

両側フランジをラグスクリューで固定した ドッグボーン付き木鋼ハイブリッド柱梁接合部の変形性能

DEFORMATION CAPACITY OF DOG BONE TIMBER-STEEL HYBRID CONNECTIONS WITH BOTH SIDE FLANGES FIXED BY LAG SCREWS

斉藤 瞭^{*1}, 原田公明^{*2}, 寺澤友貴^{*3}, 山崎義弘^{*4},
林 賢一^{*5}, 坂田弘安^{*6}, 竹内 徹^{*6}

Ryo SAITO, Hiroaki HARADA, Yuki TERAZAWA, Yoshihiro YAMAZAKI,
Kenichi HAYASHI, Hiroyasu SAKATA and Toru TAKEUCHI

The effect of shear force on the historic properties of timber-steel hybrid connections between an H-shaped steel and a laminated timber was investigated, and several bending tests of monotonic and cyclic loading were conducted for two different cross-sectional dimensions of the joint with both side flanges fixed by lag screws. Little significant effect of the shear force was observed, and the proposed connections were found to have ideal fracture behavior, stable hysteresis properties and superior plastic deformation capacities.

Keywords: Composite Structure, Dog Bone, Connection, Rotational Stiffness, Bending Strength, Deformation Capacity

複合構造, ドッグボーン, 接合部, 回転剛性, 曲げ耐力, 変形性能

1. 序

木鋼ハイブリッド構造とは、木質部材の意匠性や持続可能性と、鋼部材の剛性や靱性を兼ね備えた複合構造であり、近年の木材の利用促進の法整備に伴って研究開発が盛んに行われている。

木鋼ハイブリッド構造では、異種材料である木鋼間の接合方法が架構の耐力や変形性能を決定する場合が多く、これまで様々なハイブリッド接合部の実験と簡易評価式が検討されてきた。例えば野中ら¹⁾は H 形鋼に木材を嵌め込む木造接合部の実験と理論解析を行った。宮本²⁾らは H 形鋼と集成材のモーメント抵抗型接合部に対して門型架構の水平加力実験を行い、簡易設計式を提案し FEM 解析と比較している。曾田ら³⁾は木質材料を有する柱梁接合部のエネルギー吸収能力と 2 方向ラーメン架構への展開を目指した集成材と有孔軽量 H 形鋼の接合方法を提案した。筆者ら⁴⁾は鋼材ブラケットと集成材をラグスクリューや六角ボルト等で接続する木鋼ハイブリッドラチスシェル接合部を提案している。

一方、前述の既往研究では、部材は全て木質材料で構成し、木質材料同士の接合に鋼材を用いている。これに対して筆者ら⁵⁾は、重層構造の柱、柱梁接合部および梁端部周辺に鋼材を用い、フロアシシステムに集成材を用いる木鋼ハイブリッド構造(Fig. 1(c))を提案し、その木鋼接合部の回転剛性と耐力の評価法を検討している。同様な形式の構造では、施工時の接合効率は優れるものの、鋼材の柱梁接合部周辺の剛性・耐力に対して木鋼接合部の木が先行して脆性破壊しやすい⁶⁾。筆者らの提案接合部では、鋼材の梁端部フランジをド

ッグボーン形状として鋼材の早期降伏を促し、この問題を回避している。また、同様な納まりは鋼構造と同等の靱性と地震エネルギー吸収能力を期待でき、現行の建築基準法の主要な耐震設計法である保有水平耐力計算法を用いて安定した塑性変形性能に基づく構造特性係数を評価できれば、耐力壁や筋かいの無いラーメン架構で設計可能な範囲が広がる点も優れている。縮小模型の準静的漸増繰返し載荷実験⁷⁾では、ドッグボーン部が木質部に先行して塑性化することが確認できた。その一方で、既往提案の木鋼接合形式⁸⁾では、H 形鋼に挟まれる集成材を片側からのみラグスクリューで接合したため、負方向加力時の剛性が正方向加力時の剛性より低く、木鋼接合部でスリップ型の履歴が生じ(集成材が部分的に塑性化する)、荷重変形関係が正負対称の安定した履歴とならない課題が残った。また、木鋼接合部の設計用の剛性と耐力を算定するための既往評価法⁹⁾は、部材に働くせん断力を無視して定式化されており、設計用の剛性と耐力に与える影響度合いを含めて未解明な点が残されている。

そこで本研究では、両側フランジをラグスクリューで固定したドッグボーン付き木鋼ハイブリッド接合部とせん断力の影響を考慮した同接合部の設計用の剛性・耐力評価法を改めて提案する。Fig. 1(b)に新たに提案する木鋼ハイブリッド柱梁接合部を示す。提案接合部は木鋼接合部とドッグボーン部で構成される。木鋼接合部を構成する部材は矩形断面の集成材と H 形鋼であり、集成材と H 形鋼フランジはラグスクリューと六角ボルトによって接合する。Table 1 に実際の設計でよく使われると想定されるドッグボーン部、木鋼接合部

¹⁾ 元東京工業大学 大学院生・修士 (工学)

²⁾ ㈱日建設計 博士 (工学)

³⁾ 東京工業大学建築学系 助教・博士 (工学)

⁴⁾ 建築研究所 主任研究員・博士 (工学)

⁵⁾ 日鉄エンジニアリング㈱ 修士 (工学)

⁶⁾ 東京工業大学建築学系 教授・博士 (工学)

Former Grad. Student, Tokyo Institute of Technology, M.Eng.

NIKKEN SEKKEI, Dr.Eng.

Assist. Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

Senior Research Engineer, Building Research Institute, Dr.Eng.

Nippon Steel Engineering Co., Ltd., M.Eng.

Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

を構成する H 形鋼，集成材梁の部材断面の組合せ一覧およびドッグボーン部全塑性曲げモーメント M_p と木鋼接合部降伏曲げ耐力 M_y を示す。この組合せは，柱梁架構の損傷を鋼材ドックボーン部の弾塑性エネルギー吸収部に集中させ，ドックボーン部の歪硬化や集成材の強度のばらつきを考慮しても，集成材および鉄骨-集成材接合部は無損傷に留まることを目標として設定されている。これを満たすための具体的な仕様は付録 C に記載している。筆者らは，実験と数値解析を用いて同表の標準部材の剛性，耐力，変形性能を明らかにし，提案する木鋼ハイブリッド構造を仕様規定的に設計可能とすることを最終目標とする。本論文の範囲では，初めの 2 章でせん断力の影響を考慮した木鋼接合部の設計用の剛性と耐力を評価する手法を構築する。次の 3 章では縮小模型に対する準静的載荷実験を行い，提案接合部の履歴性状と変形性能を確認する。最後の 4 章では評価値と実験値を比較して提案接合部の剛性と耐力に対するせん断力の影響を分析する。なお，その他の標準部材断面の変形性能は有限要素法の補完解析を別報で報告予定である。

2. せん断力を考慮した木鋼接合部の回転剛性・耐力評価

集成材と鋼材が組み合わさる木工接合部の製作に当たっては，後述する付録 C に示すように，集成材外形を製作済みの鋼材部に併せて加工し，フランジ・ウェブともに隙間の無いよう組み合わせる。その際，木鋼接合部は，集成材の H 形鋼フランジに対するめり込み，鋼材エンドプレートと集成材木口面の接触，集成材と H 形鋼を固定するラグスクリューの引抜およびせん断によって曲げに抵抗し，部材断面諸元だけで同接合部設計用の回転剛性と耐力を評価することが難しい。そこで本章は実験に先立ち，新たに提案する木鋼接合部について，前報の手法を改良し，特にせん断力の影響も考慮した回転剛性，降伏曲げモーメントおよび終局曲げモーメントの評価法を構築する。解析手法は 2 通りとし，回転角を漸増させ $M-\theta$ 関係を導出する詳細評価と 1 回だけの中立軸計算を伴う簡易評価を行う。以降では，前者を手法 1，後者を手法 2 と呼ぶ。

2.1 回転角を漸増させ $M-\theta$ 関係を導出する詳細解析(手法 1)

木鋼接合部の H 形鋼に対する集成材の回転角増分 $\Delta\theta$ を定め回転角を増分させることで，木鋼接合部の $M-\theta$ 関係を導出する。Fig. 2 に本解析のフローチャートを，Fig. 3 に木鋼接合部の曲げ抵抗機構を，Fig. 4 に解析手法で想定する各抵抗要素の履歴性状を示す。Fig. 2 に示すように，回転角 θ に対してせん断力の初期値として $Q = 0$ と定め，木鋼接合部に曲げモーメント M が作用したときの抵抗メカニズムを想定し，接合部内で繊維直交方向および繊維方向に発生する抵抗力の釣り合いより中立軸位置 X_n, Y_n を求める。ここから木鋼接合部にかかる曲げモーメント M を計算し，その曲げモーメントを加力スパンで除すことでせん断力 Q' を求める。 Q' と Q の差が許容値以下になるまで Q に Q' を代入した後中立軸位置の導出から同様の計算を繰り返し行い，差が許容値以下になったときに回転角 θ に回転角増分 $\Delta\theta$ を加えて次の回転角に対して Q に 0 を代入して同様の計算処理を行うことで木鋼接合部に曲げモーメントとそれに応じたせん断力が加わったときの $M-\theta$ 関係を導出する。Fig. 4 に示すように，各抵抗要素の履歴性状は，ラグスクリューの引抜き抵抗においては終局到達時変位 δ_n に達した時点で抵抗力を 0 とし，ラグスクリューのせん断抵抗，六角ボルトのせん断抵抗および集成材の鋼材に対す

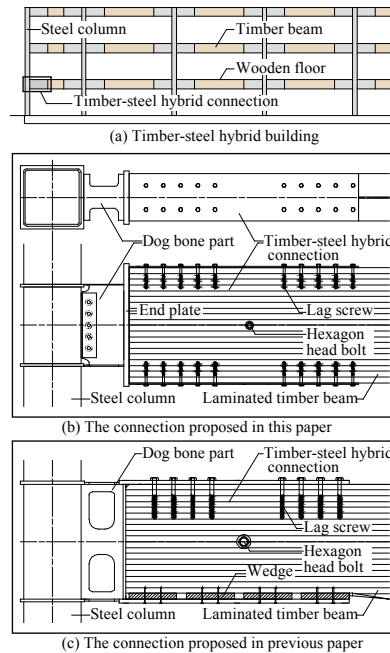


Fig. 1 Dog bone timber-steel hybrid connection

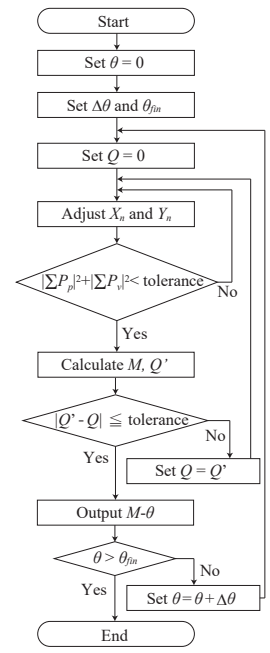


Fig. 2 Analysis flowchart (Method 1)

Table 1 List of regular section property

| model name | Dog bone part | | Hybrid connection | | Timber Pinus sylvestris (E105-F300) | M_p of the dog bone part (kNm) | M_y of the tiner-steel joint (kNm) | Remarks |
|------------|------------------|-------------------|-------------------|------------------|---|--|--|---------|
| | Steel (LY225) | Steel (SN400) | Steel (SN400) | Steel (SN400) | | | | |
| W1200400 | BH-750×200×12×19 | BH-1200×400×12×36 | 400×1200 | 969 | 1620 | Type-1 | | |
| W1200350 | BH-750×175×12×19 | BH-1200×350×12×32 | 350×1200 | 891 | 1507 | | | |
| W1200300 | BH-750×150×12×19 | BH-1200×300×12×25 | 300×1200 | 813 | 1367 | | | |
| W1100350 | BH-680×175×12×19 | BH-1100×350×12×32 | 350×1100 | 774 | 1308 | | | |
| W1100300 | BH-680×150×12×19 | BH-1100×300×12×28 | 300×1100 | 704 | 1208 | | | |
| W1100250 | BH-680×125×12×19 | BH-1100×250×12×22 | 250×1100 | 633 | 1095 | | | |
| W1000300 | BH-625×150×12×19 | BH-1000×300×12×28 | 300×1000 | 623 | 1052 | | | |
| W1000250 | BH-625×125×12×19 | BH-1000×250×12×25 | 250×1000 | 558 | 957 | | | |
| W1000200 | BH-625×100×12×19 | BH-1000×200×12×22 | 200×1000 | 493 | 825 | | | |
| W900350 | BH-550×230×9×16 | BH-900×350×9×36 | 350×900 | 579 | 978 | | | |
| W900300 | BH-550×160×9×16 | BH-900×300×9×25 | 300×900 | 444 | 767 | | | |
| W900250 | BH-550×130×9×16 | BH-900×250×9×22 | 250×900 | 387 | 708 | | | |
| W800300 | BH-500×200×9×16 | BH-800×300×9×32 | 300×800 | 460 | 772 | | | |
| W800250 | BH-500×150×9×16 | BH-800×250×9×25 | 250×800 | 373 | 633 | | | |
| W800200 | BH-500×100×9×16 | BH-800×200×9×19 | 200×800 | 286 | 480 | | | |
| W700300 | BH-440×200×9×12 | BH-700×300×9×28 | 300×700 | 319 | 540 | Type-2 | | |
| W700250 | BH-440×130×9×12 | BH-700×250×9×22 | 250×700 | 238 | 452 | | | |
| W700200 | BH-440×100×9×12 | BH-700×200×9×19 | 200×700 | 204 | 343 | | | |
| W600250 | BH-375×165×6×12 | BH-600×250×6×22 | 250×600 | 204 | 350 | | | |
| W600200 | BH-375×110×6×12 | BH-600×200×6×16 | 200×600 | 150 | 250 | | | |
| W600150 | BH-375×80×6×12 | BH-600×150×6×14 | 150×600 | 120 | 205 | | | |
| W500250 | BH-320×150×6×12 | BH-500×250×6×22 | 250×500 | 155 | 262 | | | |
| W500200 | BH-320×100×6×9 | BH-500×200×6×14 | 200×500 | 94 | 158 | | | |
| W500150 | BH-320×100×6×6 | BH-500×150×6×12 | 150×500 | 75 | 137 | | | |
| W400200 | BH-250×100×6×9 | BH-400×200×6×14 | 200×400 | 67 | 112 | | | |
| W400150 | BH-250×80×6×6 | BH-400×150×6×12 | 150×400 | 46 | 93 | Type-3 | | |
| W400120 | BH-250×60×6×6 | BH-400×120×6×12 | 120×400 | 39 | 83 | | | |

るめり込み抵抗においては終局到達時変位 δ_n に達した時点で抵抗力を頭打ちにするバイリニア型の履歴性状を用いる。

曲げモーメント M が Fig. 3 のように作用したときの接合部に生じる鋼材に対する集成材の回転角 θ に伴う各抵抗要素の抵抗力を P とし，接合部内に発生する各荷重の増分を以下に定義する。

上端のラグスクリューの引抜による抵抗力 $P_{t,li}$ は式(1)，下端のラグスクリューの引抜による抵抗力 $P_{b,li}$ は式(2)，上端のラグスクリューのせん断による抵抗力 $P_{s,i}$ は式(3)，下端のラグスクリューのせん断による抵抗力 $P_{s,l}$ は式(4)，上端における鋼材フランジの集成材へのめり込みによる接触部分における抵抗力 $P_{e,y,ti}$ は式(5)，下端における鋼材フランジの集成材へのめり込み抵抗力のうち，接触部分における抵抗力 $P_{e,y,li}$ は式(6)，余長の寄与分における抵抗力 $P_{e,y,lo}$ は式

(7), 上端の集成材と鋼材フランジ間に働く接触部分における摩擦力 $P_{tef.x,ti}$ は式(8), 下端の集成材と鋼材フランジ間に働く摩擦力のうち, 接触部分における摩擦力 $P_{tef.x,li}$ は式(9), 余長の寄与分における摩擦力 $P_{tef.x,lo}$ は式(10), 繊維直交方向に生じる六角ボルトのめり込みによる抵抗力 $P_{he,y}$ は式(11), 繊維方向に生じる六角ボルトのめり込みによる抵抗力 $P_{he,x}$ は式(12), 繊維方向に生じるエンドプレートの集成材へのめり込み抵抗力 $P_{te,x}$ は式(13), 繊維直交方向に生じる集成材とエンドプレート面に働く摩擦力 $P_{tef,y}$ は式(14)とする。

$$P_{lt,ti} = \sum_{ti} K_t n_{t,ti} \theta (L - X_n - X_{t,ti}) \quad (1)$$

$$P_{lt,li} = \sum_{li} K_t n_{t,li} \theta (X_n - X_{t,li}) \quad (2)$$

$$P_{ls,t} = K_s n_{s,t} \theta Y_n \quad (3)$$

$$P_{ls,l} = K_s n_{s,l} \theta (h - Y_n) \quad (4)$$

$$P_{te,y,ti} = (E_{90}/2) (\theta b X_n^2 / h) \quad (5)$$

$$P_{te,y,li} = (E_{90}/2) \{ \theta b (L - X_n)^2 / h \} \quad (6)$$

$$P_{te,y,lo} = (E_{90}/2) \{ \theta b (L - X_n) / 2 \} \quad (7)$$

$$P_{tef,x,ti} = P_{te,y,ti} \mu \quad (8)$$

$$P_{tef,x,li} = P_{te,y,li} \mu \quad (9)$$

$$P_{tef,x,lo} = P_{te,y,lo} \mu \quad (10)$$

$$P_{he,y} = K_{js,v} \theta (\alpha L - X_n) \quad (11)$$

$$P_{he,x} = K_{js,p} \theta (h/2 - Y_n) \quad (12)$$

$$P_{te,x} = \{ (h - Y_n)^2 / 2 \} b k_{0c} \theta \quad (13)$$

$$P_{tef,y} = P_{te,x} \mu \quad (14)$$

ここに, L は鋼材と集成材のラップ長, X_n は集成材端部から繊維直交方向中立軸までの距離, $X_{t,ti}$ は木鋼接合部上端における集成材側木鋼接合部端から引抜として働く各ラグスクリューまでの距離, $X_{t,li}$ は木鋼接合部下端における鋼管側木鋼接合部端から引抜として働く各ラグスクリューまでの距離, h は集成材梁の梁せい, b は有効集成材幅, E_0 および $E_{90} (= E_0/25)^{8)}$ は集成材の繊維方向及び繊維直交方向の圧縮に対するヤング率, K_t はラグスクリューの引抜剛性(付録式(A3)), K_s は繊維方向に対するラグスクリューのせん断剛性(付録式(A17)), $K_{js,v}$ および $K_{js,p}$ は繊維直交方向および繊維方向に対する六角ボルトのめり込み剛性(付録式(A28)), $n_{t,ti}$ および $n_{t,li}$ は位置 $X_{t,ti}$ および $X_{t,li}$ における引抜が生じるラグスクリューの本数, $n_{s,t}$ および $n_{s,l}$ は上端および下端のラグスクリューの本数, α はラップ長に対する集成材端部から六角ボルトまでの距離の比率, μ は動摩擦係数, k_{0c} は繊維方向に対する集成材の面圧剛性(付録式(A39))である。文献9)を参照し, 集成材と鋼材の動摩擦係数 μ を 0.2 とする。文献7)を参照し, 集成材の鋼材フランジに対するめり込み抵抗における余長長さを $h/2$ とする。

Fig. 3 (a)に示す繊維直交方向各抵抗力の釣り合い式(15), Fig. 3 (b)に示す繊維方向各抵抗力の釣り合い式(16)より中立軸位置 X_n および中立軸位置 Y_n を求める。中立軸位置の収斂計算を行う際の初期値として $X_n = L/2$, $Y_n = h/2$ とし, 収斂計算に用いる ΣP_v , ΣP_p の2乗和の許容値は 0.01 (kN)^2 とした。

$$\Sigma P_v = P_{lt,ti} + P_{te,y,ti} + P_{te,y,li} + P_{te,y,lo} + P_{he,y} - P_{lt,li} - P_{te,y,li} - P_{tef,y} - Q \quad (15)$$

$$\Sigma P_p = P_{ls,t} + P_{tef,x,ti} + P_{tef,x,li} + P_{tef,x,lo} + P_{he,x} + P_{te,x} - P_{ls,l} - P_{tef,x,li} \quad (16)$$

弾性時において P_* に起因する抵抗モーメント M_* とし, X_n, Y_n を用いて下記の式より M_* を導出する。木鋼接合部曲げモーメント M は各抵抗モーメント M_* の和として式(31)より求められる。

$$M_{lt,ti} = \sum_{ti} K_t n_{t,ti} \theta (L - X_n - X_{t,ti})^2 \quad (17)$$

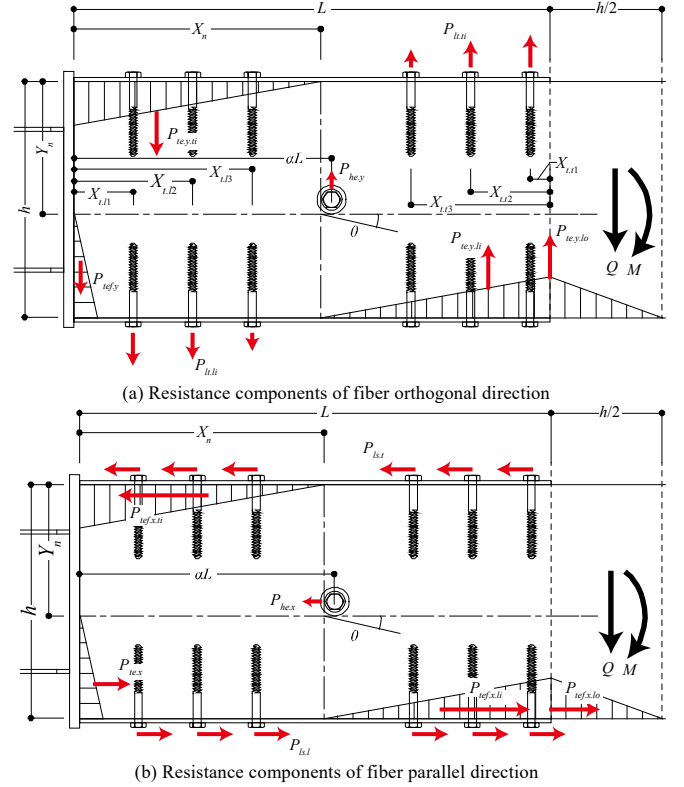


Fig. 3 Mechanism of resistance to bending

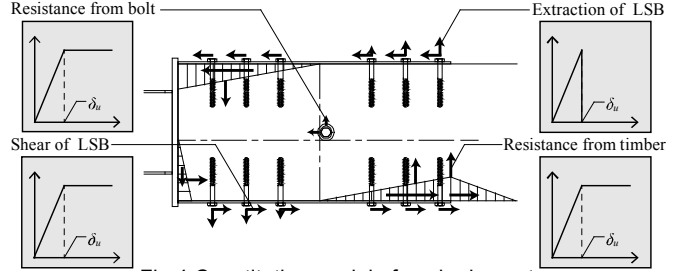


Fig. 4 Constitutive model of each element

$$M_{lt,ti} = \sum_{ti} K_t n_{t,ti} \theta (X_n - X_{t,ti})^2 \quad (18)$$

$$M_{ls,t} = K_s n_{s,t} \theta Y_n^2 \quad (19)$$

$$M_{ls,l} = K_s n_{s,l} \theta (h - Y_n)^2 \quad (20)$$

$$M_{te,y,ti} = (E_{90}/2) (\theta b X_n^2 / h) (2/3 \cdot X_n) \quad (21)$$

$$M_{te,y,li} = (E_{90}/2) \{ \theta b (L - X_n)^2 / h \} \{ 2/3 \cdot (L - X_n) \} \quad (22)$$

$$M_{te,y,lo} = (E_{90}/2) \{ \theta b (L - X_n) / 2 \} (L - X_n) \quad (23)$$

$$M_{tef,x,ti} = P_{te,y,ti} \mu Y_n \quad (24)$$

$$M_{tef,x,li} = P_{te,y,li} \mu (h - Y_n) \quad (25)$$

$$M_{tef,x,lo} = P_{te,y,lo} \mu (h - Y_n) \quad (26)$$

$$M_{he,y} = K_{js,v} \theta (\alpha L - X_n)^2 \quad (27)$$

$$M_{he,x} = K_{js,p} \theta (h/2 - Y_n)^2 \quad (28)$$

$$M_{te,x} = \{ (h - Y_n)^2 / 2 \} b k_{0c} \theta \{ 2/3 \cdot (h - Y_n) \} \quad (29)$$

$$M_{tef,y} = P_{te,x} \mu X_n \quad (30)$$

$$M = M_{lt,ti} + M_{lt,li} + M_{ls,t} + M_{ls,l} + M_{te,y,ti} + M_{te,y,li} + M_{te,y,lo} + M_{tef,x,ti} + M_{tef,x,li} + M_{tef,x,lo} + M_{he,y} + M_{he,x} + M_{te,x} + M_{tef,y} \quad (31)$$

このときの木鋼接合部にかかるせん断力 Q' は式(32)より求める。

$$Q' = M / (L_{span} / 2 - X_n) \quad (32)$$

ここに, L_{span} は木鋼ハイブリッド梁における集成材部の長さである。 Q' と Q の差が許容値以下になるまで上記の計算を繰返し, そのとき

の回転角 θ と曲げモーメント M を抽出する。 Q' と Q の差の許容値を0.01 kNとして計算を行った。

Fig. 4に示すようにラグスクリューの引抜き抵抗は引抜け後において抵抗力を失うため、終局到達時変位までの挙動を弾性で模擬し、終局後の耐力を0とする。ラグスクリューのせん断抵抗、六角ボルトのせん断抵抗および集成材の鋼材に対するめり込み抵抗は塑性化後の耐力を一定とするバイリニア型の履歴挙動で模擬する。塑性化後の各抵抗モーメントは $M_{s,2}$ として表記し、下記の式により求める。

$$M_{lt,li,2} = M_{lt,li,2} = 0 \quad (33)$$

$$M_{ls,i,2} = K_{s,ls,i} \theta_{u,ls,i} Y_n^2 \quad (34)$$

$$M_{ls,l,2} = K_{s,ls,l} \theta_{u,ls,l} (h - Y_n)^2 \quad (35)$$

$$M_{te,y,li,2} = (E_{90}/2) \{ \theta_{u,te,i} b X_n^2 / h \} \{ 2/3 \cdot X_n \} \quad (36)$$

$$M_{te,y,li,2} = (E_{90}/2) \{ \theta_{u,te,i} b (L - X_n)^2 / h \} \{ 2/3 \cdot (L - X_n) \} \quad (37)$$

$$M_{te,y,lo,2} = (E_{90}/2) \{ \theta_{u,te,l} b (L - X_n) / 2 \} \{ (L - X_n) \} \quad (38)$$

$$M_{tef,x,li,2} = (E_{90}/2) \{ \theta_{u,te,i} b X_n^2 / h \} \mu Y_n \quad (39)$$

$$M_{tef,x,li,2} = (E_{90}/2) \{ \theta_{u,te,i} b (L - X_n)^2 / h \} \mu (h - Y_n) \quad (40)$$

$$M_{tef,x,lo,2} = (E_{90}/2) \{ \theta_{u,te,l} b (L - X_n) / 2 \} \mu (h - Y_n) \quad (41)$$

$$M_{he,y,2} = K_{js,y} \theta_{u,he,y} (\alpha L - X_n)^2 \quad (42)$$

$$M_{he,x,2} = K_{js,p} \theta_{u,he,p} (h/2 - Y_n)^2 \quad (43)$$

$$M_{te,x,2} = \{ (h - Y_n)^2 / 2 \} b k_{0c} \theta_{u,te} \{ 2/3 \cdot (h - Y_n) \} \quad (44)$$

$$M_{tef,y,2} = \{ (h - Y_n)^2 / 2 \} b k_{0c} \theta_{u,te} \mu X_n \quad (45)$$

$$\theta_{u,ls,i} = \delta_{u,ls} / Y_n \quad (46)$$

$$\theta_{u,ls,l} = \delta_{u,ls} / (h - Y_n) \quad (47)$$

$$\theta_{u,te,i} = \varepsilon_y h / X_n \quad (48)$$

$$\theta_{u,te,l} = \varepsilon_y h / (L - X_n) \quad (49)$$

$$\theta_{u,he,y} = \delta_{u,he,y} / |\alpha L - X_n| \quad (50)$$

$$\theta_{u,he,p} = \delta_{u,he,p} / |h/2 - Y_n| \quad (51)$$

$$\theta_{u,te} = F_c / \{ k_{0c} (h - Y_n) \} \quad (52)$$

$\theta_{u,ls,i}$ は上側ラグスクリューのせん断終局時回転角、 $\theta_{u,ls,l}$ は下側ラグスクリューのせん断終局時回転角、 $\theta_{u,te,i}$ は上側集成材のめり込み降伏時回転角、 $\theta_{u,te,l}$ は下側集成材のめり込み降伏時回転角、 $\theta_{u,he,y}$ は六角ボルトの繊維直交方向のせん断終局時回転角、 $\theta_{u,he,p}$ は六角ボルトの繊維方向のせん断終局時回転角、 $\theta_{u,te}$ は集成材木口の繊維方向めり込み降伏時回転角である。 $\delta_{u,ls}$ はラグスクリューのせん断終局時変位(付録式(A27))、 $\delta_{u,he,y}$ は六角ボルトの繊維直交方向のせん断終局時回転角(付録式(A37))、 $\delta_{u,he,p}$ は六角ボルトの繊維方向のせん断終局時回転角(付録式(A37))である。 ε_y は集成材のめり込み降伏ひずみであり、文献7)を参照し ε_y の値を0.0063とする。 F_c は集成材の基準支圧強度であり、文献8)を参照し F_c の値を25.4 N/mm²とする。上記の操作を予め定めた最大回転角まで繰返すことで木鋼接合部にせん断力と曲げモーメントが加わった際の M - θ 関係が導出でき、導出された M - θ 関係を完全弾塑性モデルに置換することで木鋼接合部の回転剛性および曲げ耐力を評価できる。

2.2 1回の中立軸位置計算を伴う木鋼接合部評価手法(手法2)

2.1節で提案した評価手法を簡略化し、1回の中立軸位置計算を行うことでせん断力の影響を考慮した木鋼接合部の回転剛性 K_w 、降伏曲げモーメント M_y および終局曲げモーメント M_u の導出を試みる。抵抗機構はFig.3に示すものを用い、任意の回転角増分 $\Delta\theta$ に対して各抵抗力 ΔP を式(53)から(66)より計算し、繊維直交方向および繊維方向の抵抗力のつり合い式(67)、(68)より中立軸位置 X_n 、 Y_n を求めた

後、式(69)より木鋼接合部回転剛性 K_w を導出する。

$$\Delta P_{lt,li} = \sum_{li} K_{lt,li} \Delta\theta (L - X_n - X_{lt,li}) \quad (53)$$

$$\Delta P_{lt,li} = \sum_{li} K_{lt,li} \Delta\theta (X_n - X_{lt,li}) \quad (54)$$

$$\Delta P_{ls,i} = K_{s,ls,i} \Delta\theta Y_n \quad (55)$$

$$\Delta P_{ls,l} = K_{s,ls,l} \Delta\theta (h - Y_n) \quad (56)$$

$$\Delta P_{te,y,li} = (E_{90}/2) \{ \Delta\theta b X_n^2 / h \} \quad (57)$$

$$\Delta P_{te,y,li} = (E_{90}/2) \{ \Delta\theta b (L - X_n)^2 / h \} \quad (58)$$

$$\Delta P_{te,y,lo} = (E_{90}/2) \{ \Delta\theta b (L - X_n) / 2 \} \quad (59)$$

$$\Delta P_{tef,x,li} = \Delta P_{te,y,li} \mu \quad (60)$$

$$\Delta P_{tef,x,li} = \Delta P_{te,y,li} \mu \quad (61)$$

$$\Delta P_{tef,x,lo} = \Delta P_{te,y,lo} \mu \quad (62)$$

$$\Delta P_{he,y} = K_{js,y} \Delta\theta (\alpha L - X_n) \quad (63)$$

$$\Delta P_{he,x} = K_{js,p} \Delta\theta (h/2 - Y_n) \quad (64)$$

$$\Delta P_{te,x} = \{ (h - Y_n)^2 / 2 \} b k_{0c} \Delta\theta \quad (65)$$

$$\Delta P_{tef,y} = \Delta P_{te,x} \mu \quad (66)$$

$$\Delta P_{lt,li} + \Delta P_{te,y,li} + \Delta P_{te,y,lo} + \Delta P_{he,y} = \Delta P_{lt,li} + \Delta P_{te,y,li} + \Delta P_{tef,y} + \Delta Q \quad (67)$$

$$\Delta P_{ls,i} + \Delta P_{tef,x,li} + \Delta P_{tef,x,lo} + \Delta P_{he,x} + \Delta P_{te,x} = \Delta P_{ls,i} + \Delta P_{tef,x,li} \quad (68)$$

$$K_w = [\Delta P_{lt,li} (L - X_n - X_{lt,li}) + \Delta P_{lt,li} (X_n - X_{lt,li}) + \Delta P_{ls,i} Y_n + \Delta P_{ls,l} (h - Y_n) + \Delta P_{te,y,li} (2/3 \cdot X_n) + \Delta P_{te,y,li} \{ 2/3 \cdot (L - X_n) \} + \Delta P_{te,y,lo} (L - X_n) + \Delta P_{tef,x,li} Y_n + \Delta P_{tef,x,li} (h - Y_n) + \Delta P_{tef,x,lo} (h - Y_n) + \Delta P_{he,y} (\alpha L - X_n) + \Delta P_{he,x} (h/2 - Y_n) + \Delta P_{te,x} \{ 2/3 \cdot (h - Y_n) \} + \Delta P_{tef,y} X_n] / \Delta\theta \quad (69)$$

降伏曲げモーメント M_y は上端もしくは下端のラグスクリューの引抜による降伏、上端もしくは下端のラグスクリューのせん断による降伏および上端もしくは下端の集成材のめり込み降伏のいずれか($\theta_{y,lt}$ 、 $\theta_{y,ls}$ 、 $\theta_{y,te}$)で決まるとし、式(70)より求める。

$$M_y = K_\theta \theta_y \quad (70)$$

$$\theta_y = \min(\theta_{y,lt}, \theta_{y,ls}, \theta_{y,te}) \quad (71)$$

$$\theta_{y,lt} = \min\{ \delta_{y,lt} / (L - X_n - X_{lt,li}), \delta_{y,lt} / (X_n - X_{lt,li}) \} \quad (72)$$

$$\theta_{y,ls} = \min\{ \delta_{y,ls} / Y_n, \delta_{y,ls} / (h - Y_n) \} \quad (73)$$

$$\theta_{y,te} = \min\{ \varepsilon_y h / X_n, \varepsilon_y h / (L - X_n) \} \quad (74)$$

ただし、 $\delta_{y,lt}$ は上端ラグスクリューの引抜による降伏変位(付録式(A13))、 $\delta_{y,ls}$ は上端ラグスクリューのせん断による降伏変位(付録式(A26))である。

終局曲げモーメント M_u はラグスクリューの引抜およびせん断のいずれか($\theta_{u,lt}$ 、 $\theta_{u,ls}$)で決まるとし、式(75)より求める。

$$M_u = K_\theta \theta_u \quad (75)$$

$$\theta_u = \min(\theta_{u,lt}, \theta_{u,ls}) \quad (76)$$

$$\theta_{u,lt} = \min\{ \delta_{u,lt} / (L - X_n - X_{lt,li}), \delta_{u,lt} / (X_n - X_{lt,li}) \} \quad (77)$$

$$\theta_{u,ls} = \min\{ \delta_{u,ls} / Y_n, \delta_{u,ls} / (h - Y_n) \} \quad (78)$$

ただし、 $\delta_{u,lt}$ はラグスクリューの引抜による終局時変位(付録式(A14))、 $\delta_{u,ls}$ はラグスクリューのせん断による終局時変位(付録式(A27))である。

このときに木鋼接合部に生じる各回転角あたりのせん断力 Q'' は式(79)により求める。

$$Q'' = M_u / \{ \theta_u (L_{span} / 2 - X_n) \} \quad (79)$$

Q'' と Q の差が許容値以下になるまで Q'' を Q に代入し、繰返し計算を行い、木鋼接合部の回転剛性および曲げ耐力を評価する。 Q' と Q の差の許容値を0.01 kNとして計算を行った。

3. 提案接合部の準静的曲げ実験

3.1 試験体概要

次に Table 1 に示す標準部材断面リストのうち集成材梁せいの規模に応じた部分模型の準静的曲げ実験を行い、提案するドッグボーン付木鋼ハイブリッド接合部の変形性能を検証する。Table 1 に示すように、試験体は標準部材の中でも最大規模の Type-1 の 1/2 縮小試験体(MD600)と、中間規模の Type-2 の 1/2 縮小試験体(MD360, CD360)と、最小規模の Type-3 の実大試験体(MD360, CD360, MS360)である。MD360 と CD360 は Type-2 と Type-3 の両方の性能確認実験を兼ねている。MD600, MD360, CD360 は、Fig.1(b)に示す鋼材柱、柱梁接合部、ドッグボーン部、木鋼接合部、集成材梁を抽出したト形の部分模型であり、MD600 は階高 3.6m、梁スパン 12m の重層建物、MD360, CD360 は階高 3.6m、梁スパン 8m の重層建物を想定する。最大耐力と塑性率を確認するための単調曲げ载荷試験体は MD360 と MD600 であり、繰返しの履歴性状を確認するため試験体は CD360 である。木鋼接合部の耐力や破壊性状を確認するための試験体は MS360 である。なお、縮小試験体は材料調達の都合で MD360 ではドッグボーン部の M_p が 43.6 kNm、木鋼接合部の M_y が 77.1 kNm として、MD600 ではドッグボーン部の M_p が 125 kNm、木鋼接合部の M_y が 235 kNm として設計した。MD360 と MD600 は 2 体、CD360 と MS360 は 3 体実験を行い結果のバラツキを確認する。

Fig. 5 に MD600 と MD360 の木鋼接合部の詳細図を示す。Fig. 1 に示したように、H 形鋼ウェブと集成材を六角ボルトで結合し、H 形鋼フランジと集成材を両側からラグスクリューで締込み固定する。ドッグボーン部のフランジは柱梁接合部に対してスカラップを設けて突合せ溶接し、ドッグボーン部のウェブは柱梁接合部に対してボルト接合する。Table 2 に試験体の材料諸元を示す。Fig. 6 に各試験体の実験セットアップを示す。ドッグボーン部を有する試験体(MD600, MD360, CD360)は、水平力が作用したときの曲げモーメント反曲点をピン接合とする。MS360 の集成材梁の長さは MD360 と同じである。

3.2 計測計画

Fig. 7 に計測計画を、Table 3 に試験体寸法を示す。部材回転角 R 、ドッグボーン部回転角 θ_1 および木鋼接合部に生じる回転角 θ_2 を計測した各変位より算出する。また、アクチュエータのロードセルから梁端曲げモーメント M 、ドッグボーン部曲げモーメント M_1 、木鋼接合部曲げモーメント M_2 を算出する。算出には下記の式を用いる。

$$R_c = \delta_{w1}/L_{e1} \quad (80)$$

$$R = \delta_{w1}/L_{e1} - \theta_{pz} \quad (81)$$

$$\theta_{pz} = (\delta_7 - \delta_8)/l_{e3} \quad (82)$$

$$\theta_1 = (\delta_5 - \delta_6)/l_{e2} \quad (83)$$

$$\theta_2 = \{(\delta_1 - \delta_3)/l_{e1} + (\delta_4 - \delta_2)/l_{e1}\}/2 \quad (84)$$

$$M = P_A L_{e2} \quad (85)$$

$$M_1 = P_A L_{e3} \quad (86)$$

$$M_2 = P_A L_{e4} \quad (87)$$

ここに R_c は実験時の制御変形角、 θ_{pz} は柱の変形やピン治具のガタ等によるパネルゾーンの回転角であり、各部の試験体変位および試験体寸法は Fig. 7, Table 3 を参照する。なお、Table 3 に示す L_{e4} は中立軸位置の変動に伴い変化するが、実験計測において MD600, MD360, CD360 では変形量が非常に小さく、MS360 では割裂の進行

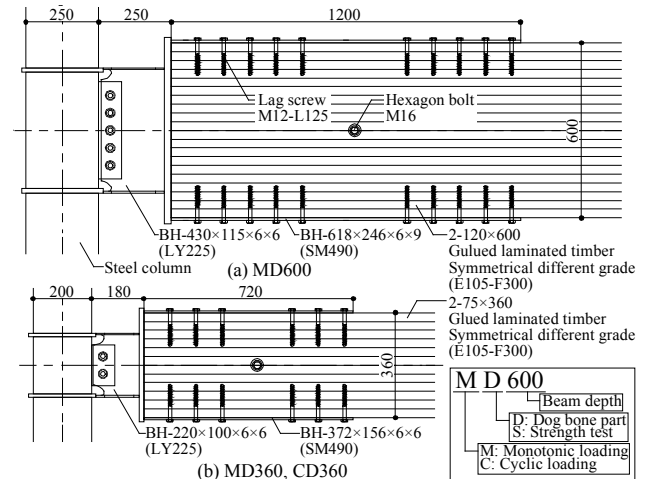


Fig. 5 Detailed drawings of specimens

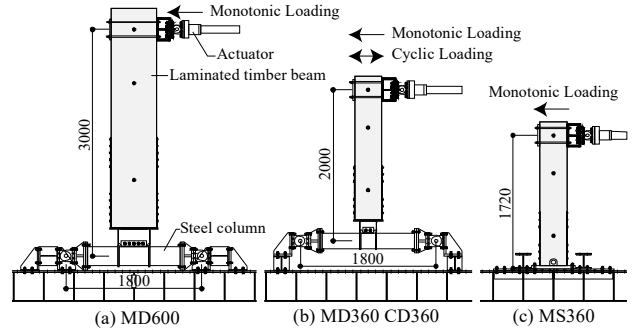


Fig. 6 Testing set-up

Table 2 Material characteristics

| Glued laminated timber | Tree species (cross section) | Composition | Strength grade | Bending young's modulus | Flexural strength | Moisture content (%) | Specific gravity (-) | |
|------------------------|------------------------------|-----------------------------|--|--|--|-------------------------------|-----------------------------------|------|
| | | | | E_b (kN/mm ²) | σ_b (N/mm ²) | | | |
| | Douglas fir (75x360) | Symmetrical different grade | E105-F300 | 14.6 | 55.3 | 11.1 | 0.53 | |
| | Douglas fir (120x600) | Symmetrical different grade | E105-F300 | 13.9 | 49.5 | 10.3 | 0.54 | |
| Steel | Element | Material | Young's modulus E (N/mm ²) | Yield stress σ_y (N/mm ²) | Tensile strength σ_u (N/mm ²) | Yield strain ϵ_y (%) | Break elongation ϵ_u (%) | |
| | | PL6 | SM490 | 1.93×10^5 | 410 | 520 | 0.21 | 37.1 |
| | | PL9 | SM490 | 1.96×10^5 | 399 | 527 | 0.21 | 22.0 |
| | | PL16 | SM490 | 2.04×10^5 | 378 | 525 | 0.19 | 23.5 |
| | | PL25 | SM490 | 2.05×10^5 | 340 | 502 | 0.17 | 31.0 |
| | | Dog bone | LY225 | 1.84×10^5 | 202 | 289 | 0.12 | 51.9 |

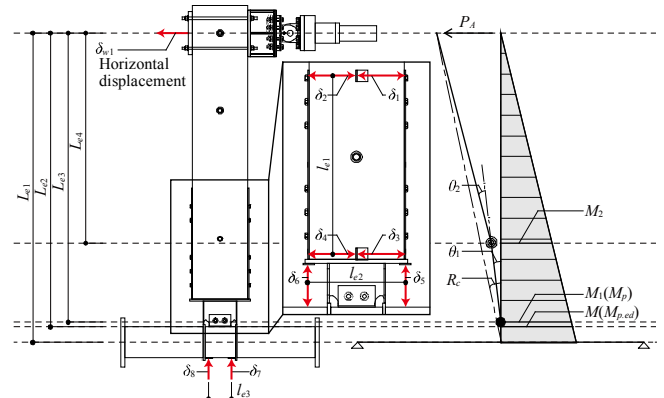


Fig. 7 Rotation angle measurement plan

Table 3 Specimen size

| Unit: mm | MD600 | MD360 CD360 | MS360 |
|----------|-------|----------------|-------|
| L_{e1} | 3000 | 2000 | 1720 |
| L_{e2} | 2875 | 1900 | |
| L_{e3} | 2830 | 1856 | |
| L_{e4} | 2025 | 1360 | 1360 |
| l_{e1} | 1120 | 660 | 660 |
| l_{e2} | 530 | 290 | |
| l_{e3} | 300 | 150 | 372 |

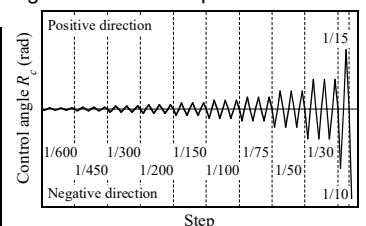
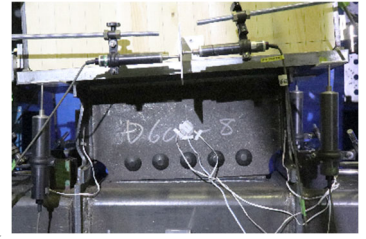
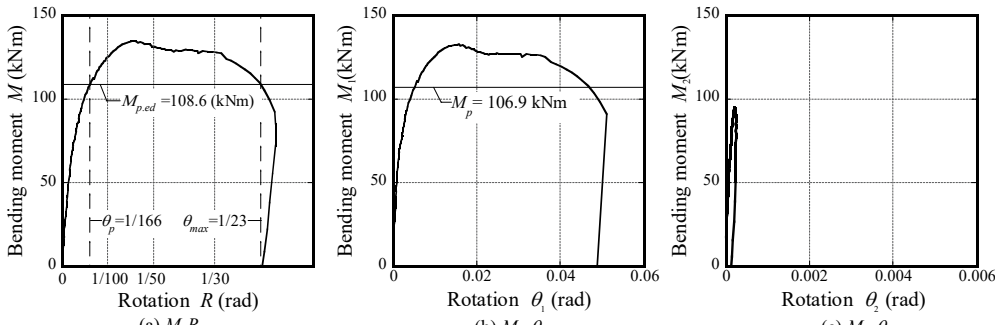
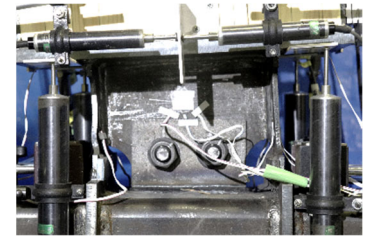
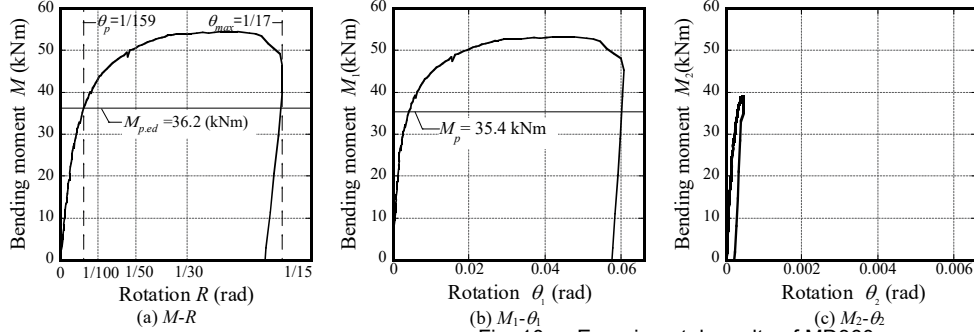


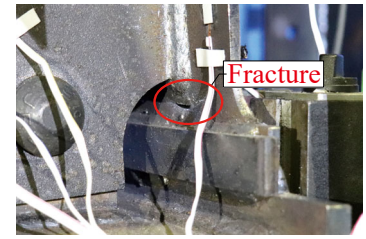
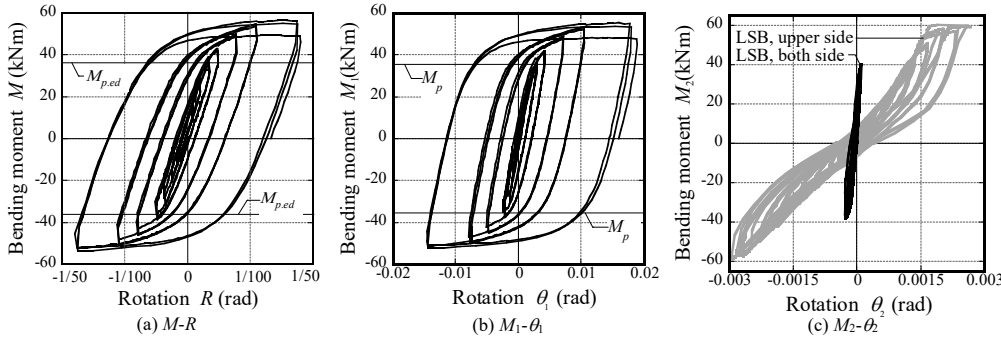
Fig. 8 Loading protocol



(d) Dog bone part at the end of loading



(d) Dog bone part at the end of loading



(d) Fracture of dog bone flange

Fig. 11 Experimental results of CD360

する際に大きな計測誤差が生じたことが要因で正確な中立軸位置が計測できなかったため、該当する曲げモーメント実験値は中立軸位置がラップ長さの中央($X_n = L/2$)にあるものと仮定して算出している。

ドッグボーン部が全塑性モーメント M_p に達したときの梁端部における曲げモーメント $M_{p,ed}$ は加力点からの距離の比にしたがって式(88)より変換する。

$$M_{p,ed} = M_p \times L_{e2} / L_{e3} \quad (88)$$

梁端曲げモーメント M が初めて $M_{p,ed}$ に達したときの部材角を θ_p 、最大耐力発現後に再び梁端曲げモーメント M が $M_{p,ed}$ まで低下したときの部材角を θ_{max} とする。

3.3 荷重計画

試験体 MD600, MD360, MS360 は単調荷重、試験体 CD360 は正負交番漸増繰返し荷重を行い、どちらも制御角 R_c による変位制御とする。単調荷重では、荷重点が Fig.6 中の左に移動する方向を正とし、最大耐力発現後に 8 割まで耐力低下する制御角 R_c が 1/10 rad に達するまで加力する。繰返し荷重では、Fig. 8 に示す繰返し荷重履歴¹⁰⁾を用いる。繰返し荷重では荷重点が Fig.6 中の右に移動する方向を正とする。

3.4 実験結果

Fig. 9 に MD600 (1 体目の)、Fig. 10 に MD360 (1 体目の)、Fig. 11

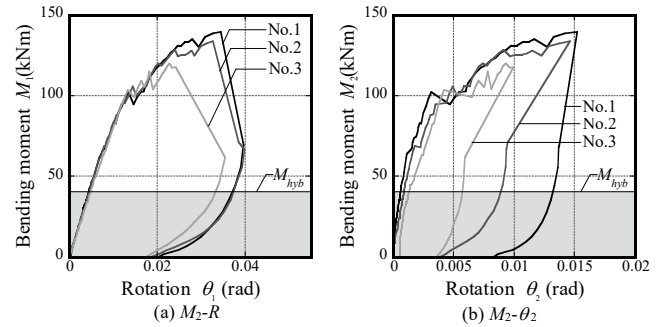


Fig. 12 Experimental results of MS360

に CD360 (2 体目の) 全体履歴 ($M-R$ 関係)、ドッグボーン部履歴 ($M_1-\theta_1$ 関係)、木鋼接合部履歴 ($M_2-\theta_2$ 関係) と実験写真を示す。Fig. 11(c) は筆者らが既往研究⁹⁾で提案したラグスクリュー片側打ちの木鋼接合部 (Fig. 1(c)) の実験結果を重ねて示す。Table 4 に MD600, MD360, CD360 の最大梁端モーメント M_{max} 、全塑性時部材回転角 θ_p 、耐力 M が最大耐力に達した後再び $M_{p,ed}$ まで低下した際の部材回転角 θ_{max} を示す。Fig. 11(d) に例を示すように、全てのドッグボーン付き試験体で、ドッグボーン部フランジがスカラップ底で破断したため、塑性率計算の基準となる $M_{p,ed}$ は 35mm のスカラップ寸法をドッグボーン部断面から差し引いて導出したものを用いる。全試験体において、木鋼

接合部の履歴性状は弾性範囲で、ドッグボーン部の塑性化により接合部耐力が決定した。また、既往の接合部仕様⁶⁾で生じたような大変形下での木鋼接合部集成材の割裂は観測されなかった。ドッグボーン付き試験体の実験結果では顕著なばらつきは見られなかった。

試験体 MD600 では、Fig. 9(c)に示すように、木鋼接合部の回転角 θ_2 が極めて小さく、木鋼接合部は弾性範囲とみなせる。Fig. 9(a)に示すように、初めて $M_{p,ed}$ に達したときの部材角 θ_p は約 1/166 rad、最大耐力発現後に $M_{p,ed}$ まで耐力低下したときの部材角 θ_{max} は約 1/23 rad であった。 θ_{max} は θ_p の 7.2 倍(塑性率 7.2)であり、Table 1 に示す標準部材の最大規模の構成が十分な塑性変形性能を有しているとわかる。

試験体 MD360 も、Fig. 10(c)に示すように、木鋼接合部の回転角 θ_2 は極めて小さく、木鋼接合部は弾性範囲とみなせる。Fig. 10(a)に示すように、初めて $M_{p,ed}$ に達したときの部材角 θ_p は約 1/159 rad、最大耐力発現後に $M_{p,ed}$ まで耐力低下したときの部材角 θ_{max} は約 1/17 rad であった。 θ_{max} は θ_p の 9.3 倍(塑性率 9.3)であり、Table 1 に示す標準部材の最小規模の構成が十分な塑性変形性能を有しているとわかる。

繰返し载荷の試験体 CD360 では、Fig. 11(c)の灰色との比較に示すように、新しく提案した木鋼接合部の回転角 θ_2 は小さく弾性範囲とみなせる。この点から示されるように、ラグスクリューを H 形鋼フランジの両側から打ち込むと木鋼接合部の剛性は向上し、適切な梁端ドッグボーン部と組合せると大変形下でも木鋼接合部を弾性範囲に留め、繰返しの履歴性状は正負対称となることが確認できた。

Fig. 12 に試験体 MS360 の全体履歴(M_2 - R 関係)、木鋼接合履歴(M_2 - θ_2 関係)を示す。Table 5 に実験により得られた木鋼接合部の回転剛性 K_w 、降伏耐力 M_y 、終局耐力 M_u をそれぞれ示す。各値 K_w 、 M_y 、 M_u は実験結果の M_2 - θ_2 関係履歴に対して付録 B に示す完全弾塑性置換⁸⁾を行うことで求められる。下限値には K_w で信頼水準 75% の 50% 下限値を、 M_y 、 M_u で信頼水準 75% の 5% 下限値を用いる。同図に示す M_{hb} はドッグボーン付き試験体(MD360, CD360)の木鋼接合部が経験した最大曲げモーメントで、その値は 40.5 kNm であった。Fig. 12(a)に示すように、最大曲げモーメントは M_{hb} の 3 倍程度で、木鋼接合部はドッグボーン部に対して十分な耐力余裕度を有していることが確認できた。

4. 木鋼接合部の剛性・耐力評価法と実験結果の比較分析

4.1 評価法と実験結果の比較

Fig. 13 に手法 1(2.1 節)で試験体 MS360 の単調载荷実験を評価した場合の木鋼接合部の荷重変形関係を実験結果と比較して示す。同図の実線は実験結果、青色線はせん断力を考慮しない場合の評価値、赤色線はせん断力を考慮する場合の評価値である。同図(a)に示すように、手法 1 は実験結果の最大耐力をやや過大評価するものの、剛性の低下などは実験結果を概ね追跡出来ることが確認できる。同図(a)の青色線と赤色線の比較に示すように、せん断力の考慮と非考慮が荷重変形関係評価値に与える影響は顕著でないことが分かる。ただし、同図(b)に示すように、手法 1 の評価値はせん断力-変形角関係の実験結果も概ね追跡できることは確認している。実験結果の M_2 の計算では木鋼接合部の回転中心をラップ長さの中央($X_n = L/2$)と仮定したことで、実験結果の M_2 を過小評価しており、手法 1 の解析結果の最大耐力が実験結果の値を若干上回ったと考えられる。解析手法 1 における中立軸位置の変遷および中立軸位置の曲げモーメン

Table 4 Summary of experimental results (MD600, MD360, CD360)

| | M_{max} (kNm) | θ_p (rad) | | θ_{max} (rad) | | |
|-------|--------------------|---------------------|----------|-------------------------|----------|-------|
| | | positive | negative | positive | negative | |
| MD600 | No. 1 | 134.6 | 1/165 | 1/23 | | |
| | No. 2 | 134.8 | 1/145 | 1/21 | | |
| | Average | 134.7 | 1/154 | 1/22 | | |
| MD360 | No. 1 | 54.5 | 1/159 | 1/17 | | |
| | No. 2 | 54.0 | 1/184 | 1/14 | | |
| | Average | 54.3 | 1/170 | 1/15 | | |
| CD360 | No. 1 | 53.8 | 1/293 | -1/220 | 1/54 | -1/59 |
| | No. 2 | 56.6 | 1/296 | -1/203 | 1/56 | -1/57 |
| | No. 3 | 54.7 | 1/325 | -1/221 | 1/58 | -1/56 |
| | Average | 55.0 | 1/304 | -1/214 | 1/56 | -1/57 |

Table 5 Summary of experimental results (MS360)

| | K_w (kNm/rad) | M_y (kNm) | M_u (kNm) |
|--------------------------|--------------------|----------------|----------------|
| Experimental value | 3.19×10^4 | 85.2 | 119 |
| Coefficient of variation | 0.092 | 0.056 | 0.043 |
| Lower tolerance limit | 3.05×10^4 | 70.1 | 103 |

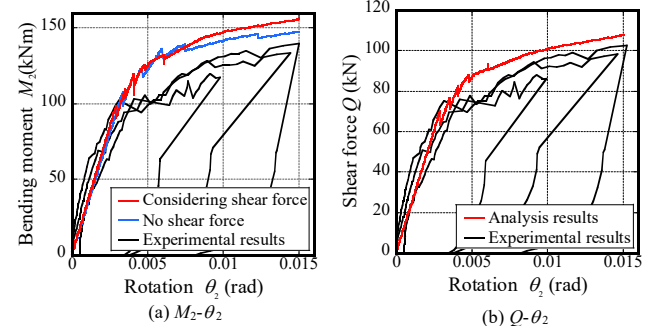


Fig. 13 Comparison of numerical and experimental results

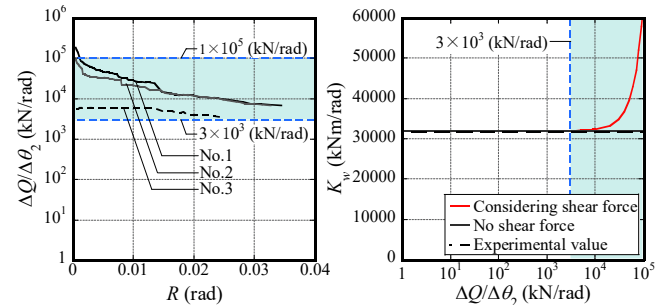


Fig. 14 Shear force during the experiment

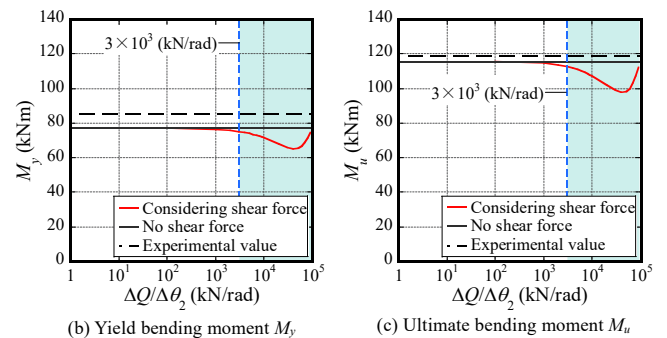


Fig. 15 Fluctuation in evaluation value

Table 6 Evaluation value of each method

| | K_w (kNm/rad) | M_y (kNm) | M_u (kNm) |
|---------------------|-------------------------|--------------------|-------------|
| Experimental result | 3.23×10^4 | 85.2 | 119 |
| Method 1 | Considering shear force | 2.93×10^4 | 107 |
| | No shear force | 3.09×10^4 | 144 |
| Method 2 | Considering shear force | 3.38×10^4 | 66.9 |
| | No shear force | 3.20×10^4 | 77.1 |

トへの影響については、付録 D に示す。

4.2 簡易手法を用いる場合のせん断力増分の影響

Fig. 14 に試験体 MS360 の部材角 R-回転角増分当たりのせん断力増分 $\Delta Q/\Delta\theta_2$ 関係(実験値)を、Fig. 15 に回転角増分当たりのせん断力増分 $\Delta Q/\Delta\theta_2$ に対する簡易手法(手法 2)の回転剛性 K_w 、降伏耐力 M_y 、終局耐力 M_u 評価値の変動を示す。手法 2(2.3 節)では、 $\Delta Q/\Delta\theta_2$ で木鋼接合部に対するせん断力の影響の簡易評価ができる。Fig. 14 に示すように、接合部曲げ実験の載荷開始直後では、木鋼接合部回転角 θ_2 が小さく $\Delta Q/\Delta\theta_2$ は 1×10^5 kN/rad 程度の大きな値となるが、制御角 R_c の増加(θ_2 の増加)に伴って $\Delta Q/\Delta\theta_2$ は単調減少となり、載荷終了時には $\Delta Q/\Delta\theta_2$ は 3×10^3 kN/rad 程度である。実験結果にバラツキはあるものの、試験体のシアスパン比では曲げモーメント作用時のせん断力 $\Delta Q/\Delta\theta_2$ は概ね 3×10^3 kN/rad から 1×10^5 kN/rad の間にあったと考えられる。Fig. 15(a)に示されるように、手法 2 の回転剛性 K_w 評価値は $\Delta Q/\Delta\theta_2$ が 1×10^4 kN/rad を超えると増加する傾向が確認され、せん断力の影響を無視した方が回転剛性 K_w は安全側(過小評価)で評価可能である。Fig. 15(b)(c)に示すように、手法 2 の降伏耐力 M_y と終局耐力 M_u の評価値は、 $\Delta Q/\Delta\theta_2$ が 1×10^3 kN/rad より大きくなると減少する傾向が確認された。降伏耐力 M_y の極小値はせん断力非考慮の評価値より約 15%減少し、終局状態の $\Delta Q/\Delta\theta_2$ を 3×10^3 kN/rad としたときの終局耐力 M_u はせん断力非考慮の評価値より約 2.5 %減少する。

4.3 設計用の剛性・耐力評価に対するせん断力考慮の必要性

Table 6 に試験体 MS360 の実験平均値および手法 1(Method 1)と手法 2(Method 2)の回転剛性 K_w 、降伏耐力 M_y 、終局耐力 M_u を示す。実験値は全試験体の平均値、手法 1 の評価値は木質構造設計規準・同解説⁸⁾に基づき M-R 関係を完全弾塑性モデルに置換して決定している。詳細な置換の手順は付録 B に記す。手法 1 による降伏耐力 M_y 、終局耐力 M_u の評価値は実験値を多少過大評価するが、前節の検証を踏まえ手法 2 でせん断力を非考慮($Q=0$)として求めると、降伏耐力 M_y 、終局耐力 M_u の評価値は実験値を過小評価(安全側評価)できることが分かる。以上の検証を踏まえ、実際の設計では木鋼接合部の挙動を簡略的にかつ安全側で評価できる手法 2(せん断力非考慮)が推奨され、その場合では降伏耐力 M_y を 15%程度低減すれば実用上十分である。

5. 結

両側フランジをラグスクリューで固定した木鋼接合部に対してせん断力の影響を考慮した設計用の剛性・耐力の評価法を提案すると共に、ドッグボーン付き木鋼ハイブリッド柱梁接合部として想定される断面寸法に対してそれらを包括するように接合部曲げ実験を行い履歴性状、塑性変形性能および前報⁶⁾からの木鋼接合部性能の違いを明らかにした。得られた知見を以下に示す。

- 1)接合部曲げ実験において、ドッグボーン部を有する全ての試験体(MD600, MD360, CD360)で木鋼接合部は弾性範囲でドッグボーン部が塑性化し、安定した履歴性状および塑性率 5 を超える優れた塑性変形性能を有することを確認した。木鋼接合部の耐力試験体(MS360)においては、木鋼接合部が剛性、曲げ耐力ともにドッグボーン部を上回る優れた性能を有することを確認した。
- 2)せん断力の影響を考慮して木鋼接合部の設計用の剛性・耐力を算定する評価法を提案した。提案手法は設計用の特性値を得るため

のツールであるものの、概ね実験時の履歴性状を概ね再現できることが確認された。せん断力により低減される終局曲げモーメントは 2.5%程度であり、せん断力が評価上の剛性と耐力に与える影響はあまり大きくない。1 回の中立軸計算を伴う簡略的な評価法(手法 2)で $Q=0.0$ kN としてせん断力非考慮としても実験平均値に対して安全側の評価が可能である。検討したモデル寸法では、手法 2 でせん断力を変動させたときに設計評価値として降伏耐力 M_y を約 15%まで低減すれば十分である。

今後、標準接合部が十分な変形性能を有することおよび設計用評価値として手法 2(せん断非考慮)の M_y を 15%程度低減すれば十分であることの一般性を有限要素法解析により確認する。

謝辞

本研究を実施するにあたりご協力を戴きました、日建設計 水谷美和氏、重松瑞樹氏、杜凌子氏、日鉄エンジニアリング 倉田高志氏、東京工業大学 毎田悠承博士に感謝いたします。

参考文献

- 1) Nonaka, S., Matsumoto, Y. and Fukuda Y.: Experiment of the timber connection using H-shaped steel members, Hokuriku branch Research Report, Architectural Institute of Japan, No. 46, pp. 57-60, 2003.7 (in Japanese)
野中卓, 松本芳紀, 福田萬: H 形鋼を用いた木造接合部の実験的研究, 日本建築学会北陸支部研究報告書 第 46 号, pp.57-60, 2003.7
- 2) Miyamoto, S., Yamaguchi, N. and Miyazawa, K.: Development of Technology for Hybrid Timber Building Structures: Joints using H-section steel connectors, Journal of Structural Engineering B, Vol. 51B, pp. 521-530, 2005.3 (in Japanese)
宮本俊輔, 山口修由, 宮澤健二: 木質複合建築構造技術の開発: H 形鋼を用いた接合法, 構造工学論文集 B, 第 51B 巻, pp. 521-530, 2005.3
- 3) Soda, S., Tsubata, S. and Miyazu Y.: Development of Joining Method of Wooden Rigid Frame using Drilled Light-H-Beam, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structure-III, pp.645-646, 2013.7 (in Japanese)
曾田五月也, 津畑慎哉, 宮津裕次: 有孔軽量 H 形鋼を用いた木質ラーメン柱梁接合法の開発, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 III, pp.645-646, 2013.7
- 4) Harada, H., Nakajima, S., Yamazaki, Y., Matsui, R., Hayashi, K., Sakata, H. and Takeuchi, T.: Rotational Stiffness and Bending Strength of Steel Connections in Timber Lattice Shell, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.83, No.746, pp.577-587, 2018.4 (in Japanese)
- 5) Nakajima, S., Yamazaki, Y., Sakata, H., Takeuchi, T., Harada, H. and Hayashi, K., Rotational Stiffness of Steel Connections for Timber Lattice Shell in Negative Out-of-Plane and In-Plane Directions, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 84, No. 760, pp. 831-841, 2019. 6 (in Japanese)
- 6) Harada, H., Saito, R., Nakajima, S., Yamazaki, Y., Terazawa, Y., Hayashi, K., Sakata, H. and Takeuchi, T.: Cyclic Elasto-Plastic Deformation Capacity of Dog Bone Timber-Steel Hybrid Connections, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 85, No. 773, pp. 945-955, 2020. 7 (in Japanese)
- 7) Tomita, M., Nakano, Y., Sakata, H., Yamazaki, Y., Takeuchi, T., Harada, H., Matsui, R., Mizutani, M., Asahi, T. and Kadono, D.: An Experiment Study on partial Embedment of Glued Laminated Timber Perpendicular to the Grain and Reinforcement of Embedment Performance by Screw - Part 1 Outline and Experimental Results -, - Part 2 Vertical Strain Distribution -, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structure-III, pp. 83-84, 2017.7 (in Japanese)
富田弥奈美, 中野佑太, 坂田弘安, 山崎義弘, 竹内徹, 原田公明, 松井良太, 水谷美和, 朝日智生, 角野大介: 集成材のめり込み挙動とビスによるめり込み性能向上に関する実験研究 - その 1 実験概要と結果 -, - そ

の 2 鉛直ひずみの分布 - , 日本建築学会大会学術講演梗概集 構造III, pp. 83-84, 2017.7

- 8) Architectural Institute of Japan: Standard for Structural Design of Timber Structures, 2015. 11 (in Japanese)
日本建築学会: 木質構造設計標準・同解説, 2015. 11
- 9) Forest Research and Management Organization: Wood Industry Handbook, Maruzen Publishing Co. Ltd, 2004. 3 (in Japanese)
森林総合研究所: 木材工業ハンドブック, 丸善出版株式会社, 2004. 3
- 10) Japan Housing & Wood Technology Center: Design of allowable stress level for wooden framed houses, 2017. 3 (in Japanese)
日本住宅・木材技術センター: 木造軸組工法住宅の許容応力度設計, 2017. 3
- 11) Nakatani, M. and Komatsu, K.: Mechanism of Pull-out Performance in Lagscrewbolted Timber Joints III: Development of a Theory of Pull-Out Properties Perpendicular to the Grain, The Japan Wood Research Society, Vol. 52, No. 3, pp. 160-167, 2006. 5 (in Japanese)
中谷誠, 小松幸平: ラグスクリーボルトの引抜き性能発現機構(第3報): 繊維直交方向引抜き理論の構築, 木材学会誌, 第52巻, 第3号, pp. 160-167, 2006. 5
- 12) Architectural Institute of Japan: Design Manual for Engineered Timber Joints, 2009. 11 (in Japanese)
日本建築学会: 木質構造接合部設計マニュアル, 2009. 11
- 13) Japan Housing & Wood Technology Center: Evaluation Method and Structure Design Guide of Timber Frame Structure, 2016. 3 (in Japanese)
日本住宅・木材技術センター: 木造ラーメンの評価方法・構造設計の手引き, 2016. 3

付録 A 各関係式のまとめ

1) 文献 8) のラグスクリーによる集成材の割裂破壊に対する終局耐力

割裂破壊による終局耐力 P_{aw1} は式(A1)より, 割裂破壊定数 C_r は式(A2)より求める。

$$P_{aw1} = (2/\sin\phi) \cdot C_r I_{tw} \sqrt{h_e / (1 - h_e/h)} \quad (A1)$$

$$C_r = 39.6r_0 - 4.44 \quad (A2)$$

ただし ϕ は集成材が荷重を受ける角度, I_{tw} は割裂が生じる集成材の材厚, h_e は加力側材縁から最も遠い接合具までの距離(本実験における接合部の場合, ラグスクリーの埋め込み有効長さ l_2 と等しい)であり, 使用する集成材の樹種がベイマツであることから, 基準比重 r_0 を 0.42 として, 割裂破壊定数 C_r の値には 12 N/mm^2 を用いる。

2) 文献 11) のラグスクリーの引抜剛性および降伏変位式

本論文ではラグスクリーが, 文献 11) のラグスクリーボルトと同等の引抜抵抗の性能を有しているものとみなし, 文献 11) の提案式を準用しラグスクリーの引抜剛性 K_l は式(A3)より求める。基本せん断剛性係数 Γ_{90} は実験値より求める値であるため実験値¹¹⁾を多項式近似し, 式(A4)に示す値とする。集成材の有効断面積 A_w およびラグスクリーの有効断面積 A_s は式(A5), (A6)¹²⁾より求める。

$$K_l = \begin{cases} \frac{\Gamma_{90} \pi d_l (E_0 A_w + E_s A_s) \sinh kl_1}{k (E_s A_s \cosh kl_1 + E_0 A_w)} & (E_0 A_w \leq E_s A_s) \\ \frac{\Gamma_{90} \pi d_l (E_0 A_w + E_s A_s) \sinh kl_1}{k (E_0 A_w \cosh kl_1 + E_s A_s)} & (E_s A_s \leq E_0 A_w) \end{cases} \quad (A3)$$

$$\Gamma_{90} = 4.86 \text{ (N/mm}^2) \quad (A4), \quad A_w = (4.0d_l)(nd_l) - \pi(0.5d_l)^2 \quad (A5)$$

$$A_s = \pi d_l^2 / 4 \quad (A6), \quad k = \{\Gamma_{90} \pi d_l (1/E_w A_w + 1/E_s A_s)\}^{1/2} \quad (A7)$$

$$n = 2.683 \exp\{3.591(l_2/h)\} \quad (A8)$$

ただし E_0 は集成材の弾性係数, E_s はラグスクリーの弾性係数, l_1 はラグスクリーのねじ部の長さ, l_2 はラグスクリーの埋め込み有効長さである。

ラグスクリーの引抜による降伏耐力 P_{yl} は設計用許容引抜耐力とし, 式(A9)⁸⁾より求める。

$$P_{yl} = (1/3) j K_d j K_m P_{ul} \quad (A9), \quad P_{ul} = 17.7r_0^{0.8} d_l \quad (A10)$$

$$j K_d = 2.0 \quad (A11), \quad j K_m = 1.0 \quad (A12)$$

ただし $j K_d$ は荷重継続期間影響係数, $j K_m$ は含水率影響係数, P_{ul} はラグスクリーの終局引抜耐力である。

ラグスクリーの引抜による降伏変位 $\delta_{y,l}$ は式(A13), 終局時変位 $\delta_{u,l}$ は式(A14)より求める。 P_{yl} および P_{ul} はラグスクリーによる集成材の割裂破壊も加味し, 式(A15)および式(A16)より求める。

$$\delta_{y,l} = P_{yl} / K_l \quad (A13), \quad \delta_{u,l} = P_{ul} / K_l \quad (A14)$$

$$P_{yl} = \min(P_{yl}, P_{aw1}) \quad (A15), \quad P_{ul} = \min(P_{ul}, P_{aw1}) \quad (A16)$$

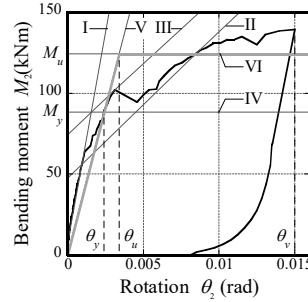


Fig. B1 Bilinear replacement of the specimen MS360

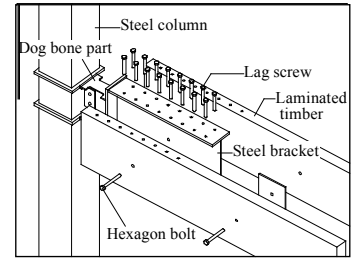


Fig. C1 Composition of the proposed connection

ただし P_{aw1} はラグスクリーによる集成材の割裂破壊の終局耐力である。

3) 文献 8) のラグスクリーのせん断剛性および降伏変位式

ラグスクリーのせん断剛性 K_s は式(A17)より求める。

$$K_s = 4\Phi \lambda^3 (EI)_s \tanh \lambda l_2 \quad (A17)$$

$$\Phi = (1+rq)/(1+r^2) \quad (A18), \quad r = \cos \lambda l_2 / \cosh \lambda l_2 \quad (A19)$$

$$q = \sin \lambda l_2 / \sinh \lambda l_2 \quad (A20), \quad \lambda = [kd / \{4(EI)_s\}]^{1/4} \quad (A21)$$

$$k_0 = E_0 / (31.6 + 10.9d) \quad (A22), \quad k_{90} = k_0 / 3.4 \quad (A23)$$

ただし k は集成材のめり込み剛性であり繊維方向加力の場合は k_0 を繊維直交方向加力の場合は k_{90} を用いる。 $(EI)_s$ はラグスクリーの曲げ剛性, E_0 は集成材の弾性係数である。

また, ラグスクリーの降伏せん断耐力 P_{ys} は式(A24), 終局せん断耐力 P_{us} は式(A25)より求める。

$$P_{ys} = CF_e d l_2 \quad (A24)$$

$$P_{us} = r_u P_{ys} \quad (A25)$$

ただし C は接合形式とその破壊形式等によって定まる接合形式係数, F_e は集成材の基準支圧強度である。 r_u は終局強度比⁸⁾であり, その値を 1.1 とする。

従って, ラグスクリーのせん断による降伏変位 $\delta_{y,ls}$ は式(A26), 終局時変位 $\delta_{u,ls}$ は式(A27)より求める。

$$\delta_{y,ls} = P_{ys} / K_s \quad (A26)$$

$$\delta_{u,ls} = P_{us} / K_s \quad (A27)$$

4) 文献 8) による六角ボルトのめり込み剛性式

六角ボルトのせん断剛性 K_{js} は式(A28)より求める。

$$K_{js} = 1/(L_l/2 + H) \quad (A28), \quad L_l = \frac{\lambda_1}{S_1} \frac{\cosh(\lambda_1 a) + \cos(\lambda_1 a)}{\sinh(\lambda_1 a) + \sin(\lambda_1 a)} \quad (A29)$$

$$H = l_l / (S_1 \sinh \lambda_1 a + S_2 \sin \lambda_1 a) \quad (A30), \quad \lambda_1 = (S_1 / 4E_{js} I_{js})^{1/4} \quad (A31)$$

$$S_1 = kd_b \quad (A32), \quad k = \begin{cases} k_0 = E_0 / (31.6 + 10.9d_b) & \text{(繊維方向)} \\ k_{90} = k_0 / 3.4 & \text{(繊維直交方向)} \end{cases} \quad (A33)$$

ただし E_{js} は六角ボルトのヤング率, I_{js} は六角ボルトの断面二次モーメント, a は主材厚, b は側材厚, S_1 は主材の六角ボルトの単位長さ当たりのめり込み剛性, d_b はボルトの直径, k は集成材のめり込み剛性である。

また, 六角ボルトの降伏せん断耐力 $P_{y,he}$ は式(A34), 終局せん断耐力 $P_{u,he}$ は式(A35)より求める。

$$P_{y,he} = CF_e d_b l_b \quad (A34)$$

$$P_{u,he} = r_u P_{y,he} \quad (A35)$$

ただし C は接合形式とその破壊形式等によって定まる接合形式係数, F_e は集成材の基準支圧強度, d_b は六角ボルトの直径, l_b は六角ボルトと集成材の接触長さである。 r_u は終局強度比⁸⁾であり, 繊維方向に対する値を 1.0, 繊維直交方向に対する値を 1.1 とする。

従って, 六角ボルトのせん断による降伏変位 $\delta_{y,he}$ は式(A36), 終局時変位 $\delta_{u,he}$ は式(A37)より求める。

$$\delta_{y,he} = P_{y,he} / K_{js} \quad (A36)$$

$$\delta_{u,he} = P_{u,he} / K_{js} \quad (A37)$$

5) 文献 13) の繊維方向に対する集成材の面圧剛性式

集成材の繊維方向めり込み合力 ΣN は式(A38)より求める。

$$\Sigma N = (1/2) x_p^2 b_1 k_{0c} \theta \quad (A38), \quad k_{0c} = E_0 / (31.6 + 10.9x_p/2) \quad (A39)$$

ただし k_{0c} は繊維方向に対する集成材の面圧剛性, b_1 は繊維方向の集成材の鋼材に対するめりこみ幅, x_p は集成材の接触長さである。

付録 B 完全弾塑性モデルへの置換方法⁸⁾

Fig. B1 に試験体 MS360(1 体目)の完全弾塑性モデルへの置換を示す。以下の手順で実験結果等の履歴を完全弾塑性モデルに置換する。包絡線上

の $0.1M_{max}$ と $0.4M_{max}$ を結ぶ第 I 直線および $0.4M_{max}$ と $0.9M_{max}$ を結ぶ第 II 直線を引く。包絡線に接するまで第 II 直線を平行移動し、これを第 III 直線とする。第 I 直線と第 III 直線との交点の曲げモーメントを降伏曲げモーメント M_y とし、この点から x 軸に平行に第 IV 直線を引いたときの包絡線との交点における回転角を θ とする。原点と (θ, M_y) を結ぶ直線を第 V 直線とし、その勾配を初期剛性 K と定める。木鋼接合部の回転剛性 K_w は試験体 3 体の初期剛性 K の平均値として評価する。耐力が $0.8M_{max}$ まで低下したときの回転角を終局回転角 θ_u とする。包絡線と x 軸および $x = \theta_u$ で囲まれる面積を S とし、第 V 直線と x 軸と $x = \theta_u$ および x 軸に平行な直線で囲まれる台形面積が S と等しくなるように x 軸に平行な第 VI 直線を引く。第 V 直線と第 VI 直線の交点を終局曲げモーメント M_u および終局到達時回転角 θ_u とする。

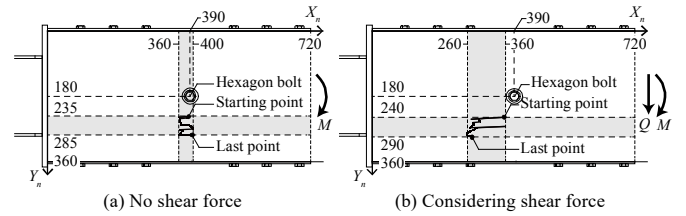


Fig. D1 Orbit of the center of rotation (Method 1)

付録 C 設計目標を達成するための接合部の仕様

Fig. C1 に提案接合部の構成を示す。接合部は鋼材ブラケットの H 形鋼ウェブを 2 本の集成材で挟み込む形式で、2 本の集成材は一定間隔ごとに六角ボルトで接合される。木鋼接合部においては、集成材外形を製作済みの鋼材部に併せて加工し、フランジ・ウェブともに隙間の無いよう組み合わせる。

提案接合部は、既往の接合部⁹⁾において木鋼接合部に局所的な塑性化が確認されたことから木鋼接合部のラグスクリューを両側打込みとする接合形式を提案し、木鋼接合部が完全に弾性範囲で機能することを目指す。これを實現するための接合部の主な仕様を以下に示す。

ドッグボーン部(塑性化部)の設計としては Table 1 に示すドッグボーン部全塑性曲げモーメント M_p が木鋼接合部降伏曲げ耐力 M_y の 6 割以下となるように、断面寸法を設定する。その他の規定として、ドッグボーン部せいは集成材せいの 0.6-0.8 を目安とする。鋼材と集成材のラップ長さ L は文献 6) より集成材せい h の 2 倍程度以上確保し、ラグスクリューを両側フランジから締込む接合形式とする。ラグスクリューの打込み間隔は文献 8) を参照して決定する。製作工程でラグスクリュー締込み前に鋼材と集成材間には隙隙が生じないように集成材を精度よく加工する。実際の建物に適用する際には、横補剛のための火打梁を設ける。

付録 D 中立軸位置の変遷とその影響

Fig. D1 に木鋼接合部の評価手法 1 における回転中心の軌道を示す。中立軸位置 X_n はせん断力非考慮時において 360 mm から 400 mm 付近に、せん断力考慮時において 260 mm から 360 mm 付近に存在し、中立軸位置 Y_n はせん断力非考慮時において 235 mm から 285 mm 付近に、せん断力考慮時において 240 mm から 290 mm 付近に存在していた。

実験結果の曲げモーメントの計測誤差としてはせん断力を考慮した中立軸位置で最もラップ中心からずれている X_n の値は 260 mm であった。その場合は曲げモーメントの計算の際に $X_n = 360$ mm としたときに対して 7.3 % (= (360-260)/1360) 程度の誤差が生じると考えられる。

同図に示すように、回転中心は六角ボルト位置から大きくはずれておらず、六角ボルトとボルト孔の間にクリアランスがあることを考慮すると、六角ボルトの支圧抵抗は殆ど影響しないと考えられる。抵抗機構が同様な手法 2 における六角ボルトのせん断抵抗力 $\Delta P_{he,x}/\Delta\theta$ 、 $\Delta P_{he,y}/\Delta\theta$ 、ラグスクリューの引抜抵抗力 $\Delta P_{t,u}/\Delta\theta$ 、ラグスクリューのせん断抵抗力 $\Delta P_{t,s}/\Delta\theta$ 、上端鋼材フランジに対する集成材のめり込み抵抗力 $\Delta P_{e,y,u}/\Delta\theta$ は次に示す値となっていた。

$$\Delta P_{he,x}/\Delta\theta = 4.83 \times 10^3 \text{ (kN/rad)}$$

$$\Delta P_{he,y}/\Delta\theta = 1.80 \times 10^2 \text{ (kN/rad)}$$

$$\Delta P_{t,u}/\Delta\theta = 1.76 \times 10^5 \text{ (kN/rad)}$$

$$\Delta P_{t,s}/\Delta\theta = 3.58 \times 10^5 \text{ (kN/rad)}$$

$$\Delta P_{e,y,u}/\Delta\theta = 1.77 \times 10^5 \text{ (kN/rad)}$$

これらの値から、六角ボルトのせん断抵抗力は両方向ともに主要な抵抗力に対して 3 % 以下となっており、六角ボルトのせん断抵抗力が回転剛性および曲げ耐力に与える影響は微小であると考えられる。

DEFORMATION CAPACITY OF DOG BONE TIMBER-STEEL HYBRID CONNECTIONS WITH BOTH SIDE FLANGES FIXED BY LAG SCREWS

Ryo SAITO^{*1}, *Hiroaki HARADA*^{*2}, *Yuki TERAZAWA*^{*3}, *Yoshihiro YAMAZAKI*^{*4},
Kenichi HAYASHI^{*5}, *Hiroyasu SAKATA*^{*6} and *Toru TAKEUCHI*^{*6}

^{*1} Former Grad. Student, Tokyo Institute of Technology, M.Eng.

^{*2} NIKKEN SEKKEL, Dr.Eng.

^{*3} Assist. Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

^{*4} Senior Research Engineer, Building Research Institute, Dr.Eng.

^{*5} Nippon Steel Engineering Co., Ltd., M.Eng.

^{*6} Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

It is difficult to construct a rigid frame structure without seismic walls and bracing because of the difficulty in ensuring the strength and rigidity of the joints. In the previous paper, dog bone timber-steel hybrid connections, which consist of a dog bone part and a timber-steel hybrid connection that transfers the bending moment of the laminated timber beam to the steel, is proposed. The proposed connection has enabled the realization of a structure with sufficient strength, stiffness and toughness, but the deformation capacity of the connection has not been studied for another cross-sectional dimensions. In this study, based on the previous evaluation equations, an analytical method to derive the history of the M-q relationship by increasing the angle q of the core of the laminated wood to the H-shaped steel of the wood-steel joint, taking the shear force and a single neutral axis calculation were performed to obtain the rotational stiffness Kw, the yielding bending moment My, and the ultimate bending moment Mu of the timber-steel hybrid connection. The validity of the shear force evaluation method and the effect of shear force on the hysteresis properties of the timber-steel hybrid connection are discussed. Four different test specimens (MD600, MD360, CD360 and MS360) are fabricated for the proposed connection with both flanges fixed by lag screws to increase the stiffness and strength of the wood-steel joints. The MD600 is 600 mm height of glued wood and has two bodies with monotonic loading, and the MD360 is 360 mm height of glued wood and has two bodies with monotonic loading. The CD360 is 360 mm height of glued wood and has three bodies with cyclic loading. The MS360 is strength tests of timber-steel hybrid connections, which is 360 mm height in glued wood and has three bodies with monotonic loading. From the joint bending tests, the hysteresis properties and plastic deformation capacity of the proposed connections with dog bone are verified, while the stiffness and holding strength of the timber-steel hybrid connection are verified. As results, the following conclusions are obtained:

- 1) In the joint bending tests, it was confirmed that the dog-bone part plasticized while wood part is in elastic range for all the test specimens with dog-bones (MD600, MD360, CD360), and that the dog-bone portion was stable and had an excellent plastic deformation capacity exceeding the plasticity ratio of 5. In the MS360 test case, the strength of the wood joint was superior to that of the dog-bone in both stiffness and flexural strength.
- 2) A new evaluation method that takes into account the shear forces on the wooden joints is proposed and it is confirmed that the proposed method can roughly reproduce the hysteresis properties of the joints. It was confirmed that the proposed method was able to simulate the historical properties of the joints in general, although the effect of shear forces was not so great and the flexural strength of the joints could be reduced by shear forces.

(2020年12月7日原稿受理, 2021年4月21日採用決定)