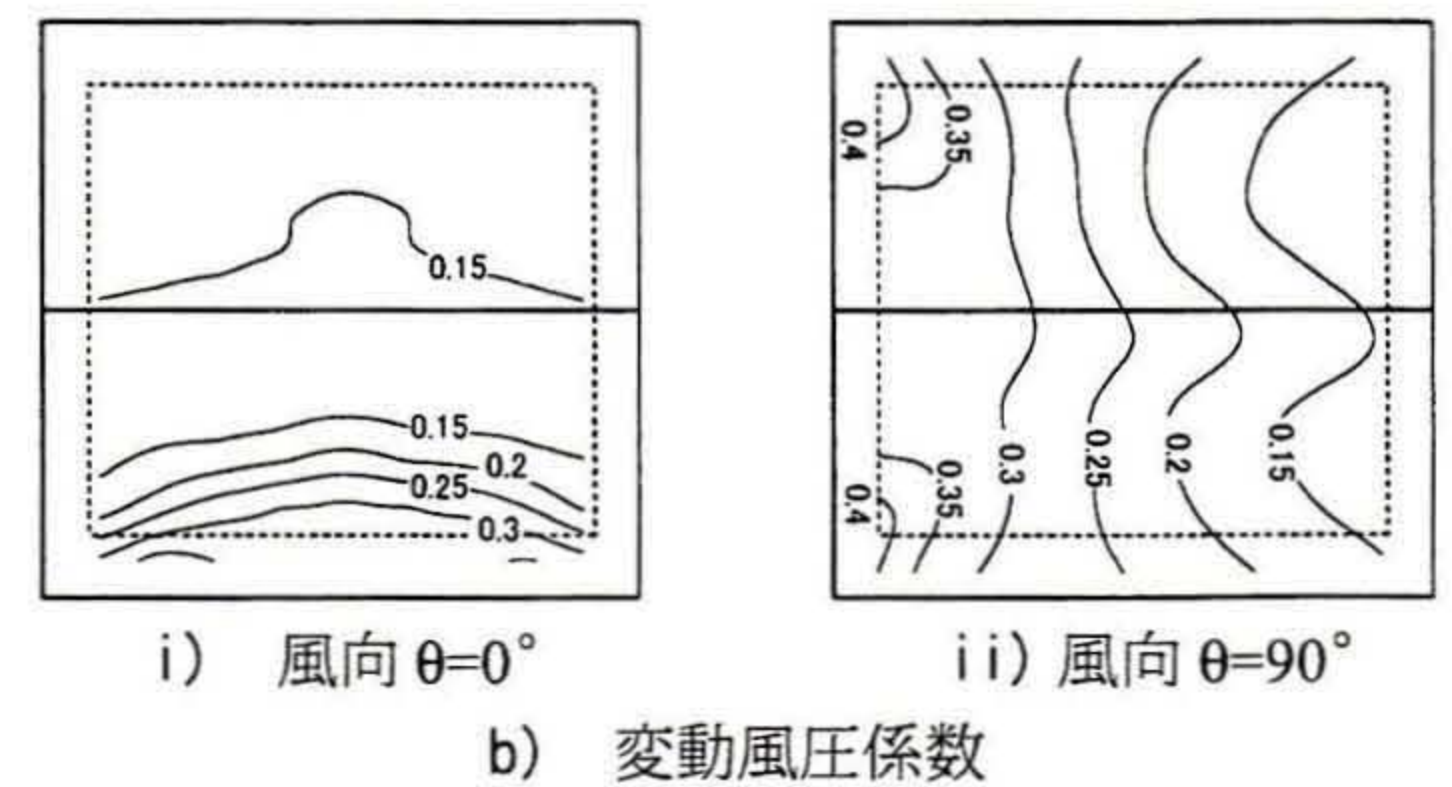
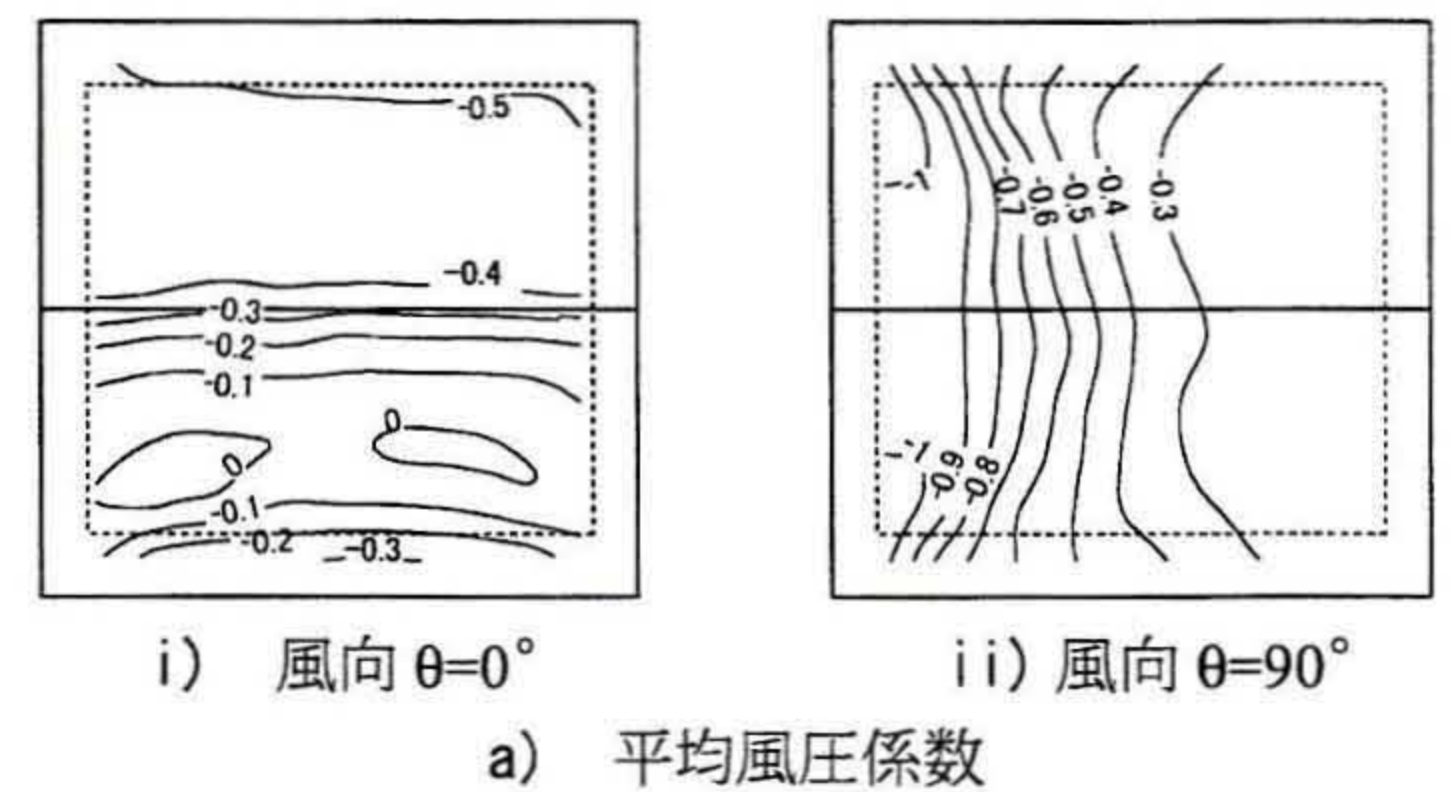


図12 1/100縮尺模型による風圧測定結果

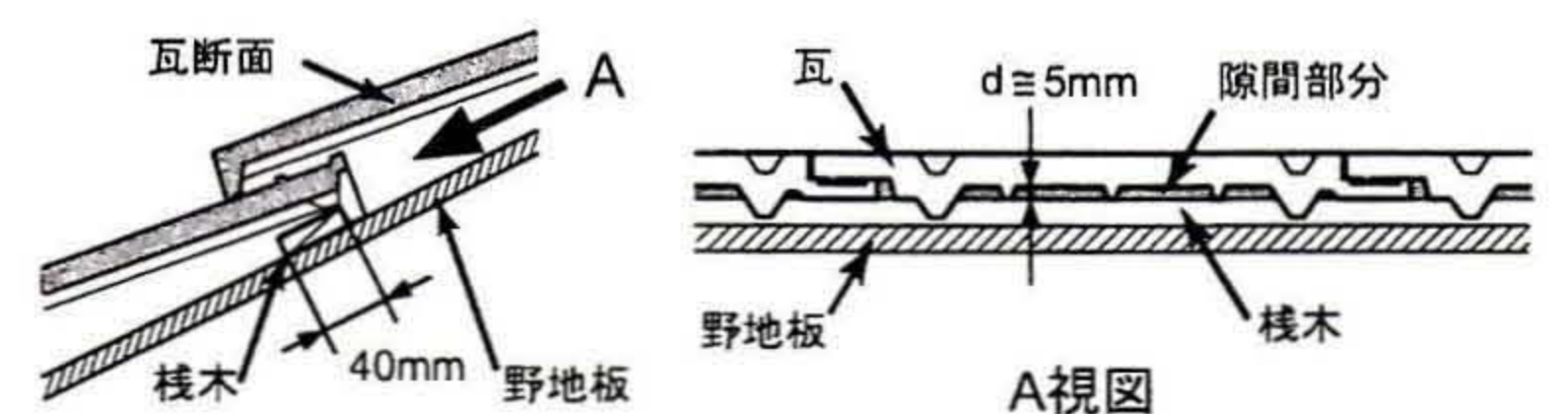


図13 瓦と棧木の間隙の詳細図

測定対象建物は切妻屋根の片側にF形瓦、反対側にJ形瓦を設置した2階建て建物である。図15に示す位置に風圧測定瓦を設置し、瓦の表裏に作用する風圧を測定した。実測地点における平均風速と乱れ強さの高さ方向分布はほぼ一様であり、乱れ強さは0.15～0.2、乱れのスケールは40～55mである。解析データは屋根平均高さの10分間平均風速が5～9m/sの結果を用いた。

表6に風向 $\theta=0 \pm 15^\circ$ 及び風向 $\theta=90 \pm 15^\circ$ における平均外圧係数と平均内圧係数、表7に変動外圧係数と変動内圧係数を示す。各々の解析結果は、1ケース10分間の測定結果を風向 $\theta=0^\circ$ では62ケース、 $\theta=90^\circ$ では123ケースをアンサンブル平均したものである。

平均内圧係数の値は、風向 $\theta=0^\circ$ では正值、 $\theta=90^\circ$ では負値を示す。 $\theta=0^\circ$ では軒先側のF7瓦、 $\theta=90^\circ$ では風上側の棟近くのF3、F6瓦で他の瓦と比較して負側の値を示し、平均内圧係数に若干の分布が生じている。しかし、いずれの風向も平均外圧係数と比較して平均内圧係数の部位による値の差は小さい。また、変動内圧係数の値は、風向 $\theta=0^\circ$ のF1、F7瓦でやや大きな値を示すものの、いずれの風向についても屋根全体で概ね一様と見なすことができる。

図16に各瓦の変動内圧のパワースペクトル密度、図17に屋根中央のF8瓦とその他の瓦との間の変動内圧のクロススペクトルから得られる位相差を示す。横軸は周波数 n を屋根平均高さにおける平均風速 U_H で除した波数で示す。

変動内圧のパワースペクトル密度は、変動内圧係数が大きい風向 $\theta=0^\circ$ のF1、F7瓦における $n/U_H < 0.2$ でやや大きい値を示すが、いずれの風向についても場所による差は小さい。また、各測定点間の位相差は殆ど無いことから、屋根面全体の内圧空間では圧力変動がほぼ一様に生じているものと判断できる。以上より屋根全体の内圧空間の圧力を1室のものとして扱うことができることが確認できた。

4.4 屋根全体を対象とした瓦の内圧推定結果

次に、風洞実験により得られた同時測定された屋根面風圧を基に屋根全体を対象とした内圧の推定を試みた。4.2及び4.3の検討結果から切妻屋根の片側の内圧空間の圧力変動は一様で、1室の内圧空間と見なせるものとして解析を行った。

対象とした屋根面は、図11に示すように切妻屋根の片面に桁方向21枚×スパン方向12枚の瓦の割り付けを想定した。各瓦の風圧は、最寄りの風圧測定点の値を用い、各瓦に3章に示したスリットAと

表5 2室モデルと1室モデルの変動内圧係数推定結果

		瓦a	瓦b
2室モデル	$c=1.0$	0.25	0.25
	$c=0.6$	0.26	0.25
1室モデル		0.24	

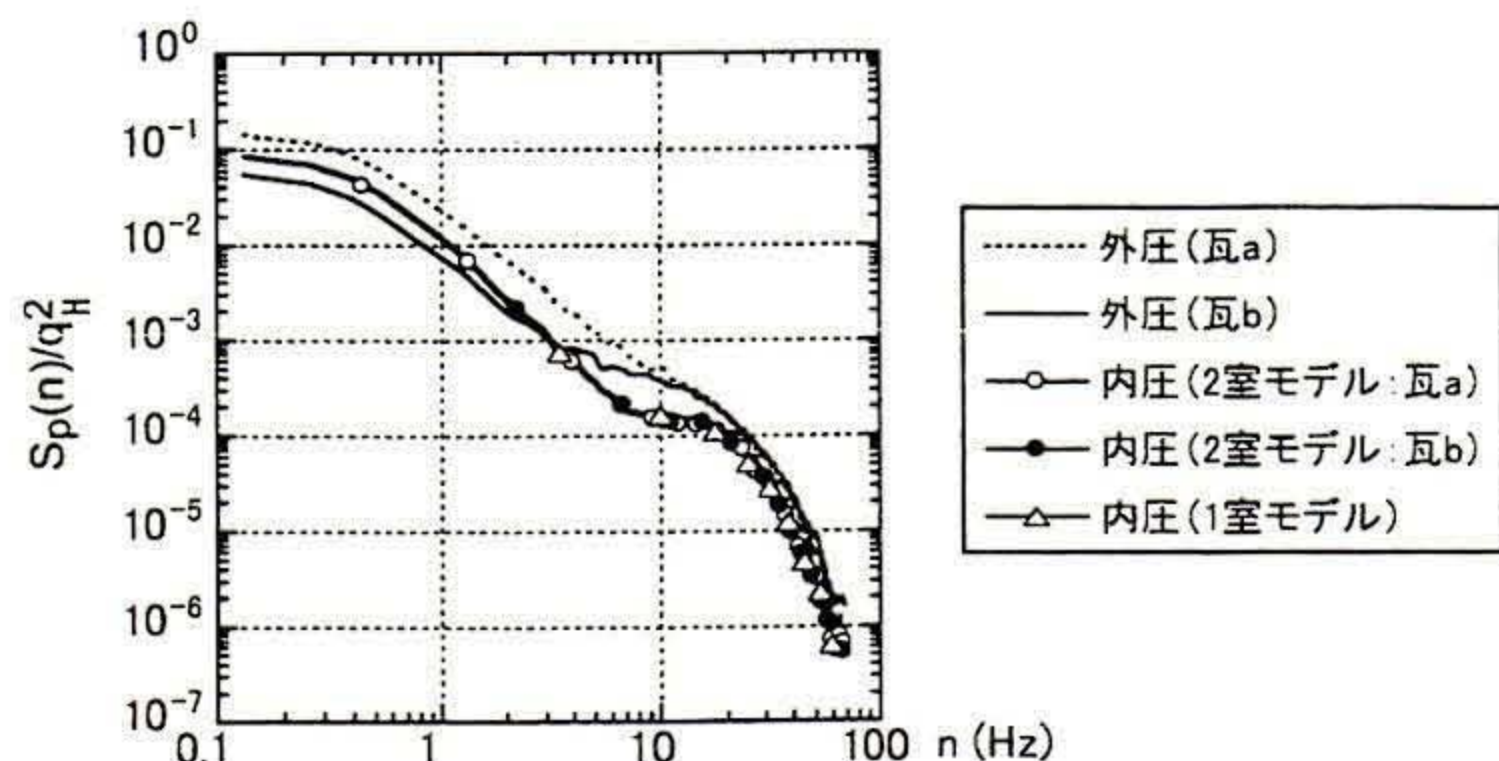


図14 2室モデルと1室モデルによる変動内圧パワースペクトル密度の推定結果 ($c=0.6$) 及び変動外圧のパワースペクトル密度

スリットBが1つずつあるものとして解析を行った。なお、気流の再付着部分にある瓦では、部分模型の実験結果に示したように瓦の段差により局所的な風圧分布が生じるものと考えられる。しかし屋根面上で再付着により正圧を示す領域は限られることから、ここでは段差による局所的な分布による影響は考慮せず、スリットAとスリットBに同じ風圧が作用するものとして解析を行った。解析風向は図11に示す $\theta=0^\circ$ と $\theta=90^\circ$ の2風向とした。その他の解析条件は4.2と同じ値を用い、平均風速25m/sとして解析した。

表8に屋根全体の変動内圧係数の推定結果、図18に推定した変動内圧係数のパワースペクトル密度を示す。表8及び図18には、屋根面風圧を空間平均して得られた値(外圧空間平均)を併せて示す。また、図18の横軸は周波数 n とともに屋根平均高さにおける平均風速 U_H で除した波数を併せて示す

屋根全体の変動内圧係数のパワースペクトル密度は1Hz以上の周波数成分が急激に減少しており、3章の部分模型の風圧測定結果に

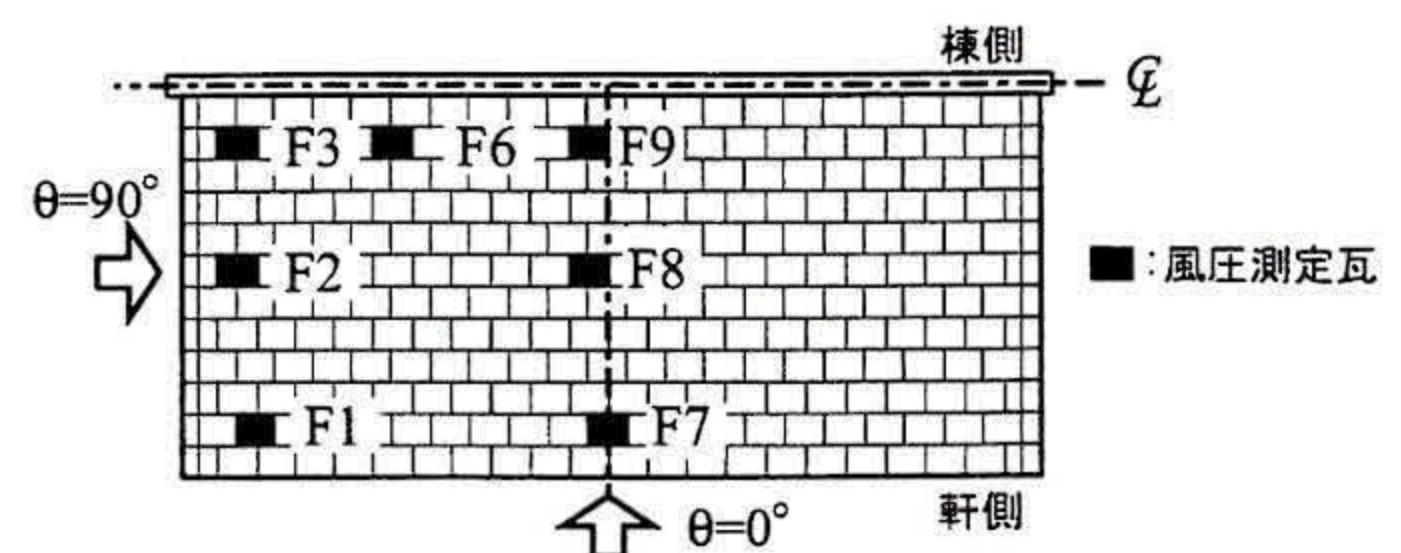


図15 実測風圧測定瓦の設置位置

表6 平均外圧係数及び平均内圧係数 (実測結果)

	風向 θ	F1	F2	F3	F6	F7	F8	F9
平均外圧係数	0°	0.29	0.26	0.30	0.32	-0.12	0.30	0.31
	90°	-0.72	-0.74	-0.68	-0.61	-0.28	-0.20	-0.29
平均内圧係数	0°	0.27	0.33	0.31	0.30	0.19	0.33	0.30
	90°	-0.25	-0.28	-0.33	-0.34	-0.23	-0.23	-0.27

表7 変動外圧係数及び変動内圧係数 (実測結果)

	風向 θ	F1	F2	F3	F6	F7	F8	F9
変動外圧係数	0°	0.35	0.27	0.28	0.26	0.45	0.27	0.26
	90°	0.47	0.41	0.38	0.38	0.35	0.35	0.39
変動内圧係数	0°	0.30	0.26	0.26	0.26	0.31	0.28	0.26
	90°	0.29	0.28	0.28	0.28	0.29	0.29	0.28

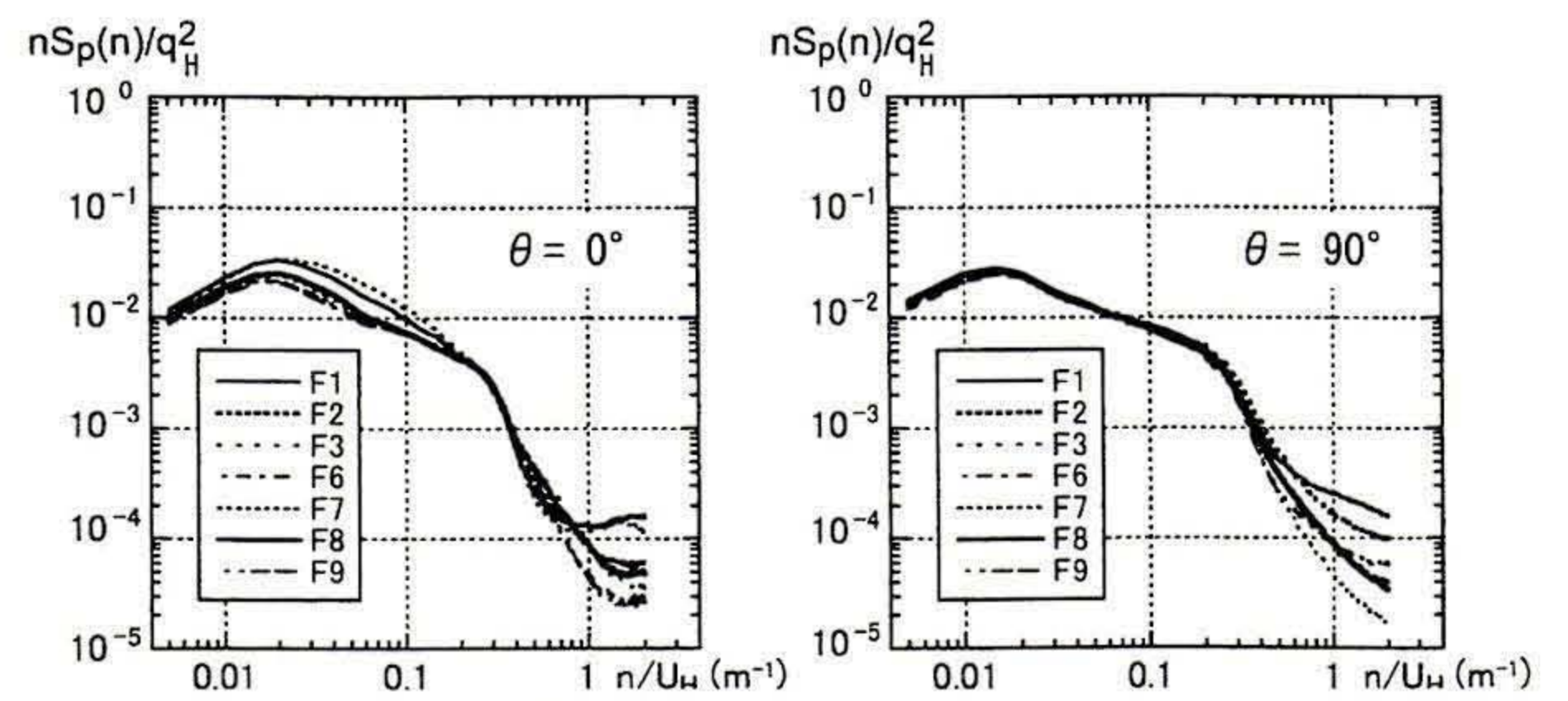


図16 変動内圧のパワースペクトル密度 (実測結果)

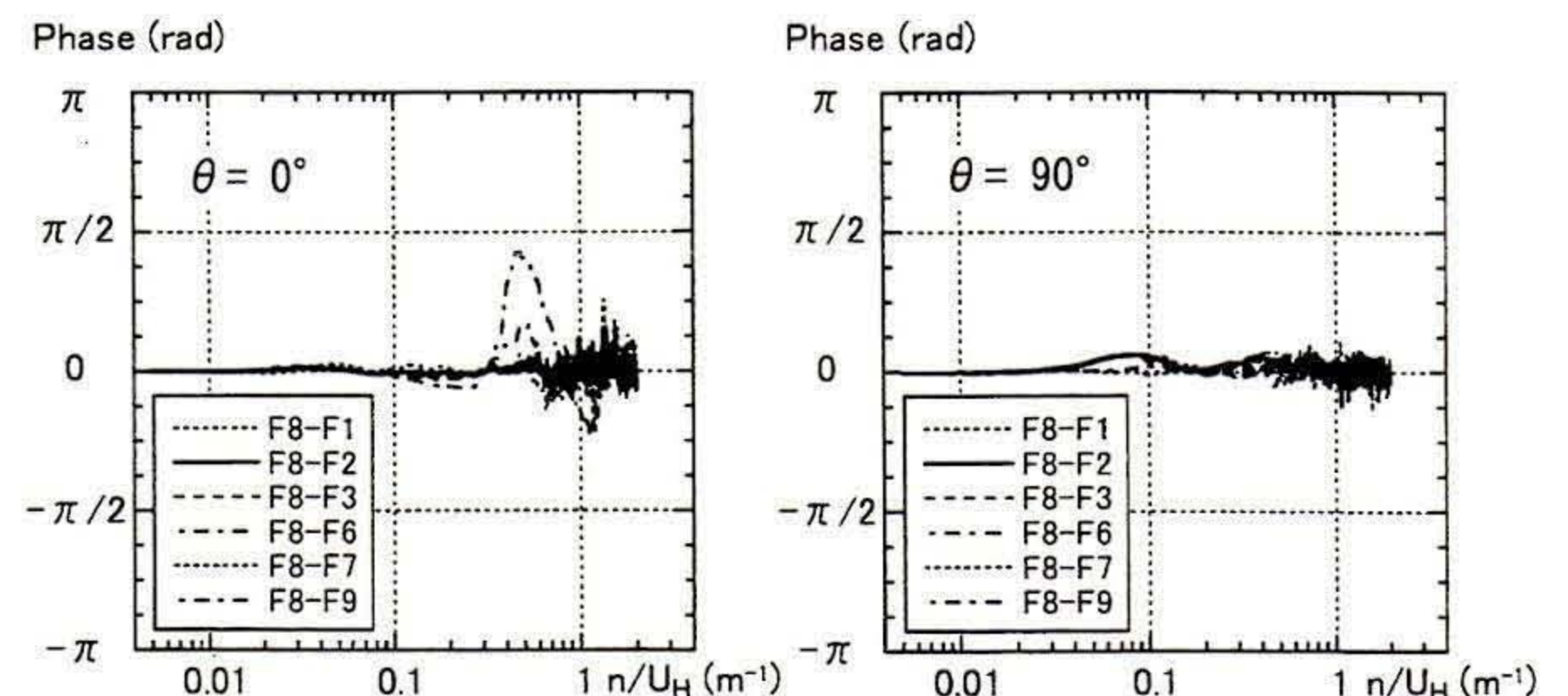


図17 瓦間の変動内圧の位相差 (実測結果)

示したヘルムホルツ共鳴によるピークが見られる160Hz付近の周波数領域における変動はほとんど無いものと推定される。数値解析による推定値と外圧空間平均を比較すると、風向 $\theta=0^\circ$ と $\theta=90^\circ$ のいずれもほとんどパワーのない10Hz以上の領域でやや差異が見られるものの両者はよく一致しており、変動内圧係数もほぼ等しい。文献14の自然風中の実測において、筆者らは外圧の測定結果の空間平均値を内圧と見なして求めた負側ピーク風力が内圧の測定結果を用いて求めた値と一致することを示したが、本研究の結果より外圧の空間平均値を内圧と見なすことの妥当性が確認された。

なお、変動内圧係数の推定値はいずれの風向も4.3に示した実測値と比較して小さいが、変動内圧係数の差は実験と実測の変動外圧係数の差と同程度である。この変動外圧係数の差は、気流の高さ方向の分布や乱れ等が異なることに起因するものと考えられる。

5. 結論

本研究では屋根瓦の内圧を推定することを目的としてF形瓦の部分モデルを用いた風洞実験及び理論的解析を行った。さらに、風洞実験による低層建物の屋根面風圧測定結果を用いて瓦屋根全体を対象として内圧の推定を行った。以下に本研究より得られた知見を示す。

- 1) 屋根瓦1枚分の内部容積を対象として、隙間をスリットにモデル化したスリットモデルと実物の瓦を用いた部分モデルを用いた風洞実験を行い、内圧空間の風圧の測定を行った。その結果、スリットモデルと部分モデルのいずれについても変動内圧のパワースペクトル密度にはヘルムホルツ共鳴によるピークが見られた。但し、共鳴が見られる周波数は十分に高く、実際の瓦に作用する風圧力を考えた場合、共鳴による変動内圧の増大は問題にはならない。
- 2) 瓦の隙間部分の流れに圧力損失を考慮した非定常ベルヌイ方程式を適用し、変動外圧から変動内圧を数値解析により推定した。スリットモデル及び部分モデルを対象とした推定値と風洞実験結果はよい一致を示し、数値解析手法の有効性が確認された。
- 3) 内圧空間の棧木による区画を考慮した2室モデルと1室モデルを対象として数値解析による変動内圧の推定を行い、棧木による区画が内部空間の圧力分布に及ぼす影響が小さいことを確認した。さらに、実大建物を用いた屋根瓦に作用する風圧力の実測結果より、屋根の部位による変動内圧パワースペクトル密度の差は小さく、測定点間の位相差もほとんど無いことが明らかとなった。以上のことから、屋根面全体の内圧空間では、圧力変動はほぼ一様に生じているものと見なすことができる。
- 5) 縮尺モデルを用いた風洞実験による屋根面風圧の測定結果から瓦屋根全体を対象として内圧の推定を行った。変動内圧のパワースペクトル密度は1Hz以上の周波数成分が急激に減少しており、部分モデルに見られたヘルムホルツ共鳴が生じるような周波数領域では変動成分は殆ど無いものと考えられる。また、数値解析結果は、屋根面全体の外圧を空間平均して得られるパワースペクトル密度とほぼ一致しており、このことから瓦屋根の内圧は外圧の空間平均値から評価できるものと考えられる。

謝辞

本研究の一部は、日本学術振興会科学研究費補助金（課題番号13650643, 15560505）及び文部科学省・東京工芸大学学術フロンティ

表8 屋根全体の変動内圧係数推定結果

	風向 $\theta=0^\circ$	風向 $\theta=90^\circ$
内圧推定値	0.14	0.14
外圧空間平均	0.15	0.14

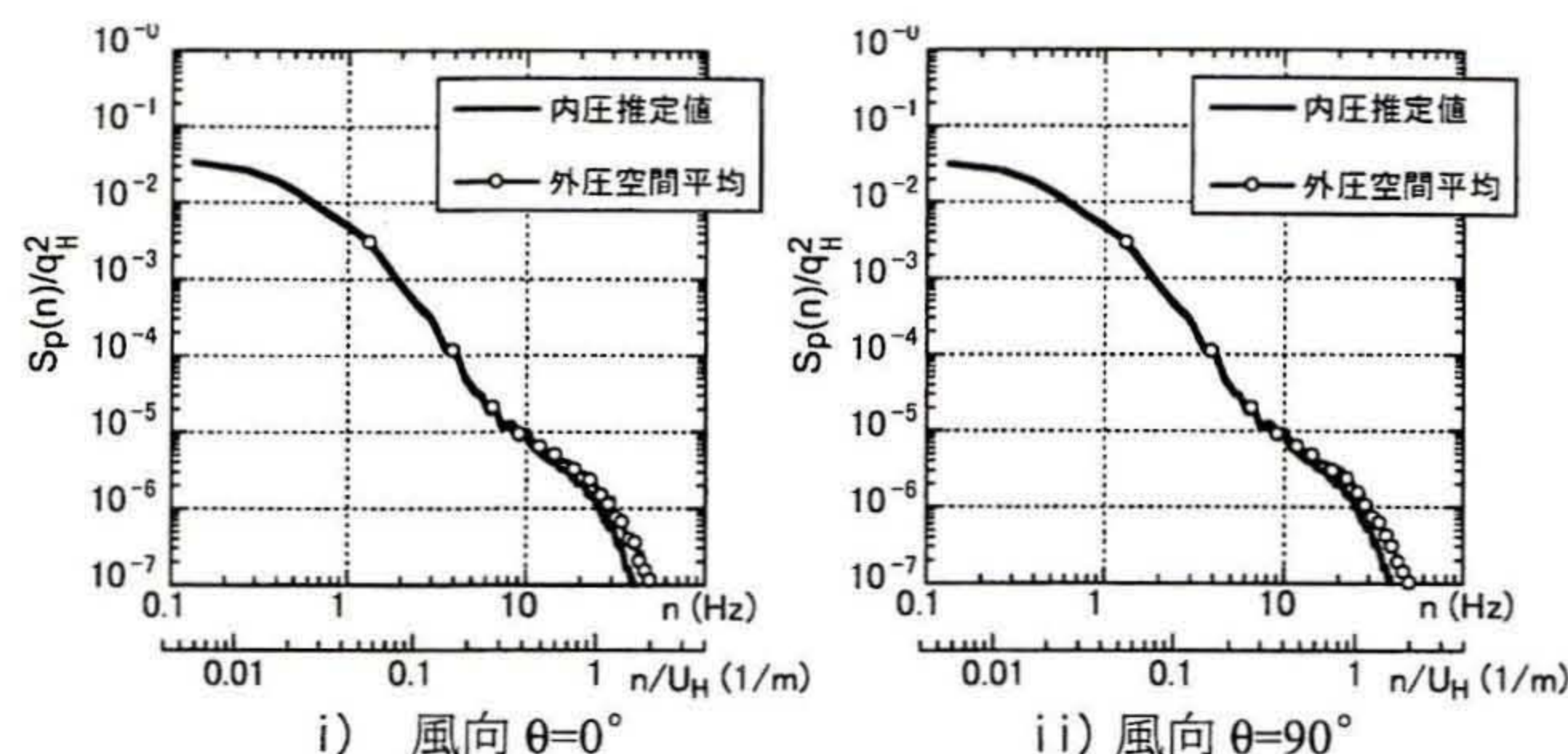


図18 屋根全体の変動内圧のパワースペクトル密度推定結果

ア推進事業（平成17-19年度）の補助を受けて行われた。

参考文献

- 1) 建築物荷重指針・同解説, 日本建築学会, 2004年9月
- 2) J.D. Holmes: Mean and fluctuating internal pressures induced by wind, Proceedings of the 5th International Conference on Wind Engineering, Fort Collins, Colorado, Vol.1, pp.IV-8-1 - pp.IV-8-16, July, 1979
- 3) H. Liu and P.J. Saathoff: Building internal pressure: sudden change, ASCE journal of the mechanics division, Vol. 107, No.EM2, pp.309-321, 1981
- 4) B.J. Vickery: Gust factors for internal pressures in low rise buildings, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol. 23, pp.259-271, 1986
- 5) R.I. Harris: The propagation of internal pressures in buildings, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol.34, pp.169-184, 1990
- 6) R.N. Sharma and P.J. Richards: Computational modelling in the prediction of building internal pressure gain functions, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol. 67&68, pp.815-825, 1997
- 7) J.H. Oh, G.A. Kopp and D.R. Inoulet: The UTO contribution to the NIST aerodynamic database for wind loads on low buildings: Part 3. Internal pressures, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol. 95, pp.755-779, 2007
- 8) 上田宏, 日比一喜, 菊池浩利: 風によって誘発された低層建物の室内圧のシミュレーション, 日本建築学会構造系論文集, 第622号, pp.65-72, 2007.12
- 9) 例えば 大熊武司: 強風時の窓面破壊に伴う内圧の変化およびそれに関連した幾つかの問題, 日本風工学会誌, 第21号, pp.53-68, 1984.9
- 10) 大橋秀雄: 流体力学(1), コロナ社, 1982
- 11) 日本流体力学会編: 流体力学ハンドブック, 丸善, 1987
- 12) B.J. Vickery: Internal pressures and interactions with the building envelop, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol.53, pp.125-144, 1994
- 13) 岡田創, 大熊武司, 丸川比佐夫, 片桐純治: 低層建物模型の屋根面風圧測定における実験気流の影響に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東), B-1, pp.145-146, 2006.9
- 14) 岡田創, 大熊武司, 片桐純治: 浮上りが生じていない屋根瓦に作用する風力の性状: 実大建物による屋根瓦に作用する風力に関する研究その1, 日本建築学会構造系論文集, 第588号, pp.49-56, 2005.2
- 15) 岡田創, 大熊武司, 片桐純治: 浮上りが生じた屋根瓦に作用する風力の性状: 実大建物による屋根瓦に作用する風力に関する研究その2, 日本建築学会構造系論文集, 第622号, pp.57-64, 2007.12

注

- 注1) 片桐純治, 岡田創, 大熊武司, 丸川比佐夫: 屋根瓦の内圧予測に関する研究 その1部分モデルによる内圧測定実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集(中国), 2008.9 発表予定
- 注2) 岡田創, 大熊武司, 丸川比佐夫, 片桐純治: 屋根瓦の内圧予測に関する研究 その2内圧の推定方法に関する検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集(中国), 2008.9 発表予定