

# 大断面木質部材を用いた中高層建築物のための構造システムの開発

## DEVELOPMENT OF STRUCTURAL SYSTEM FOR MID-TO-HIGH-RISE BUILDINGS USING LARGE SECTION TIMBER MEMBER

青木 和巳 (性能制御システム学分野)  
Kazumi AOKI

### Abstract

In this study, new construction technology for joint connections of mid-to-high-rise timber buildings are developed. For the joint connections between wall and wall panels, dovetail and dowel joints are proposed, and Compressed Cross Lapped Joint (CCLJ), developed from the previous study by Noda, is applied to the beam-column joints. The structural effects of these different joint systems on the seismic performance are then experimentally investigated. Two types of failure patterns, which are compression and shear failure of the dovetail, are observed from the test results of wall-to-wall joint specimens, and the proposed joints are found to have higher strength and stiffness compared to the typical wall-to-wall joint. Also, the calculated strength of the proposed joints well agrees with the experimental results, so it was confirmed that their strength can be successfully predictable from the material characteristics and joint shapes. In addition, CCLJ shows great enhancement in the stiffness of the beam-column joint, but the maximum flexural strength at the critical section is found to be 18MPa, which is only about 40% of the material strength.

**Keywords** : Cross Laminated Timber, Compressed Cross Lapped Joint, Dovetail joints, Wall-wall joints, Beam-column joints  
直交集成板, 単板積層圧密接合法, 嵌合接合法, 壁-壁接合部, 柱梁接合部

### 1. はじめに

2010年に公共建築物等木材利用促進法が施行されるなど、中高層建築物に対して、木造化・木質化が推進されている。その際、大開口・大空間の実現ができる木質ラーメン工法、施工性や耐震性に優れたCLT(Cross Laminated Timber)などの木質面材を用いたパネル工法に対する期待は大きく、鉄筋コンクリート構造や鉄骨造などの従来の構造形式に代わる有効な工法として、利用が始まっている。

一方で、木質構造は接合部耐力が部材耐力よりも格段に低い課題がある。木質ラーメン工法においては、部材の接合効率が低く、接合部が半剛節となるため、建物全体の剛性がかなり低い。CLT工法においては、近年欧州で開発された工法であるため、高い耐震性能を有する接合形式が少なく、パネルの耐力や剛性が大きいものの建物全体の靱性が乏しい。

そこで本研究では、図-1に示すような4階建ての純木質構造の学校の教室棟部分を検討対象とし、各方向の構造形式に対して新しい接合工法の提案および性能評価実験を実施する。その結果から、提案型接合工法の性能評価、有用性の検証および中高層木造建築物へ適用できる構造システムを構築することを目的としている。

### 2. 壁パネル間接合部要素の性能評価実験

#### 2.1 実験計画

検討対象建物 Y 方向のパネル工法については、図-2に示すようなパネル側面の凹凸（以下、「フィンガー」）を噛み合わせたり、木ダボを介したりすることで、パネル間に働くせん断力に抵抗する接合工法を提案する。本実験では CLT を対象に、図-3に示すフィンガー部分を取り出した要素試験体

に対し、2面せん断試験を行った。破壊メカニズムとして、フィンガーの付け根部のせん断破壊または下面の圧縮破壊が想定されるため、両者のうち小さい強度(式(1))を用いてフィンガー耐力の算定を行った。試験体の諸元を表-1に示す。フィンガー部分の耐力はフィンガーの大きさやアスペクト比（以下、「 $H/W$ 」）により変化すると予想されるため、パラメータをフィンガーの  $H/W$  や大きさとした。加力は写真-1に示すように、アムスラー型万能試験機を用いた静的一方方向単調載荷により、試験体の強軸方向に対して行った。

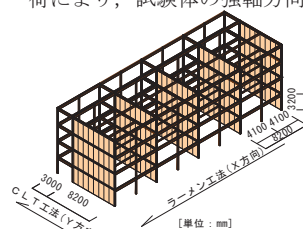


図-1 研究対象建物

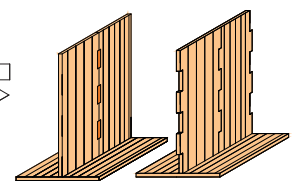


図-2 木ダボ(左)・嵌合(右)接合

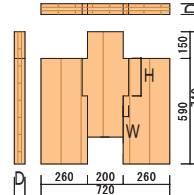


図-3 要素試験体寸法



写真-1 要素試験体載荷状況

表-1 要素試験体諸元

試験体名	材種	パネル厚さ D [mm]	フィンガー幅 W [mm]	フィンガー高さ H [mm]	アスペクト比 H/W	試験体数
C-60-30-90	Mx60-3-3 (スギ)	60	30	90	3	3
C-60-60-180			60	180		
C-60-90-270			90	270		
C-60-30-210			30	210	7	
C-60-30-390			30	390	13	

$$P_{max} = \min(Q_s, Q_c) \quad (1)$$

ここで、せん断強度  $Q_s$  (N)=材料せん断強度  $\tau$ (N/mm<sup>2</sup>)×高さ  $H$ (mm)×厚さ  $D$ (mm)、圧縮強度  $Q_c$  (N)=材料圧縮強度  $\sigma_c$  (N/mm<sup>2</sup>)×幅  $W$ (mm)×厚さ  $D$ (mm)

## 2.2 実験結果

### 2.2.1 荷重-変位関係および破壊性状

図-4 に各試験体の荷重-変位関係を、表-2 に実験結果を、図-5 に  $H/W=3$ ,  $H/W=13$  の試験体の最終破壊状況を示す。 $H/W$  の違いにより、式(1)による推定通りの破壊性状を示し、 $H/W=7$  の試験体については、せん断破壊と圧縮破壊が混在する破壊性状を示した。荷重-変位関係より  $H/W=3$  の試験体では、最大耐力後、フィンガー付け根部分のせん断破壊により、急激な耐力低下が起きている。一方、 $H/W=13$  の試験体では、フィンガー下部が側材にめり込む圧縮破壊を示したため、最大耐力後、緩やかな耐力低下が起きている。

### 2.2.2 各種特性値の比較

図-6 に一般的な木質部材の耐力評価法に合わせて、 $2/3 P_{max}$ ,  $P_y$ ,  $0.2 P_u \sqrt{2I-1}$ , 3つの耐力指標の比較を示す。ここで、 $P_{max}$  は最大耐力実験値、 $P_y$  は実験結果による荷重-変位関係を完全弾塑性モデルに置換したときの降伏耐力、 $\mu$  は塑性率である。殆どの試験体で靱性を考慮した耐力指標 ( $0.2 P_u \sqrt{2I-1}$ ) が最小の値を示しているものの、 $H/W=13$  試験体においては塑性率が大きいため、 $0.2 P_u \sqrt{2I-1}$  の耐力指標が大きくなり、高い基準せん断耐力を示している。図-7 に式(1)を用いて算定した最大耐力の推定値と実験値の比較を示す。推定値は実験値と多少の差異はあるものの、全体的な傾向は捉えており、式(1)により最大耐力を概ね推定することが可能であり、破壊性状についてもフィンガーの  $H/W$  から概ね推定できることを確認した。

## 3. CLT 耐力壁の水平加力実験

### 3.1 実験計画

提案型接合法が CLT 耐力壁の構造性能へ与える影響を検討するために、CLT を 2 枚接合した耐力壁に対し、水平加力試験を行った。試験体諸元を表-3 に試験体寸法を図-8 に示す。試験体は 1/2 スケールとし、本実験では平面的な接合部だけでなく、直交方向の壁との接合部にも適用することで、立体壁効果の影響についても併せて検討する。パラメータは接合部の仕様とし、壁-壁接合部に対して一般的な接合法であるスプライン接合とした 2D-Spl-S、嵌合接合とした 2D-Dov-S(C)、木ダボ接合とした 2D-Dow-S(C)、直交壁を設けた 2D-Spl(Dow)-S とした。また、加力装置を図-9 に示す。加力時の試験体のねじれを抑制するためにあらかじめワイヤーロープに張力(10kN)を加え載荷を行った。加力は層間変形角(水平変位/加力点高さ)の 1/450, 1/300, 1/200, 1/150, 1/100, 1/75, 1/50, 1/33rad. を各 3 回ずつ、1/20rad. を 1 回ずつ、正負交番繰返し載荷した後、正側に押し切った(1/15rad.)。

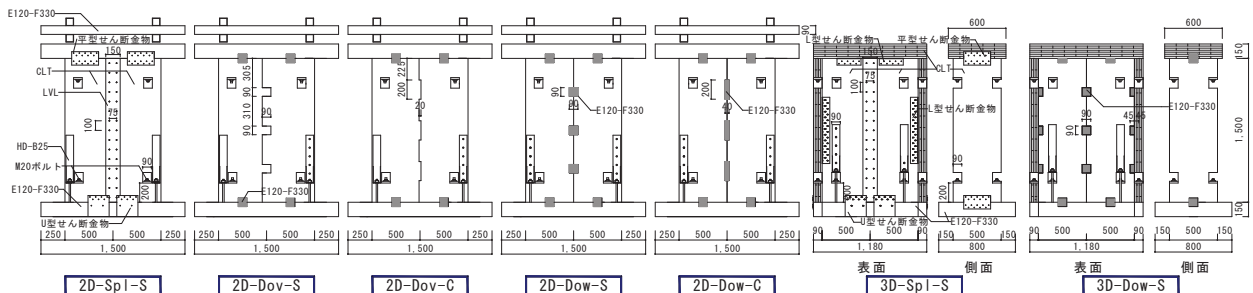


図-8 試験体図

表-2 要素実験結果

試験体名	H/W	降伏耐力	最大耐力	初期剛性	塑性率	最終破壊状況
		$P_y$ [kN]	$P_{max}$ [kN]	$K$ [kN/mm]	$\mu$	
C-60-30-90	3	24.2	54.1	124.2	3.4	せん断
C-60-60-180		59	107.8	151.6	3.5	
C-60-90-270		84.3	166.1	203	2.3	
C-60-30-210	7	53.1	81.6	89.2	6.5	せん断・圧縮混在
C-60-30-390	13	59.3	84	74.6	9.8	圧縮

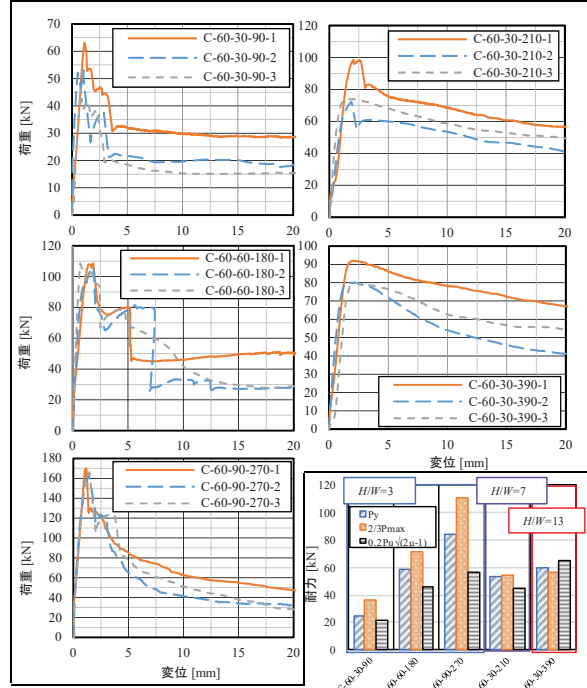


図-4 荷重-変位関係

図-6 3耐力指標の比較

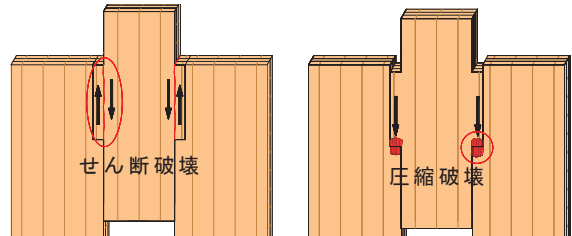


図-5 試験体破壊性状(左:せん断、右:圧縮)

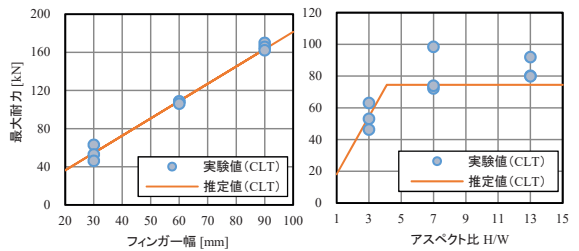


図-7 実験値と計算値の比較

### 3.2 実験結果

#### 3.2.1 層せん断力-層間変形角関係および破壊性状

図-10 に各試験体の層せん断力-層間変形角関係を、図-11 に包絡線の比較を示す。接合部の破壊性状としては、せん断破壊想定型の試験体ではフィンガーや木ダボにせん断ひび割れ（繊維に沿った割裂）が生じ、圧縮破壊想定型の試験体ではフィンガー下部のめり込みが生じた（写真-2）。また、平面の 2D 試験体では全ての試験体で土台のめり込みによる先行降伏が生じ、その後引きボルトや HD 金物が降伏するような靱性能に富んだ破壊経過を示したため、押切時まで耐力低下が生じなかった。立体の 3D-Dow-S 試験体については壁-壁接合部がせん断破壊した時点で急激な耐力低下が生じた。そのため、2D 試験体においては壁-壁接合部の破壊性状の違いによる構造性能への影響は確認されなかったが、提案型接合法を用いることで、初期剛性が向上し、設計のクライテリアである損傷限界、安全限界にあたるような変形角においては、従来型の試験体に比べ高い保有耐力を有していることを確認した。

#### 3.2.2 各種特性値の比較

各試験体における特性値の一覧を表-4 に、比較を図-12 に示す。2D 試験体について、提案型接合法を用いることで剛性および基準せん断耐力の向上を確認した。3D 試験体では、直交壁がパネル脚部のめり込みや浮き上がりを抑制し、最大耐力や初期剛性が向上した。しかし、3D-Dow-S は壁-壁接合部が先行降伏したことで、急激な耐力低下が生じ、 $0.2 P_u \sqrt{(2\mu - 1)}$  の耐力指標が小さくなり、基準耐力が低下した。そのため、3D 試験体においては圧縮破壊型の靱性能が高い接合形式とすることで、基準せん断耐力を向上させることができると考えられる。3D-Spl-S については壁-壁接合部の耐力や剛性が低く、試験体の耐力や剛性に及ぼす影響が小さいため、脆性的な挙動を示さなかったと考えられる。次に、既往の研究<sup>1)</sup>で提案されている耐力算定式(2)を用いて、最大耐力の計算値と実験値の比較を行った(図-13)。木ダボや嵌合によるせん断破壊想定型試験体については実験値が計算値を大きく下回った。これは、フィンガーに正負交番によるせん断力が作用すると下面と上面の両面からせん断ひび割れが生じ、単調載荷による要素実験と破壊メカニズムが異なることが原因であると考えられる。そのため、せん断力の有効面積におけるせいを 1/2 として計算した値(図-13 中の計算値②)と比較すると計算値との差異が 1 割程となり、概ね推定できることを確認した。

$$F_H = T_{crt}(b/h) + S_{crt}(b/h) + F_v(b/h) \quad (2)$$

ここで、 $F_H$ ：最大耐力、 $T_{crt}$ ：脚部引張側接合部強度、 $S_{crt}$ ：壁パネル間接合部強度、 $h$ ：壁パネル高さ、 $b$ ：壁パネル 1 枚の幅、 $F_v$ ：パネル 1 枚に作用する鉛直荷重

### 4. 単板積層圧密柱梁接合部の性能評価実験

#### 4.1 実験計画

図-1 の検討対象建物 X 方向については、既往の研究<sup>2)</sup>で野田らが開発した単板積層圧密部材を用いたラーメン工法を提案する。これは単板を交差積層し、圧縮することで T 形や十字型の部材を作製(写真-3)し剛接合やヒンジリロケーション

表-3 試験体諸元

	接合部						
	壁-壁	壁-床(床 せん断)	壁-土台 (せん断)	壁-土台 (引抜き)	壁-直交壁	直交壁-土台 (せん断)	直交壁-土台 (引抜き)
2D-Spl-S	LVLスプライン (STS・C65)×15	平型せん断金物	U型せん断金物	引きボルト (M20) HD-B25×2			
2D-Dov-S	嵌合×3 D90-W90-H90	木ダボ×1 D90-W90-H90	木ダボ×1 D90-W90-H90	引きボルト (M20) HD-B25×2			
2D-Dov-C	嵌合×3 D90-W20-H200	木ダボ×1 D90-W90-H90	木ダボ×1 D90-W90-H90	引きボルト (M20) HD-B25×2			
2D-Dow-S	木ダボ×3 D90-W90-H90	木ダボ×1 D90-W90-H90	木ダボ×1 D90-W90-H90	引きボルト (M20) HD-B25×2			
2D-Dow-C	木ダボ×3 D90-W40-H200	木ダボ×1 D90-W90-H90	木ダボ×1 D90-W90-H90	引きボルト (M20) HD-B25×2			
3D-Spl-S	LVLスプライン (STS・C65)×15	L型せん断金物	U型せん断金物	引きボルト (M20) HD-B25×2	L型せん断金物	平型せん断金物	引きボルト×2 (M20)
3D-Dow-S	木ダボ×3 D90-W90-H90	木ダボ×1 D90-W90-H90	木ダボ×1 D90-W90-H90	引きボルト (M20) HD-B25×2	木ダボ×3 D90-W90-H90	木ダボ×1 D90-W90-H90	引きボルト×2 (M20)

-試験体名称> Ex. 2D-Spl-S ① ② ③ ①試験体形状(2D：平面架構、3D：立体架構)  
②壁-壁接合部(Spl：スプライン、Dov：嵌合、Dow：木ダボ)  
③壁-壁接合部想定破壊(①：せん断、②：圧縮)

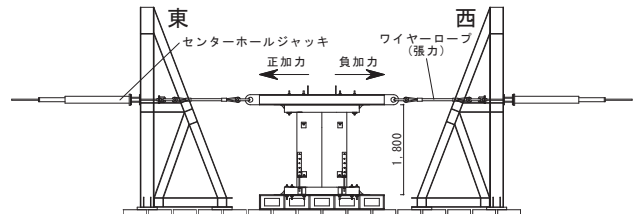


図-9 加力装置

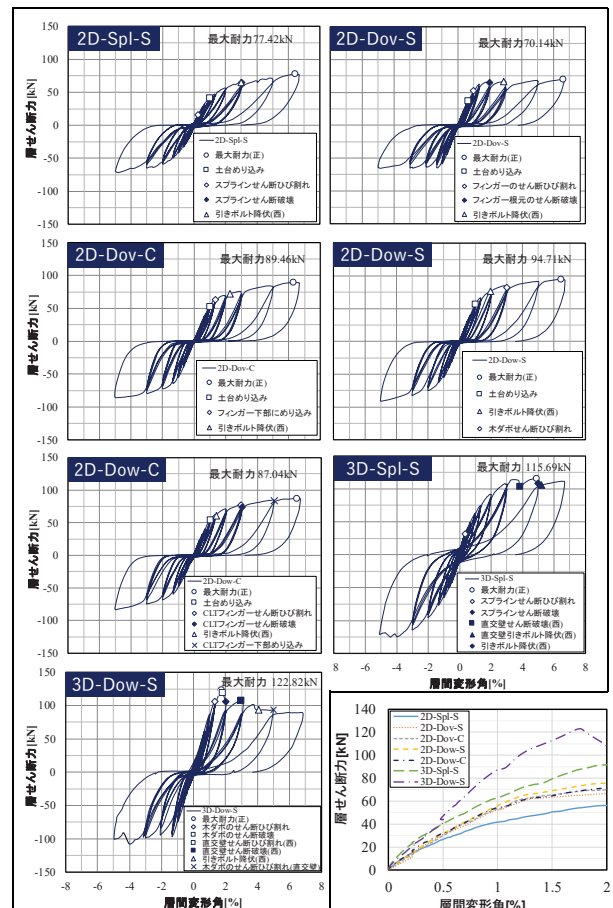


図-10 層せん断力-変形角関係

図-11 包絡線の比較



写真-2 接合部の最終破壊状況(左：2D-Dow-S,右：2D-Dov-C)

ンによる接合効率の向上が期待できる工法である。一方で、継手接合部まで含めた性能向上の検討は未だ不十分であり、本実験では各部材との接合形式が構造性能に与える影響を検討する。試験体諸元を表-5に、各試験体の概要図を図-14に示す。仕口破壊試験体として、一般的な柱・梁の仕口接合部の試験体 J-P, 仕口部の強度向上を目的とし、入隅部を圆弧状にして応力集中軽減を目指した T 形接合部材に梁を接合する提案型試験体 2 体を対象とした。T 形接合部材と梁を剛強に接合し、T 形接合部材の強度を評価する試験体 LJ-G, T 形接合部材と梁の継手で破壊させ、靱性向上を目的とした提案型試験体 LJ-P としている。加力は、図-15に示すように、1/450, 1/300, 1/200, 1/150, 1/100, 1/75, 1/50, 1/30rad. の変形角に対し、各 2 回ずつの正負交番繰返し载荷を行った。

#### 4.2 実験結果

図-16 に各試験体のパネルゾーン中心位置のモーメントー回転角関係とその計算耐力を、図-17 に包絡線の比較を示す。提案型試験体は一般的な仕口接合に比べ大幅に剛性が向上した。LJ-P は単板積層圧密部材の剛性が高く、木材にドリフトピンがめり込まなかったため、継手部で圧密部材が曲げ破壊を起こし(写真-4)、想定した破壊モードとは異なり、破壊性状が脆性的となった。単板積層圧密部材の継手においては剛性の高さを考慮して、接合金物や梁側の木材で靱性を確保することが望ましいと考えられる。また、LJ-G は想定通りの仕口部で曲げ破壊を起こしたが、曲げ強度が計算強度より低くなった。これは単板積層圧密部材の製造において、接着剤の含浸や圧縮の養生が不十分であったことが影響していると考えられ、単板圧密部材の材料強度(46.8N/mm<sup>2</sup>)に対して約 40% の曲げ強度しか発揮されなかった。

#### 5. まとめ

純木質構造物の各方向の構造形式に対して新しい接合工法の提案および性能評価実験を実施し、以下の知見を得た。

- 1) フィンガーや木ダボ接合の提案型接合工法を用いた壁・壁接合部やそれを適用した耐力壁について、材料強度やパネル・接合部形状から破壊性状と最大耐力を概ね推定できる。
- 2) CLT 平面壁の 2D 試験体において、提案型接合工法を用いたすべての試験体において、基準耐力および剛性の向上を確認し、設計のクライテリアになるような変形角時に高い保有耐力を有していることを確認した。
- 3) CLT 立体壁の 3D 試験体において、直交壁がパネル脚部のめり込みや浮き上がりを抑制したことで、耐力や剛性が向上する。
- 4) 単板積層圧密部材について、実験耐力は計算値を下回り、材料強度(46.8N/mm<sup>2</sup>)に対して約 40% の曲げ強度しか発揮されなかったが、一般的な仕様の接合部に比べ剛性が大幅に向上することを確認した。

#### [謝辞]

本研究を行うにあたり宮城県 CLT 等普及推進協議会の助成を頂き、試験については宮城県林業技術総合センターや森林総合研究所の野田康信様にご協力頂いた。関係各位に感謝の意を表する。

#### [参考文献]

- 1) 伊藤 宜正:「地域産材による直交集成板(CLT)の建築構造への適用 その 5 CLT 耐力壁の正負繰り返し水平加力試験」, 日本建築学会大会学術講演梗概集 pp.211-212, 2014 年 8 月
- 2) 野田康信:「交差重ね合わせ単板積層圧密接合法によるラーメン構法の開発(第 1 報)接合法とモーメント抵抗性能」, 木材学会誌 pp.309-317, 2012 年 11 月

表-4 特性値一覧

試験体名	降伏耐力 Py (kN)	1/120耐力 P120 (kN)	(0.2/Ds)Pu (kN)	最大耐力 Pmax (kN)	基準剛性 N/mm	塑性率 μ	壁倍率
2D-Spl-S	46.1	37.9	34.4	77.4	2258.0	3.60	17.5
2D-Dov-S	38.6	45.5	42.5	70.1	3359.4	5.51	19.7
2D-Dov-C	58.8	46.6	44.3	89.5	3130.2	4.26	22.6
2D-Dow-S	60.5	48.3	47.1	94.7	3287.7	4.14	24.1
2D-Dow-C	57.5	47.9	44.2	87.0	3060.3	4.06	22.6
3D-Spl-S	63.1	56.5	55.9	115.7	3793.9	3.89	28.5
3D-Dow-S	76.3	75.8	33.7	122.8	5313.2	1.46	17.2

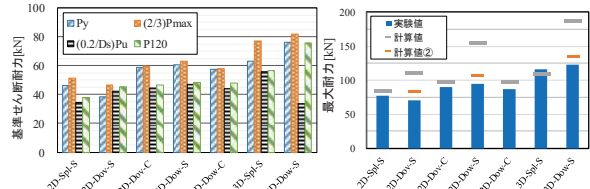


図-12 基準せん断耐力の比較 図-13 実験値と計算値の比較

表-5 試験体諸元

試験体名	仕口接合部	継手接合部
J-P	鋼板添板ドリフトピン	-
LJ-P	単板積層圧密接合	鋼板接着接合
LJ-G	単板積層圧密接合	鋼板添板ドリフトピン

試験体名  
Ex. ①-P ②  
① ②

① 部材 [J:従来型(鋼板添板ドリフトピン), L:単板積層圧密接合]  
② 接合形式 [P:鋼板添板ドリフトピン, G:鋼板接着接合]



写真-3 作製した T 形部材

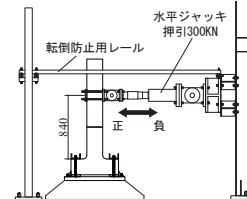


図-15 加力装置

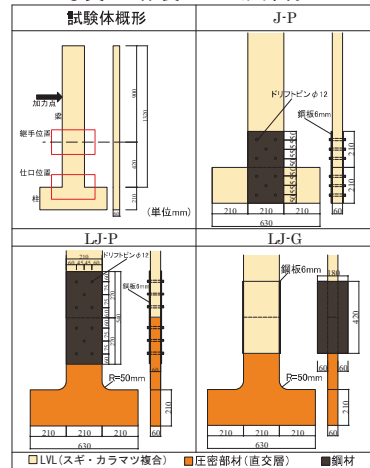


図-14 試験体概要図

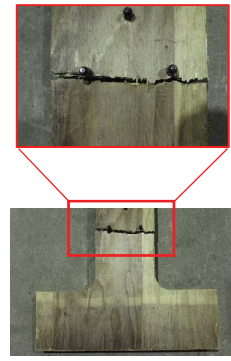


写真-4 LJ-G の曲げ破壊

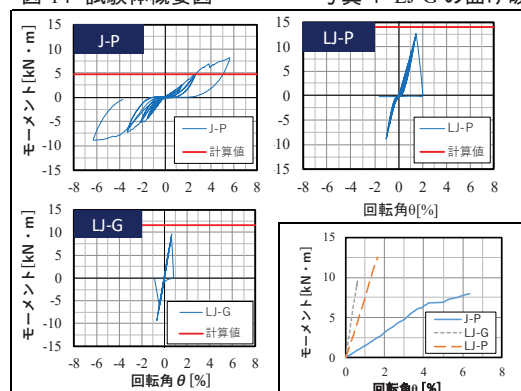


図-16 モーメントー回転角関係

図-17 包絡線の比較