複合金属サイディングを対象とした耐風性能評価法の妥当性検討

INVESTIGATION ON WIND RESISTANCE EVALUATION METHOD OF
COMPOSITE SIDINGS WITH METAL

ガヴァンスキ 江梨*, 高橋 麻衣**, 植松 康***

Eri GAVANSKI, Mai TAKAHASHI and Yasushi UEMATSU

For the determination of wind resistance of cladding materials, tests with specimens whose size is relatively small and represents a part of the cladding system, using simplified test setups (i.e., a partial component test) tend to be performed due to their simplicity and the technical testing capability of cladding manufacturers. However, the differences between failure load (pressure) of claddings obtained by such simplified methods and that obtained under more realistic loading with specimens fully representing actual cladding systems (i.e., a complete component test) are not generally quantified. The present study examines this difference in failure loads by performing complete component tests and partial component tests using a wall system employing composite siding with metal, and discusses the parameters which influence failure loads.

Keywords: Composite sidings with metal, cladding and components, Wall system, Wind resistance

複合金属サイディング, 外装材, 外壁, 耐風性能

1. はじめに

近年, 台風や竜巻等の強風時の建築物被害において, 外壁剥離等の建築物外装材被害が増えている¹⁾。外装材は風圧で剥離した後, 飛散物となり, 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ため, その被害を軽視することはできない。強風による外装材被害の低減には, 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, 設計用荷重に関しては日本建築学会建築物荷重指針・同解説²⁾(以下荷重指針と称する)等において定められている。

一方, 耐力に関しては, 適切に外装材が選定されていない可能性があり, これが外装材被害の一因であると考えられる。この原因としては2つ考えられる。一つ目は外装材メーカーによる耐風性能値の提示方法が統一されていない点である。メーカーが提示する外装材の耐風圧性能値は明確な安全率の記載と共に提示される場合もあるが, 安全率の記載がなく, 破壊荷重であるのか, 安全率を考慮した許容耐力であるのか明確でない場合も少なくはない。

二つ目は適切な耐風性能評価手法が確立されていない点である。例えば, 実験で用いる載荷形式は実際の風荷重のように不規則に変動する荷重ではなく, 簡略化した荷重(漸増荷重や段階式荷重など)を用いるのが一般的である。また試験体については, 単体としての外装仕上げ材だけではなく支持部材・下地材も含む試験体(以降, アセンブリ試験体と称する)を用いて破壊荷重測定を行う場合もあ

るが, 複数の破壊モードを想定し, それらに対応するアセンブリ試験体の一部(例えば部材接合部)のみを再現した試験体を用いた要素実験により, 外装材の破壊荷重を推定する場合が多い。この場合, 試験体材料や試験方法・仮定に起因する試験結果のばらつき, つまり不確定性を考慮して安全率を設定し, 外装材の許容耐力を算定しているが, この安全率の妥当性は十分に検証されていないことが多い。簡略化された荷重・試験体・実験方法を用いる要素実験は多くの実験機関で比較的容易に実験を行うためには必要であるが, この実験方法で評価された許容耐力が実際の風荷重下においても期待できるのかを確認した上で使用すべきである。

著者らは実際の風荷重のように不規則に変動する風力(以降, 実変動風荷重と称する)を外装材に対して載荷することのできる装置, Pressure Loading Actuator(PLA)を独自に設計・製作した。PLAは2010年にカナダ西オンタリオ大学のKoppら³⁾により開発された装置であり, 詳細は後に述べる。このPLAを用いることでこれまで以上に実際の風荷重状況を再現した実験が可能となる。よってこの利点を利用し, 先に述べた外装材耐力算定法の問題の二つ目である, 簡易な試験体・実験方法を用いた要素実験により求められる破壊荷重の妥当性検討を本研究の目的とする。

外装材には多くの種類が存在するが, 本研究では低層建物外壁に着目し, その中でも特に近年広く普及している複合金属サイディング(表面材: 鋼板, しん材: 硬質ウレタンフォーム, Fig. 1)を用い

* 京都大学防災研究所 研究員・Ph.D.

** 大成建設㈱(研究当時)
東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻 大学院生)

*** 東北大学大学院工学研究科都市・建築学専攻 教授・工博

Research fellow, Disaster Prevention Research Institute, Kyoto University, Ph.D.
Taisei Corporation, M.Eng. (Grad. Stud. at Graduate School of Engineering,
Tohoku University when this research was performed)
Prof., Dept. of Architecture and Building Science, Graduate School of Engineering,
Tohoku University, Dr.Eng.

Fig. 1 Details of composite sidings with metal employed.

Photo 1 Failure patterns of composite metal siding (from left to right): fastener pull-out failure, fastener pull-over failure, siding dislodge failure.

た外壁を対象とする。まず実際の強風下での外壁システムの破壊状況を再現するため、比較的寸法の大きなアセンブリ試験体に対して実変動風荷重を載荷する実物大動風圧実験を行い、次に要素実験を行う。過去の強風被害調査及び既往の研究⁴⁾によると、複合金属サイディングの被害形態として、①サイディングのビスのみが引き抜ける「ビス抜け破壊」、②ビスが下地に残りサイディングのみがちぎれる「頭抜け破壊」、③サイディングの嵌合部が外れる「嵌合部外れ破壊」の3種類が想定されるため(Photo 1)、各破壊形態に特化した要素実験を行う。これら2実験の結果を比較し、得られる破壊荷重差に影響を与えるパラメータに関して検討する。

2. 実変動風荷重時刻歴の作成

2. 1 風洞実験概要

実物大動風圧実験・要素実験の両方において試験体に載荷する実変動風荷重時刻歴 $p(t)$ を作成するために、低層建物を模した模型 (Fig. 2, 縮尺 1/100) を用いた風洞実験を行い、大きな風圧を受ける壁面に作用する風圧係数 (C_p) の時刻歴を取得した。測定風向 (θ) は $-10^\circ \sim 100^\circ$ (5° あるいは 10° ピッチで測定) とし、既往研究⁵⁾から大きな正及び負の風圧係数の発生が予想される Fig. 2 の斜線領域に測定孔を細かく設け、多点同時測定を行った。測定は実風換算で 5 ~ 7 分間に相当する測定時間とし、同一条件で 10 回行った。測定機器の都合上、測定時間が 10 分以下となったが、本実験の目的は外装材設計用ピーク外圧係数の算定ではないため、十分であると判断した。

2. 2 実験結果及び実変動風荷重時刻歴の作成方法

実験結果では正よりも負のピーク風圧係数の絶対値が大きく、加えて外装材はビス等によって固定されるため引抜に対する耐力が重要と考え、ここでは負圧に着目する。風洞実験結果を用いて、実物大動風圧実験で用いるアセンブリ試験体と等しい面積 ($1820\text{mm} \times 1980\text{mm}$) に対する面平均風圧係数 (C_{pA}) 時刻歴を計算し、負のピーク面平均風圧係数 $\check{C}_{pA}$ を各風向に対して求めた。その結果、 $\theta = 10^\circ$ の時に Fig. 2 の黒塗り領域にて絶対値が最大となる負の $\check{C}_{pA}$ が発生したため、この $\check{C}_{pA}$ を有する面平均風圧係数時刻歴 $C_{pA}(t)$ を用いて、 $p(t)$ を式(1)により求めた。また内圧の影響は考慮していない。

Fig. 2 Wind tunnel test model and definition of wind direction.

Fig. 3 An applied fluctuating pressure trace.

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

ここで、 ρ は空気密度 (1.2kg/m^3)、 V_t は実物大スケール (屋根平均高さ 6.44m, 地表面粗度区分 II に対応) における設計風速で、荷重指針²⁾の基本風速を基に設定する。 V_t の初期値を基に作成した $p(t)$ を載荷後 (5 分間弱)、試験体が破壊しない場合は、 V_t を 1~2m/s ずつ上げて再度 $p(t)$ を作成・載荷するという過程を試験体の破壊に至るまで繰り返した。Fig. 3 は実験で用いた実変動風荷重時刻歴であり、時刻歴の濃淡 (黒・灰色) の違いが V_t の変化に対応している。

3. 実変動風荷重載荷装置の設計・製作

3. 1 載荷装置及び圧力箱の概要

実物大動風圧実験・要素実験では、実変動風荷重を再現できる装置として、西オンタリオ大学³⁾にて開発された Pressure Loading Actuator (PLA) を独自に設計・製作した。試験体を圧力箱の側面に設置し、その対面に取り付けたホースを介して圧力箱と PLA を接続し (Photo 2)、圧力箱内の圧力を変化させることで試験体へ圧力載荷を行った。この装置は圧力箱内の圧力を基にフィードバック制御 (PID 制御) を行うことで入力荷重をほぼ忠実に再現できる。

3. 2 載荷装置性能確認実験

今回製作した PLA が適切に実変動風荷重を再現できる性能を有しているのかを確認するため、正弦波圧力と実変動風荷重時刻歴を用いた性能確認実験を行った。本編では実変動風荷重を用いた実験結果のみを示す。製作した PLA の詳細や更なる性能実験結果に関しては 6) を参考にされたい。2. 2 に示した実変動風荷重時刻歴の作成法において面積が $1820\text{mm} \times 1980\text{mm}$ の壁材に対して求めた面平均風圧係数時刻歴のパワースペクトル密度 $S(\theta)$ を Fig. 4 に示す (ただし、分散 σ^2 で除した値)。これによると、周波数約 0.1Hz までは $S(\theta)/\sigma^2 = 1\text{sec}$ であり、周波数約 4Hz で $S(\theta)/\sigma^2$ が約 1/100sec である。よって本実験の試験体寸法においては 4Hz 程度までの周波数成分を含む実変動風荷重を再現できれば、実物大動風圧実験に用いる載荷装置として十分な性能を有していると考えた。以上より、

$V=50\text{m/s}$, カットオフ周波数 7Hz とし, ローパスフィルターをかけた実変動風荷重を用いて性能確認実験を行った。入力した実変動風荷重に対する出力の追従性, 及び振幅比を表わすルートコヒーレンス $\sqrt{\text{coh}(f)}$ を Fig. 5(a)(b) にそれぞれ示す。これによると, 風圧の追従性は大きな圧力レベルにおいても十分であり, $0\sim 4\text{Hz}$ における $\sqrt{\text{coh}(f)}$ は概ね 0.9 (Fig. 5(b) の破線) 以上である。よって PLA は実変動風荷重を再現する上で十分な周波数応答性能を有していると言える。

Photo 2 Pressure Loading Actuator (PLA) and pressure box.

Fig. 4 Power spectral density function of wind pressure coefficient divided by its variance.

Fig. 5 (a) Input and output fluctuating pressure traces and (b) their root coherence.

4. 実物大動風圧実験

4. 1 実験概要

3. 2 で性能を確認した動風圧荷重装置 (PLA) 及び圧力箱を用いて実験を行った。試験体の大きさは $1820\text{ mm}\times 1980\text{ mm}$ であり, 間柱を模した試験体フレームを木材で作り, これに縦方向に胴縁を取り付け, 更に胴縁に横張りでサイディングを取り付けた (Fig. 6)。胴縁には一般的な住宅にて使用され, メーカーの施工基準を満たしている木材 (断面 $18\text{ mm}\times 45\text{ mm}$) を用いた。またフレームと胴縁の間には 1 枚のビニールシートを挟み, 圧力箱に負圧を載荷することで試験体自体が圧力箱の蓋となり気密性を保つようにした。Table 1 に今回の研究で対象とするビスを示す。ビス①はメーカーが指定するビス要領 7 を最低限満たすもの, ビス②はメーカーが施工実験に用いており, ビス①よりも頭径の大きいものである。試験体に負圧

を載荷し, 試験体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 が載荷不可能となる時点まで載荷を行った。そして Fig. 6 に△で示す 16 箇所 で面外方向変位を測定し, 載荷後, 破壊形態を確認した。なお, サイディング 1 枚がフレームから完全に脱落した状態を「試験体の破壊」と定義する。また試験体破壊までに試験体に載荷された, 負圧の最大値 (絶対値) を「耐力」と定義する。

4. 2 載荷形式

本実験では実変動風荷重 (Fig. 3) に加えて段階式荷重 (Fig. 7) を採用することとした。その選定理由は以下のとおりである。複合金属サイディングと外壁を含む建築パネルの性能評価に関しては, それぞれ JIS A 6711⁸⁾ と JIS A1414⁹⁾ があるが, これらでは耐風性能は対象としていない。外壁パネルの耐風性能を求める実験方法として JIS の中で最も適切と考えられるものは JIS A 1515 (建具の耐風圧性試験方法)¹⁰⁾ であり, この実験で採用されている載荷形式は段階式荷重である。加えて一般的な外装材の耐風性能実験や鋼板製外壁に対する耐風性能実験方法を提案した SSW2011 (鋼板製外壁構法標準¹¹⁾) でも段階式荷重 (風圧レベルや圧力保持時間などは若干異なる) が採用されており, 本研究の目的に適していると考えた。段階式荷重は, 0 kPa から載荷速度 -0.1 kPa/sec で載荷し, 0.1 kPa ステップごとにその風圧レベルを 10 秒間保持する載荷を繰り返し, -0.4 kPa に達したら 3 分間載荷を保持する。その後, 残留変位測

Table 1 Fastener details (unit: mm).

	ビス頭径	呼び径	首下長さ
ビス① $\phi 3.3 \times 25\text{ mm}$	6.0	3.3	21.3
ビス② $\phi 3.8 \times 25\text{ mm}$	7.5	3.8	20.8

Fig. 6 Detail of wall specimen used for complete component test

Fig. 7 An applied step-up pressure trace.

定のために 0kPa まで除荷し、次の载荷に移る。以降 3 分間保持する風圧レベルを -0.8, -1.2, -1.6kPa と変化させて繰り返す。以上の载荷終了後に破壊が起これなければ 0kPa まで除荷後、载荷速度 -0.1kPa/sec で载荷し、0.1kPa ステップごとにその風圧レベルを 10 秒間維持する、という载荷手順を試験体が破壊するまで続ける。各ビス、载荷形式ごとに 5 体の試験体を用いた。

4. 3 実験結果

4. 3. 1 破壊の進行具合

载荷形式の違いが、試験体破壊に至るまでの挙動に違いを生んでいる。Fig. 8(a-c)に段階式荷重载荷時の、9 箇所の接合部付近のサイディングの変位を、Fig. 8(d)に载荷風圧の時刻歴を示す。载荷が進むにつれて全ての接合部で変位が徐々に進行し、载荷風圧が -2.9kPa に達した時、Y3-Y4 通りの接合部が X1-X4 に渡って、そしてその 1 秒後に Y5 通りの接合部が X2-X4 に渡って破壊し、試験体破壊に至った。破壊形態は全ての接合部において頭抜け破壊であった。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 つの接合部が破壊すると同じサイディング上の他の接合部で破壊が引き起こされ、隣り合うサイディングに対して荷重の再配分が瞬時に生じる。なお、計測の結果¹²⁾、鋼板と硬質ウレタンフォームのヤング係数はそれぞれ $1.94 \times 10^5 \text{N/mm}^2$, 53.4N/mm^2 であった。更に段階式荷重では大きな圧力が維持されるため、荷重の再配分後、近隣サイディングの接合部に大きな荷重が作用することで連鎖的な破壊になると考えられ、この傾向は他の試験体でも観察できた。

実変動風荷重载荷時の同様の結果を Fig. 9 に示す。図中、接合部で破壊が起きた時刻を実線で示し、時刻歴全体での絶対値が最大となる負圧 (Fig. 9 (d) の○) に対応する時刻を Fig. 9 (a-c) にて破線で示す。時刻 134 秒における最大負圧 -3.1kPa では変位は進行したが、いずれの接合部でも破壊せず、時刻 186 秒における約 -2.9kPa の負圧によって Y4 通りで頭抜け破壊、X1Y3 でビス抜け破壊が発生している。そして段階式荷重载荷時とは異なり、他のサイディングでの破壊はすぐに起こらず、約 130 秒後の時刻 322 秒における -3.04kPa の負圧で Y3 通りの接合部が頭抜け破壊し、更にその約 40 秒後 (約 369 秒時点) の -2.89 kPa の負圧で Y5 通りの接合部が頭抜け破壊した。このように段階式荷重と同様に 1 つの接合部が破壊すると、その直後に同じサイディングにおける接合部の破壊は起こるが、隣り合うサイディングにおける接合部の破壊は引き起こされない。これは最初のサイディングにおける破壊後、荷重の再配分が行われるが、段階式荷重時と異なり、大きな風圧レベルが維持されないため、異なるサイディングにまたがる短時間での連鎖的な破壊にはなりにくいと考えられる。そして荷重の再配分後は同じ载荷風圧

でも接合部 1 か所の負担する荷重が大きくなることで、比較的小さな载荷風圧レベルでも最終的な破壊に至ることがあり得ると考えられる。実際の被害状況においては建物隅角部において 2,3 枚のサイディングが脱落している被害がよく見られ、今回の結果を加味すると、実現象下では風荷重が長時間作用することによって複数枚の破壊が起きるのではないかと考える。

4. 3. 2 耐力

本実験では 1 に示した 3 種類の破壊形態が確認された。よって最初に発生した接合部の破壊形態に着目し、各実験条件、破壊形態ごとの耐力の平均値 (Mean) と変動係数 (COV) を Table2 の 4・5 列目に示す。

まず载荷形式の影響について検討する。その際、同じ破壊形態下における载荷形式の影響を見るべきであり、ビス①の試験体では頭抜け破壊が、そしてビス②の試験体ではビス抜け破壊が対象となる。段階式荷重下で得られた耐力は実変動風荷重下で得られた耐力の 85-90% となっており、試験体数は少ないが特にビス②で耐力差が顕著となっている。これは実変動風荷重では大きなピーク圧力が一瞬しか作用しないために変位が進みにくく、破壊が起きにくいことが原因と考えられる。

次にビス頭径の影響についてみると、頭径が小さいビス①を用いた場合、頭抜け破壊が支配的だが、ビス②では頭抜け破壊が支配的とは言えず、段階式荷重を载荷した場合に限っては嵌合部外れ破壊

Table 2 Summary of failure type and ultimate capacities.

	載荷形式	破壊形態	耐力(kPa)			
			実物大動風圧実験		要素実験	
			Mean*1	COV	Mean*1	COV
ビス①	段階式	ビス抜け	-	-	3.86(100)	0.23
		頭抜け	2.80(5)	0.09	2.80(4)	0.04
		嵌合部外れ	-	-	2.61(2)	0.08
	実変動	ビス抜け	-	-	3.86(100)	0.23
		頭抜け	3.04(5)	0.18	3.59(3)	0.14
		嵌合部外れ	-	-	3.21(5)	0.18
ビス②	段階式	ビス抜け	3.40(1)	-	4.45(100)	0.23
		頭抜け	-	-	-	
		嵌合部外れ	3.55(4)	0.12	2.83(6)	0.13
	実変動	ビス抜け	4.01(2)	0.08	4.45(100)	0.23
		頭抜け	3.51(2)	0.01	4.28(2)	0.05
		嵌合部外れ	-	-	3.38(7)	0.19

*1:括弧内の値は計算に用いた試験体数を示す

Fig. 8 Displacement time histories at screws (a-c) and the applied step-up pressure trace (d) for a specimen fastened with nail #1.

Fig. 9 Displacement time histories at screws (a-c) and the applied fluctuating pressure trace (d) for a specimen fastened with nail #1.

が支配的である。よってビス頭径が比較的小さい場合は頭抜け破壊が支配的であるが、頭径を大きくすると複数の破壊形態が発生し易くなり、かついずれの破壊形態でも耐力が向上すると考えられる。

最後に得られた耐力値のばらつきであるが、いずれの場合でも変動係数が 0.2 以下となり、比較的少ない試験体数でも適切な耐力の評価が可能であると考えられる。

5. 要素実験

5. 1 ビス引抜実験

5. 1. 1 実験概要

胴縁に対するビスの引抜強度に依存するビス抜け破壊に関しては、ビスを胴縁に取り付けた試験体を用いて引抜実験を行った。ビスを鉄板と共に木材に打ち付け、インストロン材料実験機を用いて、鉄板ごとビスを引き抜いた (Photo3 左)。引抜速度は JAS¹³⁾で定められている 5 mm/min とその 2 倍の 10 mm/min とし、各ビス・引抜速度で 50 体ずつ実験を行った。

5. 1. 2 実物大動風圧実験結果との比較

2つのビスにおいて検討した範囲内では、載荷速度による引抜強度への影響は見られず、Kolmogorov-Smirnov 検定を行っても有意な差は認められなかった。よって、各ビスに対して両載荷速度の結果を合わせて、合計 100 体の結果として扱う。また、求めた引抜荷重を風圧に換算する際に用いるビス 1 本の荷重負担面積は、対象とするビスに対して、隣り合うビスとの中間位置を荷重負担面積の境界と仮定し計算した。つまり、本研究で用いるサイディングの縦幅は 396 mm、固定間隔を 500 mm と設定しているため、風圧換算に用いる荷重負担面積は、396 mm×500 mm とした。

今回得られた引抜耐力 (=最大引抜荷重/荷重負担面積) は、載荷方法には依存しないものと仮定し、ビス抜け破壊の要素実験の耐力として Table2 の 6・7 列目に記す。同じビスでも呼び径の大きいビス②の方が引抜耐力は若干大きくなった。また破壊進行としては、最大引抜耐力に達した後急激に変位が進行する。よって実際の風荷重のように大小様々な大きさのピーク圧力を有する時刻歴を載荷した際、最大載荷風圧レベルに耐えた後、小さな風圧レベルでビス抜け破壊が発生する可能性があると考えられる。実際に今回行った実物大動風圧実験において 2 体の試験体を実変動風荷重下においてビス抜け破壊し、耐力値に比べて試験体破壊時の風圧レベルの絶対値は小さかった。そのうち一つは風圧レベルの差が約 0.9kPa あった。

次に実物大動風圧実験で得られた耐力値との比較であるが、要素実験で得られた耐力の方が大きくなった (110–130%増)。原因としては耐力変換に用いた荷重負担面積が挙げられ、サイディングが剛性を有しているため、想定した荷重負担面積が実際よりも小さかつ

Photo 3 Partial component test setups for screw pull-out failure (left) and for screw pull-over and siding dislodge failures (right).

たことが考えられる。これを確認するためには、サイディングに作用した風圧によって各接合部位置にどのような応力が作用するのかを求める必要がある。加えてサイディングの変形などにより、実物大動風圧実験ではビスに作用する引抜荷重が必ずしもサイディングに対して垂直な方向に作用しておらず、今回行ったビス引抜実験ではこの影響を考慮できていなかった点も考えられる。

5. 2 頭抜け・嵌合部外れ破壊実験

頭抜け破壊と嵌合部外れ破壊を分けて要素実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 つの破壊形態の要素実験を併せて行った。基本的な実験方法は実物大動風圧実験と同じ圧力箱方式での圧力載荷であるが、試験体を小さくし、また実験を容易にするため試験体を水平置き (外壁外側に鉛直下方向に向く) できるよう、新たに圧力箱を設計・製作して実験を行った (Photo3 右)。

5. 2. 1 実験概要

試験体寸法は 1200mm×1200mm であり (Fig. 10)、ビスは Table1 に示した 2 種類のビスであるが、ビス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。載荷形式は実物大動風圧実験と同様に段階式荷重 (Fig. 7) と実変動風荷重 (Fig. 3) の 2 種類を載荷し、合計 4 種類 (ビス 2 種類×荷重形式 2 種類) の実験を行い、それぞれの実験で 6,7 体の試験体を用いた。

実験では Fig. 10 における Y3 通りのビスの実現象下における挙動に着目するため、X3Y3 の固定箇所 (Fig. 10 点線部分) を正確に再現し、かつできるだけ小さな試験体・圧力箱を設計した。また予備実験において、Y3 通り以外の部分で嵌合部外れ破壊が先行して発生することがあり、これを防ぐため、Fig. 10 に×で示す嵌合部をボルトで固定した。各接合部における破壊の瞬間の特定と X3Y3 の固定箇所周辺の変位を確認するため、9 箇所 (△) でフレームと胴縁に対するサイディングの相対変位を測定した。

5. 2. 2 実物大動風圧実験結果との比較

破壊形態として X3Y3 において頭抜け破壊が発生するか、Y3 通りで嵌合部外れ破壊が発生するか、2 つの破壊が同時に発生するか、の 3 種類が確認された。従って、以上 3 つのいずれかが発生した時点を「破壊」とする。また実物大動風圧実験と同様、破壊までに試験体に載荷された、最大負圧 (絶対値) を「耐力」と定義する。実験条件ごと、最初に発生した破壊形態ごとに耐力の平均値を求め、Table2 の 6・7 列目に示す。2 つの破壊が同時に発生した場合はそ

Fig. 10 Detail of wall specimen used for partial component test.

れぞれの破壊形態に対して平均値の計算にカウントした。例えばビス②と実変動風荷重の組み合わせでは5体が嵌合部外れ破壊、2体が2つの破壊形態を示した。よって頭抜け・嵌合部外れ破壊の耐力算定にはそれぞれ2体、7体の結果を用いた。なお、この要素実験で得られた耐力はサイディングの自重を指し引いた値となっている。

まず載荷形式の違いであるが、いずれの破壊形態においても段階式荷重に比べて実変動風荷重を載荷した場合の耐力が大きくなり、実物大動風圧実験と同様の結果であった。よって段階式荷重を耐力算定実験に用いると耐力を安全側に評価することになり（実変動風荷重時の耐力の80-90%）、その程度は用いるビスや破壊形態によって異なることが分かった。

ビスの影響としては、頭径が大きくなることで頭抜け破壊から嵌合部外れ破壊への破壊形態の移行が見られ、この傾向は実物大動風圧実験結果と似ている。しかし実物大動風圧実験結果に比べて、頭径を大きくしたときに得られる耐力は（破壊形態によらず）頭径の小さいビスを用いたときの頭抜け破壊時の耐力より顕著に大きくならない。この原因としては2つ挙げられ、いずれも要素実験で小さな試験体を用いたことに起因すると考える。1つ目はビス頭径が大きいときに支配的な嵌合部外れ破壊は局所的な破壊ではなく、サイディング丸ごと1枚といった広範囲に渡る破壊である点である。このため寸法の小さな試験体を用いている要素実験においては寸法の大きな試験体を用いた実物大動風圧実験よりも嵌合部外れが発生し易くなったと考えられる。2つ目の要因としては要素実験の試験体に施したボルト固定である。試験体を小さくするために、着目しているFig. 10のY3から離れたY1-Y2, Y4-Y5間のサイディングの幅を狭くした。かつY1-Y2間のサイディングは上下端ともビスで固定されているため、このサイディングの変位量が他のサイディングの変位量より極端に小さくなり、Y3よりもY2で嵌合部外れが発生し易くなってしまった。これを防ぐためにボルト固定をしたが、同様のサイディング変位量の差がY2-Y3間、Y3-Y4間のサイディングで生じ、Y3での嵌合部外れが起き易くなった。上記2つの理由により、要素実験で得られた耐力値はビス頭径の増加に伴い必ずしも大きくならなかったと考える（実変動風荷重載荷時の耐力の80%）。

また頭抜け破壊時の耐力は、実物大動風圧実験で得られた耐力よりも大きな値となった（100-120%増）。この原因は着目した接合部周辺の荷重負担面積を適切に評価していなかったことによる。4. 3. 1で述べたように1つの接合部が破壊すると荷重の再配分が発生し、特に実変動風荷重載荷時はこの影響が重要となる。要素実験にて着目したX3Y3のビスの荷重負担面積は正しく再現されているが、X3Y3周辺のビスの荷重負担面積は実際よりも小さく、より大きな風圧に耐えることができ、結果としてX3Y3のビスの耐力が向上したと考えられる。

以上の結果より、頭抜け破壊と嵌合部外れ破壊、いずれの破壊形態においても着目する接合部近隣の接合箇所の荷重負担面積まで試験体を再現する必要がある、要素実験から得られた耐力が過大・過小評価するのは破壊形態に左右されることが分かった。

6. まとめ

簡易な試験体・実験方法を用いた要素実験は外装材の耐風性能評

価方法として広く行われている。しかし要素実験から得られる外装材許容耐力が、より実状況に近い実験環境で得られた耐力に比べてどの程度過大・過小評価しているのかはあまり知られていない。そこで複合金属サイディングを用いた外壁システムを対象とし、アセンブリ試験体を用いた実物大動風圧実験と各破壊形態に着目することで寸法が小さく、かつ外壁システムの一部を再現した試験体の使用が可能となる要素実験を行い、2実験より得られる耐力差とそれに影響を与えるパラメータに関して検討した。以下に本研究で得られた主な結果をまとめる。

載荷形式：実際の風荷重を簡易化した段階式荷重の載荷では耐力を過小評価（実物大動風圧実験で85-90%、要素実験で80-85%）しており、安全側の評価となっている。

試験体寸法：試験体寸法が小さすぎると破壊形態に応じて耐力を過大評価・過小評価する（80-130%）。

試験体数：寸法の大きなアセンブリ試験体を用いた場合の、耐力の変動係数は0.1~0.2となり、比較的ばらつきは小さい。よって複数の試験体を用いることが望ましいが、必ずしも多くの数を用いる必要はない。

謝辞

本研究は科研費「基盤研究B（課題番号24360221）」（代表：植松康）、一般財団法人住総研「2013年度研究助成」（代表：ガヴァンスキ江梨）を受けて行われた。載荷装置の製作には丸山暁氏をはじめ、東北大学工学部・工学研究科技術部製作技術班より多大な協力を得た。ここに記して謝意を表する。

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) 日本建築学会: 建築物荷重指針・同解説, 2015.
- 3) Kopp, 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.
- 4) 星野菜紡, 高橋麻衣, ガヴァンスキ江梨, 植松康: 実変動風荷重下における外壁システムの耐風性能評価法に関する研究 その2 金属サイディングを用いた試験による実大動風圧実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造I, pp. 241-242, 2014.
- 5) Gavanski, E., 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.
- 6) 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.
- 7) IG工業株式会社: 2013年8月版 アイジー断熱サイディング ガルスパンRシリーズ施工説明書, 2013.
- 8) JIS A 6711: 複合金属サイディング, 2004.
- 9) JIS A 1414: 建築用構成材(パネル)及びその構造部分の性能試験方法, 2007.
- 10) JIS A 1515: 建具の耐風圧性試験方法, 1998.
- 11) 日本金属屋根協会, 日本鋼構造協会: 鋼板製外壁工法標準 SSW2011, 2011.
- 12) 渡部慶, ガヴァンスキ江梨, 植松康: 金属サイディング固定部の頭抜け破壊を対象とした耐風性能評価に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 材料施工, pp. 927-928, 2015.
- 13) JAS: 構造用パネルの日本農林規格, 2013.

INVESTIGATION ON WIND RESISTANCE EVALUATION METHOD OF COMPOSITE SIDINGS WITH METAL

*Eri GAVANSKI**, *Mai TAKAHASHI*** and *Yasushi UEMATSU****

* Research fellow, Disaster Prevention Research Institute, Kyoto University, Ph.D.

** Taisei Corporation, M.Eng. (Grad. Stud. at Graduate School of Engineering, Tohoku University when this research was performed)

*** Prof., Dept. of Architecture and Building Science, Graduate School of Engineering, Tohoku University, Dr.Eng.

Cladding and components (C&C) of buildings tend to be frequently damaged during strong wind storms. Since there is a lack of standard C&C resistance capacity evaluation methods in C&C industries, it is possible that C&C resistance is not properly evaluated. When the evaluation test is performed, it is common to apply simplified loading such as ramp or sine-wave loadings instead of time-varying fluctuating loading, which represents realistic wind loading. In addition, although there are cases where specimens which fully represent the actual component of C&C are tested, it is more common to use a specimen composed of a limited number of relevant C&C components assuming several possible failure modes. In the latter case, C&C resistance is estimated by applying safety factors to the obtained minimum failure load in order to deal with the uncertainty caused by the specimen materials, testing methods and assumptions made in calculations. However, the adequacy of the safety factors is not generally examined. Hence, it is essential to quantify how much the resistance capacities obtained by such simplified methods differ from those obtained under more realistic wind storm situations in advance. The present study aims to quantify this difference in resistance capacity (i.e., failure load).

Utilizing a loading device that can apply realistic wind pressure to the surface of C&C materials, the present study performed both complete component C&C tests, which represent actual C&C failure situations in wind storms, and partial component tests which utilize specimens representing a limited number of relevant C&C component in order to focus on a specific failure mode of C&C. Composite sidings with metal, which are often used for the walls of residential buildings in Japan, were selected as the C&C material for the current study. Three types of failure pattern were expected to occur; namely, fastener pull-out failure, fastener pull-over failure, and siding dislodge failure.

In complete component tests, two types of loading patterns, step-up loading and dynamic wind loading, were applied to specimens whose size is 1.82m x 1.98m. "Step-up loading" is often employed for wall component resistance evaluation tests. "Dynamic loading" is generated based on the measurement of wind tunnel testing on walls of residential building models. The specimen was placed at one side of the pressure box (the siding side was faced toward the inside the pressure box) where hoses from loading devices, pressure loading actuators (PLAs), were connected. Through these hoses, spatially uniform suction pressure was created inside the pressure box, and acted on the surface of test specimen.

As partial component tests, two types of tests were scheduled, considering the three failure patterns of composite sidings with metal. One test quantified the failure load of fastener pull-out failure by simply pulling screws attached to wood strips. Another test obtained the failure load of either fastener pull-over failure or siding dislodge failure, using a pressure box and PLAs the same way as in complete component tests, but with a much smaller specimen size of 1.2m x 1.2m.

By comparing the obtained results from complete component and partial component tests, it was found that 1. The failure load obtained under step-up loading was smaller than the one obtained under dynamic loading, 2. With the use of a smaller specimen size, the obtained failure load can be under- or over-estimated when compared to the failure load obtained with large specimens, depending on the failure pattern, 3. The variation of failure load is relatively small when large test specimens are used, meaning that it is not necessary to perform resistance evaluation tests with numerous test specimens.

(2015 年 7 月 30 日原稿受理, 2015 年 10 月 28 日採用決定)