

拘束材に集成材と鋼板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 AND STEEL PLATE RESTRAINER

竹内 徹^{*1}, 寺澤友貴^{*2}, 高野智樹^{*3},
中村博志^{*4}, 倉田高志^{*5}, 五十田 博^{*6}

*Toru TAKEUCHI, Yuki TERAZAWA, Tomoki TAKANO,
Hiroshi NAKAMURA, Takashi KURATA and Hiroshi ISODA*

While BRBs with mass timber as the restrainer have been widely studied, the deformation capacity and design criteria of full-scale specimens are still unclear, as the fracture properties are different from conventional BRBs with mortar-filled steel restrainer, including the need to consider the effect of drying shrinkage of mass timber restrainer. In this study, cyclic loading tests have been carried out on full-scale BRBs with mass timber and steel plate restraint and with a configuration that is not affected by drying shrinkage. The failure modes exhibited are carefully studied and evaluation methods are proposed.

Keywords: *Buckling-restrained-braces, 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

近年、脱炭素の観点から CO₂を固定できる建築物の木材利用が推進され、企業イメージや意匠上の理由から視界に入る構造部材を木質化する試みが多くなされるようになってきている。特に耐震部材では耐火被覆が不要と判断される場合が多いことから、代表的な耐震・制振部材である座屈拘束ブレース¹⁾(以下、BRB)の拘束材に関しても木質化の可能性を探る研究が国内外で行われている。

Blomgren^ら²⁾は、平鋼芯材を補強鋼板と集成材で挟み込み2方向からビス打ちした BRB の単純繰返し載荷実験を行い、高次モードの座屈に対する変形性能を検討している。吉田^ら³⁾、4)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、曲げによる端部のこじれを考慮した載荷実験で検証した。芳賀^ら⁵⁾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⁶⁾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。また、架構実験では端部に CFRP(Carbon Fiber Reinforced Polymer)を巻くことによる履歴性状への影響を検証した。小室^ら⁸⁾、9)は、拘束材固定方法、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、境界条件をパラメータとした BRB の繰返し変形性能と破壊性状を明らかにし、実験で生じた破壊モードに基づく力学モデルの構築および設計式の提案を行った。

上述したように拘束材に集成材を用いた BRB に関する既往の研究では様々な試験体に対する実験が行われ、その性能評価がなされているが、木質材料の拘束材としての性能は従来の鋼管モルタル拘束材より剛性・耐力上劣ることは避けられず、またその破壊性状は従来の BRB で解明されてきた形式とは大きく異なっていることが一連の実験的研究で明らかになっている。このため設計時に憂慮すべき破壊モードや発現した破壊モードに対応した設計用クライテリアなど、安定した木質拘束材の設計に必要な基礎的な知見は未だ十分に整備されていない状況である。小室^ら⁸⁾、9)の提案した、木質拘束材に加えて芯材周りに鋼板を配した試験体では、全体機構安定性、芯材局部座屈に対する拘束能力の向上が確認されたが、実大試験体となった場合の変形性能や破壊モードに関して未だ不明な点が多い。また、芯材構面外のクリアランスが繰返し変形性能に敏感に影響を与えることが明らかになっており、拘束材の乾燥収縮が性能に与える影響が課題として残されてきた。

そこで本研究では、拘束木材の乾燥収縮の影響を受けない構成とした、拘束材に集成材と鋼板を用いた座屈拘束ブレース(以下、木鋼BRB)実大試験体を作製し、性能実験を行うことで芯材局部座屈によって生じる破壊モードを明らかにし、それらに基づいた設計用評価式の提案を試みる。まず2章では実験概要を述べる。続く3章では繰返し載荷実験結果を分析する。最後の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、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、同設計式と実験結果の対応関係を分析する。

*1 東京科学大学 名誉教授・博士(工学)

*2 東京科学大学 建築学系 准教授・博士(工学)

*3 東京科学大学 建築学系 大学院生

*4 日鉄エンジニアリング(株) 博士(工学)

*5 日鉄エンジニアリング(株) 修士(工学)

*6 京都大学 生存圏研究所 教授・博士(工学)

Prof. Emeritus, Institute of Science Tokyo, Dr.Eng.

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

Graduate School Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Institute of Science Tokyo

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

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

Prof., RISH, Kyoto University, Dr.Eng.

2. 木鋼 BRB の繰返し載荷実験概要

2.1 試験体概要

Fig.1 に試験体表記法を, Fig.2 に組み立て手順を, Fig.3 に試験体断面を, Fig.4 に試験体平面概要を示す。各試験体は芯材(SN490B, 降伏応力度 327N/mm²), 集成材(スギ集成材 E65F225, 含水率 9.5%), 芯材補強鋼板, スペーサー, つづりボルト, ハイブリッドコネクタ, スクリューで構成される。載荷方向, 試験体長さ, 集成材・芯材断面, つづりボルト種類, スクリューの有無およびピッチの異なる計 5 体(200Wp, 100Wp, 200Wps20, 100Wps20, 100Wps40)を設定し、各条件が変形性能に与える影響を検証する。

Fig.1~Fig.4 に示すように各試験体は前報告^{8),9)}で最も性能の良かった芯材周りに鋼板を配した Wp シリーズを改良したもので、ハイ

ブリッドコネクタで鋼板を直接押さえるとともに断面の軸方向ずれを抑え、Wps シリーズでは両側の集成材の接合を乾燥収縮の影響を受けない M8 全ネジスクリューで接続し断面の一体化を図ったものである。スクリューは 200Wps20, 100Wps20 試験体には長さ方向に 200mm ピッチで、100Wps40 試験体では 400mm ピッチで打つ。芯材補強鋼板とスペーサーを締結するつづりボルトは、軸方向載荷試験体では M12 中ボルト、斜め載荷試験体では M16(F8T)高力ボルトを用いる。クリアランス量の設定に関して、面内方向クリアランス量は 2.0mm, 面外方向クリアランス量を 0.5mm とする。面内方向クリアランス設計方法は面内方向に設置するスペーサーのボルト孔位置をそれぞれのクリアランスに合わせて設けることで対応させる。面外方向クリアランス設計方法はスペーサーの片面面外方向

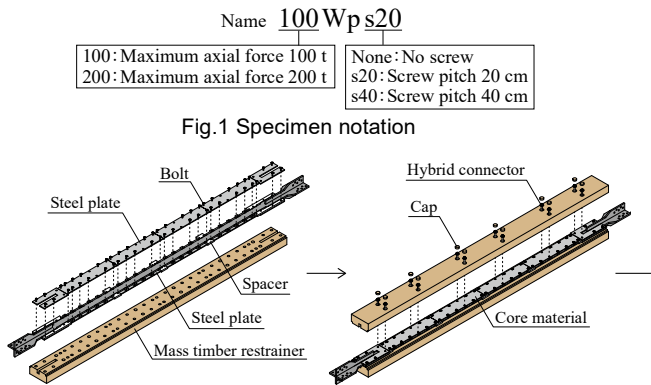


Fig.1 Specimen notation

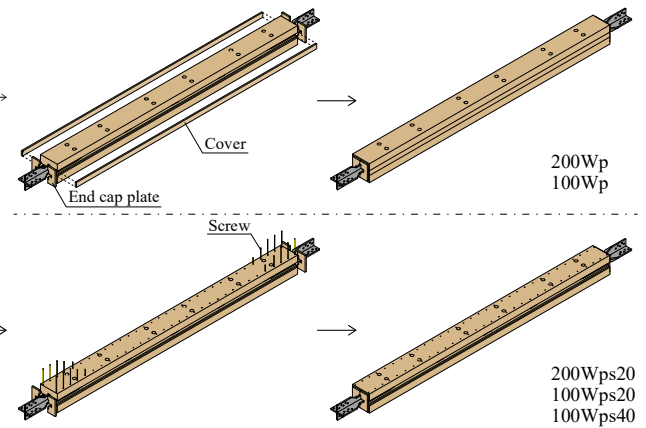


Fig.2 Assembly of BRB

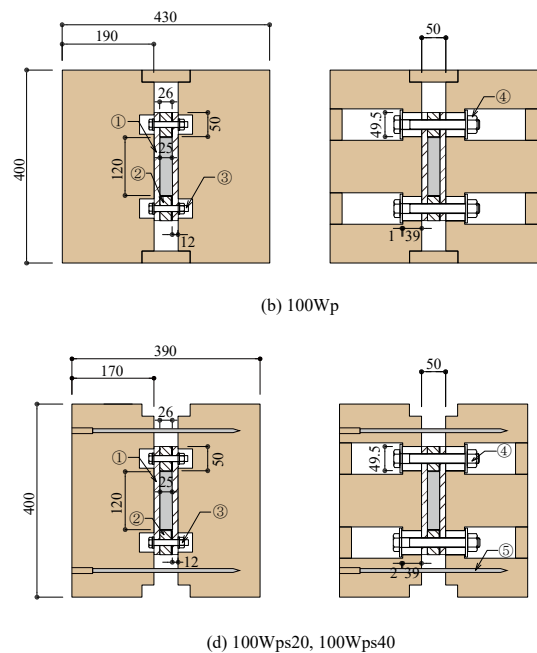
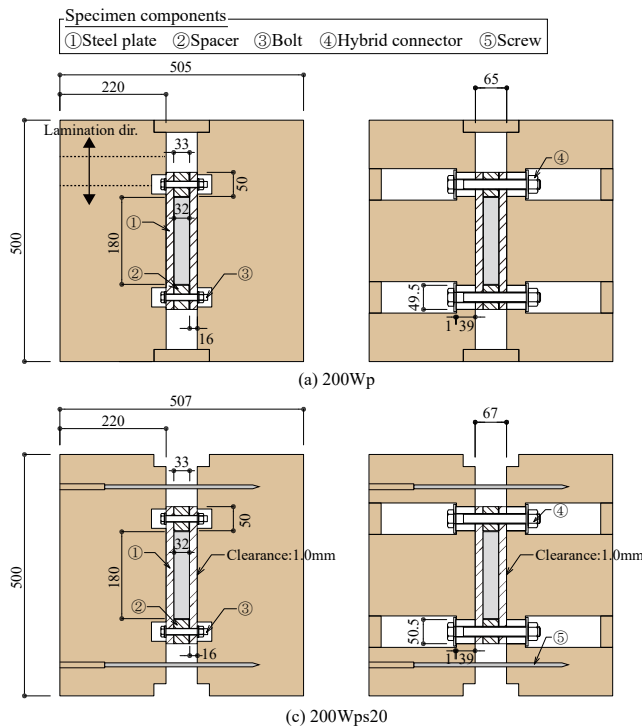


Fig.3 Plastic zone section summary of BRB specimens

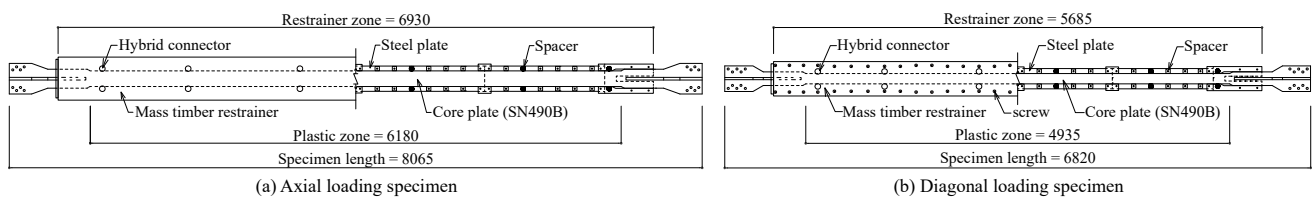


Fig.4 Plan summary of BRB specimen

に 1.0mm 厚のシムプレートを挿入することで、芯材両側にそれぞれ 0.5mm のクリアランスを確保する。芯材補強鋼板は芯材面外方向の拘束能力向上を目的とし、芯材と補強鋼板の摩擦を防ぐため面外クリアランス量と同等厚の 0.5mm のアンボンド材を芯材に施工する。200Wps20 試験体では乾燥収縮の影響を見るためにコネクタ孔径を 0.5mm 大きくし、補強鋼板と集成材との間に 1.0mm のクリアランスを設ける。100Wps20, 100Wps40 試験体では集成材の開きによるワッシャーのめり込みを防止するため、集成材とワッシャーの間に 2.0mm のクリアランスを設け、ハイブリッドコネクタが初期に機能しないようにした。

Fig.2 に示すように、木鋼 BRB の組み立て手順は、まず、片側の集成材のハイブリッドコネクタ座堀を下に向けた状態で用意し、芯材補強鋼板およびスペーサーがボルトで締結された芯材類を載せる。もう一方の集成材を座堀が上を向くようにして芯材類を挟み込み、ハイブリッドコネクタやスクリーを締結させる。その後、埋木をはめ込み完全な木表しを実現する。

2.2 実験概要

Fig.5 に試験体セットアップ図を、Fig.6 に载荷プロトコルを示す。

軸方向载荷は 200wp, 100Wp, 200Wps20 試験体に対して行い、Fig.5(a) に示すように、油圧ジャッキは最大加力 3000kN が 2 台、正負最大振幅 200mm であり、試験フレーム内に木鋼 BRB を両端剛接合として組み込み、加力治具に強制変位を与え静的载荷を行う。

斜め载荷は 100Wps20, 100Wps40 試験体に対して行い、Fig.5(b) に示すように、油圧ジャッキは最大加力 2000kN, 正負最大振幅 200mm であり、試験フレーム内に木鋼 BRB を両端剛接合として組み込み、加力治具に強制変位を与え、斜め载荷で生じる端部面内曲げによるこじれを考慮した静的载荷を行う。

Fig.6 に示すように、载荷履歴は正負交番漸増繰返し载荷とし、200Wp 試験体は軸歪 0.2%, 1.0%, 1.5%, 2.0%, 2.5%, 3.0% を各 2 サイクルずつ、100Wp, 200Wps20 試験体は軸歪 0.1%, 0.2%, 0.5%, 1.0%, 1.5%, 2.0%, 2.5%, 3.0% を各 2 サイクルずつ与え、3.0%-2 サイクル以降は耐力低下や拘束材の破壊に至るまで 2.0% 定振幅载荷を続けるものとする。100Wps20, 100Wps40 試験体は軸歪 0.1% を 1 サイクル、0.5%, 1.0%, 1.5%, 2.0%, 2.5% を各 3 サイクルずつ与え、2.5%-3 サイクル以降は耐力低下や拘束材の破壊に至るまで 2.5% 定振幅载荷を続けるものとする。

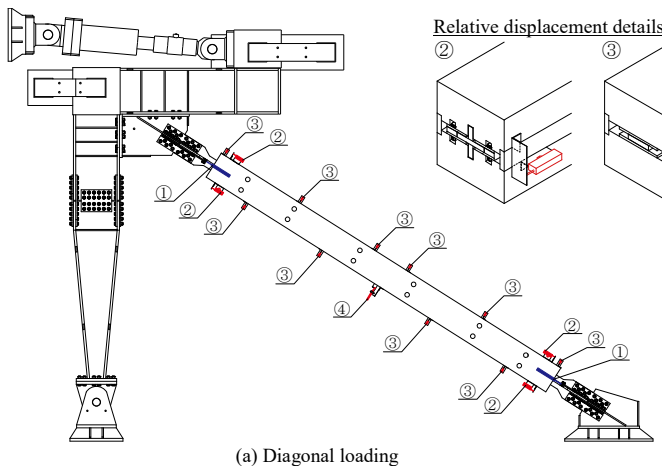


Fig.7 Displacement measurement plan

2.3 計測概要

Fig.7 に試験体変位計測計画の詳細を示す。計測項目は、ブレース軸力、加力治具歪、芯材貫入量、両側集成材の材軸方向相対変位、面外方向相対変位、材軸直交方向相対変位とする。ブレース軸力は、軸方向载荷ではロードセル入力荷重から、斜め载荷ではロードセル入力荷重と設置角度および加力治具の軸力から算出する。加力治具歪は歪ゲージにて直接計測し、加力治具の軸力を算出する。芯材貫入量、集成材相対変位は、Fig.7 に示す計測治具とバネ式変位計にて

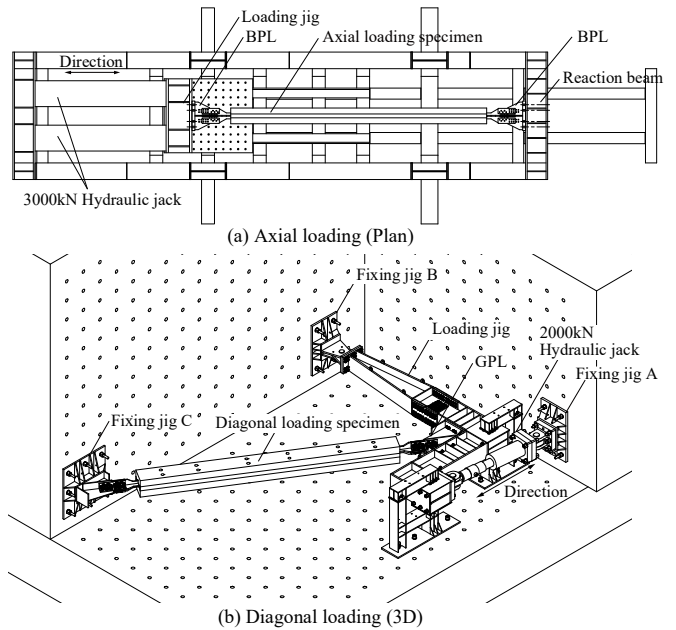


Fig.5 Testing set-up

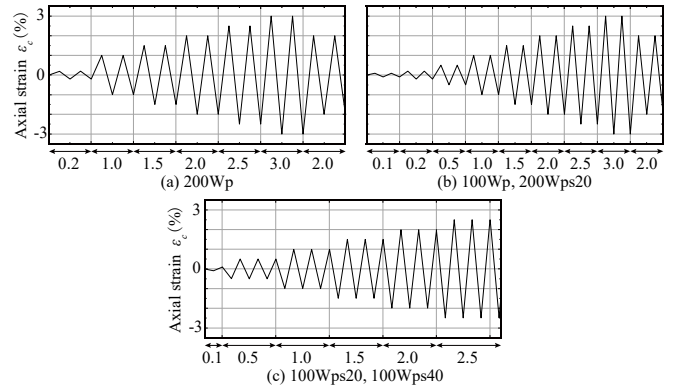
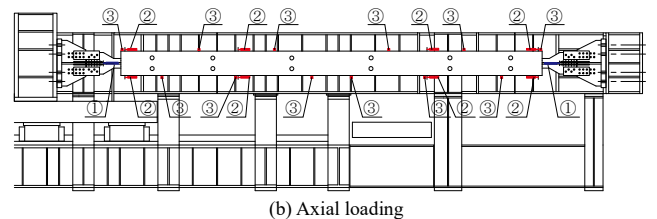


Fig.6 Loading protocol

Displacement meter

- ① Axial displacement between working point
- ② Mass timber relative axial displacement
- ③ Mass timber relative out-of-plane displacement
- ④ Mass timber relative axial vertical displacement



計測する。芯材軸歪は芯材貫入量の平均値を試験体塑性域長さで除して換算する。集成材各部の相対変位は、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バネ式変位計と当て板で計測し、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。

3. 木鋼 BRB の繰返し载荷実験結果

Fig.8 に破壊性状を、Fig.9 に等価軸歪-等価軸応力関係を、Table 1 に終局ステップと引張に対する圧縮最大軸力比 β_{max} 、降伏応力で無次元化した累積歪エネルギー、各試験体の破壊モードを示す。

(a) 200Wp (面外局部座屈による割裂破壊, Fig.8(a), Fig.9(a))

軸方向载荷を実施した 200Wp 試験体では、軸歪 1.5%までは集成材のめり込み音もなく载荷されていたが、2.0%-1cycle の圧縮にて集成材割裂音を確認し、芯材面外(弱軸)方向への局部座屈が生じた。芯鋼材の面外変形が、集成材を外向きに押し広げた結果、ハイブリッドコネクタのワッシャーを起点に集成材に割裂破壊(Fig.8(a))が生じた。Table 1 に示すように、 β_{max} は 0.99 程度で留まり、芯材圧縮時に拘束材の拘束効果による耐力上昇はほとんど見られなかった。

(b) 100Wp (面内局部座屈によるボルト破断, Fig.8(b), Fig.9(b))

軸方向载荷を実施した 100Wp 試験体では、軸歪 2.5%までは集成材のめり込み音もなく载荷されていたが、3.0%-1cycle の圧縮にて集成材割裂音を確認し、芯材面内(強軸)方向への局部座屈が生じた。芯材がスペーサーを弾き飛ばし、つづりボルトが破断(Fig.8(b))した。200Wp 試験体と比較すると最大軸力が低いため、面外方向の支圧力が小さくなることで集成材の開きが抑えられ、つづりボルト破断が先行して生じたものと推測できる。Table 1 に示すように、 β_{max} は 1.02 程度で留まり、芯材圧縮時に拘束材の拘束効果による耐力上昇はほとんど見られなかった。

(c) 200Wps20 (面内局部座屈によるボルト破断, Fig.8(c), Fig.9(c))

軸方向载荷を実施した 200Wps20 試験体では、軸歪 2.5%までは集成材のめり込み音もなく载荷されていたが、3.0%-2cycle の圧縮にて耐力低下を確認し、100Wp 試験体と同様に面内方向への局部座屈が生じた。芯材がスペーサーを弾き飛ばし、つづりボルトが破断(Fig.8(c))した。Table 1 に示すように、 β_{max} は 1.04 程度であり、200Wp 試験体と比較するとスクリューによる面外拘束効果の上昇を見込むことができるが、面内方向を拘束するつづりボルト(中ボルト)の強度が十分ではなかった点が最終破壊形式に結び付いたと考えられる。しかし、面外方向の開きは抑えられたことから、乾燥収縮を想定したクリアランス増大の影響はスクリューにより除去できているものと考えられる。

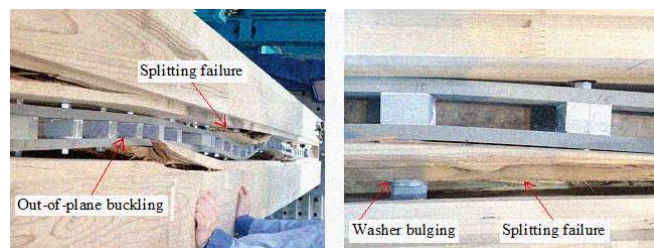
(d) 100Wps20 (芯材引張破断, Fig.8(d), Fig.9(d))

斜め载荷を実施した 100Wps20 試験体では、軸歪 2.5%-8cycle 目で芯材引張破断(Fig.8(d))に至るまで健全な座屈拘束効果を示した。载荷中に確認した集成材割裂音は End cap PL と芯材の接触音と推測されるが、面外への押し出しによる開きは抑えられ崩壊にはいたらなかった。Table 1 に示すように、 β_{max} は 1.07 程度であり、スクリューによる面外拘束効果の向上に大きく影響されていると考えられる。100Wp 試験体と比較すると、面内方向支圧力に抵抗するつづりボルトを高力ボルトにしたことにより面内座屈を抑えられたことが確認できる。

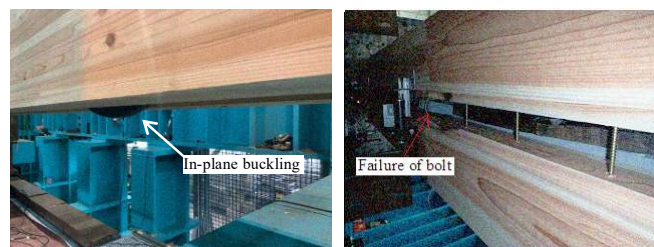
(e) 100Wps40 (芯材引張破断, Fig.8(e), Fig.9(e))

Table 1 Summary of the experimental results

Name	Fractured step	β_{max}	Cumulative strain energy (%)	Failure mode
200Wp	2.0%-1cycle	0.99	30.45	Out-of-plane bulging (splitting failure)
100Wp	3.0%-1cycle	1.02	78.80	In-plane bulging (failure of bolt)
200Wps20	3.0%-2cycle	1.04	88.57	In-plane bulging (failure of bolt)
100Wps20	2.5%-8cycle	1.07	186.07	Tensile fracture
100Wps40	2.5%-10cycle	1.08	215.17	Tensile fracture

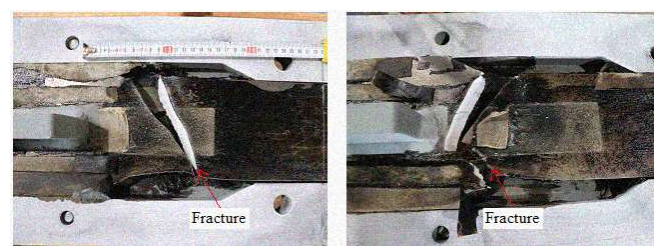


(a) Splitting failure (200Wp)



(b) Failure of bolt (100Wp)

(c) Failure of bolt (200Wps20)



(d) Fracture of core plate (100Wps20)

(e) Fracture of core plate (100Wps40)

Fig.8 Failure modes

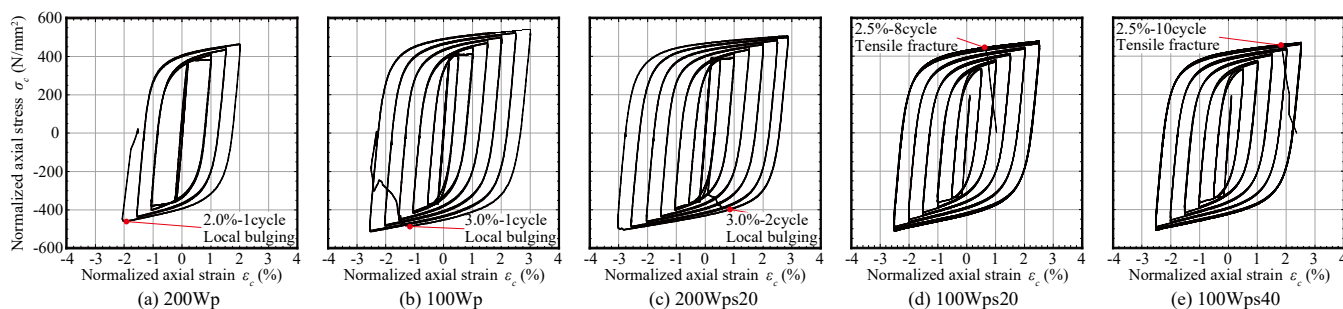


Fig.9 Axial strain-axial stress relationships

斜め載荷を実施した 100Wps40 試験体では、軸歪 2.5%-10cycle 目で芯材引張破断(Fig.8(e))に至るまで健全な座屈拘束効果を示した。Table 1 に示すように、 $\beta_{\max}$ は 1.08 程度であり、100Wps20 試験体と同様にスクリーと高力ボルトによる拘束効果の向上に大きく影響されていると考えられる。スクリーをより密に配置した 100Wps20 試験体と比較すると、集成材間の面外相対変位量がより大きく生じた。このことからスクリーの間隔を広げたことによる拘束材の拘束効果の低減が確認できる。

4. 木鋼 BRB の設計用評価式の検討

本章では本形式の木鋼 BRB に対する既往の評価式の有効性の確認、および本形式の木鋼 BRB 特有の破壊性状に対応した力学モデルの構築と設計式の提案を試みる。

4.1 設計上考慮すべき破壊モード

(a) 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。100Wp, 200Wps20 試験体は芯材構面内方向への局部座屈によるつづりボルトのせん断破壊が発生している。面内方向発生支圧力がスペーサーおよびつづりボルトに、面外方向発生支圧力がつづりボルトに作用することで、ボルトにせん断力および引張力が発生し、つづりボルト破壊に至る。

(b) 芯材面外方向局部座屈に起因する破壊モード

Fig.11 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。200Wp 試験体は芯材構面外方向への局部座屈による集成材の構面外方向への破壊が発生している。面外支圧力をうけて集成材の開きが押し広げられ、ワッシャーのめり込みが生じ、その位置を起点として構面外方向に割り裂くような破壊に至る。また、小室ら⁸⁾が行った実験より、面外方向発生支圧力が芯材補強鋼板に伝わり、集成材のめり込み破壊、曲げ破壊へ進展する可能性も推測される。拘束材の開きをスクリーによって抑える場合、面外方向発生支圧力をうけてスクリーの引抜が生じることも推測される。

4.2 局部座屈に伴う芯材の設計力評価式¹⁰⁾

本実験におけるブレース試験体は従来の BRB と同様に構面内及び構面外方向へ座屈を生じ、座屈波長やクリアランスといった諸元によって構成された支圧力が拘束材に作用すると考える。日本建築学会鋼構造座屈設計指針¹⁰⁾に基づき、Fig.12 の面内方向支圧力は式(1)、Fig.13 の面外方向支圧力は式(2)より評価する。式(2)の分母は、Fig.14 の補強鋼板のたわみによる座屈波長の変動を考慮しており、面外方向の剛性は補強鋼板 1 枚分の剛性として式(3)より算出する。

$$P_{d,s} = 4N_{cu} (2s_{rs} + v_p B_c \varepsilon_t) / l_{p,s} \quad (1)$$

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

$$K_r = 192EI_f / l_b^3 \quad (3)$$

ここに、 N_{cu} は芯材最大軸力、 s_{rs} は面内方向片側クリアランス、 s_{rw} は面外方向片側クリアランス、 l_{ps} は面内方向座屈一波長長さ、 l_{pw} は面外方向座屈一波長長さ、 v_p はポアソン比、 B_c は芯材幅、 t_c は芯材厚、 ε_t は軸歪、 K_r は拘束材面外剛性、 l_b は長さ方向のつづりボルト孔芯間距離、 I_f は補強鋼板 1 枚の弱軸方向断面二次モーメントである。

4.3 全体機構安定性に関する評価式

本実験における試験体は、以下に示す拘束鋼管と同じ全体機構安

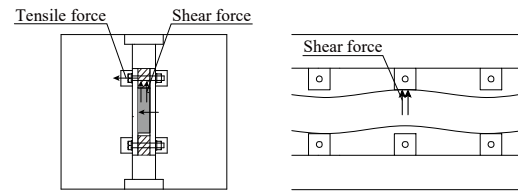


Fig.10 In-plane failure modes

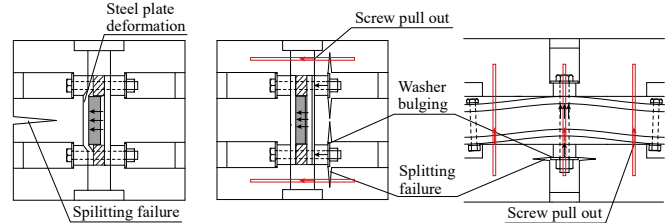


Fig.11 Out-of-plane failure modes

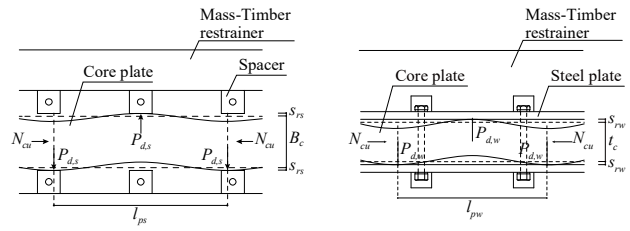


Fig.12 In-plane outward force Fig.13 Out-of-plane outward force

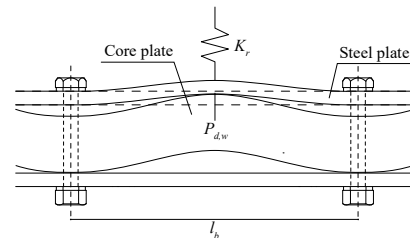


Fig.14 Out-of-plane stiffness

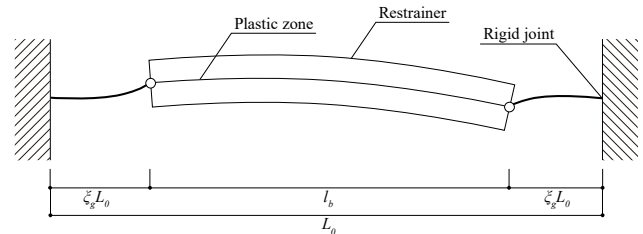


Fig.15 Global stability

定性に関する設計基準を満たすよう設計した。

(a) 全体座屈評価

全体座屈を防止するため、従来型の充填鋼管用の設計指針¹⁰⁾に基づき式(4)、式(5)より評価を行う。

$$N_{cr}^B = \pi^2 E_w I_B / l_B^2 > \alpha N_{cu} \quad (4)$$

$$N_{cu} = \alpha N_y \quad (5)$$

ここに、 N_{cr}^B は拘束材のオイラー座屈荷重、 E_w は集成材ヤング率(=7.5kN/mm²)、 I_B は両側集成材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、 α は芯材耐力上昇率(=1.4)、 α は全体座屈安全率(=2.0)である。

(b) 全体機構安定性評価

木鋼 BRB は拘束材端部の曲げモーメント伝達能力が著しく低く信頼性を確保しがたいことから^{8),9)}、Fig.15 に示すように拘束材端部

で塑性ヒンジが形成され曲げモーメントを伝達しないものとし、式(6)で与えられる拘束材端部での曲げ耐力評価と、式(7)で与えられる接合部端部の軸力耐力評価を行う¹²⁾。

$$M_B = N_{cu} (a + e + s_r) / (1 - N_{cu} / N_{cr}^B) \leq M_y^B \quad (6)$$

$$N_{cr}^J > N_{cu} \quad (7)$$

ここに、 M_B は拘束材端部の最大曲げ、 M_y^B は拘束材端部の曲げ降伏耐力、 N_{cr}^J は安定限界軸力(有効細長比を $\lambda_{eq} = 2\zeta_g L_0 / (i_g \sqrt{1 - 2\zeta_g})$ とし

た際の短期許容圧縮軸力)、 L_0 は試験体全長、 ζ_g は試験体全長に対する接合部長の割合、 a は初期たわみ、 e は加力部の偏心量、 s_r はクリアランス、 i_g は接合部(ガセットプレート)の断面二次半径である。

4.4 面内方向評価式

(a) つづりボルト耐力評価式

Fig.16 にボルト破壊モードにおける力学モデルを示す。面内方向の支圧力によるせん断力と面外方向の支圧力による引張力がボルトに同時に作用したときのボルト耐力を式(8)、式(9)より評価する。

$$P_{c,sl}(\text{せん断}) = 2 \times A_{bs} \times \sigma_{bu} / \sqrt{3} \quad (8)$$

$$P_{c,sl}(\text{引張}) = 2 \times A_{be} \times \sigma_{bu} \quad (9)$$

ここに、 A_{bs} はボルト軸部断面積、 A_{be} はボルト有効断面積、 σ_{bu} はボルトの引張強さである。

4.5 面外方向評価式

(a) 芯材の構面外支圧力による耐力評価式

Fig.17 に面外方向局部座屈を生じた芯材が芯材補強鋼板に降伏線が発生させる破壊モデルを示す。この時の耐力は式(10a)で表せる^{8),9)}。

$$P_{c,w1} = 2t_p^2 \sigma_{py} / \sqrt{1 - B_c / B_b} \quad (10a)$$

なお鋼板に降伏線が形成されて面外変形が過大となり集成材に接触した場合の集成材めり込み耐力は式(10b)より評価される⁸⁾。

$$P_{c,w1}' = (t_c + 2t_p) \times (B_c + 2t_p) \times F_{wu} \quad (10b)$$

ここに、 B_b はボルト孔芯間距離、 t_c は芯材板厚、 t_p は芯材補強鋼板厚、 F_{wu} は集成材めり込み基準強度(=6.0N/mm²)¹³⁾である。

(b) 芯材の構面外支圧力による集成材曲げ耐力評価式

鋼板に降伏線が形成されて面外変形が過大となり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.18 に示す。芯材から補強鋼板は 45° 方向へ応力範囲が拡幅し、補強鋼板から集成材は 30° 方向へ応力範囲が拡幅すると仮定する。支圧力の影響を受ける仮定断面幅は Fig.18 に示すように集成材厚の 1/3 位置で定義し、芯材のめり込みに対する集成材曲げ耐力を式(11)より評価する^{8),9)}。

$$P_{c,w2} = \left\{ 4(t_c + 2t_p + 2D_{rh}/3\sqrt{3}) D_{rh}^2 \right\} / \left\{ 3(B_c + 4b) \right\} F_{wbT} \quad (11)$$

ここに、 D_{rh} は集成材片幅、 b は芯材小端からハイブリッドコネクタ孔芯までの距離、 F_{wbT} は繊維直交方向の曲げ基準強度(繊維方向曲げ基準強度 F_{wb} (=29.4N/mm²)¹³⁾の 1/10 と仮定)である。

(c) ワッシャーによる集成材めり込み耐力評価式

Fig.19 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。面外方向の支圧力による構面外への変形に対し、ハイブリッドコネクタのワッシャーで抵抗していると、集成材のめり込み耐力を式(12)より評価する^{8),9)}。

$$P_{c,w3} = 2 \times \pi (D_{wo}^2 - D_{wi}^2) / 4 \times F_{wu} \quad (12)$$

ここに、 D_{wo} はワッシャー外径、 D_{wi} はワッシャー内径である。

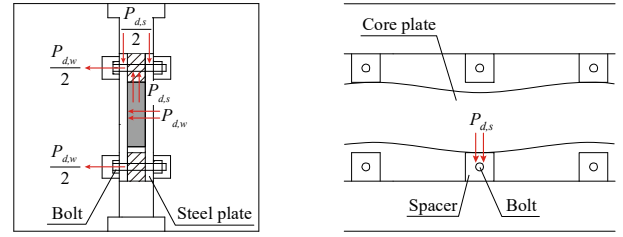


Fig.16 Failure of bolt

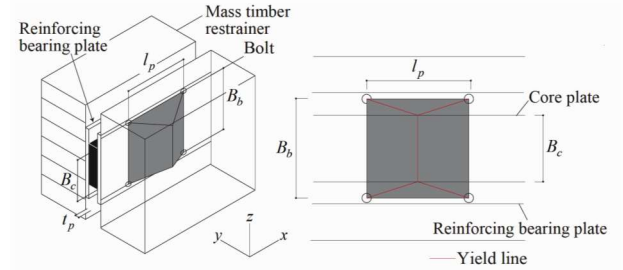


Fig.17 Out-of-plane extension of outward force

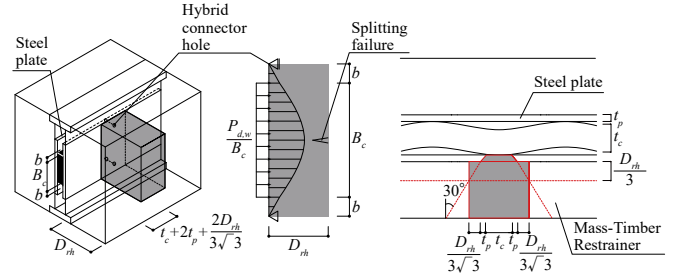


Fig.18 Structural model of out-of-plane extension

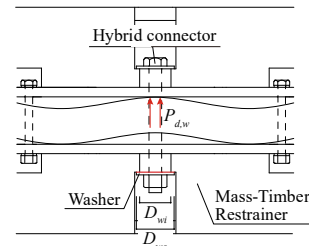


Fig.19 Washer bulging

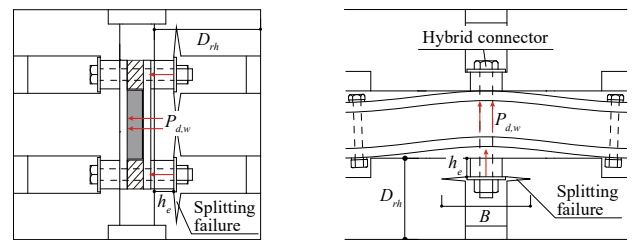


Fig.20 Splitting failure at the hybrid connector

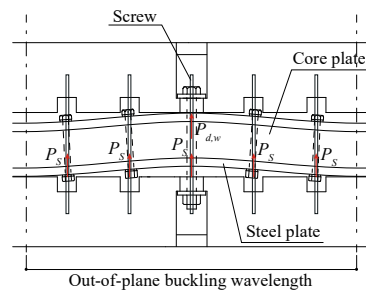


Fig.21 Screw pull out by out-of-plane deformation

(d) 芯材の構面外支圧力による集成材割裂耐力評価式

Fig.20 に集成材割裂破壊における力学モデルを示す。面外方向支圧力を受けてハイブリッドコネクタ位置で集成材が割れ裂かれるとしたときの集成材割裂耐力評価を、日本建築学会木質構造接合部設計マニュアル¹³⁾に基づき式(13)、式(14)より評価する。割裂幅 B は破壊性状より $4h_e \approx 160\text{mm}$ と仮定する。

$$P_{c,w4} = 2 \times 2C_r B \sqrt{h_e / (1 - h_e / D_{rh})} \quad (13)$$

$$C_r = 0.03959\rho - 4.438 \quad (14)$$

ここに、 C_r は割裂破壊定数、 ρ は集成材密度($=350\text{kg/m}^3$)、 h_e は補強鋼板-ワッシャー間の集成材幅である。

(e) 芯材の構面外支圧力によるスクリー引抜耐力評価式

Fig.21 に面外局部座屈により両側集成材が離間したときのスクリー引抜による破壊モードの力学モデルを示す。ハイブリッドコネクタ位置での割裂が生じる前にスクリーの引抜耐力のみで面外方向支圧力に抵抗するよう設計した場合、面外支圧力が作用するコネクタ位置に対して n 列分のスクリーが抵抗すると仮定すると、スクリー引抜耐力は式(15)より評価される。 n は Fig.21 に示すように芯材が補強鋼板と一体となって生じる面外座屈がコネクタコネクタ間で一波長となって生じると仮定し、その範囲内のスクリーの列数として求める。

$$P_{c,w5} = 2 \times n \times P_s \quad (15)$$

ここに、 P_s はスクリー終局引抜耐力である (付録 1 参照)。

4.6 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。Table 2 に全試験体の評価結果を示す。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力の検定比(Demand-to-Capacity Ratio, DCR)および予想破壊モードである。

芯材面内方向局部座屈による破壊モードではつづりボルトの耐力がクライテリアとなり、中ボルトを用いた 200Wp, 100Wp, 200Wps20 試験体ではつづりボルト耐力検定比が 1.0 を上回るか近い値となるが、高力ボルトを用いた 100Wps20, 100Wps40 試験体では 1.0 を大きく下回り、面内方向の破壊を抑えるために高力ボルトが効果的であることが確認された。実験結果においても 100Wp, 200Wps20 試験体はつづりボルト破断に至り、Table 2 の青抜きに示すように整合性が確認された。

芯材面外方向局部座屈により生じる集成材のめり込み、曲げ破壊は全ての試験体において生じず、検定比も 1.0 を下回った。面外方向支圧力に対する芯材補強鋼板による拘束効果は P_{cw1} が 1.0 を大きく下回り集成材に接触する変形は生じなかったと判断されるが、 P_{cw1} , P_{cw2} も 1.0 を下回り十分な拘束効果があることが確認された。

面外方向局部座屈により生じるワッシャーのめり込み検定では全ての試験体において検定比 1.0 を上回ったが、これは破壊につながる直接的なクライテリアとはならず、本試験体では集成材割裂耐力検定比が 1.0 を上回った場合に面外方向局部座屈による集成材割裂破壊に進展するものとして考えられる。実験結果においても 200Wp 試験体のみが集成材割裂破壊に至り、Table 2 の緑抜きに示すように整合性が確認された。つづりボルト耐力検定比も 1.0 に近い値となっているが、つづりボルト破断に先行して割裂破壊が生じたことが評価式で表現できている。

一方、面外方向局部座屈に対抗するスクリーが設けられ、その引抜検定比が 1.0 を下回る試験体については面外方向の開きが抑えられるため、ワッシャーのめり込みおよび集成材割裂破壊には進展しないものとして考えられる。実験結果においても 200Wps20 試験体は面内方向局部座屈によるボルト破壊、100Wps20, 100Wps40 試験体は局部座屈破壊を生じること無く芯材引張破断に至り、設計式と実験結果との整合性が確認された。

5. 結

本研究では、拘束材に集成材と鋼板を用い、乾燥収縮に対応して改良した木鋼 BRB に関し、載荷方向、試験体断面性状、試験体長さ、芯材面内方向を拘束するつづりボルトの強度、芯材面外方向の拘束を補強するスクリーの有無およびピッチの異なるパラメータを有する 5 体の実大試験体に繰返し載荷実験を行い、木鋼 BRB の変形性能と破壊モードを確認した。また、繰返し載荷実験で得られた破壊モードに基づく提案式の有効性を確認した。以下に、得られた知見を示す。

- 1) 集成材を接合するスクリーのない試験体において芯材面外方向に局部座屈が生じた場合、発生支圧力による集成材の開きおよびハイブリッドコネクタワッシャー定着部を起点とする割裂破壊が生じる。芯材面外方向の開きを防止するためにはスクリーで

Table 2 Evaluation of failure modes by local buckling of core plate

Name	Failure mode	Demand		Failure modes based capacity														
		In-plane	Out-of-plane	In-plane (strong axis)			Out-of-plane (weak axis)											
		Maximum outward force by core plate (kN)		Failure of bolt (kN)			Core-plate-induced local bulging failure of steel plate (kN)		Core-plate-induced pressure failure of mass timber (kN)		Core-plate-induced bending failure of mass timber (kN)		Washer-induced pressure failure of mass timber (kN)		Washer-induced splitting failure of mass timber (kN)		Screw pull out failure (kN)	
		$P_{d,s}$	$P_{d,w}$	$P_{c,s\ 1}$ (Shear)	$P_{c,s\ 1}$ (Tensile)	DCR	$P_{c,w\ 1}$	DCR	$P_{c,w\ 1}^{'}$	DCR	$P_{c,w\ 2}$	DCR	$P_{c,w\ 3}$	DCR	$P_{c,w\ 4}$	DCR	$P_{c,w\ 5}$	DCR
200Wp	Splitting failure Out-of-plane	50.5	43.0	52.2	67.4	0.97	205	0.21	81.4	0.53	98.0	0.44	29.8	1.45	41.5	1.04		
100Wp	Failure of bolt In-plane	46.0	38.3	52.2	67.4	0.88	102	0.37	42.3	0.90	75.8	0.50	29.8	1.29	42.2	0.91		
200Wps20	Failure of bolt In-plane	61.1	51.2	52.2	67.4	1.17	205	0.25	81.4	0.63	98.0	0.52	29.8	1.72	61.4	0.83	139.0	0.37
100Wps20	Tensile fracture of core plate	41.8	34.5	185.7	251.2	0.23	102	0.34	42.3	0.82	56.9	0.61	29.8	1.16	42.9	0.81	99.3	0.35
100Wps40	Tensile fracture of core plate	41.5	34.2	185.7	251.2	0.22	102	0.34	42.3	0.81	56.9	0.60	29.8	1.15	42.9	0.80	59.6	0.57

*Failure modes are prevented by steel

*Failure modes are prevented by screws

両側集成材同士を連結することで拘束能力が向上する。これより、両集成材の開きにより作用する離間力にはスクリューで抵抗させ、ワッシャーによるめり込み・割裂も防止することが望ましい。

- 2) つづりボルトおよびスペーサーには芯材面内方向の局部座屈に伴う支圧力が作用する。作用する支圧力に対するつづりボルトのせん断破壊を防止するために十分な耐力のボルトを使用することが必要となる。
- 3) 木質拘束材の乾燥収縮を想定し面外方向にクリアランスを増大させた 200Wps20 の面外破壊はスクリューにより効果的に防止され、乾燥収縮後でも有効であると判断される。
- 4) 5 体の木鋼 BRB 実大試験体から得られた実験結果から破壊モードに応じた力学モデルを構築し、それらに基づいた設計用評価式を提案した。各破壊モードに対する設計式検定比は実験結果とよく整合しており、有効であると考えられる。

今後、つづりボルトの耐力を確保した Wps シリーズにて実際に乾燥収縮させた試験体に対する繰返し載荷実験を実施し、各設計式で使用了係数の妥当性も含めその有効性を確認していく予定である。

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。実験に関するデータを提供頂いたことをここに記して感謝いたします。

参考文献

- 1) JSSI: Buckling-Restrained-Braces and Applications, 2017
- 2) 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
- 3) 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プ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
- 4) Yoshida, F., Nakagawa, M., Yabata 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, 藪田智祐, 西拓馬, 阿辺山健大: 木集成材で座屈拘束した平鋼プ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
- 5) 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プレースの開発(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

- 6) Murphy, C., Pantelides, CP., Blomgren, HE. and Rammer, DR.: Development of timber buckling-restrained brace for mass timber-braced frames, J. Struct. Eng., ASCE, Vol.147, No.5, 2021.5
- 7) Williamson, E., Pantelides, CP., Blomgren, HE. and Rammer, DR.: Mass timber frames with timber buckling restrained braces, Proceedings of 18th WCEE, 2024.7
- 8) Komuro, S., Terazawa, Y., Kurata, T., Konishi, K. and Takeuchi, T.: Experimental study on cyclic deformation capacity and failure modes of buckling-restrained braces with mass timber restrainer (Part 1 to Part 2), Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, pp.933-936, 2022.7 (in Japanese)
小室翔吾, 寺澤友貴, 倉田高志, 小西克尚, 竹内徹: 拘束材に集成材を用いた座屈拘束プレースの繰返し変形性能と破壊モード(その 1~その 2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.933-936, 2022.7
- 9) Komuro, S., Terazawa, Y., Kurata, T., Konishi, K. and Takeuchi, T.: Experimental study on cyclic deformation capacity and failure modes of buckling-restrained braces with mass timber restrainers, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.87, No.801, pp.1059-1070, 2022.11 (in Japanese) <https://doi.org/10.3130/aijs.87.1059>
小室翔吾, 寺澤友貴, 倉田高志, 小西克尚, 竹内徹: 拘束材に集成材を用いた座屈拘束プレースの繰返し変形性能と破壊モード, 日本建築学会構造系論文集, Vol.87, No.801, pp.1059-1070, 2022.11
- 10) 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.
- 11) AIJ: Stability Problems of Steel Structures, 2013 (in Japanese)
日本建築学会: 鋼構造物の座屈に関する諸問題, 2013
- 12) AIJ: Standard for Structural Design of Timber Structure, 2015 (in Japanese)
日本建築学会: 木質構造設計規準・同解説, 2015
- 13) AIJ: Design Manual for Engineered Timber Joints, 2017 (in Japanese)
日本建築学会: 木質構造接合部設計マニュアル, 2017
- 14) HOWTEC: Design of Allowable Stress for Wood-Framed Houses, 2017 (in Japanese)
日本住宅・木造技術センター: 木造軸組工法住宅の許容応力度設計, 2017

付録 1. スクリュー引抜試験

木鋼 BRB 実大試験体に用いた全ネジスクリュー(シネジック製パネリド)の集成材引抜耐力を求めるため、スクリュー引抜試験を実施した。スクリュー引抜試験体は、75×75×170mm スギ集成材に実大試験体と同じく径 8mm のスクリューが深さ 135mm で打ち込まれたものを 6 体用意した。アムスラー万能試験機にて、上部で集成材片を固定する治具をつかみ、下部でスクリュー頭を固定する治具をつかむことで鉛直引張載荷を行い、Fig.22 に示す荷重変形関係を計測した。Table 3 に示す各特性値の計測処理は日本住宅・木造技術センターの定める方法¹⁴⁾に従っている。部材耐力評価式(15)で用いるスクリュー終局引抜耐力の値は、引抜試験で得られた終局耐力の平均値にばらつき係数を乗じて算出した下限値を採用した。

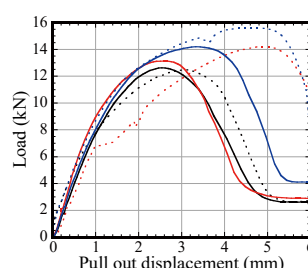


Fig.22 Load-deformation relationships

Table 3 Screw pull out test

	Ultimate strength (kN)
Mean value	12.48
Standard deviation	1.09
CV	0.09
Coefficient k	2.336
Variability coefficient	0.80
Lower limit	9.93

(2025 年 1 月 9 日原稿受理, 2025 年 5 月 19 日採用決定)