CLT 壁 - 集成材合せ梁モーメント抵抗部の曲げ性能に関する実験的研究

AN EXPERIMENTAL STUDY ON THE BENDING PERFORMANCES OF CLT-WALL AND COMPOSITE GLUED LAMINATED BEAM JOINT

荒木康弘 — * 1 中島昌一 — * 2
秋山信彦 — * 3

Yasuhiro ARAKI — * 1 Shoichi NAKASHIMA — * 2
Nobuhiko AKIYAMA — * 3

キーワード：
CLT 壁勝ち工法, 合せ梁接合部, 曲げ性能

Keywords:
CLT baloon frame construction method, Composite glulam beam joint, Bending performances

The CLT buildings using moment-resisting joint composed of CLT walls and composite glued laminated beams(hereinafter “CLT wall-beam joints”) show better seismic performance due to the moment-resisting joints of the wall and beam joints, in addition to the CLT wall and base joints. Therefore, this study aimed to address the following issues: 1) to propose a calculation method to predict the bending performance of CLT wall-beam joints from the performance of a single connector, 2) to confirm the performance of a single connector and the CLT wall-beam joints by testing, and 3) to compare the test results with calculation results.

1. はじめに

CLT とは、Cross Laminated Timber の略称で、隣り合う層ごとのラミナの繊維方向が直交するように積層接着した木質構造材料である。1995 年頃からオーストリアを中心として発展し、現在では欧州各国でも様々な建築物に使われている。我が国でも、2016 年 4 月 1 日に CLT を用いた建築物の一般的な設計法等に関する告示¹⁾が公布・施行され、現在も CLT を用いた構造設計技術の研究開発が精力的に行われている。

CLT を用いた建築工法として「床勝ち工法」と「壁勝ち工法」があり、壁勝ち工法の一つに集成材合せ梁によるモーメント抵抗接合部を用いる方法がある。この接合方法を用いた CLT 建築物は、壁脚部接合部に加え、壁梁接合部のモーメント抵抗接合により高い耐震性能を建物に付与することができるが、接合部の設計方法に関する情報が不足している。そこで、本研究は CLT 壁勝ち工法のうち、図 1 および表 1 に示す集成材合せ梁を用いたモーメント抵抗接合部について、単位接合部のせん断性能から接合部全体の曲げ性能を算定する算定方法を提案し、その妥当性を実験的に確認する。

2. モーメント抵抗接合部の曲げ性能の算定方法

図 1 のような CLT 壁-集成材合せ梁接合部のモーメント抵抗接合部の曲げ性能は、「木質構造接合部設計マニュアル」のボルトを利用した集成材等を用いた合せ梁型モーメント抵抗接合の $M-\theta$ 特性の評価方法²⁾(以下「文献 2」と記載)を参考にできると考えられる。一方、本接合部の場合、主材が強度異方性の小さい CLT であることに加え、接合具がビスのため小径であり、既往研究^{3), 4)}から単位接合部の荷重変形関係の荷重方向による異方性は小さいことが想定される。このため接合部の曲げ性能は、単位接合部の剛性・耐力とも荷重方向に依らず同一の値を用いることができるものとして簡便化して展開した。文献 2 では、ボルト接合の荷重変形関係モデルを、EYT によ

図 1 対象とする CLT 壁-集成材合せ梁接合部

表 1 対象とする CLT 壁-集成材合せ梁接合部の各部仕様

部位	仕様	樹種・材料	寸法(mm)
CLT 壁パネル	S60A-3-3(t=90mm)	スギ	90×1,000
合せ梁	E120-F330 対称異等級構成集成材	オウシュウ アカマツ	2-90×500
接合具	2面せん断ビス接合	32-PS8×260	—
せん断キー受け	鋼板添え板 1面せん断ビス接合	2-40-TBA65	—
せん断キーピン	丸鋼	SS400	φ40

¹⁾ 国土技術政策総合研究所 建築研究部主任研究官・博士 (工学)
(〒305-0802 つくば市立原 1)

²⁾ 国立研究開発法人建築研究所 構造研究グループ主任研究員・博士 (農学)

³⁾ 国土技術政策総合研究所 建築研究部主任研究官・博士 (農学)

¹⁾ Senior Research Engineer, NILIM, Dr. Eng.

²⁾ Senior Research Engineer, Building Research Institute, Dr. Agr.

³⁾ Senior Research Engineer, NILIM, Dr. Agr.

る降伏耐力以降、ローブ効果による 2 次剛性をもって荷重上昇し最大耐力に到達するものとして定義した誘導方法となっている。一方本接合部の場合、単位接合部はビス接合でありねじによるローブ効果を有するが、荷重変形関係モデルをエネルギー等価の完全弾塑性モデルで近似することを想定しているため、2 次剛性はなく最大耐力は見かけの降伏耐力であり、木質構造では慣例的に終局耐力と呼称されるものとなる。このことより、文献 2 のモーメント抵抗接合部の M- θ 特性について、図 2 に示すように最大モーメントは終局モーメント M_u と定義しなおし、降伏モーメント M_y と終局モーメントの間は初期剛性をもって補完することとした。なお、文献 2 では最大モーメントの算出において割り裂きによる最大耐力を評価する必要があるが、単位接合部の荷重変形関係モデルにおいて、割り裂きは割裂補強ビスを打ち込むなどして防止されていることを前提とする。さらに、モーメント抵抗接合部の靱性性能を確実に発揮させるため、母材耐力に安全率を持たせることを企図して、保証設計の条件式も与えた。以下に算定方法を示す。

(1) 回転剛性

回転剛性は下式のように算出される。

$$K_{\theta} = k \cdot \sum r_i^2 \quad (式 1)$$

$$r_i = \sqrt{x_i^2 + y_i^2} \quad (式 2)$$

K_{θ} : 回転剛性 (Nmm/rad)

k : 単位接合部の初期剛性 (N/mm)

r_i : i 番接合具の接合具配列図芯からの距離 (mm)

(x_i, y_i) : i 番接合具の位置座標 (接合具配列図芯を原点 : mm)

(2) 降伏モーメント

最初の 1 本が降伏変位 δ_p (単位接合部の終局耐力到達時変位) に到達する時として、下式のように算出される。

$$M_y = K_{\theta} \cdot \theta_y \quad (式 3)$$

$$\theta_y = \frac{\delta_p}{\max[\dots, r_L, \dots]} \quad (式 4)$$

M_y : 降伏モーメント (Nmm)

K_{θ} : 回転剛性 (Nmm/rad)

θ_y : 降伏回転角 (rad)

δ_p : 単位接合部の降伏変位 (完全弾塑性近似評価における終局耐力到達時変位 : mm)

r_i : i 番接合具の接合具配列図芯からの距離 (mm)

(3) 終局モーメント

全ての接合具が降伏耐力 P_u (単位接合具の終局耐力) に到達する時として、下式のように算出される。

$$M_u = P_u \cdot \sum r_i \quad (式 5)$$

M_u : 終局モーメント (Nmm)

P_u : 単位接合部の降伏耐力 (完全弾塑性近似評価における終局耐力) (N)

r_i : i 番接合具の接合具配列図図芯からの距離 (mm)

(4) 終局変形角

最初の 1 本が終局変位 δ_u に到達する時として、下式のように算

図 2 モーメント抵抗接合部の曲げ性能のモデル化方法

出される。

$$\theta_u = \mu \cdot \theta_y \quad (式 6)$$

θ_u : 終局変形角 (rad)

μ : 単位接合部の塑性率 (完全弾塑性近似評価における塑性率)

θ_y : 降伏回転角 (rad)

(5) 靱性保証検定式

モーメント抵抗接合部で接合部の終局モーメントに達する前に母材 (CLT 壁および集成材梁) が破壊することを防ぐために以下の式で検定する。

$$\beta \cdot M_{uu} \leq Z_e \cdot K_z \cdot F_b \quad (式 7)$$

β : 壁または梁フェイス位置への換算スパン比

M_{uu} : 終局モーメント (上限値 : Nmm)

Z_e : 正味断面係数 (mm³)

K_z : 寸法効果係数

F_b : 曲げの基準強度 (N/mm²)

3. 単位接合部 2 面せん断試験

3.1 目的

2 章に示したモーメント抵抗接合部の曲げ性能を算定するため、単位接合部 2 面せん断試験を実施した。

3.2 試験体概要

図 3 に試験体図を、表 2 に試験体仕様を示す。試験体は図 1 に示す CLT 柱-集成材合せ梁接合部と同じ部材構成であり、試験体寸法は 360mm×360mm×270mm である。CLT の強度等級は S60A、層構成は 3 層 3 プライ、ラミナ厚は 30mm、ラミナ幅は 120mm である。積層接着に用いた接着剤は水性高分子イソシアネート系接着剤で、幅はぎ接着は行っていない。接合具には、ねじ山径が 8mm、長さが 260mm の長ビス「PS8-260」((株) シネジック) を用いた。接合具本数は、試験体の片面に対角位置に 2 本ずつ両面に打ち合計 4 本である。試験体は 6 体作成した。

3.3 試験方法および計測方法

図 4 に加力装置および試験体セットアップ図を示す。油圧ジャッキ (容量 1000kN、ストローク 1000mm) 先端のクレビスをリニアスライダと固定し、試験体を平行に加力できるようにした。

図3 単位接合部2面せん断試験体図

表2 単位接合部2面せん断試験体仕様

部位	仕様	樹種・材料	寸法(mm)
CLT パネル	S60-3-3(t=90mm)	スギ	360×360×90
集成材 合せ梁	E120-F330 対称 異等級構成集成材	オウシュウ アカマツ	360×360×90
接合具	4-PS8-260	-	ねじ山径 8、 長さ 260

加力方法について、集成材梁部分を治具で固定し、試験体中央の CLT 部分を加力した。試験は、集成材梁の材軸方向に平行に加力するものを3体 (No.1-1、No.1-2、No.1-3)、材軸方向に直交に加力するものを3体 (No.2-1、No.2-2、No.2-3) とした。

各加力方向ともに1体を単調载荷、2体を正負繰返し载荷とした。繰返し载荷の载荷スケジュールは、「木造軸組工法住宅の許容応力度設計 (2017 年改訂版)」に記載された試験方法に準じて実施した⁵⁾。

計測は、変位計を試験体の上下に各2本設置し、試験体中央部の CLT と両側の集成材間の相対変位を計測した。

3.4 実験結果

(1) 破壊性状

写真1に破壊性状の例を示す。単調载荷及び繰返し载荷、加力方向の違いによる破壊性状の違いは確認されず、いずれの試験体においても接合具 (長ビス) の曲げ変形が確認された。終局時にはほぼすべての接合具が折れていた。

(2) 荷重変形関係

図5に、試験結果の接合具1本あたりの荷重変形関係を示す。単調载荷では、各加力方向ともに最大荷重経験後に最大荷重の80%まで荷重が低下するまでに40mm以上変形していた。一方、正負繰返し载荷では各加力方向ともに ± 20 mm変形後に荷重が大きく低下していた。

(3) 試験結果の特性値

表3に試験結果の接合具1本あたりの特性値を示す。降伏耐力 P_y 、終局耐力 P_u 、初期剛性 K および終局耐力到達時変位 δ_p は、加力方向および加力スケジュールの違い (単調、正負繰返し) の影響は確認されなかった。一方、終局変位 δ_u および塑性率 μ については、加力スケジュールの違いにより特性値に大きな差があることが確認された。

4. 単位接合部の設計用せん断特性値

表4に設計用特性値を示す。初期剛性 K は、正負繰返し载荷をし

図4 試験体セットアップ図

写真1 破壊性状の例

図5 実験結果の荷重変形関係 (接合具1本当たり)

表3 実験結果の特性値 (接合具1本当たり)

	No1-1	No1-2	No1-3	No2-1	No2-2	No2-3
加力方法	単調	正負	正負	単調	正負	正負
P_y (kN)	13.15	13.21	13.74	12.88	13.59	14.81
δ_y (mm)	6.07	5.27	6.38	5.81	6.88	6.99
P_u (kN)	20.65	20.62	19.67	19.55	19.23	20.45
δ_u (mm)	72.02	20.40	18.26	47.75	19.53	20.09
K (kN/mm)	2.17	2.51	2.15	2.22	1.97	2.12
δ_p (mm)	9.53	8.22	9.13	8.81	9.74	9.65
μ	7.56	2.48	2.00	5.42	2.00	2.08

P_y : 降伏耐力、 δ_y : 降伏変位、 P_u : 終局耐力、 δ_u : 終局変位
 K : 初期剛性、 δ_p : 終局耐力到達時変位、 μ : 塑性率

た4体の試験結果の平均値を用いた。終局耐力 p_u は、正負繰返し載荷をした4体の試験結果の5%下限値、平均値および5%上限値を用いることとした。終局耐力到達時変位 δ_p は、初期剛性と終局耐力から計算($\delta_p = p_u / K$)した。塑性率は、終局変位の5%下限値と終局耐力到達時変位の5%下限値から計算し($\mu = \delta_p / \delta_u$)、その塑性率を用いて終局変位の平均値を計算した。終局変位の上限値は設計では用いないため、正負繰返し載荷をした4体の試験結果の5%下限値および平均値のみを示した。図6に、正負繰返し載荷をした4体の試験結果の骨格曲線の平均値の骨格曲線と、表4の設計用特性値の完全弾塑性モデルを示す。なお、完全弾塑性モデルの終局耐力(下限値・平均値)の終局変位は平均値(18.62mm)として図示している。

表5に、図1に示した接合部仕様について、表4の特性値を用い2章で示した算出方法により計算した接合部の曲げ特性値を示す。表4と同様に終局回転角と塑性率の上限値は設計では用いないため記載しないこととした。なお、図1のようなト形接合部ではCLT壁よりも集成材梁の方が応力状態が厳しいため、集成材梁のみ式7の検定を行っている。検定の際、断面最外縁に切り欠き等がないため断面係数は低減していない。また、式7を計算する際の β は、壁柱フェイス間スパンが4m、壁柱中心間スパンが5mの建物を想定し、 $0.8(=4m/5m)$ とした。

5. CLT柱-集成材合せ梁モーメント抵抗接合部の曲げ試験

5.1 試験体概要

試験体図を図7に、試験体仕様を表6に示す。CLTと集成材の合せ梁接合部分は、図1のCLT壁-集成材合せ梁接合部と同じ構成である。CLTの強度等級はS60A、層構成は3層3プライ、ラミナ厚は30mm、ラミナ幅は120mmである。積層接着に用いた接着剤は水性高分子イソシアネート系接着剤で、幅はぎ接着は行っていない。接合具には、上述の「PS8-260」を用い、両面合せて32本用いた。このほか、接合具は曲げモーメントのみを負担し、せん断力を負担するためのせん断キー(丸鋼:SS400、φ40)およびせん断キー受け(鋼板:SS400、t=9mm、接合具:2-40-TBA65)を用い、せん断キー受けは集成材とCLT間に配置した。さらに、集成材梁の接合具の曲げに伴う割裂破壊を防止するための割裂補強用のビス(48-PX6×110、(株)シネジック)を施工した。試験体数は2体である。なお、本試験体は図1および表1に示す接合部仕様を有する実大3層試験体⁶⁾の2層部分の接合部を試験後に切り出したものである。計測記録によると2層接合部回転角は正負で最大約1/60radであったが、実大試験体の損傷は1階壁脚部に集中し、2層部分の接合部に目視では大きな損傷は確認されず、残留変位はなかったため試験体として用いた。

図6 単位接合部実験結果の骨格曲線と設計用特性値

表4 単位接合部の設計用特性値一覧

		K(kN/mm)	p_u (kN)	δ_p (mm)	δ_u (mm)	μ (-)
PS8-260	下限値	2.19	18.24	8.33	17.03	2.04
	平均値		19.99	9.13	18.62	
	上限値		21.75	9.93	-	-

k: 初期剛性、 p_u : 終局耐力、 δ_p : 終局耐力到達時変位、 μ : 塑性率

表5 CLT壁-集成材合せ梁モーメント抵抗

接合部の曲げ特性値の計算値

項目	項目		記号	単位	値
接合部設計値	接合部初期剛性		K_0	kNm/rad	11347
	降伏 回転角	5%下限値	θ_{yl}	rad	0.017
		平均値	θ_{ym}	rad	0.019
		5%上限値	θ_{yu}	rad	0.020
	降伏 モーメント	5%下限値	M_{yl}	kNm	191.9
		平均値	M_{ym}	kNm	210.3
		5%上限値	M_{yu}	kNm	228.8
	終局 モーメント 到達時 回転角	5%下限値	$\theta_{yl} \cdot M_{ul}/M_{yl}$	rad	0.020
		平均値	$\theta_{ym} \cdot M_{um}/M_{ym}$	rad	0.022
		5%上限値	$\theta_{yu} \cdot M_{uu}/M_{yu}$	rad	0.024
	終局 モーメント	5%下限値	M_{ul}	kNm	230.6
		平均値	M_{um}	kNm	252.7
		5%上限値	M_{uu}	kNm	274.9
	終局 回転角	5%下限値	θ_{ul}	rad	0.035
		平均値	θ_{um}	rad	0.039
塑性率	5%下限値	μ_{ul}	-	1.71	
	平均値	μ_{um}	-	1.74	
靱性 確保の 確認	柱フェイス位置への 換算スパン比		β	-	0.8
	正味断面係数		Z_e	mm ³	7,500,000
	寸法効果係数		K_z	-	0.93
	梁材の曲げ基準強度		F_b	N/mm ²	33
	靱性確保判定式右辺		$Z_e \cdot K_z \cdot F_b$	kNm	230.18
	靱性確保判定式左辺		$\beta \cdot M_{uu}$	kNm	219.9
	靱性確保の判定			-	OK

図7 試験体図

表 6 試験体仕様

部位	仕様	樹種・材料	寸法(mm)
CLT 壁パネル	S60-3-3($t=90\text{mm}$)		90×1,000
合せ梁	E120-F330 対称 異等級構成集成材	オウシュウ アカマツ	2-90×500
接合具	2面せん断ビス接合	32-PS8×260	—
せん断キー受け	鋼板添え板 1面 せん断ビス接合	鋼板： $t=9\text{mm}$, SS400 ビス：2-40-TBA65	—
せん断キーピン	丸鋼	SS400	$\phi=40$

5.2 加力方法及び計測方法

図 8 に試験体セットアップ図を示す。CLT 壁パネルの両端をピン支点とし、合せ梁の端部に加力桁を接続し加力を行った。加力は、合せ梁頂部から CLT 壁-合せ梁接合部の中心までの距離 H に対し、変形角 $1/450$ 、 $1/300$ 、 $1/200$ 、 $1/150$ 、 $1/100$ 、 $1/75$ 、 $1/50$ を正負 3 回繰り返り、 $1/30$ を正負 1 回繰り返りし、最後に引き側に 1 方向で加力した。

計測方法について、図 7、8 に示すように試験体加力高さおよび接合具の中心の水平変位 (CH1、CH2:絶対変位)、および集成材合せ梁端部の回転変位 (CH3、CH4:絶対変位、CH5、CH6:相対変位) を計測するための変位計を設置した。

5.3 試験結果

(1) 破壊性状

写真 2 に試験結果の破壊性状を示す。加力に伴い、接合具の梁材へのめり込みは確認されたが (写真 2 (1))、制御変形角 $1/15\text{rad}$ までは外観上の損傷は確認されなかった。制御変形角で $1/15\text{rad}$ から $1/10\text{rad}$ に向かう途中で合せ梁の木口面から割裂補強ビスの先端付近にかけて割裂破壊が生じた (写真 2 (2))。また単位接合部 2 面せん断試験ではビスの折れが確認されたが、本接合部試験では終局時までビスの折れは確認されなかった。

(2) 荷重変形関係および特性値、計算値との比較

図 9 に試験結果のモーメント-変形角関係を示す。M はジャッキの先端に取り付けたロードセルの荷重に試験体加力位置から接合部の回転中心までの距離 (2,500mm) を乗じた値、 θ は合せ梁端部に取り付けた変位計から算出した回転角とした。

1 体目、2 体目ともに接合部回転角で $1/130\text{rad}$ (0.0075rad) 程度までは、繰返し载荷による剛性の低下は見られないが、接合部回転角で $1/75\text{rad}$ (0.013rad) のループでは、繰返し载荷による剛性の低下が確認された。接合部回転角で $1/40 \sim 1/30$ で最大耐力に達し、その後緩やかに荷重が低下した。なお接合部回転角 $1/75\text{rad}$ 時が、制御回転角 $1/30\text{rad}$ 時に対応する。

表 7 に 1 体目の試験結果の特性値と表 5 の計算値の特性値を示す。また図 9 には、計算値の下限値と平均値を用いた完全弾塑性モデル、および接合具単体の骨格曲線から予測した接合部性能のモーメント-変形角関係を併せて示している。表 7 および図 9 より、単位接合部接合性能の下限を用いた結果の方が、合せ梁接合部の実験結果の荷重変形関係に近いことが確認できる。なお 2 体目の特性値は、骨格曲線が接合部回転角で $1/150\text{rad}$ 程度まで下に凸になり計算できなかったため記載しないこととした。

図 8 試験体セットアップ及び計測器位置

(1) 接合具のめり込み (2) 梁の割裂破壊
写真 2 破壊性状

(1) 1 体目

(2) 2 体目

図 9 接合部のモーメント変形角関係

単位接合部性能の平均値を用いた場合、実験結果より終局モーメントが大きくなる理由として、式(5)では全ての接合具が同じタイミングで降伏耐力に達すると仮定していることが要因として考えられる。そこで、モーメント抵抗接合部の各接合具位置を図10のように定義し、接合部の回転角と各接合具の変形量の関係を確認した。その結果を図11に示す。図6の単位接合部実験結果の骨格曲線の平均値と図11より、図心から最外縁の接合具1 ($r=492\text{mm}$) が終局変位に達した時 (18.63mm、図11①) の荷重が約 21.5kN であるのに対し、最内縁の接合具8 ($r=256\text{mm}$) の変形量は約 9.5mm (図11②) で、接合具の荷重は 17.7kN 程度であり、接合具1に対し 82%程度の荷重となっている。これより、接合部全体の終局モーメントを計算する際に接合部全体変形角に対する各接合具の変形量を考量する必要があることが示唆された。

6. まとめ

本研究は CLT 壁勝ち工法のうち、集成材合せ梁を用いたモーメント抵抗接合部について、単位接合部の曲げ性能から接合部全体の曲げ性能を算定する算定方法を提案し、その妥当性を実験的に確認した。以下に得られた知見を示す。

- (1) CLT 壁-集成材合せ梁モーメント抵抗接合部の曲げ性能を算定する式を提案した。
- (2) 提案した CLT 壁-集成材合せ梁モーメント抵抗接合部の曲げ性能を算定するために必要な単位接合部の 2 面せん断性能を実験により確認した。
- (3) CLT 壁-集成材合せ梁モーメント抵抗を有するト形接合部の曲げ実験を実施し、提案した CLT 壁-集成材合せ梁モーメント抵抗接合部の曲げ性能と比較し、提案する算定式の精度および妥当性を確認した。
- (4) 提案式で接合部全体の終局モーメントを計算する際には、接合部全体の変形角に対する各接合具の変形量を考量する必要があることが示唆された。

付記：本研究は、国土技術政策総合研究所総合技術開発プロジェクト「新しい木質材料を活用した混構造建築物の設計・施工技術の開発」の一環で実施したものである。

参考文献

- 1)平成 28 年国土交通省告示第 611 号、CLT パネル工法を用いた建築物又は建築物の構造部分の構造方法に関する安全上必要な技術基準を定める件、2016.4
- 2)木質構造接合部設計マニュアル、pp.208-216、日本建築学会、2009 年 11 月
- 3)小林研治、木質構造におけるビス接合の現状と今後の課題、木材学会誌、Vol.61、No.3、pp.163-164、2015.5
- 4) Akiyama, N., et al.:Development of timber shear wall in steel frame structure, AIJ Journal of Technology and Design, Vol.24, No.57, pp.613-618, 2018.1 (in Japanese)
秋山信彦、岡本滋史、森本和宏、村上雅英、木質面材を鉄骨フレームに嵌め込んだ耐力壁の開発、日本建築学会技術報告集、24 巻 57 号、pp. 613-618、2018.1
- 5)木造軸組工法住宅の許容応力度設計 (2017 年版)、(公財) 日本住宅・木材技

表 7 接合部試験結果の特性値

	実験値 (1 体目)	単位接合部性能を用いた計算値	
		下限値	平均値
降伏モーメント M_v (kNm)	187.86	191.9	210.3
降伏回転角 θ_v (rad)	0.016	0.017	0.019
終局モーメント M_u (kNm)	208.38	230.6	252.7
終局回転角 θ_u (rad)	0.046	0.036	0.04
初期剛性 K (kNm/rad)	11867	11347	11347
終局モーメント 到達時回転角 (rad)	0.018	0.02	0.022
塑性率 μ	2.63	2.16	2.18

図 10 モーメント抵抗接合部の接合具位置の定義

図 11 接合部全体回転角と接合具変位の関係

- 術センター、2017.3
- 6)荒木康弘、Xiaolan Zhang、角田功太郎、中島昌一、五十田博、中川貴文、秋山信彦、CLT 壁勝ち工法と床勝ち工法の実大 3 層静加力実験 その 1 試験体概要と実験結果の破壊性状、2019 年度日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.353-354、2019.9

[2020 年 5 月 11 日原稿受理 2020 年 7 月 27 日採用決定]