

木質垂壁ラーメン構法の開発研究 ～その2 スギCLTを対象とした接合部実験と 有限要素法による解析～

三宅朗彦 * 河南孝典 ** 野田亜久里 ** 中里太亮 *** 稲山正弘 ****

筆者らは、木質部材の垂壁をラーメン構造として鉄骨造に組み込んだ構法を開発を進めている¹⁾。本構法の特徴は、木質垂壁接合部に地震時のモーメントが生じた際に、鋼板挿入ドリフトピン接合部がモーメント抵抗するのに加え、コの字形挿入鋼板の元端部で曲げ降伏が生じることで所定の耐力と変形能力が確保されることだと考え、実験および解析により、木質垂壁にCLTを用いた場合の構造性能について検証した。

本報では、垂壁接合部の実大面内曲げ試験と、ドリフトピン単位接合部の引張要素試験、実験結果の追跡を目的とした有限要素法解析の結果について報告する。

キーワード：中大規模木造建築、ハイブリッド構造、木質垂壁、ラーメン構造、鋼板挿入ドリフトピン接合

1. はじめに

近年、低炭素社会の実現、国内の林産資源の有効活用等を背景に、特に中大規模建築物における木材利用への関心が高まっており、国内においても中高層の建築物が木造や一部木造を用いたハイブリッド構造で建てられる事例が増えてきている。鉄骨造に木質耐震部材を組み込んだハイブリッド構造は、常時の鉛直荷重を鉄骨造が負担し、地震時や強風時の水平荷重の一部または全部を木質耐震部材が負担する、という設計手法を用いる。それにより木質耐震部材を耐火被覆不要の「あらわし」とすることができる。構造材の木材を「あらわし」で用いることは、耐火被覆の手間やコストを抑えられることに加え、利用者への室内の木質感や建築物での木材利用のアピールにつながるなどから、鉄骨造と木質耐震部材のハイブリッド構造は国内において木材を利用した中大規模建築物の一つの潮流となっている。

本研究では、Fig. 1のように木質部材の垂壁を、ラーメン構造として鉄骨造に組み込んだ構法を開発を進めている。既報¹⁾では、垂壁部材に構造用集成材（GLT）と直交集成板（CLT, Cross Laminated Timber）を用いた場合の耐震性能を比較したところ、CLTを用いたほうが、高い耐力と変形能力を発揮することがわかった。

これまでの実験等を鑑み、本構法の特徴は、木質垂壁接合部に地震時のモーメントが生じた際に、鋼板挿入ドリフトピン接合部がモーメント抵抗するのに加え、コの字

形挿入鋼板の元端部で曲げ降伏が生じることで所定の耐力と変形能力が確保されることだと考えた。そこで実験および解析による検証を進めることとした。

構造性能の検証のため、木質垂壁にCLTを採用し、木質垂壁と鉄骨柱の接合部を取り出した垂壁端部実大面内曲げ試験を行った。また、ドリフトピン単位接合部の引張要素試験を行いドリフトピン接合部の特性値を求め、有限要素法解析により実験結果の追跡を行った。本報では、これらの実験結果と、解析モデル化手法および実験結果との比較について報告する。

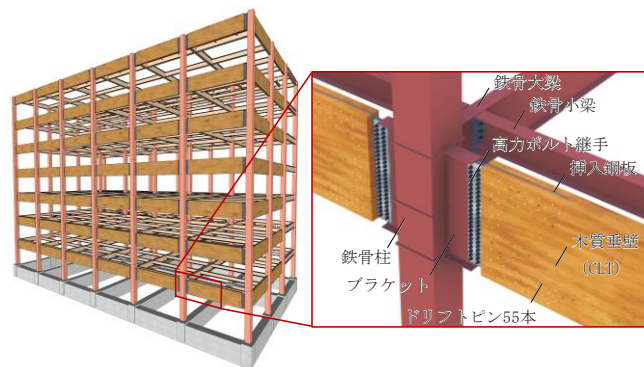


Fig. 1 構造フレームおよび接合部概略図

2. 垂壁端部接合部実大面内曲げ試験

2. 1 試験目的

本構法において、木質垂壁端部の接合部が地震時の水平力を受けた際の挙動、荷重変形関係、破壊性状を確認するため、木質垂壁端部からスパン中央部分までを取り出し、接合部の面内曲げ試験を正負交番繰り返し載荷方式で行った。

2. 2 試験体概要

* 技術本部	新技術創造センター 木材利用開発グループ
** 技術本部	技術研究所 防災技術研究室
*** 建築事業本部	建築技術統括部 建築構造技術部
**** 東京大学大学院	農学生命科学研究科 生物材料科学専攻

Fig. 2 に試験体図を示す。試験体に用いた CLT はスギ S60-5-7 (外層 2 枚プライは幅はぎ面の目地を半分ずらしたもの) とし、3 枚のマザーボードから各 1 体、合計 3 体切り出した。Table 1 に実験で用いた CLT の諸元を示す。以下、試験体は Cn-F (n=1, 2, 3: マザーボードの番号) と呼称する。挿入鋼板は SN400B 材を用い、コの字形に加工した。ドリフトピンは SNR400B 材を用い、Fig. 2 に示すように 55 本配置した。なお、ドリフトピンの配置は既報¹⁾のものより千鳥配置の位置関係が反転している。Table 2 にドリフトピンと挿入鋼板の機械的性質を示す。ドリフトピンφ16 に対する CLT 孔のクリアランスは 0mm, 挿入鋼板孔のクリアランスは+1mm, 挿入鋼板 t19 に対する CLT スリットのクリアランスは+2mm に設定した。

2. 3 試験方法

Fig. 3 に試験概要図を示す。試験体のセットアップは、垂壁部材を 90° 回転させ、下端部をブラケット治具を介

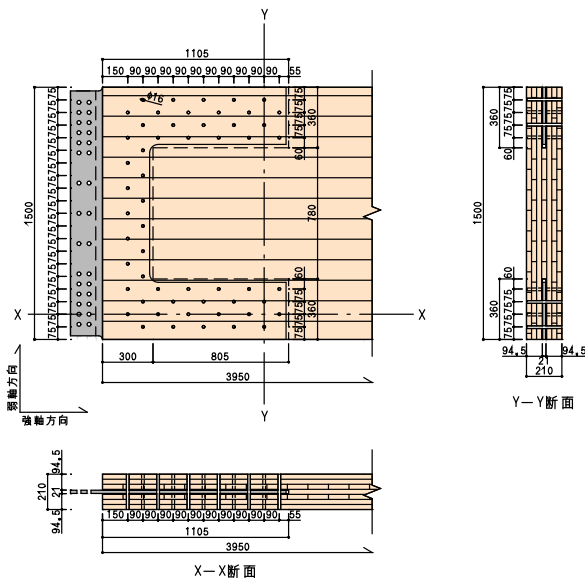


Fig. 2 垂壁端部接合部実大面内曲げ試験体図 (寸法は CLT 加工寸法を示す)

Table 1 CLT の諸元

試験体名	密度 [kg/m ³]	含水率 [%]
C1-F	414	10.4
C2-F	408	10.8
C3-F	424	10.8
Ave.	415	10.7

Table 2 試験に用いた鋼材の機械的性質

材料	σ_y [N/mm ²]	σ_{max} [N/mm ²]	降伏ひずみ [μ]
ドリフトピン	326 (0.9%)	459 (0.3%)	-
挿入鋼板	297 (1.2%)	429 (0.5%)	1434 (0.6%)

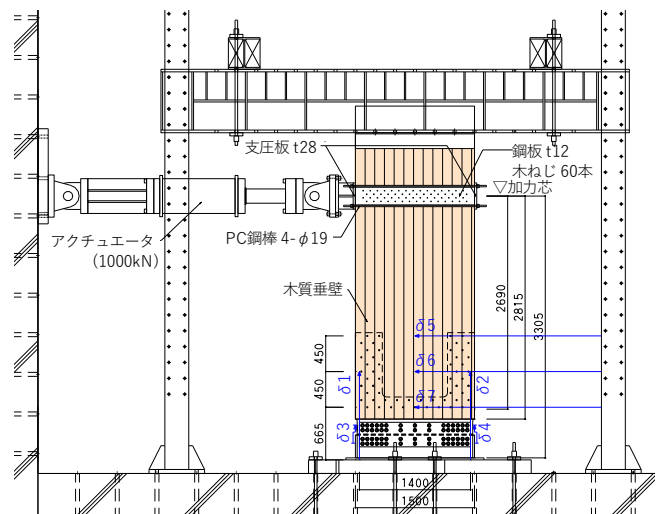
※括弧内は標準偏差

して反力床に固定し、スパンの中央部 (地震力による逆対称曲げモーメントの反曲点) を想定した位置を加力した。加力はアクチュエータに取り付けられた支圧板によって垂壁の側面を押し引きすることにより行った。支圧板の木材へのめり込みを防ぐため、試験体と同一のせいの鋼板 (t×H=12×225) を試験体の表裏両面側に径 8mm, 長さ 90mm の木ねじで表裏各 60 本により固定した。

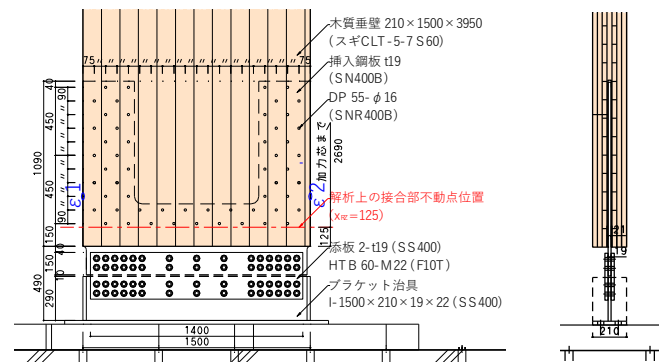
載荷方法は接合部回転角 1/600, 1/450, 1/300, 1/200, 1/150, 1/100, 1/75, 1/50rad の正負 3 回繰り返した後、1/30rad を正負各 1 回ずつ行い、1/15 rad に達するか最大荷重の 8 割以下に低下するまで加力を行った。接合部回転角は各変位より式 (1) により求めた。

$$\theta = \frac{(\delta_2 - \delta_4) - (\delta_1 - \delta_3)}{1,400} \quad \text{式 (1)}$$

ここに、 δ_i : i 番変位計 (Fig. 3(a) 参照) の変位。また、接合部モーメント M は、ジャッキに接続されたアクチュエータの内部のロードセルで計測したせん断力 Q に加力点から解析上の接合部不動点 (CLT 端部から 125mm, 解析上の接合部不動点位置の定義については 4.4.2 項に記載) までの距離 2.69m を乗じたものとした。また、挿入鋼板のコの字元端部側面にひずみゲージ (ϵ_1 および ϵ_2) を貼付した。



(a) 載荷図



(b) 接合部周辺

Fig. 3 垂壁端部接合部実大面内曲げ試験概要図

2. 4 試験結果

Fig. 4 に全 3 体の接合部モーメントー接合部回転角関係を示す。また、Table 3 に試験から得られた特性値の一覧を示す。降伏時および終局時の耐力と変形角の算出は文献²⁾の完全弾塑性モデルを作成する方法によった。本報では、接合部全体の変形のうち、ドリフトピン接合部の変形が支配的だと推測し、文献²⁾による方法で得られた接合部の降伏モーメントをドリフトピン接合部の降伏耐力 $DPMy$ とし、挿入鋼板のコの字形の元端部に貼付したひずみゲージ ($\epsilon 1, \epsilon 2$) が挿入鋼板の引張降伏ひずみ $1,434\mu$ (Table 2 参照) に到達した時点での接合部モーメントを挿入鋼板の降伏耐力 $PLMy$ とした。

試験体の挙動は、接合部回転角 $1/30rad$ まで 3 体の試験体でほぼ共通しており、いずれも顕著な破壊は生じなかった。 $1/30rad$ を超えて引き切りの際に、C3-F 試験体では $1/20rad$ 付近で引張側ドリフトピン接合部に集合型せん断破壊が発生し、破断音とともに荷重が 6 割程度まで低下したため、そこで試験を終了した。C1-F および C2-F 試験体については、集合型せん断破壊は発生することなく顕著な荷重低下が見られないまま $1/15rad$ に達し、試験を終了した。また、Fig. 4 より、ドリフトピン接合部の降伏 ($DPMy$) と挿入鋼板の降伏 ($PLMy$) が概ね同時期に発生していることがわかった。

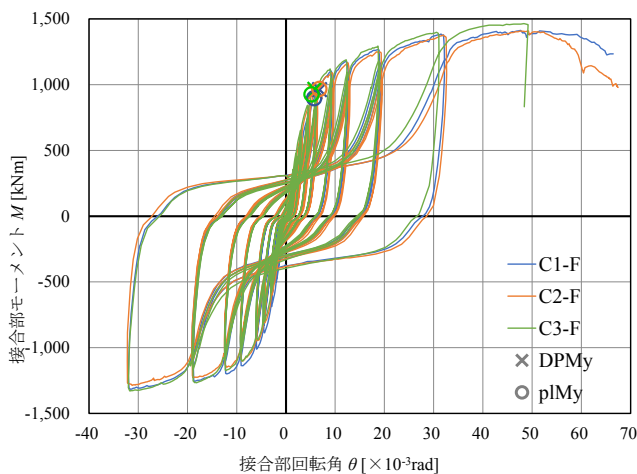


Fig. 4 モーメントー回転角関係

Table 3 試験により得られた特性値一覧

試験体	初期剛性 K_0 [kNm/rad]	接合部 不動点 x_{RZ} [mm]	DP接合部の 降伏耐力		挿入鋼板の 降伏耐力		最大耐力 M_{max} [kNm]	終局耐力 M_u [kNm]		
			$DPMy$ [kNm]	$PLMy$ [kNm]	$DP\theta_y$ [x10^-3 rad]	$PL\theta_y$ [x10^-3 rad]			θ_{max} [x10^-3 rad]	θ_u [x10^-3 rad]
C1-F	141,102	78	963	896	1,413	1,314	6.8	5.8	47.7	66.5
			6.8	5.8	47.7	66.5				
C2-F	159,192	143	947	967	1,409	1,280	6.0	6.8	49.3	62.7
			6.0	6.8	49.3	62.7				
C3-F	164,181	119	965	925	1,465	1,334	5.9	5.2	48.3	49.2
			5.9	5.2	48.3	49.2				
Ave.	154,825	113	958	929	1,429	1,309	6.2	5.9	48.4	59.5

Photo. 1 に C1-F 試験体の解体後の状況を示す。ドリフトピンは「へ」の字、または「ひ」の字に変形し、ヒンジを 1ヶ所または 3ヶ所に形成していることがわかった。また、ドリフトピンの変形状態は、Photo. 1(a-1)の赤枠あたりのものが大きく、青枠あたりのものが小さく、位置による変形の大小が明瞭に見られた。これは、接合部不動点からドリフトピンまでの距離の差に伴う各ドリフトピンに生じる応力の大小によるものだと考えられる。挿入鋼板はドリフトピン接合部の応力作用方向に変形していた。また、コの字形の元端部の黒皮が剥げ、元端部を起点に残留変形が生じていることを確認した。このことから、ドリフトピン接合部とコの字形の元端部付近で挿入鋼板が降伏していることが試験体の状況からも確認できた。

Fig. 5 に $1/200rad$ サイクルの正側初回ピークでの試験体の水平変位 (Fig. 3 の $\delta 5 \sim \delta 7$) を示す。横軸が水平変位、縦軸は垂壁下端からの距離である。接合部不動点位置は、当該ピーク時点での各試験体の水平変位から回帰直線を作成し、切片が 0 (水平変位が 0) となる点として CLT 端部からの距離を示した。考察については 4. 4. 2 項で述べる。

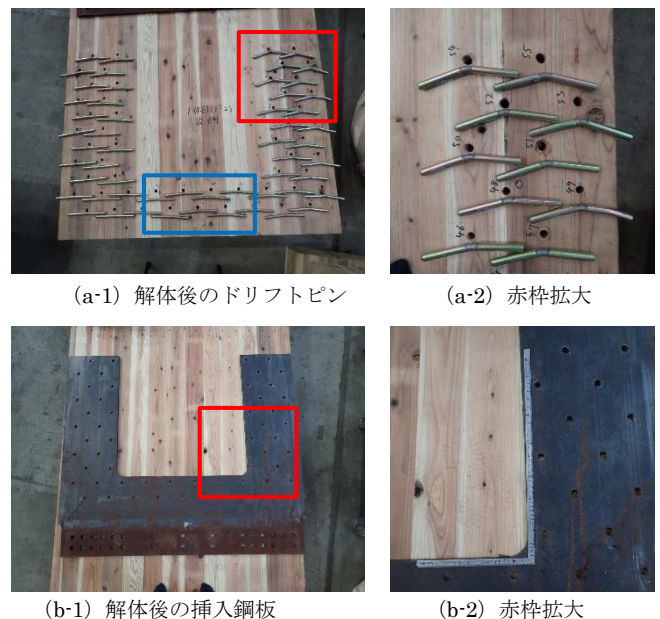


Photo. 1 垂壁端部接合部実大面内曲げ試験解体後の状況

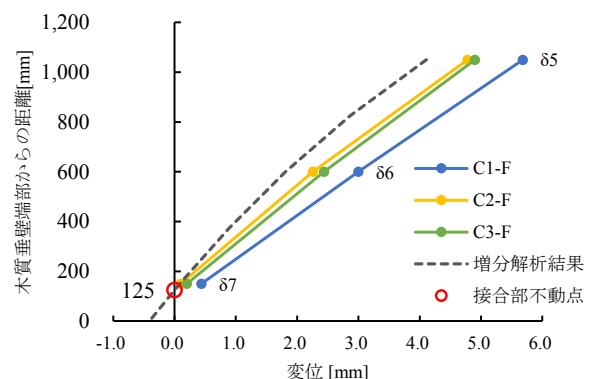


Fig. 5 試験体の水平変位と不動点位置

3. 単位接合部引張要素試験

3.1 試験目的

本構法は、CLTに鋼板挿入式で接合したドリフトピンが曲げ抵抗することで、所定の耐力、剛性、変形能力等が確保されるため、実際の接合部の剛性、耐力を予測する際に、ドリフトピン接合部の性能をよく把握することが重要である。一方、CLTは繊維方向と繊維直交方向が混在するラミナ構成となるため、ドリフトピン接合部の剛性や耐力算出における「木質構造設計規準・同解説」に記載されている既存式³⁾を適用することができない。さらに、ドリフトピンからの作用応力方向とCLTの強軸方向のなす角度 θ は、ドリフトピンの配置された位置により異なるため、 θ による影響も把握する必要がある。

そこで、ドリフトピン単位接合部の性能および θ による影響の確認を目的とし、ドリフトピン単位接合部の引張試験を行った。

3.2 試験体概要

試験体はFig.6のようにCLTを4つの角度に対して幅300mmに切り出して作製した。CLTは2章の実大実験に用いたもの同一のマザーボード(諸元はTable1参照)とした。試験体はCn-E θ (n=1, 2, 3:マザーボードの番号, $\theta=0, 30, 60, 90$:CLTの強軸方向に対する荷重作用角度)と呼称する。挿入鋼板はSN400B, ドリフトピンはSNR400Bとし、各2本配置とした。ドリフトピンと挿入鋼

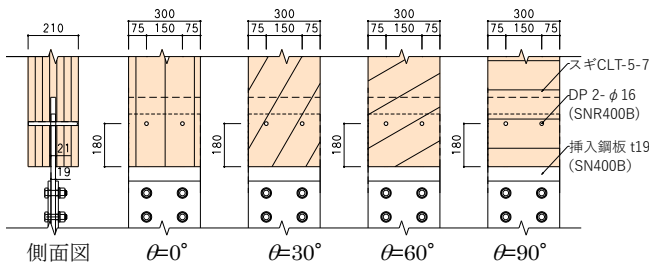


Fig. 6 単位接合部引張要素試験体概要図

Table 4 試験に用いた鋼材の機械的性質

材料	σ_y [N/mm ²]	σ_{max} [N/mm ²]
ドリフトピン	326 (0.9%)	459 (0.3%)
挿入鋼板	312 (2.0%)	431 (0.4%)

※括弧内は標準偏差

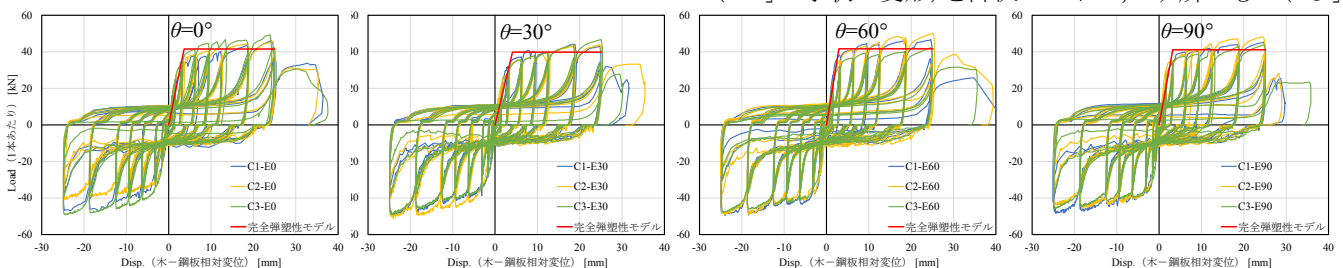


Fig. 8 単位接合部引張要素試験 荷重変位関係

板の機械的性質はTable4に示す。試験体数は4つの角度毎に各3体とし、各マザーボードから1体ずつ切り出した。2章と同様に、ドリフトピンに対するCLT孔のクリアランスは0mm, 挿入鋼板孔のクリアランスは+1mm, 挿入鋼板に対するCLTスリットのクリアランスは+2mmに設定した。

3.3 試験方法

Fig.7に荷重図を示す。荷重は引張用と圧縮用の1,000kNセンターホールジャッキにより加力した。各ジャッキに接続された圧力交換器で軸方向力を計測し、変位は挿入鋼板と木材の相対変位を表裏2ヶ所で計測し、その平均値を接合部変位とした。荷重は引張側を正とし、正負3回繰り返して加力した。加力は、 $\theta=0^\circ$ で実施した予備試験の降伏変位 $\delta_{pt}=1.55$ mmを基準に、 $\delta_{pt} \times 1/2, 1, 2, 4, 6, 8, 12, 16$ の繰り返し変位を加えたのち、荷重が最大荷重の0.8倍まで低下するか、変位が30mmに達するまで行った。

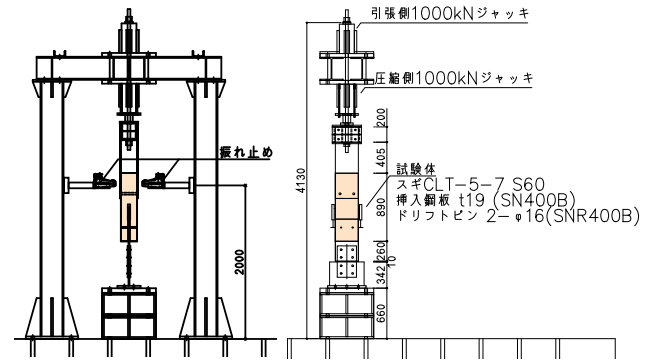


Fig. 7 単位接合部引張要素試験荷重図

3.4 試験結果

Fig.8に角度ごとのドリフトピン1本あたりの荷重-変形関係を、Table5に試験によって得られた特性値の平均値($\theta=0, 30, 60, 90$ は3体分の平均値, ALLは全12体分の平均値)を示す。降伏耐力や初期剛性等の特性値は、実験により得られた荷重-変形関係から、完全弾塑性モデルに置換する方法⁴⁾によって算出した。なお、Fig.8に赤線で各仕様3体の完全弾塑性モデルの平均を示している。さらに、試験後のドリフトピンを取り出し、曲げヒンジの箇所数が0ヶ所のものを降伏モードI, 1ヶ所のもの(「へ」の字状の変形)を降伏モードIII, 3ヶ所のもの(「ひ」

Table 5 試験によって得られた特性値

作用角度 [°]	初期剛性 K [kN/mm]	降伏耐力 P_y [kN]	最大耐力 P_{max} [kN]	終局耐力 P_u [kN]	Mode
		降伏変位 δ_y [mm]	P_{max} 時変位 δ_{max} [mm]	終局変位 δ_u [mm]	
0	11.6	31.6	47.0	41.5	IV,IV,IV
		2.8	24.3	25.1	
30	10.0	29.4	44.9	39.8	IV,IV,IV
		3.1	22.7	25.2	
60	14.4	31.4	46.3	41.6	IV,IV,IV
		2.2	24.8	25.1	
90	13.3	32.6	45.7	41.1	III,III,IV
		2.6	24.4	25.1	
ALL	12.3	31.3	46.0	41.0	-
		2.7	24.0	25.1	

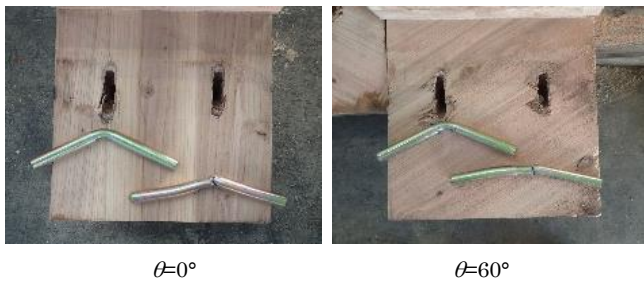


Photo. 2 単位接合部引張要素試験解体後の状況

の字状の変形)を降伏モードIVと分類した。また、Photo. 2に試験体の解体後の写真を示す。

Fig. 8の荷重-変位関係より、各試験体に共通して、相対変位 2 mm前後で剛性を失い始めたことが確認された。また、試験体解体後のドリフトピンは、モードIIIまたはモードIVを呈していた。これらより、ドリフトピンの降伏、ならびにドリフトピンと接触している木部の支圧降伏が生じているものと考えられる。終局状態については、 $16 \times \delta_{pt}$ のサイクルで荷重を繰り返すごとに荷重が低下した。解体後のドリフトピンを観察すると、ドリフトピンが中央付近の挿入鋼板と接触する部分から破断しているものが多数あり、 $16 \times \delta_{pt}$ のサイクルで疲労破壊が生じたことと推測される。

ドリフトピンからの作用応力方向 θ について比較すると、接合部の初期剛性、耐力ともに θ による明確な差異が見られなかった。以上より、ドリフトピンからの作用応力方向 θ によるドリフトピン単位接合部の性能に対する影響は無視できる程度であると考えられる。

4. 有限要素法解析

4. 1 解析目的

2章の垂壁端部接合部実大曲げ実験を対象に、有限要素法による解析を行い、実験結果と解析結果の比較を行う。ここで、解析に用いたドリフトピン単位接合部の性能や挿入鋼板の材料強度については3章の試験、材料試験により実測した値を採用した。

4. 2 解析モデル

解析モデルの諸元をTable 6に、モデルの概要をFig. 9に示す。CLTの剛性は文献⁵⁾による。鋼板挿入ドリフトピン単位接合部はMSS (Multiple Shear Spring; 分割数 $n=4$) によるバイリニアモデルとした。MSSの各せん断ばねの剛性 k と降伏荷重 p_u は、文献⁶⁾を参考に下式により求めた。

$$k = K / \sum_{i=1}^n \sin^2 \frac{1}{n} \pi \quad \text{式 (2)}$$

$$p_u = P_u / \sum_{i=0}^{n-1} \sin \frac{1}{n} \pi \quad \text{式 (3)}$$

ここに、 k : MSSの各せん断ばねの剛性[kN/mm]、 p_u : MSSの各せん断ばねの降伏荷重[kN]、 K : 接合部の初期剛性[kN/mm]、 P_u : 接合部の降伏耐力[kN]。初期剛性 K および降伏耐力 P_u は、3章の試験結果より、接合部の初期剛性、耐力ともに角度による明確な差異は見られなかったことから、角度依存性がないものとして扱うこととし、全12体の試験結果の平均値 ($K=12.3$ kN/mm, $P_u=41.0$ kN, Table 5の赤字の数値を参照)を採用した。

挿入鋼板元端部はFig. 10のようなトリリニア型の復元力特性を持つ回転ばねとした。初期剛性はコの字形鋼板の弾性解析より $K_0=135,912$ kNm/rad とした。回転ばねは、式(4)から(10)の計算により、全断面の断面二次モーメントに対する残存弾性域の断面二次モーメントの割合によって剛性を低減させながら求めたスケルトンカーブをトリリニアモデルに置換した。

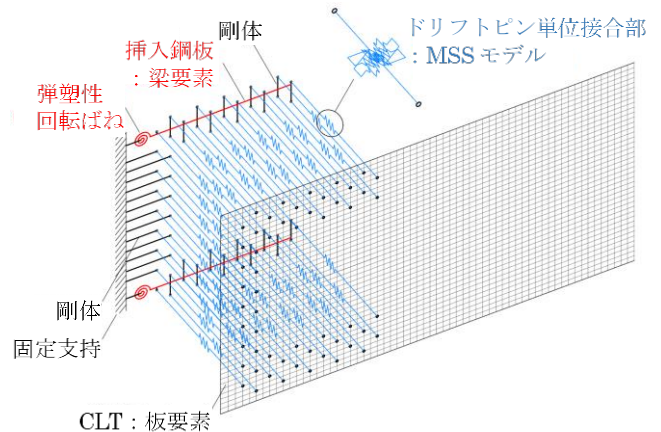


Fig. 9 解析モデルの概要

Table 6 解析モデルの諸元

要素	要素種別	諸元
CLT	板要素	$t=210$ mm, $E_0=4,285$ kN/mm ² , $E_{90}=1,714$ kN/mm ² , $G=0.5$ kN/mm ²
ドリフトピン	MSS ($n=4$)	$k=6.15$ kN/mm, $p_u=16.98$ kN
挿入鋼板	梁要素	$B \times D = 19$ mm \times 340mm 元端部に弾塑性回転ばね (Fig.9参照)

※ E_0 : 強軸方向のヤング係数, E_{90} : 弱軸方向のヤング係数
 G : せん断弾性係数
 k : MSSの各せん断ばねの剛性, p_u : MSSの各せん断ばねの耐力

$$M_y = Z \cdot \sigma_y \quad \text{式 (4)}$$

$$M_p = Z_p \cdot \sigma_y \quad \text{式 (5)}$$

$$M_i = M_y + (M_p - M_y)i/m \quad \text{式 (6)}$$

$$x_i = \sqrt{\frac{3D^2}{4} - \frac{3M_i}{B\sigma_y}} \quad \text{式 (7)}$$

$$I_i = \frac{B(2x_i)^3}{12} \quad \text{式 (8)}$$

$$K_i = I_i/I_0 K_0 \quad \text{式 (9)}$$

$$\theta_i = \theta_{i-1} + \frac{(M_p - M_y)/m}{(K_i + K_{i-1})/2} \quad \text{式(10)}$$

ここに、 M_y ：降伏モーメント[kNm]、 Z ：断面係数[mm³]、 σ_y ：挿入鋼板の降伏応力度(=297) [N/mm²]、 M_p ：全塑性モーメント[kNm]、 Z_p ：塑性断面係数[mm³]、 i ：ステップ数、 m ：分割数(=10)、 M_i ： i ステップの曲げモーメント[kNm]、 x_i ： i ステップの非塑性化部せい[mm]、 D ：鋼板のせい(=340) [mm]、 B ：鋼板の幅(=19) [mm]、 I_i ： i ステップの断面二次モーメント[mm⁴]、 K_i ： i ステップの回転剛性[kNm/rad]、 θ_i ： i ステップの回転角[rad]。

トリリニアモデルの第1折れ点は降伏モーメント M_y に達する時点、第2折れ点は全塑性モーメント M_p に達する時点とし、Fig. 10 の Area1 と Area2 の面積が等価となるように定めた。ここで、 M_y 、 M_p の算出において、挿入鋼板の降伏応力度は 2 章に用いた挿入鋼板の降伏応力度 297N/mm² (Table 2 参照) を採用した。

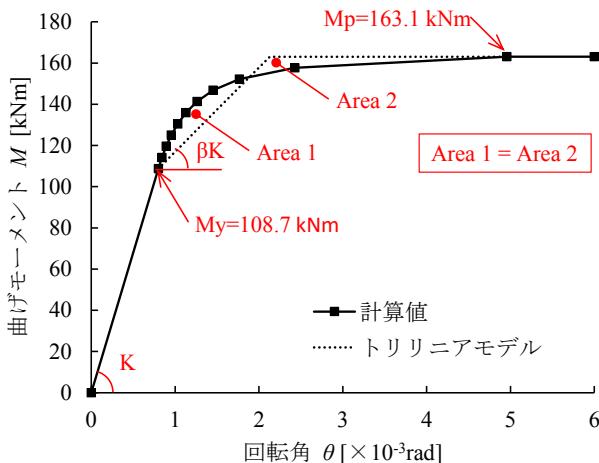


Fig. 10 挿入鋼板元端部の回転ばね

4. 3 解析条件

設定したモデルに対し、静的荷重増分解析を行った。Fig. 11 に解析条件を示す。荷重は実大実験と同様に、CLT の端部から 2,815mm の位置とし、その位置の節点(41 個)

を剛体の梁要素でつなぎ、一番上部の節点に節点荷重を与え、荷重増分解析を行った。

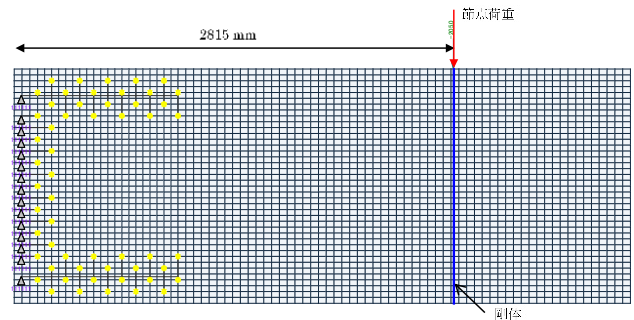


Fig. 11 解析条件

4. 4 解析結果

4. 4. 1 モーメント—回転角関係

Fig. 12 に接合部のモーメント—回転角関係を示す。接合部モーメント M は、モデルに載荷したせん断力にモーメントアーム長(後述)の 2.69m を乗じた値とした。実線は 3 つの試験体の結果、破線は増分解析結果を示す。破線上の×印 ($M=933\text{kNm}$, $\theta=4.44\text{rad}$) は、増分解析においてドリフトピンのうち最初の 1 本の負担せん断力が単位接合部の終局耐力 P_u に達した時点を示す。この時点の接合部負担モーメントを解析によるドリフトピン接合部の降伏モーメント M_{dp} とした。また○印 ($M=962\text{kNm}$, $\theta=4.60\text{rad}$) は、増分解析において挿入鋼板元端部に曲げ降伏が生じた (Fig. 10 の M_y に達した) 時点を示す。この時点の接合部負担モーメントを解析によるドリフトピン接合部の降伏モーメント M_{pl} とした。Fig. 11 より、解析上ドリフトピンの降伏と挿入鋼板元端部の曲げ降伏は近いタイミングで生じたことがわかる。

Table 7 に接合部の初期剛性、降伏耐力および終局耐力の試験結果の平均値と解析結果の比較を示す。解析結果の終局耐力 M_u はドリフトピンと挿入鋼板の降伏が進行して接合部が回転剛性を失う時点 (Fig. 12 の—印) とした。初期剛性は、試験結果に比べて解析結果のほうが 36% 大きい結果となった。この原因として、解析に用いたドリフトピン単位接合部の初期剛性は 2 本で行った試験結果から算定しているのに対して、実大試験は 55 本と多数の接合部であるため、ドリフトピン周囲のクリアランスの影響により初期剛性が低下する⁷⁾ことが考えられる。ドリフトピン接合部の降伏耐力は試験に対して解析結果は 3% 小さい値、挿入鋼板の降伏耐力は試験に対して解析結果は 5% 大きい値となり、比較的精度よく値を予測することができた。これは、各諸元の耐力を実測値によったことが要因だと考えられる。降伏後の挙動は、ドリフトピン単位接合部の荷重変形関係をバイリニアモデルとしている影響で曲線形状は一致しないが、終局耐力は試験結果に対して 7% 大きい評価となり、試験結果に近い値を示した。

以上より、本報で設定した有限要素法による解析モデルは、初期剛性については実験値より予測値を高く評価した。一方、降伏耐力と終局耐力については実験値を精度よく評価することができたと考える。

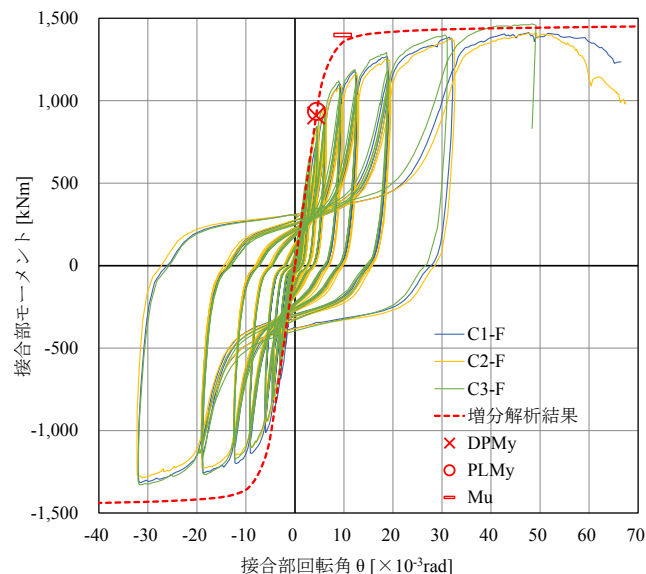


Fig. 12 接合部のモーメント—回転角関係 (実験結果と解析結果の比較)

Table 7 実験値と解析値の比較

試験体	初期剛性 K ₀ [kNm/rad]	DP接合部の 降伏耐力 D _P M _y [kNm]	挿入鋼板の 降伏耐力 P _L M _y [kNm]	終局耐力 M _u [kNm]
実験値 (3体の平均値)	154,825	958	929	1,309
解析値	210,078	910	935	1,399
解析値/実験値	1.36	0.95	1.01	1.07

4. 4. 2 接合部不動点位置

接合部が荷重を受けて回転変形する際に変位が生じない点を接合部不動点と呼ぶ。加力点から接合部不動点までの距離をモーメントアーム長として、接合部モーメントの計算に用いる。

Fig. 5 に垂壁端部接合部実大面内曲げ試験の 1/200rad サイクルの正側ピークと同じ荷重条件に対する解析結果を重ねて示す。なお、この時点で解析結果は弾性範囲内であった。Fig. 5 より、接合部不動点は試験結果と概ね一致することを確認した。この結果から、接合部不動点位置を解析結果 (破線) の y 切片 (=125mm) とした。Fig. 3 の寸法関係より、モーメントアーム長は、2,690 (=2,815-125) mm と計算される。

5. まとめ

木質垂壁に CLT を用いた接合部の性能を検証するため、垂壁端部実大曲げ試験、単位接合部引張要素試験、有限要素法解析を行った。得られた知見を以下に示す。

- ・木質垂壁に CLT を用いて垂壁端部接合部実大面内曲げ試験を行った結果、所定の耐力と変形能力を確保することができた。
- ・各ドリフトピン接合部の曲げ降伏と、コの字形挿入鋼板の元端部の曲げ降伏が木質垂壁接合部の変形能力の向上に寄与した可能性が示唆された。
- ・単位接合部引張要素試験を実施した仕様では、接合部剛性、接合部耐力ともに角度依存性が小さいことを確認した。
- ・有限要素法解析と試験結果との比較では、初期剛性は解析結果のほうが 36%高い結果となった。降伏耐力および終局耐力は 1 割以下の誤差で試験結果に近い値が得られた。
- ・解析結果から加力に際して変位が生じない点 (接合部不動点) 位置を求めた。接合部不動点は試験結果と概ね一致することを確認した。

6. おわりに

本構法は、2022 年 4 月に「木質耐震垂れ壁構法」として、一般財団法人日本建築総合試験所の建築技術性能証明 (GBRC 性能証明第 22-02 号) を取得した。今後は、部材の断面寸法や樹種等を変更した際にも、各構法性能や解析手法の妥当性が発揮されるかどうかを検証し、本構法の適用範囲を拡大していく予定である。

謝辞

本研究は、東京大学大学院農学生命科学研究科博士課程の村田氏に実験協力を頂いた。また、銘建工業株式会社に材料提供と技術協力を頂いた。関係各位に感謝の意を表す。

参考文献

- 1) 三宅朗彦, 野田亜久里, 中里太亮, 稲山正弘: 木質垂壁ラーメン構法の開発研究, 熊谷組技術研究報告, NO. 80, p. 31, 2021.
- 2) (公財) 日本住宅・木材技術センター: 木造ラーメンの評価方法と構造設計の手引き 2016 年版, pp. 第 2 章-11~20, 2016. 3.
- 3) 日本建築学会: 木質構造設計規準・同解説—許容応力度・許容耐力設計法—, 2006.
- 4) (一財) 日本ツーバイフォー協会: 枠組壁工法構造計算指針, 2007.
- 5) (公財) 日本住宅・木材技術センター: CLT 用いた建築物の設計施工マニュアル, 2016.
- 6) 日本建築学会: 免震構造設計指針, 2013.
- 7) 野口昌宏, 中村昇: 少数本で構成される鋼板挿入ドリフトピン接合の初期剛性と終局変位算定法, 日本建築学会構造系論文集, 第 76 巻 第 668 号, pp. 1819-1826, 2011. 11.

Development of a rahmen structure method with wooden hanging wall –Part 2: Experiments on joints and related analysis by the finite element method when using cross laminated timber (CLT) made of Japanese cedar—

Akihiko MIYAKE, Takanori KANNAN, Aguri NODA, Taisuke NAKAZATO, Masahiro INAYAMA

Abstract

The authors have been developing a construction method in which a hanging wall of wooden members is incorporated into a steel structure to make what is known as a rahmen structure.¹⁾ We thought the significant feature of this method would be that when a seismic moment is applied to wooden hanging wall joints during an earthquake, the drift pinned joint with steel plates would exhibit moment resistance, and that the bending yield would occur at the base of the inserted U-shaped steel plate, thereby ensuring the specified yield strength and ductility. We undertook experiments and analyses to verify structural performance when cross laminated timber (CLT) is used in wooden hanging walls.

This paper reports the results of full-scale in-plane bending tests of hanging wall joints, tensile element tests of unit drift pinned joints, and analyses by the finite element method to follow up on the experimental results.

Key words: medium- and large-scale wooden buildings, hybrid structure, wooden hanging wall, rahmen structure, drift pinned joint with steel plates
