

住宅外壁の耐風圧性能評価法の提案

— 実変動風圧シミュレータとアセンブリ試験体による試験 —

主査 ガヴァンスキ 江梨^{*1}

委員 植松 康^{*2}, 奥田 泰雄^{*3}, 西村 宏明^{*4}

強風災害で頻繁に被害を被る箇所として住宅壁面外装材が挙げられ、これは壁面の特に耐力の検討不足がこの要因の一つであると考えられる。よって本研究では簡便で合理的な外壁システムの耐風性能評価法を確立することで、住宅の壁面システム被害低減を目指した。実際に使用されている壁システムを再現した試験体に対して、強風により建物表面に作用する、不規則に変動する風荷重を作用させる実物大破壊試験を行った結果を基に、より統計的に信頼できる耐力の算定と簡便な試験法の提案を目指した。結果、実物大破壊試験に加えて追加の実験を行う必要性が明確となり、本報告書では現時点までの研究成果と本研究の目的を達成するまでの今後の予定に関して報告する。

キーワード : 1) 外装材, 2) 外壁, 3) 強風, 4) 実変動風荷重, 5) 住宅, 6) 耐力

WIND RESISTANCE EVALUATION METHOD FOR WALL CLADDING OF RESIDENTIAL HOUSES

— Experimental investigation using simulated realistic wind loads and assembled specimens —

Ch. Eri Gavanski

Mem. Yasushi Uematsu, Yasuo Okuda, and Hiroaki Nishimura

Wall cladding materials on residential buildings are one of the most frequently damaged structural components during severe wind events. In order to mitigate this damage, the current study aims to suggest a wind resistance evaluation method of such wall components. In order to achieve this purpose, it was necessary to carry out full-scale breakage tests where dynamic fluctuating wind loadings were applied on the assembled specimens consisted from multiple components actually used in the residential building wall system. In this report, full-scale breakage testing devices specifically designed for the present research, test results from full-scale breakage test and the research plan in order to achieve the original objective of this research are mainly summarized.

1. はじめに

図 1-1 に示すように台風や竜巻等の強風災害における建築物被害を見ると、外壁の剥離など建築物外装材被害が非常に多い^{*1)}。また、外装材は風圧によって破壊し、飛散物となることで、風圧では破損しなかった他の建築物への二次被害を引き起こすことも多い^{*2)}ため、外装材被害は軽視するべきではない。このような強風による被害を低減するには、外装材に作用する荷重と耐力の両方を検討する必要がある。荷重に関しては建築基準法などにおいて、ある程度定められているが、耐力に関しては、適切な耐風圧性能を評価する手法が確立されておらず、これが大きな原因である^{*3)}と考える。

外装材の耐力については、建築基準法施行令において、耐風性能に関する記述があり、さらに外壁パネルの耐風性能を求める試験方法として JIS A 1515 が定められている。しかし、法整備はなされていても、実変動風圧を再現することが技術的に困難であったため、実際の風荷重のように不規則に変動する荷重ではなく、簡易化された荷重(漸増荷重や段階式荷重など)が試験に用いられてきた。しかし簡易化された荷重の基で計測された耐力が実際の風荷重下に

おいて期待できるのかは不明である。更に外壁は図 1-2 に示すように様々な部材で構成されているにも関わらず、外装材個別の要素試験を行っており、各外装材への荷重の再配分などは考慮されていない。よって現在の試験方法は必ずしも適切な方法であると言えない。

以上の背景を踏まえ、簡便で合理的な外壁システムの耐風性能評価法の確立を本研究の最終目的とする。この目的達成のためには、図 1-3 に示すような手順で研究を行う。まず実物大破壊実験で用いる入力荷重時刻歴作成のために、低層建物外装材に作用する風圧時刻歴取得を目的とした風洞実験を計画・実施する。同時に、実際の強風被害調査や施工状況から国内で使用されている外壁システムの構成を調査し、今回の研究で対象とする外壁システム・試験体寸法を決定する。決定した寸法での外壁システムを再現したアセンブリ試験体を用いて実物大破壊試験を行うための試験環境整備を行う。この際、実際に外壁システムに作用する風圧力と同様の時々刻々と変動する風圧力(以降、実変動風荷重と称する)を再現できる載荷装置を製作し、この性能試験を行う。この性能試験には、風洞実験で得られ

^{*1)} 東北大学大学院工学研究科都市建築学専攻 助教

^{*2)} 東北大学大学院工学研究科都市建築学専攻 教授

^{*3)} 国土交通省国土技術政策総合研究所 危機管理技術研究センター 建築災害対策研究官

^{*4)} 京都大学大学院防災研究所 研究員

た壁面に作用する風圧時刻歴を用いて作成する。またこの時刻歴はアセンブリ試験体を用いた実物大破壊試験で使用する入力荷重の作成にも用いる。作成した実変動風荷重を実物大アセンブリ試験体に載荷し、外壁システムの耐力算定・破壊に至るまでの挙動の把握を行う。こうして得られた実物大破壊試験の結果を基に、適切な外壁システムの耐風性能評価法の提案を行う。



図1-1: 強風による低層建物壁面外装材被害(左: 2005年台風18号, 右: 2012年つくば市で発生した竜巻)

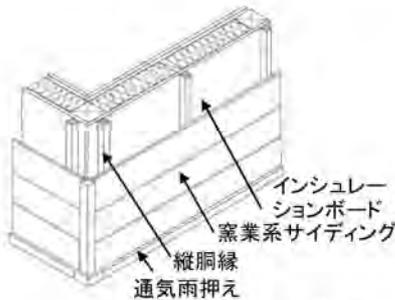


図1-2: 壁材の構成例(乾式工法)

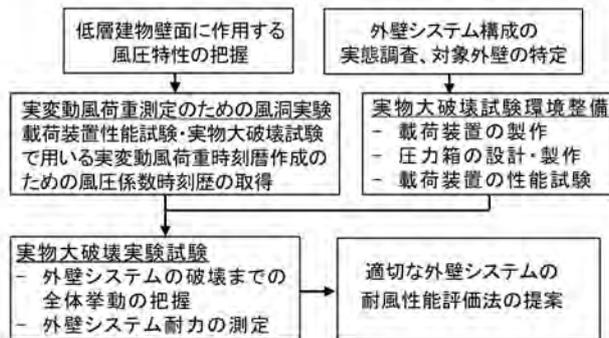


図1-3: 研究の流れ

2. 低層建物壁面に作用する風圧性状の把握

住宅を含む低層建物壁面に作用する風圧性状の把握を行った。これは既往の研究において低層建物の壁面に作用する風圧性状の検討が十分に行われておらず、そして今後行う風洞実験にて再現する模型や測定部位などを限定することを目的として行った。

2.1 実験データ

本検討においてはアメリカの国立標準技術研究所

(NIST)のデータベースにある、表2-1に示す13模型(すべて平面形状は38.1m×24.4m(実寸))に対して行われた風洞実験結果²⁾を用いて解析を行った。すべての模型は縮尺100分の1で、表2-1にあるef2モデルを基本モデルとし、その他のモデルは屋根勾配($\beta=1^\circ\sim 27^\circ$)、軒高さ($h_{eave}=4.9\text{m}\sim 12.2\text{m}$)の影響を考察できるように選定した。

表2-1: 選定した国立標準技術研究所データベースの風洞実験模型概要

	軒高さ h_{eave} (m)	屋根平均高さ h_{mean} (m)	屋根勾配(β)	風向(θ)
ee2	4.9	5.4	5°	180°-360°
ef2	7.3	7.8		
eg2	9.8	10.3		
eh2	12.2	12.7		
m12	4.9	6.4	14°	
m22	7.3	8.8		
m32	9.8	11.3		
m42	12.2	13.7		
y12	3.7	6.7	27°	5°-90°, 270°-360°
y22	5.5	8.5		
y32	7.3	10.4		
y42	12.2	15.2		
ik2	7.3	7.4	1°	

2.2 解析結果

すべての風洞実験結果を用いて、妻面・桁行面それぞれにおける、全風向中の最大ピーク風圧係数を正・負両方に対して検討したところ、負圧の方が大きな絶対値を含むピークを発生させた。よって負圧の結果のみ、ここでは考察する。その他詳細は²⁾を参照されたい。

図2-1は基本模型(ef2)の妻面・桁行面における、全風向中の負の最大ピーク風圧係数(\dot{C}_p)の分布を示す。 \dot{C}_p はピーク評価時間が実風で10分相当の5組のアンサンブル平均で求めた。図中における+は圧力測定孔位置を示す。壁面に正対する風向の場合、風上隅角部において形成された渦の影響による大きな $|\dot{C}_p|$ が風向と平行する壁面端部に見られ、この値は地面付近ほど大きくなる。壁面端部において瞬間的に大きな $|\dot{C}_p|$ が発生した時点前後における、 $|\dot{C}_p|$ の分布形状の時間変化を確認したところ、これは奥田と谷池⁴⁾が高層建物を対象として行った風洞実験において観察した、風上隅角部の低い位置に形成した逆円錐渦と同様の渦と考えられる。加えて大きな負圧の発生する壁面端部領域の幅は屋根勾配と軒高さに応じて広がるが、風圧係数の値は軒高さに応じてのみ大きくなるのがわかった。

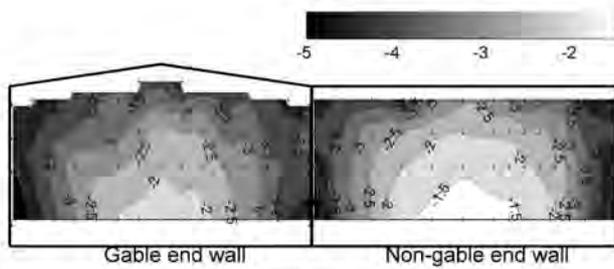


図 2-1: e12 における負の最大ピーク C_p 分布

3. 研究対象壁面外壁の選定

研究対象決定のために、近年発生した強風災害時の低層建物外壁被害件数を、著者らが実際に行った被害調査の結果から算定した。対象とした強風災害は 2012 年茨城県つくば市で起きた竜巻と 2013 年埼玉県などで起きた竜巻である。図 3-1 に示す結果よりいずれの竜巻においても、湿式工法の建物に比べ、乾式工法の建物被害の方が多くなっている。2010 年に矢野経済研究所より発表された「外装材市場に関する調査結果 2010」^{*)}によると 2009 年度の戸建住宅用外装材面積(新築用とリフォーム用)における素材別のシェアは、窯業系サイディングが 72.4%で圧倒的に高く、金属サイディングのシェアは 9.0%である。しかし、図 3-1 を見ると、金属サイディングの被害も窯業系サイディングと同程度であるため、無視できないことがわかる。また、前述の「外装材市場に関する調査結果 2010」^{*)}によると戸建住宅のリフォーム用における素材別シェアでは、金属サイディングのシェアが最も高く、2009 年度では 40.1%を占めていることから、今後は金属サイディングを用いた外壁が増えていくことが予想される。よって本研究ではまず金属サイディングを対象とすることにした。

また、金属サイディング壁面の破壊形態としては 1) 留め具引抜破壊、2) 頭抜け破壊、3) サイディング嵌合部はずれ破壊の 3 種類が見受けられた(詳細は 7. 8 章で説明)。

4. 風洞実験

実物大破壊試験(結果は 6 章)で用いる実変動風荷重時刻歴の作成に必要な建物壁面に作用する風圧係数時刻歴算定のため、風洞実験を行った^{*)}。住宅模型の形状、寸法及び実験風向 θ を図 4-1 及び表 4-1 に示す。屋根勾配 β を 10° と 20° の 2 種類、辺長比を 1, 2 とした計 4 種類の模型(模型の縮尺率 λ_L は 1/100)を用いた。2 章での検討より低層建築物の桁行面隅角部(図 4-1 斜線部)に絶対値の大きな負の風圧係数が生じることが判明したため、この領域内に構造用合板 1 枚分(910mm×1820mm)を 1 ユニットとし 6 ユニット分の測定孔を設け、風圧の多点同時測定を行った。文 3)で用いられた計算方法を用いて、910mm×1820mm の面積に対する面平均風圧係数 C_{pA} の時刻歴を計算し、負のピーク面平均風圧係数 \hat{C}_{pA} を各模型の各ユニット・風

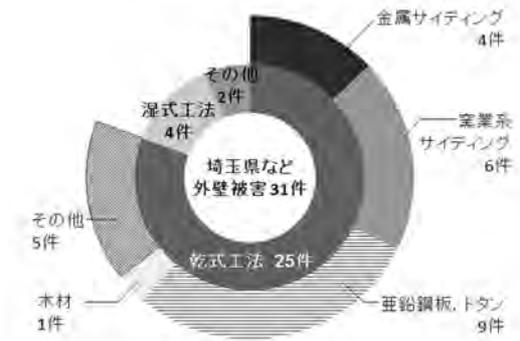


図 3-1: 強風災害における壁面被害を受けたサイディングの種類

向に対して求めた。結果、モデル 1、 $\theta=10^\circ$ のときに絶対値が最大となる負の \hat{C}_{pA} が発生し、この場合の C_{pA} 時刻歴を用いて実変動風荷重時刻歴 $p(t)$ を式(1)より求めた。

$$p(t) = 0.5 * \rho * C_{pA}(t) * V_f^2 \quad (1)$$

ここで、 ρ は空気密度(1.2kg/m³)、 V_f は実物大スケールにおける設計風速で、日本建築学会建築物荷重指針・同解説^{*)}(以下荷重指針と称する)の基本風速 U_0 を基に設定する。 $p(t)$ を載荷しても試験体が破壊しなかった場合は、 U_0 を 1~2m/s ずつ上げて再度 $p(t)$ を作成し、再び載荷という過程を破壊に至るまで繰り返した。図 4-2 に試験で用いた実変動風荷重時刻歴を示す。図中における時刻歴の濃淡(黒・灰色)の変化が U_0 の変化に対応している。

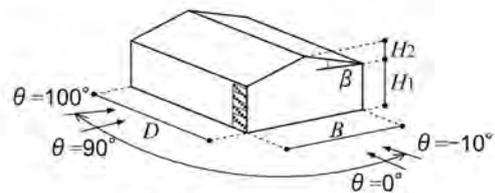


図 4-1: 実験模型および風向

表 4-1: 実験模型寸法(実寸)

	モデル 1	モデル 2	モデル 3	モデル 4
H_1 (m)	6	6	6	6
H_2 (m)	0.8	1.82	0.8	1.82
B (m)	10	10	10	10
D (m)	10	10	20	20
β ($^\circ$)	10	20	10	20

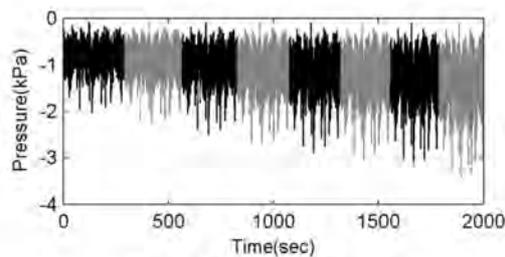


図 4-2: 実変動風荷重時刻歴

5. 実物大破壊試験の環境整備

5.1 載荷装置

本研究で行う実物大破壊試験(結果は 6 章)には、入力荷重としての実変動風荷重を再現できる装置が必要不可欠である。国内には圧力載荷装置として(一財)日本建築総合試験所⁷⁾と東京工芸大学⁸⁾が所有している装置があるが、日本建築総合試験所の装置は動的風荷重に対応しておらず、東京工芸大学の装置の応答性は 0.05[Hz]~0.06[Hz]と動的風荷重に対応しているとは言いがたい。一方、海外ではカナダの西オンタリオ大学(UWO)の Kopp⁹⁾が実際の風荷重が建物表面に作用させる風圧を忠実に再現できる載荷装置、Pressure Loading Actuator (PLA)を開発した。建物に作用する風圧は時間的・空間的に変動する。よって空間的には一様でも時間的変動風圧を実物大スケールで忠実に再現できる装置を製作し、これを複数個、対象とする建物表面に設置し、独立した実変動風荷重時刻歴を再現させることで、空間的変動を再現した。著者らはこの PLA を本研究で用いる載荷装置として独自に製作した。製作した PLA の詳細に関しては¹⁰⁾を参考にされたい。

5.2 圧力箱

PLA を用いての風圧載荷には、PLA が生成した空気流量を受け、建物表面・試験体に風圧として伝達する圧力箱が必要となる。また圧力箱は、PLA の圧力追従性向上のために気密性を高くし、試験中に試験体の挙動を確認できるよう設計する必要があった。このような条件を考慮し、更に構造用合板 1 枚分が試験体が基本サイズとなるため、これ 2 枚分が納まるような寸法の圧力箱(2000mm×1820mm×300mm)を木材とアクリル板を組み合わせて製作した(図 5-1)。試験体を圧力箱の一面に設置し(図 5-1 左側)、この面に対する面で圧力箱と PLA をホースでつなぎ、圧力箱内の圧力を変化させ、試験体に載荷する。



図 5-1: 実変動風荷重載荷試験装置

5.3 動風圧載荷装置の性能試験

実物大破壊試験にて PLA が載荷装置として適切に実変動風荷重を再現できるのかを確認するため、性能試験を行った。ここでは実変動風荷重時刻歴を用いた試験の結果のみ説明するが、その他の試験結果は文 10)を参考にされたい。また、安全性のため負圧のみを載荷しているが、結果は正圧で提示する。

5.3.1 性能試験概要

PLA の性能は対象とする①圧力箱の体積・気密性、②一つの圧力箱に接続する PLA の数、③載荷荷重、④PID 制御の設定、⑤PLA 構成要素の性能により変化する。試験では 2 つの圧力箱を用意した。1.1m³ の圧力箱には 3 台の PLA を、0.12m³ の圧力箱には、1.1m³ の圧力箱での試験に用いた 3 台のうち 1 台の PLA を接続して試験を行った。試験に用いた 3 台の構成要素は全て同じである。インバータ出力周波数は 30-60 Hz の範囲で設定可能であるが、今回の試験では 40Hz として行った。

次に PID 制御の設定であるが、基本的には PLA が載荷開始 30 秒間において入力荷重と圧力箱の状況に基づいて自ら設定値を決定する自動制御で載荷する。しかし状況によっては試実験を行い、この結果に基づいていくつかの制御設定値を利用者が前もって設定するマニュアル制御も可能である。今回は一般的な操作方法である自動制御で性能試験を行い、一部の試験においてはマニュアル制御を行い、性能の向上具合を示す。

5.3.2 試験結果

実変動風荷重時刻歴を用いた試験は 0.12m³ の圧力箱に PLA1 台を接続し自動制御で行った試験 A、1.1m³ の圧力箱に PLA3 台を接続し自動制御で行った試験 B、マニュアル制御を行った試験 C で構成されている。

図 5-2 に 3 試験において最大ピークが発生する 6 秒間の入力時刻歴(灰色○)と PLA が再現した出力時刻歴(黒+)の対応関係を示す。3 試験とも十分な再現性を有している

が、試験 B、C に比べて試験 A では大きなピークへの追従が出来ていない。これは圧力箱の体積に対してブロウの吸引量が不足していたためであり、インバータ出力周波数を 40Hz から上げることによって追従性が良くなるものと考えられる。試験 B と C では追従性に殆ど差はなく、自動設定で十分であることが分かる。

風圧レベルの大きなピークの再現だけでは、十分な性能を有しているのかの確認は十分ではない。それは同じ風圧レベルであっても、どのような速度で目標とする風圧レベルに達することができるのかも重要な性質であるためである。これを確認するために、時刻歴波形から応力振幅を抽出する際に用いられるレインフロー法¹¹⁾を用いて、約 200 秒载荷した実変動風荷重時刻歴においてピークを選定し、そのピークの载荷速度とピーク風圧の対応を計算した。3 つの試験から得たこれらの関係図を図 5-3 左に示す。自動制御ではピークをオーバーシュートすることがあるため、マニュアル制御に比べて大きな载荷速度が記録されている。いずれの場合にしても、遅い载荷速度であれば 4kPa の風圧レベルに、早い载荷速度でも 3kPa の風圧レベルに達することができる。荷重指針によれば、屋根面・壁面の外装材設計において、平坦地・粗度区分 II・屋根平均高さ 10m 基本風速の再現期間を 100 年に設定した場合の、2m x 1.8m の大きさを有する外装材に対して規定している最大風圧は、 $U_{10}=40\text{m/s}$ とした場合、約 5kPa である。また载荷速度に関しても、4 章で算定した面平均風圧係数の時刻歴 $C_{pA}(t)$ を上記と同条件で風圧に変換した場合、この時刻歴に現れる最大の载荷速度は 8.2kPa/sec であり、図 5-3 左に示す载荷速度はこれと同等である。以上の結果より、今回試験を行ったインバータ出力周波数=40Hz という条件では圧力レベルが多少不足しているが、インバータ出力周波数を上げることで試験を行う上で十分な精度が見込めると考える。

次に時刻歴における再現困難なピークのみではなく、時刻歴全体における各ピークの、入力・出力の振幅比を見るためにルートコヒーレンス $\sqrt{\text{coh}(f)}$ を計算した(図 5-3 右)。荷重指針によると外装材の場合、大きさが $1\text{m}^2 \sim 10\text{m}^2$ の範囲においては 1Hz の振動数範囲での風圧変動の空間相関性が高いことが知られている。今回製作した PLA は 1Hz を上回る 4Hz において、3 試験すべてにおける $\sqrt{\text{coh}(f)}$ は 0.9(図 5-3 右において点線で示す) 以上であるため、本载荷装置は実変動風荷重を再現する上で十分な適正を有していると言える。

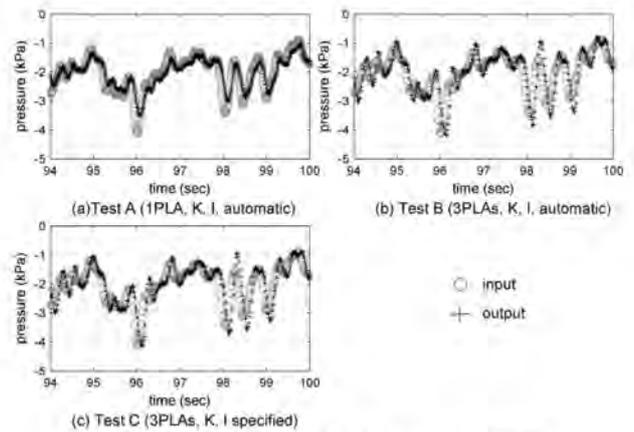


図 5-2: 実変動風荷重载荷時の入力・出力風圧時刻歴

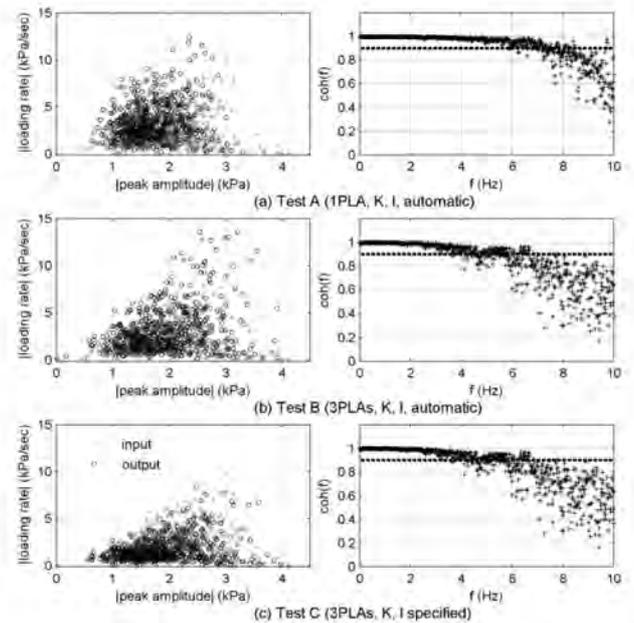


図 5-3: 実変動風荷重時刻歴におけるクリティカルなピークへの到達载荷速度と風圧レベル(左)、ルートコヒーレンス(右)

6. 実物大破壊試験

6.1 試験概要

本試験は、5 章で性能を確認した動風圧载荷装置 (PLA) 及び圧力箱を用いて行う。風荷重载荷対象のアセンブリ試験体は日本金属サイディング工業会の施工基準¹²⁾を参考に製作し、図 6-1 に試験体概要と変位計の設置位置を示す。試験は、外壁システムが破壊したと見なされる時点、あるいは圧力箱からの空気漏れが増大し、PLA が载荷不可能となる時点まで行う。なお、金属サイディング 1 枚が完全に剥離した状態を「破壊」と定義とする。载荷終了後、圧力箱から試験体を取り外し、破壊形態の観察を行う。

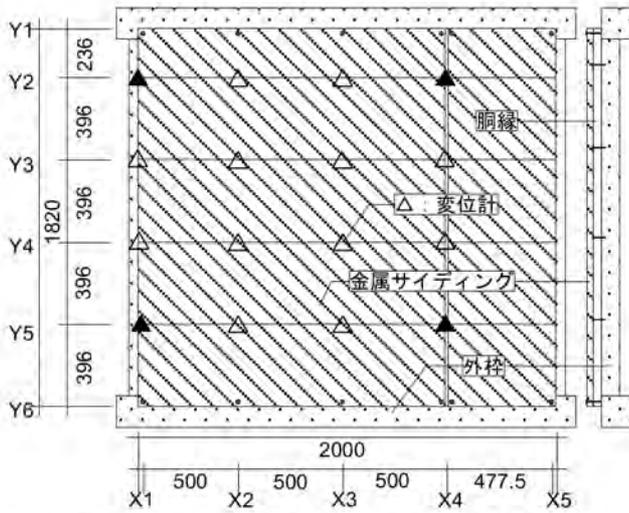


図 6-1: アセンブリ試験体の概要および変位測定点
(寸法単位: mm)

6.2 アセンブリ試験体および変位測定点

試験体は実際の建築物外装材における外壁システムを再現したアセンブリ試験体であることが重要であるため、外装仕上げ材である金属サイディングとその支持部材である胴縁を用いて製作する。試験体の大きさは構造用合板約 2 枚分に相当する 1820mm×2000mm とする。

図6-1 に示す縦方向(X 通り)に胴縁を取り付け、X・Y 通りの交点で金属サイディングを胴縁に固定する。図6-2 に示すようにサイディングの一端をビスによって胴縁に取り付け、もう一端は隣り合うサイディングに嵌合して接合される。サイディングの横継ぎ部分である X4 通りと、小口部分である X1・X5 通りにはメーカー指定の付属品を用いてサイディングを留めつける。用いるビスはメーカーが指定する留め具要領¹³⁾を最低限満たす留め具であり、頭径 6mm、首下長さ 21.3mm のビスである。また▲及び△で示す接合箇所は実際の施工でビスを打つ箇所を指し、△で示す点の変位を測定する。胴縁を基準とした金属サイディングの変位を見るため、胴縁上と金属サイディング上の 2 点を測定し、その差を金属サイディングの相対変位とする¹⁴⁾。

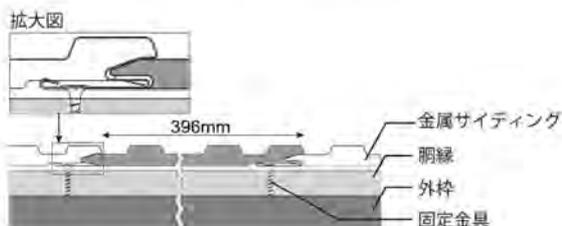


図 6-2: 接合部詳細図

6.3 載荷圧力

本試験に用いる入力時刻歴は、4 章で生成した実変動風荷重時刻歴(図4-2)と、現在一般的な外装材耐風圧試験で

用いられる段階式圧力の 2 種類とし、試験体数はそれぞれ 3 体とした。なお、段階式圧力は-0.4、-0.8、-1.2、-1.6kPa を載荷圧力として 0kPa から載荷速度-0.1kPa/sec で載荷し、各載荷圧力に達した後 3 分間その圧力で載荷し続ける(図 6-3)。その後、残留変位測定のために 0kPa まで除荷し、次の載荷に移る。-1.6kPa の載荷以降は、載荷速度-0.1kPa/sec で載荷し、各載荷圧力に達した後 10 秒維持する、という載荷方法を試験体が破壊するまで続ける。

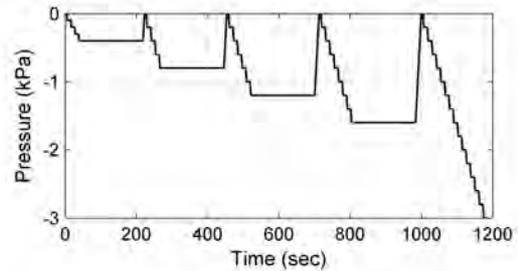


図 6-3: 段階式圧力時刻歴

6.4 試験結果

6.4.1 破壊形態

表6-1、表6-2 に試験による破壊形態の割合および胴縁の含水率を示す。胴縁の含水率は 1 本につき 6 か所の接合部において測定し、それを平均した値である。また、表中、留め具抜け破壊とは、写真 6-1 左のように留め付け具であるビスがサイディングと共に胴縁から抜ける破壊形態を指し、頭抜け破壊とは、写真 6-1 右のようにビスが胴縁に残ったままサイディングが切れ、ビスの頭がサイディングから抜ける破壊形態を指す。いずれの載荷形式においても、頭抜け破壊の割合が留め具抜け破壊の割合を上回っているが、特に実変動風荷重下では、頭抜け破壊の割合がより支配的となっている。一方、段階式圧力下では両破壊形態の割合に実変動風荷重時ほどの大きな差はなく、載荷形式が破壊に至るまでのサイディングの挙動に影響を与えていると言える。これは段階式圧力のように一定の風圧が載荷し続ける状態ではサイディングの変形は進みにくく、逆にビスと胴縁間の摩擦力が大きく低下し、ビス抜け破壊が実変動風荷重載荷時に比べて起こりやすくなるためであると考えられる。一方で、接合部周辺のサイディングの変形は実変動風荷重のように載荷と除荷が繰り返される動的な作用に大きく影響を受けるため、実変動風荷重下では頭抜け破壊がより支配的になると考えられる。

また、2 章で述べた著者らの行った強風被害調査によると、上記 2 つの破壊形態に加え、サイディングの嵌合部が外れる「嵌合部はずれ破壊」の 3 種類が想定されるが、今回の試験ではこの嵌合部はずれ破壊は確認できなかった。

表 6-1: 段階式圧力载荷時の試験結果

		#1	#2	#3	平均
胴縁含水率(%)	平均	14	12	11	
	最大	27	14	13	
検討接合部(16箇所中)の破壊形態	留め具抜け	5	6	3	
	頭抜け	11	10	9	
	無被害	0	0	4	
耐力	(kPa)	2.52	3.22	3.21	2.98
	x2-x4 (kN) ^{*1}	0.50	0.64	0.64	0.59
	x1 (kN) ^{*2}	0.25	0.32	0.32	0.30

*1: 接合部一つあたりの荷重負担面積を 0.396m x 0.5m とした計算

*2: 接合部一つあたりの荷重負担面積を 0.396m x 0.25m とした計算

表 6-2: 実変動風荷重載荷時の試験結果

		#1	#2	#3	平均
胴縁含水率(%)	平均	7	7	8	
	最大	8	7	9	
検討接合部(16箇所中)の破壊形態	留め具抜け	1	0	0	
	頭抜け	15	8	16	
	無被害	0	8	0	
耐力	(kPa)	3.13	3.50	3.13	3.25
	x2-x4 (kN) ^{*1}	0.62	0.69	0.62	0.64
	x1 (kN) ^{*2}	0.31	0.35	0.31	0.32



写真 6-1: (左)留め具抜け破壊、(右)頭抜け破壊

6.4.2 耐力

試験体の耐力は、実変動風荷重下では試験体が破壊するまでの載荷風圧時刻歴全体において絶対値が最大となる負の圧力(以下、最大負圧と略す)、段階式圧力下では試験体の破壊が起こった時点での圧力とする。また、載荷は負圧であるが、耐力は正值として取り扱う。

表6-1、表6-2 に得られた耐力を示す。平均値はどちらの荷重形式でも 3kPa 程度であり、これは今回使用した金属サイディングのメーカーが示す耐力¹³⁾と同程度である。しかし、段階式圧力試験での 1 体目の試験体では、耐力が 2.52kPa と他の試験体と比較して明らかに低く、これは胴縁の含水率が 27% と非常に高かったことが影響していると考えられる。木材の場合、含水率が上昇すると引張耐力は低下するため¹⁵⁾、胴縁の耐力が低下することでビスとの摩擦力も低下し、試験体の耐力も低下したと考えられる。

実変動風荷重下で得られた耐力の確率分布と段階式圧力下で得られた耐力の確率分布は、Kolmogorov-Smirnov 検定によって、信頼区間 95% において同じ確率分布である

という帰無仮説が採択された。本試験では試験体数が各荷重形式で 3 体と少ないため、統計的に信頼できる結果を得るためにはより多くの試験体を用いた試験が必要であると考えるが、今回の試験範囲では「載荷形式の違いによる耐力の違いはない」という仮定を否定する結果は得られなかった。

6.4.3 破壊の進行具合

載荷形式と破壊形態の違いが、試験体の破壊に至るまでの挙動にも違いを生んでいる。図6-4 に段階式圧力載荷時(#3)の、6 箇所接合部付近のサイディング変位と載荷風圧の時刻歴を示す。載荷が進むにつれてすべての接合部で変位が徐々に進行し、その変位の程度は X2, X3, X4 通りの順で大きくなった。そして載荷風圧が -3.2kPa に達した時、Y4 通りの 3 接合部(X2Y4, X3Y4, X4Y4)がほぼ同時に破壊した。破壊形態は X2Y4 と X4Y4 で頭抜け破壊、X3Y4 で留め具抜け破壊であった。金属サイディングが剛性と靱性を有した外装材であるため、1 本のビスが破壊すると荷重の再配分が瞬時に生じる。そして段階式圧力の場合、大きな圧力が作用し続けるため、荷重の再配分直後、周辺のビスに大きな荷重が作用することでこれらのビスも破壊し、結果、連鎖的な破壊となると考えられる。この傾向は他の 2 つの試験体でも観察できた。

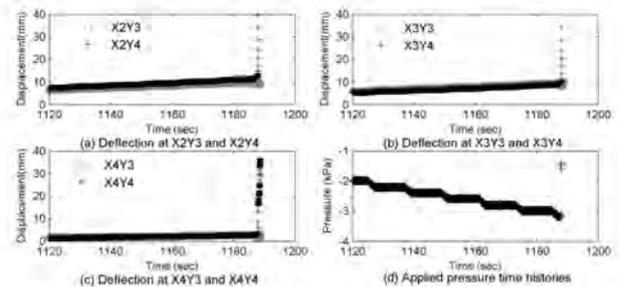


図 6-4: 段階式圧力載荷時における変位及び荷重の時間変化

実変動風荷重載荷時の結果(#1)に関しても図6-4 と同様の図を図6-5 に示す。図6-5 (a) (b) (c) に、実変動風荷重下での 3 箇所接合部における変位及び圧力の時間変化を示す。図6-5(d)には、入力圧力時刻歴(実線)に加え、図6-5 (a) (b) (c) に示す 3 箇所接合部で破壊(破壊形態はすべて頭抜け破壊)が起こる時刻(破線)直前のピーク負圧(○)及び時刻歴全体での最大負圧(□)を示す。最初の破壊が起こった接合部箇所 X2Y2 では、その時点までの最大ピーク負圧(約 -2.7kPa)が作用し破壊しているが、接合部箇所 X2Y3 および X2Y5 では、載荷時刻歴全体での最大負圧(□)を示す時刻 690 秒での -3.13kPa では破壊せず、その値よりも絶対値の小さなピーク負圧(約 -2.9kPa, 約 -2.1kPa)によって破壊が発生している。これらの結果から実変動風荷重

では、ピーク圧力が繰り返し作用することで応力の集中する固定部分のサイディングの変形が徐々に進行すると予想される。そして1本のビスが破壊してもすぐに周辺ビスの破壊が引き起こされない。これは最初のビスの破壊後、荷重の再配分が行われるが、段階式圧力載荷時と異なり、常に大きな荷重レベルが載荷されるわけではないため、連鎖的な破壊にはならないと考えられる。そして荷重の再配分後は、同じ載荷風圧でもビス1本が負担する荷重は大きくなることで、比較的小さい載荷風圧レベルのピークでも最終的な破壊に至ることがあり得ると考えられる。

段階式圧力の場合も、残留変位が見られたことから耐力が低下していると考えられるが、荷重の再配分による連鎖的な破壊の影響の方が大きく、破壊の進行形式は実変動風荷重載荷時とは異なっていた。

破壊の進行方向に着目すると、実変動風荷重載荷時には荷重の負担面積の大きい接合部から破壊が始まり、横方向(X方向)に連鎖的に広がる破壊が見られた。これはサイディングが横張りであり、ある程度の剛性を有しているため、嵌合部でつながれている縦方向よりも横方向により荷重が分配されたと考えられる。一方、段階式圧力載荷時には、横方向(X方向)への破壊の進行が見られる試験体と縦方向(Y方向)への破壊の進行が見られる試験体が存在した。

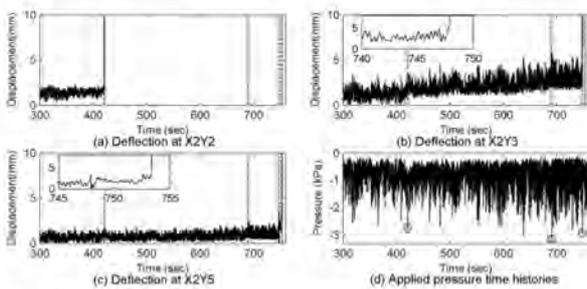


図 6-5: 実変動風荷重載荷時における変位及び荷重の時間変化

6.5 実物大破壊試験結果のまとめ

本助成金申請当初、アセンブリ試験体を用いた実物大破壊試験を行うことで、今回対象としている金属サイディング壁面の破壊性状の把握が可能であると想定していた。しかし、2章の被害事例調査と今回得られた試験結果より、破壊形態は複数存在することが分かった。加えて載荷形式の違いによる耐力の違いはほとんど見られなかったが、破壊に至るまでの挙動に大きな違いが生じていた。施工・試験に要する時間から決定した3体ずつという試験体数から得られた試験結果のみでは、この複雑な材料の耐力算定法を提案することは困難であると考え、追加で2つの新たな試験を計画した。

1つ目は今回行った実物大破壊試験で用いた試験体よりも小さな試験体を用いた、要素試験である。試験体の施工・

試験実施が比較的容易である要素試験は、多くの試験体を用いることができ、統計的に信頼できる耐力算定が可能となる。加えて各破壊形態の強度算定に特化した試験を計画することで、より詳細に接合部の破壊に至るまでの性状を把握できるという利点がある。更に、実物大破壊試験では1種類のビスのみを対象としたが、要素試験ではその試験の容易性から、3種類の留め具を用い、耐力や破壊性状に対する留め具寸法の影響も検討する。

2つ目は追加の実物大破壊試験である。木造住宅の屋根構造用合板や屋根・壁接合部の耐力は、要素試験で得られた耐力から実際の対象物の耐力算定がある程度可能であり、よって実物大の試験体を用いての耐力算定試験が必ずしも必要でないと考えられている。今回行った試験において段階式圧力の場合、一つの接合部の破壊が起こると力の再配分が瞬時に起こり、連鎖的な破壊となるため、最初に破壊の起きた接合部の破壊が、壁面全体の破壊と捕らえることができた。よって、段階式圧力を載荷した場合は、複数の接合部を有するアセンブリ試験体を用いず、1つの接合部を有する小さな試験体を用いる要素試験で十分に耐力評価が出来る可能性がある。

一方実変動風荷重の場合、最初のビス破壊後に荷重の再配分が発生した後、本研究で定義する「破壊」に至るまでに余裕があった。よって最初に破壊した1つの接合部の耐力＝アセンブリ試験体の耐力とは見なせないと考える。更に荷重の再配分には接合部ごとの荷重負担割合(=ビスの荷重負担面積)がより重要となり、小さな試験体を用いる要素試験ではなく、大きな試験体を用いての試験でしか評価できない可能性がある。

上述の理由に加えて、今回行った実物大破壊試験では嵌合部はずれ破壊形態が確認できず、また試験体数も少なかったため、より多くの試験体を用いて実物大破壊試験を再度行うこととする。

本報告書では要素試験の結果まで記載させて頂く。

7. 要素試験

実物大破壊試験で確認された留め具抜け破壊・頭抜け破壊に関してそれぞれ要素試験を行う。また、2章で触れたように、金属サイディングの破壊形態としては上記2つの破壊形態に加え、嵌合部はずれ破壊も報告されているが、今回行った実物大破壊試験では嵌合部はずれ破壊は発生しなかった。しかし要素試験ではこの破壊形態の発生も想定し、かつ嵌合部はずれ破壊と頭抜け破壊を分けて要素試験を行うことはその破壊性状から困難であると判断し、この2つを併せて行う。

7.1 留め具引抜試験

7.1.1 試験概要

実物大破壊試験で見られた留め具抜け破壊に関してはビスの胴縁に対する引抜強度に依存するため、胴縁にビスを含む留め具を取り付けた試験体を用いて引抜試験を行う。試験体として3種類の留め具を用意した(写真7-1, 表7-1)。

ビス①は実物大破壊試験で用いたビスであり、ビス②はメーカーが施工試験に用いているもので、ビス①に比べて頭径・呼び径が大きい。くぎはメーカーがカタログに掲載している耐風性能値を求める試験で用いているものである。

留め具をうちつける下地は、一般的な住宅にて胴縁として使用され、メーカーの施工基準を満たしている木材(断面18mm×45mm)を用いた。留め具を鉄板と共に木材に打ち付け、インストロン材料試験機を用いて、鉄板ごと留め具を引き抜いた(写真7-2)。引抜速度はJAS¹⁶⁾で定められている5mm/minとその2倍の10mm/minとし、各留め具、引抜速度で50回試験を行った。



写真 7-1: 留め具引抜試験で用いた固定金具(左から留め具①, ②, くぎ)

表 7-1: 留め具引抜試験で用いる固定金具詳細(単位: mm)

	留め具頭径	呼び径	首下長さ
ビス① φ3.3 x 25mm	6.0	3.3	21.3
ビス② φ3.8 x 25mm	7.5	3.8	20.8
くぎ #14 x 38mm	4.9	2.4	38.5



写真 7-2: 留め具引抜試験

7.1.2 試験結果

まず引抜速度の影響であるが、すべての固定金具において、5mm/min と 10mm/min では破壊荷重に差は見られず、Kolmogorov-Smirnov 検定を行っても有意な差は見られなかった。よって、各固定金具に対して、5mm/min と 10mm/min の結果を合わせて、合計 100 片の試験体結果として提示する。

次に、得られた耐力に適合する確率分布を特定する。確率分布を特定することで、データが扱いやすくなり、かつ信頼性解析などで入力値として用いることができる。一般的に木材に金具を用いて固定した接合部(住宅屋根の垂木と構造用合板の接合部、屋根トラスと垂木受けの接合部など)の耐力は対数正規分布で近似され¹⁷⁾、地震荷重や風荷重情報などと合わせて脆弱性モデルの構築などに利用される。そこで今回の結果がどの統計分布によって最もよく近似できるのか、対数尤度・赤池情報量準¹⁸⁾を用いて判定した。結果、固定金具・判定法により最良である統計分布は異なったが、いずれの場合も対数正規分布で近似した場合との差は非常に小さかったため、今回の結果も対数正規分布で近似できるものとする。図7-1 に試験結果とそれらに対数正規分布で近似した結果を示す。図中、 x は耐力を、 F は発生確率を指す。引張耐力が小さい場合はモデルから逸脱するデータがいくつか存在するが、全体的にはいずれの留め具においても対数正規分布でよく近似出来ている。

次に、留め具の違いによる影響と実物大破壊試験結果との比較を行う。表 7-2 に留め具引抜試験の結果を示す。ビスとくぎの間には引抜耐力に大きな差があり、ビスに関しても呼び径の大きいビス②の方が若干引抜耐力は大きくなった。また①のビスに関して実物大破壊試験結果 (0.59 - 0.64kN) と比較をすると、今回得られた耐力(0.76kN)が若干大きくなった。実物大破壊試験結果は試験体に風圧が一樣に作用し各ビスへの荷重負担が荷重負担面積にのみよると仮定して計算した結果である。そしてこの荷重負担面積は一般的に用いられる手法で計算しており、対象とする留め具に対して、隣り合う留め具から同じ距離となる位置を隣り合う留め具の荷重負担面積との境界になると仮定し計算している。要素試験で得られた耐力の方が大きいということは、(両試験で得られた耐力が正しいと仮定すれば)実物大破壊試験での荷重負担面積は今回計算された荷重負担面積より大きいことを示す。この点をより正確に把握するためには、あるビスに集中荷重を加えた際の、他の位置にある複数のビスの各荷重負担を測定する集中荷重試験を行い、影響係数を取得することで、各ビスへの荷重負担面積を正確に算定する必要がある。

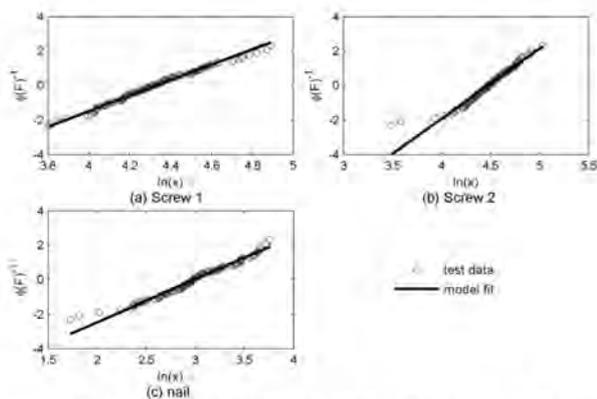


図 7-1: 留め具引張耐力の、対数正規分布での近似

表 7-2: 留め具引抜試験結果

固定金具	平均 (kN)	最小値 (kN)	最大値 (kN)	変動係数 (-)
ビス①	0.76	0.44	1.30	0.24
ビス②	0.88	0.32	1.50	0.23
くぎ	0.21	0.06	0.42	0.38

7.2 頭抜け・嵌合部はずれ試験

7.2.1 試験体

試験では幅 396mm の金属サイディングを用いて、アセンブリ試験体(図 7-2)を作成した。固定金具は表 7-1 に示した 2 種類のビスと同じ頭径のものとし、留め具抜け破壊が発生しないよう、より首下長さが長いものを用いた。頭抜け破壊に影響を及ぼすのは留め具の頭径であると考え、首下の形状や長さは強度に影響がないため、表 7-1 にあるクギは本試験では対象としなかった。

本試験では Y3 通りの挙動に着目するため、X3Y3 の固定箇所荷重負担面積内(図 7-2 点線部分)を正確に再現できる試験体・圧力箱を設計した。また、試実験の結果、Y3 通り以外の部分から最初に嵌合部はずれ破壊することがあったため、図 7-2 の×部分の嵌合部をボルトで固定することでこれを防いだ。破壊の瞬間を特定することや、周辺の変位の影響の確認のため、9 箇所の変位を測定し、フレームと胴縁に対する金属サイディングの相対変位を求めた。

7.2.2 荷重圧力

本試験では PLA を用いて、段階式圧力(図 6-3)と実変動風荷重(図 4-2、ただし $C_{pA}(t)$ を計算する際の面積が 1200mm×1200mm)の 2 種類の荷重を行い、荷重形式の違いによる影響も確認した。各留め具、試験条件ごとに 6.7 体の試験体を用いた。

7.2.3 試験結果

荷重した結果、X3Y3 において頭抜け破壊が発生するか、Y3 通りで嵌合部はずれ破壊が発生するか、2 つの破壊が同時に見られるか、の 3 種類が確認された。したがって、以

上の 3 つのいずれかが発生した時点を「破壊」とする。また実物大破壊試験と同様、破壊までに試験体に荷重された絶対値が最大となる負圧を耐力と定義する。試験条件ごと、最初に発生した破壊形態ごとに、耐力の平均値を表 7-3 に示す。

想定していた 2 つの破壊形態の両方が確認され、頭径が小さなビス①では頭抜け破壊、頭径が大きなビス②は嵌合部はずれ破壊が見受けられた。これは頭径が大きくなることで頭抜け破壊が発生しにくくなり、より大きな風圧に耐えることができるが、同時に破壊形態が頭抜け破壊から嵌合部はずれ破壊へ移行していることを示す。しかし、嵌合部はずれ破壊が発生した場合、頭径の違いによる耐力差はあまりない。このことより、頭抜け破壊が発生する場合には頭径の大きなビスを用いた場合に耐力が上昇するが、嵌合部はずれ破壊の場合は必ずしもそうとは限らず、よって破壊形態が特定されない実状況下での金属サイディングの耐力の向上に、ビス頭径の増加が必ずしも効果的であるとは言えない。

次に荷重形式の違いであるが、これは実物大破壊試験とは異なり、いずれの破壊形態においても実変動風荷重を荷重した場合の方が段階式圧力を荷重した場合よりも耐力が大きくなった。この理由としては多くの試験体を用いて試験を行ったためであるのか、試験体サイズの影響であるのか、もしくは破壊形態を特定しているためであるのか、現段階では判断ができない。また、荷重形式の、破壊形態への顕著な影響であるが、嵌合部はずれ破壊はサイディング一枚が外れるといった破壊形態であるため、大きなレベルの圧力が荷重され続ける段階式圧力において多く見受けられると考えられる。結果としては、ビス②ではその傾向となったが、ビス①では逆の結果となった。

最後に、ビス①における、実物大破壊試験で得られた耐力(表 6-1、6-2)と要素試験で頭抜け破壊を生じた試験体の耐力の比較であるが、段階式圧力においてはほぼ同等、実変動風荷重においては要素試験で得られた耐力の方が若干上回っている結果となった。これは 6.5 で想定した理由によるもの、つまり実変動風荷重を荷重した際は、荷重の再配分がより重要となるため、対象とする接合部だけではなく、その周囲の接合部の荷重負担割合を適切に再現する必要があったと考えられる(今回は対象とする X3Y3 の留め具の荷重負担面積のみ適切に再現した)。よって実際の住宅で用いられている壁面寸法で耐力算定試験を行う、もしくは試験体の大きさの影響が現れない限界の大きさを試験や有限要素解析により算定し、その大きさを元に耐力算定試験を行う必要があると考えられる。しかし、サイディングの損傷は常にビス付近に限られているため、ビス頭と接するサイディング部の応力集中を適切に再現することで、ビス一つが頭抜け破壊をする際の耐力算定には関しては、有

限要素解析により可能であると考えられる。

一方、嵌合部はずれ破壊の場合、局部的に起こるのではなく、サイディング一枚の嵌合部がすべて外れる場合がほとんどである。よって試験体の大きさが大きくなればより外れにくくなり耐力に違いがでるものと予想されるため、頭抜け破壊形態の場合と同様、実際の住宅で用いられている壁面寸法で耐力算定試験を行う必要があると予想される。

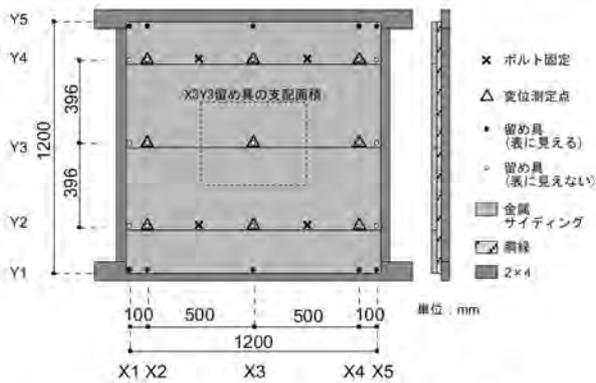


図 7-2: 頭抜け・嵌合部はずれ試験の試験体



写真 7-3: 頭抜け・嵌合部はずれ試験用圧力箱と試験体

表 7-3: 頭抜け・嵌合部はずれ試験結果

留め具	載荷形式	破壊形態	試験体数	耐力平均値
ビス①	段階式 圧力	頭抜け	4	-2.89
		嵌合部はずれ	2	-2.66
	実変動 風荷重	頭抜け	3	-3.60
		嵌合部はずれ	5	-3.25
ビス②	段階式 圧力	頭抜け	0	-
		嵌合部はずれ	6	-2.92
	実変動 風荷重	頭抜け	2	-4.33
		嵌合部はずれ	7	-3.42

8. まとめ

強風災害時に頻繁に被害を受ける住宅の外壁システムの適切な耐風性能評価法の確立を最終目的として本研究を行った。以下に本研究で得られた考察をまとめる。

1. 低層建物壁面に作用する風荷重に関して、多くの低層建物を対象として行われた風洞実験結果を用いてそ

の特性把握を試みた。結果、正圧より負圧でより絶対値の大きな風圧が壁面に発生しており、特に壁面両端部でその大きさは顕著となった。

- 多くの種類がある住宅の外壁システムの中から、近年の強風被害調査と住宅建設・リフォームの際の利用状況を基に、本研究の対象を金属サイディングと決定した。
- 金属サイディングを再現した試験体(アセンブリ試験体)を用いて実物大破壊試験を行うための入力荷重として、強風下で実際の建物表面に作用する変動風圧(実変動風荷重)を作成する必要があるため、このために住宅模型を用いた風洞実験を行った。試験体の大きさは構造用合板約2枚分(1820mm×2000mm)を想定し、この大きさと面平均された風圧係数時刻歴を計算、負の最大面平均風圧係数が発生する場所での面平均風圧係数時刻歴を選定した。こうして得られた時刻歴に速度圧を乗ずることで風圧時刻歴を作成した。
- 実物大破壊試験を行うための載荷装置として実変動風荷重の載荷も可能である Pressure Loading Actuator (PLA)、試験体を設置し、PLAによって生成された風圧を試験体表面に作用させる圧力箱を設計・製作した。
- 製作した PLA の性能試験を行った結果、実物大破壊試験を行うには、PLA を複数台用いることで十分な性能と容量を有していることを確認した。
- 実物大破壊試験では実変動風荷重と一般的な外装材耐風圧試験で用いられる段階式圧力を用いて行った。結果、荷重形式の違いにより耐力は大きく変化しなかったが、破壊に至るまでの試験体の挙動と破壊形態には大きな違いがあることが分った。加えて複数の破壊形態を有する金属サイディングの耐力算定に対して、各3体という少ない試験体数では本研究の目的である耐力算定法の提案は困難であると判断し、追加の試験を計画した(要素試験・追加の実物大破壊試験)。
- 留め具抜け破壊形態に対する要素試験としては、胴縁に3種類の留め具を取り付けた試験体を用いて引抜試験を行った。結果、留め具の首下部の影響(長さ、粗度)が直接的に引抜強度に現れていた。またビス①に関して実物大破壊試験結果(0.59-0.64kN)と比較をすると、要素試験で得られた耐力(0.76kN)が若干大きくなった。これは実物大破壊試験で仮定した留め具の、実際の荷重負担面積は、一般的に用いられる手法で計算される荷重負担面積とは異なることを示唆しており、破壊した留め具周辺の留め具の荷重負担面積を正確に把握する必要がある。このためには影響係数を算定する必要があり、これをもって要素試験で得られた耐力から実際の寸法の金属サイディング壁面の留

め具引抜破壊時の耐力算定することができると考える。

8. 頭抜け破壊・嵌合部はずれ破壊形態に対する要素試験としては、小さな試験体を用いて、対象とする一つの接合部に作用する風圧状態のみが正しく再現できるように試験体の大きさと圧力箱の設計を行った。そしてこの試験体に、アセンブリ試験と同様 PLA を用いて風圧を載荷した。破壊形態が頭抜け破壊と限定された場合にはビス頭径の増加は耐力の増加をもたらすが、嵌合部はずれ破壊の場合はビス頭径の、耐力への影響はほとんど見られず、よって破壊形態が特定されない実況下では金属サイディングの耐力の向上に、ビス頭径の増加が必ずしも効果的であるとは言えない。また、実物大破壊試験から得られた耐力との比較の結果、要素試験で得られた耐力の方が若干大きくなっていった。これは破壊の対象としたビス周辺のビスの荷重負担面積を正しく再現していなかったことが原因であると考えられ、頭抜け破壊・嵌合部はずれ破壊共に実際の住宅で用いられている壁面寸法で耐力算定試験を行う必要があると予想される。

9. 今後

今回行った研究範囲では金属サイディング壁面の耐力評価法の提案までは行うことができなかった。しかし、金属サイディングの破壊形態を特定し、各破壊形態ごとに耐力評価を行う上で考慮すべき重要な点(試験体の大きさは実際の寸法に近い必要がある、留め具の荷重負担面積は一般的に用いられている手法で計算されたものとは異なる、載荷形式の違いは耐力には影響がない可能性が高いが、破壊形態には大きく影響を与える)を把握することができた。現在、6.5 で触れた追加の実物大破壊試験を行っており、この後に 7.1.2 で触れた影響係数の算定試験を行う予定である。これらの結果を元に、本研究の最終目的である耐力算定法の具体的な提案を行う予定である。

<参考文献>

- 1) 高橋麻衣, 金南昔, 飯田有未, 植松康: 2013年9月2日に埼玉県などで発生した竜巻による建物被害, 東北地区災害科学研究, 第50巻, pp.69-74, 自然災害研究協議会東北地区部会, 2013
- 2) <http://fris2.nist.gov/winddata/>
- 3) Gavanski, E., and Uematsu, Y.: Local wind pressures acting on walls of low-rise buildings and comparison to the Japanese and US wind loading provisions. *J. Wind. Eng. Ind. Aerodyn.*, 132, pp. 77-91, Elsevier, 2014
- 4) Okuda, Y., and Taniike, Y.: Conical vortices over side face of a three-dimensional square prism. *J. Wind. Eng. Ind. Aerodyn.*, 50, pp.163-172, Elsevier, 1993
- 5) 株式会社 矢野経済研究所: 外装材市場に関する調査結果 2010~新設住宅着工量 1001 万戸を切る時代において、ますます重要となる各

社の事業戦略へ, <http://www.yano.co.jp/press/pdf/698.pdf>, アクセス日時: 2015年1月14日

- 6) 日本建築学会: 建築物荷重指針・同解説, 2004
- 7) 高森浩治, 西村宏昭, 前田豊, 谷口徹郎, 谷池義人: 疲労損傷を考慮した外装材の耐風圧試験法に関する検討, 日本風工学会誌, 第36巻, 第2号, pp.159-160, 日本風工学会, 2011.
- 8) 岡田玲, 吉田昭仁, 松井正宏, 田村幸雄, 仲田信治: 外装材耐風圧性能試験装置の基本特性, 日本風工学会誌, 第36巻第2号, pp.155-156, 日本風工学会, 2011.
- 9) Köpp, G.A., Morrison, M.J., Gavanski, E., Henderson, D.J., Hong, H.P.: "Three Little Pigs" Project: Hurricane risk mitigation by integrated wind tunnel and full-scale laboratory tests. *Natural Hazard Review*, pp. 151-161, ASCE, 2010
- 10) 実変動風荷重載荷装置の性能評価, ガヴァンスキ江梨, 高橋麻衣, 植松康, モリソンマリー, 日本建築学会技術報告集投稿中
- 11) Amzallag, C., Gery, J.P., Robert, J.L., and Bahaud, J. Standardization of the rainflow counting method for fatigue analysis. *International J. Fatigue*, 16(4), pp. 287-293, 1994.
- 12) 日本金属サイディング工業会: 金属サイディング施工の手引き, 日本金属サイディング工業会, 2011
- 13) アイジー工業株式会社・マ・メゾン 私の家, vol.1, 2013 アイジー工業株式会社, 2013
- 14) Kopp, G.A., and Gavanski, E.: Effects of Pressure Equalization on the Performance of Residential Wall Systems under Extreme Wind Loads. *J. Wind. Eng. Ind. Aerodyn.*, 138(4), pp. 526-538, Elsevier, 2012
- 15) 徳田貴寛ら: 「金物と木材を接合するビスの引抜抵抗に関する実験結果」, 学術講演梗概集, C-1, 構造III, 木質構造, 鉄骨構造, 鉄骨鉄筋コンクリート構造 2006, pp. 39-40, 日本建築学会, 2006
- 16) JAS「構造用パネルの日本農林規格」, 2013
- 17) Henderson, D., Williams, C., Gavanski, E., and Kopp, G.A.: Failure mechanisms of roof sheathing under fluctuating wind loads. *J. Wind. Eng. Ind. Aerodyn.*, 114, pp. 27-37, Elsevier, 2013
- 18) Akaike, H.: A new look at the statistical model identification, *Automatic Control, IEEE Transactions on*, 19, 6, pp.716-723, IEEE, 1974

<研究協力者>

- | | |
|-------|-----------------------------|
| 高橋 麻衣 | 東北大学大学院工学研究科都市建築学専攻
大学院生 |
| 星野 菜紡 | 東北大学大学院工学研究科都市建築学専攻
大学院生 |