中間部材に合板を用いたラージフィンガージョイント 接合部の性能^{*1}

野田康信^{*2}, 森 拓郎^{*3}, 古田直之^{*2}, 小松幸平^{*3}

Study of Large Finger Joint Corner Joints with Applied Plywood Component for Intermediate Member^{*1}

Yasunobu NODA^{*2}, Takuro MORI^{*3},
Naoyuki FURUTA^{*2} and Kohei KOMATSU^{*3}

Wooden frame construction with Large Finger Joints (LFJ) for intermediate member types could be available for middle-rise buildings. The structural performance of this construction would depend on the performance of the intermediate members. In this paper, a plywood laminated component of Karamatsu (*Larix kaempferi*) was used as the intermediate member. Bending tests of plywood for the vertical direction, shearing tests of plywood and joint efficiency tests of LFJ connecting plywood components with glulam of Karamatsu were conducted to obtain several values to estimate the performance of full scale T-shaped and L-shaped joints. Full scale joint tests showed that the ultimate failure occurred on the LFJ on the plywood component's side. Applying a design method for connections in steel structures to this joint, the estimated strength of the plywood component for shearing was higher than that of LFJ for bending, even though it would have a larger plywood component for heavier timbers. The allowable strength of this joint system could be evaluated from the bending strength of the LFJ of the plywood component.

Keywords : rigid joint, glued joint, panel zone, shear strain, plywood.

中層の木質ラーメン構造を実現する方法として、中間部材挿入型のラージフィンガージョイント (LFJ) に着目し、中間部材に構造用合板を積層した部材を用いた場合について検討した。中間部材の基材となるカラマツ (*Larix kaempferi*) 構造用合板の材料試験、LFJ によるカラマツ構造用集成材との継手性能試験を経て、断面150×300 mm の集成材を用いたL字形接合部およびT字形接合部の強度試験を実施した。L字形、T字形試験のいずれにおいても、終局破壊はすべて中間部材側のLFJ部の曲げ破壊であった。中間部材の耐力について、鋼構造の接合部パネルの評価式を適用して検討した結果、合板表板繊維方向を柱軸方向に対して45°傾けて配置した場合には、部材断面を大きくした場合においても、中間部材のせん断降伏が先行しないものと推測されたことから、本接合法は、LFJの曲げ強度で設計できるという結論に至った。

^{*1} Received April 30, 2012; accepted August 3, 2012. 本研究の一部は、日本木材加工技術協会第25回年次大会 (2007年9月, 旭川), および第10回木質構造研究会技術発表会 (2006年11月, 東京) において発表した。

^{*2} 北海道立総合研究機構林産試験場 Forest Products Research Institute, Hokkaido Research Organization, Asahikawa 071-0198, Japan

^{*3} 京都市大学生存圏研究所 Research Institute for Sustainable Humanosphere, Kyoto University, Uji 611-001, Japan
Corresponding author: Y. Noda (noda-yasunobu@hro.or.jp)

1. 緒 言

中層建築物を木質フレーム構造で実現するためには、特にその接合部の設計を慎重に行わなくてはならない。本報は、ラージフィンガージョイント (Large Finger Joint, LFJ) を活用した3層程度の一方方向フレームの構築を目指し、その接合部の耐力について検討したものである。

LFJとは、フィンガー長さが50 mm以上の大型フィンガーによる接合の総称であり、大断面集成材の木口面をフィンガー加工し、継手や仕口を構成する接着接合に分類される接合方法の一つである。このLFJを用いた構法は、かつて、ビッグフィンガージョイント (Big Finger Joint, BFJ) の名称で研究¹⁻³⁾が行われ、1992年には継手を対象としたBFJ設計マニュアルの原案⁴⁾が策定されている。

このLFJをコーナー接合部に適用する場合には、梁と柱とを直接接合する直接型と中間部材を介して接合する中間部材挿入型の2種類の仕様がある。新田ら^{5,6)}によるL字形の接合部試験では、いずれの仕様においても継手のような接合効率は得られず、特に、接合部が開く方向にモーメントが作用した場合の最大耐力は極端に低く、破壊は中間部材が繊維方向に沿って割裂するといった脆性的なものであった。また、坂田ら⁷⁾による中間部材挿入型の試験では、仕口角度は120°であるが、カラマツ合板を用いた場合の有効性が示唆されている。さらに坂田ら⁸⁾は、中間部材に異方性がなく、強度の高いものとしてフェノールFRPを採用した場合の実験的研究を報告している。

一方、森ら⁹⁾はクロスラミナパネル、OSB、構造用合板を積層接着した材 (以下、合板積層部材) を中間部材に採用した場合の耐力を比較検討し、合板積層部材が有力であることを示した。また、その破壊形態がLFJ部の曲げ破壊であった結果を受け、合板積層部材と集成材の継手性能試験¹⁰⁾によって、接合効率を確認した。

本報では、この中間部材に合板積層部材を用いた場合に着目し、合板積層部材の曲げ性能、せん断性能を把握するための材料試験、ならびにLFJ継手性能試験から、実大接合部試験結果を検証し、鋼構造における接合部耐力推定式の適用を試みた。

2. 実験方法

2.1 接合部概要

本接合部の概要をFig. 1に示す。中間部材に合板積層部材を用いて、これをLFJで集成材を接続す

Fig. 1. Joint system and profile of the large finger joint.

ることで一方方向のフレーム構面を構築することを想定する。実験には、合板積層部材に厚さ30 mmのカラマツ (*Larix kaempferi*) の構造用合板 (910×2430 mm, 2級, 丸玉産業製, 平均気乾密度0.56 g/cm³) で、単板は等厚構成、積層数は10 (第2層と第3層で同一方向) のものを基材として用いた。これを2次接着し、所定の形状に仕上げたものを、LFJでカラマツ異等級対称構成集成材 (JAS grade E105-F300) と継ぐことでL字形、T字形の実大接合部を構成した。合板の2次接着ならびにLFJの嵌合には、レゾルシノール樹脂接着剤 (DIC Phenolite6000) を用いた。LFJは、フィンガー長さ52 mmのもの (兼房特注) を用い、切削方向は材幅方向に対して垂直とし、嵌合した際にフィンガーが点対称となるように側面にバット部を設けた (Fig. 1)。直角の接合部の内隅における応力集中は、フィレット加工で回避でき、等方性体の場合では、その曲率が梁せいの0.49倍で緩和の効果は最大に至る¹¹⁾が、本報の仕様では加工の容易性を優先し、内隅は梁せいの0.5倍寸法で直線にカットした。このため、合板積層部材と集成材の接続部には135°の角度が存在するとともに、合板積層部材側で三角錐のフィンガー未充足部が並列する。

合板積層部材の配置は、表板繊維方向を柱軸方向と一致させるか、45°傾けるかの2択とし、破壊のクライテリアは、LFJ部の曲げと中間部材のせん断とした。接着接合であることから剛節と仮定するこ

とで、鋼構造の接合部耐力評価式が適用できると考えた。

2.2 合板を縦使いした場合の曲げ性能試験

合板積層部材の曲げ性能を把握するために、厚さ30 mmのカラマツ構造用合板から長さ480 mm、断面30×30 mmに切り出した、スパンに対して表板繊維方向が0°, 45°, 90°の曲げ試験体（平均気乾密度0.56 g/cm³）について、スパンをせいの14倍とした中央集中曲げ試験を、積層面を縦にして実施した。これに加え、0°方向については、厚さ30 mmのカラマツ構造用合板を長手方向に裁断して得た125×2430 mm板4枚を2次接着して、断面120×120 mm、長さ2400 mmに仕上げた合板積層部材について、スパンをせいの18倍とした3等分4点曲げ試験を、積層面を縦にして実施した。これらの試験で得られた最大荷重から最大曲げ応力度 $\sigma_{\max}$ を、中央たわみ量と荷重の関係における直線域からヤング係数 E と比例限曲げ応力度 σ_{pl} を得た。

2.3 合板の面内せん断試験

合板積層部材のせん断基本特性を把握するために、合板の日本農林規格¹²⁾に準拠したせん断強度試験を実施した。ここでは、厚さ12 mmのカラマツ構造用合板（等厚単板構成、積層数4、平均気乾密度0.51 g/cm³）を用い、加力方向に対して表板繊維方向が0°, 45°, 90°となるように910×1820 mmの合板5枚から1片ずつ採材した。試験体および試験方法をFig. 2に示す。試験は試験体表裏中央に単軸ひずみゲージを交差して貼り付けて実施した。試験で得られた最大荷重から最大せん断応力度 $\tau_{\max}$ を得た。せん断弾性係数 G は、表裏面の対角線の圧縮ひずみ、および表裏面の引張ひずみの絶対値の平均値 ε' と荷重の関係における直線域から $\gamma = 2\varepsilon'$ 、 $\tau = G\gamma$ の関係より求め、比例限せん断応力度

Fig. 2. Shearing test method and specimens.
Legend: $\rightarrow$: Fiber direction of the surface veneer.

τ_{pl} を得た。

2.4 LFJ 継手接合強度試験

2.2と同じ方法で製造した断面120×120 mmの合板積層部材を長さ450 mmに切断し、断面120×120 mmのカラマツ集成材（E105-F300）とLFJで継いだものについて、スパンをせいの18倍とした3等分4点曲げ試験を実施した（Fig. 3）。その最大曲げ応力度を2.2の結果と比較することで、合板積層部材の表板繊維方向を集成材の軸方向に一致させた場合の接合効率 α を評価した。

2.5 実大L字形接合部試験

厚さ30 mmのカラマツ構造用合板5枚を2次接着し、150 mm厚さに仕上げた合板積層部材を中間部材として、これをLFJで断面150×300 mmのカラマツ集成材（E105-F300）と継ぐことでL字形試験体とした。合板積層部材の表板繊維方向は集成材の軸方向に対して45°傾けた。合板積層部材の形状は、450×450 mmの1頂点を45°で150 mmに裁断して、集成材の断面150×300 mmに対応させた。試験体と試験方法をFig. 4に示す。

見かけの変形角は、集成材の中心軸の交点を回転中心とし、そこから500 mm位置のそれぞれの中心軸線上の2点の相対距離を両側から測定し、その平均値から求めた。試験体数は、単調引張試験（接合部が開く方向）で2体、単調圧縮試験（接合部が閉じる方向）で1体、繰り返し荷重試験で1体とした。繰り返し履歴は荷重制御とし、単調加力試験で得られた最大耐力を参考に、開く方向を正荷重として、各目標荷重を+5→-10→+10→-20→+15→-30→+ $P_{\max}$ kNと設定した。繰り返し回数は各目標荷重で1回とした。繰り返し荷重試験に供した1体では、Fig. 4に示す位置に3軸のひずみゲージを貼付して、表板繊維方向に対して0°, 90°, ならびに45°方向のひずみ分布を計測した。

2.6 実大T字形接合部試験

合板積層部材を中間部材とし、これをLFJでカラマツ集成材（E105-F300）と継ぐことでT字形の

Fig. 3. Specimen for joint efficiency test.
Legend: $\rightarrow$: Fiber direction of the surface veneer.

Fig. 4. Setup of L-shaped specimen and definition of moment and rotation angle.

Legend: ①~⑩: Number of gage positions, $\rightarrow$: Fiber direction of the surface veneer, M : Moment, e : Moment arm of joint performance, e' : Moment arm of LFJ part (of the fracture part), δ : Displacement measured by displacement transducer. θ : Rotation angle.

接合部を構成し、試験に供した。合板積層部材の表板繊維方向は鉛直部材の軸方向に一致させ、 600×450 mm の長辺の2頂点を 45° で150 mm 裁断して、集成材の断面 150×300 mm に対応させた。試験体および試験方法を Fig. 5 に示す。

見かけの変形角は、鉛直部材と水平部材の中心軸の交点を回転中心とし、そこから500 mm 位置の中心軸上の2点の相対距離を左裏面と右表面から測定し、それらの絶対値を平均した値から求めた。試験体数は3体で、試験は繰り返し荷重方式とした。繰

Fig. 5. Setup of T-shaped specimen.

Legend: Refer to Fig. 4.

り返し履歴は、加力点と中間部材の相対水平変位を加力点から回転中心までの距離で除した縦材の傾きを変形角として、その変形角が $\pm 1/300 \rightarrow \pm 1/200 \rightarrow \pm 1/150 \rightarrow \pm 1/100 \rightarrow \pm 1/60 \rightarrow \pm 1/30 \rightarrow +1/15$ rad の正負交番となるように制御した。繰り返し数は各目標変形角で3回とした。

3. 結果と考察

3.1 合板を縦使いした場合の曲げ性能

試験の結果を Table 1 に示す。小試験体の E , $\sigma_{\max}$, σ_{pl} は 45° 方向で最小であった。 0° 方向と 90° 方向の σ_{pl} は同程度であったが, E , $\sigma_{\max}$ は 90° 方向よりも 0° 方向の方が小さかった。 0° 方向と 90° 方向で差が生じる要因は, 単板構成からは考え難いが, 本報では 0° 方向の値を採用して考察を進める。

Table 1. Bending performance of plywood for vertical direction and joint efficiency connected with glulam using LFI.

Test	Span (mm)	Cross section size (mm)	Angle ^{c)}	Number of specimen	E (kN/mm ²)		$\sigma_{\max}$ (N/mm ²)			σ_{pl} (N/mm ²)			ε_{pl} ($\mu\varepsilon$)
					Ave.	C.V.	Ave.	C.V.	5%ile	Ave.	C.V.	5%ile	
Small bending ^{a)}	420	30 × 30	0°	12	5.3	6.9%	33.0	20.6%	19.1	19.0	1.9%	18.3	3453
			45°	6	1.8	2.7%	18.6	4.8%	16.5	12.0	2.8%	11.2	6222
			90°	8	6.9	7.1%	49.6	11.0%	37.6	18.9	2.3%	17.9	2594
Beam bending ^{b)}	2160	120 × 120	0°	5	5.3	6.3%	23.8(A)	10.6%	17.6	21.0	11.9%	14.8	Joint efficiency B/A = 0.86
Joint efficiency ^{b)}	2160	120 × 120	0°	5	–	–	20.4(B)	10.5%	15.1	20.1	11.4%	14.5	

^{a)} : 3 point bending, ^{b)} : 4 point bending, ^{c)} : Fiber direction of surface veneer to loading direction.

Legend: E : Young's modulus, $\sigma_{\max}$: Bending strength, σ_{pl} : Proportional limit strength, ε_{pl} : Proportional limit bending strain = $\sigma_{pl,5\%}/E_{Ave}$, Ave.: Average, C.V.: Coefficient of variation, 5%ile: Fifth percentile lower limit of normal distribution.

断面 120×120 mm の3等分4点曲げ試験の破壊形態は脆性的であり、 $\sigma_{\max}$ と σ_{pl} の平均値の差は、小試験体の 0° 方向の場合とくらべて小さかった。 $\sigma_{\max}$ の正規分布仮定による信頼水準75%の95%下側許容限界値（以下、5%下限値）は、小試験体の 0° 方向の $\sigma_{\max}$ の5%下限値よりも小さく、小試験体の 0° 方向の σ_{pl} の5%下限値に近い値であった。これらのことから、実大の曲げ強度特性値には小試験体の σ_{pl} の5%下限値が対応するものと考え、以下の考察では、 0° 方向と 45° 方向の実大の曲げ強度特性値に、それぞれ $\sigma_0 = 18.3 \text{ N/mm}^2$ 、 $\sigma_{45} = 11.2 \text{ N/mm}^2$ を採用する。また、比例限引張りひずみ量 ε_{pl} をヤング係数と曲げ応力度との関係 $\varepsilon_{pl} = \sigma_{pl, 5\%ile} / E_{ave}$ より算出したところ、 45° 方向が最も大きい値であった（Table 1）。

3.2 合板の面内せん断性能

試験の結果をTable 2に示す。高見¹³⁾の報告と同様に、 45° 方向の G 、 $\tau_{\max}$ 、 τ_{pl} は、 0° 、 90° 方向に比べて大きかった。 0° 方向と 90° 方向の差は小さく、ばらつきの範囲とみなせるが、ここでは 0° 方向と 45° 方向の τ_{pl} の5%下限値をせん断強度特性値 $\tau_0 = 2.09 \text{ N/mm}^2$ 、 $\tau_{45} = 4.78 \text{ N/mm}^2$ として採用する。また、比例限せん断ひずみ量 γ_{pl} をせん断弾性係数とせん断応力度の関係 $\gamma_{pl} = \tau_{pl} / G_{ave}$ より算出してTable 2に併記した。ここで、せん断変形における対角線の比例限ひずみ量 ε'_{pl} は $\gamma_{pl}/2$ であり、 45° 方向での計算値 $653 \mu\varepsilon$ は、表板繊維 0° 方向、もしくは 90° 方向の伸縮である。この値は、Table 1の 0° 方向、 90° 方向の比例限引張りひずみ量よりも小さかった。

3.3 LFJ 継手接合強度

破壊はすべて、合板積層部材側の継手の根元における曲げ破壊であった。試験結果をTable 1に示す。この曲げ強度と3.1で得た断面 120×120 mmの曲げ強度との比は、平均値同士による場合と5%下限値同士による場合のいずれにおいても0.86あった。こ

こでは、この比が任意の角度においても適用できるものと仮定して、接合効率 α として採用する。すなわち、合板積層部材のLFJ曲げ強度 σ_{LFJ} は、 σ_0 、 σ_{45} に $\alpha = 0.86$ を乗じて、 $\sigma_{0, LFJ} = 15.7 \text{ N/mm}^2$ 、 $\sigma_{45, LFJ} = 9.6 \text{ N/mm}^2$ として以下の考察で用いる。

なお、今回の両者の曲げ強度のばらつきは同程度で、平均値と5%下限値の α が同じであったが、通常は、スモールフィンガーの場合¹⁴⁾と同じく、母材の曲げ強度のばらつきに比べて、フィンガージョイント材の曲げ強度のばらつきは小さく、5%下限値による α よりも平均値による α の方が小さくなるものと考えられる。したがって、設計においては平均値による接合効率を用いた方が安全であると考えられる。

3.4 実大L字形接合部試験

モーメント $M (= P \times e)$ と見かけの変形角 θ の関係図をFig. 6に、試験結果をTable 3に示す。開く方向よりも閉じる方向で最大モーメント $M_{\max}$ が大きかったが、既往^{5, 6)}の集成材を中間部材とした場合に比べて、開閉の差は小さかった。完全弾塑

Fig. 6. Moment and rotation angle curve of L-shaped specimens.

Note: Result of the L-shaped specimen for closing mode failure was evaluated as an absolute value and was shown on the first quadrant.

Table 2. Shearing performance of plywood.

Test	Size (mm)	Thickness (mm)	Angle ^{a)}	Number of specimen	$G (\text{kN/mm}^2)$		$\tau_{\max} (\text{N/mm}^2)$		$\tau_{pl} (\text{N/mm}^2)$		$\gamma_{pl} (\times 10^{-6} \text{ rad})$	
					Ave.	C.V.	Ave.	C.V.	5%ile	Ave.	C.V.	5%ile
Shearing	85×255	12	0°	5	0.62	12.1%	5.03	6.0%	4.29	2.95	11.8%	2.09
			45°	5	1.83	13.0%	7.76	10.8%	5.70	6.99	12.8%	4.78
			90°	5	0.55	11.1%	4.91	3.3%	4.52	2.93	11.1%	2.12

^{a)}: Fiber direction of surface veneer to loading direction.

Legend: G : Shear modulus, $\tau_{\max}$: Shear strength, τ_{pl} : Proportional limit strength, γ_{pl} : Proportional limit shear strain = $\tau_{pl, 5\%ile} / G$, Ave.: Average, C.V.: Coefficient of variation, 5%ile: Fifth percentile lower limit of normal distribution.

Table 3. Results of L-shaped specimens.

Specimen	K ($\text{kN}\cdot\text{m}/\text{rad}$)	$M_{\max}$ ($\text{kN}\cdot\text{m}$)	$2/3M_{\max}$ ($\text{kN}\cdot\text{m}$)	M_{pl} ($\text{kN}\cdot\text{m}$)	M_y ($\text{kN}\cdot\text{m}$)	μ	M_{FP} ($\text{kN}\cdot\text{m}$)	$M_{\text{FP,pl}}$ ($\text{kN}\cdot\text{m}$)	σ_{FP} (N/mm^2)	$\sigma_{\text{FP,pl}}$ (N/mm^2)
L_Open1	6909	36.7	24.4	33.3	20.6	2.76	28.0	22.9	12.4	10.2
L_Open2	7398	32.0	21.3	29.1	20.0	3.02	24.4	20.0	10.8	8.9
L_Open3	6672	36.2	24.1	23.9	23.0	2.50	27.6	16.4	12.3	7.3
Ave.	6993	34.9	23.3	28.8	21.2	2.76	26.7	19.8	11.9	8.8
C.V.	5.3%	7.4%	7.4%	16.4%	7.4%	9.5%	7.4%	16.4%	7.4%	16.4%
5%ile	5825	26.8	17.9	13.9	16.2	1.94	20.4	9.6	9.1	4.3
L_Close	6485	52.7	35.1	34.3	32.3	1.55	40.2	23.6	17.9	10.5

Legend: K : Rotational rigidity, M : Moment, μ : Ductility factor, σ : Bending stress, Ave.: Average, C.V.: Coefficient of variation, 5%ile: Fifth percentile lower limit of normal distribution.

Subscript: max: Maximum, pl: Proportional limit, y: Yield, FP: Fracture position.

Note: M_y and μ were conducted with bi-linear model analysis.

性モデルによる評価¹⁵⁾では、開く方向の塑性率 μ が大きかった。開く方向において、降伏モーメント M_y は $2/3M_{\max}$ と同程度であった。

破壊箇所となったLFJ位置において、モーメントアーム e' (Fig.4)とした存在モーメント M_{FP} ($=P \times e'$)より $\sigma=M/Z$ の関係から、解析断面を $150 \times 300 \text{ mm}$ として曲げ破壊応力 σ_{FP} を算出したところ、開く方向においては平均値で $\sigma_{45, \text{LFJ}}$ を上回るが5%下限値で下回った。また、このモーメントの比例限 $M_{\text{FP,pl}}$ から算出した曲げ破壊応力 $\sigma_{\text{FP,pl}}$ は、平均値、5%下限値ともに $\sigma_{45, \text{LFJ}}$ を下回った。一方、閉じる方向の σ_{FP} は開く方向よりも高く、 $\sigma_{\text{FP,pl}}$ は $\sigma_{45, \text{LFJ}}$ 相当であった。

開く方向の破壊形態をFig.7に示す。内隅のフィンガー未充足部は断面欠損であるため、ここで初期破壊が生じたことにより、 $\sigma_{\text{FP,pl}}$ は $\sigma_{45, \text{LFJ}}$ を下回ったと考えられる。その後、最弱の45°方向に沿って集成材軸方向に裂けてから、終局破壊断面である集成材の梁せい方向で曲げ破壊し、終局に至ったと考える。このように2段階に割裂方向が変化したことにより、延性的な性状を示し、 σ_{FP} は $\sigma_{45, \text{LFJ}}$ を上回ったものと推察する。

閉じる方向の破壊性状をFig.8に示す。合板積層部材側フィンガーの根元で初期破壊し、LFJ面に沿って曲げ破壊して終局に至った。初期破壊で降伏したものと考えれば $\sigma_{\text{FP,pl}}$ が $\sigma_{45, \text{LFJ}}$ 相当であったことと一致する。その後、終局破壊に至るまでに延性的な破壊性状を示した理由としては、L字形の頂部側最外皮の応力は中間部材の領域では応力分散効果が得られるためと考える。最外皮で表板繊維45°方向に生じていた応力は、中間部材の領域に入ると頂点が無応力状態であることから、主応力方向が表板繊維0°方向へとシフトしていることが考えられる。

Fig. 7. Ultimate failure of L-shaped specimen in opening mode.

Note: There are triangular pyramidal voids of finger joint inside of plywood component. The crack emanated at the fingertips of the plywood component. The crack progressed in the 45 degree direction of the plywood component into the finger root of the plywood component. The crack direction turned at the finger root toward the glulam depth direction.

Fig.9にL_Open3で測定した開く方向における0°, 90°, ならびに45°方向のひずみ分布の実測値を10 $\text{kN}\cdot\text{m}$ 毎に示す。個々のゲージ値は0°方向, 90°方向では、ゲージ①を除いて30 $\text{kN}\cdot\text{m}$ まではモーメントと比例関係にあった。頂部に向かってひずみは小さく、内隅側では0°方向は引張ひずみ, 90°方向は圧縮ひずみとなっている。

ここで、0°方向と90°方向のひずみ量の平均値が45°方向のひずみ量に相当していたことから、0°方向と90°方向を主ひずみ方向とみなし、0°方向と90°方向のひずみ量は曲げ応力とせん断応力に由来する

Fig. 8. Ultimate failure of L-shaped specimen in the closing mode.

Note: The crack emanated at the finger roots of the plywood component and progressed in the glulam depth direction.

複合応力によるひずみ量であると仮定する。まず、 0° 方向の①②のひずみに注目する。内隅最内皮におけるせん断応力は0であるため、内隅側では曲げ応力が支配的と考えて妥当である。ゲージ①は最大ひずみ量まではモーメントと比例関係にあり、 0° 方向の最大ひずみ量は $1441 \mu\epsilon$ であった。これを Table 1 の E_0 より応力に換算すると 7.6 N/mm^2 であり、L_Open3 の比例限度力 $\sigma_{FP,pl}$ に相当する値であった。また、 $30 \text{ kN}\cdot\text{m}$ 時点で②が最大となったのは、フィンガー未充足部の初期破壊の発生後に、内隅最内皮で伝達していた応力が頂部側にシフトしていった表れと考える。この応力の再分配が延性的な破壊性状に貢献したと考えている。

次にせん断ひずみについて、ゲージ⑤⑥⑦⑧に注目して考察する。合板積層部材内における曲げ応力の中立軸は不明であるが、ひずみを計測した断面においては、 45° 方向のひずみ量が0である近辺に曲

げ応力の中立軸が存在するものと考えれば、⑤から⑧の間に純せん断となる微小要素が存在しているものと考えられる。 90° 方向のひずみ量は、厳密には曲げによって 0° 方向で圧縮応力となる領域においては、ポアソン比から 90° 方向の引張ひずみ量が加算されていることになるが、すべてをせん断由来のものとするのは、最も不利な評価であると考ええる。計測された最大ひずみ量は⑦の $253 \mu\epsilon$ であり、これを純せん断によるひずみの最大値とみなして、Table 2 の G_{45} よりせん断応力に換算すると 0.92 N/mm^2 である。この値は、Table 2 の 45° 方向の τ_{pl} よりも小さいことから、接合部パネルは降伏していないものと考えられる。

3.5 T字形接合部試験

M と θ の関係を Fig. 10に、特性値を Table 4 に示す。回転剛性 K はL字形と比べて大きかったが、これは片側の水平部材のモーメント負担割合の違いによるものと考えられる。鉛直部材の破壊点における最

Fig. 10. Moment and rotation angle curve of T-shaped specimens.

Note: The angle is the average calculated from the absolute values of displacement on both sides (Refer to Fig. 5).

Fig. 9. Strain distribution for 0° , 90° and 45° directions of the surface veneer's fiber on particular moment level.

Legend: ①~⑩: Refer to Fig. 4, M_{max} : At maximum moment.

Table 4. Results of T-shaped specimens.

Specimen	K (kN·m/rad)	M_{max} (kN·m)	$2/3M_{max}$ (kN·m)	M_{pl} (kN·m)	M_y (kN·m)	μ	M_{FP} (kN·m)	$M_{FP,pl}$ (kN·m)	σ_{FP} (N/mm ²)	$\sigma_{FP,pl}$ (N/mm ²)
T_01	8847	41.0	27.3	36.3	31.6	1.22	32.8	29.0	14.6	12.9
T_02	9910	47.6	31.7	37.7	30.1	1.27	38.1	30.2	16.9	13.4
T_03	9233	35.6	23.7	35.6	25.6	1.18	28.5	28.5	12.7	12.7
Ave.	9330	41.4	27.6	36.5	29.1	1.22	33.1	29.2	14.7	13.0
C.V.	5.8%	14.5%	14.5%	2.9%	10.7%	3.7%	14.5%	2.9%	14.5%	2.9%
5%ile	7634	22.5	15.0	33.2	19.3	1.08	18.0	26.5	8.0	11.8

Note : Refer to Table 3.

大モーメント M_{FP} はL字形よりも大きかった。このことは、合板積層部材の表板繊維方向を鉛直部材軸方向に一致させたことによるものと考えられる。しかし、 $\sigma_{FP,pl}$ も σ_{FP} も平均値で、3.3で導いた $\sigma_{0,LFJ}$ を下回る結果であった。

終局破壊は、開く方向となった鉛直部材の LFJ 部での曲げ破壊で、合板積層部材側のフィンガーからの破断 (Fig. 11) であるが、初期破壊はL字形と同じく、内隅のフィンガー未充足部で生じたため、 $\sigma_{FP,pl}$ が $\sigma_{0,LFJ}$ を下回ったものと考えられる。その後、この割裂は合板表板繊維45°方向に進展し、終局破壊断面である集成材の材せい方向の LFJ に沿った割裂へと進展する。脆性破壊であったことから、 σ_{FP} が $\sigma_{0,LFJ}$ を下回った理由としては、この割裂の進展が一貫して生じたことによるとものと推察する。この一連の破壊過程で、合板表板繊維45°方向に割裂が進展することから、合板積層部材の表板

繊維方向を柱軸方向に揃えたとしても、 $\sigma_{45,LFJ}$ で設計する必要があると考えられる。なお、 σ_{FP} の5%下限値は8.0 N/mm² で、 $\sigma_{45,LFJ}$ を下回るが、個々の σ_{FP} はすべて $\sigma_{45,LFJ}$ を上回っていたことから、 $\sigma_{45,LFJ}$ で設計する事は妥当であると判断する。

フィンガー未充足部の詳細な応力分布は、有限要素法などによる解析が望まれるが、合板45°方向のポアソン比は0.5を超える値¹³⁾ であり、解析断面を設定するには注意が必要である。したがって、本報では、合板積層部材の表板繊維方向を柱軸方向に一致させたとしても、内隅最内皮では45°方向で曲げによる引張応力が発生しているものとし、 $\sigma_{45,LFJ}$ を根拠として設計許容耐力を設定すべきであると考える。

3.6 合板積層部材の耐力推定

鋼構造の柱梁接合部の設計¹⁶⁾ では、十字形の接合部において、柱と梁で囲まれた部分 (接合部パネル) を柱梁部材と独立して設計する方法が採用されている。接合部パネルに作用するモーメント pM は、

$$pM = {}_bM_R + {}_bM_L - ({}_cQ_U + {}_cQ_L) \frac{d_b}{2} \quad (1)$$

ここで、 ${}_bM_R$ 、 ${}_bM_L$ は接合部パネルの右および左の梁端部に作用するモーメント、 ${}_cQ_U$ 、 ${}_cQ_L$ は接合部パネルの上および下の柱端部に作用するせん断力、 d_b はH形鋼の梁フランジの板厚中心間距離である。一方、接合部パネルのせん断変形をモーメントとして表現した降伏モーメント pM_y は(2)式を用いて算定される。

$$pM_y = \frac{V_e}{\kappa} \sqrt{1-n^2} \frac{F_y}{\sqrt{3}} \quad (2)$$

ここで、 V_e は接合部パネルの有効体積、 κ はせん断に関する形状係数、 n は接合部パネルの軸力比であり、 $F_y/\sqrt{3}$ は鋼材の降伏せん断強さである。

これら(1)、(2)式を本報の耐力推定式として適用する。まず、本報の接合部パネルの内隅形状が特異であることから、中間部材のそれぞれの内隅中点で

Fig. 11. Ultimate failure of T-shaped specimen.

Note: The crack emanated at the void area of the plywood component of the opening mode side. The crack progressed in the 45 degree direction of the plywood component and consecutively into the finger root of the plywood component and toward glulam depth direction.

囲まれた部分でせん断変形が生じるものと仮定した。Fig. 12に本接合部のせん断変形モデルを示す。

十字形の ${}_pM$ は、左右のLFJ部が同時に最大曲げ応力に達した時とすると、LFJ部の最大曲げモーメント $M_{LFJ} = {}_bM_L = {}_bM_R$ であり、 $M = \sigma \times Z$ の関係を用いて、梁幅 b 、梁せい h として導くことができる。ここで、(1)式の柱のせん断力の項は ${}_pM$ を軽減する方向にあるため省略し、(3)式で表現する。

$${}_pM = M_{LFJ} + M_{LFJ} = \frac{bh^2}{3} \sigma_{LFJ} \quad (3)$$

T字形、L字形では ${}_bM_R = 0$ とすることで、(3)式の1/2の値となる。

一方、 ${}_pM_y$ については、 V_e は b とFig. 12の h_b 、 h_c に囲まれる体積であり、 κ は矩形断面では3/2である。 n は軸力を考慮しない場合の $n=0$ を代入する。 $F_y/\sqrt{3}$ は τ に相当する。以上より、(2)式は(4)式となる。

$${}_pM_y = \frac{2bh_bh_c}{3} \tau \quad (4)$$

ここで、柱と梁の部材断面は同じ場合に限定すれば、十字形では $h_b = h_c = 1.5h$ 、T字形では $h_b = 1.5h$ 、 $h_c = 1.25h$ であり、L字形では $h_b = h_c = 1.25h$ である。

σ_{LFJ} と τ の組合せは中間部材の配置による。すなわち、合板積層部材の表板繊維方向を45°傾ける場合は $(\sigma_{45-LFJ}, \tau_{45})$ とし、一致させる場合には3.5の結果を踏まえて $(\sigma_{45-LFJ}, \tau_0)$ を採用する。

以上より、(3)式と(4)式から ${}_pM$ と ${}_pM_y$ の大小を比較することで、LFJ部の曲げ降伏が先行するか、合板積層部材のせん断降伏が先行するかについて検

討する。Table 5に、それぞれの条件での計算結果を示す。 ${}_pM$ 、 ${}_pM_y$ の大小関係は、十字形で合板積層部材の表板繊維方向を軸方向に一致させた場合に ${}_pM_y$ が小さく、その他は ${}_pM$ が大きかった。この大小関係は、 b 、 h に依存しないことから、中間部材の形状が相似であり、合板積層部材の表板繊維方向を柱軸方向に対して45°傾けた場合には、LFJ部の破壊が先行するものと推定される。実大試験結果との比較においても、 ${}_pM_y$ が M_{FP} を上回っていることから、接合部パネルは降伏しないものと考えられ、LFJ部の曲げ強度で許容耐力を設定する妥当性が伺える。

ただし、合板積層部材の表板繊維方向を柱軸方向に一致させた場合には ${}_pM$ と ${}_pM_y$ との差が小さい。

Table 5. Comparison with the yeild moment of LFJ and joint panel (kN·m).

Joint type ^{a)}	Angle ^{b)}	Estimated ^{c)}		Observed ^{d)}
		${}_pM$	${}_pM_y$	
Cross-shaped	0°	43.3	42.3	—
	45°	43.3	96.8	—
T-shaped	0°	21.6	35.3	18.0(33.1)
	45°	21.6	80.7	—
L-shaped	0°	21.6	29.4	—
	45°	21.6	67.2	20.4(26.7)

^{a)}: See Fig. 12.

^{b)}: Surface veneer's fiber direction of plywood component to beam axis.

^{c)}: Calculated with equation (3) and (4).

^{d)}: Refer to Tables 3 and 4.

Fig. 12. Shear deformation model of the joint panel subjected to bending moment of the beam(s) and the definition of the available area ($h_b \times h_c$).

Legend: ${}_bM_L, {}_bM_R$: Moment of the beam onto the joint panel to the left or the right, ${}_cM_U, {}_cM_L$: Moment of the column onto the joint panel to above or below, h : Depth of the beam and column of the same value, h_b : Available depth of the joint panel on the beam side, h_c : Available depth of the joint panel on column side.

この場合、 ${}_pM$ と ${}_pM_y$ は下限値であることから、材料強度のばらつきによって大小関係が逆転し、終局破壊性状が接合部パネルで起こる可能性がある。さらに、実務設計では中間部材に梁受け金物などを取り付ける加工が必至であることから、確実にLFJ部の曲げが終局破壊となるとは言えない。それゆえに、許容応力度設計に用いる場合には、中間部材の耐力を最大限確保する必要がある、合板積層部材は柱軸方向に対して45°傾けることが望ましいと考える。

以上より、鋼構造の接合部パネルの降伏耐力推定式を適用して評価した結果、合板積層部材を45°傾けて配置した場合には、LFJ部の曲げ強度が接合部耐力を決定するものと考えられる。但し、本報のようにフィンガー未充足部を有する場合には、ここで初期破壊が発生して剛性が変化するため、このことに配慮して設計耐力とする必要がある。

4. 結 論

合板積層部材を中間部材としたラージフィンガージョイント接合部を対象として、構成部材の材料強度試験、ならびにL字形、T字形の実大接合部試験から、以下の結論を得た。

- ・合板の表板繊維方向、もしくは表板繊維直交方向の降伏ひずみは、単純な引張力に由来するよりも、せん断力に由来する方が小さい。
- ・L字形、T字形接合部の終局破壊は、LFJ部における合板積層部材側の曲げ破壊であるが、接合部内隅のフィンガー未充足部で初期破壊が発生したことにより、曲げ応力の比例限はいずれの仕様においても材料強度試験で得た曲げ強度を下回った。
- ・L字形接合部試験では、フィンガー未充足部の初期破壊後は、延性的な破壊性状を示した。合板積層部材の表板繊維方向を柱軸方向に対して45°傾けて配置していたことにより、初期割裂方向と終局割裂方向が一致しなかったことによるものと考えられ、最大曲げ応力は材料強度試験で得た曲げ強度を上回った。
- ・T字形接合部試験では、フィンガー未充足部の初期破壊後は、脆性的な破壊性状を示した。合板積層部材の表板繊維方向を柱軸方向と揃えて配置したことにより、初期破壊から終局破壊までが一貫して発生したことによるものと考えられ、最大曲げ応力は材料強度試験で得た曲げ強度には達しなかった。
- ・中間部材に本報と同形状で、柱軸方向に対して45°傾けた合板積層部材を用いる限りでは、中間

部材を大きくした場合においても、中間部材のせん断降伏よりもLFJ部の曲げ破壊が先行するものと考えられる。

- ・この場合の最大耐力は合板積層部材の45°方向の曲げ強度から、比例限耐力はこれにフィンガー未充足部の断面欠損を考慮することで推定することが可能となるものと考えられる。

謝 辞

本研究は、科学研究費補助金（若手研究（A）、課題番号：17686048、代表：森 拓郎）の助成を受けて実施した。また、研究の遂行に当たって多くの協力を頂きました川原重明氏（旧銘建工業(株)、現(株)木質環境建築）ならびに清水武氏（同）に深く感謝します。

文 献

- 1) 楠 寿博, 木村 衛, 室田達郎, 小松幸平, 鴛海四郎：日本建築学会学術講演梗概集 構造Ⅱ, 東北, 1991, pp. 65-66.
- 2) 楠 寿博, 木村 衛, 室田達郎, 小松幸平, 鴛海四郎：日本建築学会学術講演梗概集 構造Ⅱ, 北陸, 1992, pp. 67-68.
- 3) 木村 衛, 楠 寿博, 太田道彦：日本建築学会構造系論文集 No. 480, 133-140 (1996).
- 4) 財団法人日本住宅・木材技術センター：木造化推進標準設計施工マニュアル作成等事業報告3 現場接着による集成材梁継手の開発報告書, 9-45 (1992).
- 5) 新田亜希, 小松幸平, 北守顕久, 川原重明：第51回日本木材学会大会研究発表要旨集, 東京, 2001, p. 181.
- 6) Nitta, A., Komatsu, K.: *Wood Research* No. 88, 56-57 (2001).
- 7) 坂田弘安, 岡田久志, 安部 裕, 楠 寿博, 伊東洋路：日本建築学会構造系論文集 No. 514, 163-168 (1998).
- 8) 坂田弘安, 岡田久志, 安部 裕, 楠 寿博, 伊東洋路：日本建築学会構造系論文集 No. 529, 121-126 (2000).
- 9) 森 拓郎, 野田康信, 小松幸平：日本木材加工技術協会第25回年次大会講演要旨集, 旭川, 2007, pp. 41-42.
- 10) 野田康信, 森 拓郎, 小松幸平：第10回木質構造研究会技術発表会技術報告集10, 東京, 2006, pp. 48-51.
- 11) 西田正孝：“応力集中増補版”, 森北出版, 東京,

- 1973, pp. 114-122.
- 12) “合板の日本農林規格”, 農林水産省告示第1751号 (2008).
- 13) 高見 勇: 林業試験場研究報告第225号, 41-132 (1969).
- 14) 堀江秀夫, 倉田久敬, 石井 誠: 林産試験場研究報告第76号, 45-71 (1986).
- 15) “木造建築物用接合金物認定事業における接合金物試験法規格”, 財団法人日本住宅・木材技術センター, 東京, 2011, p. 28.
- 16) “鋼構造接合部設計指針第2版”, 日本建築学会編, 日本建築学会, 東京, 2006, pp. 206-214.