

通気工法外壁システムにおける通気層内圧のシミュレーションによる予測*

東北大学大学院工学研究科 渡部慶, 植松康

1. はじめに

近年、低層建物の外壁工法として、サイディングを用いた通気工法が普及している。通気工法は、サイディングの裏に通気層を設けて換気を行い、壁体内の結露やカビの発生を抑制する目的で用いられる。図1に通気工法外壁システムの例を示すが、通気層は外部に直接通じているため、通気層内の圧力(以下、層内圧)が外圧とともに変化する「等圧効果」が生じる。サイディングに作用する風力は、外圧と層内圧の差圧であるから、等圧効果によって低減されるが、残りの荷重を通気層より室内側の部材が負担することになる。よって、外壁の合理的な耐風設計のためには、外圧だけでなく層内圧を把握することで、各部材が負担する風力を適切に評価することが重要であると考えられる。しかし、これまでに通気工法外壁システム内の通気性状や等圧効果の影響について、風荷重の観点から検討した例はなく、外圧と層内圧の関係も明らかにされていない。そこで、本研究では、金属サイディングを用いた外壁システムを対象として、非定常ベルヌーイ方程式を用いたシミュレーションにより、壁面に作用する外圧の時刻歴データから層内圧を予測し、各部材に作用する風力についての検討を行う。

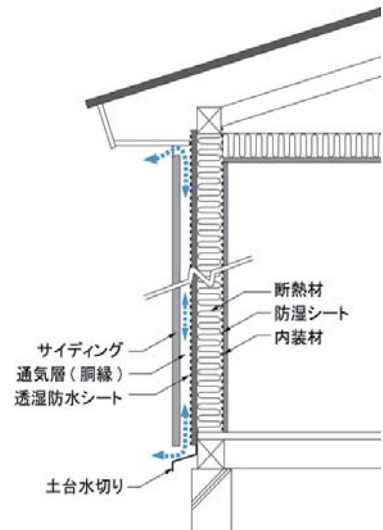


図1 通気工法外壁システムの例

2. 本研究の概要

サイディングを用いた外壁では、通気層の厚さ(=胴縁の厚さ)は18mm程度¹⁾であるが、この幅の狭い隙間を風洞実験で用いられる縮尺模型で再現し、層内圧を直接測定することは困難である。そのため、本研究では、壁面に設けられる通気層を再現したシミュレーションモデルを作成し、層内圧の計算を行う。通気層のモデル化のために、まず、実物大の通気層の一部を模した試験体に風洞実験から取得した壁面の変動外圧を作用させて層内圧を測定する実験(以下、実物大動風圧载荷実験)を行う。次に、この実験結果を適切に再現できる数値シミュレーションモデルを作成する。さらに、それを壁面全体のモデルへ拡張し、壁面に作用する空間的・時間的に変動する外圧を入力値とすることで、層内圧を予測する。

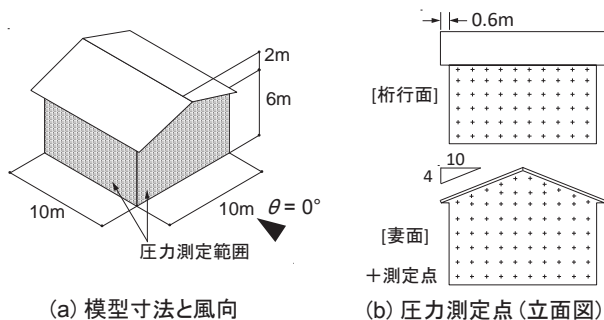
通気層のもつ隙間の流れをモデル化するために、実物大動風圧実験では、嵌合部のみに着目した単室試験体と上下端の開口と胴縁隙間の形状を変化させたアセンブリ試験体を用いた2種類の実験を行う。また、通気層の施工方法には複数の仕様があるため、いくつかのパラメータを変化させて、通気層内の流れと層内圧への影響を検討する。

*Numerical simulation of internal pressure of vent layer in ventilated exterior wall systems of a low-rise building
by Kei Watanabe, Yasushi Uematsu

3. 壁面風圧測定実験

実物大動風圧実験の荷重および層内圧シミュレーションの入力値として、壁面に作用する外圧係数の時刻歴を取得するために、風洞実験を行う。対象とする建物は、図2に示すような切妻型軒付きの低層建物とし、幾何学的縮尺率 $\lambda_L=1/100$ として製作した模型の壁面に作用する風圧を測定する。圧力測定点は、妻面に60点、桁行面に72点設けた(図2(b))。

実験気流の風速比 U_z/U_{600} (ピトー管高さ600mmの風速で基準化)と乱れ強さ I_u の鉛直プロファイルを図3に示す。平均風速のべき指数は $\alpha=0.21$ であり、建築物荷重指針に示される地表面粗度区分Ⅲの境界層乱流に概ね相当する。風向は、妻面に正対する風向を 0° とし、各面について 360° 分のデータが得られるように、対称性を考慮して 10° ピッチの19風向で測定した。また、実スケールでの評価時間は10分(600sec)とする。本実験では、実スケールでの設計風速を $U_{H_fullscale}=27.8\text{m/s}$ と仮定し、模型高さでの風速を $U_{H_modelscale}=9\text{m/s}$ と設定したため、風速の縮尺率は $\lambda_v \approx 1/3$ となる。これと $\lambda_L=1/100$ より、時間の縮尺率は $\lambda_t \approx 1/32$ であるから、1風向につき測定時間を185秒することで、10分間相当のデータを10組取得した。



(a) 模型寸法と風向

(b) 圧力測定点(立面図)

図2 風洞実験模型(縮尺 1/100)

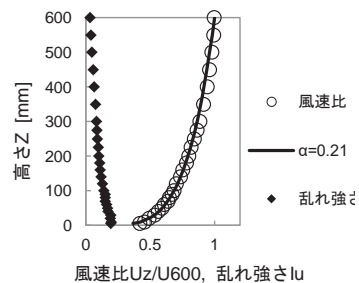


図3 実験気流のプロファイル

4. 実物大動風圧載荷実験

4.1 入力荷重と載荷方法

風洞実験で得られた全測定点の風圧時刻歴の内、ピーク風圧係数の絶対値が大きい点の時刻歴を負圧と正圧の1組ずつ選定し、これを実スケールの風圧時刻歴に換算したものを入力荷重とする。入力荷重の1例として、図4に負圧条件(風向 0° , 桁行面)の風圧時刻歴を示す。

本実験での載荷に用いる、東北大学所有のPLA(Pressure Loading Actuator)を用いた動風圧載荷装置²⁾を写真1に示す。試験体を圧力箱に設置し、ホースを介して圧力箱に接続したPLAによって空気を吸排気することで、圧力を試験体の表面に作用させる。この装置は、計測された圧力箱内の圧力値を用いてフィードバック制御を行い、吸排気量を瞬時に変化させることにより、目標とする入力荷重を精度よく再現することができる。

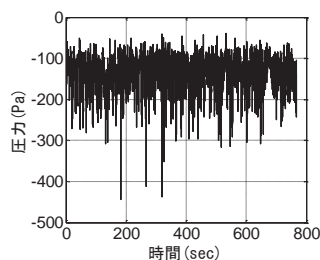


図4 入力荷重(負圧)

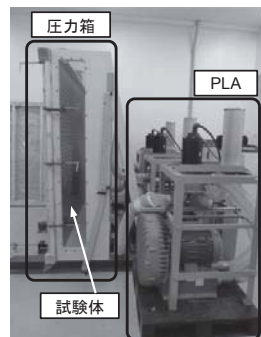


写真1 動風圧載荷装置

4.2 試験体

サイディングは、図5のようにビス止めと嵌合によって胴縁に固定される。そのため、まず嵌合部から通気層への空気の流出入に着目し、嵌合部の隙間での流れのみを生じる単室試験体(図6)を用いた実験を行う。試験体には裏面空間があり、嵌合部以外の隙間はシールされている。実験では、サイディング表面に作用する外圧(圧力箱内の圧力)の変動に伴って変動する裏面空間の内圧を、図6に示す圧力測定点で測定する。

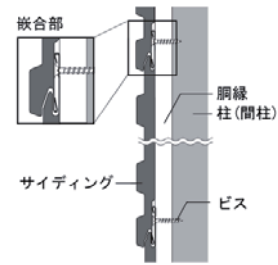


図5 サイディング嵌合部

次に、通気層上下端の開口、通気層内の胴縁間の隙間にも流れが生じるアセンブリ試験体(図7)を用いた実験を行う。アセンブリ試験体のパラメータを表1に示す。サイディングを施工する際、下地である胴縁は、横張りでは縦方向に、縦張りでは横方向に入るが、胴縁間の隙間形状の相違は通気層内の鉛直方向の流れへの抵抗を変化させるため、縦張りとは横張りの試験体を用いる。ただし、縦張りの場合には、鉛直方向の通気を確保するため、一般に横胴縁の長さ2000mm以下の間隔ごとに30mm程度の隙を空けることになっている¹⁾。また、実際の施工現場では、この隙間を空ける代わりに、断面に切欠きを設けた胴縁(以下、切欠き胴縁)が用いられることもある。よって、鉛直方向の隙間の開口率の影響を検討するため、胴縁の切欠きの有無をパラメータに加える。さらに、切欠きのない場合には、胴縁の間隔 C を30mm、60mmと変化させる。

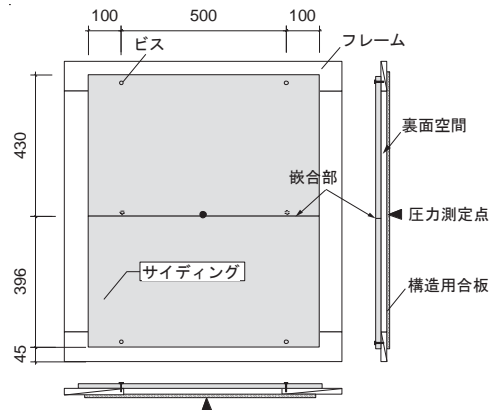


図6 単室試験体

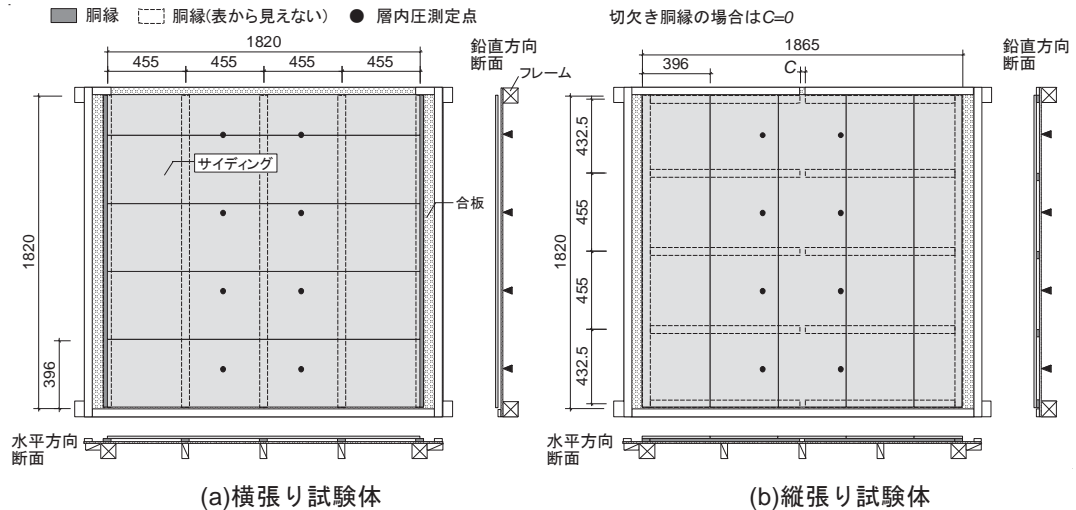


図7 アセンブリ試験体

表 1 アセンブリ試験体のパラメータ

サイディングの張り方			
横張り	縦張り		
	胴縁の切欠き		
	無し	有り	
		胴縁間隔 C	
	30mm	60mm	

また、アセンブリ試験体を用いた実験では、通気層内に鉛直方向の流れを生じさせるために、通気層の下端を圧力箱内(外圧)に開放し、上端を室内(基準圧)に開放する。なお、外圧および層内圧は、室内圧を基準圧としたゲージ圧として測定する。

5. 層内圧シミュレーションにおける通気層のモデル化

5.1 シミュレーション手法

層内圧のシミュレーションには、非定常ベルヌーイ方程式に圧力損失を考慮した Oh et al.³⁾の方法を用いる。まず、通気層内をいくつかの仮想室に分割し、各仮想室の圧力は一様であると仮定する。そして、仮想室 (i, j) の内圧を $P_{i,j}$ 、外圧または隣接する仮想室の内圧を P とし、開口部および仮想室間の流れを層流と仮定すると、 $P_{i,j}$ と P の関係は、式(1)のように表される。

$$\rho l \dot{U} = P_{i,j} - P - \left(\frac{1}{k}\right)^{\frac{1}{n}} \cdot \left(\frac{\rho}{2}\right)^{\frac{1}{2n}} U|U| - \frac{64\nu}{Ud} \cdot \frac{l}{d} \frac{\rho}{2} U|U| \quad (1)$$

ρ : 空気密度 [kg/m³] l : 隙間の深さ [m] U : 流速 [m/sec] ($\dot{}$ は時間微分)

k : 流量係数 [-] n : 流れ指数 [-] ν : 動粘性係数 [m²/sec]

d : 隙間の代表寸法 [m] (通気層の厚さまたは切欠き深さ)

また、仮想室について質量保存則より、式(2)が導かれる。

$$\dot{P} = \frac{\gamma P_0}{V_0} \sum_{m=1}^N k_m A_m U_m \quad (2)$$

γ : 比熱比

P_0 : 大気圧 [Pa]

V_0 : 仮想室の体積 [m³]

A : 開口面積または仮想室間の隙間の断面積 [m²]

N : 仮想室数

ここで、通気層内の水平方向、鉛直方向の流れをそれぞれ x , z 方向流れ、嵌合部を通る外部から通気層への流れを y 方向流れと定義する。まず、各方向の流れに式(1)を適用し、Runge-Kutta 4th order 法により時間刻み Δt ごとの流速変化を計算し、次に、全方向の流速を式(2)に代入することによって得られた圧力変化から、次ステップの仮想室内圧を計算することを繰り返す。

通気層のモデル化のためには、各隙間の圧力損失の程度を表す流れの特性値を設定する必要がある。通気層において外部からの流れまたは通気層内での流れが生じる部分は、①嵌合部の隙間、②通気層上下端の開口、③胴縁間の隙間であるが、嵌合部の有効隙間幅や流れ指数、各隙間の流量係数が不明である。そこで、実物大動風圧実験の試験体を再現したモデルを用いたシミュレーションを行い、層内圧が実験値と近くなるように特性値を決定する。このようにして決定した特性値を用いて、風洞実験模型の壁面全体に設置された通気層を想定したモデルに拡張し、各測定点での外圧時刻歴を入力値としたときの層内圧の時刻歴をシミュレーションする。以下、5.2、5.3 では、各隙間のモデル化の方法について述べる。

5.2 嵌合部のモデル化

まず，流れ指数 n を決定するために，サイディングの前後に差圧を与え，嵌合部を流れる空気の流量を測定した。ここで，隙間の前後に差圧 ΔP が生じたとき，流れ指数 n と流量 Q の間には，式 (3) のような関係がある。流量測定実験の結果を図 8 に示すが， $n=0.65$ とすると，式 (3) で実験結果を概ね近似できる。よって，嵌合部の隙間の流れ指数は，0.65 に決定した。

$$Q = \alpha A \left(\frac{2\Delta P}{\rho} \right)^n \tag{3}$$

Q : 隙間を通過する空気の流量 [m³/h] αA : 等価な隙間面積 [m²]

さらに，嵌合部の隙間は，図 5 のように複雑な形状であるため，矩形状の隙間と同様に流れを計算するために，等価な隙間幅 d_e ，流量係数 k_f を決定する必要がある。そこで，単室試験体の実験を再現した y 方向流れのみを生じる単室モデルとして，嵌合部隙間の流れに (1) 式を適用し， d_e ， k_f を変化させながら外圧から裏面空間を計算した。そして，シミュレーション値と実験結果を概ね一致させる値である $d_e=2$ [mm]， $k_f=0.035$ を嵌合部の隙間の特性値に決定した。

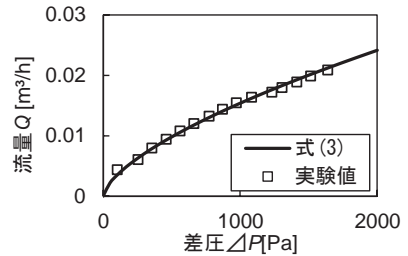


図 8 流量測定実験結果

5.3 通気層内の隙間のモデル化

同様に，通気内の鉛直方向 (z 方向) 流れが通過する隙間のモデル化を行う。アセンブリ試験体を用いた動風圧载荷実験を再現した，4 室モデルを図 9 に示す。図 9 の L_V は仮想室高さであり，層内圧測定点間隔の 455mm とした。 L_H は，縦胴縁間の内法長さであり，横張りでは 410mm，縦張りでは 1755mm となる。各仮想室には， y ， z 方向の流れが生じるものとし， y 方向の流れには 5.2 で求めた隙間の特性値を用い， z 方向の隙間の流量係数を変化させて，実験を再現できる値を検討する。なお，実際には 1 つの室に複数ある嵌合部の隙間は，その総長さ分の開口を 1 か所にまとめた。また，上下端開口部と胴縁間の隙間(または切欠き部)は通気層に対して卓越開口とみなせるため，流れ指数は $n=0.5$ を用いる。また，実験では上端が基準圧に開放されているため，上部は常に 0Pa の空間に開放されているものとして計算を行った。

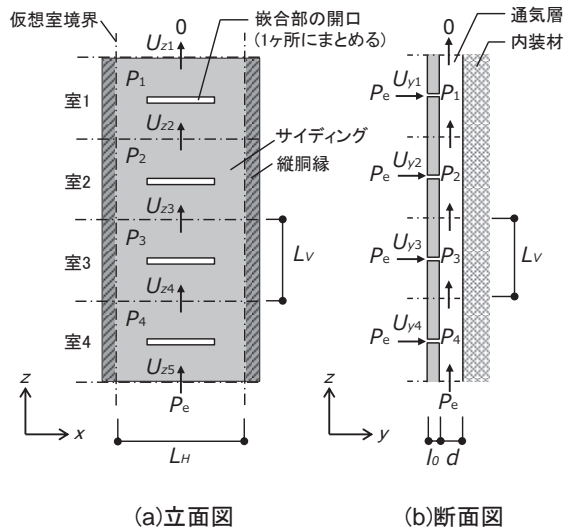


図 9 シミュレーションモデル (4 室モデル)

決定した各条件の流量係数 k_f を表 2 にまとめた。表 2 のように，上端開口，胴縁間，下端開

口のそれぞれに k_z の値を与えることで、実験値の層内圧の波形を概ね再現できた。これらの隙間は開口形状が同様であるが、流れの性状の相違により圧力損失の程度が変わることから、流量係数の値が異なっているものと推測される。

表 2 z 方向流れの流量係数 k_z

	縦張り			横張り
	C=30	C=60	切欠き	
上端開口	0.25	0.25	0.18	0.36
胴縁間	0.90	0.90	0.65	0.90
下端開口	0.40	0.40	0.70	0.30

6. 壁面の層内圧シミュレーション

以上のようにモデル化した通気層を風洞実験の対象建物の壁面全体に配した壁面モデルを作成し、各仮想室には近傍の測定点の外圧値を入力して層内圧を計算する。縦張りモデルの場合には、仮想室間の x 方向流れには圧力損失が生じない ($k_x=1$) と仮定する。なお、通気層の上端が屋外に開放される場合を想定し、最も軒に近い測定点の外圧を上端の圧力として用いる。

次に、シミュレーション結果に基づき、風力についての検討を行う。層内圧 C_{pi} は内装材の負担する風力 $C_{f,interior}$ であり、(外圧)-(層内圧)の力がサイディングの負担する風力 $C_{f,siding}$ となる。外圧と層内圧の変動には位相差が生じ、ピークが同時に発生しないため、外圧と風力のそれぞれに 10 分間中の負と正の最大ピークを求める。そして、外圧の最大ピークが発生する風向において外圧と風力のピーク値の比を取ったものを図 10 に示す。ただし、ピーク値は 10 組のアンサンブル平均で評価した。サイディングにとってクリティカルな荷重は負圧であるが、図 10(a)を見ると、等圧効果によって負の外圧ピークに対して風力が 3 割程度低減されている。一方で、内装材は室内側から固定されるため正圧がクリティカルな荷重となるが、図 10(b)より、内装材に外圧と同程度か外圧を超える正の風力が作用する場合もあり、内装材についても十分な耐風性能の検討が必要であると言える。

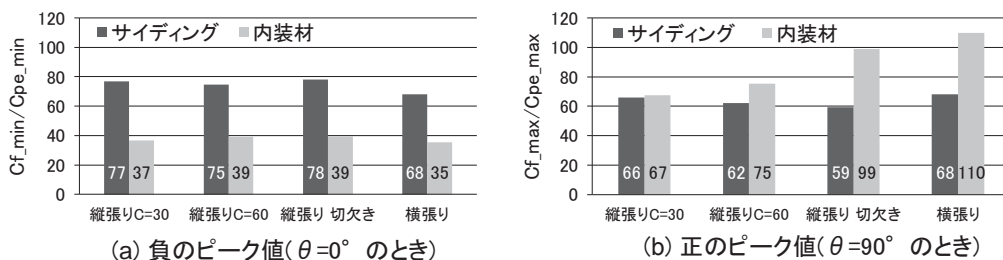


図 10 外圧に対する各部材の負担風力の比 (桁行面)

7. おわりに

本研究では、数値シミュレーションにより壁面に作用する外圧から層内圧を予測し、層内の隙間形状が異なるいくつかの場合について、各部材の負担するピーク風力について検討した。

参考文献

- 1) 日本建築学会：建築工事標準仕様書・同解説 JASS 27 乾式外壁工事，2011。
- 2) ガヴァンスキ 江梨，高橋 麻衣，植松 康，モリソン マリー：実変動風荷重装置の性能評価，日本建築学会技術報告集，21，49，pp.1075-1080，2015。
- 3) Oh et al. : The UWO contribution to the NIST aerodynamic database for wind loads on low buildings: Part3.Internal pressures, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 2007。