

ドッグボーン付き木鋼ハイブリッド柱梁接合部の弾塑性繰返し変形性能

CYCLIC ELASTO-PLASTIC DEFORMATION CAPACITY OF DOG BONE
TIMBER-STEEL HYBRID CONNECTIONS原田 公明^{*1}, 斉藤 瞭^{*2}, 中島 舜^{*3}, 山崎 義弘^{*4},
寺澤 友貴^{*5}, 林 賢一^{*6}, 坂田 弘安^{*7}, 竹内 徹^{*7}*Hiroaki HARADA, Ryo SAITO, Shun NAKAJIMA,
Yoshihiro YAMAZAKI, Yuki TERAZAWA, Kenichi HAYASHI,
Hiroyasu SAKATA and Toru TAKEUCHI*

In order to create a timber-based frame without the need for walls and braces, the authors have proposed and researched a moment frame that uses steel materials for columns, and timber materials for beams, as well as the its joining method. Here, we propose timber-steel hybrid joint with a steel dog bone to achieve stable energy absorption. The mechanical properties were determined by cyclic loading tests using test specimens at a 1:2 scale. Experimental and theoretical values of rotational stiffness and strength of the joints obtained from testing were compared in order to propose an appropriate numerical model.

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

近年, 木材の環境配慮や意匠性, また国の木質構造利用促進のための法律の整備や支援により, 低層の非住宅建築物への木質系材料の利用が推し進められている。しかしながら, 他の構造材料と比べて, 木質系構造は接合部の剛性や耐力の確保が難しい。特に重層建物を純木造で設計する場合, 金物を用いた接合方法は半剛接合となるため, 剛接骨組と同様な曲げ系の水平抵抗機構は期待できず, 結果として耐震壁や筋交いなど追加の耐震要素が必要となる。この課題を解決するために木質系材料と鋼材を組み合わせたハイブリッド構造(以下, 木鋼ハイブリッド構造と呼ぶ)の研究開発が精力的に行われている^{1)~5)}。一例として建築物の構成部分ごとに木質系材料と異種材料を使い分け, 鋼材の柱梁フレームで水平力に抵抗させるとともに剛性・耐力を確保し, 木質系材料は鉛直力のみを支持する部材として使用する方法などが挙げられる。宮本ら⁶⁾は大型建造物の2方向ラーメン接合形式にH形鋼の接合方法の提案を行っている。野中ら⁷⁾は木材の接合部にH形鋼を一体化させた片持ち梁について実験により曲げ耐力を確認している。曾田ら⁸⁾は有孔軽量H形鋼を用いた接合方法を提案し, 載荷実験によりその有効性を検証している。一方, 柱に鋼材, 梁に木質系材料を用いて剛性・耐力の高い柱梁接合部を構成し, プレースや壁の不要なモーメントフレームを実現する試みも始まっている。著者ら⁹⁾は, 集成材とT形およびH形

断面を有する鋼材を接合具で一体化させる形式をとった接合部の曲げ試験を行い, 接合部の耐力と回転剛性, 破壊に至るまでのメカニズムを把握し, 中大規模の木造単層格子ラチスシェルの屋根架構へ適用できる接合部の提案を行っている。提案した接合部の中には木部材に対し高い接合部効率が確認されたものもある。この研究に続いて著者ら¹⁰⁾は柱に鋼材, 梁に木質材を用いたモーメントフレームに, 提案した接合部を適用した研究を行っている。集成材と形鋼をラグスクリューボルトによって連結したモーメント抵抗型接合部を提案するとともに, その接合部を用いて, 正負交番繰返し実験と力学的挙動に関する研究を行っている。この実験を主体とした研究においては, 木鋼ハイブリッド接合部を用いることで, 高い接合効率を発揮できることが確認できた。しかしながら終局状態における破壊性状は, 木質材料の脆性的な破壊性状に大きく影響され, 全ての接合形式において靱性のある接合方法ではないことも確認された。このように終局状態においてより安定した履歴特性を持つ靱性のある接合形式の実現することが課題となっていた。

そこで本研究では, 前論文¹⁰⁾の集成材とH形鋼をラグスクリューボルトによって連結させた木鋼ハイブリッド接合部に先行降伏する鋼材ドッグボーン部を付加した靱性型接合部を提案し, その特性を実験的に検証する。同接合部は, 梁端のドッグボーン部を早期に曲げ降伏させることで, 木鋼ハイブリッド部の木材の損傷を回避し, 梁端

^{*1} (株)日建設計 修士(工学)^{*2} 東京工業大学建築学系 大学院生^{*3} (株)日本設計 修士(工学)^{*4} 国立研究開発法人建築研究所 主任研究員・博士(工学)^{*5} 東京工業大学建築学系 助教・博士(工学)^{*6} 日鉄エンジニアリング(株) 修士(工学)^{*7} 東京工業大学建築学系 教授・博士(工学)

NIKKEN SEKKEI, M.Eng.

Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology

NIHON SEKKEI, M.Eng.

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

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

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

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

部で鉄骨造の剛接合骨組と同程度の地震エネルギー吸収性能を発揮させることを期待する。

本構造形式は学校や事務所など中低層建物を対象としており、梁・床を木質材料、柱を鋼材で構成する。具体的な架構イメージおよび接合部の構成を Fig. 1 (a), (b)にそれぞれ示す。

本接合形式は、集成材梁と鋼材のブラケットが連結された木鋼ハイブリッド接合部と地震時に降伏しエネルギー吸収を担うドッグボーン部で構成される。木鋼ハイブリッド接合部はラグスクリーウの引抜およびせん断、集成材のめり込みによる支圧、六角ボルトのめり込み支圧により曲げモーメントを伝達する。提案した接合形式においてラグスクリーウは上側からのみ打ち込む。また、初期剛性を確保するため木鋼接合部下端にクサビを打ち込み、めり込みや割裂の拡大を防止する。

はじめに 1/2 スケールの部分試験体を用いて、提案接合部の繰返し載荷実験を行い、その力学的特性や繰返し変形性能を把握する。次に得られた接合部の回転剛性や耐力の実験値と理論値を比較し適切な数値モデルを構築する。最後に用いて 3 層建物の性能検証も行う。

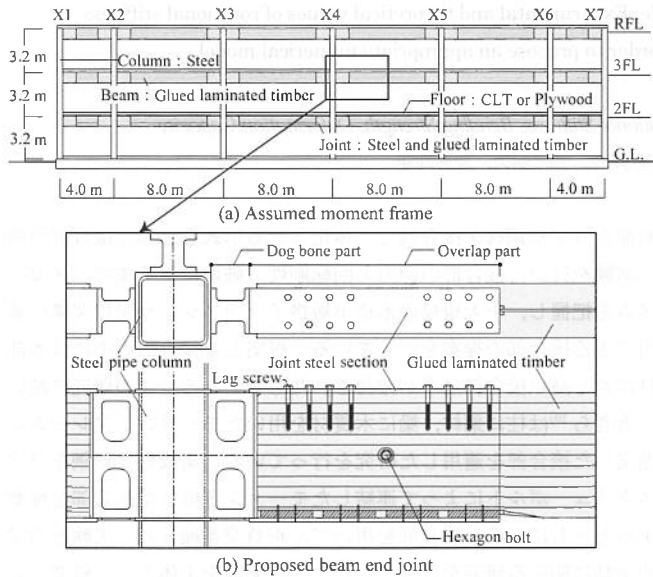


Fig. 1 Proposed timber-steel hybrid structure and joints

2. 各接合部の回転剛性・耐力評価

実験に先立ち、1 章で提案した接合部の回転剛性、降伏曲げモーメントおよび終局曲げモーメント等の評価を行う。

2.1. 木鋼ハイブリッド接合部の回転剛性・耐力評価式

鋼材と木材が連結された木鋼ハイブリッド接合部つまりラップ部分はラグスクリーウの引抜、せん断、集成材のめり込みによって曲げモーメントに対して抵抗する。それぞれ Fig. 2, Fig. 3 に示す正曲げ、負曲げモーメント M が作用し回転角 θ が生じるときの抵抗機構を想定する。接合部内で繊維直交方向および繊維方向に発生する各抵抗力のつり合いから中立軸位置を求めることで回転剛性 K_w 、降伏曲げモーメント M_f 、終局モーメント M_u を算出する⁹⁾。適用条件として $L \geq X_n$, $h \geq Y_n$ とする。

木鋼ハイブリッド接合部の回転剛性・耐力評価式を以下に示す。

(1) 正方向曲げモーメントに対する回転剛性および曲げ耐力

面外正方向の曲げモーメントに対する抵抗機構を Fig. 2 に示す。

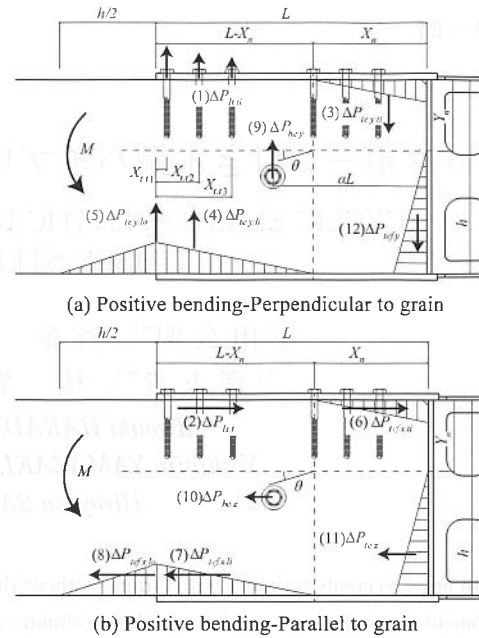


Fig. 2 Resistance mechanism against positive bending

$$\Delta P_{h,ti} = \sum_i K_i n_{ti} \Delta \theta (L - X_n - X_{ti}) \quad (1), \quad \Delta P_{ls,t} = K_s n_{st} \Delta \theta Y_n \quad (2)$$

$$\Delta P_{tc,y,ti} = \frac{1}{2} E_{90} \frac{\Delta \theta b X_n^2}{h} \quad (3), \quad \Delta P_{tc,y,ti} = \frac{1}{2} E_{90} \frac{\Delta \theta b (L - X_n)^2}{h} \quad (4)$$

$$\Delta P_{tc,y,ti} = \frac{1}{2} E_{90} \frac{\Delta \theta b h (L - X_n)}{2h} \quad (5), \quad \Delta P_{tc,y,ti} = \Delta P_{tc,y,ti} \mu \quad (6)$$

$$\Delta P_{tc,y,ti} = \Delta P_{tc,y,ti} \mu \quad (7), \quad \Delta P_{tc,y,ti} = \Delta P_{tc,y,ti} \mu \quad (8)$$

$$\Delta P_{tc,y,ti} = K_{js,p} \Delta \theta (\alpha L - X_n) \quad (9), \quad \Delta P_{tc,y,ti} = K_{js,p} \Delta \theta \left(\frac{h}{2} - Y_n \right) \quad (10)$$

$$\Delta P_{tc,y,ti} = \frac{1}{2} (h - Y_n)^2 b k_{0c} \Delta \theta \quad (11), \quad \Delta P_{tc,y,ti} = \Delta P_{tc,y,ti} \mu \quad (12)$$

抵抗機構を構成する抵抗力を下記に示す。

ここで、 $\Delta P_{h,ti}$ (1)はラグスクリーウの引抜力の総和、 $\Delta P_{ls,t}$ (2)はラグスクリーウのせん断抵抗力、 $\Delta P_{tc,y,ti}$ (3)は梁上端の集成材のめりこみ抵抗力、 $\Delta P_{tc,y,ti}$ (4)は梁下端の集成材のめりこみ抵抗力、 $\Delta P_{tc,y,ti}$ (5)は梁下端への余長によるめりこみ抵抗力、 $\Delta P_{tc,y,ti}$ (6)、 $\Delta P_{tc,y,ti}$ (7)、 $\Delta P_{tc,y,ti}$ (8)はそれぞれ式 $\Delta P_{tc,y,ti}$ (3)、 $\Delta P_{tc,y,ti}$ (4)、 $\Delta P_{tc,y,ti}$ (5)による摩擦抵抗力、 $\Delta P_{tc,y,ti}$ (9)は六角ボルトの繊維直交方向へのめりこみ抵抗力、 $\Delta P_{tc,y,ti}$ (10)は六角ボルトの繊維方向へのめりこみ抵抗力、 $\Delta P_{tc,y,ti}$ (11)は集成材繊維方向のスチフナに対するめりこみ抵抗力、 $\Delta P_{tc,y,ti}$ (12)は $\Delta P_{tc,y,ti}$ (11)による摩擦抵抗力であり、 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方向の中立軸までの距離、 X_{ti} はラップ部鉄骨終端部からそれぞれの引抜が生じるラグスクリーウまでの距離、 Y_n は集成材上端から繊維直交方向の中立軸までの距離、 h は集成材の梁せい、 b は集成材が鋼材フランジ内側面に接する幅の長さ、 E_0 および $E_{90}(=E_0/25)^{11)}$ は集成材の繊維方向および繊維直交方向の圧縮に対するヤング率、 K_i はラグスクリーウの引抜剛性(付録 A 式(A3))、 $K_{js,p}$ は繊維方向に対するラグスクリーウのせん断剛性(付録 A 式(A17))、 $K_{js,p}$ 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こみ剛性(付録 A 式(A27))、 n_{ti} は位置 X_{ti} における引抜が生じるラグスクリーウの本数、 n_{st} は上端のラグスクリーウの本数、 α はラップ長さ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 は動摩擦係数で文献 12)より 0.2 とし, k_{0c} は繊維方向に対する集成材の面圧剛性(付録 A 式(A34))である。余長長さ $h/2$ は既往の実験¹³⁾を参考とし設定した。

これらの抵抗力諸元のうち, 未知数は中立軸位置の座標 X_n, Y_n である。これらを求めるために繊維直交方向および繊維方向の力のつり合いより中立軸位置を変数とする連立方程式を構成する。この連立方程式を解く際に収斂計算を用い X_n, Y_n を求める。

$$\Delta P_{lt,lt} + \Delta P_{lc,y,lt} + \Delta P_{lc,y,lt} + \Delta P_{lc,y} = \Delta P_{lc,y,lt} + \Delta P_{lc,y} \quad (13)$$

$$\Delta P_{lc,y,lt} + \Delta P_{lc,y,lt} + \Delta P_{lc,y} + \Delta P_{lc,y} = \Delta P_{lt,lt} + \Delta P_{lc,y,lt} \quad (14)$$

なお, 上式は純曲げに対する耐力評価式であり, せん断力の影響は圧縮フランジで伝達されるため小さいものとし, これを無視する。正方向曲げに対するラップ部の回転剛性は, 式(13), (14)より算定された X_n, Y_n より求める。繊維直交方向に起因する回転剛性 $K_{\theta,y}$ は, 繊維直交方向の抵抗力による曲げモーメントを求めて回転量 $\Delta\theta$ で除することで, 式(15)より求まる。繊維方向の回転剛性 $K_{\theta,p}$ は式(16)より求まる。木鋼接合部の回転剛性 K_w は $K_{\theta,y}$ と $K_{\theta,p}$ の和として式(17)より計算する。

$$K_{\theta,y} = \left\{ \begin{aligned} &\Delta P_{lt,lt} (L - X_n - X_{lt,lt}) + \Delta P_{lc,y,lt} \frac{2}{3} (L - X_n) \\ &+ \Delta P_{lc,y} X_n + \Delta P_{lc,y,lt} \frac{2}{3} X_n \\ &+ \Delta P_{lc,y,lt} (L - X_n) + \Delta P_{lc,y} (\alpha L - X_n) \end{aligned} \right\} / \Delta\theta \quad (15)$$

$$K_{\theta,p} = \left\{ \begin{aligned} &\Delta P_{lc,x} \frac{2}{3} (h - Y_n) + \Delta P_{lc,x,lt} Y_n \\ &+ \Delta P_{lc,x,lt} (h - Y_n) + \Delta P_{lc,x,lt} (h - Y_n) \\ &+ \Delta P_{lc,x} Y_n + \Delta P_{lc,x} \left(\frac{h}{2} - Y_n \right) \end{aligned} \right\} / \Delta\theta \quad (16)$$

$$K_w = K_{\theta,y} + K_{\theta,p} \quad (17)$$

ラップ部分の降伏曲げモーメント M_y はラグスクリューの引抜による降伏, せん断による降伏および集成材のめり込み降伏で決まるとし, 降伏曲げモーメント M_y と降伏回転角 θ_y は下記の式により求める。

$$M_y = K_w \theta_y \quad (18), \quad \theta_y = \min(\theta_{y,lt}, \theta_{y,lt}, \theta_{y,lt}, \theta_{y,lt}) \quad (19)$$

$$\theta_{y,lt} = \frac{\delta_{y,lt}}{X_n - \min(X_{lt,lt})} \quad (20), \quad \theta_{y,lt} = \frac{\delta_{y,lt}}{Y_n} \quad (21)$$

$$\theta_{y,lt} = \frac{\varepsilon_y h}{L - X_n} \quad (22), \quad \theta_{y,lt} = \frac{\varepsilon_y h}{X_n} \quad (23)$$

ここで, $\delta_{y,lt}$ はラグスクリューの引抜による降伏時変位, $\delta_{y,lt}$ はラグスクリューのせん断による降伏時変位, ε_y は集成材のめり込み降伏時ひずみで, ε_y は別途実施した実験¹³⁾を参照し 0.0063 とする。

終局モーメント M_u は同様に, ラグスクリューの引抜およびせん断によって決まるとして, 終局モーメント M_u と終局到達時回転角 θ_u を下記の式より求める。

$$M_u = K_w \theta_u \quad (24), \quad \theta_u = \min(\theta_{u,lt}, \theta_{u,lt}) \quad (25)$$

$$\theta_{u,lt} = \frac{\delta_{u,lt}}{X_n - \min(X_{lt,lt})} \quad (26), \quad \theta_{u,lt} = \frac{\delta_{u,lt}}{Y_n} \quad (27)$$

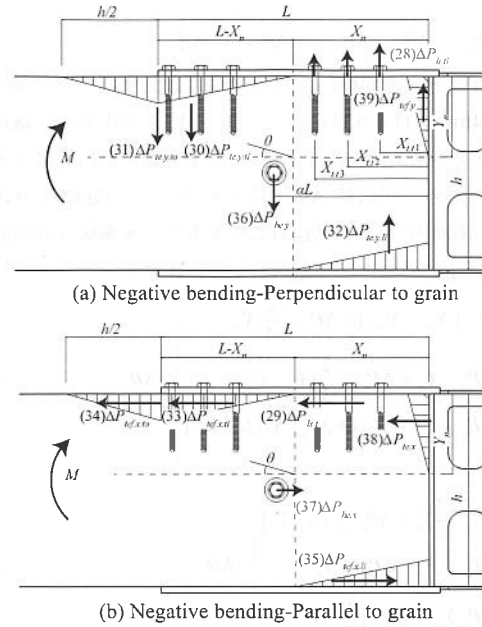


Fig. 3 Resistance mechanism against negative bending

ここで, $\delta_{y,lt}$ はラグスクリューの引抜による終局変位(A25), $\delta_{y,lt}$ はラグスクリューのせん断による終局変位(A26)である。

(2) 負方向曲げモーメントに対する回転剛性と曲げ耐力

面外負方向の曲げモーメントに対する抵抗機構を Fig. 3 に示す。抵抗機構を構成する抵抗力を下記に示す。

$$\Delta P_{lt,lt} = \sum_i K_{lt,lt} \Delta\theta (X_n - X_{lt,lt}) \quad (28), \quad \Delta P_{lt,lt} = K_{lt,lt} \Delta\theta Y_n \quad (29)$$

$$\Delta P_{lc,y,lt} = \frac{1}{2} E_{90} \frac{\Delta\theta b (L - X_n)^2}{h} \quad (30), \quad \Delta P_{lc,y,lt} = \frac{1}{2} E_{90} \frac{\Delta\theta b h (L - X_n)}{2h} \quad (31)$$

$$\Delta P_{lc,y,lt} = \frac{1}{2} E_{90} \frac{\Delta\theta b X_n^2}{h} \quad (32), \quad \Delta P_{lc,y,lt} = \Delta P_{lc,y,lt} \mu \quad (33)$$

$$\Delta P_{lc,y,lt} = \Delta P_{lc,y,lt} \mu \quad (34), \quad \Delta P_{lc,y,lt} = \Delta P_{lc,y,lt} \mu \quad (35)$$

$$\Delta P_{lc,y} = K_{js,v} \Delta\theta (\alpha L - X_n) \quad (36), \quad \Delta P_{lc,y} = K_{js,p} \Delta\theta \left(\frac{h}{2} - Y_n \right) \quad (37)$$

$$\Delta P_{lc,x} = \frac{1}{2} Y_n^2 b k_{0c} \Delta\theta \quad (38), \quad \Delta P_{lc,y} = \Delta P_{lc,x} \mu \quad (39)$$

ここで, $\Delta P_{lt,lt}$ (28)はラグスクリューの引抜力の総和, $\Delta P_{lt,lt}$ (29)はラグスクリューのせん断抵抗力, $\Delta P_{lc,y,lt}$ (30)は梁上端における集成材のめり込み抵抗力, $\Delta P_{lc,y,lt}$ (31)は梁上端におけるめり込みの余長による抵抗力, $\Delta P_{lc,y,lt}$ (32)は梁下端における集成材のめり込み抵抗力, $\Delta P_{lc,y,lt}$ (33), $\Delta P_{lc,y,lt}$ (34), $\Delta P_{lc,y,lt}$ (35)はそれぞれ $\Delta P_{lc,y,lt}$ (30), $\Delta P_{lc,y,lt}$ (31), $\Delta P_{lc,y,lt}$ (32)のめり込みに伴う摩擦抵抗力, $\Delta P_{lc,y}$ (36)は繊維直交方向への六角ボルトのめり込み抵抗力, $\Delta P_{lc,x}$ (37)は繊維方向への六角ボルトのめり込み抵抗力, $\Delta P_{lc,x}$ (38)はスチフナに対する繊維方向の面圧抵抗力, $\Delta P_{lc,y}$ (39)は $\Delta P_{lc,x}$ (38)に伴う摩擦抵抗力である。

正方向曲げの評価式と異なる抵抗力は, $\Delta P_{lt,lt}$ (28)ラグスクリューの引抜力, $\Delta P_{lc,y,lt}$ (30)梁上端の集成材のめり込み抵抗力, $\Delta P_{lc,y,lt}$ (32)梁下端の集成材のめり込み抵抗力, $\Delta P_{lc,x}$ (38)スチフナに対する繊維方向の面圧抵抗力であり, ほかは正方向曲げの評価式と同様である。

負方向曲げにおける繊維直交方向および繊維方向の力のつり合いの式を下記に示す。下式も正方向曲げの場合と同様, 純曲げのみを想定している。

$$\Delta P_{lt,lt} + \Delta P_{lc,y,lt} + \Delta P_{lc,y} = \Delta P_{lc,y,lt} + \Delta P_{lc,y,lt} + \Delta P_{lc,y} \quad (40)$$

$$\Delta P_{tcf,x,li} + \Delta P_{hc,x} = \Delta P_{ls,i} + \Delta P_{tcf,x,li} + \Delta P_{tcf,x,do} + \Delta P_{lc,x} \quad (41)$$

正方向曲げのときと同様に、負方向曲げに対するラップ部の回転剛性は、式(40)、(41)より算定された X_n 、 Y_n より求める。繊維直交方向に起因する回転剛性 $K_{\theta,v}$ は、繊維直交方向の抵抗力による曲げモーメントを求めて回転量 $\Delta\theta$ で除することで、式(42)より求まる。繊維方向の回転剛性 $K_{\theta,p}$ は式(43)より求まる。木鋼接合部の回転剛性 K_w は $K_{\theta,v}$ と $K_{\theta,p}$ の和として式(44)より計算する。

$$K_{\theta,v} = \left\{ \begin{array}{l} \Delta P_{tcf,i} (X_n - X_{t,li}) + \Delta P_{lc,y,li} \frac{2}{3} X_n \\ + \Delta P_{tcf,y} X_n + \Delta P_{lc,y,li} \frac{2}{3} (L - X_n) \\ + \Delta P_{lc,y,do} (L - X_n) + \Delta P_{hc,y} (\alpha L - X_n) \end{array} \right\} / \Delta\theta \quad (42)$$

$$K_{\theta,p} = \left\{ \begin{array}{l} \Delta P_{lc,x} \frac{2}{3} Y_n + \Delta P_{tcf,x,li} (h - Y_n) \\ + \Delta P_{tcf,x,li} Y_n + \Delta P_{tcf,x,do} Y_n \\ + \Delta P_{ls,i} Y_n + \Delta P_{hc,x} \left(\frac{h}{2} - Y_n \right) \end{array} \right\} / \Delta\theta \quad (43)$$

$$K_w = K_{\theta,v} + K_{\theta,p} \quad (44)$$

負方向曲げに対する降伏耐力および終局耐力は正曲げと同様に式(18)~(27)を用いて算出する。

2.2. ドッグボーン部の回転剛性評価

Fig. 4 にドッグボーン部の詳細図を示す。ドッグボーン部の回転剛性は、等曲げモーメントがかかった際の上下フランジの伸びおよび回転角から算出する。等曲げモーメントは降伏モーメント $M_y = 2\sigma_y A_y = 43.4 \text{ kNm}$ とし LY225 のヤング率は $2.10 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ を用いた。

(1) 全断面部

$$I_1 = 7.56 \times 10^7 \text{ mm}^4, Z_1 = 4.06 \times 10^5 \text{ mm}^3, \ell_1: \text{全断面部の長さ } 30 \text{ mm}$$

全断面部の長さは 15 mm ずつの和として 30 mm としている。降伏モーメントがドッグボーン部に作用した際の全断面部フランジに生じる応力 σ_1 、歪 ϵ_1 および伸び δ_1 を下記に示す。

$$\sigma_1 = \frac{M_y}{Z_1} = 107 \text{ N/mm}^2 \quad (45), \quad \epsilon_1 = \frac{\sigma_1}{E_s} = 5.09 \times 10^{-4} \quad (46)$$

$$\delta_1 = \epsilon_1 \ell_1 = 0.0153 \text{ mm} \quad (47)$$

(2) 欠損部

$$I_2 = 3.25 \times 10^7 \text{ mm}^4, Z_2 = 1.75 \times 10^5 \text{ mm}^3, \sigma_2 = 248 \text{ N/mm}^2, \epsilon_2 = 1.18 \times 10^{-3},$$

$$\delta_2 = 0.0945 \text{ mm}, h: \text{ドッグボーン部の梁せい } 372 \text{ mm}$$

ドッグボーン部降伏時の回転角 θ_y 、回転剛性 K_y を以下に示す。

$$\theta_y = \frac{(\delta_1 + \delta_2) \times 2}{h} = 5.90 \times 10^{-4} \text{ rad} \quad (48)$$

$$K_y = \frac{M_y}{\theta_y} = 7.36 \times 10^4 \text{ kNm/rad} \quad (49)$$

3. 接合部面外曲げ実験

木鋼柱梁接合部の 1/2 スケール試験体面外繰返し曲げ実験を実施し、面外方向の曲げに対する回転剛性、曲げ耐力および破壊形式を確認する。試験体の概要を Fig. 5 に、部材諸元を Table 1 に示す。

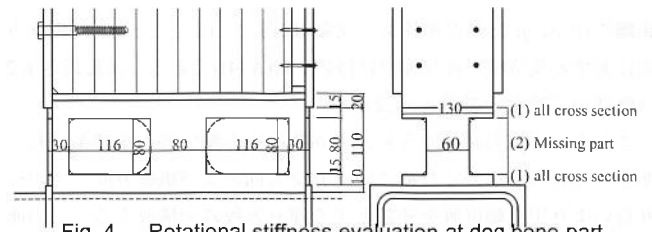


Fig. 4 Rotational stiffness evaluation at dog bone part

Table 1 Material specifications

Glued laminated timber	Tree species	Composition	Strength grade	Bending young's modulus E_m (kN/mm ²)	Flexural strength σ_b (N/mm ²)	Moisture content (%)	Specific gravity (%)
	Douglas fir	Symmetrical different grade	E105-F300	16.5	37.2	8.2	0.53
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 (%)
	Flange	SS400	2.05×10^5	298	453	0.27	29.8
	Diaphragm	SS400	1.99×10^5	358	439	0.19	25.2
	Column	STKR400	2.03×10^5	355	443	0.23	14.7
	Dog bone	LY225	2.10×10^5	248	318	0.12	49.5

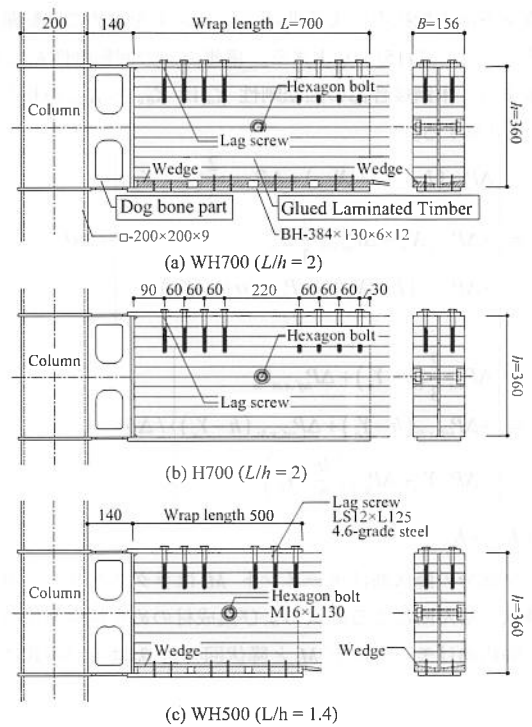


Fig. 5 Outline of test piece joints

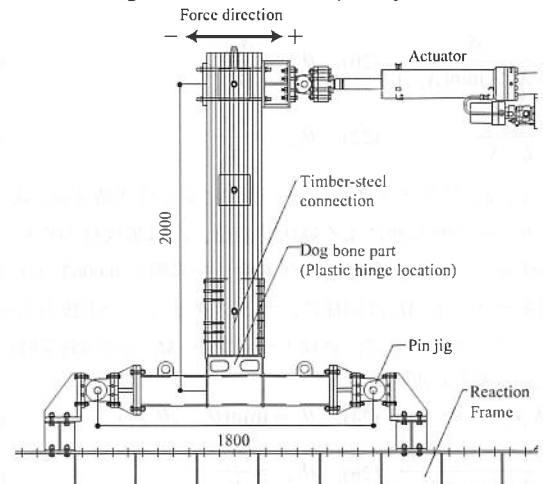
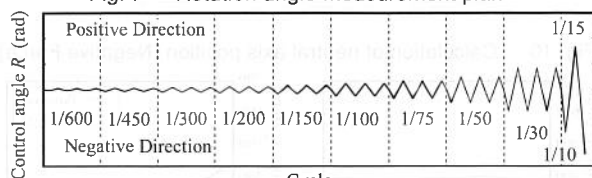
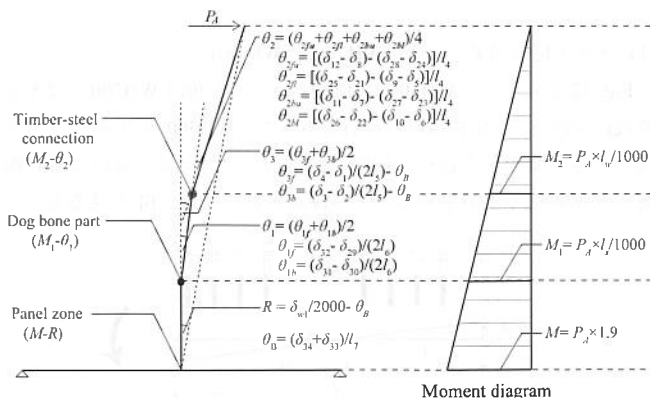


Fig. 6 Experiment setup



ドッグボーン部はフランジをドッグボーン形状に加工し、ウェブではせん断力を負担する中央部を避け、孔を空けた。木材と鋼材のブラケットをラップさせた木鋼接合部は、ラップ長とクサビの有無が回転剛性に与える影響を検討するため、試験体はラップ長 700 mm かつクサビのある WH700、ラップ長 700 mm でクサビのない H700、ラップ長 500 mm かつクサビのある WH500 の三種類とする。なお、ラップ長はおおよそ梁せいの 2 倍および 1.5 倍と設定した。Table 1 に示す集成材のヤング率、曲げ耐力、含水率および比重は平均値とする。集成材は対称異等級構成とし、樹種はベイマツ、等級は E105-F300 とし、各仕様について試験体は 3 体ずつとした。Fig. 6 に実験セットアップ図を示す。

3.1. 計測計画

Fig. 7 に回転角計測のダイアグラムを示す。同図の R (制御回転量)、 θ_1 (ドッグボーン回転量)、 θ_2 (接合部回転量)、 θ_3 (合計回転量)を計測した変位から求める。 θ_1 、 θ_3 は試験体の表側と裏側で変形角を求め、その平均値で評価する。 θ_2 は表側集成材と裏側集成材の平均回転角で評価するが、それぞれの表裏の回転量を求める際にそれぞれの梁の上端と下端で回転量を算出しその平均で表と裏の回転量を評価する。ロードセルによって読み込んだ荷重の値 P_A (kN)からドッグボーン部と接合部にかかる曲げモーメントを算出する。各回転角と各曲げモーメントを導出するための式は Fig. 7 に示す。導出に用いる変位番号と試験体寸法は付録 B に示す変位計測計画を参照する。

3.2. 載荷計画

実験は正負交番漸増繰り返し載荷とし、引き側（正曲げ）を正加力(+), 押し側（負曲げ）を負加力(-)とする。Fig. 8 に載荷履歴¹⁴⁾を示す。載荷は変形角 R による変位制御とし、梁の上端に水平力を加え、加力点の水平変位を加力点から試験体下端の距離で除したものを梁の見かけの変形角 R とする。最大荷重に達した後は、最大荷重の 80%に低下するか、または試験体の部材角 R が $-1/10$ rad に達した時点で加力終了とする。

3.3. 実験結果

Fig. 9 に各試験体の全体履歴($M-R$ 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)および試験体写真を示す。集

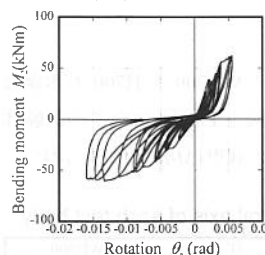
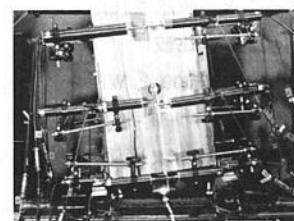
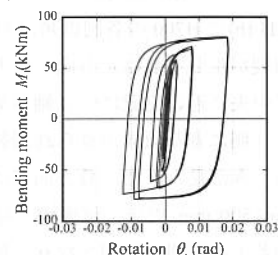
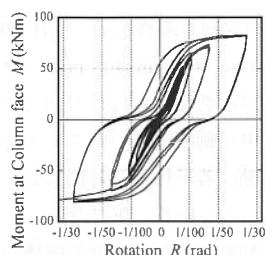
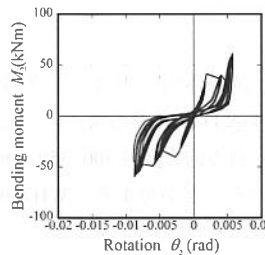
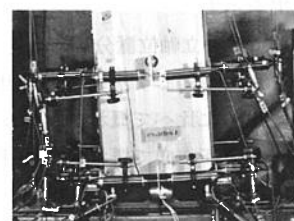
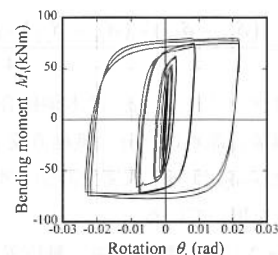
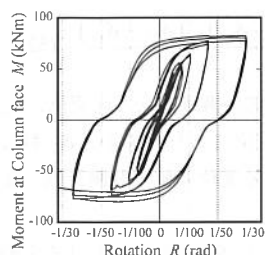
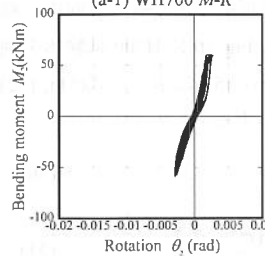
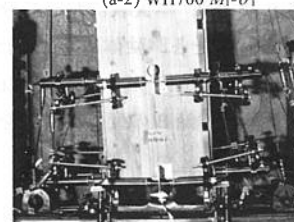
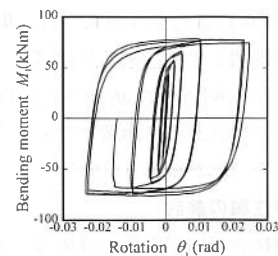
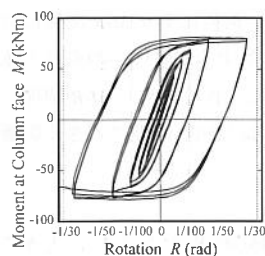


Fig. 9 Bending moment-rotation angle relationship of each part of each specimen and photo at the end of loading

成材に割裂が生じた試験体はあるものの、全ての試験体において、ドッグボーン部の塑性化が主体となり制御角 $1/30$ rad まで安定した履歴を示した。クサビを有する WH700 は木鋼接合部回転角 θ_2 が弾性範囲で、 $M-R$ 関係はバイリニア型の履歴となることを確認した。

H700 は θ_2 にばらつきが見られ、集成材の割裂により M - R 関係にスリップ性状が生じ、クサビのばらつきに対する安定性への寄与が確認された。WH500 は θ_2 がさらに負方向に大きく変形し M - R 関係のスリップ性状がより顕著となり、ラップ長が回転剛性に大きく影響を与えることが確認された。

3.4. 中立軸の検討

木鋼接合部回転剛性の評価は、中立軸位置 X_n および Y_n に大きく影響されるため、本実験において分析が可能である繊維方向中立軸位置 X_n の検討を各試験体に対して行う。Fig. 10 に H700 試験体を例示する。中立軸位置 X_n の導出を式(50)から(52)に示す。式(51), (52)の変位番号は付録 B の変位計計画を参照する。

$$X_n = L \cdot \frac{\delta_{n1}}{\delta_{n1} + \delta_{n2}} \quad (50)$$

$$\delta_{n1} = \frac{(\delta_{11} - \delta_7) + (\delta_{12} - \delta_8) - (\delta_9 - \delta_5) - (\delta_{10} - \delta_6)}{4} \quad (51)$$

$$\delta_{n2} = \frac{(\delta_{25} - \delta_{21}) + (\delta_{26} - \delta_{22}) - (\delta_{27} - \delta_{23}) - (\delta_{28} - \delta_{24})}{4} \quad (52)$$

L はラップ長さ、 δ_{n1} は木鋼接合部端部の繊維直交方向変位、 δ_{n2} は木鋼接合部木口部分の繊維直交方向変位であり、 δ_5 から δ_{12} および δ_{21} から δ_{28} はバネ式変位計から得られる変位の値で計測計画の変位番号を用いている。

Table 2 に各試験体の中立軸位置 X_n および同接合部における変動係数 CV を示す。

(a) WH700 の中立軸位置分析

WH700 ではあまり割裂が進行せず、試験体内でのばらつきは H700, WH500 に比べて概ね少なかった。Fig. 11 (a)に見るように、 X_n は初期を除き正方向で概ね 400 mm 程度、負方向で概ね 300~350 mm とラップ部中央に近い位置に留まっていることが分かる。WH700 では荷重中、ほとんど抵抗機構の変化はなかったと考えられる。

(b) H700 の中立軸位置分析

Fig. 11 (b)に H700 の各制御角における中立軸の遷移を示す。H700 では割裂が生じる前は正方向、負方向ともに 300 mm~400 mm のラップ部中央に近い位置に中立軸があったが割裂発生後は正方向で中立軸が柱側に寄る傾向が見られ割裂後の中立軸位置についても大きなばらつきが見られた、負方向では中立軸は若干柱と反対側に寄り 450 mm~500 mm 周辺に位置する結果になっている。下フランジと木材の若干の隙間が起因となり、加力後割裂が発生し、抵抗機構が変化することが確認された。

3.5. パラメータ比較

Fig. 12 に WH700 と WH500, Fig. 13 に WH700 と H700 の木鋼接合部(Overlap 部)の M_2 - θ_2 関係包絡線の比較を Fig. 14 に全ての試験体での全体の履歴(M - R 関係)と木鋼接合部の履歴(M - R 関係)を示す。

Table 2 Experimental values of neutral axis of each test body

		WH700		H700		WH500	
		Positive	Negative	Positive	Negative	Positive	Negative
Neutral axis position X_n (mm)	①	391	377	285	448	286	417
	②	247	273	290	419	294	364
	③	395	287	155	238	353	437
	Average	344	312	243	368	311	406
Variation coefficient CV (-)	①	0.026	0.304	0.461	0.110	0.422	0.106
	②	0.090	0.185	0.089	0.049	0.264	0.119
	③	0.461	0.072	2.259	0.985	0.232	0.137
	Overall calculation	0.179	0.299	0.925	0.454	0.321	0.144

(1) ラップ長の効果の比較 (WH700 と WH500)

Fig. 12 を見ると、WH500 の木鋼接合部回転角は WH700 の 2.5 倍程度(正方向)、6 倍程度(負方向)であった。WH500 の方が正負両方向に大きく変形しており、初期の段階からラップ長の違いにより顕著な回転剛性の差が生じることが確認された。Fig. 14 を見ると、

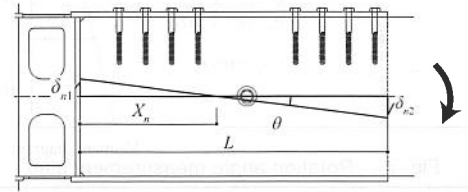


Fig. 10 Calculation of neutral axis position (Negative Force)

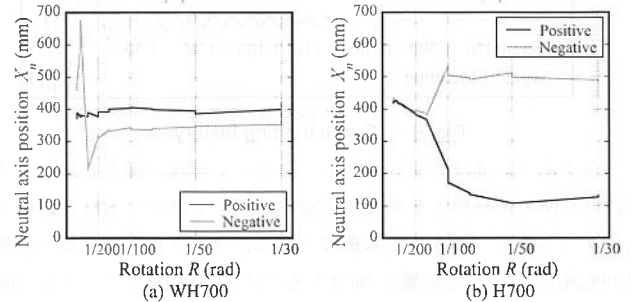


Fig. 11 Transition of neutral axis in WH700 and H700

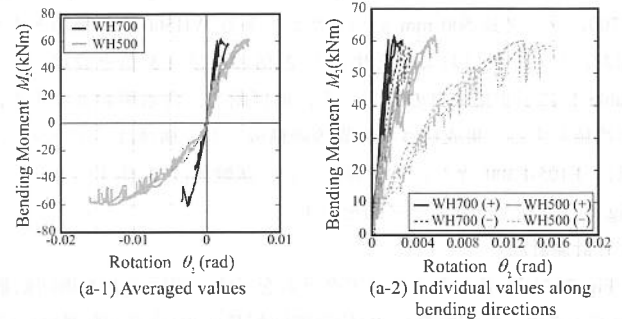


Fig. 12 M_2 - θ_2 envelope at overlap part (WH700 vs WH500)

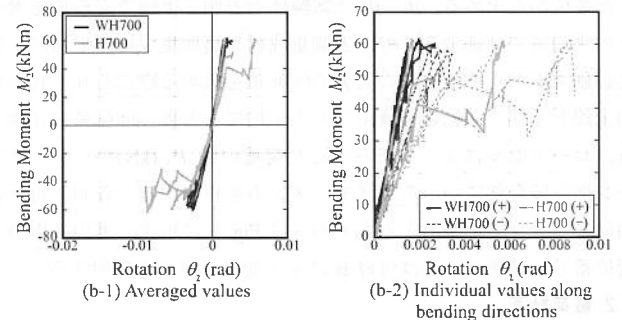


Fig. 13 M_2 - θ_2 envelope at overlap part (WH700 vs H700)

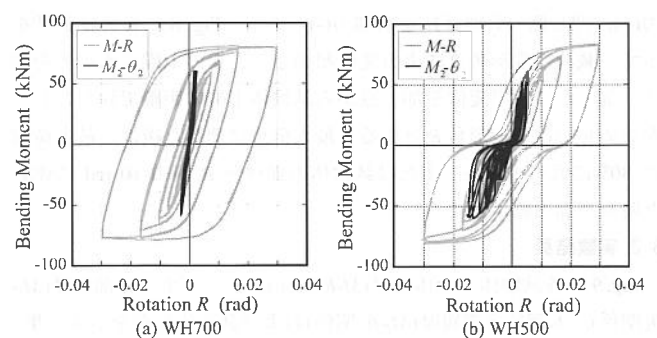


Fig. 14 M - R relationship · M_2 - θ_2 comparison

WH700 の最大部材角 R に対する木鋼接合部の最大回転角 θ の割合は 10 %, WH500 の R の最大値に対する θ の最大値の割合は正方向で 17 %, 負方向で 60 % であった。Fig. 14 より, M - R 関係は WH700 でバイリニア型の履歴になり, WH500 でスリップ性状を伴う履歴となった。実験結果よりラップ長さは梁せいの 2 倍程度確保した場合, 安定した履歴になることが確認できた。

(2) クサビの効果の比較 (WH700 と H700)

Fig. 13 を見ると, H700 の木鋼接合部回転角は WH700 の 1.6 倍程度(正方向), 2.4 倍程度(負方向)であった。H700 の包絡線の形状より H700 では一気に大きく割裂が生じたことが確認され, クサビを有する WH700 は少しずつ割裂が進行した。このことから, クサビが木鋼接合部の大きな割裂を防ぎ, バラツキの安定性に寄与することを確認した。

4. 木鋼ハイブリッド接合部の耐力および回転剛性の実験値と評価値の比較

Table 3 に 2 章で求めた最大耐力および回転剛性の評価値と実験値の比較を示す。変動係数 CV は木鋼接合部回転剛性の実験値のばらつきを表している。ドッグボーン部の降伏耐力は試験体ごとにはばらつきは見られたものの概ね評価値と一致している。ドッグボーン部最大耐力は評価値を 3 割程度上回り, 回転剛性は評価値よりもやや小さい。ドッグボーン部の耐力および回転剛性においてはパラメータごとの違いは見られなかった。木鋼接合部の回転剛性については WH500 の負方向の回転剛性が実験値よりも大きく評価しているが, 提案する木鋼接合部の回転剛性評価式は概ね妥当であると言える。WH700 に比べて H700 と WH500 の木鋼接合部は Table 3 の変動係数が大きく, ラップ長とクサビが回転剛性の安定性に寄与していることを確認した。

WH700 においては木鋼接合部の最大耐力評価値がドッグボーン部の実験値での最大耐力を上回っていた。実験結果も集成材はほぼ無損傷であり, 耐力評価式の妥当性が確認できる。

続いて繊維方向中立軸位置 X_n について評価式の計算結果と実験結果との比較検討を行う。Table 4 に実験値と評価値の比較を示す。実験結果では WH500 および H700 において割裂発生後に X 方

Table 3 Comparison of experimental and evaluation values of proof stress and rotational stiffness

Dog bone part		WH700	H700	WH500
Yield strength (kNm)	Evaluation value	43.4	43.4	43.4
	Experimental value	40.3	46.9	40.6
Ultimate strength (kNm)	Evaluation value	60.8	60.8	60.8
	Experimental value	78.4	79.8	78.7
Rotational stiffness $\times 10^4$ (kNm/rad)	Evaluation value	7.36	7.36	7.36
	Experimental value	6.02	6.31	6.17
Timber-steel connection		WH700	H700	WH500
Yield strength (kNm)	Evaluation value	75.4	47.5	75.4
	Experimental value	113	71.3	98.6
Ultimate strength (kNm)	Evaluation value	113	71.3	98.6
	Experimental value	2.42	1.40	2.42
Rotational stiffness $\times 10^4$ (kNm/rad)	Evaluation value	2.42	1.40	2.42
	Experimental value	3.70	2.25	2.74
Coefficient of variation CV (-)		0.109	0.053	0.303

Table 4 Comparison of experimental value and evaluation value of neutral axis position X_n

		WH700	H700		WH500	
			Before crack	After crack	Before crack	After crack
Experimental value (mm)	positive	around 400	300 ~ 400	-400 ~ 200	350 ~ 400	around 200
	negative	250 ~ 350	around 400	450 ~ 500	350 ~ 400	around 450
Evaluation value (mm)	positive	432	432		303	
	negative	308	308		251	

向中立軸位置が顕著に変化することが確認された。提案する評価式と実験結果の間には, 集成材の割裂前においては一定の対応が見られる。

5. 接合部剛性を考慮した例題建物の耐震性能

5.1. 部材モデルの構築

バイリニアに近い安定した履歴状況を示す試験体 WH700 を対象に, 2 章で提案した木鋼接合部の回転剛性評価式によるバネを用いた部材モデルの構築と実験の再現解析を行う。部材モデルはドッグボーン部およびラップ部を 2 つの非線形バネとして評価する 2 バネモデルと等価な 1 つのバネに置換した等価 1 バネモデルの 2 種である。モデル図を Fig. 15 に示す。

はじめに 2 バネモデルの妥当性を検証する。ドッグボーン部およびラップ部の材料非線形性は, 非線形回転バネとして表現する。梁部材端ドッグボーン部は弾塑性回転バネを梁部材端に, 木鋼接合部をモデル化した弾性バネを設定する。回転バネの剛性は実験値と評価値の両方を用いて再現解析を行う。Table 5 に各バネの回転剛性の値を示す。回転バネの降伏耐力は実験結果よりドッグボーン部の

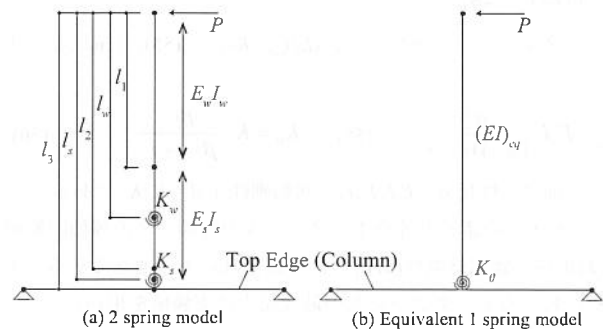


Fig. 15 Outline of 2 spring and equivalent 1 spring model

Table 5 Rotational rigidity used for 2 spring model analysis

	Experimental value (kNm/rad)	Evaluation value (kNm/rad)
Dog bone part	6.02×10^4	7.36×10^4
Timber-steel connection	3.70×10^4	2.42×10^4

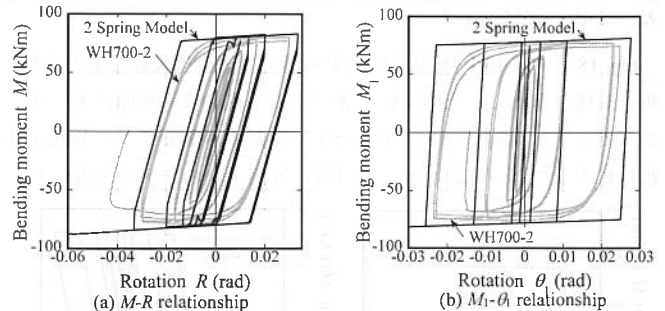


Fig. 16 2 spring model analysis using experimental values

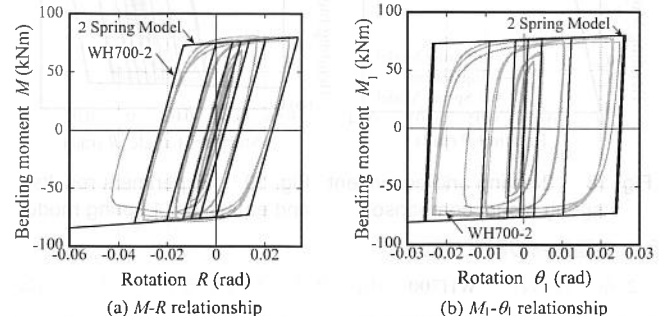


Fig. 17 2 spring model analysis using evaluation values

全塑性モーメント 80 kNm とし、二次剛性比は 1/500 とする。

Fig. 16, Fig. 17 に再現解析で得られた履歴を実験値と比較して示す。回転バネ剛性は実験値を用いる場合でも、評価値を用いる場合でも概ね実験結果の履歴を捉えられることが確認できる。

5.2. 等価 1 バネモデルへの置換

次に計算の簡略化および一般的な構造計算ソフトを用いた骨組解析を想定して、等価な部材剛性 $(EI)_{eq}$ 、等価な回転剛性 K_θ の材端バネを有する等価 1 バネモデル(Fig. 15(b))に置換する。ある荷重 P を仮定したときの、2 バネモデルの補歪エネルギーを W_d 、等価 1 バネモデルの補歪エネルギーを W_s とすると W_d 、 W_s は以下のように表される。

$$W_d = \frac{1}{2} \int_0^{l_1} \frac{(Px)^2}{E_w I_w} dx + \frac{1}{2} \int_{l_1}^{l_2} \frac{(Px)^2}{E_s I_s} dx + \frac{1}{2} K_w \left(\frac{Pl_w}{K_w} \right)^2 + \frac{1}{2} K_s \left(\frac{Pl_s}{K_s} \right)^2 \quad (53)$$

$$W_s = \frac{1}{2} \int_0^{l_2} \frac{(Px)^2}{(EI)_{eq}} dx + \frac{1}{2} K_\theta \left(\frac{Pl_3}{K_\theta} \right)^2 \quad (54)$$

$$= \frac{P^2 l_3^3}{6(EI)_{eq}} + \frac{P^2 l_3^2}{2K_\theta}$$

補歪エネルギーの等価性より、 $(EI)_{eq}$ 、 K_θ は式(55)、(56)で表される。

$$(EI)_{eq} = E_w I_w \frac{\alpha l_3^2}{(\alpha - 1) l_1^2 + l_3^2} \quad (55) \quad K_\theta = K_w \frac{\beta l_3^2}{\beta l_1^2 + l_3^2} \quad (56)$$

ここで、曲げ剛性比 $\alpha = E_s I_s / E_w I_w$ 、回転剛性比 $\beta = K_s / K_w$ である。

2 バネモデルの諸元と等価 1 バネモデルの材端バネの等価回転剛性 K_θ および等価部材剛性 $(EI)_{eq}$ の計算結果は以下の通りである。また解析におけるドッグボーン部の最大耐力は実験値を用いた。

$l_1 = 1060 \text{ mm}$, $l_w = 1410 \text{ mm}$, $l_2 = 1760 \text{ mm}$, $l_s = 1835 \text{ mm}$,

$l_3 = 1900 \text{ mm}$, $E_w = 16.5 \text{ kN/mm}^2$, $I_w = 5.83 \times 10^8 \text{ mm}^4$,

$E_s = 205 \text{ kN/mm}^2$, $I_s = 1.31 \times 10^8 \text{ mm}^4$, $K_w = 3.30 \times 10^4 \text{ kNm/rad}$,

$K_s = 7.36 \times 10^4 \text{ kNm/rad}$, $(EI)_{eq} = 2.05 \times 10^{10} \text{ kNmm}^2$,

$K_\theta = 3.40 \times 10^4 \text{ kNm/rad}$

Fig. 18 と Fig. 19 に再現解析結果を示す。横軸は実験結果の部材角と同様に算出した全体回転角 R であり、縦軸は梁端曲げモーメントである。両図より 2 バネモデルと等価 1 バネモデルの挙動は概ね一致することが確認された。以降は等価 1 バネモデルを用いる。

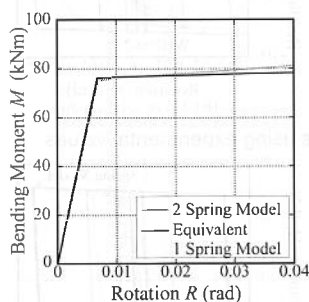


Fig. 18 2 spring and equivalent 1 spring model comparison

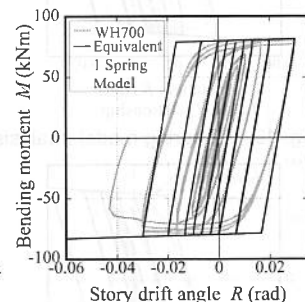


Fig. 19 Experiment results and equivalent 1 spring model

5.3. 例題建物の耐震性能

2 章で得られた WH700 の倍のサイズを有するドッグボーン部および木鋼接合部の回転剛性を用いて学校校舎を想定した Fig. 1 の木

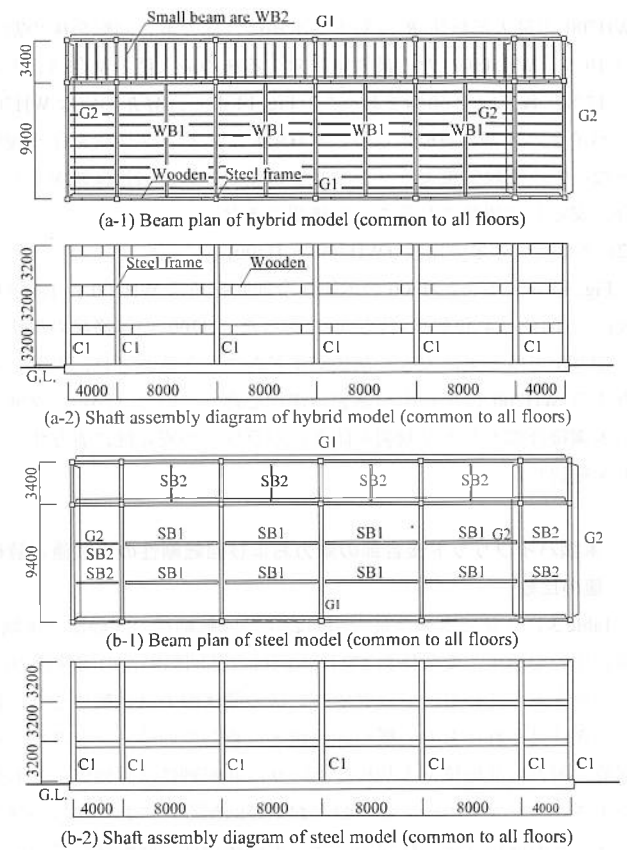


Fig. 20 Timber-steel hybrid and steel structure building model

Table 6 Member Specifications I

	Member mark	Cross section list (mm)	Material
Timber-steel hybrid model	C1	□-400×400×12	SN400
	G1	Timber part	2-150(B)×720(H)
		Steel part	BH-768×300×12×24
		Dog bone part	BH-744×100×6×12
	WB1	300(B)×720(H)	E105-F300
Steel model	WB2	100(B)×240(H)	E105-F300
	C1	□-400×400×19	SN400
	G1	H-600×200×11×17	SN400
	G2	H-588×300×12×20	SN400
	SB1	H-450×200×9×14	SN400
	SB2	H-250×125×6×9	SN400

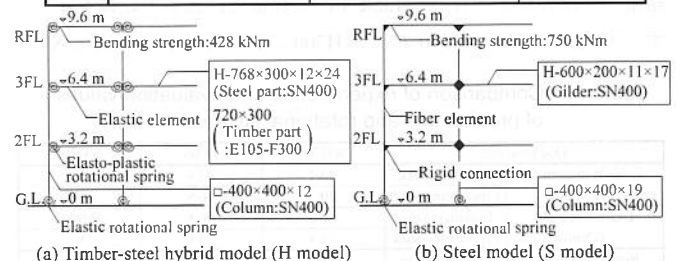


Fig. 21 Outline of analysis model

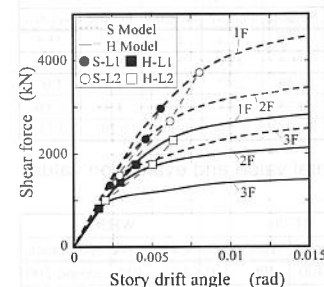


Fig. 22 Incremental analysis results

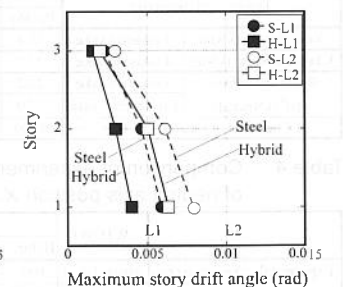


Fig. 23 Time history response analysis result

鋼架構モデル(Hモデル)を構築し、従来の鉄骨架構モデル(Sモデル)との性能比較を行う。Fig. 21 に解析モデル概要¹⁵⁾を示す。床は H モデルで木合板床($t=28\text{mm}$)、S モデルでは RC スラブ($t=150\text{mm}$)とし、梁下で同一高さとなる様な部材設定とした。H モデル、S モデルの代表的な伏せ図、軸組図を Fig. 20 に、断面リストを Table 6 に示す。地震荷重設計用の床重量は H モデルで 5.54kN/m^2 、S モデルで 8.35kN/m^2 である。両モデルに対して長期荷重を考慮した水平荷重増分解析および人工地震波 BCJ-L1, L2 を用いた時刻歴応答解析を行い、得られた荷重-変形角関係を Fig. 22 に、最大層間変形角を Fig. 23 に示す。なお Fig. 22 上には得られた最大層間変形角を静的増分解析の荷重-変形角上にプロットしている。両モデルの層重量に対する保有水平耐力比はほぼ同等で、最大層間変形角は重量が小さい分木鋼架構モデルが鉄骨架構モデルよりやや優位な結果となり、提案した木鋼架構システムを用いることで、耐震壁やブレース無しで靱性の高い架構を実現できることが確認できた。

6. 結

本研究では、梁および床が木質材料、柱が鋼材で構成される木鋼ハイブリッド柱梁構造に靱性の高いドッグボーン部を挿入した靱性型接合形式を提案し、接合部試験体の繰返し曲げ実験を通して、その破壊性状および力学特性を検証した。続いて、実験で得られた接合部の回転剛性・耐力の評価式を提案し、その評価値を用いて接合部実験の再現解析を行った。最後に、本実験より得られた接合部回転剛性を用いることで木鋼架構モデルと鉄骨架構モデルを構築して両モデルの耐震性能比較を行い、木鋼ハイブリッド構造建物の実現可能性を検証した。

以下に本研究において得られた知見および成果を示す。

- 1) 今回提案した木鋼ハイブリッド柱梁接合部試験体は、全ての形式でドッグボーンが木鋼接合部に先行して降伏し、安定した曲げモーメント-回転角関係を得た。ただし、ラップ長やクサビの有無によりスリップ性状が生じる場合があることが確認された。
- 2) 提案した木鋼接合部およびドッグボーン部の回転剛性評価式は実験値と 20%程度の誤差で対応しており、評価値の回転剛性を有する材端非線形回転バネ付きの線材モデルは実験結果の挙動を妥当な範囲で模擬できる。
- 3) くさびを設けラップ長さを集成材せいの 2 倍とした試験体では、木鋼ラップ部の理論値最大耐力がドッグボーン部の実験値での最大耐力よりも概ね上回っていた。実験結果も集成材はほぼ無損傷であり、耐力評価式の妥当性が確認できた。
- 4) 木鋼架構モデルは鉄骨架構モデルに対して剛性・耐力とも小さいモデルとなるが、建物重量が軽量であるため、最大応答層間変形角において L1, L2 地震時共に鉄骨架構モデルに対して若干下回る挙動を示すことが確認できた。

謝辞

本研究を実施するにあたりご協力を戴きました、(株)日建設計：水谷美和氏、大山翔也氏、重松瑞樹氏、西本篤史氏、日鉄エンジニアリング(株)：宮崎崇氏に感謝いたします。

参考文献

- 1) Sakata, H., Jokaku, M., Tomimoto, A. and Nakamura, Y.: Axial Behavior of Glulam Japanese Cedar-Steel Composite Member Adopted Friction Connector, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 73, No. 627, pp. 811-817, 2008. 5 (in Japanese)
- 2) Sakata, H., Jokaku, M., Tomimoto, A. and Nakamura, Y.: Experimental Study on Shear Performance of Glulam Japanese Cedar-Steel Composite Member Adopted Friction Connector, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 74, No. 643, pp. 1659-1664, 2009. 9 (in Japanese)
- 3) Nakano, S., Sakata, H., Jokaku, M., Tomimoto, A. and Nakamura, Y.: Experimental Study on Mechanical Behavior of Glulam Japanese Cedar-Steel Composite Member Adopted Friction Connector: Part 6. Bending Behavior and Estimation of Bending Strength of Composite Member, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, C-1, Structure-III, pp. 297-298, 2008. 7 (in Japanese)
- 中野翔太, 坂田弘安, 上角充広, 富木淳, 中村泰教: 摩擦接合型コネクタを用いたスギ集成材と鋼板によるハイブリッド部材の力学的挙動に関する実験研究: その 6. 部材曲げ特性と曲げ耐力評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1 分冊 構造III, pp. 297-298, 2008. 7
- 4) Horii, T., Sakata, H., Takeuchi, T., Suzuki, T. and Nakamura, H.: Experimental Study on Mechanical Behavior of Glulam Timber-Steel Composite Member Using Shear-Ring Connector, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 69, No. 584, pp. 125-132, 2004. 10 (in Japanese)
- 5) Sakata, H., Horii, T., Takeuchi, T., Nakamura, H. and Matsuda, K.: Experimental Study on Shear Performance of Shear-Ring Connector, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 73, No. 627, pp. 773-779, 2008. 5 (in Japanese)
- 6) 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
- 7) 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
- 8) 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方法の開発, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造III, pp.645-646, 2013.7
- 9) 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)
- 10) Harada, H., Tomita M., Hayashi M., Mizutani M., Asahi T., Nishimoto A., Yamazaki Y., Matsui R., Sakata H. and Takeuchi T.: Experimental Study on Mechanical Behavior of Moment Resisting Connection with Steel in Timber (Part I. Experiment of joint), Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structure-III, pp. 577-578, 2018. 7 (in Japanese)
- 原田公明, 富田弥奈美, 林賢一, 水谷美和, 朝日智生, 西本篤史, 山崎義弘, 松井良太, 坂田弘安, 竹内徹: 集成材と形鋼を用いたモーメント抵抗型接合部の力学的挙動に関する実験研究 - その 1 正負交番繰返し載荷実験 -, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造III, pp.577-578, 2018.7
- 11) Architectural Institute of Japan: Standard for Structural Design of Timber Structures, 2015. 11 (in Japanese)
- 日本建築学会: 木質構造設計規程・同解説, 2015. 11
- 12) 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
- 13) 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. 83-86, 2017. 7

- 14) 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
- 15) Terazawa Y. and Takeuchi T.: Optimal damper design strategy for braced structures based on generalized response spectrum analysis., Jpn Archit Rev., 2019:00:1-17., <https://doi.org/10.1002/2475-8876.12122>
- 16) Nakatani, M. and Komatsu, K.: Mechanism of Pull-out Performance in Lagscrew-bolted 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: ラグスクリュ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
- 17) 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
- 18) 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11)のラグスクリュ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_{nvl} は式(A1)より, 割裂破壊定数 C_r は式(A2)より求める。

$$P_{nvl} = (2/\sin\phi) \cdot C_r \cdot l_{nv} \sqrt{h_c / (1 - h_c/h)} \quad (A1)$$

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

ただし ϕ は集成材が荷重を受ける角度, l_{nv} は割裂が生じる集成材の材厚, h_c 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, ラグスクリューの埋め込み有効長さは l_1 と等しい)であり, 使用する集成材の樹種がペ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 $12 \text{ N/mm}^{1.5}$ を用いる。

- 2) 文献16)のラグスクリューの引抜剛性および降伏変位式

本論文ではラグスクリューが, 文献16)のラグスクリュ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16)の提案式を準用しラグスクリューの引抜剛性 K_r 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¹⁶⁾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 およびラグスクリューの有効断面積 A_s は式(A5), (A6)¹⁷⁾より求める。

$$K_r = \begin{cases} \frac{\Gamma_{90} \pi d_l (E_0 A_w + E_s A_s) \sinh k l_1}{k (E_s A_s \cosh k l_1 + E_0 A_w)} & (E_0 A_w \leq E_s A_s) \\ \frac{\Gamma_{90} \pi d_l (E_0 A_w + E_s A_s) \sinh k l_1}{k (E_0 A_w \cosh k l_1 + E_s A_s)} & (E_s A_s \leq E_0 A_w) \end{cases} \quad (A3)$$

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

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

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

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

ラグスクリュ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)¹¹⁾より求める。

$$P_{yl} = (1/3) j K_d j K_m P_{max} \quad (A9), \quad P_{ul} = 17.7 r_0^{0.8} d_l l_1 \quad (A10)$$

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

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} はラグスクリューの終局引抜耐力である。

ラグスクリューの引抜による降伏変位 δ_{yl} は式(A13), 終局変位 δ_{ul} は式(A14)より求める。 P_{yl} および P_{ul} はラグスクリュ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。

$$\delta_{yl} = P_{yl} / K_r \quad (A13), \quad \delta_{ul} = P_{ul} / K_r \quad (A14)$$

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

ただし P_{nvl} はラグスクリューによる集成材の割裂破壊に対する終局耐力である。

- 3) 文献11)のラグスクリューのせん断剛性および降伏変位式

ラグスクリューのせん断剛性 K_s は式(A17)より求める。

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

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

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

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

ただし k は集成材のめり込み剛性, $(EI)_s$ はラグスクリューの曲げ剛性, E_0 は集成材の弾性係数である。

また, ラグスクリュ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。

$$P_{ys} = C F_c d_l l_2 \quad (A24)$$

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

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_c は集成材の基準圧縮強度である。 r_u は終局強度比¹¹⁾であり, その値を1.1とする。

従って, ラグスクリューの引抜による終局変位 δ_{ul} は式(A26), せん断による終局変位 δ_{us} は式(A27)より求める。

$$\delta_{ul} = P_{ul} / K_r \quad (A26)$$

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

- 4) 文献11)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。

$$K_{js} = (L_1 / 2 + H)^{-1} \quad (A28), \quad L_1 = \frac{\lambda_1}{S_1} \frac{\cosh(\lambda_1 a) + \cos(\lambda_1 a)}{\sinh(\lambda_1 a) + \sin(\lambda_1 a)} \quad (A29)$$

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

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

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。

- 5) 文献18)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(A34)より求める。

$$\Sigma N = (1/2) x_p^2 b_1 k_{0c} \theta \quad (A34), \quad k_{0c} = E_0 / (31.6 + 10.9 x_p / 2) \quad (A35)$$

$$x_p = Y_n \quad (A36)$$

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込み幅, θ は回転角である。

付録B 変位計計画

Fig. B1 に変位計計画を示す。変位計にはばね式変位計とワイヤー変位計を用いる。ばね式変位計の番号には δ を用い, ワイヤー変位計の番号には δ_{li} を用いる。式(S1), (S2)の番号は Fig. B1 と対応している。

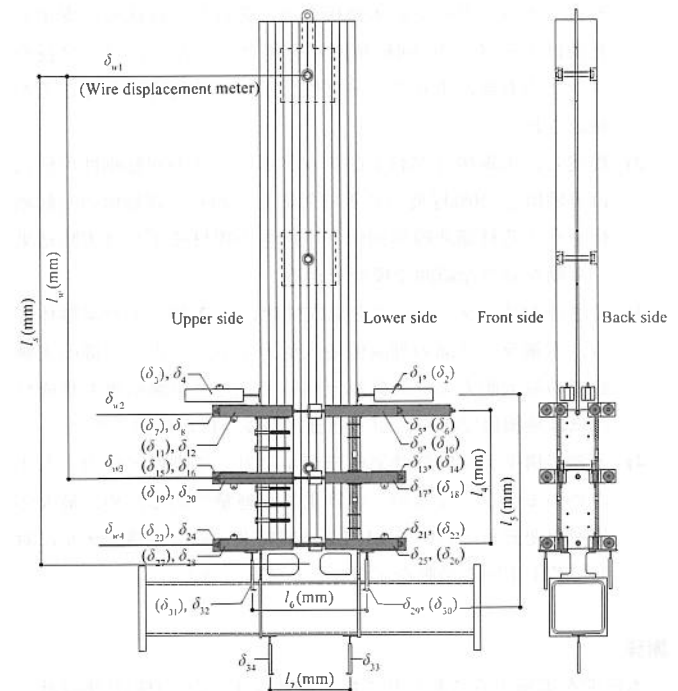


Fig. B1 Displacement gauge plan

CYCLIC ELASTO-PLASTIC DEFORMATION CAPACITY OF DOG BONE TIMBER-STEEL HYBRID CONNECTIONS

Hiroaki HARADA ^{*1}, *Ryo SAITO* ^{*2}, *Shun NAKAJIMA* ^{*3},
Yoshihiro YAMAZAKI ^{*4}, *Yuki TERAZAWA* ^{*5}, *Kenichi HAYASHI* ^{*6},
Hiroyasu SAKATA ^{*7} and *Toru TAKEUCHI* ^{*7}

^{*1} NIKKEN SEKKEI, M.Eng.

^{*2} Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology

^{*3} NIHON SEKKEI, M.Eng.

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

^{*5} Assist. Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

^{*6} Nippon Steel Engineering Co., Ltd., M.Eng.

^{*7} Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

In recent years, utilization of timber-based materials for low-rise non-residential buildings has been actively promoted for environmental considerations, advances in timber design, and the development and support of new laws. However, compared with other structural materials, it is difficult to secure the rigidity and strength of joints in timber-based structures, so additional seismic elements such as shear walls and braces are typically required. Therefore, in this study, a moment frame without the need for such seismic elements was developed. The proposed frame is a hybrid structure that uses steel for the columns and wood materials for the beams, whilst ensuring good overall toughness. A timber-steel hybrid joint (where the timber and H-shaped steel are connected by lag screws and a steel dog bone) is used. The dog bone at the ends of the beam bends at an early stage to avoid damage to the timber. This is expected to improve seismic energy absorption performance comparable to that of a steel rigid joint at the beam ends.

The fracture behavior and mechanical properties were verified through cyclic bending tests of 1:2 scale partial specimens of the proposed joint. Subsequently, equations for evaluating the rotational stiffness and strength of the joint were proposed. The results of the experiment were reproduced using the obtained values from the equations. Finally, detailed example of a timber-steel frame model and a steel frame model were designed by using the joint rotational stiffness obtained from the experiments. Nonlinear response history analysis was undertaken based on the Ai distribution and artificially generated seismic waves (BCJ-L1 and L2). The seismic performance comparison of the two models was performed using time-history analysis, and the feasibility of the timber-steel hybrid structure building was verified.

The following shows the findings and results obtained in this study:

- 1) In the testing of the proposed timber-steel hybrid beam-to-column joint specimens, the dog bones yielded before the laminated timber joint in all tests, and a stable elasto-plastic bending moment-rotation angle relationship was obtained. While, it was confirmed that slip failure may occur depending on the lap length and the presence or absence of wedges.
- 2) The proposed equations for evaluating the rotational stiffness of bonded timber joints and dog bones gives an error of 20% compared to the experimental values. The behavior of the non-linear rotating spring-loaded wire rod model with the estimated value of rotational stiffness showed reasonable agreement with the experimental results.
- 3) In the test specimen with a wedge and a wrap length, the theoretical maximum strength of the steel lap was higher than the experimental maximum strength of the dog bone. The experimental results showed that the laminated timber was almost intact, and the validity of the yield strength evaluation formula was confirmed.
- 4) It was confirmed that the timber-steel frame model can be designed with a smaller floor weight and stiffness in earthquake design than the steel frame model, and the timber-steel frame model could suppress the maximum response inter-story drift angle in the time history response analysis than the steel frame model.

(2019年9月26日原稿受理, 2020年3月31日採用決定)