

# 拘束材に集成材を用いた座屈拘束ブレースの繰返し変形性能と破壊モード

## EXPERIMENTAL STUDY ON CYCLIC DEFORMATION CAPACITY AND FAILURE MODES OF BUCKLING-RESTRAINED BRACES WITH MASS TIMBER-RESTRAINERS

小室 翔吾<sup>\*1</sup>, 寺澤 友貴<sup>\*2</sup>, 倉田 高志<sup>\*3</sup>, 小西 克尚<sup>\*4</sup>, 竹内 徹<sup>\*5</sup>

*Shogo KOMURO, Yuki TERAZAWA, Takashi KURATA,  
Yoshinao KONISHI and Toru TAKEUCHI*

While BRBs using laminated timber as a restrainer have been widely studied, timber restrainers have lower stiffness than steel restrainers with higher risk of fragile crack failure, it is necessary to consider the safety factor of global buckling, global stability of restrainer ends and local bulging failure at restrainer. In this study, a wide range of mock-up loading tests on BRBs with timber restrainer were carried out with different core-to-restraint compositions, in-plane and out-of-plane clearances, with and without core additional steel plates, and with different boundary conditions. Their exhibited failure modes are carefully studied and evaluation methods are proposed.

**Keywords:** Buckling-restrained brace, Mass timber, Local bulging failure, Global stability, Local buckling, Cyclic loading test

座屈拘束ブレース, 集成材, 局部崩壊, 全体機構安定性, 局部座屈, 繰返し載荷実験

### 1. 序

持続可能な開発目標(SDGs)への取り組みへの国際的関心が高まり、環境配慮の観点からCO<sub>2</sub>を固定できる建築構造物の木造化・木質化が推進されている。特に日本を始めとする地震国では、同様な構造においても高い耐震性能を実現する必要があるため、鋼材と木材を組合せた木鋼ハイブリッド構造の研究開発が盛んに行われている<sup>1)</sup>。例えばLiら<sup>2)</sup>や福本ら<sup>3)</sup>は鉄骨造の耐震壁にLTやCLTを用いる構法を検討し、Gohlichら<sup>4)</sup>や原田ら<sup>5)</sup>は梁端部に鋼材ドッグボーンを用いる構法を検討し、塩屋ら<sup>7)</sup>は鉄筋集成材を用いた構法を検討し、原田ら<sup>8)-11)</sup>は木鋼ラチスシェル構造を検討している。

一方、近年では、広告価値や意匠上の理由から、本来の意義から独立して構造合理性とも関係なく建物外周など人々の視界に入る部位も全て木質化する場合があり、その例にBilinear型の安定した復元力特性と高いエネルギー吸収性能を発揮する座屈拘束ブレース<sup>12)</sup>(以下、BRB)の拘束材の木質化の検討が精力的に行われている。

例えばBlomgrenら<sup>13)</sup>は、芯材を補強鋼板と集成材で挟み込みビス打ちしたBRBの単純繰返し載荷実験を行っている。吉田ら<sup>14)</sup>、<sup>15)</sup>は、芯材を集成材で2重に挟み込みボルトと接着剤で固定したBRBの履歴性状を曲げによる拗れを考慮した載荷実験で検証した。芳賀ら<sup>16)</sup>は、ラミナの接着方向が芯材板厚と直交するように、2枚の集成材で芯材を挟み込みボルト接合するBRBを検討し、ボルト配置やクリアランスが履歴性状に与える影響を検証した。Pantelidesら<sup>17)</sup>は、強度の異なるラミナを重ねた集成材で芯材を挟み込み鋼材のスペーサーを加えてボルト接合するBRBの単純繰返し載荷実験を行

い、ラミナ強度が履歴性状に与える影響を検証した。

このように拘束材に集成材を用いたBRBは広く検討され徐々に実用化の段階に移行しつつある。一方、上述の既往研究は単発の開発研究に留まり、木質拘束材の設計時に憂慮すべき破壊モードや各破壊モードに対応した設計式など、今後生まれる様々な木質拘束材の性能評価に必要な基礎的知見は殆ど手が付けられていない。木質拘束材は拘束鋼管より剛性(拘束効果)が低く、曲げひび割れによって脆性的に破壊するため、拘束材の全体座屈(Global buckling)、接合部を含む全体機構安定性(Global stability including connection)や拘束材の局部崩壊(Local bulging failure)について従来型BRBと異なる破壊モードが予想されるがその知見は不足している。特に集成材に座屈を設けてボルトを埋木で目隠しする木質拘束材は、意匠上の理由から今後需要が高まると予想されるが、木質拘束材に断面欠損を有するBRBの変形性能や破壊モードには未だ不明な点が多い。

そこで本研究では、拘束材固定方法(ボルト型、ボルト+接着型)、面内面外方向のクリアランス量、芯材補強鋼板の有無、集成材端部割裂防止鋼板の有無、境界条件(ピン接合、G.PL接合)の異なる多数の試験体の性能確認実験を行い、拘束材に集成材を用いたBRBの変形性能と破壊モードを広く調査する。まず2章では実験概要を述べる。次の3章では繰返し載荷実験結果を分析する。続く4章では実験結果から設計上憂慮すべき破壊モードを抽出し、設計者が参照できる現行の規準・指針類に基づく設計力と部材耐力の設計式との関係を例示し、最後の5章では同設計式と実験結果の対応関係を分析し、木質拘束材設計式の完成に向けた今後の課題を明らかにする。

\*1 元 東京工業大学大学院生 修士(工学)

\*2 東京工業大学建築学系 助教・博士(工学)

\*3 日鉄エンジニアリング(株) 修士(工学)

\*4 日鉄エンジニアリング(株) 博士(工学)  
(2021年7月逝去)

\*5 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.

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

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

Nippon Steel Engineering Co., LTD., Dr.Eng.

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

2. 拘束材に集成材を用いた座屈拘束ブレースの繰返し実験概要

2.1 試験体概要

Fig.1 に試験体断面を, Fig.2 に組立手順を, Fig.3 に試験体立面を示す。本論文は, 芯材(SN400B, 降伏応力度 271N/mm<sup>2</sup>, 引張強度 427.3 N/mm<sup>2</sup>), 集成材(カラ松集成材 E95-F315, 曲げ強度 39.6N/mm<sup>2</sup>, 中央部めり込み強度 9.7N/mm<sup>2</sup>, 端部めり込み強度 7.7N/mm<sup>2</sup>), 鋼材スペーサー, 芯材補強鋼板, 集成材端部割裂防止鋼板, M8 中ボルトで構成される座屈拘束ブレース(木鋼 BRB)を対象とする。Fig.1~Fig.3 に示すように, この木鋼 BRB は, 2 枚の集成材で芯材面外方向座屈を, 鋼材スペーサーで芯材面内方向座屈を拘束する点で共通であるが, 拘束材固定方法(ボルト+接着型の Wa 系, ボルト型の Wb 系と Wp 系), 集成材端部割裂防止鋼板の有無(Wb 系と Wp 系とそれ以外), 芯材補強鋼板の有無(Wp 系とそれ以外), 芯材面内方向のクリアランス量(Wa と Wa2.5, Wb と Wb2.5), 芯材面外方向のクリアランス量(Wa と Was, Wb と Wbs), 境界条件(ピン接合の WaL, WbL, WpL と

G.PL 接合のそれ以外)を比較する計 10 体の実験を行い, 各パラメータが木鋼 BRB の変形性能と破壊モードに与える影響を検証する。なお, 木質拘束材は断面欠損を考慮して諸元を計算し, 拘束鋼管と同じ全体座屈の設計基準(5.4 節参照)<sup>18)~22)</sup>を満たすように設計した。

(a) 試験体共通事項と組立手順

Fig.1 と Fig.3 に示すように, 芯材塑性域は平鋼断面, 弾性域は十字断面とし, 集成材に必要な縁端距離を考慮した材軸直交方向の中ボルト間距離に芯材が収まるよう設計している。材軸方向の中ボルトピッチは, 片側集成材幅 84mm から大きく超過せず, かつ孔間隔の割り付けを考慮した 100mm(端部を除く)を基準とする。集成材と鋼材スペーサーのボルト孔は文献 23)の 6.2.4 節, 6.4.5 節に従う。また, 芯材局部座屈防止効果への影響が限定的と考え, 製作性の点で芯材補強鋼板は中央で分割する。

Fig.2 に示すように, 木鋼 BRB は, 初めに片側の集成材のキリ穴側を天に向けて, 次に芯材を載せてもう一方の集成材で蓋をし, 続

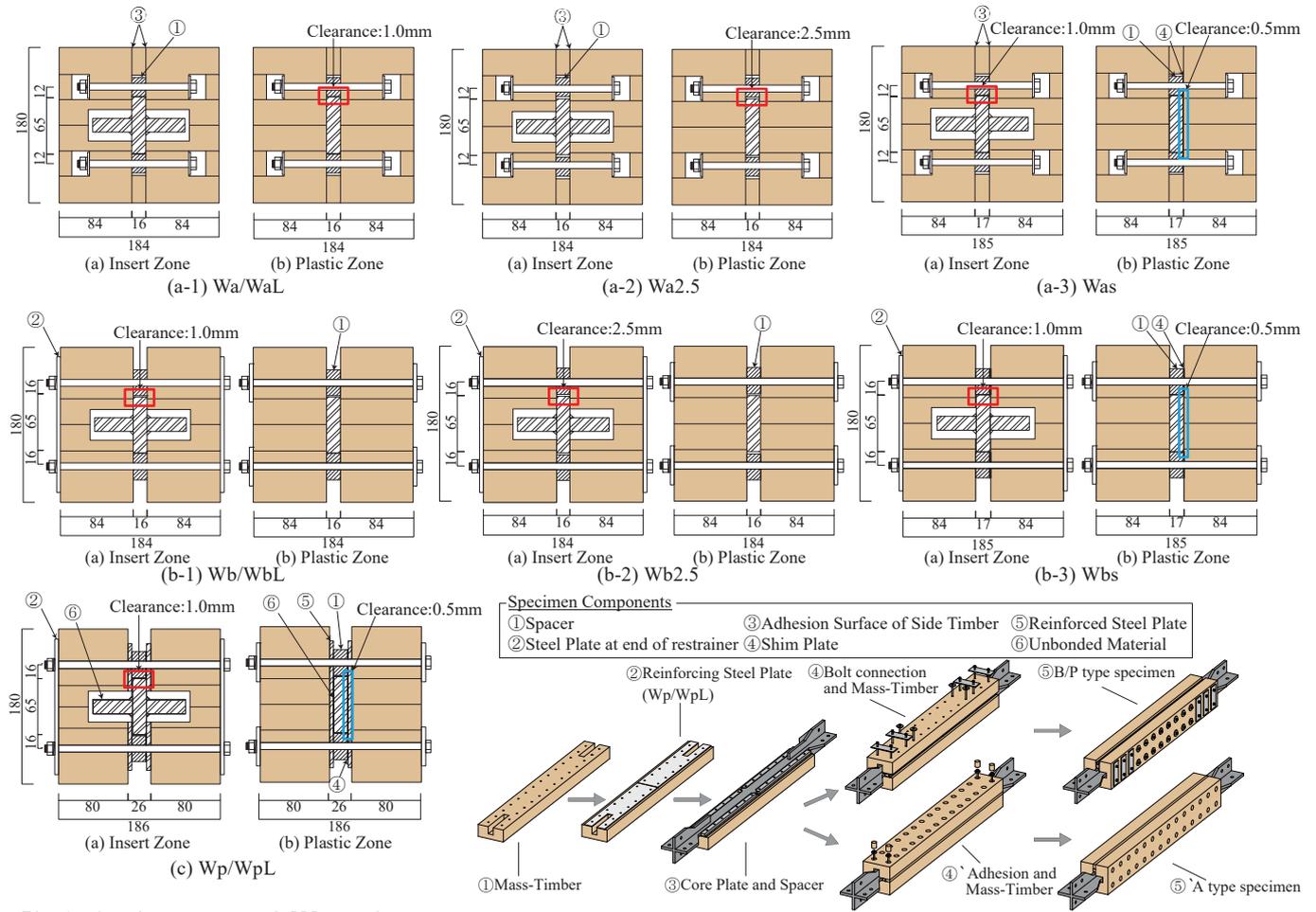
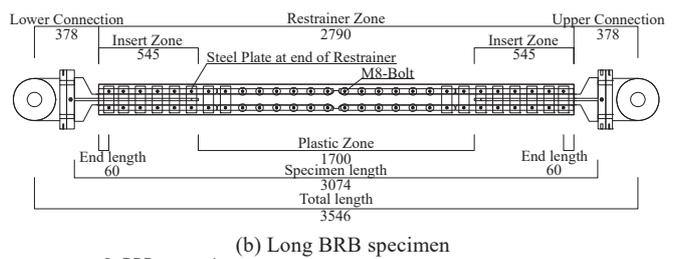
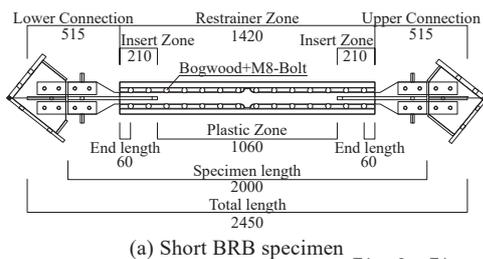


Fig.1 Section summary of BRB specimens

Fig.2 Assembly of BRB with mass timber restrainer



(a) Short BRB specimen

(b) Long BRB specimen

Fig.3 Elevation summary of BRB specimens

いてボルト類を通して、最後に試験体を材軸回りに 90 度回転させてナット類を締結して組み立てる。ただし、Wp 系では芯材補強鋼板を加える手順②が追加される。Wb 系と Wp 系では、Fig.2 の手順④、⑤に沿って組み立てられ、さらに集成材端部割裂防止鋼板を設ける。Wa 系では、手順④、⑤に沿って組み立てる。なお、中ボルトは、スプリングワッシャーの潰れの目視確認によって、その分の一定張力の導入を確保する。

**(b) 境界条件 (広範な破壊モードに影響)**

Fig.3(b)に示すように、WaL, WbL, WpL 試験体は実大相当の節点間距離を有する両端ピン接合とし、拘束材固定方法や集成材端部割裂防止鋼板が全体機構安定性に与える影響を検証する。Fig.3(a)に示すように、その他の試験体は十分な曲げモーメント伝達能力を有する G.PL 接合として、各試験体パラメータが拘束材の全体座屈や接合部を含む全体機構不安定(首折れ座屈)以外の破壊モード(芯材局部座屈や拘束材局部崩壊)に与える影響を検証する。なお、以上の部材長さの条件から WaL, WbL, WpL は特に長尺試験体、それ以外は短尺試験体とも総称する。長尺試験体の節点間距離は試験機性能を考慮して 3546mm, 短尺試験体は拘束材の全体座屈安全率<sup>22)</sup>約 5.0(十分全体座屈しないことを意図している)となる 2450mm とする。

**(c) 拘束材固定方法 (広範な破壊モードに影響)**

Fig.1(a-1)~(a-3)に示すように、Wa 系試験体(Wa, Wa2.5, Was, WaL)では、芯材面外方向座屈を拘束する集成材に座屈を設けて固定用 M8 中ボルトを埋没させ埋木で蓋をする。また、芯材面内方向座屈

を拘束する鋼材スペーサーの外側に集成材スペーサーを二次接着する。Fig.1(b-1)~(b-3)(c)に示すように、Wb 系(Wb, Wb2.5, Wbs, WbL)と Wp 系(Wp, WpL)試験体では、芯材面外方向座屈を拘束する集成材を M8 中ボルトで固定し、ボルトと鋼材スペーサーは目隠ししない。Wb 系と Wp 系が構造合理性に基づく標準的な断面構成であり、Wa 系は意匠上鋼材を目隠すことを意図した特別な断面構成である。

**(d) 集成材端部割裂防止鋼板の有無 (全体機構不安定に影響)**

Fig.1(b-1)~(b-3)(c)と Fig.3(b)に示すように、Wb 系と Wp 系試験体では、端部の曲げモーメント伝達能力の向上を目的に、集成材端部割裂防止鋼板を芯材十字部の集成材断面欠損部範囲に設ける。また同鋼板は M8 中ボルトのワッシャーの代わりに設け、集成材を固定するボルトと合わせて割裂防止効果を期待する。集成材にボルトを埋没させる Wa 系には同鋼板を設けない。

**(e) 芯材補強鋼板の有無 (広範な破壊モードに影響)**

Fig.1(c)に示すように、Wp 系試験体では、拘束材の断面 2 次モーメント向上および芯材面外座屈に伴う拘束材局部崩壊の補剛を目的に芯材と集成材の間に板厚 4.5mm の芯材補強鋼板を設ける。ただし、従来型 BRB と同様に、芯材と芯材補強鋼板の間にはアンボンド材を設置して摩擦力の発生を防ぐ。

**(f) 芯材面内方向のクリアランス量 (芯材面内座屈に影響)**

Fig.1(a-1)(a-3)(b-1)(b-3)(c)に示すように、殆どの試験体では、芯材面内方向のクリアランス量を 1mm とし、Fig.1(a-2)(b-2)に示すように、Wa2.5(ボルト+接着型)と Wb2.5(ボルト型)では、同クリアランス

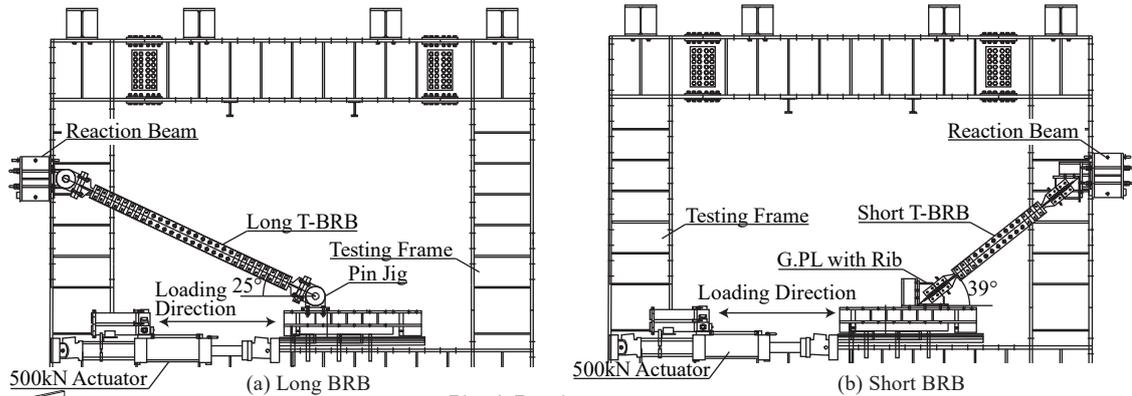


Fig. 4 Testing set-up

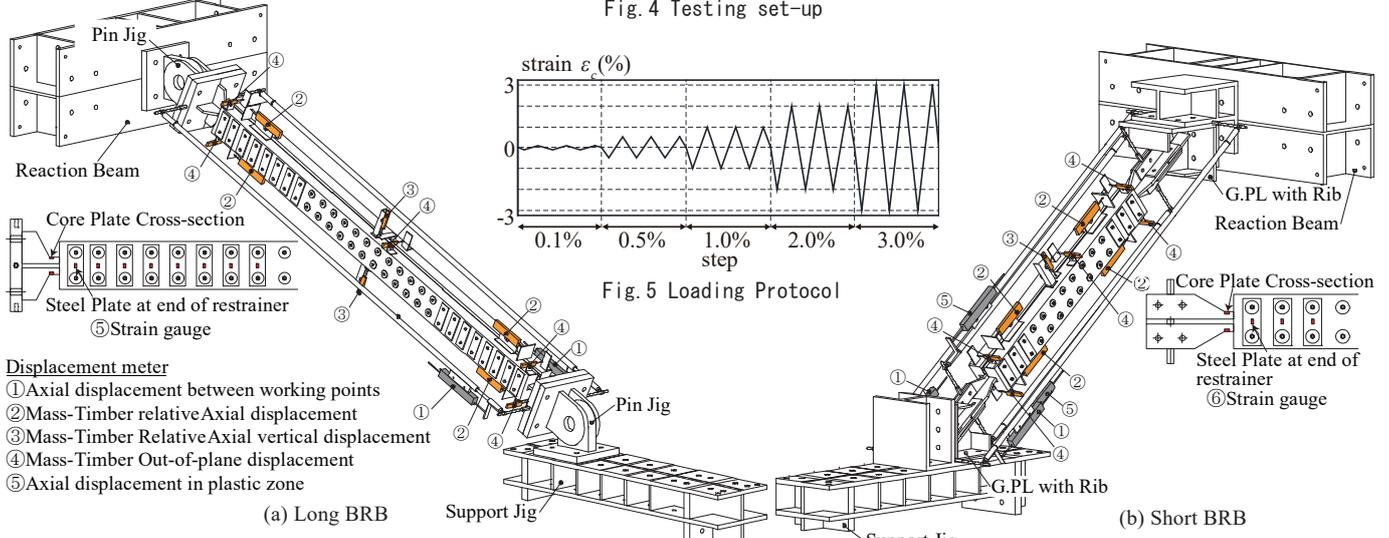


Fig. 5 Loading Protocol

Fig. 6 Measurement plan

- Displacement meter**
- ① Axial displacement between working points
  - ② Mass-Timber relative Axial displacement
  - ③ Mass-Timber Relative Axial vertical displacement
  - ④ Mass-Timber Out-of-plane displacement
  - ⑤ Axial displacement in plastic zone

量を 2.5mm としてクリアランス量と拘束材固定方法が芯材面内座屈に与える影響を検証する。

(g) 芯材面外方向のクリアランス量 (芯材面外座屈に影響)

Fig.1(a-1)(a-2)(b-1)(b-2)に示すように、殆どの試験体では、芯材面外方向のクリアランス量を 0mm(集成材と芯材が接触)とし、Fig.1(a-3)(b-3)(c)に示すように、Was, Wbs, Wp 系試験体のクリアランス量は、1mm 厚のシムプレートにより片側 0.5mm としてクリアランスと拘束材固定方法が芯材面外座屈に与える影響を検証する。

2.2 実験概要

Fig.4 に試験体セットアップ図を、Fig.5 に荷重プロトコルを示す。Fig.4 に示すように、実験は木鋼 BRB 試験体を東京工業大学所有の汎用試験機に片流れ配置し、水平方向最大加力 500kN、正負最大振幅約 200mm のアクチュエータと加力テーブルを用いて骨組配置された BRB と同様のフレーム式強制変位(曲げによる拗れを考慮)を与える準静的荷重にて行う。長尺試験体(WaL, WbL, WpL)とそれ以外の短尺試験体は、それぞれ上部ピン治具または G.PL を汎用試験機の反力梁に固定し、下部ピン治具または G.PL を加力テーブルに固定する。セットアップ角度は長尺試験体が  $\theta=25^\circ$ 、短尺試験体が  $\theta=39^\circ$  とする。Fig.5 に示すように、荷重履歴は正負交番漸増繰返しとし、芯材塑性化部歪率が 0.1%, 0.5%, 1.0%, 2.0%, 3.0% で各 3 サイクルずつ準静的に繰返し荷重を行う。3.0%-3 サイクル以降は試験体各部のいずれかが破壊するまで 3.0% で定振幅荷重とする。

2.3 計測概要

Fig.6 に試験体計測計画の詳細を示す。計測項目は無次元化軸応力、節点間軸変位、芯材貫入量(短尺のみ)、両側集成材の材軸方向相対変位、材軸直交方向相対変位、面外方向相対変位、芯材突出部歪、集成材端部割裂防止鋼板歪とする。無次元化軸応力はロードセル反力と配置角度および芯材断面積より計測する。節点間軸変位、芯材貫入量は Fig.6 に示す計測治具とバネ式変位計にて計測する。芯材塑性化部歪は節点間軸変位を試験体塑性化部長さで無次元化して換算する。集成材各部の相対変位は集成材上にバネ式変位計と当板を集成材に断面欠損が生じないように両面テープにてアルミ治具を試験

体に接着して計測し、拘束材の平面保持仮定の成立および芯材面外方向座屈による拘束材の押し出し変形を確認する。芯材突出部歪および集成材端部割裂防止鋼板歪は歪ゲージにて直接計測し、全体機構不安定(首折れ座屈)や拘束材局部崩壊の発生(集成材端部割裂防止鋼板に面内方向支圧力が作用する)の予兆を確認する。

3. 拘束材に集成材を用いた座屈拘束プレースの繰返し実験結果

3.1 実験結果

Fig.7 に無次元化軸応力-塑性化部歪関係を、Fig.8 に破壊性状を、Table 1 に割裂発生ステップと終局ステップと引張に対する圧縮最大軸力比  $\beta_{max}$ 、降伏応力で無次元化した累積歪エネルギー量(終局ステップの前ステップにて算出)、各試験体の破壊モードを示す。

(a) WaL(割裂破壊から全体座屈, Fig.7(a), Fig.8(L1)(L2))

ボルト+接着型の拘束材固定方法を採用した WaL 試験体では、軸歪 0.5%-1cycle 圧縮にて芯材端部が拘束材端部に接触し、拘束材端

Table 1 Summary of the experimental results

Name	Splitting Step	Fractured Step	$\beta_{max}$	Cumulative strain energy [%]	Failure Mode
WaL	0.5%-1cycle	0.5%-1cycle	1.01	0.5	Global buckling (restrainer end splitting)
WbL	1%-1cycle	1%-1cycle	1.07	8.8	Global buckling (neck yielding)
WpL	3%-2cycle	3%-4cycle	1.08	82.4	Weak-axis bulging (splitting)
Wa	2%-1cycle	3%-6cycle	1.12	117.6	Strong-axis bulging (splitting)
Wb	2%-1cycle	3%-4cycle	1.09	89.5	Strong-axis bulging (splitting)
Wp	3%-2cycle	3%-4cycle	1.11	83.4	Weak-axis bulging (splitting)
Wa2.5	2%-1cycle	3%-4cycle	1.32	86.9	Strong-axis bulging (splitting)
Wb2.5	2%-2cycle	3%-3cycle	1.07	70.3	Strong-axis bulging (splitting)
Was	2%-2cycle	3%-1cycle	1.11	41.3	Weak-axis bulging (splitting)
Wbs	2%-2cycle	3%-1cycle	1.06	40.8	Weak-axis bulging (splitting)

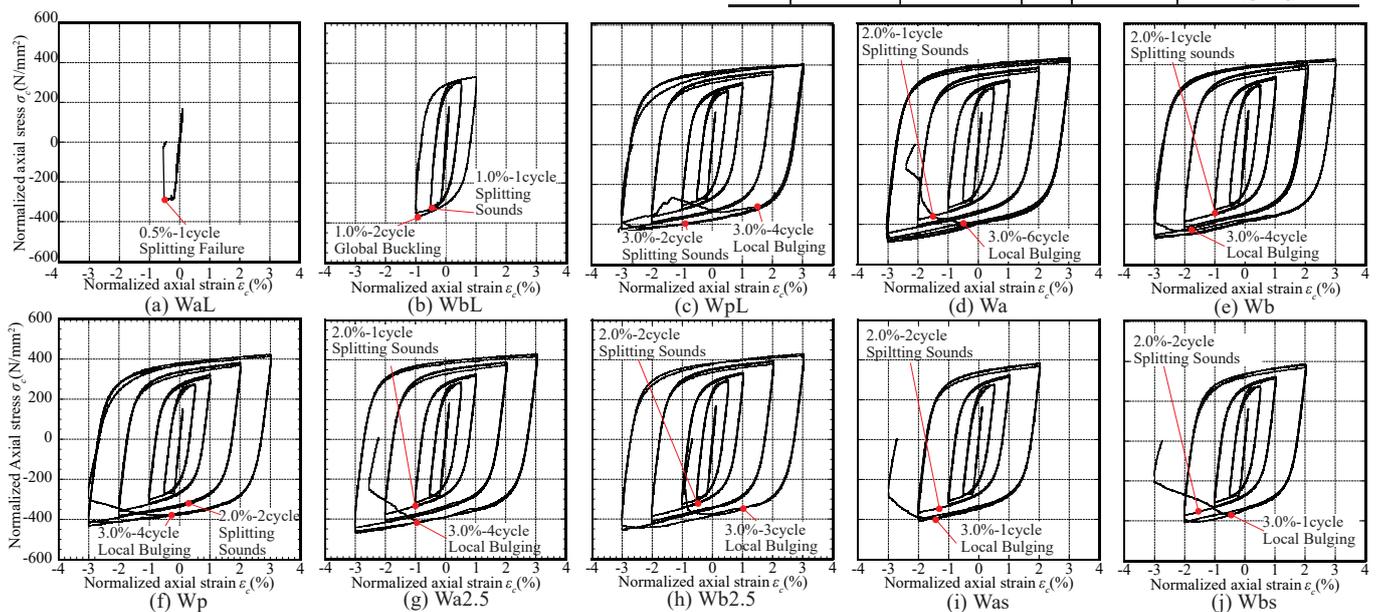
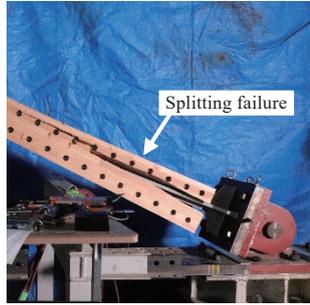


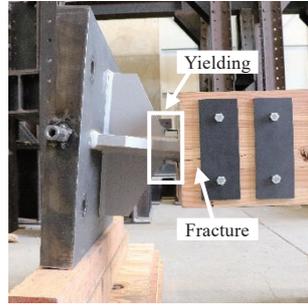
Fig.7 Axial force-deformation relationships



(L1) WaL core plate (overall buckling)



(L2) Splitting failure (WaL)



(L3) Connection buckling



(L4) Out-of-plane failure (WpL)  
Fig. 8 Failure modes

部を起点として集成材面内方向に割裂破壊が発生進展し(Fig.8(L2)), 集成材の拘束効果喪失と同時に芯材が全体座屈を生じた(Fig.8(L1)).

**(b) WbL(全体機構不安定, Fig.7(b), Fig.8(L3))**

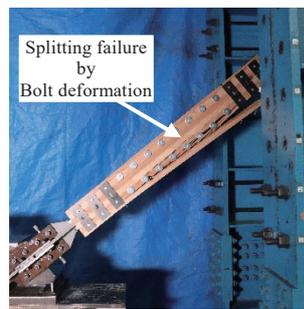
ボルト型の拘束材固定方法を採用した WbL 試験体では、軸歪 1.0%-1cycle 圧縮にて芯材端部が拘束材端部に接触してから集成材が割裂音を発したが、集成材端部割裂防止鋼板の拘束効果向上により WaL 試験体の様な端部割裂破壊は生じなかった。しかし、軸歪 1.0%-2cycle 圧縮にて全体機構不安定(首折れ座屈, Fig.8(L3))となった。首折れ座屈に伴いボルトに芯材面内方向の強制変形が生じ、集成材端部割裂防止鋼板の外側で集成材に割裂が確認された。

**(c) WpL(集成材と芯材補強鋼板局部崩壊, Fig.7(c), Fig.8(L4))**

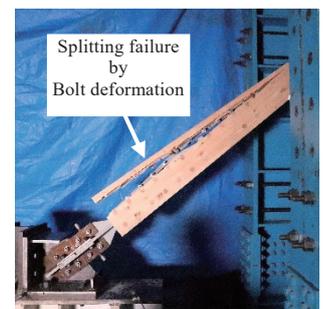
ボルト型の拘束材固定方法かつ芯材補強鋼板を設けて芯材面外座屈に伴う拘束材局部崩壊を補剛した WpL 試験体では、軸歪 3.0%-4cycle 圧縮にて芯材面外方向局部座屈により伝達される支圧力を受けて芯材補強鋼板が押し出され集成材が局部曲げ破壊(局部崩壊, Fig.8(L4)(S6))した。集成材端部割裂防止鋼板と芯材補強鋼板は芯材面内方向拘束能力を向上させ全体座屈防止と全体機構安定性に効果がある。

**(d) Wa(集成材面内方向割裂破壊+集成材面外方向めり込み破壊, Fig.7(d), Fig.8(S2)(S10))**

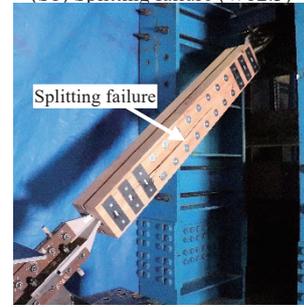
ボルト+接着型の拘束材固定方法を採用した Wa 試験体では、芯材面内・面外両方向の局部座屈(Fig.8(S9),(S10))発生に伴う拘束材への支圧力増大を受けて、軸歪 3.0%から圧縮側耐力が引張側耐力を徐々に上回り(Fig.7(d)), 5cycle にて集成材同士の各方向相対変形が大きくなって平面保持が崩れ、6cycle 圧縮にてワッシャーの集成材めり



(S1) Splitting failure (Wb2.5)



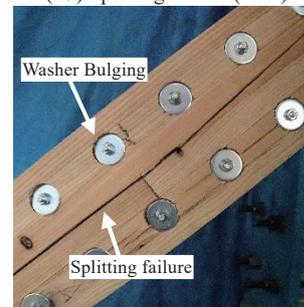
(S2) Splitting failure (Wa2.5)



(S3) Splitting failure (Wbs)



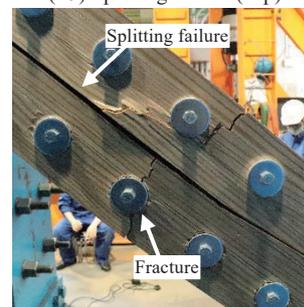
(S4) Splitting failure (Was)



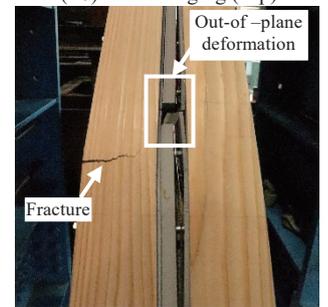
(S5) Splitting failure (Wp)



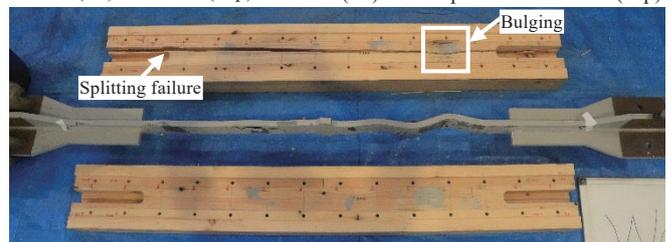
(S6) Local bulging (Wp)



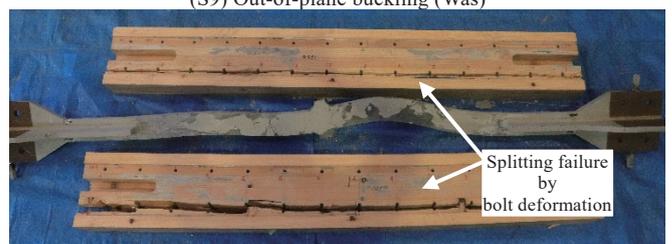
(S7) Fractures (Wp)



(S8) Out-of-plane deformation (Wp)



(S9) Out-of-plane buckling (Was)



(S10) In-plane buckling (Wa2.5)

込み(Fig.8(S5))と面内方向ボルト近傍の集成材割裂破壊(Fig.8(S2))が生じた。Table.1に示すようにWa試験体は $\beta$ 値、累積歪エネルギー量が最も良好な結果を示し、履歴性状も安定していた。

#### (e) Wb(集成材面内方向割裂破壊, Fig.7(e), Fig.8(S1)(S10))

ボルト型の拘束材固定方法を採用したWb試験体では、芯材面内方向の局部座屈発生(Fig.8(S10))に伴い、軸歪2.0%から圧縮側耐力が引張側耐力を徐々に上回り(Fig.7(e))、芯材局部座屈による面内方向支圧力が鋼材スペーサーを介してボルトを集成材面内方向に押し出して強制変形(集成材にボルトがめり込む)させ、軸歪3.0%-3cycle圧縮にてボルトを介して伝達されるせん断力により集成材が面内方向に割裂破壊(Fig.8(S1))を生じた。

#### (f) Wp(集成材面内方向割裂破壊+集成材面外方向めり込み破壊+芯材補強鋼板の局部崩壊, Fig.7(f), Fig.8(S5)~(S9))

ボルト型の拘束材固定方法かつ芯材補強鋼板を設けて芯材面外座屈に伴う拘束材局部崩壊を補剛したWp試験体では、芯材の面内・面外両方向に局部座屈(Fig.8(S9)(S10))が生じ、支圧力を受けた芯材補強鋼板は面外方向に局部崩壊(Fig.8(S6))し、集成材はワッシャーが面外方向にめり込み破壊(Fig.8(S5))し、最終的には軸歪3.0%-4cycle圧縮にて集成材が面外方向に曲げ割裂破壊(Fig.8(S7)(S8))を生じた。Fig.8(S6)に示すように、芯材補強鋼板はボルト位置4点の範囲内でめり込みを生じた。

#### (g) Wa2.5(集成材面内方向割裂破壊, Fig.7(g), Fig.8(S2)(S10))

ボルト+接着型の拘束材固定方法かつ面内方向のクリアランス量を片側1mmから2.5mmとしたWa2.5試験体では、1mmのWa試験体と比べて面内方向の芯材局部座屈による鋼材スペーサーへの支圧力は約2倍上昇し、Wa試験体より2cycle早い軸歪3.0%-4cycle圧縮にて集成材がボルト列近傍で面内方向に割裂破壊(Fig.8(S2))した。ただし、Table 1に示すようにボルト+接着型の拘束材固定方法を採用したWa2.5はボルト型のみWb2.5よりも終局までの変形性能が3.0%-1cycle分多く、面内方向の拘束のために集成材を二次接着する納まりは変形性能の向上に効果があると推測される。

#### (h) Wb2.5(集成材面内方向割裂破壊, Fig.7(h), Fig.8(S1)(S10))

ボルト型の拘束材固定方法かつ面内方向のクリアランス量を片側1mmから2.5mmとしたWb2.5試験体では、1mmのWb試験体と比べて面内方向の芯材局部座屈による鋼材スペーサーへの支圧力が上昇し、Wb試験体より1cycle早期の軸歪3.0%-3cycle圧縮にて集成材がボルト列近傍で面内方向に割裂破壊(Fig.8(S1))した。

#### (i) Was(集成材の局部崩壊+面外方向割裂破壊, Fig.7(i), Fig.8(S4)(S9))

ボルト+接着型の拘束材固定方法かつ面外方向のクリアランス量を片側0mmから0.5mmとしたWas試験体では、面外方向に局部座屈した芯材が集成材にめり込み(Fig.8(S9)、局部崩壊)、軸歪3.0%-1cycle圧縮で集成材がせい中央で面外方向に割裂破壊(Fig.8(S4))した。面内方向に接着した集成材スペーサーは面内方向と比べ面外方向の拘束効果の向上は期待できないことが確認された。

#### (j) Wbs(集成材の局部崩壊+面外方向割裂破壊, Fig.7(j), Fig.8(S3)(S9))

ボルト型の拘束材固定方法かつ面外方向のクリアランス量を片側0mmから0.5mmとしたWbs試験体では、面外方向に局部座屈した芯材が集成材にめり込み(Fig.8(S9)、局部崩壊)、軸歪3.0%-1cycle圧縮で集成材せい中央が面外方向に割裂破壊(Fig.8(S3))した。

### 3.2 各試験体パラメータが変形性能と破壊モードに与える影響

#### (a) 境界条件

3.1節(a)~(c)の長尺試験体の結果に示すように、両端ピン接合では、芯材が圧縮変形によって鉛直方向に変位すると、芯材が集成材端部に接触してこじれに伴う面内方向の付加曲げモーメントが加わり、木質拘束材の面内方向曲げ割裂に伴う芯材全体座屈または全体機構不安定(芯材首折れ座屈)が生じる場合があり、集成材端部割裂防止鋼板や芯材補強鋼板など木質拘束材端部を適切に補剛する必要がある。3.1節(d)~(j)の結果に示すように、これに対して十分に固定度の高い接合形式では、十分な曲げモーメント伝達能力が期待できる。

#### (b) 集成材端部割裂防止鋼板と芯材補強鋼板

集成材端部割裂防止鋼板と芯材補強鋼板は、木鋼BRBの接合方法に拠らず全体機構安定性への効果が期待できる。また、芯材補強鋼板は、集成材面内・面外両方向の拘束効果を期待できる。ただし、面外方向に局部座屈を生じた芯材の支圧力に対して芯材補強鋼板の局部崩壊(例: Fig.8(S6))を防止する必要がある。

#### (c) 拘束材固定方法

断面欠損を考慮して拘束鋼管と同じ全体座屈の設計基準<sup>18)~22)</sup>を満たすように木質拘束材を設計すれば、集成材に座堀を設けて固定ボルトを埋木で目隠しする木鋼BRB(Wa系)の変形性能は通常のボルト型(Wb系)と同等以上を期待できると考えられる。また、接着方法の品質確保が求められるものの、部材面内方向に集成材スペーサーを二次接着すると面内方向の芯材拘束効果と変形性能向上が期待できる。ただし、どの拘束材固定方法も固定度の高い接合部形式と適切なボルトピッチ(本論では100mm)の採用が必須である。

#### (d) 芯材面外・面内方向のクリアランス量

クリアランス量は破壊モードと変形性能に大きく影響するため、その管理を慎重に行う必要がある。芯材局部座屈はクリアランス量が大きい方向に誘発され、それに起因する集成材の局部崩壊(めり込み破壊)、曲げ割裂破壊が生じる。特に面外方向のクリアランス量は変形性能に著しく影響し、本実験では片側0.5mmとしただけでWa系の変形性能は3%-5cycle(Wa試験体)から2%-3cycle(Was試験体)まで低下している。芯材局部座屈に起因する面外支圧力を集成材のみで拘束するためには相当に大型の断面が必要と推測される。

## 4. 木鋼BRBの設計用評価式の検討

2~3章に示す性能確認実験を通して広範な破壊性状と変形性能の関係性を把握できた。本章は設計上憂慮すべき破壊モードの力学モデルを設定し、本論の実験結果を説明できる設計式の提案を試みる。

### 4.1 設計上憂慮すべき破壊モードの抽出

#### (a) 芯材面外方向局部座屈に起因する破壊モード

Fig.9に芯材面外方向局部座屈に起因する破壊モードの力学モデルを示す。芯材面外方向にクリアランスを有するWas, Wbs, Wp, WpL試験体では、芯材面外方向の局部座屈により、集成材の面外方向の破壊が生じた。Fig.9(a)(b)に示すように、Was, Wbs試験体では、芯材の構面外発生支圧力が集成材へ直接作用し、芯材によるめり込みが進展し、最終的に集成材の面外方向曲げ割裂が生じたと推測される。Fig.9(c)に示すように、WpとWpL試験体では、芯材の構面外発生支圧力が芯材補強鋼板を介して集成材に伝達され、芯材補強鋼板によるめり込みが進展し、最終的に集成材の面外方向曲げ割裂が生じたと推測される。また、以上に加えて全ての試験体でワッシャ

一が集成材へのめり込み抵抗力を発揮している様子が確認された。

**(b) 芯材面内方向局部座屈に起因する破壊モード**

Fig.10 に芯材面内方向局部座屈に起因する破壊モードの力学モデルを示す。芯材面内方向にクリアランスを有する Wa, Wb, Wa2.5, Wb2.5 試験体では、芯材構面内方向の局部座屈により、集成材構面内方向の引張割裂破壊が生じた。Fig.10(a)(b)に示すように、Wa, Wb, Wa2.5, Wb2.5 試験体では、芯材の構面内発生支圧力によりボルトが押し上げられ集成材にめり込み、集成材の構面内方向引張割裂が生じたと推測される。Fig.10(c)に示すように、Wp, WpL 試験体では、芯材補強鋼板の芯材構面内方向の拘束効果により、ボルトは集成材へめり込まず、芯材補強鋼板内のみで変形したと推測される。

**(c) 接合部を含む全体機構安定性に関する集成材端部の破壊モード**

Fig.11 に接合部を含む全体機構安定性に関する拘束材端部の破壊モードの力学モデルを示す。WaL と WbL 試験体では、集成材端部の全体機構安定性が確保できず、芯材端部の梘子反力を受けて集成材が面内方向に割裂破壊を生じた。Fig.11 に示すように、WaL 試験体では、自重による P-δ 効果から試験体下端部が集成材端部と接触し、ボルトが集成材構面内方向に押し広げられ、集成材端部から材軸方向に向かって割裂破壊が生じた。WbL 試験体では、集成材端部割裂防止鋼板が構面内方向の割裂破壊を防止し、芯材突出部が曲げ耐力に達し首折れ座屈に進展した。

**4.2 芯材局部座屈による面外・面内方向の設計力評価式<sup>18)19)</sup>**

日本建築学会座屈設計指針<sup>18)</sup>および木質構造規準<sup>19)</sup>に基づき、芯材局部座屈による面外・面内方向支圧の設計力評価式を仮定する。Fig.12 に芯材が面外・面内方向に局部座屈を生じる際の力学モデル<sup>18)</sup>を示す。Fig.12(a)の構面外支圧力は式(1)、Fig.12(b)の構面内支圧力は式(2)で表す。式(1)の分母は拘束材片側の締結ボルト間の曲げたわみ変形による座屈波長の変動を考慮している。

$$P_{d,w} = 4N_{cu}(2s_{rw} + v_p B_c \varepsilon_t) / (l_{pw} - 4N_c / K_r) \quad (1)$$

$$P_{d,s} = 4N_{cu}(2s_{rs} + v_p B_c \varepsilon_t) / l_{ps} \quad (2)$$

$$K_r = (1/K_w + 1/K_b)^{-1} \quad (3)$$

$$K_b = E_b A_{eff} / (0.5D_r) \quad (4)$$

$$K_w = E_w l_{pw} B_r / (D_r h) \quad (5)$$

$$A_{eff} = 2 \times (\pi/4) d^2 (l_{pw} / l_b) \quad (6)$$

ここに  $N_{cu}$  は芯材最大軸力、 $s_{rs}$  は面内方向の片側クリアランス、 $s_{rw}$  は面外方向の片側クリアランス、 $l_{ps}$  は面内方向座屈全波長長さ、 $l_{pw}$  は面外方向座屈全波長長さ、 $v_p$  はポアソン比、 $B_c$  は芯材幅、 $t_c$  は芯材厚、 $\varepsilon_t$  は軸歪、 $K_r$  は拘束材面外剛性、 $D_r$  は部材幅、 $d$  はボルト径、 $E_w$  は集成材ヤング率、 $E_b$  はボルトヤング率である。

**4.3 面内材耐力式(芯材補強鋼板が無い場合)**

**(a) ボルトのめり込みに対する集成材面内方向割裂耐力式**

Fig.13 に芯材補強鋼板が無い状態でボルトが集成材にめり込み面内方向に割裂を生じる破壊モードの力学モデルを示す。芯材局部座屈による構面内支圧力はスペーサーを介してボルトへ伝達される。このときボルトの中央部変形が集成材を繊維直交方向へ押し上げ(めり込み)、集成材面内方向割裂に進展すると考え、文献21)および式(8)のめり込み集中係数  $a$  を用いてボルト変形範囲から接触面積を決定し、式(7)より集成材面内方向割裂耐力を評価する。

$$P_{c,s1} = \phi (1/a) F_{wu} d D_r \quad (7)$$

$$a = (0.46 + 11.6 E_b d^3 / (k D_r^4))^{-1} \quad (8)$$

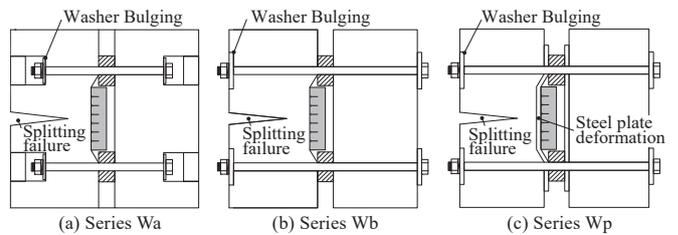


Fig. 9 Out-of-plane failure modes

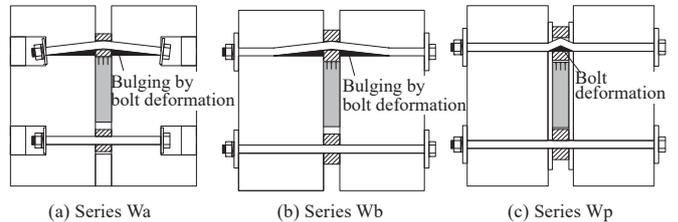


Fig. 10 In-plane failure modes

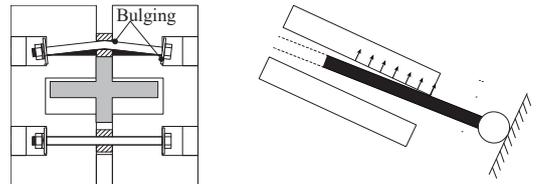
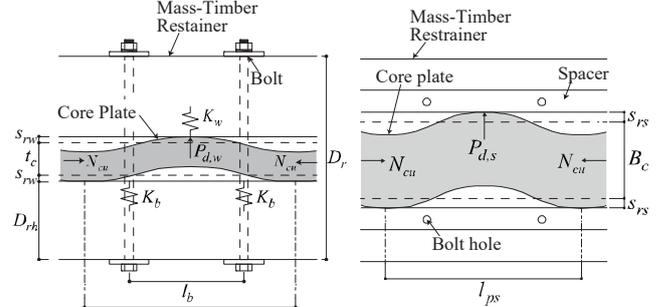
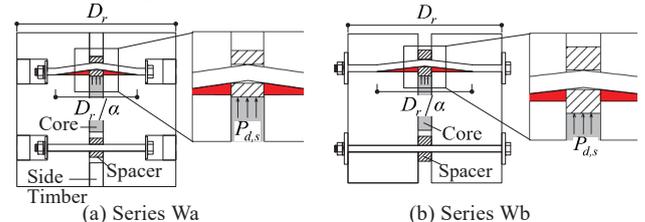


Fig. 11 Failure mode at the end of the restrainer



(a) Out-of-plane local buckling (b) In-plane local buckling

Fig. 12 Maximum outward force demand



(a) Series Wa (b) Series Wb

Fig. 13 Splitting failure by bolt deformation

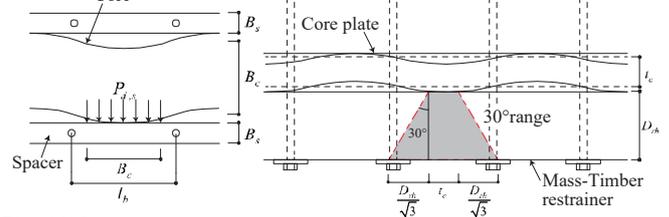


Fig. 14 Core contact range Fig. 15 Out-of-plane extension

ここに  $F_{wu}$  はめり込み基準強度、 $\phi$  はボルト両端が拘束されている場合の割裂に至る余裕率で、実験結果より  $\phi = 2.5$  とする。

**(b) ボルトのせん断耐力式**

Fig.14 に面内方向に局部座屈を生じた芯材と鋼材スペーサーとボルトに関する破壊モードの力学モデルを示す。芯材の面内局部座屈

による支圧力は鋼材スペーサーを介してボルトに伝達される。このとき鋼材スペーサーの面内反力が接触幅  $B_c$  の範囲に分布すると仮定し対象範囲内のボルトのせん断耐力式は式(9)で評価する。

$$P_{c,s2} = 2 \times (\pi/4) d^2 \times (\sigma_{bu}/\sqrt{3}) \times (B_c/l_b) \quad (9)$$

ここでボルト本数はボルト孔芯距離に対する接触幅で決定し、 $\sigma_{bu}$  はボルト基準強度とする。

#### 4.4 面外部材耐力式(芯材補強鋼板が無い場合)

##### (a) 芯材局部座屈に対する集成材面外方向めり込み耐力式

Fig.15 に面外方向局部座屈を生じた芯材が集成材にめり込む破壊モードの力学モデルを示す。この場合の集成材面外方向めり込み耐力式は、芯材と集成材の初期接触時はめり込みの進展による応力範囲の拡大を考慮せず接触幅を  $t_c$  として式(10)で評価する。

$$P_{c,w1} = t_c \times B_c \times F_{wu} \quad (10)$$

##### (b) ワッシャーによる集成材面外方向めり込み耐力式

Fig.15 にワッシャーが集成材にめり込む破壊モードの力学モデルを示す。局部座屈を生じた芯材の構面外発生支圧力による集成材の構面外方向変形に対して中ボルトのワッシャーが抵抗し、構面外発生支圧力の応力拡幅範囲を芯材と集成材の接触部から  $30^\circ$  方向と仮定し、対象範囲内のワッシャー数はボルト孔芯距離に対する拡幅範囲幅より決定されると仮定すると、集成材面外方向めり込み耐力式は式(11)で評価できる。なお、ワッシャー面積は式(12)で評価する。

$$P_{c,w2} = 2A_w \times (2D_{rh}/\sqrt{3} + t_c) / l_b \times F_{wu} \quad (11)$$

$$A_w = (\pi/4) \times (D_{wo}^2 - D_{wi}^2) \quad (12)$$

ここに  $D_{rh}$  は片側集成材幅、 $D_{wo}$  はワッシャー外径、 $D_{wi}$  はワッシャー内径とする。

##### (c) 芯材のめり込みに対する集成材面外方向曲げ耐力式

Fig.16 に芯材が集成材にめり込むときの集成材の曲げ破壊モードの力学モデルを、Fig.17 に構面外発生支圧力を受ける集成材の仮定断面の力学モデルを示す。Fig.16 は芯材幅  $B_c$  から受ける支圧力を等分布荷重と想定し、単純支持梁を仮定する。Fig.16 と Fig.17 から芯材のめり込みによる集成材面外方向曲げ耐力式を式(13)で評価する。

$$P_{c,w3} = \{4(2D_{rh}/3\sqrt{3} + t_c) D_{rh}^2\} / \{3(B_c + 4b)\} F_{wbT} \quad (13)$$

ここに  $F_{wbT}$  は集成材繊維直交方向曲げ基準強度、 $b$  は芯材小端からボルト孔芯間距離であり、繊維直交方向曲げ基準強度は繊維方向曲げ基準強度の 1/10 と仮定する<sup>16)</sup>。

#### 4.5 面内部材耐力式(芯材補強鋼板が有る場合)

##### (a) ボルトせん断耐力評価式

4.3 節(b)と同様にボルトせん断耐力式を式(14)で評価する。

$$P_{c,s1-p} = 2 \times (\pi/4) d^2 \times (\sigma_{bu}/\sqrt{3}) \times (B_c/l_b) \quad (14)$$

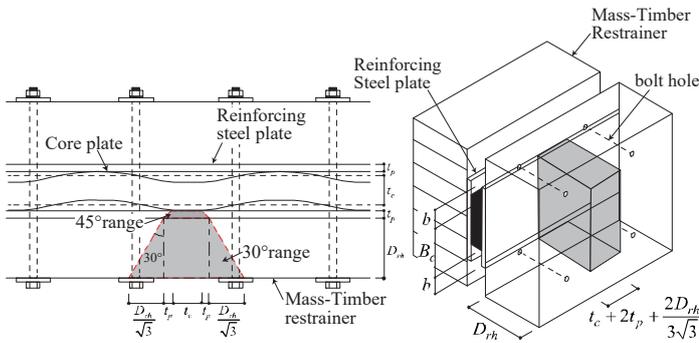


Fig. 20 Out-of-plane extension (Series Wp)

Fig. 21 Structure model (Series Wp)

##### (b) ボルトの支圧力に対する芯材補強鋼板面内方向耐力式

4.3 節(a)の集成材に対するボルトのめり込みは芯材補強鋼板が防止する一方、ボルトから伝達される支圧力に対する芯材補強鋼板面内方向の部材耐力式を検討する。このとき Fig.18 に示すような破壊モードに基づきボルト径と芯材補強鋼板厚から決定される接触面積から芯材補強鋼板面内方向耐力式は式(15)で評価する。

$$P_{c,s2-p} = 2t_p d \times (B_c/l_b) \times \sigma_{pu} \quad (15)$$

ここに  $\sigma_{pu}$  は芯材補強鋼板引張強度である。

#### 4.6 面外部材耐力式(芯材補強鋼板が有る場合)

##### (a) 芯材局部座屈に対する集成材面外方向めり込み耐力式

Fig.19 に面外方向局部座屈を生じた芯材が芯材補強鋼板を介して集成材にめり込む破壊モードの力学モデルを示す。芯材が芯材補強鋼板を面外に押し出し、接触面として形成される四角形の頂点から  $45^\circ$  方向に応力拡幅すると仮定すると、集成材面外方向めり込み耐力式は式(16)で評価される。

$$P_{c,w1-p} = (t_c + 2t_p) \times (B_c + 2t_p) \times F_{wu} \quad (16)$$

##### (b) ワッシャーによる集成材面外方向めり込み耐力式

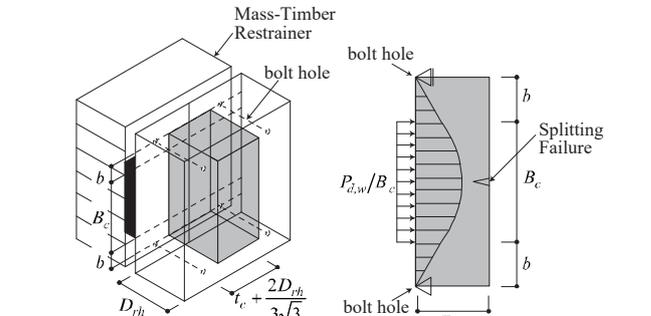


Fig. 16 Idealized model to compute the outward force

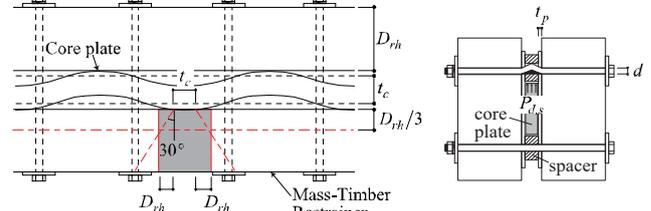
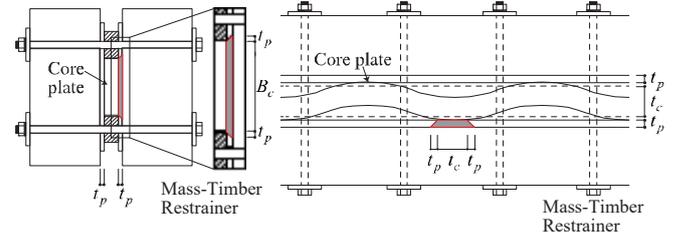


Fig. 17 Hypothetical section

Fig. 18 Bolt deformation



(a) Section

(b) Plan

Fig. 19 Out-of-plane extension with outward force

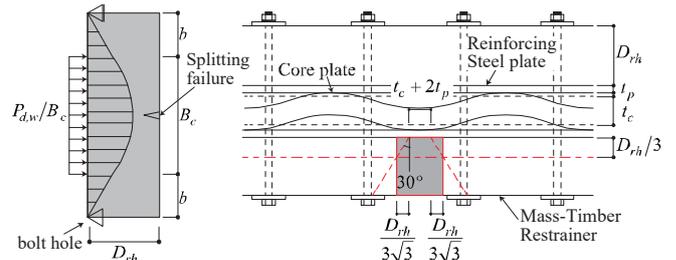


Fig. 22 Hypothetical section (Series Wp)

Fig.20 にワッシャーが集成材にめり込む破壊モードの力学モデルを示す。芯材の構面外発生支圧力が芯材から芯材補強鋼板へ45°方向、芯材補強鋼板から集成材へ30°方向応力拡幅すると仮定し、ワッシャーによる集成材面外方向めり込み耐力式は式(17)で評価する。

$$P_{c,w2} = 2A_w \times (2D_{rh}/\sqrt{3} + t_c + 2t_p) / l_b \times F_{wu} \quad (17)$$

(c) 芯材のめり込みに対する集成材面外方向曲げ耐力式

Fig.21 に芯材が芯材補強鋼板を介して集成材にめり込むときの集成材の曲げ破壊モードの力学モデルを、Fig.22 に構面外発生支圧力を受ける集成材の仮定断面の力学モデルを示す。Fig.21 は芯材幅  $B_c$  から受ける支圧力を等分布荷重と想定し、単純支持梁を仮定する。芯材の構面外発生支圧力が芯材から芯材補強鋼板は45°方向へ、芯材補強鋼板から集成材は30°方向へ応力が拡幅すると仮定し、芯材のめり込みに対する集成材面外方向曲げ耐力式を式(18)で評価する。

$$P_{c,w3-p} = \{4(2D_{rh}/3\sqrt{3} + t_c + 2t_p) D_{rh}^2\} / \{3(B_c + 4b)\} F_{wbT} \quad (18)$$

(d) 芯材のめり込みに対する芯材補強鋼板局部崩壊耐力式<sup>18)</sup>

Fig.23 に芯材のめり込みを受けて芯材補強鋼板が局部崩壊を生じる破壊モードの力学モデルを示す。角形鋼管の拘束材の局部崩壊の既往検討<sup>18)</sup>に基づき降伏線理論を用いて芯材補強鋼板の局部崩壊耐力式を導出する。従来のBRBでは部材せいに対する芯材幅が0.3-0.5で集約することに対し、木鋼BRBでは設計上  $B_c/B_b$  が0.7以上の評価が想定され、Fig.23 に示す5本の降伏線のエネルギーが最小となる場合を想定し、芯材補強鋼板局部崩壊耐力は式(19)で評価する。

$$P_{c,w4-p} = 2 t_p^2 \sigma_{py} \sqrt{1 - B_c/B_b} \quad (19)$$

ここに  $t_p$  は芯材補強鋼板厚さ、 $\sigma_{py}$  は芯材補強鋼板の降伏強度、 $B_b$  は部材軸直交方向のボルト孔芯距距離である。

4.7 接合部を含む全体機構安定性の検定

既往研究<sup>18)</sup>の安定限界軸力算定式(20)を用いて拘束材端部曲げ耐力を含む全体座屈耐力  $N_{lim1}$  を検定する。ブレース端部の曲げモーメント伝達能力  $M_p^r$  (式(21))は、芯材突出部(式(22))または拘束材端部(式(23),(24))の曲げモーメント伝達能力の小さい方を採用する。拘束材端部の曲げモーメント伝達能力は、芯材補強鋼板の有無により算出方法が異なる。芯材補強鋼板の無い拘束材端部の曲げモーメント伝達能力は、Fig.24 に示す破壊モードの力学モデルを仮定し、集成材のめり込み耐力  $P_{c,sl}$  と式(8)にて算出したボルト曲げめり込みから受ける支圧力と芯材貫入長と最端部のボルト距離より式(23)より評価する。芯材補強鋼板の有る拘束材端部の曲げモーメント伝達能力は、芯材補強鋼板の曲げ耐力による式(24)で評価する。

$$N_{lim1} = \{(M_p^r - M_0^r) / (a_r + N_{cr}^r)\} / \{(M_p^r - M_0^r) / (a_r N_{cr}^r) + 1\} > N_{cu}^{op} \quad (20)$$

$$M_p^r = \min(M_p^{r-rest}, M_p^{r-neck}) \quad (21)$$

$$M_p^{r-neck} = [1 - \{(N_{cu} - N_{wy}^c) / (N_{cu} - N_{wy}^c)\}] Z_p \sigma_{py} \quad (22)$$

$$M_p^{r-rest} = P_{c,sl} \times (L_{in} - l_{be}) \quad (23)$$

$$M_p^{r-rest} = Z_{cp} \sigma_{py} \quad (24)$$

$$a_r = e + s_{rs} + \zeta L_0 (\theta_0 + 2s_{rs} / L_{in}) \quad (25)$$

ここに  $M_p^{r-rest}$  は拘束材の曲げモーメント伝達能力、 $M_p^{r-neck}$  は芯材突出部の曲げモーメント伝達能力、 $M_p^r$  はブレース端部の曲げモーメント伝達能力、 $M_0^r$  は初期曲げモーメント、 $\zeta L_0$  は接合部長さ、 $L_{in}$  は芯材の貫入長、 $N_{cr}^r$  は拘束材のオイラー座屈荷重、 $N_{cr}^r$  は接合部の座屈耐力、 $N_{cu}$  は芯材突出部の終局耐力、 $N_{wy}^c$  は芯材突出部のウェブ降伏軸力、 $a_r$  は初期不整、 $e$  は偏心量、 $\theta_0$  は初期偏心角度、 $Z_{cp}$  は十字部断面係数、 $Z_p$  は塑性部断面係数である。

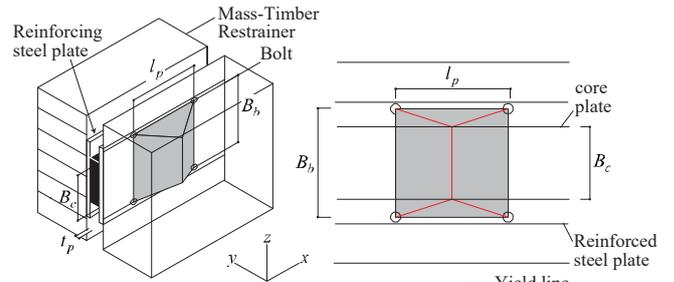


Fig. 23 Yield line on reinforcing steel plate

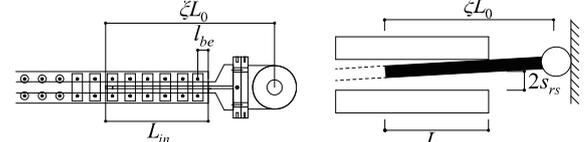


Fig. 24 Failure mode at the end of the restrainer

5. 実験結果を用いた提案設計式の整合性検証

提案した設計力と部材耐力の設計式を実験結果に適用し、実験結果との整合性を検証する。また、芯材耐力上昇率および座屈安全率も分析する。ここでは設計応力は実実験の計測値を、部材耐力は公称の材料基準強度<sup>19)</sup>を適用して評価する。

5.1 芯材補強鋼板の無い試験体 (Wa 系, Wb 系)

Table 2 に芯材補強鋼板の無い試験体(Wa 系, Wb 系)の評価結果を示す。同表の青抜きは面内方向(In-plane)の、緑抜きは面外方向(Out-of-plane)の芯材局部座屈に起因する部材耐力に対する設計応力の検定比(Demand-to-Capacity Ratio, DCR)である。

(a) 構面内発生支圧力に対して破壊した試験体の評価結果

Table 2 の青抜きに示すように、構面内発生支圧力に対して破壊した Wa, Wb, Wa2.5, Wb2.5 試験体では、実験結果と同様にクリアランスに比例して構面内発生支圧力  $P_{ds}$  が大きくなる。Wa 系では、集成材スペーサーの追加によって僅かに面内方向耐力が向上する。Wa, Wb 試験体では、ボルトのめり込みによる集成材面内方向割裂耐力  $P_{c,sl}$  に対する検定値(DCR)が 1.0 を超え実験結果と概ね一致した。ボルトのせん断耐力  $P_{c,s2}$  に対する検定値も 1.0 を超える結果も多く、これは実際に解体したボルトに残留変形が生じていた点と対応する。しかし一方で、Wa2.5 と Wb2.5 はクリアランスに比例して DCR は Wa と Wb の約 2 倍、割裂発生時の変形性能もより低い想定であるが、実験時の変形性能は同等であり、式(7)と式(8)で評価される  $P_{c,sl}$  は全ての実験結果を完全には捉えられていない。この乖離は式(7)に含まれる実験式  $\alpha^{21}$  と定数  $\phi$  が原因のひとつと考えられ、面内方向にクリアランスを有する木質拘束材の設計式を完成させるためには、基礎的な要素実験を含むさらなる追加検討が必要である。

(b) 構面外発生支圧力に対して破壊した試験体の評価結果

Table 2 の緑枠に示すように、構面外発生支圧力に対して破壊した Was, Wbs 試験体では、実験結果と同様に構面外発生支圧力が他試験体より大きく作用しており、面外方向のクリアランス量が大きく影響することを評価できている。芯材局部座屈に対する集成材面外方向めり込み耐力  $P_{c,w1}$  の検定値は 1.0 を超え、局部座屈の起点となる集成材のめり込み発生が評価され実験とも対応する。ワッシャーによる集成材面外方向めり込み耐力  $P_{c,w2}$  の検定値、集成材面外方向曲げ耐力  $P_{c,w3}$  の検定値も 1.0 を超え、実際の破壊性状と対応する。ただし、Wp 系も含め、実験ではワッシャーのめり込みは集成材の

終局崩壊の原因とならない点に留意が必要である。

### 5.2 芯材補強鋼板が有る試験体 (Wp 系)

Table 3 に芯材補強鋼板の有る試験体(Wp 系)の評価結果を示す。同表の緑抜きは面外方向の芯材局部座屈に起因する設計力、部材耐力、両者の検定比(DCR)である。Wp 系試験体では、集成材面内方向の破壊は生じておらず検定値も 1.0 を下回った。一方で、集成材面外方向めり込み、構面外発生支圧力による集成材面外割裂、集成材面外方向の芯材補強鋼板の局部崩壊に関する検定値はいずれも概ね 1.0 程度もしくは 1.0 を超え、実際の破壊性状に対応する。

### 5.3 接合部を含む全体機構安定性 (WaL, WbL, WpL 試験体)

Table 4 に接合部を含む全体機構安定性に関する長尺試験体(WaL, WbL, WpL)の評価結果を示す。WaL, WbL 試験体では、安定限界軸力が最大部材軸力を下回り、実験と同様な全体機構不安定が評価できている。特に WbL 試験体では、集成材端部割裂防止鋼板による拘束効果で曲げモーメント伝達能力が向上し、集成材端部の割裂破壊は防止されたが、評価式で想定された安定限界軸力を 2 割程度超えた時点で首折れ座屈が生じた。WpL 試験体の実験は、芯材局部座屈

による集成材の構面内割裂破壊で終局を迎えたが、付録 1 に示すように、安定限界軸力は最大軸力実験値と概ね一致しており、実態は芯材突出部の首折れ座屈でも終局を迎えていた可能性が示唆される。このように、木鋼 BRB は従来の鋼モルタル系拘束材を用いた BRB と比べ、拘束材端部での曲げモーメント伝達能力が低く信頼性を確保し難いため、十分に固定度の高い接合方法の適用が求められる。

### 5.4 木鋼 BRB の芯材耐力上昇率と全体座屈安全率

Table.5 に芯材耐力上昇率  $\alpha$  および全体座屈安全率  $e\alpha$  の設計値 (Design)と実験値(Experiment)の比較を示す。評価の対象は境界条件がピン接合かつ拘束材の局部崩壊で終局を迎えた WpL 試験体とし、評価は従来型の充填鋼管用の設計指針<sup>18)</sup>に基づき式(26)および式(27)で計算した。芯材降伏軸力  $N_y$  は公称 F 値で計算している。

$$N_{cr}^B = \pi^2 EI_B / l_B^2 > \alpha N_{cu} \quad (26)$$

$$N_{cu} = \alpha N_y \quad (27)$$

ここに  $N_{cr}^B$  は断面一体とした拘束材オイラー座屈荷重、 $E$  は集成材ヤング率、 $I_B$  は断面一体とした集成材断面二次モーメント、 $l_B$  は拘束材長さである。

Table 2 Evaluation of failure mode by local buckling of core steel plate

Name	Failure mode	Demand		Failure mode based capacity									
		In-plane	Out-of-plane	In-plane				Out-of-plane					
		Maximum outward force by core plate (Experiment)		Bolt-deformation-induced splitting failure of mass timber		Shear failure of bolt		Core-plate-induced local bulging failure of mass timber		Washer-induced local bulging failure of mass timber		Core-plate-induced splitting failure of mass timber	
		$P_{d,s}$ (kN) Eq. (2)	$P_{d,w}$ (kN) Eq. (1)	$P_{c,s1}$ (kN) Eq. (7)	DCR	$P_{c,s2}$ (kN) Eq. (9)	DCR	$P_{c,w1}$ (kN) Eq. (10)	DCR	$P_{c,w2}$ (kN) Eq. (11)	DCR	$P_{c,w3}$ (kN) Eq. (13)	DCR
Wa	Splitting failure In-plane	15.49	3.55	14.11	1.10	15.09	1.03	8.42	0.42	8.55	0.41	12.55	0.28
Wb	Splitting failure In-plane	14.92	3.41	14.11	1.06	15.09	0.99	8.42	0.40	21.84	0.16	11.00	0.31
Wa2.5	Splitting failure In-plane	29.84	3.40	14.11	2.12	15.09	1.98	8.42	0.40	8.55	0.40	12.55	0.27
Wb2.5	Splitting failure In-plane	28.89	3.28	14.11	2.05	15.09	1.91	8.42	0.39	21.84	0.15	11.00	0.30
Was	Splitting failure Out-of-plane	11.55	14.24	14.18	0.81	15.09	0.77	8.42	1.69	8.55	1.67	12.55	1.13
Wbs	Splitting failure Out-of-plane	11.47	14.15	14.18	0.81	15.09	0.76	8.42	1.68	21.84	0.65	11.00	1.29

Table 3 Evaluation of failure mode by local buckling of core steel plate reinforced by additional steel plates

Name	Failure mode	Demand		Failure mode based capacity											
		In-plane	Out-of-plane	In-plane				Out-of-plane							
		Maximum outward force by core plate (Experiment)		Shear failure of bolt		Bolt-deformation-induced reinforcing plate failure		Core-plate-induced local bulging failure of mass timber		Washer-induced local bulging failure of mass timber		Core-plate-induced splitting failure of mass timber		Core-plate-induced local bulging failure of reinforcing plate	
		$P_{d,s}$ (kN) Eq. (2)	$P_{d,w}$ (kN) Eq. (1)	$P_{c,s1-p}$ (kN) Eq. (14)	DCR	$P_{c,s2-p}$ (kN) Eq. (15)	DCR	$P_{c,w1-p}$ (kN) Eq. (16)	DCR	$P_{c,w2-p}$ (kN) Eq. (17)	DCR	$P_{c,w3-p}$ (kN) Eq. (18)	DCR	$P_{c,w4-p}$ (kN) Eq. (19)	DCR
Wp	Splitting failure Out-of-plane	13.7	16.1	15.1	0.91	18.7	0.73	15.0	1.08	22.7	0.71	11.5	1.40	16.6	0.97
WpL	Splitting failure Out-of-plane	13.9	16.4	15.1	0.92	18.7	0.74	15.0	1.09	22.7	0.72	11.5	1.42	16.6	0.99

Table 4 Evaluation of global stability

Name	Failure mode	Insert zone (mm)	Connection length (mm)	Maximum axial force (kN)	Evaluation for Global stability			DCR
					Restrainer moment transfer capacity (kNm)		Expend failure force (kN)	
					$M^{r-rest}$ Eq.(22),(23)	$M^{r-neck}$ Eq.(24)		
WaL	Splitting failure at end of restrainer	545	378	306.9	2736.9	5325.1	308.1	1.0
WbL	Cross section Yielding	545	378	365.3	2736.9	5325.1	308.1	1.2
WpL	Splitting failure out-of-plane buckling	545	378	455.6	14863.5	5325.1	395.6	1.2

Table 5 Safety factor of global buckling

	Yield axial force of core plate (kN)	Euler buckling strength of restrainer (kN)	Maximum axial force (kN)	Overstrength strain hardning factor	Overall safety factor
WpL	$N_y$	$N_{cr}^B$	$N_{cu}$	$d\alpha$	$e\alpha$
Design	244.4	942.5	342.2	1.40	2.75
Experiment	-	-	455.6	1.86	2.07

Table 5 に示すように、芯材耐力上昇率 $\alpha$ の設計値は文献 18)の推奨値 1.4 としたのに対して、芯材塑性化部歪が 3%-4cycle に達した実験値は約 1.9 まで増大した。その一方、全体座屈安全率 $\alpha$ の設計値は推奨値 1.5~2.0 よりやや安全側の約 2.8 としたのに対して、実験値は約 2.1 確保された状態であった。本論の範囲では、拘束材の全体座屈で終局を迎えた実験結果が無いため、木鋼 BRB に特化した全体座屈の安全率は確定できない。しかし、同表に示すように、木質拘束材も、拘束鋼管用の全体座屈の安全率 $\alpha$ 約 2.0 以上を守って設計<sup>18)-22)</sup>し、さらに本実験が明らかにした木鋼 BRB 特有の破壊モードに対して十分に安全に設計することが求められる。

### 5.5 集成材を用いた拘束材の平面保持仮定の確保

本研究の木質拘束材は、スプリングワッシャーの潰れにより締結を確認した中ボルトの支圧力と、支圧力による材同士の摩擦力によって平面保持仮定の成立を意図している。Table 5 に示すように、WpL 試験体の実験時最大軸力 $N_{ax}$ は、各集成材の断面二次モーメントの線形和で計算したオイラー座屈荷重( $N_{cr}^B/4$ )を大きく超えており、これは同構法が平面保持仮定の成立の確保にとってある程度有効であることを示唆する。ただし、長期的な張力の低減等を考慮する場合では、平面保持仮定が成立しない場合のオイラー座屈荷重( $N_{cr}^B/4$ )を用いて拘束材の全体座屈検定(5.4 節)を行うと、より安全側の設計になる。

## 6. 結

本研究では、拘束材固定方法(ボルト型、ボルト+接着型)、面内面外方向のクリアランス量、芯材補強鋼板の有無、集成材端部割裂防止鋼板の有無、境界条件(ピン接合、G.PL 接合)の異なる多数の試験体を用いた広範な性能確認実験を行い、拘束材に集成材を用いた BRB(木鋼 BRB)の繰返し変形性能と破壊モードを検討した。本研究の範囲で得られた知見は以下の通りである。

- 1) 固定度の高い接合部形式と、片側集成材幅前後かつ芯材局部座屈防止の設計式(1)~式(19)を満たす中ボルトピッチを採用し、断面欠損を考慮して拘束鋼管と同じ全体座屈の設計基準を満たすように木質拘束材を設計<sup>18)-22)</sup>すれば、集成材に座堀を設けて固定ボルトを埋木で目隠しする木鋼 BRB (Wa 系)の変形性能は通常のボルト固定タイプ(Wb 系と Wp 系)と同等以上を期待して良い。
- 2) 集成材端部割裂防止鋼板と芯材補強鋼板は、木鋼 BRB の接合方法に拘らず全体機構安定性の向上に効果がある。また、芯材補強鋼板は、芯材面内・面外両方向の拘束効果の向上に効果を有するが、面外方向に局部座屈を生じた芯材の支圧力に対して芯材補強鋼板の局部崩壊を防止する必要がある。
- 3) 芯材-拘束材間のクリアランス量は破壊モードと変形性能に強く影響し、芯材局部座屈はクリアランス量が大きい方向に誘発され、それに起因する集成材の局部崩壊(めり込み破壊)、最終的な曲げ割裂破壊が生じる。特に面外方向のクリアランス量は変形性能に著しく影響し、例えば本実験の Wa 系試験体の変形性能は 3%-5cycle(Wa)から 2%-3cycle(Was)まで低下した。
- 4) ピン接合では、芯材が圧縮変形によって鉛直方向に変位すると、芯材が集成材端部に接触してこじれに伴う面内方向の付加曲げモーメントが加わり、木質拘束材の面内方向曲げ割裂

に伴う芯材全体座屈または接合部を含む全体機構不安定(首折れ座屈)が生じる場合がある。木鋼 BRB には拘束材端部の曲げモーメント伝達能力を期待せず十分に固定度の高い接合部形式が推奨される。ピン接合を採用する場合には少なくとも集成材端部割裂防止鋼板や芯材補強鋼板など木質拘束材を適切に補剛する必要がある。

- 5) 広範な木鋼 BRB の実験結果から代表的な破壊モードを抽出し、現行の規準・指針類を援用した設計応力と部材耐力の設計式を提案した結果、実験時の破壊モードと対応する検定比で概ね表現できることを確認した。しかし面内方向に大きなクリアランスを有する場合の耐力性能が過小評価されるなど完全には捉えきれず、設計式の完成にはさらなる追加検討が必要である。

上述したように本論文の提案評価式は、本実験にて明らかになった木鋼 BRB の破壊モードを概ね説明できる一方で、立式に多くの仮定を含んでおり、その妥当性検証にはさらなる要素実験が必要である。特に芯材の局部座屈に伴う集成材の繊維直交方向の弾塑性変形は、クリアランス評価に影響を与えると考えられるが、本研究の一連の実験ではその影響が明確に現れず分離できなかったため、本論は主に耐力に基づいた既存式を援用した部材検定の提案に留めた。今後、集成材繊維直交方向の弾塑性変形が局部座屈耐力に与える影響が明確に確認される場合は、設計力評価式と耐力評価式にその影響を含むことも考えられる。ただし、その場合においては、付録 2 に示すように繊維直交方向のヤング係数を評価する試験方法の確立が必要となる。

なお、本実験結果に示すように、木鋼 BRB では、終局時に拘束材が脆性的に破壊するケースが多く、過大入力時の変形性能の確保や地震後の継続使用性の可否などについて、従来の拘束鋼管を用いた BRB とは異なる点に注意した慎重な判断が必要と考えられる。

## 謝辞

本研究は日鉄エンジニアリング株式会社との共同研究成果の一部をまとめたものです。同社 松岡祐一博士、中村泰教氏、富本淳氏、脇田直弥氏、渡辺厚氏、Sitler Benjamin 博士、寺嶋正雄博士に実験の実施と設計式の構築について御助言を頂きました。ここに記して感謝いたします。

## 参考文献

- 1) Quintana Gallo, P., Carradine, D.M. & Bazaez, R.: State of the art and practice of seismic-resistant hybrid timber structures. *Eur. J. Wood Prod.* 79, 5–28 2021. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00107-020-01556-3>
- 2) Li, Z, Dong H., Wang, X. and He, M.: Experimental and numerical investigations into seismic performance of timber-steel hybrid structure with supplemental dampers. *Eng Struct* 151(15):33–43, 2017. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2017.08.011>
- 3) Fukumoto, K., Kouda, M., Kubo, K., Usami, T., Kitamori, A., Miyauchi, Y., Isoda H., Experimental study on CLT seismic panel infilled within steel frame, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, Vol.86, No.787, pp.1345-1356, 2021.9, DOI: <https://doi.org/10.3130/aajs.86.1345> (in Japanese)
- 4) Gohlich, R, Erochko, J, Woods, JE. Experimental testing and numerical modelling of a heavy timber moment-resisting frame with ductile steel links. *Earthquake Engng Struct Dyn.* 2018; 47: 1460– 1477, DOI: <https://doi.org/10.1002/eqe.3025>

5) 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, DOI: <https://doi.org/10.3130/aajs.85.945> (in Japanese)

6) Saito, R., Harada, H., Terazawa, Y., Yamazaki, Y., Hayashi, K., Sakata, H. and Takeuchi, T.: Deformation capacity of dog bone timber-steel hybrid connections with both side flanges fixed by lag screws, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 86, No. 786, pp. 1224-1234, 2021. 8, DOI: <https://doi.org/10.3130/aajs.86.1224> (in Japanese)

7) Shioya, S., Koga, T., Otsuki, K. and Uchimura, K.: An innovative hybrid timber structure in Japan: Performance of column and beams, Proceedings of 14th WCTE, pp.1759-1766, 2016.8.

8) 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, DOI: <https://doi.org/10.3130/aajs.83.577> (in Japanese)

9) Harada, H., Iriguchi, N., Terazawa, Y., Matsui, R., Yamazaki, Y., Sakata, H., Takeuchi, T.: Effect of connection stiffness on seismic response of timber-steel grid shell roof, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.84, No.755, pp.51-59, 2019.1, DOI: <https://doi.org/10.3130/aajs.84.51> (in Japanese)

10) 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, DOI: <https://doi.org/10.3130/aajs.84.831> (in Japanese)

11) Nakajima, S., Terazawa, Y., Takeuchi, T., Ogawa, T., Yamazaki, Y. and Sakata, H.: Elastic buckling strength of timber lattice shell with steel connections considering rotational stiffness, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 84, No. 762, pp. 1081-1091, 2019. 8, DOI: <https://doi.org/10.3130/aajs.84.1081> (in Japanese)

12) JSSI : Buckling-Restrained-Braces and Applications,2017

13) Blomgren, HE., Koppitz, JP, Diaz, Valdes, A. and Ko, E.: The heavy timber buckling-restrained braced frame as a solution for commercial buildings in regions with high seismicity: Performance of column and beams, Proceedings of 14th WCTE, pp.3515-3524, 2016.8.

14) Yamamoto, Y., Yoshida, F. and Nakagawa, M.: Cyclic loading test of buckling restrained brace using wood material (Part 1 to Part 2), Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, pp. 742-745, 2018.7 (in Japanese)  
山本義徳, 吉田文久, 中川学: 木質材料を座屈拘束材とした鋼ブレースの繰返し載荷実験 (その1~その2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.742-745, 2018.7

15) Yoshida, F., Nakagawa, M., Yabuta T., Nishi T. and Abeyama, T.: Cyclic loading test of buckling restrained brace using laminated wood (Part 1 to Part 2), Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, pp. 995-998, 2019.7 (in Japanese)  
吉田文久, 中川学, 藪田智裕, 西拓馬, 阿部山健夫: 木質材料を座屈拘束材とした鋼ブレースの繰返し載荷実験 (その1~その2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.995-998, 2019.7

16) Haga, Y., Taguchi, T., Shimizu, K., Kondo, T. and Kato, M.: Development of the buckling-restrained steel-plate braces using glued laminated timber, (Part 1 to Part 3), Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, pp. 1535-1540, 2019. 7 (in Japanese)  
芳賀裕司, 田口孝, 清水啓介, 近藤龍哉, 加藤三晴: 集成材を利用した

座屈拘束鋼板ブレースの開発 (その1~その3), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1535-1540, 2019.7

17) Pantelides, CP., Murphy, C., Blomgren, HE. and Rammer, DR.: Mass timber buckling-restrained brace for seismic regions, Proceedings of 17WCEE, 2021.9.

18) AIJ: Recommendation for Stability Design of Steel Structures, 2018 (in Japanese)  
日本建築学会: 鋼構造座屈設計指針, 2018.

19) AIJ: Standard for Structural Design of Timber Structures, 2002.  
日本建築学会: 木質構造設計規準・同解説, 2002.

20) AIJ: Fundamental Theory of Timber Engineering, 2010.  
日本建築学会: 木質構造基礎理論, 2010.

21) Kamachi, K., Inayama, M. and Ando, N.: Design method to estimate the load-slip characteristics of bolted or drift-pinned joints with the steel inserted plate, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 73, No. 627, pp. 795-802, 2008. 5, DOI: <https://doi.org/10.3130/aajs.73.795> (in Japanese)

22) AIJ: Stability Problems of Steel Structures 2013, 2013.6  
日本建築学会: 鋼構造物の座屈に関する諸問題 2013, 2013.6

23) PBA: Construction standard for timber public buildings, 2019.  
公共建築協会: 平成31年版 公共建築木造工事標準仕様書

24) HOWTEC: Experiment standard for structural timbers, 2011.  
日本住宅・木材技術センター: 構造用木材の強度試験マニュアル, 2011.

#### 付録1. WpL 試験体全体座屈耐力評価の例

ピン中心間を有効座屈長とし, 芯材補強部は実験時最大軸力に対して弾性範囲であるものとする。ピン接合であるため, 面外方向の拘束材端部曲げモーメント  $M_0^r = 0$ , 端部の回転剛性  $K_{Rg} = 0$  とする。拘束材の断面二次モーメント  $I_0 = 7.87 \times 10^7 \text{ mm}^4$ , ピン間座屈長  $L_0 = 3546 \text{ mm}$ , 芯材貫入長  $L_{in} = 923 \text{ mm}$ , 芯材弾性部長  $L_0 = 923 \text{ mm}$ , 初期たわみ  $a_r = 4.39 \text{ mm}$ , 芯材補強鋼板の塑性断面係数  $Z_p = 6.32 \times 10^4 \text{ mm}^3$ , 芯材十字部の塑性断面係数  $Z_{CP} = 2.27 \times 10^4 \text{ mm}^3$ , 芯材降伏強度  $\sigma_{py} = 271 \text{ N/mm}^2$  (材料試験値), 芯材最大軸力  $N_{cu}^{ep} = 455.6 \text{ kN}$ , 芯材補強部のウェブ部降伏軸力  $N_{wy}^c = 459.6 \text{ kN}$ , 芯材補強部の降伏耐力  $N_{cr}^c = 672.1 \text{ kN}$ ,  $N_{cu}^{ep} < N_{wy}^c$  より芯材端部の曲げモーメント伝達能力  $M_p^{r-neck} = Z_{CP} \sigma_{py} = 6140.9 \text{ kNm}$ , 拘束材端部の曲げモーメント伝達能力  $M_p^{r-rest} = Z_p \sigma_{py} = 17140.5 \text{ kNm}$ , 材全体の部材曲げモーメント伝達能力  $M_p^r = \min(M_p^{r-rest}, M_p^{r-neck}) = 6140.9 \text{ kNm}$ , 材全体のオイラー座屈荷重  $N_{cr}^B = \pi^2 EI_0 / L_0 = 942.9 \text{ kN}$  である。また, 端部の回転剛性はないため, 接合部座屈荷重  $N_{cr} = 0$  とする。式(20)から安定限界軸力は  $565.3 \text{ kN}$  となる。WpL 試験体は最終的に構面外局座屈破壊で実験を終了しているが, 芯材突出部の曲げ耐力で決定される。全体座屈耐力は実験で確認された最大軸力と概ね一致している。

#### 付録2. 文献24)に基づく集成材の材料試験

本研究に使用した集成材は, 日本住宅・木材技術センターの定める材料試験を実施している。試験内容は, 集成材繊維方向の曲げ強さ, せん断の影響の有無を考慮した曲げヤング係数を測定する曲げ試験と, 面外方向のめり込み強度(集成材中央部と端部)を測定するめり込み試験である。試験体数は曲げ試験が3体, めり込み試験が7体とした。両試験はともにアムスラー型万能試験機を用いる。曲げ試験は単純支持した集成材にトーナメント法で等曲げ載荷した。めり込み試験は材長900mmで切り出した150mm×200mm断面の集成材を規程寸法の鋼材加圧板上に直置きし, さらに集成材の上に同様の加圧板を置き, 2枚の加圧板で集成材を挟むようにして単純圧縮載荷した。試験体数, 実験方法および計測処理は, 同センターの仕様書<sup>24)</sup>に従っている。材料試験値はTable 6とTable 7に示すとおりである。ただし, 集成材繊維直交方向のヤング係数の実験方法及計測法は定められておらず, 試験を実施できていない。木質構造設計基準<sup>19)</sup>にも繊維直交方向のヤング係数の公称値に規程がなく, 同係数の試験方法の確立が強く望まれる。

Table 6 Bending tests

	Strength (N/mm <sup>2</sup> )	$E_w$ (kN/mm <sup>2</sup> )	
		Shear	No Shear
Mean value	39.64	11.23	12.22
Standard deviation	5.27	0.16	0.24
CV	0.13	0.01	0.02
Variability coefficient	5%	0.58	0.95
	50%	0.94	0.99
Lower limit	23.04	11.15	12.11
Nominal value	30.90	9.50	9.50

Table 7 Compression tests

	$F_{ww}$ (N/mm <sup>2</sup> )	
	Center	Edge
Mean value	11.4	9.1
CV	0.08	0.07
Coefficient $k$	3.13	2.68
Variability coefficient	0.74	0.82
	Lower limit	8.40
Nominal value $F_{ww}$	8.10	6.60
Lower limit / Nominal	1.04	1.14

(2021年12月3日原稿受理, 2022年5月23日採用決定)