

強化 LVL 接合板および接合ピンを用いた木質構造フレームの 開発 (第 1 報)

弾性床上の梁の曲げ理論を用いて求めた強化 LVL 接合のせん断性能*¹

中田欣作*², 小松幸平*³

Development of Timber Portal Frames Composed of Compressed LVL Plates and Pins I.

Shear strength of joints composed of compressed LVL calculated using
the theory of a beam on an elastic foundation*¹

Kinsaku NAKATA*² and Kohei KOMATSU*³

To predict the strength properties of timber joints composed of compressed LVL plates and compressed LVL pins, slip moduli and yield loads of the joints were calculated by the theory of a beam on an elastic foundation and the European yield theory, and joints with six kinds of glulam were tested in shear. At the compression-type lateral strength test of compressed LVL joints, first the compressed LVL pin yielded by bending and the load fell once (Stage 1), and then the load recovered and increased when the pin became embedded into the glulam (Stage 2). The slip modulus and the lateral resistance of the joint increased with increasing density of the glulam. The joint model of Stage 1 was a three-member double shear joint with timber center and side members, and that of Stage 2 was a two-member single shear joint with a virtual timber-to-timber connection at the center of the member. In Stage 1, the slip modulus of the joint and the yield load of the pin calculated by the theory of a beam on an elastic foundation showed significant correlation with experimental values. In Stage 2, the yield load of the glulam calculated by the European yield theory showed significant correlation with experimental values.

Keywords: compressed LVL, shear strength, elastic foundation, European yield theory, dowel.

強化 LVL 接合部のせん断性能を求めるために、弾性床上の梁の曲げ理論式およびヨーロッパ降伏理論式を用いてすべり剛性および降伏耐力を算出するとともに 6 樹種の集成材を用いてせん断試験を行った。圧縮型せん断試験では、まず強化 LVL 接合ピンが曲げ降伏して荷重が一旦低下し (Stage 1)、その後接合ピンが木材にめり込みながら荷重が回復および増加した (Stage 2)。強化 LVL 接合部のすべり剛性および降伏耐力は集成材の密度の増加とともに増加した。接合モデルは、Stage 1 では木材の主材および側材よりなる 2 面せん断接合、Stage 2 では接合板の中央で仮想的に 2 分割した木材と木材による 1 面せん断接合とした。Stage 1 では、弾性床上の梁の曲げ理論式で得られる接合部のすべり剛性および接合ピンの降伏耐力の計算値は実験値と良く一致した。Stage 2 では、ヨーロッパ降伏理論式で得られるファスナーの降伏耐力の計算値は実験値と良く一致した。

*¹ Received February 7, 2007; accepted May 24, 2007. 本報告の一部は、第55回日本木材学会大会 (2005年 3 月, 京都) および第56回日本木材学会大会 (2006年 8 月, 秋田) において発表した。また、本研究は中小企業技術開発産学官連携促進事業の一環として行った。

*² 奈良県森林技術センター Nara Forest Research Institute, Takatori 635-0133

*³ 京都大学生存圏研究所 Research Institute for Sustainable Humanosphere, Kyoto University, Uji 611-0011

1. 緒 言

木質構造の接合に一般的に用いられている鋼板接合板と丸鋼ドリフトピンの代わりに、フェノール樹脂を含浸処理したスギ材単板を積層圧密した強化LVLを接合板と接合ピンに使用する接合方法を考案した¹⁻⁷⁾。この接合方法では、集成材のスリットに接合板を挿入した状態で、集成材と接合板の同時穴あけを行って接合ピンを挿入するため、現場での加工性と接合精度が非常に良い。

鋼板挿入ドリフトピン打ち接合等では、弾性床上の梁の曲げ理論により接合部のすべり剛性を算出し、ヨーロッパ降伏理論式によりファスナーの降伏耐力を算出することにより、接合部のせん断性能を推定することができる⁸⁾。強化LVL接合は、鋼板挿入ドリフトピン打ち接合と同様に接合板と接合ピンを用いた接合方法であり、木材の主材および側材よりなる2面せん断接合と見なすことにより、これらの既往の理論でせん断性能が推定可能であると考えられる。

同様の接合方法としては、込み栓を用いたホゾ栓接合があり、ヨーロッパ降伏理論式によりファスナーの降伏耐力の推定が行われている⁹⁻¹¹⁾。ここでは、込み栓の降伏状態の違いによる主材および側材の降伏耐力が検討されており、込み栓自身の降伏耐力についてはせん断降伏も新たに検討項目に加えられている。しかし、このような接合や強化LVL接合においては、接合ピンの曲げ破壊が主体的であり、初期の曲げ破壊時の降伏耐力が接合部の降伏耐力を決定すると考えられる。

本研究は、強化LVL接合の耐力発現機構を明らかにして設計法を確立するとともに強化LVL接合の特徴を生かした木質構造フレームを開発することを目的としている。本報告では、弾性床上の梁の曲げ理論式およびヨーロッパ降伏理論式を用いて強化LVL接合部のせん断性能を算出するとともに各種の条件の集成材を用いてせん断試験を行い、その適合性を検討した。

2. 実 験

2.1 供試材料

スギ (*Cryptomeria japonica* D. Don) 丸太から得られた厚さ3 mmのロータリー単板を用いて、サンウッド工業株式会社において強化LVLを製造した。すなわち、アルコール可溶性のフェノール樹脂を単板に含浸処理した後、単板を所定の枚数積層し、温度135~140°Cで元の厚さの約1/3まで圧縮した。積

層方法は、積層数20枚の平行積層と全体の約1/4に当たる4層に直交層を配置した積層数19枚の直交積層とし、それぞれ幅220 mm×厚さ22 mm×長さ650 mmおよび幅330 mm×厚さ22 mm×長さ650 mmの強化LVLを作製した。接合ピンには、平行積層強化LVLより作製した直径20 mm×長さ105, 120および150 mmの強化LVLを用いた。接合板には、直交積層強化LVLより作製した幅75 mm×長さ250 mm×厚さ22 mmの強化LVLを用いた。Table 1に強化LVLの強度性能を示す¹²⁾。面圧定数 k (N/mm³) は下式⁵⁾を用いて求めた。

$$k = 361 - \frac{230n_c}{n_a} \quad (1)$$

ただし、 n_a : 積層数, n_c : 直交層の数

接合試験体には、Table 2に示す異等級対称構成構造用集成材を用いた。樹種はスギ (*Cryptomeria japonica* D. Don), ロッジポールパイン (*Pinus contorta* Dougl.), ベイマツ (*Pseudotsuga menziesii* (Mirb.) Franco), オウシュウトウヒ (*Picea abies* (Linn.) Karst), オウシュウアカマツ (*Pinus sylvestris* L.) およびベイツガ (*Tsuga heterophylla* (Rafn.) Sarg.) の6種類である。これらより幅105, 120および150 mm×厚さ148 mm×長さ168 mmの試験体を作製した。ただし、幅120および150 mmの試験体にはスギ, ロッジポールパインおよびベイマツを用いた。最大面圧応力 σ (N/mm²) および面圧定数 k (N/mm³) は下式^{13,14)}を用いて求めた。

$$\sigma = (932.15\rho - 113.79) \times 9.8/100 \quad (2)$$

$$k = \frac{E}{31.6 + 10.9d} \quad (3)$$

ただし、 ρ : 比重, E : 曲げヤング係数 (N/mm²), d : 接合ピンの直径 (mm)

2.2 強化LVL接合のせん断試験

集成材に幅24 mm×長さ90 mm×奥行き168 mmのスリットを加工し、集成材と強化LVL接合板を強

Table 1. Mechanical properties of compressed LVL.

		Drift pin	Gusset plate
WPG	(%)	41	41
ρ	(g/cm ³)	1.31	1.29
MOE	(kN/mm ²)	26.4	20.7
MOR	(N/mm ²)	264	189
σ_c	(N/mm ²)	-	150
k	(N/mm ³)	-	313

Legend: WPG: Weight percent gain, ρ : Air dry density, MOE: Modulus of elasticity, MOR: Modulus of rupture, σ_c : Compressive strength, k : Bearing constant.

Table 2. Mechanical properties of glulam.

Species	Width (mm)	Thickness (mm)	Ply	Adhesive ^{a)}	Grade	Density (g/cm ³)	MC (%)	MOE (kN/mm ²)	σ (N/mm ²)	k (N/mm ³)
Sugi	150	300	14	RF	E75-F240	0.39	13.1	7.5	24.5	30.0
Lodgepole pine	150	300	9	RF	E105-F300	0.43	15.3	10.5	28.1	42.1
Douglas-fir	150	200	6	RF	E135-F375	0.58	14.1	13.5	41.8	54.1
Spruce	105	300	10	ISO	E120-F330	0.46	16.0	12.0	30.9	48.1
Scots pine	105	300	10	ISO	E120-F330	0.51	14.6	12.0	35.4	48.1
Western hemlock	105	300	10	ISO	E135-F375	0.53	13.4	13.5	37.3	54.1

Legend : MC : Moisture content, MOE : Modulus of elasticity, σ : Maximum bearing stress, k : Bearing constant, a) RF : Resorcinol formaldehyde resin, ISO : Isocyanate resin.

化 LVL 接合ピン 1 本で接合し, Fig 1 に示すようにインストロン万能試験機を用いて圧縮方向の荷重でせん断試験を行った。荷重速度は 2 mm/min とし, 精度 1/200 mm の変位計 2 個を用いて集成材と接合板の相対変位を測定した。試験体数は各 6 体とした。

2.3 ヨーロッパ降伏理論式によるファスナーの降伏耐力の算出

強化 LVL 接合では後述のように, まず, 強化 LVL 接合ピンが曲げ降伏して荷重が一旦低下し, その後再び荷重が回復あるいは増加する。そこで, Fig. 2 に示すように強化 LVL 接合の降伏モードを接合ピンの曲げ降伏の前後で区別することとした。曲げ降伏の前は木材の主材 (強化 LVL 接合板) およ

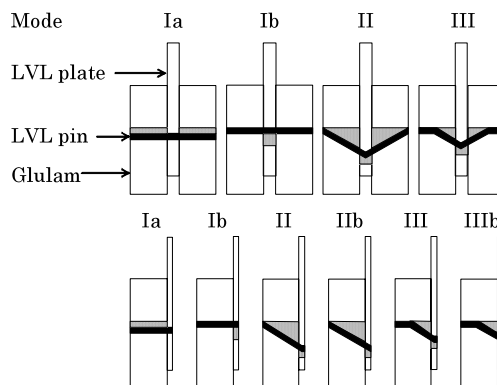


Fig. 2. Potential ultimate mode of compressed LVL joint.
Note : Stage1 above, Stage 2 below.

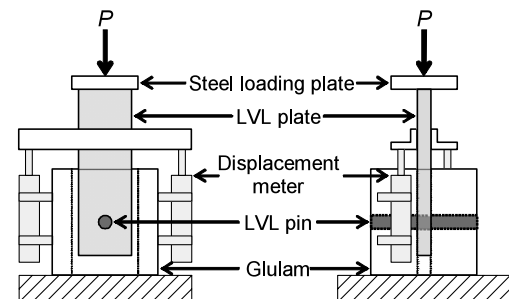
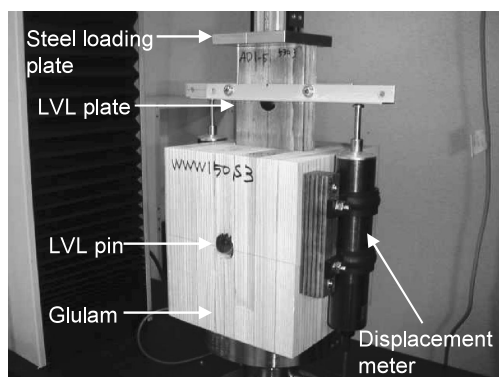


Fig. 1. Compression-type lateral strength test of compressed LVL joints.

び側材 (集成材) よりなる二面せん断接合, 曲げ降伏の後には接合板の中央で仮想的に 2 分割し, 左右それぞれを木材と木材による 1 面せん断接合とした。これらの降伏モードには本研究において発生していないモードが含まれるが, 主材, 側材および接合ピンの組み合わせによって発生する可能性のあるすべてのモードを示した。

Stage 1 : 接合ピンの曲げ降伏の前

Mode I a : 集成材のめり込み降伏

Mode I b : 強化 LVL 接合板のめり込み降伏

Mode II : 強化 LVL 接合ピンの中央曲げ降伏

Mode III : 強化 LVL 接合ピンが主材および側材中で降伏

Stage 2 : 接合ピンの曲げ降伏の後

Mode I a : 集成材のめり込み降伏

Mode I b : 強化 LVL 接合板のめり込み降伏

Mode II : 集成材のめり込み降伏および強化 LVL 接合ピンが主材中で降伏

Mode II b : 集成材および強化 LVL 接合板のめり込み降伏

Mode III : 強化 LVL 接合ピンが主材および側材中

で降伏

ModeⅢb: 強化 LVL 接合板のめり込み降伏および

強化 LVL 接合ピンが側材中で降伏

ここで, 降伏耐力 P_y は下式で求められる⁸⁾。

Stage 1: $P_y = CF_e da$, Stage 2: $P_y = 2CF_e da$ (4)

Stage 1:

$$C = \min \left[2a\beta, 1, \sqrt{\frac{8a^2\beta^2(1+\beta)}{(2\beta+1)^2} + \frac{8\beta\gamma\left(\frac{d}{a}\right)^2}{3(2\beta+1)}} - \frac{2a\beta}{2\beta+1}, \frac{d}{a} \sqrt{\frac{8\beta\gamma}{3(1+\beta)}} \right]$$

Stage 2:

$$C = \min \left[a\beta, 1, \sqrt{\frac{2a^2\beta^2(1+\beta)}{(2\beta+1)^2} + \frac{2\beta\gamma\left(\frac{d}{a}\right)^2}{3(2\beta+1)}} - \frac{a\beta}{2\beta+1}, \frac{\sqrt{\beta+2\beta^2(1+a+a^2)+a^2\beta^3}-\beta(1+a)}{1+\beta}, \frac{d}{a} \sqrt{\frac{2\beta\gamma}{3(1+\beta)}}, \sqrt{\frac{2\beta(1+\beta)}{(2\beta+1)^2} + \frac{2\beta\gamma\left(\frac{d}{a}\right)^2}{3(2\beta+1)}} - \frac{\beta}{2\beta+1} \right]$$

ただし, C : 接合形式係数, F_e : 主材の支圧強度 (強化 LVL 接合板の圧縮強さ), a : 主材厚 (強化 LVL 接合板の厚さ), $\alpha = b/a$: 側材厚 b と主材厚 a の比 (Stage 1 の側材厚は片側 1 枚の厚さ), $\beta = F'_e/F_e$: 側材の基準支圧強度 F'_e と主材の基準支圧強度 F_e の比, $\gamma = F/F_e$: 強化 LVL 接合ピンの曲げ強さ F と主材の基準支圧強度 F_e の比

2.4 弾性床上の梁の曲げ理論による接合部のすべり剛性の算出

Stage 1 でのすべり剛性 K_s は下式で求められる⁸⁾。

$$K_s = \frac{1}{L_1 + L_2 - \frac{(J_1 - J_2)^2}{2(K_1 + K_2)}} \quad (5)$$

$$L_1 = \frac{\lambda_1}{S_1} \frac{\cos h(\lambda_1 a) + \cos(\lambda_1 a)}{\sin h(\lambda_1 a) + \sin(\lambda_1 a)},$$

$$L_2 = \frac{\lambda_2}{S_2} \frac{\sin h(\lambda_2 b) \cos h(\lambda_2 b) - \sin(\lambda_2 b) \cos(\lambda_2 b)}{\sin h^2(\lambda_2 b) - \sin^2(\lambda_2 b)},$$

$$J_1 = \frac{\lambda_1^2}{S_1} \frac{\sin h(\lambda_1 a) - \sin(\lambda_1 a)}{\sin h(\lambda_1 a) + \sin(\lambda_1 a)},$$

$$J_2 = \frac{\lambda_2^2}{S_2} \frac{\sin h^2(\lambda_2 b) + \sin^2(\lambda_2 b)}{\sin h^2(\lambda_2 b) - \sin^2(\lambda_2 b)},$$

$$K_1 = \frac{\lambda_1^3}{S_1} \frac{\cos h(\lambda_1 a) - \cos(\lambda_1 a)}{\sin h(\lambda_1 a) + \sin(\lambda_1 a)},$$

$$K_2 = \frac{\lambda_2^3}{S_2} \frac{\sin h(\lambda_2 b) \cos h(\lambda_2 b) + \sin(\lambda_2 b) \cos(\lambda_2 b)}{\sin h^2(\lambda_2 b) - \sin^2(\lambda_2 b)},$$

$$\lambda_1 = \sqrt[4]{\frac{S_1}{4EI}}, \quad \lambda_2 = \sqrt[4]{\frac{S_2}{4EI}}$$

ただし, E, I : 強化 LVL 接合ピンの曲げヤング係数および断面 2 次モーメント

$$S = kd \quad (6)$$

ただし, S_1, S_2 : 強化 LVL および集成材のボルトの単位長さ当たりのめり込み剛性, k : 面圧定数

強化 LVL 接合では, 以上の強化 LVL 接合板および集成材でのめり込みに加えて, 強化 LVL 接合ピン自身のめり込みが生じる。これを考慮したすべり剛性 K'_s は下式で求められる。なお, 繊維と直交方向 (接線方向) のヤング係数 E_T は下式¹⁾ で求めた。

$$K'_s = \frac{1}{\frac{1}{K_s} + \frac{1}{K_{\text{pin}}}}, \quad K_{\text{pin}} = \frac{1}{\frac{1}{aE_T} + \frac{1}{2bE_T}} \quad (7)$$

$$E_T = 0.196E$$

ただし, K_{pin} : 強化 LVL 接合ピンのすべり剛性

2.5 弾性床上の梁の曲げ理論による接合ピンの降伏耐力の算出

鋼板挿入式ドリフトピン接合等では, 以上の降伏耐力およびすべり剛性で接合部の接合性能を示すことができるが, 強化 LVL 接合では, これらに加えて接合ピンの降伏耐力を算出する必要がある。一般的な接合では接合ピンの降伏耐力を求める計算式が提案されていないため, 弾性床上の梁の曲げ理論より接合ピンの降伏耐力を算出した。

弾性床上に置かれた有限長の梁の中央に 1 個の荷重 P が作用する場合に, 荷重の作用点における曲げモーメント M は次式で与えられる¹⁵⁾。

$$M = \frac{P}{4\lambda} \frac{\cos h(\lambda l) - \cos(\lambda l)}{\sin h(\lambda l) + \sin(\lambda l)}, \quad \lambda = \sqrt[4]{\frac{S_2}{4EI}} \quad (8)$$

ただし, l : 強化 LVL 接合ピンの長さ

この式を変形し, 下式で接合ピンが曲げ強さに達したときの荷重を算出し, これを接合ピンの降伏耐力とした。

$$P = 4\lambda M \frac{\sin h(\lambda l) + \sin(\lambda l)}{\cos h(\lambda l) - \cos(\lambda l)} \Rightarrow P = 4\lambda Z\sigma \frac{\sin h(\lambda l) + \sin(\lambda l)}{\cos h(\lambda l) - \cos(\lambda l)} \quad (9)$$

ただし, σ, Z : 強化 LVL 接合ピンの曲げ強さおよび断面係数

3. 結果と考察

3.1 荷重と変位との関係

Fig. 3 に圧縮型のせん断試験におけるすべての試験体の荷重-すべり曲線を示す。すべての試験体において, まず, 接合ピンが長さの中央で曲げ降伏して一旦荷重が低下し (Stage 1), その後, 接合ピンが木材にめり込みながら荷重が回復および増加した

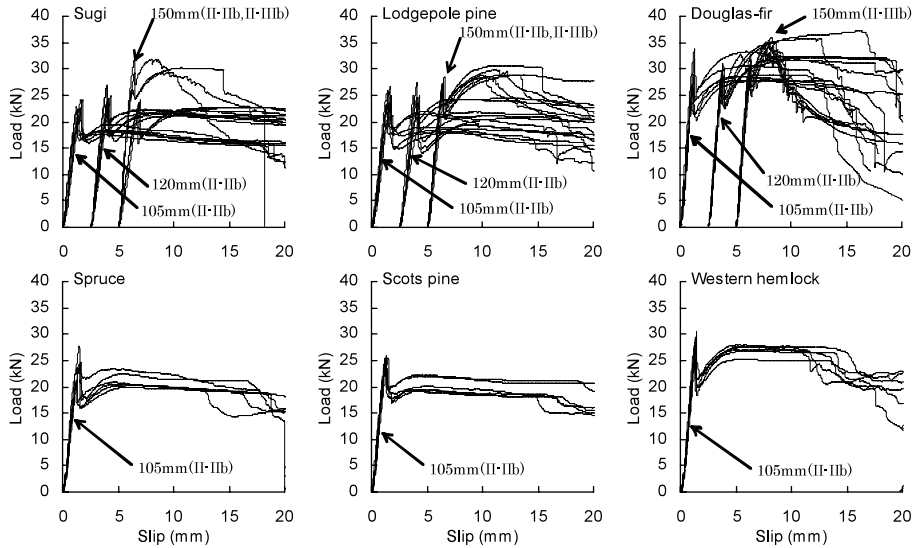


Fig. 3. Load-slip curves in compression-type lateral strength tests of compressed LVL joints.
 Note: Number indicates joint width and potential ultimate mode at Stage 1 and Stage 2.

(Stage 2)。

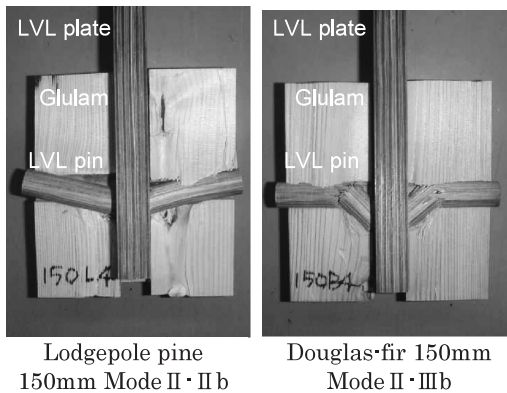
接合部幅105 mm の場合、Stage 1 の降伏モードはすべての試験体で Mode II であり、荷重はピーク値の67~80%まで低下した。Stage 2 の降伏モードは Mode II b であり荷重は Stage 1 のピーク値の78~104%まで回復し、その後は低下した。接合部幅120および150 mm の場合、Stage 1 の降伏モードは接合部幅105 mm と同様に Mode II であり、荷重はピーク値の71~87%まで低下したが、この低下率は接合部幅105 mm と同程度であった。Stage 2 では Fig. 4 に示すように Mode II b に加えて Mode III b、あるいは左右異なる降伏モードの Mode II b と Mode III b が発生する場合があった。Stage 2 で Mode II b の場合は

荷重が緩やかに増加するとともに緩やかに低下したが、Mode III b の場合は荷重が急激に増加するとともに接合ピンの曲げ破壊が生じ、その後は急激に低下した。Stage 2 の荷重は Stage 1 のピーク値の87~114%であり、この比率は集成材の密度および接合部幅が大きくなるほど高くなった。接合部幅105 mm ではベイマツ以外の樹種は Stage 1 のピーク値が最大耐力となったが、接合部幅150 mm ではほぼすべての試験体で Stage 2 のピーク値が最大耐力となった。

3.2 強化 LVL 接合のせん断断性能

Fig. 5 にせん断試験におけるすべり剛性、変位および降伏耐力と集成材の密度との関係を示す。強化 LVL 接合部のすべり剛性は集成材の密度の増加とともに増加した。また、接合部幅が増加するとすべり剛性は若干増加した。強化 LVL 接合部の Stage 1 におけるピーク荷重時の変位は集成材の密度の増加とともにやや低下した。Stage 2 においては、幅105および120 mm では集成材の密度の増加とともに変位は増加したが、幅150 mm では逆に低下した。これは密度が高いベイマツでは降伏モードが Mode III b に変化したことによるものである。強化 LVL 接合部の降伏耐力は集成材の密度の増加とともに増加し、Stage 1 よりも Stage 2 においてその傾向が顕著であった。また、接合部幅が増加すると降伏耐力は増加した。

計算値と比較すると、すべり剛性については、密度の低い樹種では計算値は実験値と良く一致した



Lodgepole pine 150mm Mode II-II b Douglas-fir 150mm Mode II-III b

Fig. 4. Failure mode of compressed LVL joints.

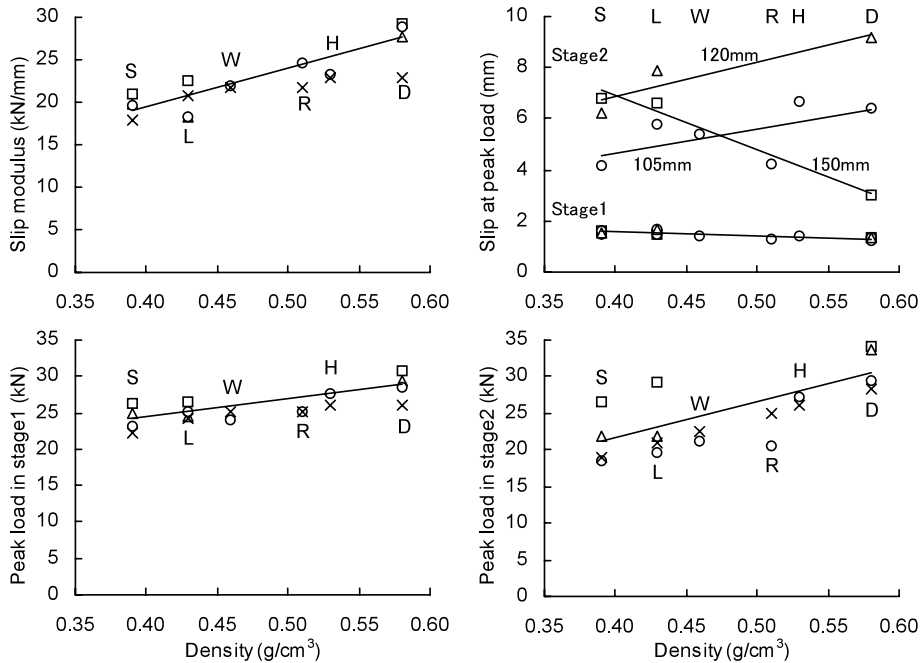


Fig. 5. Joint properties in compression-type lateral strength tests of compressed LVL joints.

Legend: Joint width: ○: 105 mm, △: 120 mm, □: 150 mm; ×: Calculated value of 105 mm, -: Regression line of all data, S: Sugi, L: Lodgepole pine, D: Douglas-fir, W: Spruce, R: Scots pine, H: Western hemlock.

が、密度の高い樹種では計算値は実験値よりも低くなった。降伏耐力については、Stage 1 と Stage 2 とともに、計算値は実験値よりやや低くなったが、すべての条件で計算値と実験値が良く一致した。

Table 3 に降伏モード毎の計算値と実験値の平均値を示す。Stage 1 ではヨーロッパ降伏理論式で得られるファスナーの降伏耐力は Mode II が最低値であったが、それよりも強化 LVL 接合ピンの降伏耐力の計算値が低いため、接合部の降伏耐力は強化 LVL 接合ピンの降伏耐力で決定される。ここで、Mode I b および II の計算値はそれぞれ強化 LVL 接合板および集成材の降伏耐力を示している。

Stage 2 では、実験においては Mode III b の降伏モードが生じる場合があるが、ヨーロッパ降伏理論式では Mode II b の計算値が最も低くなり、設計上は接合部の降伏耐力をこの値で計算することになる。ここで、Mode I b および II b の計算値はそれぞれ強化 LVL 接合板および集成材の降伏耐力を示している。

以上、弾性床上の梁の曲げ理論式およびヨーロッパ降伏理論式を用いて算出した強化 LVL 接合部のせん断性能は各種の条件の集成材を用いたせん断試

験の実験値と良く一致した。

4. 結 論

本報告では、弾性床上の梁の曲げ理論式およびヨーロッパ降伏理論式を用いて強化 LVL 接合部のすべり剛性および降伏耐力を算出するとともに各種条件の集成材を用いてせん断試験を行い、以下のような結論を得た。

強化 LVL 接合では、まず強化 LVL 接合ピンが曲げ降伏して荷重が一旦低下し、その後荷重が回復および増加する。一般的な鋼板挿入ドリフトピン打ち接合等との違いは、接合ピンの曲げ降伏の前後で降伏モードが変化する事と接合ピンの降伏耐力が接合部の降伏耐力を決定する場合があることである。そこで、接合ピンの曲げ降伏の前後で異なる接合モデルを設定し、降伏前ではすべり剛性とファスナーおよび接合ピンの降伏耐力を、降伏後はファスナーの降伏耐力を上記の理論式で推定した。これらのすべり剛性および降伏耐力の計算値は実験値と良く一致し、本報告で用いた接合モデルおよび理論式は強化 LVL 接合の耐力発現機構を良く表現しているといえる。

Table 3. Calculated values of each potential ultimate mode.

		Joint width 105 mm						J width 120 mm			J width 150 mm		
		S	L	D	W	R	H	S	L	D	S	L	D
Stage 1 Load (kN)	I a	40.7	46.6	69.4	51.3	58.8	61.9	48.0	55.1	81.9	62.7	71.9	107.0
	I b	66.0	66.0	66.0	66.0	66.0	66.0	66.0	66.0	66.0	66.0	66.0	66.0
	II	34.7	37.0	45.4	38.8	41.6	42.8	35.4	38.1	47.9	38.0	41.5	54.2
	III	48.7	51.6	60.7	53.7	56.8	58.0	48.7	51.6	60.7	48.7	51.6	60.7
	Pin	22.2	24.2	26.0	25.1	25.1	26.0	22.4	24.7	26.7	23.4	25.9	27.8
	Exp.	23.0	25.1	28.5	24.1	25.1	27.7	25.0	24.4	29.5	26.3	26.6	30.6
	E/C	1.04	1.04	1.10	0.96	1.00	1.06	1.11	0.99	1.10	1.12	1.03	1.10
Stage 2 Load (kN)	I a	40.7	46.6	69.4	51.3	58.8	61.9	48.0	55.1	81.9	62.7	71.9	107.0
	I b	66.0	66.0	66.0	66.0	66.0	66.0	66.0	66.0	66.0	66.0	66.0	66.0
	II b	18.9	20.9	28.4	22.5	25.0	26.0	21.2	23.6	32.7	26.2	29.4	41.7
	III	48.7	51.6	60.7	53.7	56.8	58.0	48.7	51.6	60.7	48.7	51.6	60.7
	III b	35.4	37.4	43.5	38.8	40.9	41.7	35.4	37.4	43.5	35.4	37.4	43.5
	Exp.	18.4	19.5	29.5	21.3	20.5	27.1	21.8	22.0	33.7	26.6	29.3	34.2
	E/C	0.97	0.93	1.04	0.95	0.82	1.04	1.03	0.93	1.03	1.02	1.00	0.79
Slip modulus (kN/mm)	Cal.	17.9	20.7	22.9	21.8	21.8	22.9	18.1	20.9	23.2	18.6	21.7	24.2
	Exp.	19.6	18.3	28.8	21.9	24.6	23.3	19.9	18.3	27.6	21.0	22.5	29.2
	E/C	1.10	0.89	1.26	1.00	1.13	1.02	1.10	0.87	1.19	1.13	1.04	1.21

Legend : S, L, D, W, R, H : Refer to Fig. 5. Calculated Values : I a, I b, II, II b, III, III b : Refer to Fig. 1, Pin : Drift pin, Cal. : Calculated values, Exp. : Averages of experimental values, E/C : Exp./Cal.

Note : Sample number is 6 for each specimen. Boldface shows calculated values of failure mode that really occurred.

集成材の樹種および接合部幅で示される本報告の実験範囲は一般的な接合部の条件をほぼ網羅しており、これらの理論式は強化 LVL 接合部の設計に広く用いることができると考えられる。今後は、本報告で得られた強化 LVL 接合部のせん断性能を用いて実大のモーメント抵抗接合部の設計を行うとともに、強化 LVL 接合の特徴を生かした木質構造フレームの開発を行う予定である。

文 献

- 1) 中田欣作, 杉本英明, 井上雅文, 川井秀一 : 木材学会誌 **43**(1), 38-45 (1997).
- 2) 中田欣作, 杉本英明, 井上雅文, 川井秀一 : 木材学会誌 **44**(4), 247-254 (1998).
- 3) 中田欣作, 杉本英明, 井上雅文, 川井秀一 : 木材学会誌 **46**(1), 37-46 (2000).
- 4) 中田欣作, 杉本英明, 井上雅文, 川井秀一 : 木材学会誌 **46**(3), 203-212 (2000).
- 5) 中田欣作, 杉本英明, 井上雅文, 川井秀一 : 木材学会誌 **47**(4), 327-336 (2001).
- 6) 中田欣作, 杉本英明, 井上雅文, 川井秀一 : 木材学会誌 **48**(2), 89-97 (2002).
- 7) 中田欣作, 杉本英明, 上杉三郎, 原田寿郎, 井上雅文, 川井秀一 : 木材学会誌 **48**(4), 249-256 (2002).
- 8) 日本建築学会 : “木質構造設計規準・同解説”, 日本建築学会, 東京, 2002, pp. 244-245, 250-251.
- 9) 河合直人 : “継手仕口の種類・性能と適切な配置を知る : 地震に強い「木造住宅」パーフェクトマニュアル”, エクスナリッジ, 東京, 2003, pp. 96-109.
- 10) 渋谷 泉, 松留慎一郎, 前川秀幸, 藤田香織 : 日本建築学会構造系論文集 **601**, 99-104 (2006).
- 11) 鄭 基浩, 北守顕久, A. J. M. Leijten, 小松幸平 : 木材学会誌 **52**(6), 358-367 (2006).
- 12) 中田欣作 : 奈良県森林技術センター研究報告 **36**, 1-11 (2007).
- 13) 平井卓郎 : 北大農演研報 **46**(4), 967-988 (1989).
- 14) 平井卓郎, 沢田 稔 : 木材学会誌 **28**(11), 685-694 (1982).
- 15) チモシェンコ : “材料力学 中巻”, 東京図書, 東京, 1977, pp. 15-17.