論文

通気工法を用いた外壁システムの風荷重評価に関する研究

Evaluation of Wind Loads on Ventilated Exterior Wall Systems

渡部 慶^{*1}

植松 康^{*2}

Kei WATANABE

Yasushi UEMATSU

SUMMARY

Ventilated exterior wall systems are commonly used for low-rise buildings, such as residential houses. Because the net wind force on the external wall is the difference between external pressure and ventilation layer pressure, the load may be reduced due to the effect of pressure equalization. On the other hand, the ventilation layer pressure acts on the internal walls such as drywalls, which is not considered in the conventional wind-resistant design of walls. The present paper discusses this subject based on a wind tunnel experiment of the external pressures as well as on a numerical simulation of the vent-layer pressure. Based on both of the experimental and analytical results, wind force on each member is evaluated and a design guide is proposed for the ventilated exterior wall systems.

key words: Wall, Ventilation layer, Internal pressure, Wind force, Numerical simulation

1. はじめに

本研究では、低層住宅の外壁として広く普及している通気工法を利用した外壁を対象とし、適切な風荷重評価方法について検討する。図1に通気工法による外壁の例を示すが、本論文では外壁を構成するサイディングと胴縁に加えて内装材までを含めた壁全体を「外壁システム」と定義し、外壁システムにおける風荷重を評価する方法を提案する。サイディングの裏に設けられた通気層内の

圧力(以下、「層内圧」と呼ぶ)は外圧分布や隙間の状況に伴って変化する。隙間等により層内圧が外圧に近づくように変化することをここでは「等圧効果」と呼ぶが、サイディングに作用する風力は外圧と層内圧の差であるから、等圧効果によって荷重が低減されることが期待される。一方で、層内圧と室内圧の差で与えられる風力が内装材に作用するが、その荷重の検討は通常行われない。住宅等に多用される石膏ボードなどの内装材には、ほと

*1 国土交通省関東地方整備局(当時 東北大学大学院生)
Kanto Regional Development Bureau

*2 東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻 教授

Professor, Department of Architecture and Building Science, Graduate School of Engineering, Tohoku University

(原稿受理年月日:2018年2月7日,採用決定年月日:2019年1月27日)

んど耐力が見込めず、大きな荷重が作用すると破損の恐れがある。

一般に、外壁の設計ではサイディングが外圧を全て負担すると仮定して行われる。しかし、この方法では等圧効果が考慮されていないため、サイディングの荷重を過大評価することになる一方で、内装材の荷重が考慮されておらず、合理的な設計とは言えない。

通気工法は、壁体内の防湿性向上という環境工学的な観点から開発され普及したものである。そのため、これまで通気性状に関する研究は多く為されているが、等圧効果を考慮した風荷重評価を含め、外壁システムとしての耐風性という観点からの検討は全く為されていない。そこで、本研究では外圧だけでなく層内圧の影響も考慮することで、内装材も含めた外壁システムの風荷重特性を把握し、合理的な風荷重評価方法を検討する。

一般的な通気層の厚さは20mm程度と狭いため、縮尺模型を用いた風洞実験で層内圧を直接測定することはできない。しかし、隙間や開口の形状と開口流れの性状、並びに、隙間や開口位置に作用する外圧の時刻歴が分かれば、通気層内の流れや層内圧をシミュレーションによって把握することは可能である。本研究では、非定常ベルヌーイ方程式を用いたシミュレーション手法を通気層内の流れに適用し、風洞実験で得られた壁面外圧の時刻歴データから層内圧をシミュレートする。通気層のモデル化に当たっては、実物大の通気層の一部を模した試験体に変動外圧を作用させて層内圧を測定する実験(以下、実物大動風圧載荷実験)を行う。これにより外壁の構成部材と壁面に作用する荷重を実状況に近い形で再現し、隙間・開口の流体力学的特性を求めることができる。そして、風洞実験による多点外圧データとシミュレーションによる層内圧データを組み合わせて風力を計算し、その特性を把握することで、外壁システムの風荷重評価方法について検討する。なお、本研究の検討対象は国内で広く普及が進んでいる金属サイディングとするが、窯業系などの他素材のサイディングでも同様の施工方法であれば本研究の結果を適用することは可能である。

2. 壁面外圧測定実験

本論文では、低層住宅を模した模型を用いて風洞実験を行い、壁面に作用する外圧を測定する。この外圧時刻歴を、実変動風圧載荷実験の入力荷重の作成に用いるとともに、壁面全体の層内圧をシミュレーションする際の入力値とする。対象とする建物は図2および図3に示す切妻型軒付き低層建物である。低層住宅を想定して軒付

図1 通気工法外壁の例

Fig. 1 An example of ventilated exterior wall system

図2 実験模型と風向の定義 (unit: mm)

Fig. 2 Experimental model for pressure measurements and definition of wind direction in the wind-tunnel experiment

図3 圧力測定孔配置(単位: mm)

Fig.3 Layout of pressure taps on the model

きのモデルとし、軒高は 6m、平面辺長比は 1 とする。屋根勾配は一般的な住宅の屋根勾配である 4 寸勾配(約 22°)、軒の出は 0.6m とする。図 3 に示すように桁行壁面に 60 点、妻面に 72 点の外圧測定孔が設けられており、風洞実験では壁面に作用する外圧を全点同時測定する。

実験気流は、日本建築学会・建築物荷重指針¹⁾に示される地表面粗度区分Ⅲに概ね相当する境界層乱流である。風向 θ は、妻面に正対する風向を 0° とし、模型の対称性を考慮して桁行面については $-90^\circ \sim 90^\circ$ 、妻面については $0^\circ \sim 180^\circ$ の範囲において 10° ピッチで変化させる。風圧測定のサンプリング周波数は 800Hz とし、実時間で 10 分間相当のデータを各ケース 10 組取得する。なお、チュービング補正は、計測システムの周波数応答関数を用いて周波数領域で行う。

3. 実物大動風圧载荷実験

3. 1 実験方法の概要

本研究では、実物大の通気層の一部を模した試験体に変動外圧を作用させて層内圧を測定する。そして、本実験データを用いて 4 章の数値シミュレーションモデルに与える適切な隙間の特性値を決定する。通気層の詳細図を図 4 に示す。通気層内で流れが生じる箇所として、①サイディング嵌合部の隙間、②胴縁間の開口、③上下端の開口の 3 箇所がある。本実験では、それぞれの流れの挙動を表すパラメータ値を適切に定めるため、嵌合部の隙間流れのみが生じる単室試験体、嵌合部と通気層の上下端および胴縁間に流れが生じるアセンブリ試験体の 2 種類の試験体を用いる。

また、本実験で用いる変動外圧は、風洞実験で負の最大ピーク風圧が発生した風向 $\theta = 0^\circ$ において、正または負のピーク外圧の発生した外圧測定点での風圧の時刻歴を、設計風速 15m/s、模型の幾何学的縮尺率 1/100 を用いて実スケールに換算したものを用いる。図 5 には、負のピー

ク風圧を含む変動風圧時刻歴の入力荷重を示す。なお、本実験では载荷する変動外圧と変動内圧の関係を測定することを目的とするため、試験体面積に対する風圧の面平均操作は行っていない。変動風圧の载荷には Pressure Loading Actuator (PLA)²⁾ を利用した圧力箱方式の動風圧载荷装置を用いる。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、圧力を試験体表面に作用させる。この装置では、計測された圧力箱内の圧力値が目標とする入力荷重の圧力値に合うように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、高い追従性をもって目標とする変動風圧を再現する。なお、PLA で十分に再現ができない高周波成分を取り除くため、入力荷重にはカットオフ周波数 5.0Hz のデジタルローパスフィルタをかけている。また、層内圧の測定には内径 6mm のビニルチューブに接続した圧力変換器を用いる。使用したチュービング系の周波数応答関数は 5.0Hz 以下の範囲ではほとんど出力への影響がないため、チュービング補正は行っていない。

なお、勘合部の隙間は通気層上下端の開部口に比べて非常に小さいことから、本論文では嵌合の隙間形状が変化することによる影響は無視する。そのため、本実験の荷重はサイディングに大きな変形が生じない風圧レベルに設定している。

図 5 作成した入力荷重(負圧の場合)

Fig.5 A pressure trace for suction loading

3. 2 単室試験体を用いた実験

まず、嵌合部の隙間での流れの再現に着目し、サイディングの裏に厚さ 18mm の裏面空間をもつ単室試験体(図 6)を用いた実験を行う。試験体のサイディング周囲のフレームとの隙間は変性シリコーン系コーキング材でシールされており、嵌合部以外から空気の漏れはない。実験では、サイディング表面に作用する外圧の変動に伴って変動する裏面空間の内圧は、図 6 に示す圧力測定孔に導圧チューブと圧力変換器を取り付け、実験室内の圧力を基準にしたゲージ圧として測定する。サンプリング

図 4 通気層の詳細図

Fig.4 Details of ventilation layer

周波数は200Hzである。また、嵌合部の隙間量が施工によりばらつく可能性があるため、2体の試験体を用いて実験を行う。

図6 単室試験体(単位 mm)

Fig.6 Details of single-room model specimen

3. 3 アセンブリ試験体を用いた実験

通気層上下端の開口と胴縁間の開口に生じる流れの再現に着目し、実際の施工方法³⁾により通気層の一部を再現したアセンブリ試験体(図7)を用いた実験を行う。胴縁は、サイディングメーカーの施工基準³⁾の最小の断面寸法を満たす18mm×45mmの断面の木材とする。また、圧力測定は単室試験体の場合と同様の方法で行い、図7に示すLine1~4の高さに2点ずつ設けた合計8点の測定孔で行う。また、通気層の下端は圧力箱内に、上端は圧力箱外(実験室内の圧力は基準圧0Paとする)に開放する。

本実験では、通気層内の開口率や開口形状の影響を把握するため、表1に示すようにパラメータを変化させた4種類の試験体を1体ずつ用いて実験を行う。図7に示すようにサイディングの張り方は横張りと縦張りの2種類とし、下地である胴縁の向きによって異なる通気層内の開口形状の影響について検討する。さらに、縦張りの場合は、図7(a)に示す横胴縁間の隙間Cを30mmおよび60mmとした場合と、図8のように断面に切欠き(9mm×50mm@150mm)を設けた胴縁(以下、切欠き胴縁)を用いた場合の3パターンとする。切欠きの形状等は一般に流通している胴縁の形状を参考にした。なお、サイディングと胴縁との隙間は胴縁間の隙間に対して小さいため無視し、通気層内開口面積は胴縁間の隙間面積と等しいものとする。

(a) 縦張り試験体

(b) 横張り試験体

図7 アセンブリ試験体(単位 mm)

Fig.7 Details of assembled wall specimen

表1 アセンブリ試験体のパラメータ

Table.1 Parameters of the assembled wall specimens

試験体	サイディングの張り方	胴縁の切欠き	胴縁間隔 [mm]	通気層内開口面積 [mm ²]
V-C30		無し	30	540
V-C60	縦張り	無し	60	1080
V-AH		有り	0	5260
H	横張り	-	410	7380

図8 切欠き胴縁の断面図

Fig.8 Cross section of cut-out furring strip

4. 層内圧シミュレーションモデル

4. 1 シミュレーション手法

層内圧の計算には、非定常ベルヌーイ方程式に圧力損失を考慮した Oh et al. ⁴⁾ 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。いま、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。

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

ここに、 ρ ：空気密度[kg/m³]、 l ：隙間の深さ[m]、 U ：流速[m/sec]、 k ：流量係数、 n ：流れ指数(=0.5~1.0)、 d ：隙間の代表寸法[m]、 ν ：動粘性係数[m²/sec] (20℃の空気では、 $\nu=1.512 \times 10^{-5}$)である。

また、質量保存則より、各仮想室の内圧変化は式(2)のように表される。ここに、 γ ：比熱比(=1.4)、 A ：隙間の断面積[m²]、 N ：仮想室数である。

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

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。各方向の流れに式(1)を適用して隙間や開口を通過する流速を 4 次 Runge-Kutta 法および Euler 法によって計算する。次に、式(2)で仮想室への空気の流入の釣り合いを考慮することにより、ある時刻における内圧を求めることができる。さらに、全ての仮想室の流れにこれらの式を適用し、それらを連立させて解くことによって風洞実験による各点の外圧データを入力値として層内圧時刻歴を求める。

4. 2 通気層の流れ性状のモデル化

(1) y 方向流れ(嵌合部の隙間流れ)のモデル化

通気層のもつ開口または仮想室間の各隙間における圧力損失をモデル化する。まず、嵌合部の隙間の特性値の

うち不明なものは、流れ指数 n 、等価な隙間幅 d_e 、流量係数 k_y である。

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。

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

ここに、 Q ：隙間を通過する空気の流量[m³/h]、 αA ：等価な隙間面積[m²]である。この関係を用いて嵌合部の隙間の流れ指数 n を算定するため、サイディングの前後に差圧を与え、流量計を用いて嵌合部を流れる空気の通気量を測定する実験を行った。流量測定実験の結果を図 9 に示すが、 $n_y=0.65$ のとき式(3)で実験結果を概ね近似できるため、嵌合部の隙間の流れ指数 n_y は 0.65 とする。

次に、単室試験体の実験を再現した y 方向流れのみを生じる 1 室モデルとして、嵌合部隙間の流れに式(1)を適用し、実験の外圧時刻歴から裏面空間の圧力を計算した。 d_e 、 k_y を変化させながらシミュレーションを行い、シミュレーションによる裏面空間の圧力が実験結果と一致するような値の組み合わせとして、 $d_e=2$ [mm]、 $k_y=0.035$ を嵌合部の隙間流れの幅および流量係数に決定した。

図9 嵌合部の通気量測定結果

Fig.9 Air flow rate vs. differential pressure

(2) z 方向流れ(通気層内の鉛直方向流れ)のモデル化

(1)と同様、アセンブリ試験体の通気層の体積と開口面積を考慮した 4 室モデルを用いてシミュレーションを行った。4 室モデルの概念図を図 10 に示す。 L_V は仮想室高さであり、層内圧測定点間隔 455mm とする。 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。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 4. 2 (1) で求めた隙間の特性値を用い、 z 方向流れの流量係数を変化させて実験を再現できる適当な値を

決定する。 z 方向流れが生じる箇所である上端開口、胴縁間、下端開口では、それぞれ流れ性状が異なっている

図 10 4 室モデルの概念図

Fig.10 Schematic illustration of a 4-room analysis model

と予想されるため、各箇所の流量係数を k_{z1} , k_{z2} , k_{z3} とし、適当な組み合わせを検討する。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 $n=0.5$ とする。

図 11 に実験とシミュレーションによる内圧係数時刻歴の例を示す。流量係数の値を変化させながらシミュレーションを行い、適当な値を与えることにより実験で得られた層内圧の波形を概ね再現することができた。これにより決定した流量係数の値を表 2 に示す。

図 11 内圧係数時刻歴 (解析ケース: V-AH)

Fig.11 Time history of internal pressure coefficient

表 2 通気層の隙間および開口の流量係数

Table.2 Discharge coefficients of leakages

ケース	通気層の仕様	x 方向	y 方向	z 方向		
		k_x	k_y	k_{z1}	k_{z2}	k_{z3}
V-C30	縦張り / C=30mm	1.0	0.035	0.25	0.9	0.4
V-C60	縦張り / C=60mm			0.25	0.9	0.4
V-AH	縦張り / 切欠き胴縁			0.18	0.65	0.7
H	横張り	-	-	0.36	0.9	0.3

5. 壁面モデルを用いた層内圧シミュレーション

5. 1 解析ケース

次に、風洞実験で対象とした建物の壁面全体に縦張りまたは横張りの胴縁およびサイディングを割り付け、4 室モデルと同様の方法で仮想室分割を行った壁面モデルを作成する。各仮想室に近傍の測定点の外圧値を入力値として与え、風洞実験で測定した全風向について層内圧のシミュレーションを行う。なお、通気層下端の開口にはその位置の外圧を作用させる。

解析ケースは表 1 に示す通気層の仕様と図 12 に示す上端圧力状態を組み合わせた 16 ケースであり、「屋外開放」の場合には、壁面上端部の外圧を上端に作用させる。また、小屋裏内圧は換気口に作用する圧力によって決まるが、小屋裏空間の体積は換気口からの空気の流れに比べてかなり大きいので、時間的変動はわずかであり、通気口付近の圧力と釣り合っているとみなせる。よって、「小屋裏開放」の場合には小屋裏内圧の変動を無視し、軒下換気、妻面換気、軒下妻面併用換気の 3 パターンの換気方式について壁面の換気口位置(軒下換気の場合は桁行面の軒下、妻面換気の場合は屋根上端部付近)に近い測定点の外圧を時間平均した値を風向ごとに求める。それを時間変動のない一定値として通気層上端の圧力値として与えて計算を行う。

図 12 通気層の上端圧力状態のパラメータ

Fig.12 Conditions of top opening of ventilated layer

5. 2 シミュレーション結果

外装材の設計においては評価時間内での風力の最大(正)および最小(負)ピーク値が重要となるため、各部材が負担するピーク風力の性状について検討する。ここでは、外圧と層内圧の差をサイディングに作用する風力と定義する。内装材の風力は層内圧と室内圧の差と定義するが、本研究では室内圧測定を行っていないので、外圧と層内圧の関係を単純に絶対値の大きさと比較できるようにするため室内圧を0と仮定し、内装材の風力は層内圧に等しいものとする。なお、サイディングと内装材に作用する風力の関係を明らかにすることが目的であるため、ピーク値は移動平均操作を行っていない10組の時刻歴データから得られた値のアンサンブル平均で評価する。

まず、サイディングにとってクリティカルな荷重となる負のピーク風力に着目する。図13に桁行面に作用する負のピーク外圧係数 $C_{pe,min}$ およびピーク風力係数 $C_{f,min}$ の風向による変化を示す。全風向中最大となるピーク値の発生風向は、外圧では 0° であるのに対し、風力では 20° である。 0° と 20° の場合の負のピーク外圧係数の分布を図14に、平均外圧係数分布を図15に示す。2つの風向での最大のピーク外圧の発生位置はほぼ一致するが、 0° のときの方が大きな負圧が広範囲に分布している。これは角部における流れの剥離の影響であると考えられる。一方、図16のシミュレーションによる平均層内圧係数の分布(V-C30-exの場合)を見ると、層内圧は外圧分布を空間平均したような値となっており、 0° の方が 20° のときよりも絶対値が大きい。層内圧は外圧を相殺するように作用するので、 0° の方が風力の低減効果が大きくなる。以上より、ピーク外圧とサイディングのピーク風力は必ずしも同じ風向で発生しないため、等圧効果を考慮したピーク風力の外圧に対する低減係数を決定する場合には、全風向中のピーク外圧とピーク風力の差を求める必要があると言える。

次に、正のピーク風力に着目する。内装材は室内側から柱・梁等に留付けられるため、正の層内圧がクリティカルな荷重となる。図17には層内圧係数、外圧係数および風力係数の正のピーク値と風向の関係を示す。屋外開放の場合(図17(a))を見ると、外圧に比べてサイディングに作用する風力が低減されている一方で、外圧の60~100%の風力が内装材に作用している。また、通気層仕様によっても有意な差がみられ、通気層内の開口率が大きいほど内装材に大きなピーク風力が作用している。横張り仕様では層内圧が外圧を超えているが、これは通気層内の空気の共鳴により層内圧が増幅された

$\times C_{pe}$ $\circ C_{f,V-C30}$ $\diamond C_{f,V-C60}$ $\square C_{f,V-AH}$ $\triangle C_{f,H}$

白抜き記号：内装材の風力、黒塗り記号：サイディングの風力

(a) 屋外解放(ex)の場合

(b) 小屋裏解放・軒下換気(at-e)の場合

図13 負のピーク外圧係数・風力係数の風向変化(桁行面の場合)

Fig.13 Negative peak pressure and wind force coefficients plotted against wind direction (side wall)

図14 負のピーク外圧係数分布(桁行面)

Fig.14 Negative peak external pressure coefficients (side wall)

図15 平均外圧係数分布(桁行面)

Fig. 15 Averaged external pressure coefficient (side wall)

図 16 シミュレーションによる平均層内圧係数分布(解析ケース:V-C30-ex/桁行面)

Fig.16 Averaged internal pressure of ventilated layers obtained on side wall by simulation (case: V-C30-ex)

× C_{pe} ○● C_{fi} :V-C30 ◇◆ C_{fi} :V-C60 □■ C_{fi} :V-AH ▲△ C_{fi} :H
白抜き記号：内装材の風力、黒塗り記号：サイディングの風力

(a) 屋外解放(ex)の場合

(b) 小屋裏解放・軒下換気(at-e)の場合

図 17 正のピーク内外圧係数・風力係数の風向変化(桁行面の場合)

Fig.17 Positive peak pressure coefficients plotted against wind direction (side wall)

影響で外圧を超える大きなピークが発生したためであると考えられる。図 18 には正のピーク外圧が発生した風向 $\theta=80^\circ$ のときの桁行面の測定点 p1~p3 (図 3 を参照) における外圧と内圧のパワースペクトル密度を示す。特に横張りの場合(図 18(c))には、外圧に見られない大きなピークが見られ、通気層内空気の共鳴の影響が大きくなったと推測される。なお、この現象は実物大動風圧実験で

正圧を载荷した場合にも発生することを確認している。また、小屋裏開放の場合には、換気方式に依らずほぼ同じ傾向を示したため、図 17(b)には軒下換気の場合を示すが、サイディングにはピーク外圧と同程度の荷重が風力として作用する。一方、内装材のピークは外圧の 35~50%程度であり、屋外開放の場合よりも内装材の負担がかなり低減されることが分かった。

(a) 外圧(風洞実験)

(b) 層内圧(シミュレーション, 解析ケース: V-C30-ex)

(c) 層内圧(シミュレーション, 解析ケース: H-ex)

図 18 変動風圧のパワースペクトル密度(桁行面, 風向 $\theta=80^\circ$)

Fig.18 Power spectra of external and internal pressure fluctuation (side wall, $\theta=80^\circ$)

6. 等圧効果を考慮した風荷重評価方法に関する提案

5. 2ではシミュレーション結果より、ピーク外圧とサイディングおよび内装材のそれぞれに作用するピーク風力の関係から、風力低減に影響の大きい因子について考察した。通気層の仕様によっては、荷重を負担する部材や負担する風力の大きさが外圧に対して低減されたり、従来風荷重を想定していない部材にも大きな風力が作用したりする場合もある。そのため、通気層の仕様に応じて風力を負担する部材が異なることを考慮して風荷重評価を行い、適切に設計を行う必要がある。

以上のような検討結果を踏まえ、表3に示す通気工法による等圧効果を考慮した外壁システムの風荷重評価方法と耐風設計の考え方を提案する。負のピーク風力は、サイディングが負担しているが、等圧効果によって荷重の大きさは外圧よりも低減される。一方、正のピーク風力については、通気層上端の開放状態によって大きなピーク風圧を負担する部材が異なるため、屋外解放と小屋裏解放の場合に分けている。屋外開放とする場合には、内装材の負担するピーク風力が大きく、さらに通気層内の開口率が大きくなるほど、すなわち胴縁間隔が広くなるほど増大するため、通気層の仕様に応じて内装材に求められる耐力の大きさが変わること配慮した設計が必要である。

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。一般に、通気層の部材構成は建物の建設地・規模によって要求される防耐火性能や断熱仕様の選定によって決定されているが、外壁の強風被害を避けるためには、各部材が負担する風力を適切に評価し、通気層仕様と使用する部材を決定することで合理的な耐風設計を行う必要がある。今後、本手法を応用し、意図的に通気層の開口率を増やして風力低減効果を高める方法で外壁の耐風性能を向上させる検討を行うことなども期待される。

謝辞

本研究は、平成28～29年度科学研究費補助金(挑戦的萌芽研究)「等圧効果による風力低減と荷重再配分を利用した高耐風外壁システムの開発」(研究代表者・植松康)によるものである。

本研究を進めるにあたっては、アイジー工業(株)から試験体用のサイディングの提供や工法に関する情報提供をいただいた。ここに記して謝意を示す。

表3 通気工法による外壁システムの風荷重評価方法と耐風設計の考え方

Table 3 A method of evaluation of wind loads on ventilated exterior wall systems

	屋外開放とする場合	小屋裏開放とする場合
負のピーク風力	【サイディング】 <ul style="list-style-type: none"> サイディングが負担するピーク風力は外圧ピークより低減している。 ただし、外圧とサイディング風力のピークは必ずしも同じ風向で発生しないため、外圧ピークの発生風向以外の風力についても検討を行ってピークの低減係数を算出する必要がある。 【内装材】 <ul style="list-style-type: none"> 内装材には大きな風力は作用しない。 	
正のピーク風力	【サイディング】 <ul style="list-style-type: none"> サイディングのピーク風力は、ピーク外圧の風向発生で求めた低減係数を用いて低減できる。 【内装材】 <ul style="list-style-type: none"> 内装材のピーク風力は通気層内の開口率が大きくなるほど増加するため、通気層の仕様と使用する内装材の組み合わせへの配慮が必要である。 	【サイディング】 <ul style="list-style-type: none"> サイディングはピーク外圧と同等の風力を負担する。 【内装材】 <ul style="list-style-type: none"> 内装材に作用する風力はピーク外圧より軽減されるものの、通気層内の開口率によっては荷重が大きくなる場合もある。

参考文献

- 1) 日本建築学会, 建築物荷重指針・同解説(2015), 2015.
- 2) ガヴァンスキ 江梨, 高橋 麻衣, 植松 康, モリソン マリー, 実変動風荷重載荷装置の性能評価, 日本建築学会技術報告集, 21, 49, pp.1075-1080, 2015.
- 3) アイジー工業株式会社, アイジーサイディング施工説明書 新築用 2017年9月版, 2017.
- 4) Jeong Hee Oh, Gregory A. Kopp, Diana R. Inculet, “The UWO contribution to the NIST aerodynamic database for wind loads on low buildings: Part3.Internal pressures”, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics Vol.95, pp.755-779, 2007.