

## 解体再利用の容易性を考慮した 軸組構法用耐力壁パネルのせん断性能\*1

関野 登\*2, 東野 正\*3, 澤辺 攻\*4, 山内英彦\*5

### Shear Properties of Wood-Frame Wall Panels Designed for Easy Demolition and Recycling\*1

Noboru SEKINO\*2, Tadashi HIGASHINO\*3,  
Osamu SAWABE\*4 and Hidehiko YAMAUCHI\*5

To develop wood-frame wall panels which are easy to demolish and recycle, a new wall panel with less nailing was designed. It consists of sheathing plywood enclosed at its perimeter within laminated-veneer-lumber frames with slits, which is similar to the glass and frame of a fixed window. The structure of this wall panel fits in with traditional Japanese wood walls (Shinkabe) having sheathing materials between columns. The shear properties of this Shinkabe-like panel were investigated by racking tests and were compared to those of conventional walls sheathed with plywood (Okabe). Both tie-rod type and dead-load type racking tests were conducted.

The Shinkabe-like panel had maximum shear resistance, yield strength and ultimate strength greater than Okabe, whereas its ductility was less. This trend was more prominent in tie-rod type than in dead-load type tests. Furthermore, the new panel exhibited a feature different from the Okabe in that the shear resistance at failure both in positive loading and the subsequent negative loading were equivalent. Shear resistance factors obtained for the Okabe were 2.3 for both tie-rod type and the dead-load type tests, whereas those for the new panel were 2.6 for both the tests. Based on these results it can be concluded that the Shinkabe-like panel developed in this study has shear properties the same as or a little superior to the conventional Okabe with sheathing plywood of the same grade.

*Keywords*: Shear property, shear resistance factor, wall panel, sheathing plywood, Shinkabe.

釘打ちが少なく解体が容易な耐力壁パネルとして、合板の周囲をスリット付き枠材で取り囲む真壁的な壁パネルを考案した。そのせん断性能を評価するため、大壁仕様の合板張耐力壁を比較対照とした面内せん断試験(タイロッド式および載荷式)を行い、以下の知見を得た。

この壁パネルは大壁パネルよりも大きな最大耐力、終局耐力、降伏耐力を示す一方で、構造特性係数が大きく、大壁パネルに比べて靱性に乏しいという特徴が現れた。この傾向は載荷式試験よりもタイロッド式試験において顕著であった。また、大壁パネルでは正負荷の破壊で合板が軸組から浮くと、続く負荷では抵抗性が発揮できないが、この壁パネルでは健全な別の対角部が抵抗するため加力方向による耐力の差は小さく、大壁とは異なる特徴が現れた。大壁式パネルの壁倍率はタイロッド式、載荷式ともに2.3であった。一方、この壁パネルの壁倍率はタイロッド式、載荷式ともに2.6となり、同一仕様の合板を用いた大壁式耐力壁と比べて同等以上のせん断性能を持つと判断できる。

\*1 Received October 9, 2001; accepted August 23, 2002. 本研究の一部は第51回日本木材学会大会(2001年4月、東京)で発表した。

\*24 岩手大学農学部 Faculty of Agriculture, Iwate University, Morioka 020-8550

\*3 岩手県林業技術センター Iwate Prefectural Forestry Technology Center, Iwate 028-3623

\*5 (株)ヤマウチ Yamauchi Co. Ltd., Miyako 027-0025

## 1. 緒 言

わが国の軸組構法住宅に関して、昨今では熟練技能者の減少や住宅の要求性能の向上を背景に生産供給の合理化が強く求められるようになった。建設省告示<sup>1)</sup>に基づく合理化システム認定制度が平成元年に発足して以来、既に700を超える認定件数<sup>2)</sup>があり、合理化の必要性が浮き彫りとなっている。

合理化の手法は、パネル化構法、接合金物構法および枠組壁工法との折衷構法に大別されている<sup>3)</sup>。パネル化構法とは、床・壁・屋根等をパネル化して柱・梁等の主要構造部材に取り付ける構法である。本研究では、この構法に用いる新たな耐力壁パネルの開発を試みた。それは以下の特徴を持つ木質面材耐力壁パネルである。

- ① パネル組立や軸組への取り付けに要する釘本数を減らし、解体再利用の容易性を確保する。
- ② パネル周囲と軸組の隙間を施工時に解消できる構造とし、壁体の気密性を確保する。
- ③ 木質面材の面内せん断性能を活かすために、面材を真壁仕様の様に配置する。
- ④ 壁体内部の室内側に配線・配管用のスペースを確保する。

このパネル（以下、WFパネルと呼ぶ）の概観をFig. 1に示す。ただし、Fig. 1は解体時の様子であり、パネルの詳細はFig. 3に示してある。面材と枠材の関係は、はめ殺し窓のガラスと窓枠の關係に類似する。すなわち、スリットを設けた周囲枠材に面材が差し込まれたパネルであり、工場出荷時に面材と周囲枠材は釘着されていない。ただし、支障なく運搬できる程度に枠材仕口に金物接合を施す。現場でのパネル施工時に、面材-枠材-軸材を一度に釘接合することでパネル-軸材間の気密性を確保する。一方、これらの釘を引き抜くことで容易に解体できる。

WFパネルは構造的には真壁仕様に属する。建設省告示<sup>4)</sup>では、面材および釘打ち仕様が同じ場合、大壁と真壁で同一の許容せん断耐力（壁倍率）を与えているが、WFパネルがそれと同様に扱えるかは不明である。また、木質面材を用いた真壁軸組では、せん断変形時に面材の筋かい的な抵抗性が高くなり、軸組仕口の接合強度が重要との指摘がある<sup>5,6)</sup>。したがって、ホールダウン金物（以下、HD金物と記す）等で軸組が補強された場合、WFパネルのせん断性能は大壁式パネルと異なる可能性がある。そこで本研究では、大壁式の耐力壁を比較対照として、タイロッド式面内せん断試験および軸組補強の程度を変えた載荷式面内せん断試験を行い、WFパネル

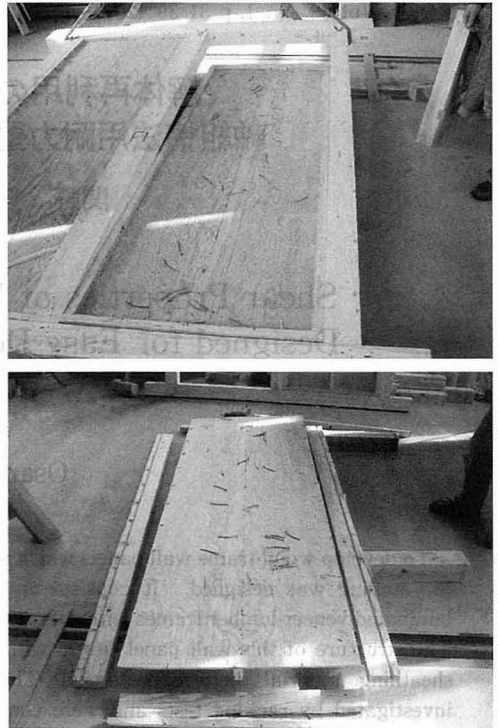


Fig. 1. Views of the shear wall panel developed in this study. (Upper; a panel being taken off the wood frame, lower; disassembled panel parts)

のせん断性能を評価した。なお、壁倍率の評価は従来法<sup>7)</sup>および現行法<sup>8)</sup>の両方で行い、評価結果の差異についても言及した。

## 2. 実験方法

### 2.1 供試材料

材料はすべて市販製品で、軸組には構造用集成材（スプルー）を用いた。土台と管柱は105 mm 正角材、桁材は105×180 mm 平角材である。耐力壁パネルの枠材および大壁耐力壁の間柱にはLVLを、面材には厚さ9 mmの構造用合板を用いた。これらの基礎材質をTable 1に示す。

### 2.2 試験体

軸組はFig. 2に示す寸法であり、集成材の接着層が軸組見付け面に現れるように軸材を配置した。上下各3箇所仕口の仕口は短ホゾで、側面からCN90釘を1本打った。この仕様は後述のタイロッド式せん断試験で用い、載荷式せん断試験では2種類の仕口補強を施した。すなわち、山形金物（Z金物 No. 82-1、長さ117 mm、ZN90釘8本で固定）のみによる補強、および山形金物・HD金物併用補強（以下、それぞれ

Table 1. Basic properties of the materials used for shear walls.

Property	Glued laminated lumber		LVL	Plywood
	Column and sill	Girder		
Species	Spruce	Spruce	Radiata pine	Larch
Dimension (mm)	105×105×3000	105×180×3000	105×30×3000	910×2430×9
Specific gravity	0.46	0.48	0.56	0.66
Number of layers	5	6	9	5
MOE (Ave.±std, GPa)	11.4±1.0	13.5±0.9	11.8±1.3	7.7±0.5 <sup>a)</sup> , 3.2±0.4 <sup>b)</sup>
MOR (Ave.±std, MPa)	—	—	69.3±16.6	72.5±5.9 <sup>a)</sup> , 42.1±7.3 <sup>b)</sup>
Grade	JAS E105-F345	JAS E95-F300	—	JAS 1st-CD, F1

<sup>a),b)</sup> Parallel and perpendicular to the face grain, respectively.

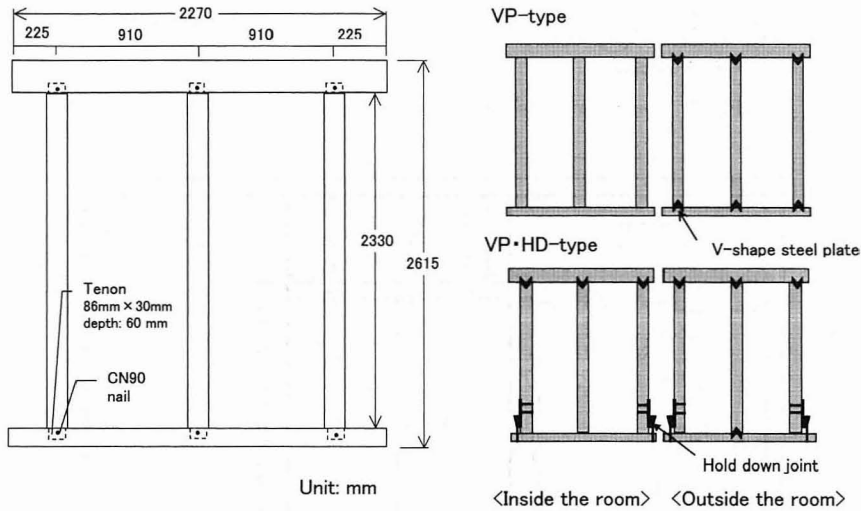


Fig. 2. Geometry of the wood frame and two types of joint reinforcement.

WF仕様、VP・HD仕様と記す)であり、補強箇所はFig. 2の通りである。用いたHD金物は幅狭ボルトタイプ(Z金物No. 82-1 S-HD10)であり、径15 mmのボルト2本で柱へ、径19 mmの座金付きボルト1本(座金径58 mm)で土台に緊結された。なお、土台下面に設ける座金穴は径65 mm、深さ15 mmとした。

WFパネルの組立および軸組への接合は、以下の手順で行った。まず、縦柱と上下柱にFig. 3に示す寸法のスリットをモルダーで加工した。ただし、スリット幅は合板が容易に挿入されるように10.0 mmとしてある。寸法を773 mm×2298 mmに裁断した合板を四周の枠材に挿入した後、枠材の突き付け仕口をコーススレッド2本(長さ65 mm・直径4.2 mm)で接合した。同様の方法で中柱(断面: 30×70 mm)を上下柱に接合し、合板と中柱はCN50釘150 mm間隔で接合した。完成したパネルを軸組にはめ込み、ネイラーを用いてCN90釘を200 mm間隔で斜め打

ちした。なお、軸組への装着性を確保するため、パネル外寸は軸組内寸マイナス2 mm(周囲1 mm)とした。

比較用の大壁式パネル(以下、Cパネルと呼ぶ)では、前述の軸組に断面30 mm×105 mmの間柱を設け(CN75釘3本、斜め打ちで土台および桁へ接合)、寸法910 mm×2430 mmの合板2枚を軸組片面に釘着した。ただし、VPおよびVP・HD仕様で補強した軸組では、Fig. 2で示す室外側へ合板を釘着した。用いた釘はCN50で、釘間隔は周囲および間柱とも150 mmとし、周囲釘の縁端距離は25 mmとした。

作製した試験体はWFパネルが6体(軸組無補強、VP仕様補強、VP・HD仕様補強で各2体)であり、Cパネルが7体(軸組無補強3体、VP仕様補強、VP・HD仕様補強が各2体)である。

### 2.3 面内せん断試験

試験はJIS A1414 面内せん断試験(A)および(B)に

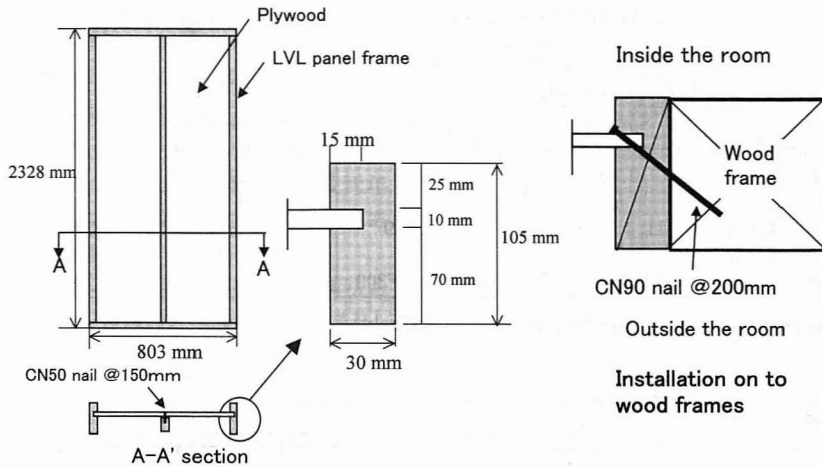
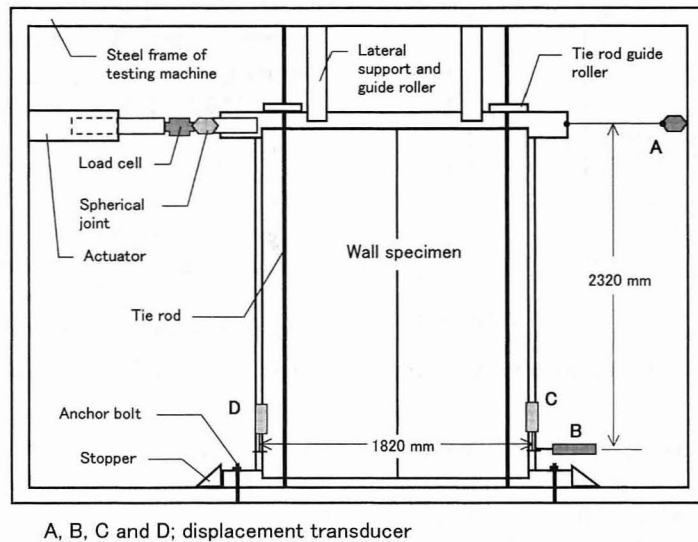


Fig. 3. Geometry of shear wall panel specimens (WF panel).



A, B, C and D; displacement transducer

Fig. 4. Setup of racking test.

準じて行った。用いた試験機は(株)JT トーシ製壁せん断試験機(SST-100-SV2)で、負荷能力は100 kN、最大ストロークは±300 mmである。試験機および試験体セットアップ(タイロッド式)の概略をFig. 4に示す。軸組の土台をストッパーで水平方向に固定し、アンカーボルト2本で試験機底部に緊結したほか、桁両側には振れ止めローラーを設置した。タイロッド式試験では、柱中心から150 mm内側の位置にタイロッドを設けた。一方、載荷式試験では、桁上部に長さ180 cm、重量3528 N(1 m当たり1960 N)の鋼製ブロックを載せた。また、HD金物のボルトとアンカーボルトの間隔は約80 mmであった。

変位をFig. 4に示した位置で測定し、変位計A、Bの測定値を変位計間の垂直距離で除し、見かけのせん断変形角 $\gamma_1$ を求めた。また、同様な方法で変位計C、Dの測定値より回転角 $\gamma_2$ を求め、真のせん断変形角 $\gamma_3$ を、 $\gamma_3 = \gamma_1 - \gamma_2$ として算出した。

加力(荷重速度: 0.5~0.8 mm/秒)は正負交替負荷で行い、見かけのせん断変形角 $\gamma_1$ が±1/500, ±1/300, ±1/200, ±1/150, ±1/100, ±1/75, ±1/50に達する点で反転(繰り返しは各1回)させた。その後、最大荷重が観測されるまで正負荷を行い、続いて同様に負の負荷を行った。ただし、タイロッド式試験においてCパネル3体のうち2体は、正負荷のみの

繰り返した。

### 3. 結果および考察

#### 3.1 壁体自体のせん断性能

ここではタイロッド式試験の結果を示し、壁体自体のせん断性能について検討する。Fig. 5には荷重と $\gamma_3$ (真のせん断変形角)の関係を示した。また、

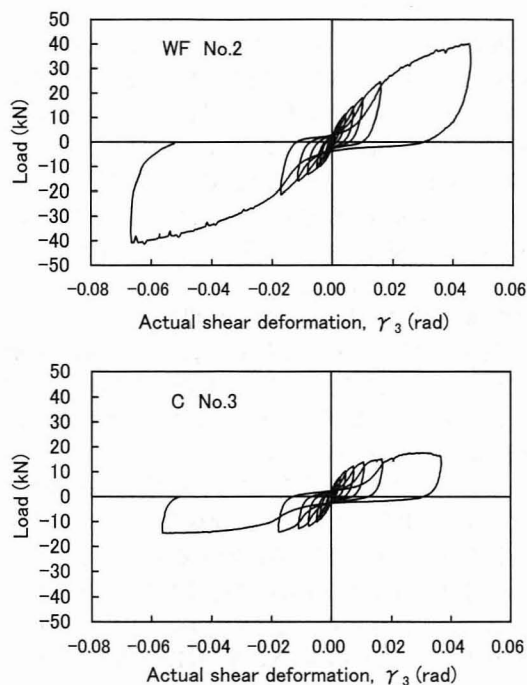


Fig. 5. Load-actual deformation curves observed in tie-rod-type racking tests.

Table 2には従来法<sup>7)</sup>および現行法<sup>8)</sup>によるせん断性能の評価に必要な諸値を一覧にした。

WFパネルの第一の特徴は最大耐力 $P_{max}$ が大きいことであり、その値はCパネルの約2倍であった。Cパネルの最大耐力が主に釘一面せん断耐力に依存するのに対し、WFパネルでは合板自体のせん断強度や枠材のめり込み強度に依存することが最大耐力を大きくする主因と考えられる。実際、Cパネルの破壊形態は、既報<sup>9)</sup>と同様に釘の引き抜けやパンチングアウトによる合板の浮きであった。正負荷の破壊で合板が軸組から浮くと、続く負負荷でも抵抗性

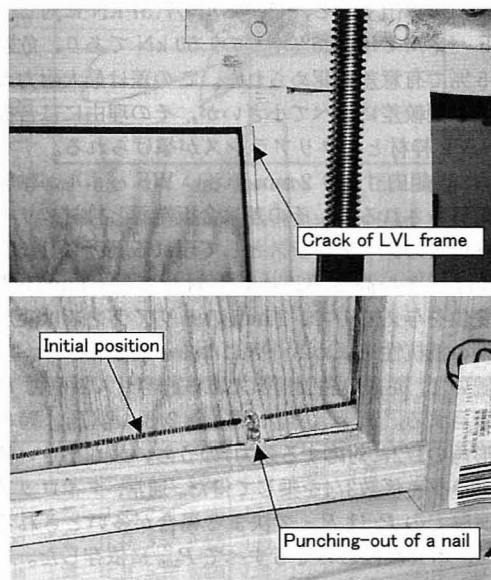


Fig. 6. Failure of WF panel specimens.

Table 2. Results of tie-rod-type racking tests.

Specimen	Load direction	$P_{300}^{a)}$ (kN)	$P_{max}^{b)}$ (kN)	$\gamma_{max}^{c)}$ (rad)	$P_7^{e)}$ (kN)	$P_3^{e)}$ (kN)	$P_{150}^{f)}$ (kN)	$P_y^{g)}$ (kN)	$K^{h)}$ (kN/cm)	$P_u^{i)}$ (kN)	$\mu^{j)}$ (kN)	$D_s^{k)}$	$P_e^{l)}$ (kN)	Ave. (kN)	Normal shear resistance	
															$P_0$ (kN)	Decisive factor
WF	+	9.86	42.64	0.053	33.03	7.41	14.47	23.64	0.59	38.86	2.10	0.558	13.93	12.92	9.69	$P_u(0.2/D_s)$ $P_u(0.2/D_s)$
		9.77	40.12	0.045	33.36	7.33	14.26	23.03	0.54	36.50	1.82	0.613	11.91			
	-	9.30	40.54	0.068	30.07	6.97	11.94	23.76	0.41	36.68	1.93	0.591	11.94	12.03	9.02	$P_{150}$ $P_{150}$
		9.05	41.31	0.062	29.01	6.77	12.12	22.99	0.41	37.74	1.88	0.600	12.12			
C	+	7.74	23.07	0.047	19.18	5.81	14.49	15.97	0.52	20.71	4.38	0.358	15.97	12.35	4.24	$P_y$ $P_y$ $P_y$
		5.81	19.56	0.057	18.09	4.37	9.75	10.29	0.47	17.61	4.27	0.363	10.29			
		8.35	17.62	0.030	14.67	6.28	11.86	10.78	0.62	16.12	3.52	0.406	10.78			
	-	8.37	14.68	0.055	12.18	6.28	11.20	9.33	0.69	14.00	6.84	0.280	9.33	9.33	7.00	$P_y$

<sup>a)</sup> Shear resistance corresponding to the actual shear deformation of 1/300 rad.

<sup>b)</sup> Maximum resistance. <sup>c)</sup> Actual shear deformation at  $P_{max}$ .

<sup>d)</sup> Shear resistance corresponding to half of  $\gamma_{max}$ . <sup>e)</sup> Allowable shear resistance.

<sup>f)</sup> Shear resistance corresponding to the actual shear deformation of 1/150 rad.

<sup>g)</sup> Yield strength. <sup>h)</sup> Stiffness. <sup>i)</sup> Ultimate strength.

<sup>j)</sup> Ductility factor. <sup>k)</sup> Behavior factor. <sup>l)</sup> Minimum value among  $P_{150}$ ,  $P_y$ ,  $P_u(0.2/D_s)$ ,  $2/3P_{max}$ .

が発揮できず、正負荷に比べて最大耐力は2割程度減少した。一方、WFパネルの破壊形態は、Fig. 6に示すようなパネル対角部での釘のパンチングアウトやLVL 枠材の割れが主体であった。そのため負負荷での破壊時には、健全な別の対角部の抵抗性が発揮され、正負荷と同等の最大耐力を示すという特徴が現れた。また、WFパネル解体後の観察では、対角部付近の枠材スリット底部に最大深さ5 mm程度のめり込み痕および多数の割れが認められたが、合板端面の損傷は軽微であった。

次に、特定変形角に対する耐力として、従来の指標である  $P_{300}$  ( $\gamma_3=1/300$  rad 時の耐力) に着目する。平均値を算出すると、Cパネルの7.57 kN に対してWFパネルでは約25%増しの9.50 kN であり、危険率5%で有意差が認められた。この差は最大耐力のパネル間較差に比べて小さいが、その理由には合板とLVL 枠材とのクリアランスが挙げられる。すなわち、軸組内寸より2 mm 小さいWFパネルが軸組に釘打ちされると、その差は合板端面と枠材スリット底面とのクリアランスとして現れる。変形角1/300 rad はパネル高さ2328 mm に対して約8 mm の水平変位を与えるので、2 mm のクリアランスは変形初期の抵抗性を弱める一因になると推察される。

続いて、従来の評価指標である許容せん断耐力  $P_a$  に着目する。 $P_a$  は、 $P_{300}$ 、 $P_{\max} \times 2/3$ 、 $P_7$  ( $P_{\max}$  時の変形角の1/2に対応する耐力) のうち、最も小さい値にパラッキ係数3/4を乗じて得た。通常、タイロッド式試験での  $P_a$  は  $P_{300}$  で決まる場合が多いとされるが<sup>10)</sup>、本実験においてもすべて  $P_{300}$  に依存した。したがってWFパネルは、Cパネルに対して  $P_{\max}$  や  $P_7$  で著しく優位なもの、その  $P_a$  はCパネルの2~3割増しに留まった。壁倍率 ( $P_a/L/1.27$  kNm<sup>-1</sup> L: 試験体の壁の長さ) に換算すると、WFパネルが平均3.1、Cパネルが平均2.4となった。

次に、現行の評価方法による諸特性値 (Table 2 参照) に着目する。なお、これらの算出には軽部<sup>11)</sup>の方法を用いた。まず、降伏耐力  $P_y$  を見ると、WFパネルでは平均23.4 kN となり、Cパネルの平均11.6 kN に対して約2倍の値となった。終局耐力  $P_u$  に関してもほぼ同様な傾向が認められた。また、靱性の指標となる構造特性係数  $D_s$  ( $D_s=1/\sqrt{2\mu-1}$ 、 $\mu$ : 塑性率) を見ると、WFパネルは0.56~0.61の範囲 (平均0.59) にあり、Cパネルの0.28~0.41 (平均0.35) より大きくなった。すなわち、WFパネルはCパネルと比べて、耐力が大きな割には靱性に乏しい構造と言える。

さて、両パネルの壁倍率を比較するため、短期基

準せん断耐力  $P_0$  を加力方向別に求めて Table 2 に示した。なお、 $P_0$  は、 $P_{150}$ 、 $P_{\max} \times 2/3$ 、 $P_y$ 、 $P_u \times (0.2/D_s)$  の4指標の各平均値のうちで最も小さい値を  $P_0$  とし、 $P_0$  にパラッキ係数を乗じて算出され<sup>12)</sup>、パラッキ係数は母集団を正規分布と見なした信頼水準75%の50%下側許容限界値を基に、 $1-(\text{変動係数}) \times \text{定数 } k$  で与えられる ( $n=3$  の場合、 $k=0.471$ )<sup>15)</sup>。ただし、本実験では試験体数が3以下と少ないため、2以下の場合には安全を見てパラッキ係数を従来法と同様の3/4とした。さて、Table 2 に示される  $P_0$  を見ると、WFパネルは両方向でほぼ同等の耐力を示すことが大きな特徴である。壁倍率 ( $P_0 \times \alpha/L/1.92$  kNm<sup>-1</sup>  $\alpha$ : 耐力低減係数) を  $\alpha=1.0$  として算出すると、WFパネルで平均2.6、Cパネルで平均2.3となった。従来の評価方法による壁倍率と比べると、Cパネルは同等であるがWFパネルでは1ランク低い位置付けとなった。

### 3.2 軸組接合強度を含むせん断性能

載荷式試験で得られた荷重と  $\gamma_1$  (見かけのせん断変形角) の関係を Fig. 7 に例示した。また、Table 3 には従来法<sup>7)</sup> および現行法<sup>8)</sup> によるせん断性能の評価に必要な諸値を一覧にした。

まず、従来の評価方法により、一般的な仕口補強に属するVP仕様について、両パネルのせん断性能を比較する。特定変形角に対する耐力として  $P_{120}$  ( $\gamma_1=1/120$  rad 時の耐力) に着目すると、WFパネルは12.0~14.1 kN の範囲 (平均13.1 kN) にあり、Cパネル (11.1~13.3 kN, 平均11.8 kN) より若干高い値ではあるが、有意差は認められなかった。また、最終破壊はいずれの試験体もVP金具の釘接合付近での土台割れ (Fig. 8(a)参照) となり、WFパネルの  $P_{\max}$  (平均14.3 kN) とCパネルの  $P_{\max}$  (平均13.8 kN) の間に有意差は無く同等レベルとなった。許容せん断耐力  $P_a$  は、すべての試験体で  $P_{\max}$  に依存し、結果として両パネルの  $P_a$  は同等と見なせる。壁倍率に換算すると、WFパネルが平均3.1、Cパネルが平均3.0となった。

VP・HD仕様について同様な比較を行うと、 $P_{120}$  の値はWFパネルで平均15.3 kN、Cパネルで平均14.4 kN となり、両者の間に有意差は認められなかった。WFパネルの  $P_{120}$  は、加力方向で値が多少異なるが、これは合板と枠材のクリアランスに偏りが生じたためと推察される。一方、VP・HD仕様での  $P_{120}$  は、VP仕様に比べてWFパネルで1.17倍、Cパネルで1.22倍となり、仕口補強の充実がせん断変形の抵抗力向上に寄与することが確認できる。また、仕口補強の充実には  $P_{\max}$  および破壊形態にも大きく影

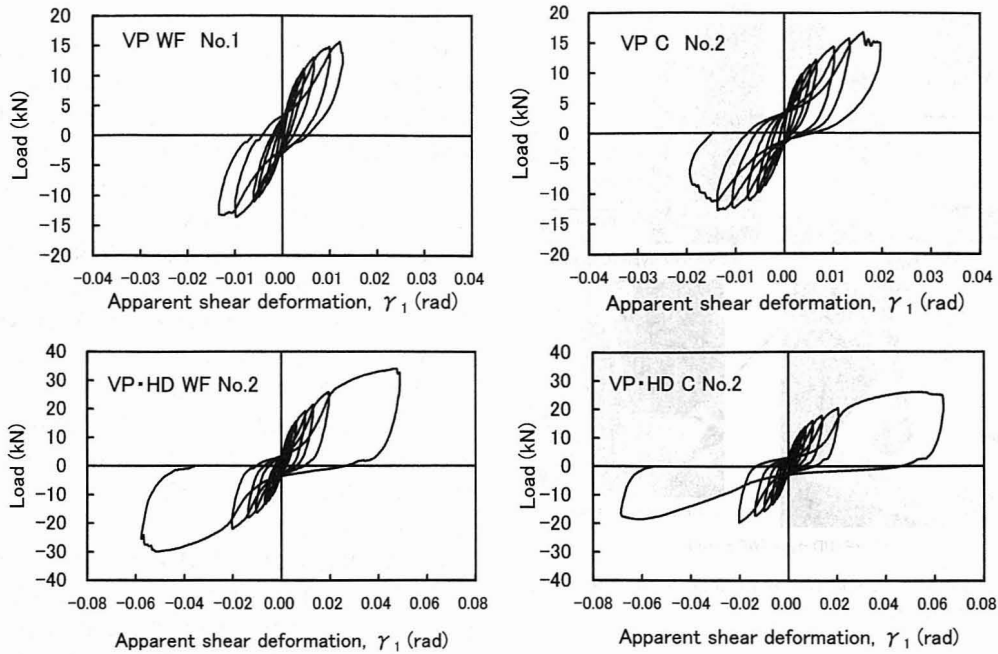


Fig. 7. Load-apparent deformation curves observed in dead-load-type racking tests.

Table 3. Results of dead-load-type racking tests.

Specimen	No.	Load direction	$P_{120}^{(b)}$ (kN)	$P_{max}^{(c)}$ (kN)	$\gamma_{max}^{(d)}$ (rad)	$P_y^{(e)}$ (kN)	Allowable shear resistance		$P_y^{(g)}$ (kN)	$K^{(h)}$ (kN/cm)	$P_v^{(i)}$ (kN)	$\mu^{(j)}$ (kN)	$D_s^{(k)}$	$P_e^{(l)}$ (kN)		Normal shear resistance	
							$P_a^{(f)}$ (kN)	Decisive factor						Ave.	Decisive factor		
VP <sup>a)</sup>	WF	+	14.11	15.68	0.012	12.58	7.83	$P_{max}$	8.39	1.42	13.67	3.09	0.438	6.24	7.04	5.28	$P_0(0.2/D_s)$
			13.69	15.02	0.013	12.63	7.52	$P_{max}$	7.91	1.46	13.43	4.73	0.343	7.83	7.04	5.28	$P_0(0.2/D_s)$
	C	-	12.70	13.52	0.010	9.99	6.75	$P_{max}$	7.91	1.27	11.56	2.56	0.491	4.74	5.18	3.89	$P_0(0.2/D_s)$
			12.03	13.17	0.012	10.39	6.59	$P_{max}$	6.82	1.32	11.47	3.52	0.406	5.65	5.18	3.89	$P_0(0.2/D_s)$
	C	+	11.76	13.61	0.017	11.63	6.79	$P_{max}$	8.18	1.29	12.31	5.12	0.328	7.51	7.69	5.77	$P_0(0.2/D_s)$
			13.29	16.71	0.016	13.03	8.35	$P_{max}$	8.94	1.31	14.44	4.20	0.367	7.87	7.69	5.77	$P_0(0.2/D_s)$
VP-HD <sup>b)</sup>	WF	+	16.91	29.11	0.043	22.70	12.69	$P_{120}$	13.67	0.84	24.96	3.51	0.407	12.27	13.79	10.34	$P_0(0.2/D_s)$
			17.89	33.93	0.047	29.94	13.41	$P_{120}$	16.90	1.00	29.48	3.86	0.385	15.31	13.79	10.34	$P_0(0.2/D_s)$
	C	-	11.85	28.84	0.053	21.33	8.88	$P_{120}$	14.57	0.51	25.04	2.50	0.499	10.04	11.63	8.72	$P_0(0.2/D_s)$
			14.74	30.00	0.051	22.75	11.08	$P_{120}$	15.69	0.72	25.97	3.72	0.393	13.22	11.63	8.72	$P_0(0.2/D_s)$
	C	+	14.01	25.72	0.061	21.49	10.52	$P_{120}$	14.48	0.71	23.99	5.63	0.312	14.48	14.24	10.68	$P_y$
			14.60	25.78	0.054	21.51	10.96	$P_{120}$	13.99	0.81	23.17	5.20	0.325	13.99	14.24	10.68	$P_y$
C	-	14.54	19.27	0.020	16.11	9.63	$P_{max}$	10.40	1.17	17.10	3.11	0.437	7.83	7.41	5.56	$P_0(0.2/D_s)$	
		14.43	19.50	0.020	14.43	9.74	$P_{max}$	11.83	0.93	17.35	2.52	0.496	7.00	7.41	5.56	$P_0(0.2/D_s)$	

a) Types of reinforcement of frame joints: see Fig. 2.

b) Shear resistance corresponding to the apparent shear deformation of 1/120 rad.

c-) Same as shown in Table 2.

響し、両パネルの特徴の相違を明確にした。すなわち、Cパネルの最終破壊は合板の浮き (Fig. 8 (b)参照) であり、仕口が破壊する前にパネル自体が破壊した。その  $P_{max}$  は正負荷で平均25.8 kN、負荷で

は抵抗力を失って平均19.4 kN となった。これに対し、WFパネルの最終破壊は脚部仕口付近の土台割れであり (Fig. 8 (c)参照)、外観上はパネル自体に大きな破壊は認められなかった。 $P_{max}$  は平均30.4 kN

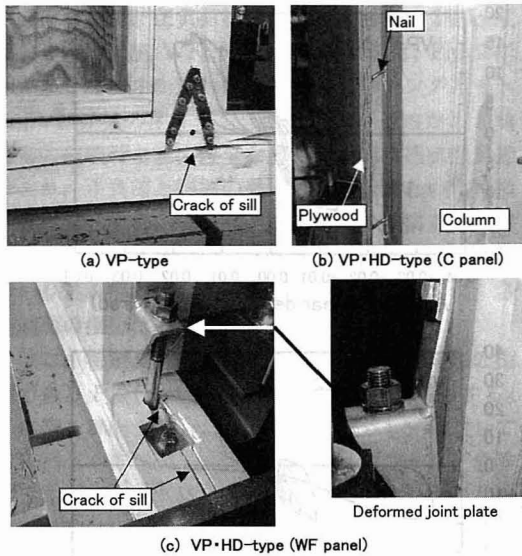


Fig. 8. Failure of specimens in dead-load-type racking tests.

でCパネルに比べて2～6割有意に高く、Cパネルで見られた正負両側での $P_{max}$ のバラツキは認められなかった。しかしながら、WFパネルの許容せん断耐力 $P_a$ は、 $P_{120}$ に依存し、 $P_a$ は平均11.5 kNとなった。Cパネルの $P_a$ は正負荷では $P_{120}$ に、負負荷では $P_{max}$ に依存したが、平均は10.2 kNとなった。これらの平均値に有意差は認められず、両パネルの $P_a$ は同等と言える。壁倍率に換算すると、WFパネルが平均5.0、Cパネルが平均4.4となった。

次に、現行の評価方法による諸特性値に着目する (Table 3 参照)。ただし、現行の評価を行う載荷式試験では、柱頭および柱脚が先行破壊しない仕口補強を原則としているため<sup>9)</sup>、ここではVP・HD仕様について言及する。まず、降伏耐力 $P_y$ を見ると、WFパネルでは平均15.1 kNとなり、Cパネルの平均12.7 kNに対して約2割増となった。また、終局耐力 $P_u$ では3割増となった。一方、構造特性係数 $D_s$ を見ると、WFパネルは0.39～0.50の範囲 (平均0.42) にあり、Cパネルでは0.31～0.50 (平均0.39) となった。以上のように、載荷式試験においてもタイロッド式と同様に、WFパネルはCパネルと比べて耐力が大きな割には靱性に乏しいという特徴が現れた。ただし、タイロッド式と比べて、耐力増加および靱性低下の程度は小さく評価された。

さて、両パネルの壁倍率 (VP・HD仕様) を比較するため、短期基準せん断耐力 $P_0$ に着目する。 $P_0$ の算出方法は前述と同様であり、加力方向別に求めた

$P_0$ およびその決定因子をTable 3に示してある。タイロッド式の結果と同様に、WFパネルは加力方向による $P_0$ の差が少なく、正負荷で10.3 kN、負負荷で8.7 kNとなった。その際の決定因子は、塑性率 $\mu$ の低さに起因する $P_u \times (0.2/D_s)$ であった。一方、Cパネルの $P_0$ は加力方向で大きく異なり、正負荷で10.7 kN、負負荷で5.6 kNとなった。Cパネルの場合、正負荷では塑性率 $\mu$ が高く $D_s$ 値が小さいために、 $P_0$ の決定因子は $P_u \times (0.2/D_s)$ ではなく降伏耐力 $P_y$ となった。上記の $P_0$ を壁倍率に換算すると、WFパネルで平均2.6、Cパネルで平均2.3となり、従来の評価方法による壁倍率 (WF: 5.0、C: 4.4) と比べて大幅に低下した。しかしながら、従来および現行の評価方法においても、WFパネルの壁倍率はCパネルと同等または1ランク上に位置することが見出された。

最後に、本実験で用いたHD金物の接合強度について考察する。Table 3に示したように、VP・HD仕様での $P_{max}$ はVP仕様の約2倍であり、HD金物による著しい脚部補強効果が現れた。そこで、モーメントの釣り合い式より破壊時の脚部引抜き荷重を算出してみる。いま、載荷荷重を $P_d$ 、試験体の両側脚部の一方で生じる引張破壊荷重を $P_f$ とすると、他方の脚部まわりでのモーメント釣り合い式は、

$$P_{max} \times H = P_d \times (D/2) + P_f \times D$$

となる。ただし、 $P_d = 3.53$  kNで、鋼製ブロック中央位置での集中荷重と見なし、 $H = 2320$  mm、 $D = 1820$  mmとした。WFパネルVP・HD仕様の最終破壊はHD金物に依存したため、その $P_{max}$ 平均値に対する $P_f$ を算出すると37.0 kNとなった。当該金物の短期許容耐力は、ベイマツ類で11.4 kN、ベイツガ類で10.4 kN、スギ類で10.0 kNとされる<sup>13)</sup>。 $P_f = 37.0$  kNにバラツキ係数として3/4を乗じた下限値は27.8 kNとなり、当該金物の短期許容耐力に対して2.5倍程度の値を示した。

#### 4. 結 言

WFパネルはCパネルよりも大きな最大耐力、終局耐力、降伏耐力を示す一方で、構造特性係数が大きくCパネルに比べて靱性に乏しいという特徴が現れた。この傾向は載荷式試験よりもタイロッド式試験において顕著であった。また、Cパネルでは正負荷の破壊で合板が軸組から浮くと、続く負負荷では抵抗性が発揮できないが、WFパネルでは健全な別の対角部が抵抗するため加力方向による耐力の差は小さく、大壁とは異なる特徴が現れた。

壁倍率は以下の通りであり、WFパネルは同一仕



様の合板を用いた大壁式耐力壁（Cパネル）と比べて同等以上のせん断性能を持つと判断できる。

		WF	C
タイロッド式	従来法	3.1	2.4
	現行法	2.6	2.3
載荷式（VP・HD）	従来法	5.0	4.4
	現行法	2.6	2.3

実用化に向けての課題として、断熱材や内装下地材の取り付け方法、および解体性の改善が挙げられる。後者に関しては軸組への接合釘の選択が重要であり、二重頭釘（デュプレックス釘）を用いれば引き抜く手間は普通釘に比べ1/10以下に短縮され<sup>14)</sup>、解体性は一層容易となろう。

### 文 献

- 1) 建設省告示第1058号（昭和62年）
- 2) (財)日本住宅・木材技術センター：住宅と木材 282号, 10-25 (2001).
- 3) 大橋好光：住宅と木材 253号, 12-23 (1999).
- 4) 建設省告示第1100号（平成8年最終改訂）
- 5) Sasaki, Y., Koga, M., Takemura, T.: *Mokuzai Gakkaishi* 30(6), 448-455 (1984).
- 6) 鴛海四郎, 小野 泰, 有馬孝禮：第36回日本木材学会大会発表要旨集, 静岡, p. 98 (1986).
- 7) 鴛海四郎：木材工業 53, 236-237 (1998).
- 8) (財)日本住宅・木材技術センター：「木造の耐力壁及びその倍率」の性能評価—業務申請のための案内書—, 2000, pp. 1-12.
- 9) 佐々木康寿, 平嶋義彦, 入山朋之, 佐藤麻美子：木材学会誌 45, 491-498 (1999).
- 10) 矢永国良, 佐々木義久, 平井卓郎：木材学会誌 47, 242-251 (2001).
- 11) 軽部正彦：日本建築学会大会学術講演梗概集（関東）C-1, 2001, pp. 215-216.
- 12) 小松幸平：“木材科学講座9 木質構造”, 有馬孝禮 他編, 海青社, 大津, 2001, p. 154.
- 13) 鴛海四郎：木材工業 53, 617-621 (1998).
- 14) 線材製品協会：“釘設計施工マニュアル”, 1979, p. 18.
- 15) (財)日本住宅・木材技術センター：“木造軸組工法住宅の許容応力度設計”, 2002, pp. 133-137.