鋼板添え板スクリー接合による集成材ラーメン接合部の開発(その1): 梁側端部の仕様と構造性能の推定可能性の検討

DEVELOPMENT OF TIMBER MOMENT RESISTING JOINT WITH STEEL SIDED SCREWED JOINT PART 1: A STUDY ON DETAIL AND DESIGN METHOD OF BEAM-END JOINT

秋山信彦 — * 1 岡本滋史 — * 2
小林研治 — * 3 植本敬大 — * 4

Nobuhiko AKIYAMA — * 1 Shigefumi OKAMOTO — * 2
Kenji KOBAYASHI — * 3 Takahiro TSUCHIMOTO — * 4

キーワード:

木質ラーメン, モーメント抵抗接合, 鋼板添え板スクリー接合, 割裂補強, 集成材

Keywords:

Timber semi rigid frame, Moment resisting joint, Screwed joint with steel sided plate, Split reinforcement, Glulam

We developed a timber semi-rigid frame construction system composed with coupled glulam members jointed by screws with steel side plate and high-tensile bolts. We conducted cyclic loading test for the single screwed joint of glulam with steel side plates, tensile test for the full-thread screwed joint embedded in glulam using reinforcement to restrain splitting failure of glulam, the bending tests for the moment resisting joints to confirm the characteristics of the failure behaviors, the reinforcement efficacy by the full-thread screws and the estimability of their mechanical behaviors from single screwed joint properties.

1. はじめに

現在、建築分野では、持続可能な社会形成に貢献し、温室効果ガス削減などの環境問題に対する取組みのひとつとして、木材利用の推進が位置づけられている。この中で、我が国では、平成22年には公共建築物等利用促進法が公布されるなど、木造率の低い非住宅規模・用途の大型建築物の木造化を進めることが社会的なテーマとなっている。木質ラーメン構造は、空間利用上の理由から大空間・大開口を要する大型建築物において標準架構のひとつとなり得るため、耐震設計法の整備が求められている。従来、木質ラーメン構造の柱脚部や梁端部のモーメント抵抗接合部にはボルト接合やドリフトピン接合が用いられてきたが、住宅産業において電動工具で打込み可能として施工性に優れることや釘と比して高接合性能を得られることなどの理由から急速に普及するスクリー接合の導入は有効であり、これに対する耐震設計法の整備も必要である。

既往研究には、長尺のスクリーを用いた木-木せん断接合によるモーメント抵抗接合部の開発に伴う研究事例^{1),2)}がある。筆頭者は、本研究に先立って、スクリー接合を用いた鋼板1面せん断接合を集成材に適用し、鋼板を添えて留め付けた面を内側にして2枚の集成材を合せて、鋼板同士を高力ボルトにより1面せん断摩擦接合して接合部を構成する木質ラーメン工法の開発研究^{例えば3)}を行い有用性を確認した。その工法は、接合部において合せた2材の一方を柱勝ち、もう一方を梁勝ちとするものであるが、勝ち材側で応力負担が大きくなるため母材の耐力を余分に確保する必要があることや、高力ボルト接合の1面せん断面にスクリーの頭部が干渉するため、それを避ける逃げ孔を設ける加工が必要となること等、実務では煩雑となり得る点があり、標準利用化のための展開として設計簡便化や製造性の改善等を図ることができると考えられた。

図1 提案するラーメン接合部の構成

そこで、本報では、図1と図2に示すように、合せる2材で勝ち負けを設けず完全対称とした構成とし、高力ボルト接合は添え板鋼板の間にコネクト鋼板を設けて2面せん断とし、コネクト鋼板の厚さ分の空間でスクリーの

図2 接合面

頭部が干渉しない仕様を考案し、そのモーメント抵抗接合部の耐震設計法の確立を目的として行った検討結果を示す。本報の内容は、今回用いる集成材-添え板鋼板間の1本当りのスクリー接合(以下、単位スクリー接合)の性能把握実験とその靱性能を確保するための割裂補強ビスの引抜性能実験、これらの要素から構成された先行降伏させてエネルギー吸収させる靱性要素として想定する複数のスクリーを矩形配置した梁側の集成材-鋼板間の単位モーメント抵抗接合部の仕様検討実験、である。尚、集成材-鋼板間接合用のスクリーや割裂補強ビスは、文献4ではいずれも「ビス」と定義されるものだが、本報では混同を避けるため区別して呼称する。

本稿の一部は既発表内容^{15),16)}を加筆・修正したものである。

¹⁾ 国土交通省国土技術政策総合研究所 主任研究官・博士(農学)
(〒305-0802 茨城県つくば市立原1)

²⁾ 大阪市立大学大学院生活科学研究科 講師・博士(工学)

³⁾ 静岡大学大学院農学領域 准教授・博士(農学)

⁴⁾ 国立研究開発法人建築研究所 上席研究員・博士(農学)

¹⁾ Sr. Research Engineer, National Institute for Land and Infrastructure Mgt., Dr. Agri.

²⁾ Lecturer, Grad. School of Human Life Sci., Osaka City Univ., Dr. Eng.

³⁾ Assoc. Prof., College of Agriculture, Academic Institute, Shizuoka Univ., Dr. Agri.

⁴⁾ Chief Research Engineer, National R & D Agcy. Building Research Inst., Dr. Agri.

2. 集成材 - 鋼板添え板間の単位スクリー接合の性能把握実験

集成材 - 鋼板間のスクリー 1 本当りの荷重変形関係を把握するため、鋼板添え板 1 面せん断実験を行った。

2.1 試験体と試験方法

図 3 に試験体と試験セットアップを示す。試験体は、対称異等級構成集成材（樹種：オウシュウアカマツ / 強度等級：E105-F300）で断面が 90mm x 400mm のものから両縁を 32mm ずつ切り落とし、材せいを 336mm、材長は 336mm として、両面に 9mm の鋼板（SS400）を添えて径 8mm x 長さ 90mm のスクリー（PK8-90 / シネジック（株）製、図 4）を片面 2 本ずつ千鳥に配置して計 4 本打ち込んで製作した。鋼板の先孔は 8.5mm とした。縁端距離・接合具間隔を 14 $d = 112\text{mm}$ 確保した。試験体は、荷重方向に対し繊維方向が平行となる P0、直交となる P90 の 2 種類、各 3 体ずつ用意した。尚、試験体の集成材は、次項に示す割裂補強ビスの引抜実験と同一の母材から切り出したもので、その気乾比重は 0.53 ± 0.03 であった。

加力は、正負交番繰り返し加力（アクチュエーターを基準に、正側：引き側、負側：押し側）とし、加力履歴は加力点変位で制御し、0.4, 0.8, 1.5mm を正負 1 サイクル、3, 6, 9, 12, 15mm を正負 3 サイクル、20, 30mm を正負 1 サイクル、とし、荷重が最大荷重の 80% に低下した時点や著しい破壊が生じた時点で、適宜試験終了とした。尚、鋼板の面外孕みをスクリーの配置の対角線上中央位置でローラーを添わせて防止した。データの測定は、加力点荷重・加力点変位、集成材 - 鋼板間の荷重方向の相対変位、とした。

2.2 評価方法

荷重はスクリーの本数で 4 等分して 1 本当りの荷重を評価した。変位は両面の集成材 - 鋼板間の相対変位の平均値とした。得られた荷重変位関係の正側について「木質構造設計規準・同解説⁵⁾」（以下、「木規準」）に準じて各特性値を評価した。降伏点は、弾性域と判断される範囲の $0.1p_{\max}$ と $0.3p_{\max}$ の点を結んだ直線をスクリーの公称径 8mm の 5% だけ平行移動した直線と、荷重変形曲線との交点と定義した。その降伏点と原点を結んだ直線の傾きを初期剛性と定義した。終局変位は、接合部の破壊時変位、 $0.8p_{\max}$ まで荷重が低下したときの変位、特定変位 15mm（材せい 400mm 程度で $1/15\text{rad}$ が許容変形となる変位量を目安として設定）、の 3 つのうちの最小値とした。最大耐力 $p_{\max}$ と最大変位 $\delta_{\max}$ は、特定変位 15mm までの

図 3 試験体と試験セットアップ（寸法値単位 mm）

図 4 今回用いた集成材 - 鋼板間に打ち込むスクリー

最大荷重の値とその時の変位とした。終局耐力は、上記の初期剛性を有し、終局変位までのエネルギー量が包絡線と等価になるような完全弾塑性モデルへの置換を行い、その耐力を終局耐力とした。

2.3 結果と考察

図 5 に荷重変形関係の一例、図 6 に荷重変形関係の包絡線と特性値の 3 体平均完全弾塑性モデル、表 1 に特性値の一覧、を示した。

P0 が P90 に対して剛性・耐力はやや高く終局変位はやや低くなった。耐力の低下は、P0 は 12~15mm の間で、P90 は 20mm 程度で生じ、集成材の割裂破壊はなく、スクリーの鋼板接触部における破断が確認され、この破壊が要因と考えられた。

図 5 荷重変形関係の一例（左：繊維平行方向 / 右：繊維直交方向）

図 6 荷重変形関係正側包絡線（左：繊維平行方向 / 右：繊維直交方向）

表 1 要素実験の特性値の一覧（正側包絡線）

		k [kN/mm]	p_y [kN]	δ_y [mm]	$p_{\max}$ [kN]	$\delta_{\max}$ [mm]	p_u [kN]	δ_u [mm]	μ [-]
P0	Ave.	8.6	7.5	0.94	14.2	10.0	12.4	12.0	8.31
	c.v.	0.35	0.04	0.34	0.04	0.35	0.04	0.00	0.31
P90	Ave.	5.6	5.6	0.99	12.7	13.0	10.6	14.0	7.49
	c.v.	0.08	0.20	0.13	0.07	0.13	0.12	0.12	0.17

※ k : せん断剛性, p_y : 降伏せん断耐力, δ_y : 降伏せん断変位, $p_{\max}$: 最大せん断耐力
 $\delta_{\max}$: 最大耐力時せん断変位, p_u : 終局せん断耐力, δ_u : 終局せん断変位

2.4 単位モーメント抵抗接合部の曲げ特性値の推定方法

単位モーメント抵抗接合部の荷重変形関係（ $M - \theta$ 関係の包絡線）は、得られた単位接合部の各荷重方向の荷重変形関係の平均包絡線を用いて詳細に推定可能と考えられる。算出方法は、ある回転角 θ において、 i 番スクリーについて、回転半径 r_i に回転角 θ を乗じて変位 δ_i とし、繊維平行方向と繊維直交方向の平均包絡線からその変位 δ_i に対応する各荷重を求め、ハンキンソン式⁵⁾によって回転方向の荷重 p_i に補正し、その荷重 p_i に回転半径 r_i を掛けて各位置のモーメント m_i を求め、全てのスクリーのモーメントの総和 Σm_i を接合部の負担モーメント M とし、回転角を増分して $M - \theta$ 関係の包絡線を求める方法である（以下、詳細推定法）。この詳細に $M - \theta$ 関係を求める方法に対して、完全弾塑性モデルの特性値として、回転剛性、降伏耐力、終局耐力、終局回転角は接合部設計マニュアル⁶⁾に準じて下式 (1) ~ (9) のように簡易的な方法により推定可能と考えられる（以下、簡易推定法）。ここでは、降伏耐力はいずれかの単位スクリー接合が降伏する時点の耐力、終局耐力は全ての単位スクリー接合が終局耐力に到達した全塑性状態を仮定した耐力、とする。また、終局回転角は、繊維平行方向と繊維直交方向の終局せん断変位の中の小さい方に到達した時点として求める。

$$K_{\theta} = \sum k_{\phi i} \cdot r_i^2 \cdots (1) \quad k_{\phi i} = \frac{k_0 \cdot k_{90}}{k_0 \cdot \sin^2 \phi_i + k_{90} \cdot \cos^2 \phi_i} \cdots (2)$$

$$M_y = K_{\theta} \cdot \theta_y \cdots (3) \quad \theta_y = \min \left[\cdots, \frac{\delta_{yi}}{r_i}, \cdots \right] \cdots (4)$$

$$\delta_{yi} = \frac{p_{yi}}{k_{\phi i}} \cdots (5) \quad p_{yi} = \frac{p_{y0} \cdot p_{y90}}{p_{y0} \cdot \sin^2 \phi_i + p_{y90} \cdot \cos^2 \phi_i} \cdots (6)$$

$$M_u = \sum p_{ui} \cdot r_i \cdots (7) \quad p_{ui} = \frac{p_{u0} \cdot p_{u90}}{p_{u0} \cdot \sin^2 \phi_i + p_{u90} \cdot \cos^2 \phi_i} \cdots (8)$$

$$\theta_u = \min \left[\mu_0 \cdot p_{u0} / k_0, \mu_{90} \cdot p_{u90} / k_{90} \right] / \max[r_i] \cdots (9)$$

ここで、 K_{θ} : 接合部の回転剛性、 M_y : 接合部の降伏耐力、 M_u : 接合部の終局耐力、 θ_u : 接合部の終局回転角、 $k_{\phi i} / k_0 / k_{90}$: i 番接合部の接線方向 / 繊維平行方向 / 繊維直交方向のせん断剛性、 r_i : i 番接合部の回転中心からの距離、 ϕ_i : i 番接合部の接線と繊維方向とがなす角度、 $p_{yi} / p_{y0} / p_{y90}$: i 番接合部の接線方向 / 繊維平行方向 / 繊維直交方向の降伏せん断耐力、 $p_{ui} / p_{u0} / p_{u90}$: i 番接合部の接線方向 / 繊維平行方向 / 繊維直交方向の終局せん断耐力、 μ_0 / μ_{90} : 繊維平行方向 / 繊維直交方向の塑性率

簡易推定法の降伏耐力の定義はいずれかの単位スクリーが降伏した時点の耐力としているが、数本程度の降伏では単位モーメント抵抗接合の荷重変形関係において殆ど剛性低下が確認できず、過度に安全側の評価となっている可能性が考えられる。また、簡易推定法の終局耐力の定義は全ての単位スクリー接合が終局耐力に到達した状態を仮定した耐力としているが、スクリーの配置によっては十分に塑性化せず、各位置の単位スクリー接合の負担する荷重が終局耐力を下回っているものが多くある場合に、危険側に推定してしまう可能性がある。更に、簡易推定法の終局回転角の定義はいずれかの単位スクリー接合が終局変位に到達した時点としているが、この時点で一気に荷重低下するわけではなく、接合部全体の荷重低下はもう少し変形が進んだ時点であり、過度に安全側の評価となっている可能性がある。このため、それぞれ調整係数の必要性が想定される。このことについて、以下にケーススタディして考察した。

解析変数として材せいが 400、650、900mm の 3 種類、スクリー配置のアスペクト比が 0.7、1.0、1.5 の 3 種類を用意し、これらの組合せで 9 種類の接合ピッチが 7d 程度の等間隔になるように配置した接合仕様を対象として (図 7)、詳細推定法による $M-\theta$ 包絡線を完全弾塑性近似して評価した降伏耐力 ($M_y(E)$) と終局耐力 ($M_u(E)$)、終局回転角 (以下、詳細評価値) を、簡易推定値 (順に、 $M_y(S)$ 、 $M_u(S)$ 、 $\theta_u(S)$) と比較して適合度を確認した。尚、詳細評価値による降伏耐力 ($M_y(E)$) は、初期剛性は簡易推定法による初期剛性として、詳細推定法による $M-\theta$ 包絡線とこの初期剛性の交点の耐力と評価した (この評価法による降伏耐力は一般的な評価法⁷⁾ に対してケーススタディの範囲で 0.88 ~ 0.94 程度であった)。また、詳細評価値による終局耐力 ($M_u(E)$) は、終局回転角を、最大耐力の 8 割まで耐力が低下した時点、または、特定変形角に到達した時点の小さい方とし、簡易推定値による初期剛性を有し、終局回転角までのエネルギー量が包絡線と等価になるような完全弾塑性モデルへの置換を行ったときの全塑性耐力と評価した。特定変形角は、接合部に対して設計上要求される安全限界時の回転角が異なることを想定して、1/10、1/15、1/30、1/50rad の 4 パターンについて終局耐

図 7 解析変数

図 8 耐力に関する解析結果

図 9 終局回転角に関する解析結果

力を評価した。図 8、図 9 に解析結果を示す。図 9 では詳細評価値の終局回転角を特定変形角で評価データ範囲を区切らず、最大耐力の 0.8 割低下時点の回転角 ($\theta_{0.8M_{max}}(E)$) として簡易推定値と比較した。

降伏耐力は、簡易推定値に比べて、詳細評価値が 1.1 ~ 1.4 の範囲で高くなった。実仕様ではスクリー配置のアスペクト比はほぼ 1 程度であり、アスペクト比が小さくなる側の低減は殆どなく、アスペクト比が多少小さくなくても殆ど影響ないと言え、一般的な評価法⁷⁾ と比してやや低く評価する方法であることを踏まえると、簡易推定値に対して 1.15 倍の割増しをしても問題ないと考えられる。

終局耐力は、簡易推定値に比べて詳細推定値が、650mm では 0.9 程度まで、400mm では 0.8 程度まで低減するものがあつた。これは、最大耐力の 8 割低下時点よりも特定変形角がかなり小さい場合であり、材せいが小さく設計上要求される終局回転角が小さい場合に注意を要することが確認された。また、文献 7 の評価方法に準じて特性値の評価データ範囲を 1/15rad までとできるとすれば、低減係数として 0.95 を乗じて安全側の評価となることが確認された。

終局回転角は、簡易推定値に対する詳細評価値の比率は 1.35 ~ 1.45 程度で安全側の評価となることが確認され、下側の 1.35 倍の割増しを行っても問題ないと考えられる。

上記した調整係数は他の接合仕様でも同様と予想されるが、検証は今回の仕様に限られるため、今後適用範囲の確認が必要である。

3. 割裂補強ビスの引抜実験

モーメント抵抗接合部を構成する場合に、接合具は矩形に配置すると剛性や耐力を得やすい。一方で、繊維方向に並ぶ接合具列では、終局時に割裂が発生して接合具の孔がつながり木口まで到達し耐力が急激に低下し塑性変形能が得られないことが想定される⁸⁾。この破壊を防止するため、図10に示すように全ねじビスを割裂想定線に打ち込む補強を検討する。全ねじビスを用いた割裂補強の効果を検討した試行的な研究事例は幾つかある^{9)~11)}等。本研究では、緑側の母材がスクリーアの応力により離間するのを割裂補強ビスの引抜抵抗により抑制することを企図したものである。ここでは、割裂補強ビスの引抜性能を把握するため、ビス先端部とビス頭部について引抜実験を行った。

図10 割裂補強の概念

3.1 試験体と試験方法

図11に試験体と試験セットアップを示す。ビスは全ねじのもの(PX6、8、10/シネジック(株)製、図12)とし、ビスを打込む母材は対称異等級構成集成材(樹種：オウシュウアカマツ/強度等級：E105-F300)から切り出した。実験変数は、ビス先端部とビス頭部それぞれについて、ビス呼び径6/8/10mmの3種類と有効埋込深さ(以下、埋込深さ)32/48/64/80mmの4種類の組合せとした。ビス径10mmは埋込深さ80mmのみとした。ビス先端部の場合にはビス呼び径6/8/10mmそれぞれにつき余分に5mm/10mm/15mm深く打込んだ。試験体数は各6体とした。集成材の形状は90×100mm(埋込深さ32mmのみ87mm)×300mmとした。ビスの打込み位置は、集成材長さ方向は中央、緑からはビス呼び径6/8/10mmそれぞれにつき20mm/25mm/30mmとした。

加力はビスを掴み引張方向に単調加力した。ビス打込み位置から両側長さ方向に75mm離れた位置で治具で抑え込み反力をとった。

測定データは、加力点荷重とビスの鉛直方向変位とした。

図11 試験体/試験セットアップ(寸法値mm)

図12 割裂補強ビスの形状

3.2 評価方法

加力点荷重を引抜荷重、ビスの鉛直変位を引抜変位として、得

られた引抜荷重-引抜変位関係について、木規準⁵⁾に準じて、初期剛性は初期の弾性域と看做せる範囲のデータ群を最小二乗法近似して、最大耐力は試験時の最大荷重により評価した。尚、初期剛性は呼び径と埋込み長さで割ることで、最大耐力は木規準⁵⁾の基準終局引抜耐方式(式(10))との比較のため、比重の1.5乗、呼び径、埋込み長さで割ることで基準化した。このとき、比重は各試験体の実測値、呼び径は公称値、埋込深さは実験変数値とした。

$$p_{uw} = 38.1 \cdot r_0^{1.5} \cdot d \cdot l \cdots (10)$$

ここで、 p_{uw} : 木ねじ接合部の引抜耐力[N]、 r_0 : 基準比重、 d : 木ねじの呼び径[mm]、 l : 木ねじの有効埋込み長[mm]

3.3 結果と考察

図13に代表的な荷重変形関係、表2と図14に基準化した初期剛性および最大耐力を示した。図14には式(10)の係数38.1N/mm²と全試験体の平均値を併記した。

先端部および頭部ともに、引抜変位1mm程度で最大荷重に到達し、その後緩やかに荷重低下する挙動を示した。初期剛性はやや頭部の方が先端部より高い傾向にあった。一方、最大耐力はほぼ同程度であった。最大耐力に関して、木規準⁵⁾の係数38.1N/mm²に対しては全ての試験体で上回り、全試験体の平均値では1.5倍程度の57.2N/mm²となった。尚、木規準⁵⁾の係数は引抜抵抗による接合での利用を念頭に置いて安全率2とばらつきを考慮した係数であり、考慮前との比較ではやや低い値であったことは付記しておく¹²⁾。

図13 代表的な荷重変形関係(埋込深さ64mm, 左:先端部/右:頭部)

表2 引抜実験の剛性および最大耐力

径	d [mm]	6	8	10
埋込深さ	l [mm]	32 48 64 80	32 48 64 80	32 48 64 80
先端部	初期剛性 $\frac{k}{d \times l}$ [N/mm ²]	Ave. 56.1 48.5 39.4 39.7 (c.v.) (0.06) (0.13) (0.10) (0.12)	Ave. 48.2 52.5 41.8 45.8 (c.v.) (0.17) (0.07) (0.12) (0.11)	Ave. 32.1 32.1 32.1 32.1 (c.v.) (0.10) (0.10) (0.10) (0.10)
	最大耐力 $\frac{P_{max}}{r^{1.5} \times d \times l}$ [N/mm ²]	Ave. 53.7 60.9 63.4 60.8 (c.v.) (0.13) (0.11) (0.13) (0.03)	Ave. 55.5 55.0 53.0 56.0 (c.v.) (0.09) (0.10) (0.05) (0.09)	Ave. 53.3 53.3 53.3 53.3 (c.v.) (0.11) (0.11) (0.11) (0.11)
	比重 r [-]	Ave. 0.53 0.54 0.52 0.53 (c.v.) (0.07) (0.07) (0.05) (0.05)	Ave. 0.52 0.52 0.52 0.54 (c.v.) (0.07) (0.04) (0.04) (0.05)	Ave. 0.53 0.53 0.53 0.53 (c.v.) (0.05) (0.05) (0.05) (0.05)
	初期剛性 $\frac{k}{d \times l}$ [N/mm ²]	Ave. 79.6 63.6 65.8 67.5 (c.v.) (0.21) (0.20) (0.29) (0.29)	Ave. 60.8 66.9 57.2 92.7 (c.v.) (0.16) (0.19) (0.17) (0.16)	Ave. 54.4 54.4 54.4 54.4 (c.v.) (0.13) (0.13) (0.13) (0.13)
頭部	最大耐力 $\frac{P_{max}}{r^{1.5} \times d \times l}$ [N/mm ²]	Ave. 58.0 54.6 65.6 58.4 (c.v.) (0.10) (0.16) (0.12) (0.08)	Ave. 53.3 58.2 56.9 59.0 (c.v.) (0.17) (0.17) (0.04) (0.06)	Ave. 54.5 54.5 54.5 54.5 (c.v.) (0.13) (0.13) (0.13) (0.13)
	比重 r [-]	Ave. 0.54 0.52 0.52 0.53 (c.v.) (0.07) (0.07) (0.05) (0.05)	Ave. 0.53 0.52 0.52 0.54 (c.v.) (0.07) (0.04) (0.04) (0.05)	Ave. 0.53 0.53 0.53 0.53 (c.v.) (0.05) (0.05) (0.05) (0.05)

図14 引抜実験の剛性(左)および最大耐力(右)

3.4 割裂補強仕様の決定方法

広範な比重や樹種に対する適用性の確認は今後の課題であるが、今回の割裂補強ビスを用いる場合、引抜耐力の下限值は基準比重と径と埋込長さをを用いて下式により求められると推察される。

$$p_{uw} = 57.2 \cdot r_0^{1.3} \cdot d \cdot l_e \cdots (11) \quad l_e = \min[l_{e_Top}, l_{e_Head}] \cdots (12)$$

ここで、 p_{uw} ：割裂補強ビス1本当たりの耐力[N]、 r_0 ：基準比重（樹種グループ J1：0.42 / J2：0.37 / J3：0.32）、 d ：ビス径[mm]、 l_e ：有効埋込長さ[mm]、 l_{e_Top} / l_{e_Head} ：割裂想定線を基準としてビス先端部側 / ビス頭部側の有効埋込長さ[mm]

以降では、終局時にスクリーにより生じる縁側の母材を離間させる応力に対し、下式を満足する本数を打ち込む補強仕様とした。

$$p_{max,i} \cdot \sin \phi_i \leq n \cdot p_{uw} \cdots (13)$$

ここで、 $p_{max,i}$ ： i 番接合部の終局せん断耐力、 ϕ_i ： i 番接合部の接線と繊維方向とがなす角度、 n ：割裂補強ビスの本数、 p_{uw} ：割裂補強ビス1本当たりの割裂補強耐力

尚、図10に示すように割裂補強ビスには両側のスクリーから応力が流れることを考慮する必要がある。また、文献13では、同ビスの引抜耐力について、2本配置しても耐力は1.4倍程度で本数に比例しないことや打込み間隔を $2.5d$ からEurocode 5⁽¹⁴⁾の最小基準である $5d$ まで変えても耐力が変わらないことが報告されており、これらに留意する必要があるが、今後の課題とする。

4. 単位モーメント抵抗接合部の仕様検討実験

単位スクリー接合を矩形配置した単位モーメント抵抗接合について、塑性変形能が確保される仕様を選定することを目的として、割裂補強の有無等を変えた複数仕様に対し曲げ実験を実施した。

4.1 試験体

図15に試験セットアップを示す。構造用集成材の下端の片側側面にスティフナー付き添え板鋼板をスクリー接合して単位モーメント抵抗接合とし、反力架台に高力ボルト接合して固定端とし、逆側の上端に水平力を与える片持ち梁形式で行った。表3に試験体仕様、図16に接合具の配列を示す。用いる接合具と母材は要素実験と同様とし、母材は対称異等級構成集成材（樹種：オウシュウアカマツ / JAS 強度等級 E105-F300）で断面

図15 試験セットアップ

は90mm x 400mm、集成材・鋼板間に打ち込むスクリーは径8mm x 長さ90mm（PK8-90）、割裂補強ビスは径6mm x 長さ110mm（PX6-110）とした。添え板鋼板は材質SN490Bで厚さ9mmを用い、先孔径は8.5mmとした。接合具配列は、配列数2変数と端距離・繊維平行方向接合具間距離（以下、繊維方向ピッチ）2変数の組合せで4種類の矩形配置を用意した。配列数の変数は1重列と2重列、繊維方向ピッチの変数は7d（56mm）と12d（96mm）とした。縁距離4d（32mm）、繊維直交方向接合具間距離7d（56mm）は共通とした。4種類の矩形配置のうち、繊維方向ピッチが7dのものは割裂補強（以下、補強）の有無で2仕様、繊維方向ピッチ12dのものは配列数1重列は補強無、2重列のものは補強有を用意した。割裂補強ビスの打込みは、縁に最も近い繊維方向スクリー列において、配置の中間と最外配置の外側に対し、せん断面から20mm（ $\approx 3.3d$ ）ピッチで2列とした。補強の程度として、例えば、P1 / P1rの配置の四隅の材縁

表3 試験体の仕様

試験体名	スクリー (集成材・鋼板間)	構造用集成材	鋼板	接合仕様			モータ 7-L 補強 (mm)	N
				配列 数	①	②		
P1	材質： SWCH22A相当 径：8mm 長さ：90mm	強度等級：E105-F300 樹種：オウシュウアカマツ 寸法： 90x400x2100mm	材質： SN490B 板厚：9mm 先孔：8.5mm	1	7d		-	1674
P1r				2	7d	7d 4d		
P2				1	12		-	1514
P2r				2	12			
P3								
P4r								

* 距離①：端距離 / 繊維平行方向ピッチ、②：繊維直交方向ピッチ、③：縁距離

図16 接合具配置（寸法値単位 mm）

側の母材の離間する応力が最大となる位置について、式(13)の左辺は8.67kNと計算される。右側の割裂補強ビス1本当たりの補強耐力は樹種グループはJ1として3.0kNと計算され必要本数は2.89本となり、両側にある割裂補強ビス4本のうち3本分の耐力で式(13)を満足し、その1つ内側のスクリーでは必要本数が2.07本と計算され、残りの外側の1本と内側の2本分で式(13)を満足する仕様となっている。試験体数は各3体とした。

4.2 試験方法と評価方法

加力は正負交番繰返し加力とし、その履歴は加力点変位をモーメントアーム（加力心 - 接合剛心間距離）で割った見かけの部材角で1/450, 1/300, 1/200, 1/150, 1/100, 1/75, 1/50, 1/30rad（破壊状況に応じて1/20, 1/10radを追加）の正負変形角制御とし、繰返し回数は3回とした。履歴終了後、加力ジャッキ引張側に1/10radまで変形させた。試験時に、加力点荷重と接合部における集成材・鋼板間の相対変位を測定した。接合部のモーメント(M)は荷重にモーメントアームを乗じて、回転角(θ)は接合部の対辺で測定した相対変位の和を変位計間距離で除すことで求めた。得られたM-θ関係の包絡線を文献7に準じて完全弾塑性近似して評価した。

4.3 結果と考察

図17と図18に代表的な破壊性状とM-θ関係、図19に全試験体のM-θ関係の正側包絡線、表4に曲げ特性値を示した。図19には、詳細推定法と調整係数を乗じた簡易推定法による計算値および断面欠損を考慮した等級に基づく集成材の曲げ耐力下限値を比較した。

補強無では、繊維方向ピッチに依らず縁に近い繊維方向スクリー列において割裂破壊が1/100 ~ 1/50radの間で生じ、詳細推定法による計算値に対して乖離して推移した。一方で、補強有では、1/50radを超えても割裂破壊せず、ある程度の変形まで耐力を保持することができ、詳細推定法による計算値に対して近い挙動を示し、簡易推定法による計算値と適合した。但し、補強有の2重列の

図 17 代表的な破壊性状

図 18 代表的なモーメント回転角関係

図 19 全試験体のモーメント回転角関係（正側包絡線）

表 4 曲げ特性値一覧

	K	M_y	R_y	M_{max}	R_{max}	M_u	R_u	μ
	[kNm/rad]	[kNm]	[rad]	[kNm]	[rad]	[kNm]	[rad]	[-]
P1	3753 (0.02)	26.7 (0.07)	1/140 (0.09)	38.8 (0.06)	1/15 (0.00)	34.8 (0.06)	1/15 (0.00)	7.23 (0.07)
P2	10251 (0.22)	33.0 (0.04)	1/301 (0.22)	61.3 (0.03)	1/40 (0.20)	54.4 (0.02)	1/20 (0.23)	9.11 (0.16)
P3	4644 (0.07)	31.9 (0.07)	1/145 (0.09)	48.7 (0.09)	1/15 (0.03)	43.9 (0.08)	1/15 (0.00)	7.09 (0.06)
P1r	4204 (0.19)	28.6 (0.12)	1/161 (0.11)	49.5 (0.09)	1/15 (0.02)	43.8 (0.12)	1/15 (0.00)	6.43 (0.14)
P2r	6618 (0.06)	51.4 (0.34)	1/188 (0.07)	70.4 (0.03)	1/23 (0.11)	62.9 (0.03)	1/17 (0.04)	6.37 (0.10)
P4r	9657 (0.12)	33.2 (0.11)	1/287 (0.18)	70.4 (0.07)	1/22 (0.18)	62.1 (0.09)	1/16 (0.01)	9.83 (0.19)

※ K : 初期剛性, M_y : 降伏耐力, R_y : 降伏回転角, M_{max} : 最大耐力, R_{max} : 最大耐力時回転角, M_u : 終局耐力, R_u : 終局回転角, μ : 塑性率

ものは、詳細推定法による計算値に対して耐力がやや低く推移し、接合部の最大耐力が集成材の曲げ耐力下限値を 1.3 倍程度上回り耐力に余裕がなかったため、曲げ破壊が生じて早期に荷重低下するものや図 18 に示すように終局時の正方向加力時に曲げ破壊が生じたが急激に荷重低下しないものの負方向加力時に破壊が進展して荷重低下するものが確認された。この結果より、単位モーメント抵抗接合部は、割裂補強し接合耐力が集成材の曲げ耐力下限値を上回らない仕様とすることで、塑性変形能を大変形まで確保できること、および、計算値と適合度が高いことを確認した。

5. まとめ

鋼板添え板スクリー接合を用いた木質ラーメン構造の一形式について、梁側接合部の仕様検討とその構造性能の推定可能性を検証した。得られた主な知見を以下に示す。

- 単位モーメント抵抗接合の荷重変形関係の推定方法について、単位スクリー接合の荷重変形関係を用いた詳細推定法と簡易推定法を提案し、両者の適合度を確認した。提案した推定方法は、いずれも実験値を精度よく推定可能であった。
- 単位モーメント抵抗接合では、無補強の場合、繊維方向スクリー列において早期に割裂が生じ耐力低下するが、全ねじビスを材縁を離間させる方向のスクリーによる応力を上回る本数を側面から割裂想定線に打込むことで割裂を抑制できた。
- 接合耐力を集成材の曲げ耐力下限値以下とした仕様では大変形まで耐力を保持できることを確認した。

付記

本研究は建築研究所研究開発課題「スクリー接合による木質ラーメン構造の耐震設計法に関する研究」の一環として実施した。

参考文献

- 小松幸平他：LVL の基本原盤をそのまま活用した CLS ラーメン架構の開発鋼板添え板スクリー接合による柱梁接合部の終局耐力評価法に関する研究、日本木材学会研究発表要旨集、H20-04-1115, 2011.3
- Naka, T., et al. : A study on moment resisting beam-column connection using coupled columns made of glulam, AIJ Journal of Technology and Design, Vol. 20, No.46, pp.945-950, 2014. 10 (in Japanese)
- 中太郎他：集成材による合わせ柱型モーメント抵抗柱・梁接合部に関する研究、日本建築学会技術報告集、第 20 巻、第 46 号、pp. 613-618, 2018. 1
- Akiyama, N., et al. : Study on beam-column joint of timber semi-rigid coupled frame using joints screwed with steel side plates - Proposal of analytical models taking into account of panel shear of screwed joint in glulam-steel -, Journal of Structural and Construction Engineering(Transactions of AIJ), Vol.79, No.707, 2014.9 (in Japanese)
- 秋山信彦他：鋼板ビス留め式 2 材合せ木質ラーメン構造の柱梁接合部に関する研究 - N 部材を考慮した集成材・鋼板間ビス接合の解析式の提案 -, 日本建築学会構造系論文集、第 79 巻、第 703 号、pp. 1337-1346, 2014. 9
- 村上勝英他：木造における鋼板挿入ドリフトピン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
- 日本建築学会：木質構造設計規準・同解説・許容応力度設計・2006
- 日本建築学会：木質構造接合部設計マニュアル・2009
- 日本住宅・木材技術センター：木造住宅の評価方法・構造設計の手引き
- 秋山信彦：鋼板挿入ドリフトピン式モーメント抵抗接合部の保有耐力設計、AIJ シンポジウム大規模木質構造の構造設計規準（案）と実験的根拠・耐力壁の構造特性係数 D_s ・平面混構造・鋼板挿入ドリフトピン接合等 -, pp.41-61, 2018.6
- 村上勝英他：木造における鋼板挿入ドリフトピン接合における靱性性能の改善に関する実験的研究、AIJ 大会学術梗概集、構造 III, pp.589-590, 2018.7
- Bejtka, I., et al. : Self-tapping screws as reinforcements in connections with dowel-type fasteners. Proc. of CIB-W18 Timber Structures, 2005, p. 38-7-4
- 並木淳史他：ドリフトピン接合部におけるビス補強効果について、日本建築学会大会学術梗概集、構造 III, pp.399-400, 2014.9
- 小林研治：木質構造におけるビス接合部の荷重変形特性に関する研究、東京大学学位論文、2009. 3
- 並木淳史他：構造用ビスの引抜き耐力に打込み間隔が及ぼす影響、日本建築学会大会学術梗概集、構造 III, pp.399-400, 2016.8
- EN1995-1-1 2004+A1:2008(E): Eurocode 5 Design of timber structures, 2008
- 秋山信彦他：鋼板添え板スクリー接合によるモーメント抵抗接合部の曲げ実験、日本建築学会大会学術梗概集、構造 III, pp.587-588, 2018.7
- 秋山信彦他：鋼板添え板スクリー接合による柱梁接合部の終局耐力評価法に関する研究、日本木材学会研究発表要旨集、H16-06-1715, 2020.3

[2020 年 5 月 30 日原稿受理 2020 年 8 月 21 日採用決定]