

新しい木質材料を活用した混構造建築物の
設計・施工技術の開発
ー木質系混構造建築物の構造設計に資する技術資料ー

プロトタイプⅡ（S+CLT）実験報告

はじめに

国産木材の利用を促進する「公共建築物等における木材の利用の促進に関する法律」が施行されたことで、木材需要の多くを占める建築での活用、庁舎等の公共建築物での活用が求められている。また、近年、構造材料としての工法の研究・開発が進められている CLT（クロス・ラミネイティド・ティンバー）は、木質構造としてだけでなく、鉄骨造や RC 造と組み合わせた混構造として利用できる可能性がある。

本研究では、鉄骨造架構に CLT パネルを耐力壁として組み合わせた、CLT-S 混構造架構の構造性能について検討した。

参考

関連学会等での公表論文等

1. 三木徳人、中島昌一、石原直：塑性変形能力の向上を目指した CLT-S 接合部の繰り返し載荷実験、第 69 回日本木材学会大会発表要旨集、H16-08-1000、CD-ROM、2019.3
2. 三木徳人、石原直：CLT 耐力壁と鉄骨ピンフレームの混構造架構の水平剛性に壁配置が及ぼす影響、構造 III (2019), 335-336, 2019-07-20
3. 三木徳人、石原直、中島昌一、山崎義弘：履歴特性の改善を目指した CLT 耐力壁と鉄骨ピン架構を組み合わせた CLT-S 混構造架構の繰り返し載荷実験、第 70 回日本木材学会大会発表要旨集、H16-06-1330、CD-ROM、2020.3
4. 三木徳人、中島昌一、山崎義弘、石原直：塑性変形能力の向上を目指した CLT-S 接合部の履歴挙動に及ぼす座屈補剛形式および補剛ボルトの導入張力の影響、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.335-336、2020.9
5. 三木徳人、中島昌一、山崎義弘、石原直：履歴特性の改善を目指した接合部を有する CLT-鉄骨混構造架構の繰り返し載荷実験、日本建築学会技術報告集 (65)、pp.213-218、2021.2
6. 三木徳人、中島昌一、石原直：鉄骨梁降伏型の CLT-S 混構造架構の繰り返し載荷実験、日本建築学会学術講演会梗概集、構造III、pp.139-140、2021.9
7. 三木徳人、中島昌一、山崎義弘、石原直：塑性変形能力の向上を目指した CLT-S 接合部の履歴挙動に及ぼす補剛ボルトの張力緩和の影響、2021 年度日本建築学会関東支部研究報告集、USB メモリー、pp.413-416、2022.3

目次

1. 鉄骨剛接架構と CLT 耐力壁を組み合わせた実大架構の繰り返し載荷実験

- 1.1 はじめに
- 1.2 試験体
- 1.3 載荷方法及び計測
- 1.4 実験結果
- 1.5 まとめ

2. 鉄骨ピン接架構と CLT 耐力壁を組み合わせた実大架構の繰り返し載荷実験

- 2.1 はじめに
- 2.2 試験体
- 2.3 載荷方法及び計測
- 2.4 実験結果
 - 2.4.1 荷重-変形関係
 - 2.4.2 全塑性耐力
 - 2.4.3 弾性剛性
 - 2.4.4 履歴吸収エネルギー
- 2.5 まとめ

3. CLT と鉄骨の接合部の実験

- 3.1 はじめに
- 3.2 試験体
- 3.3 載荷方法及び計測
- 3.4 実験結果
- 3.5 まとめ

4. CLT と鉄骨の接合部における張力緩和の影響

- 4.1 はじめに
- 4.2 試験体
- 4.3 経年実験
- 4.4 繰り返し載荷実験
- 4.5 まとめ

1. 鉄骨剛接架構と CLT 耐力壁を組み合わせた実大架構の繰り返し載荷実験

1.1 はじめに

本章では、鉄骨造架構に CLT パネルを組み合わせた、CLT-S 混構造架構¹⁻¹⁾の構造性能について検討するため、CLT 耐力壁を有する鉄骨架構の実験を行う。

1.2 試験体

CLT 耐力壁を有する鉄骨架構の試験体概形を図 1-1 に示す。鉄骨架構においては、階高は 3m、スパンは 5m であり、梁および柱には H 形鋼を用いており、梁と柱の接合部は梁フランジを完全溶け込み溶接とした剛接合とした。また、耐力壁には幅 2m の CLT(S90-9-9:ヒノキ)を用いる。

試験体は、梁端を剛接合とし、CLT 耐力壁は接合部を含めて許容耐力以内^{1-2), 1-3)}に留め、鉄骨梁で降伏するように設計した架構とした。試験体一覧を表 1-1 に示す。試験体パラメーターは、梁断面であり、梁においてフランジが先行降伏するように設計した曲げ降伏型の試験体(曲げ)と、ウェブが先行降伏するように設計したせん断降伏型の試験体(せん断)の 2 体用意した。CLT 耐力壁と鉄骨梁の接合について、CLT と挿入鋼板(PL16)をドリフトピン接合し、鉄骨梁に溶接したガセットプレート(PL16)と挿入鋼板(PL16)を高力ボルト摩擦接合している。鋼材と CLT の素材試験結果を表 1-2、1-3 に示す。

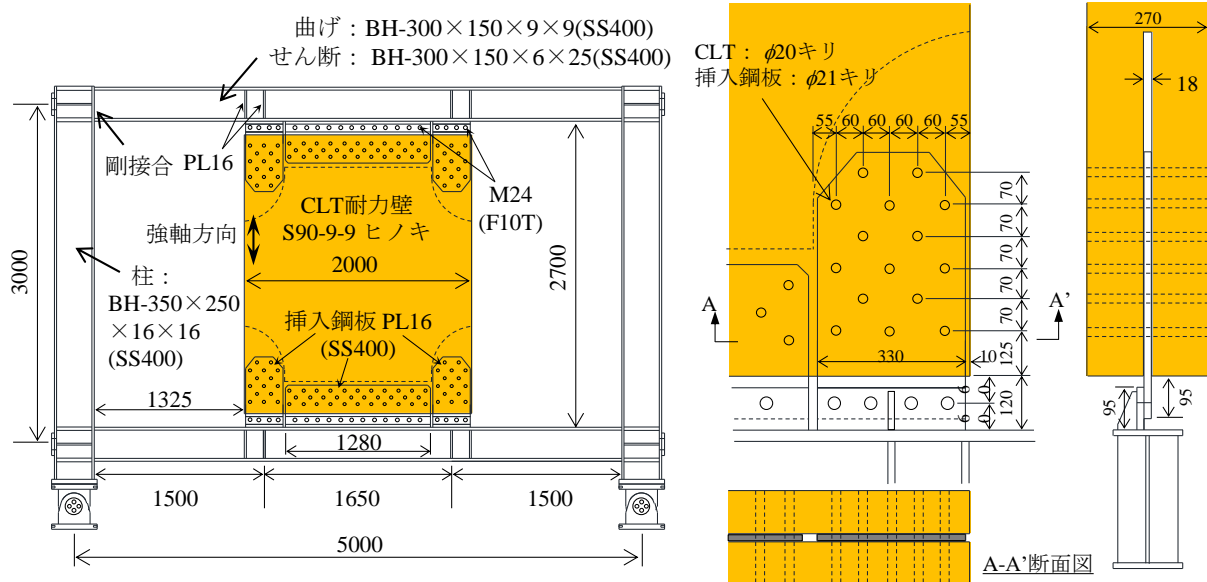


図 1-1 試験体概形

表 1-1 試験体一覧

	梁	柱	耐力壁	耐力壁と鉄骨梁の接合
曲げ	H-300×150×9×9 (SS400)	H-350×250×16×16 (SS400)	CLT (S90-9-9 : A種構成) 厚さ270mm、幅2000mm	ドリフトピンφ20(SS400) 高力ボルト摩擦接合 M24(F10T)
せん断	H-300×150×6×25 (SS400)			

表 1-2 鋼材の素材試験結果一覧

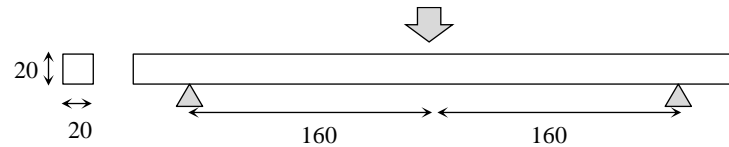
鋼種	板厚、径	実測板厚、径 (mm)	降伏耐力 (N/mm ²)	引張耐力 (N/mm ²)	破断伸び (%)
SS400	6	6.0	358	472	28
	9	9.0	279	430	29
	16	16.0	276	422	32
	25	24.5	263	430	33
	φ20	19.9	315	463	31

表 1-3 CLT の素材試験結果一覧

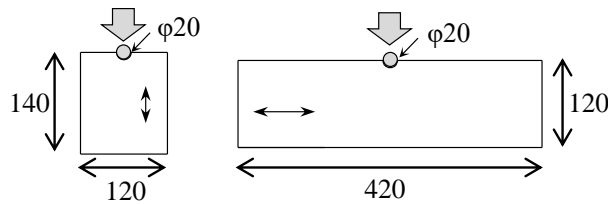
ラミナ			CLTパネル
曲げヤング係数	支圧強度		せん断 弾性係数
	繊維平行	繊維直交	
N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²
11000	51	17	810

0.2mm オフセット耐力

0.2%オフセット耐力



3点曲げ試験の概要



0.2mmオフセット耐力*

支圧試験片の形状

1.3 載荷方法及び計測

実験セットアップを図 1-2 に示す。試験体は、柱脚下部をピン治具を介して鉛直および水平方向に固定し、試験体上部をオイルジャッキ 2 台で水平方向に加力した。また、梁の面外変形を拘束するために、試験体の柱梁接合部の 2 箇所と、梁と CLT 耐力壁の接合部を 4 箇所、計 8 箇所において、溝形鋼で挟み込む、あるいは板ピンを用いて構面外変位及びびねじれ変形を拘束した。

載荷は、層間変形角 R で制御し、 $\pm 1/400$ 、 $\pm 1/200$ 、 $\pm 1/100$ 、 $\pm 1/67\text{rad}$ 、 $\pm 1/50\text{rad}$ 、の各振幅を 2 サイクルずつ繰り返した後 $\pm 1/33\text{rad}$ 振幅を 1 サイクル行う漸増変位振幅載荷とした(図 1-3)。ここで、層間変形角 R は、図 1-4 に示すように、上梁と下梁の相対水平変位を階高(3000mm)で除したもものから、右柱と左柱の相対鉛直変位をスパン(5000mm)で除したものを差し引いて算出している。

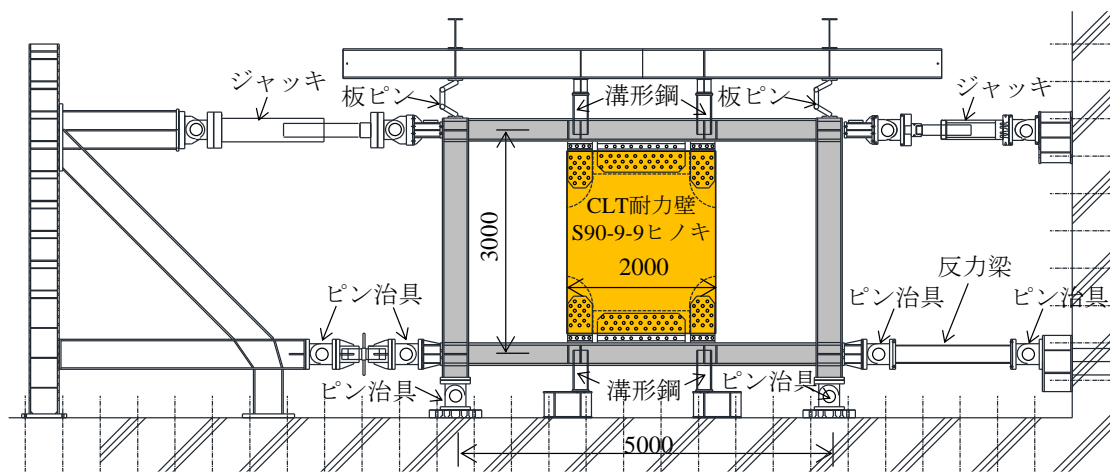


図 1-2 実験セットアップ

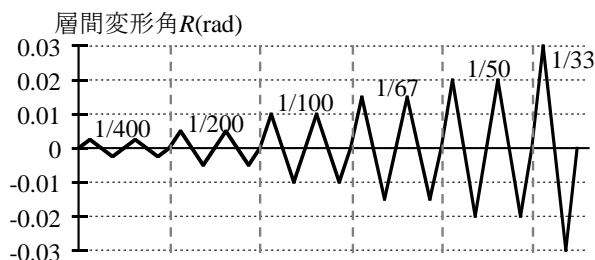


図 1-3 漸増変位振幅繰り返し載荷

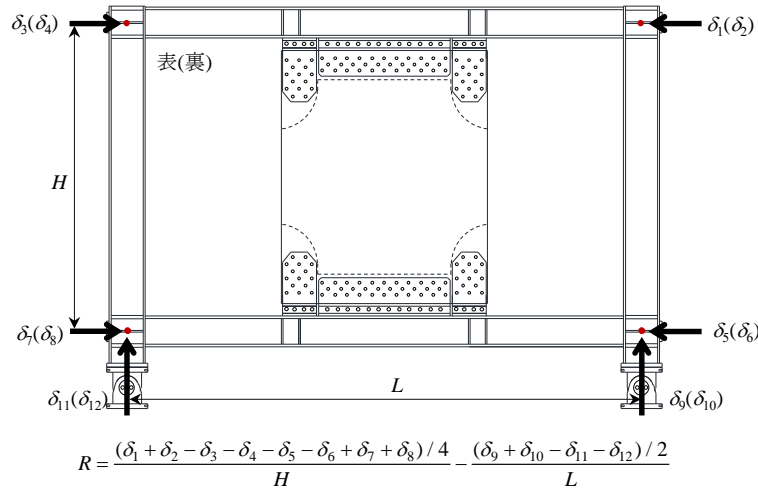


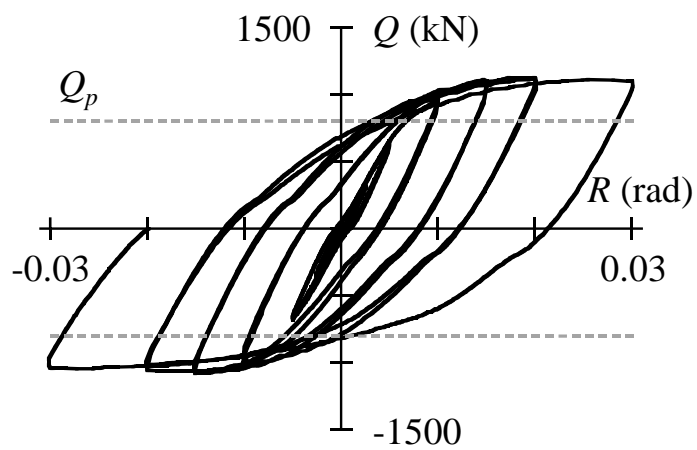
図 1-4 層間変形角 R の計測

1.4 実験結果

図 1-5 に荷重 Q -変形 R 関係と損傷状況を示す。図中には、終局耐力 Q_p の計算値を破線で示している。いずれの試験体も、塑性変形が大きい領域において概ね安定した履歴を描いている。また、荷重が 0 となる付近で、スリップ挙動も見られている。これは、CLT 耐力壁の接合におけるドリフトピン接合部のガタによるものと考えられる。

梁の損傷状況について、曲げ試験体は、7 サイクル目(0.015rad)の負側で梁フランジの局部座屈変形を確認(図 1-5-b)、その後、9 サイクル目(0.02rad)の負側で局部座屈変形が大きくなるとともに、耐力劣化を確認した(図 1-5-c)。せん断試験体は、10 サイクル目(0.02rad)まではウェブの降伏後に見られる黒皮のはがれが全体的に確認されたが、ウェブのせん断座屈等の損傷は見られなかった(図 1-5-e)。その後 11 サイクル目に(0.03rad)にウェブのせん断座屈を確認すると共に、耐力劣化を生じた(図 1-5-f)。

CLT 耐力壁と鉄骨架構のせん断力負担割合を、図 1-6 に示す。鉄骨架構に作用するせん断応力は、図 1-7 に示すように、左右の各柱について、2 断面に作用するモーメントを、柱の計測ひずみから算出し、計測断面間の距離を用いて、各柱のせん断応力として求めている。CLT 耐力壁のせん断応力は、架構に作用するせん断荷重 Q から各柱に作用するせん断応力を差し引くことで算出している。実験結果より、せん断力負担割合は、小振幅から大振幅まで概ね一定となっていることが見てとれる。CLT 耐力壁と鉄骨架構のせん断力負担割合の計算値は、図 1-8 に示すモデルで計算した。実験値は計算値と対応した。



(a) 曲げ試験体

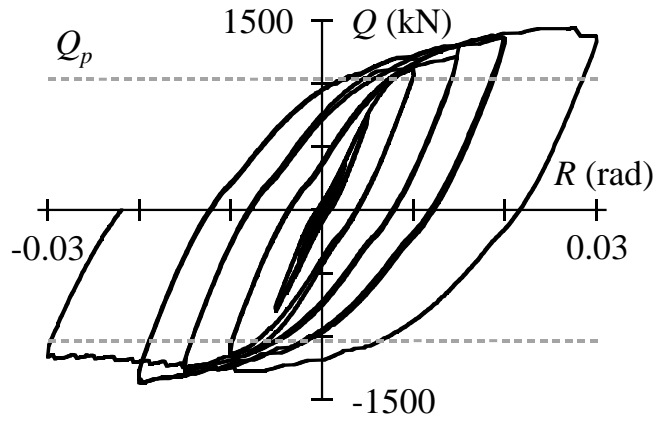


(b) フランジの局部座屈 (7 サイクル目負側)

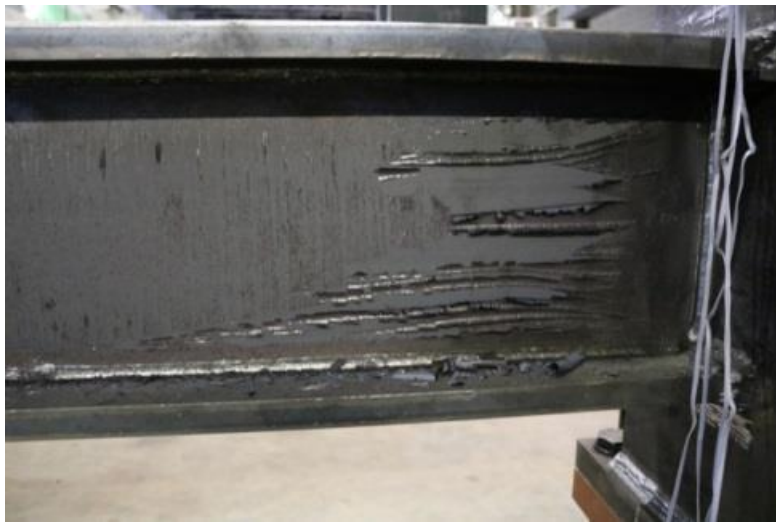


(c) フランジの局部座屈 (9 サイクル目負側)

図 1-5 荷重-変形関係と梁の損傷状況 (その 1)



(d) せん断試験体



(e) ウェブの降伏(10 サイクル目負側)



(f) ウェブのせん断座屈(11 サイクル目負側)

図 1-5 荷重-変形関係と梁の損傷状況 (その 2)

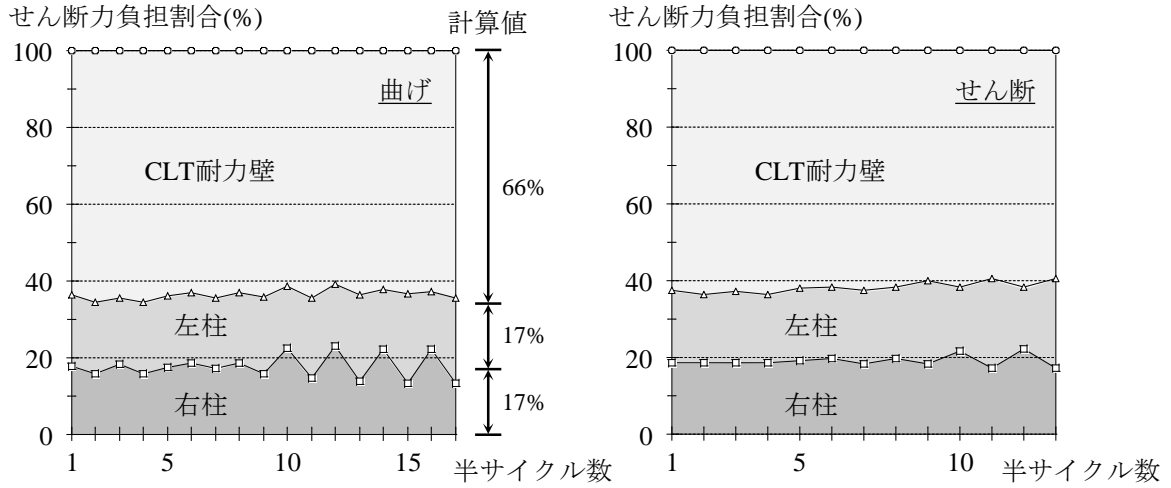


図 1-6 CLT 耐力壁と鉄骨架構のせん断力負担割合

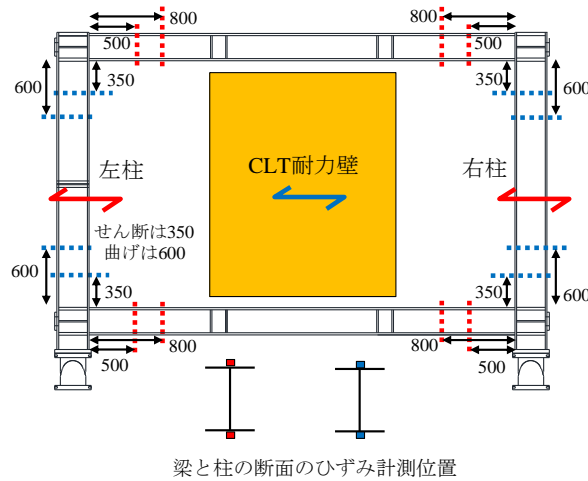


図 1-7 ひずみ計測位置

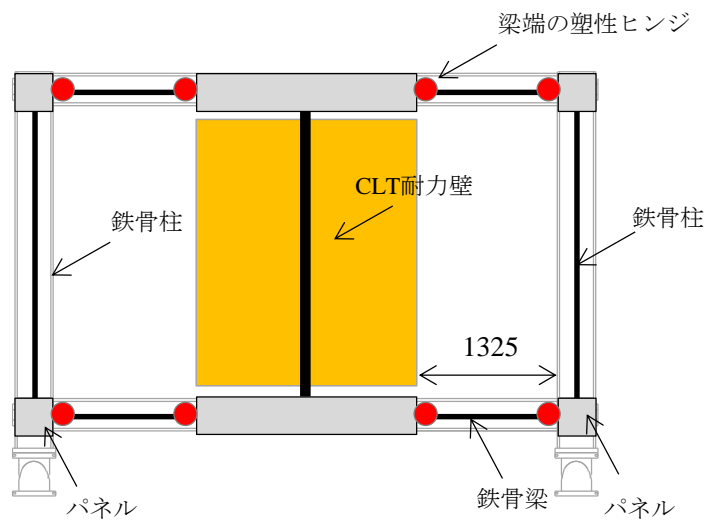


図 1-8 せん断力負担割合の計算モデル

1.5 まとめ

本章では、鉄骨剛接架構に CLT を耐力壁として組み合わせた、鉄骨 CLT 混構造架構の実験を行った。

試験体において、架構の塑性変形は鉄骨梁に生じるものとし、CLT 耐力壁は降伏しないような設計とした。また、鉄骨梁の塑性変形は、梁端の曲げ降伏型と、ウェブのせん断降伏型の試験体の計 2 体を用意した。

いずれの試験体も、大きな塑性変形領域において概ね安定した履歴を描いた。また、荷重が 0 となる付近で、スリップ挙動も見られている。これは、CLT 耐力壁の接合におけるドリフトピン接合部のガタによるものと考えられる。

参考文献

- 1-1) 三木徳人、中島昌一、山崎義弘、石原直：履歴特性の改善を目指した接合部を有する CLT-鉄骨混構造架構の繰り返し載荷実験、日本建築学会技術報告集、第 65 号、pp.213-218、2021.2
- 1-2) 中島昌一、三木徳人、秋山信彦、荒木康弘：CLT を用いたドリフトピン接合部の初期剛性と降伏耐力のモデル化に関する研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.153-154、2019.9
- 1-3) 日本建築学会：木質構造設計規準・同解説-許容応力度・許容耐力設計法-、pp.222-238、2006.12

2. 鉄骨ピン接架構と CLT 耐力壁を組み合わせた実大架構の繰返し載荷実験

2.1 はじめに

鉄骨構造に CLT^{2-1,2-2,2-3})を組み合わせた、CLT-S 混構造^{2-4, 2-5})について、これまでに CLT を用いた耐力壁や接合部に関する研究^{2-6,2-7})が行われているが、接合部に一般的に用いられているドリフトピンや、引きボルトが降伏することで塑性化後の履歴挙動は特に大きくスリップするものとなっている^{2-4, 2-5, 2-8})。これは、ドリフトピンや、引きボルトの塑性変形が一方向に偏ることが要因と考えられる。地震時に、大きくスリップする接合部では、エネルギー吸収能力が相対的に低くなり、応答変形が大きくなる可能性がある。スリップが小さく、より安定した履歴特性となる接合部の開発が必要である。

そこで、1 層 1 スパンの鉄骨造ピンフレームに CLT 耐力壁を組み合わせた混構造架構の実験を実施し、履歴特性の改善をめざした、新たな CLT-S 接合部を有する CLT-S 混構造架構の構造性能について検討する。

2.2 試験体

試験体は、CLT 耐力壁を有する鉄骨架構を 4 体、比較用の純鉄骨ブレース架構を 1 体として、計 5 体である。試験体架構の概形を図 2-1 に、一覧を表 2-1 に示す。鉄骨架構は、階高を 3m、スパンを 5m とし、梁および柱には H 形鋼を用い、梁と柱の接合部はウェブのみ高力ボルト接合としたピン接合である。柱は H 形鋼を弱軸にして用いている。また、耐力壁には幅 2m の CLT(S90-7-7:ヒノキ)を用いる。ここで、表 2-1 中の K および Q_p は、後述する弾性剛性および全塑性耐力の計算値である。

CLT 耐力壁付き試験体は、図 2-2~2-5 に示すように、CLT 耐力壁と鉄骨梁との接合部の形式をパラメータとしており、本章で提案する形式の接合部を用いた試験体(16R および 16RX)と、比較用として、ドリフトピンで降伏するように設計²⁻⁹⁻²⁻¹¹)した試験体(DP)や引きボルトで降伏するように設計¹²)した試験体(引きボルト)の 4 体を用意した。いずれの試験体も CLT 耐力壁と鉄骨梁との接合部で先行降伏するように設計している。

CLT 耐力壁付き試験体の接合部詳細について、まず 16R、16RX、DP は、図 2-2~2-4 に示すように CLT と鉄骨梁を、挿入鋼板 PL16(SS400)を介して接合する形式としている。ここで、挿入鋼板は左右中央の 3 枚配置しており、左右の挿入鋼板は曲げ応力を伝達するもの、中央の挿入鋼板はせん断応力を伝達するものとし、曲げを伝達する左右の接合部で塑性変形するものとした。挿入鋼板と CLT は、ドリフトピン $\phi 20$ (SS400)を用いて接合され、挿入鋼板と鉄骨梁は、ガセットプレートを介して高力ボルト摩擦接合されている。

ここで、16R、16RX は曲げ応力に対して挿入鋼板を繰返し塑性変形させるため、鋼板に断面を減少させた塑性化部を設けるものとし、さらに塑性化部を座屈拘束することで圧縮応力時にも安定した耐力を維持するようにしている。基本的な座屈補剛方法は、図 2-2、2-3 に示すように、挿入鋼板を CLT で挟み込む形式とし、CLT のスリットが拡がるのを防止するための、補剛ボルト(M20)を取り付けている。また、座屈拘束する CLT に挿入鋼板の塑性化部がめり込むのを防ぐことを目的とし、PL6 の添え板を挿入している。さらに、添え板(PL6)と挿入鋼板の間に隙間を設けるため、スペーサー(PL19)を設置した。プリセット型のトルクレンチにより、1 本あたり 100Nm のトルクを与えて、補剛ボルトに初期張力(1 本あたり平均 18kN)を導入している。ここで、導入張力を安定させるために、1 箇所の接合部の補剛ボルト(本試験体では 4 本)の締め付けを 2 周行っている。2 周締め付けることで、概ね均等な初期張力が導入できることを確認している。

16R と 16RX では、座屈補剛において応力伝達に対するラミナの繊維の方向が異なる。16R は、挿入鋼板の塑性化部が CLT と平行になっており、座屈補剛応力は全ラミナで繊維に直交する方向に伝達する。一方で、16RX は、塑性化部を 90 度回転させており、座屈補剛応力に対して繊維に平行する方向に応力を伝達するラミナが存在することで、座屈補剛効果の向上を期待したものである。

また、16R および 16RX における左右の挿入鋼板と CLT とのドリフトピン接合部では、CLT の孔は $\phi 20$ とし、挿入鋼板の孔は $\phi 21 \times 20$ の横長の長孔としている。これは、挿入鋼板にせん断応力が伝達されないようにするためである。ドリフトピンは 11~12 本配置しており、塑性化部の軸降伏耐力に対して 1.6~1.8 倍の降伏耐力²⁻⁹⁻²⁻¹¹)を確保している。

さらに、中央の挿入鋼板と CLT とのドリフトピン接合部は、曲げを伝達しないようにするため、挿入

鋼板の孔はφ21x20の縦長の長孔とし、CLTの孔はφ20としている。

DPは、図2-4に示すように、曲げ応力に対して塑性変形する部材をドリフトピン(φ20)としている。ドリフトピンの本数は、基準強度を用いて算出した降伏耐力が16R、16RXと同程度となるように、6本とした。

引きボルトは、図2-5に示すように、曲げによって生じる引張応力は引きボルトで伝達し、圧縮応力はCLTと鉄骨梁の接触により伝達するものである。引きボルトには、M30(ABR400)を用い、左右にそれぞれ2本ずつ配置している。また、CLT耐力壁のせん断応力は、挿入鋼板PL16(SS400)を介して梁に伝達する。挿入鋼板とCLTは、ドリフトピンφ20(SS400)を用いて接合され、挿入鋼板と鉄骨梁は、溶接接合されている。さらに、挿入鋼板とCLTとのドリフトピン接合部では、16R、16RXと同様に、曲げを伝達しないようにするため、挿入鋼板の孔はφ21x20の縦長の長孔とし、CLTの孔はφ20とした。

鋼材の素材試験結果を表2-2に、CLTの実験から得られた機械的性質を表2-3に示す。表2-3中のCLTのせん断弾性係数は、架構実験におけるCLTの中央部分に取付けた変位計から変形を算出し、CLTの剛性から曲げ成分を差し引くことで求めた。また、CLTの比重は平均で0.47であった。

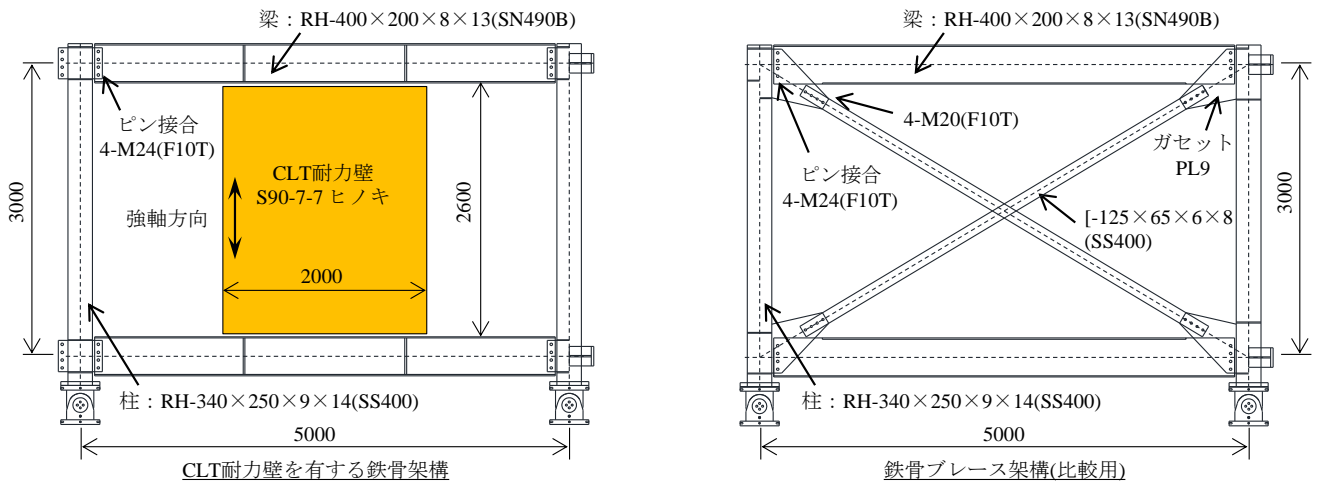


図 2-1 試験体架構の概形

表 2-1 試験体一覧

	梁	柱	水平抵抗部材	水平抵抗部材と鉄骨の接合	K	Q_p
					(kN/rad)	(kN)
16R	H-400x200x8x13 (SN490B)	H-340x250x9x14 (SS400)	CLT (S90-7-7 : A種構成) 幅2000mm	ドリフトピンφ20(SS400)	120000	417
16RX				ドリフトピンφ20(SS400)	120000	451
DP				ドリフトピンφ20(SS400)	120000	628
引きボルト				引きボルトM30(ABR400)	77000	454
ブレース				[-125x65x6x8	高力ボルト	115000

表 2-2 鋼材の引張試験結果

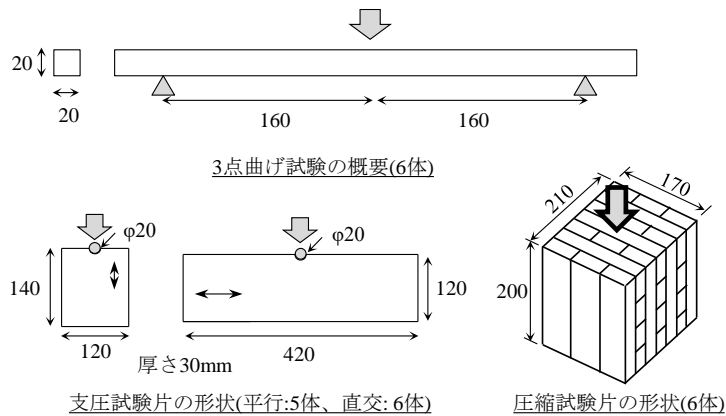
鋼種	板厚、径	実測板厚,径 (mm)	降伏耐力 (N/mm ²)	引張耐力 (N/mm ²)	破断伸び (%)
SS400	9	8.9	314	460	29
	16	15.7	282	450	29
	[-125	5.8	315	447	27
	φ20	19.9	310	450	31
ABR400	M30	27.5	292	424	35
SN490B	H400フランジ	13.3	405	527	26
	H400ウェブ	7.9	477	565	22
SS400	H340フランジ	14.1	295	449	31
	H340ウェブ	8.7	334	462	29

表 2-3 CLT の機械的性質 (平均値)

ラミナ			CLTパネル	
曲げヤング係数	支圧強度		せん断 弾性係数	圧縮強度
	繊維平行	繊維直交		
N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²
13000	42	19	840	31

0.2mm オフセット耐力

0.2% オフセット耐力



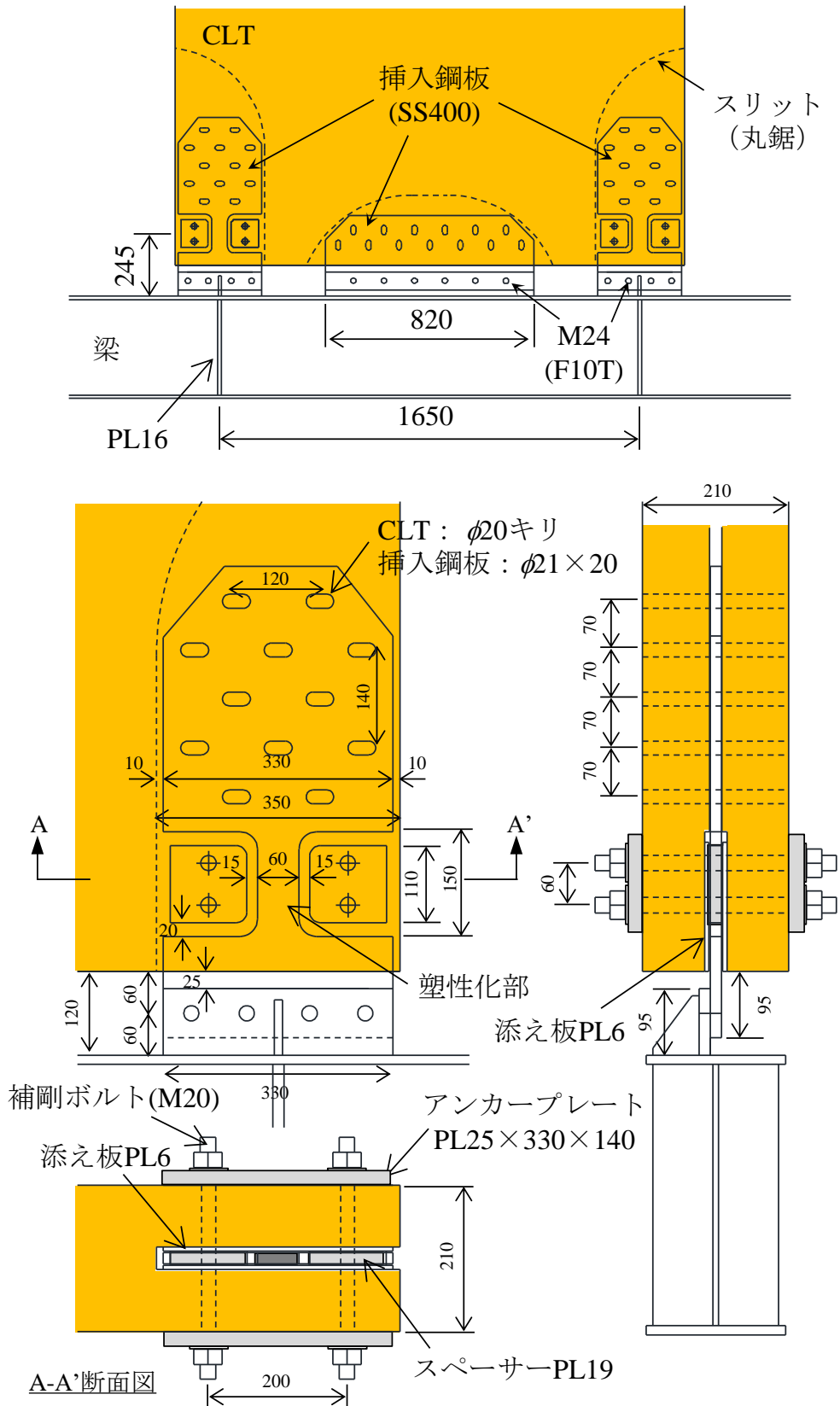
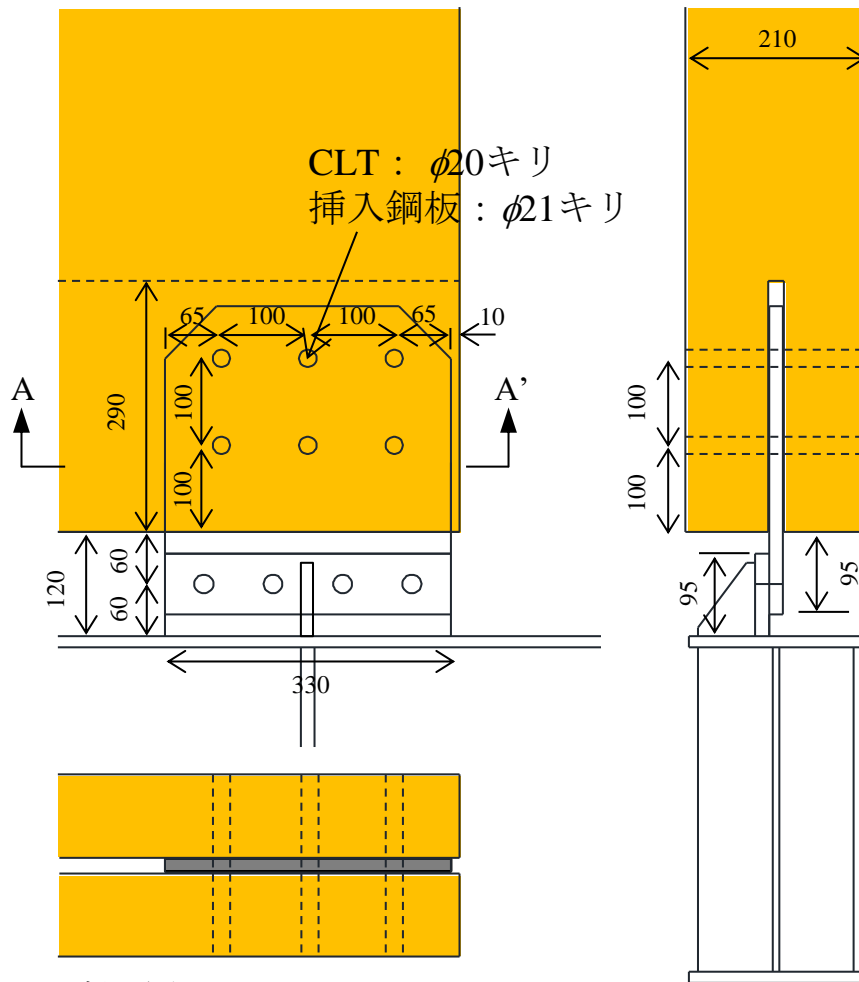
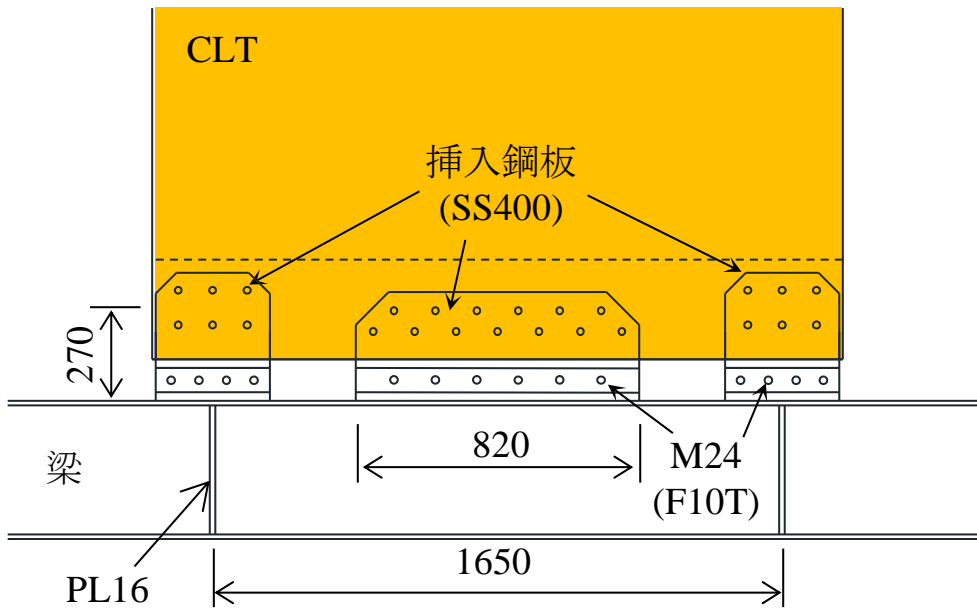
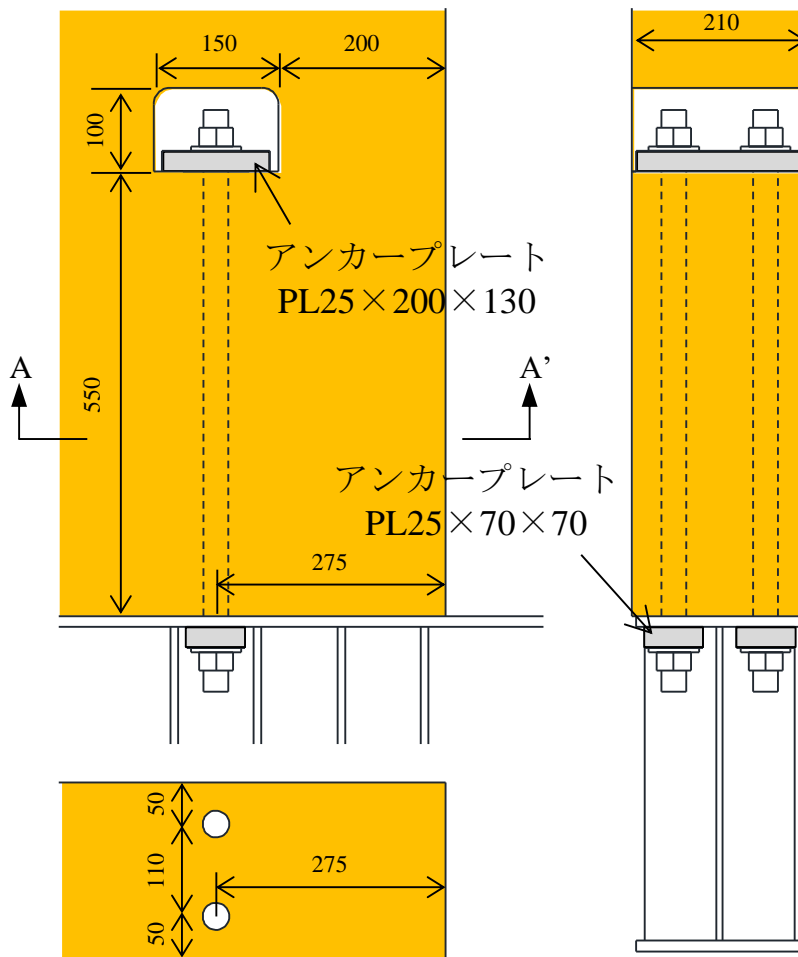
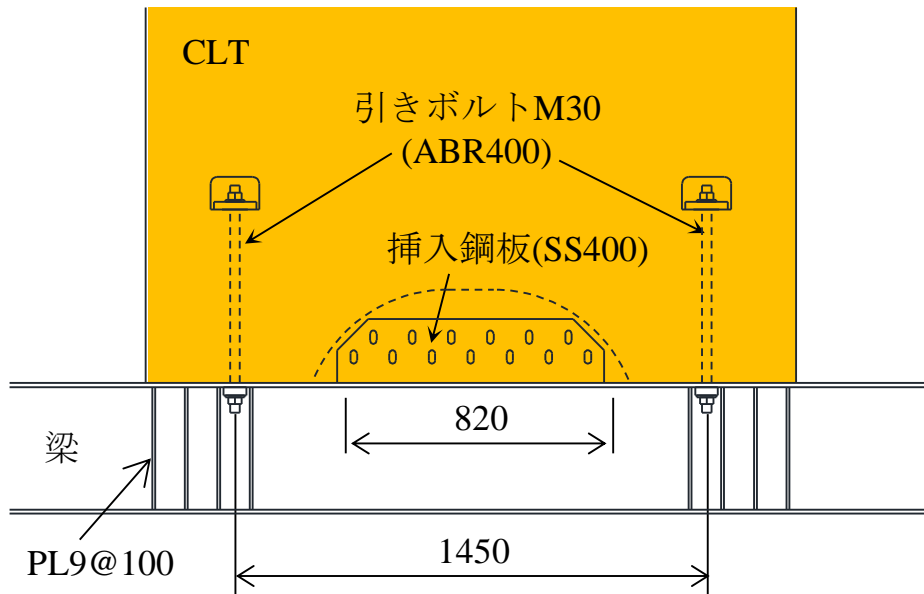


図 2-2 16R の接合部詳細



A-A'断面図

図 2-4 DP の接合部詳細



A-A'断面図

図 2-5 引きボルトの接合部詳細

2.3 載荷方法及び計測

実験セットアップを図 2-6 に示す。試験体は、柱脚下部をピン治具を介して鉛直および水平方向に固定し、試験体上部をオイルジャッキで水平方向に加力した。また、梁の面外変形を拘束するために、試験体の柱梁接合部の 4 箇所と、梁と CLT 耐力壁の接合部を 4 箇所、計 8 箇所において、溝形鋼で挟み込む、あるいは板ピンを用いて構面外変位及びねじれ変形を拘束した。

試験体の変位計測位置を図 2-7 に示す。層間変形角 R は、上梁と下梁の相対水平変位を階高 H で除したものから、右柱と左柱の相対鉛直変位をスパン L で除したものを差し引いて算出しており、式(2-1)で求まる。

$$R = \frac{(\delta_1 + \delta_2 - \delta_3 - \delta_4) / 2}{H} - \frac{(\delta_5 + \delta_6 - \delta_7 - \delta_8) / 2}{L} \quad (2-1)$$

ここで、 δ_i ($i=1\sim 8$)は、柱と梁の軸心の交点における、鉛直方向あるいは水平方向の変位である。

また、載荷は、層間変形角で制御し、図 2-8 に示すように、 $\pm 1/400$ 、 $\pm 1/200$ 、 $\pm 1/100$ 、 $\pm 1/50\text{rad}$ 、の各振幅を 2 サイクルずつ繰り返す漸増変位振幅載荷とした。

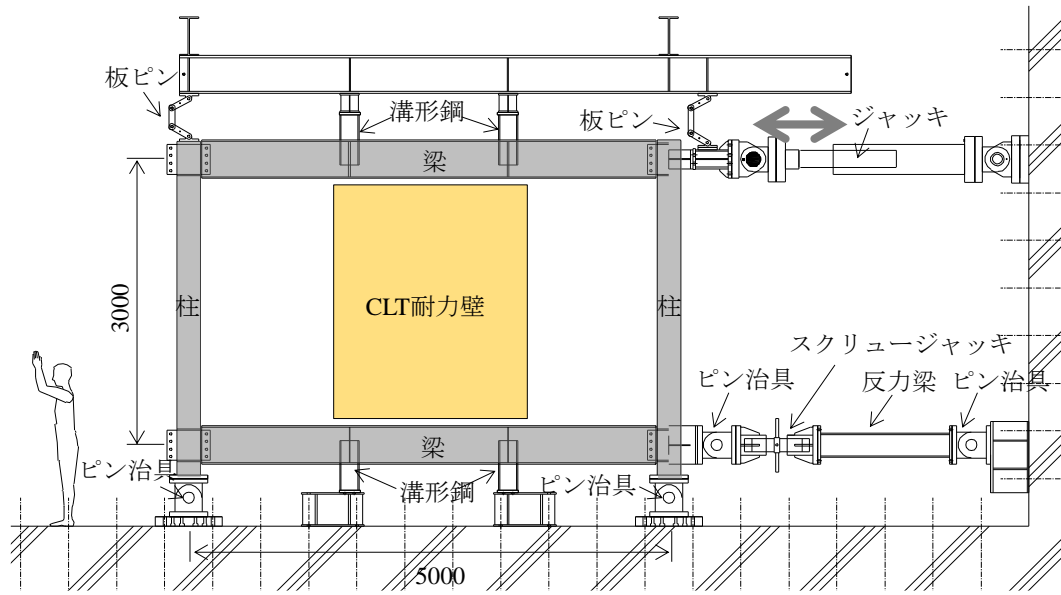


図 2-6 実験セットアップ

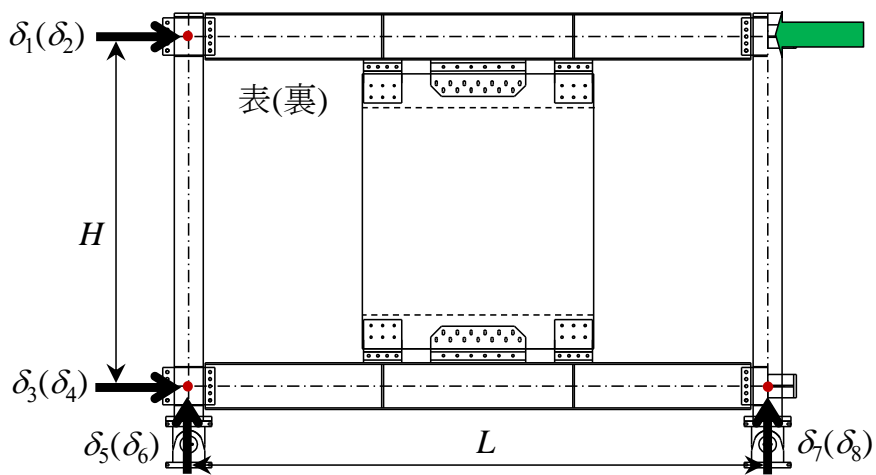


図 2-7 変位計測位置

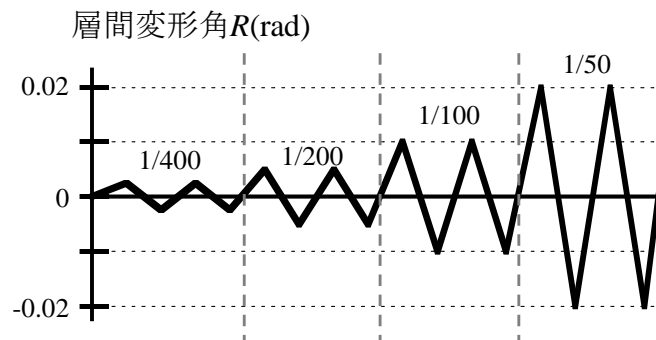


図 2-8 漸増変位振幅繰返し載荷

2.4 実験結果

2.4.1 荷重-変形関係

鉄骨架構のモーメント分布及び荷重 Q -層間変形角 R 関係を、図 2-9 に示す。モーメントは、H 形鋼に貼付したひずみゲージを用いて、算出し、内挿・外挿している。荷重-変形関係には、左右両柱のせん断力の合計（計測ひずみから算出）と層間変形角の関係も灰色線で合わせて示すとともに、後述する全塑性耐力 Q_p および弾性剛性 K の計算値を破線で示している。

比較用の DP、引きボルト及びブレースでは、降伏後の履歴が大きくスリップしていることが見てとれる。一方で、16R や 16RX では、降伏後もスリップの小さい比較的安定した履歴となっていることが分かる。16R と 16RX について、本実験では履歴特性に大きな違いは見られなかった。また、CLT 耐力壁にジャッキ荷重を伝達する梁では、曲げモーメントだけでなく軸力も作用しており、引きボルトにおいてフランジが降伏していることをひずみから確認した。

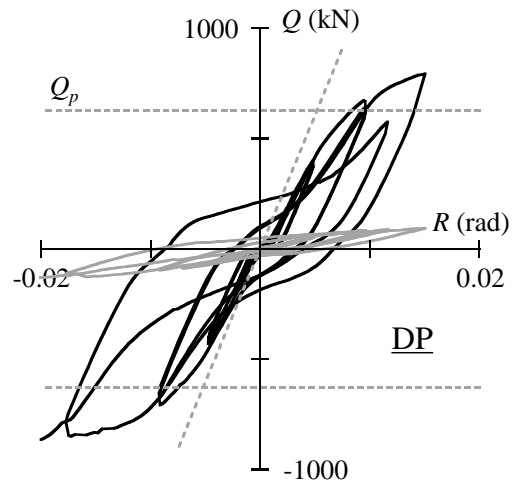
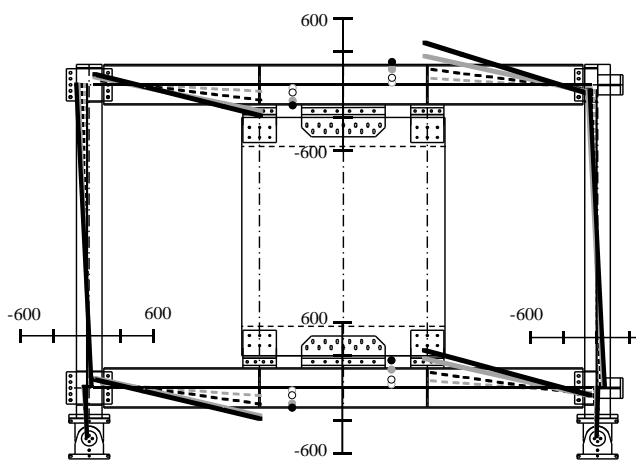
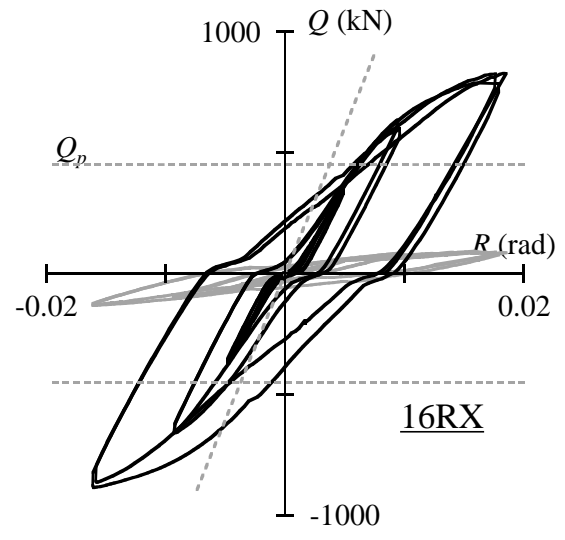
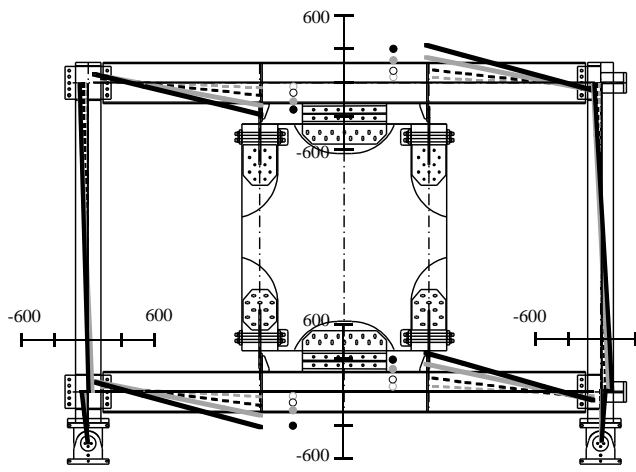
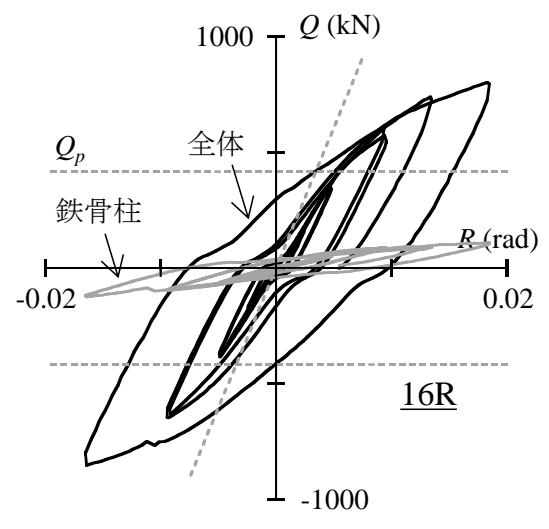
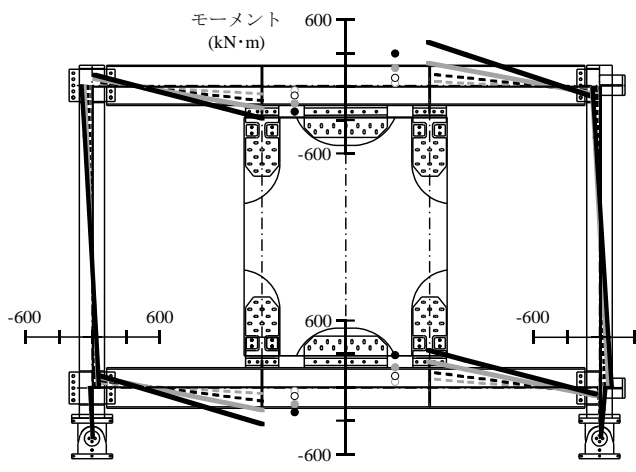


図 2-9 鉄骨架構のモーメント分布および荷重-変形関係 (その 1)

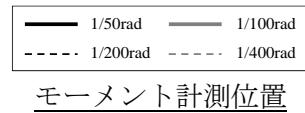
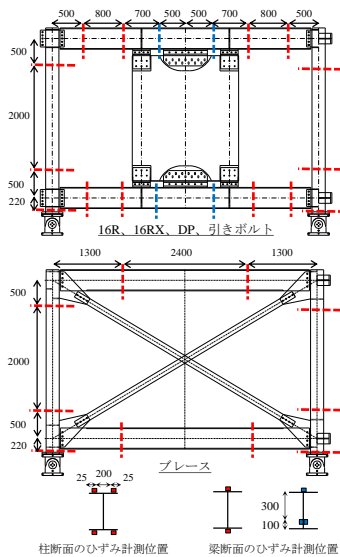
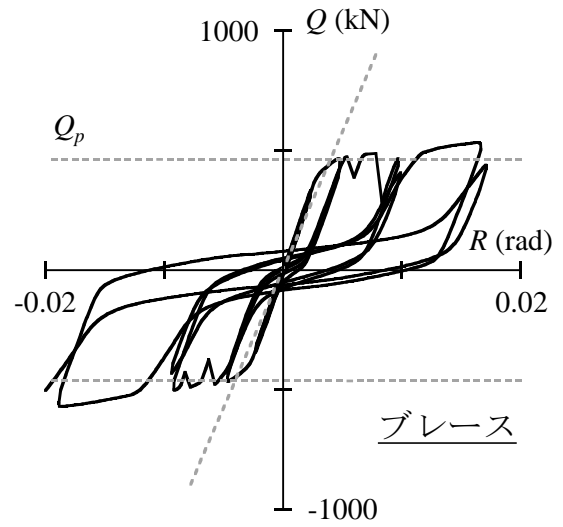
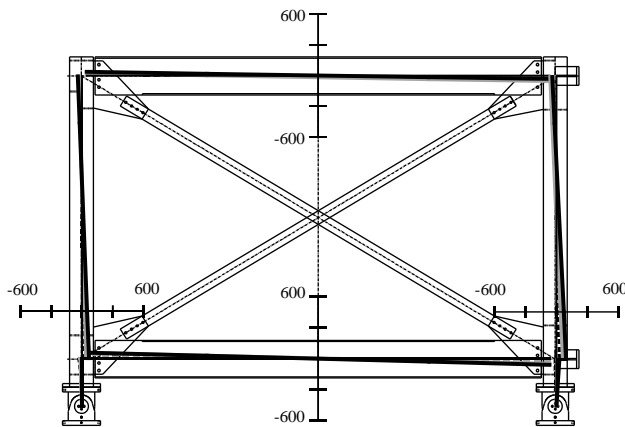
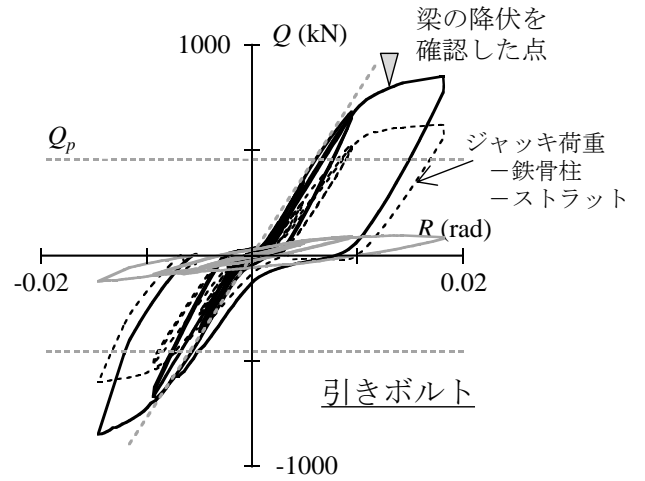
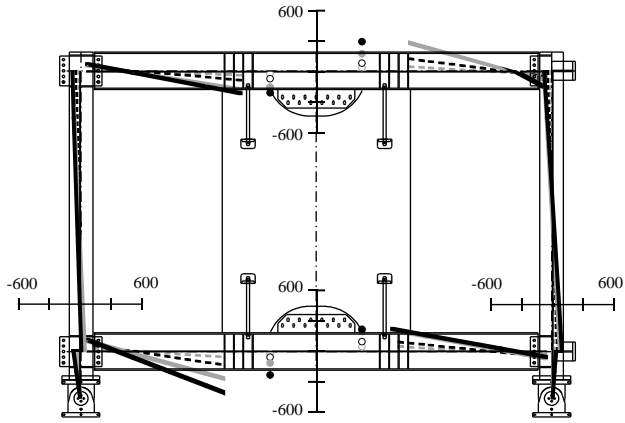


図 2-9 鉄骨架構のモーメント分布および荷重-変形関係 (その 2)

2.4.2 全塑性耐力

CLT 耐力壁の全塑性耐力について検討する。CLT 耐力壁のせん断耐力は、次式で算出している。

$$Q_p = M_p / L_p \quad (2-2)$$

ここで、 Q_p は CLT 耐力壁の全塑性耐力（せん断）、 M_p は CLT 耐力壁の全塑性曲げ耐力、 L_p は CLT 耐力壁の M_p に達する位置から反曲点（壁中央）までの距離（モーメントアーム）である。

(a) 16R、16RX の CLT 耐力壁の全塑性曲げ耐力

16R、16RX の CLT 耐力壁の全塑性曲げ耐力は式(2-3)で算出する。

$$M_p = A_p \cdot \sigma_y \cdot l_p \quad (2-3)$$

ここで、 A_p は塑性化部の断面積、 σ_y は塑性化部の降伏耐力、 l_p は応力中心間距離(1650mm)である。

(b) □P の CLT 耐力壁の全塑性曲げ耐力

DP の CLT 耐力壁の全塑性曲げ耐力は、ドリフトピン 1 本あたりの耐力 q に本数 n を乗じ、ドリフトピン群の中心を応力中心として、応力中心間距離を乗じることで算出した。

$$M_p = q \cdot n \cdot l_p \quad (2-4)$$

(c) 引きボルトの CLT 耐力壁の全塑性曲げ耐力

引きボルトの CLT 耐力壁の全塑性曲げ耐力は、引きボルトの引張応力と釣り合うように、CLT の圧縮応力ブロックを算出し、次式で求める。

$$M_p = A_b \cdot b \cdot \sigma_y \cdot l_p \quad (2-5)$$

$$l_p = B - X - \frac{x}{2} \quad (2-6)$$

$$x = \frac{A_b \cdot b \cdot \sigma_y}{c_{lt} \cdot c_{lt} \cdot \sigma_y} \quad (2-7)$$

ここで、 A_b は引きボルト軸部の断面積、 b は引きボルトの降伏耐力、 l_p は応力ブロックの応力中心間距離(1699mm)、 B は CLT 耐力壁の幅(2000mm)、 X は引きボルトの CLT 端部からの距離(275mm)、 x は CLT と鉄骨梁の圧縮側の応力ブロックの長さ、 c_{lt} は CLT の厚さ、 $c_{lt} \sigma_y$ は CLT の圧縮強度である。

全塑性耐力の計算値は、16R、16RX、DP では、概ね試験体の剛性が低下し始めるあたりを捉えていることが分かる。一方で、引きボルトでは、全塑性耐力の計算値は、実験結果(全体)に対して低めの評価となっている。これは、既往の研究²⁻¹³⁾において指摘されているように、ストラットにより耐力が高くなっており、式(2-5)では、ストラットの影響を考慮できていないためと考えられる。そこで、ジャッキ荷重から、鉄骨柱のせん断力と、CLT 耐力壁に生じる付加圧縮力によるストラット(以下ストラット)によるせん断力を差し引いたせん断力と変形の間関係を、図 2-9 中に点線で示している。ここで、ストラットによるせん断力は、試験体に貼付したひずみゲージから鉄骨柱に作用している引張力を算出し、それがストラットによる CLT の鉛直方向の圧縮力と釣り合うものと考え、CLT の圧縮力にストラットの傾き(ここでは、20/26 と仮定)を乗じて求めた。ジャッキ荷重から鉄骨柱のせん断力とストラットによるせん断力と差し引いた荷重と変形の間関係では、全塑性耐力の計算値(式(2-5))は、概ね試験体の剛性が低下し始めるあたりを捉える結果となった。

□

2.4.3 弾性剛性

弾性剛性の計算値と実験値の対応について検討する。計算値については、図 2-10 に示すモデルとして算出している²⁻⁷⁾。梁および CLT 耐力壁は、曲げおよびせん断を考慮し、パネルゾーンについてはせん断のみを考慮している。ここで、パネルゾーンの幅は、16R、16RX、DP の場合では、左右の挿入鋼板の中心間距離としている。引きボルトの場合には、引張側のボルトから圧縮側の CLT 端までの 6 分の 5 の位置²⁻³⁾から引張側のボルトまでの距離をパネルゾーンの幅とした。

また、引きボルトにおける CLT 耐力壁では、曲げについては、CLT の接合部近傍はトラスモデルとし、引きボルト以外の要素は剛体と仮定し、接合部の剛性 K_j を算出した。また、上下のトラスモデルを繋ぐ CLT の梁要素(1500mm)は、曲げ変形のみ考慮し曲げ剛性 K_m を算出した。せん断については、耐力壁の全長をせん断変形の領域として、せん断剛性 K_s を算出している。 K_j 、 K_m 、 K_s を直列バネとしたものを引きボルトにおける CLT の弾性剛性とした。

16R、16RX、DP については、ドリフトピン接合部の局所変形²⁻³⁾などを無視した略算値としていることもあり、全体的に弾性剛性の計算値は実験値に比べ高くなっている。また、引きボルトでは、実験と計算は概ね対応しているように見える。しかし、計算値は、引きボルト接合部の局所変形や、ストラットによる抵抗を含む場合などを考慮できていないため、引き続き検討を要する。

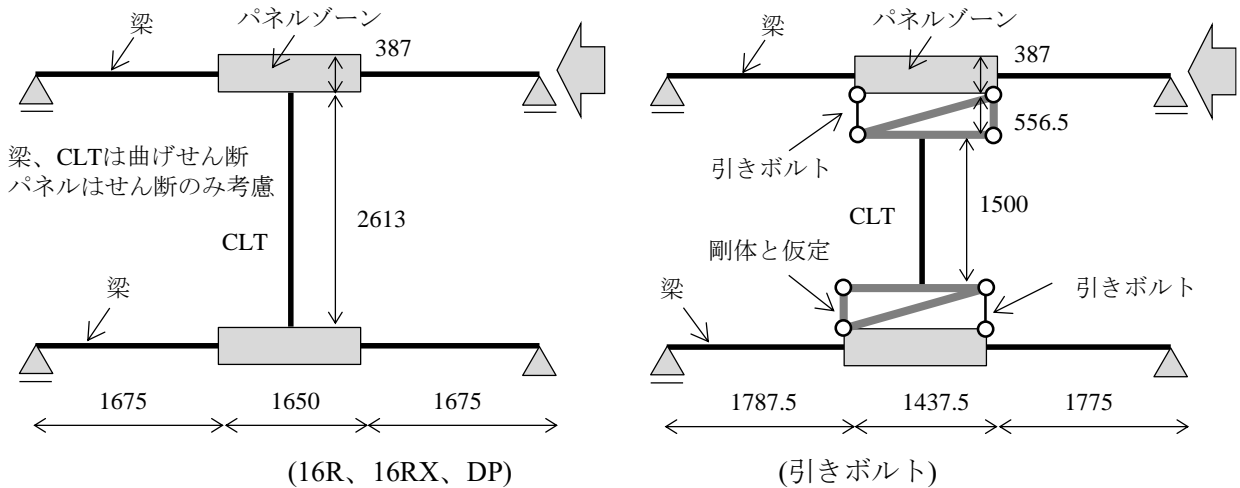


図 2-10 架構の弾性剛性計算モデル

2.4.4 履歴吸収エネルギー

試験体の荷重-変形関係から算出した履歴吸収エネルギー W_p を全塑性耐力 Q_p で除した等価累積塑性変形角と、累積変形角 $\Sigma\theta$ の関係を図2-11に示す。

等価累積塑性変形角は、16R、16RXはDP、引きボルト、ブレースに比べて高くなっていることがわかる。これは16R、16RXにおいて履歴特性におけるスリップが小さくなったため、エネルギー吸収効率が向上したと考えられる。

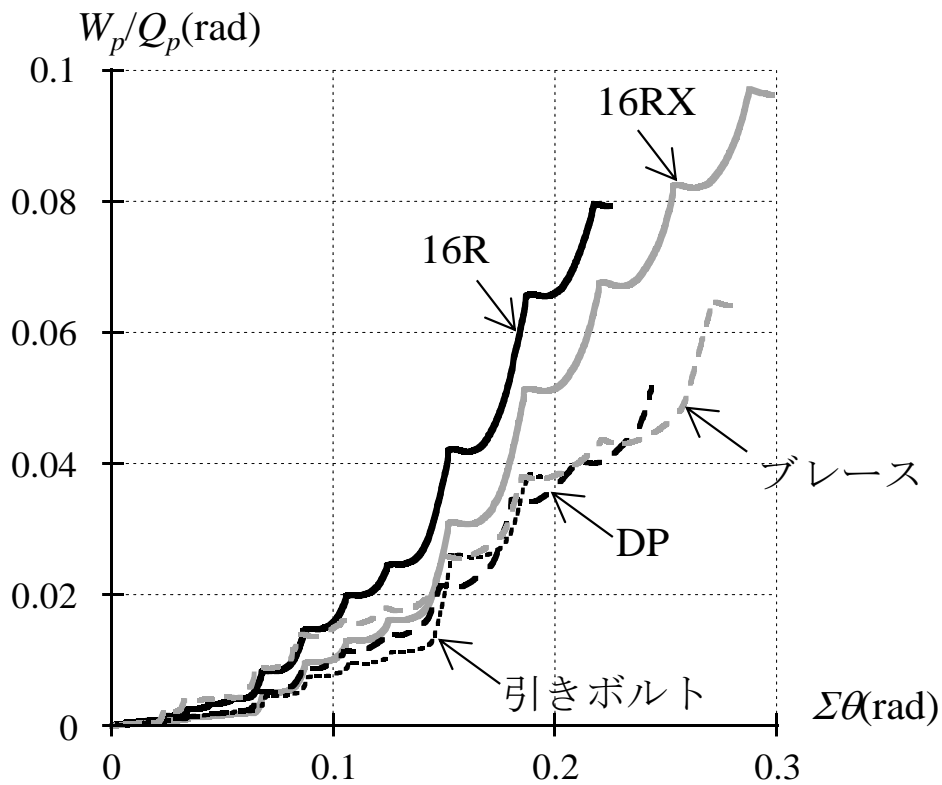


図 2-11 履歴吸収エネルギー

2.5 まとめ

本稿では、鉄骨造ピンフレームに CLT 耐力壁を組み合わせた混構造架構の実験を実施し、履歴特性の改善をめざした、新たな CLT-S 接合部を有する CLT-S 混構造架構の構造性能について検討を行い、以下のことを確認した。

- ・ 16R や 16RX では、降伏後もスリップの小さい比較的安定した履歴となっていることが確認できた。本実験では、16R と 16RX の履歴特性に大きな違いは見られなかった。
- ・ 全塑性耐力計算値は、実験において剛性が低下し始めるあたりの耐力に対応することを確認した。
- ・ 16R、16RX は DP、引きボルト、ブレースに比べて相対的にエネルギー吸収効率が高くなっていることを確認した。これは 16R、16RX において、履歴特性のスリップが小さくなったためと考えられる。

参考文献

- 2-1) 公共建築物等における木材の利用の促進に関する法律（平成 22 年法律第 36 号）、2010.5
- 2-2) 農林水産省告示第 3079 号、直交集成板の日本農林規格、2016.12
- 2-3) 日本住宅・木材技術センター：CLT を用いた建築物の設計施工マニュアル 2016 年版、2018.11
- 2-4) 金澤和寿美、五十田博、北守顕久、荒木康弘、中島昌一：鉄骨造との混構造を目指した高強度 CLT 耐震壁の面内せん断試験、日本木材学会大会発表要旨集、H14-06-1645、CD-ROM、2018.3
- 2-5) 金澤和寿美、北守顕久、荒木康弘、中島昌一、五十田博：鉄骨造に挿入する CLT 耐震壁の面内せん断試験、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.461-462、2018.9
- 2-6) 三木徳人、中島昌一、石原直：塑性変形能力の向上を目指した CLT-S 接合部の繰り返し載荷実験、第 69 回日本木材学会大会発表要旨集、H16-08-1000、CD-ROM、2019.3
- 2-7) 三木徳人、石原直：CLT 耐力壁と鉄骨ピンフレームの混構造架構の水平剛性に壁配置が及ぼす影響、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.335-336、2019.9
- 2-8) 佐藤基志、五十田博、荒木康弘、中川貴文、三宅辰哉：小幅パネルを対象にした CLT 構造の解析モデルの提案と精度検証、日本建築学会構造系論文集 (741)、pp.1719-1726、2017.11
- 2-9) 日本建築学会：木質構造設計規準・同解説-許容応力度・許容耐力設計法-、pp.222-238、2006.12
- 2-10) 中島昌一、北守顕久、小松幸平：クロス・ラミネイティド・ティンバーを用いた鋼板挿入型ドリフトピン接合部の引張耐力指標の検討、日本建築学会構造系論文集 Vol.78、No.687、pp.969-975、2013.5
- 2-11) 中島昌一、三木徳人、秋山信彦、荒木康弘：CLT を用いたドリフトピン接合部の初期剛性と降伏耐力のモデル化に関する研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.153-154、2019.9
- 2-12) 鈴木圭、小林研治、青木謙治、稲山正弘、槌本敬大：CLT 構造における引きボルト接合部の強度性能の推定、日本建築学会構造系論文集 81(726)、pp.1289-1298、2016.8
- 2-13) 幅亮太、北守顕久、森拓郎、福原武史、栗原嵩明、五十田博：CLT パネルを接着挿入した RC フレームの耐震補強効果に関する実験、日本建築学会構造系論文集 (726)、pp. 1299-1308、2016.8

3. CLT と鉄骨の接合部の実験

3.1 はじめに

本章では、鉄骨造架構に CLT パネルを組み合わせた CLT-S 混構造架構^{3-1, 3-2)}における、CLT と鉄骨部材の接合部について、塑性変形能力の向上を目指した CLT-S 接合部³⁻³⁾の挿入鋼板の座屈補剛形式および補剛ボルトの導入張力の影響について検討するため実験を行った。

3.2 試験体

試験体は、鋼板(SS400)と CLT(S90-7-7 ヒノキ)をドリフトピンで接合する形式とし、全 11 体用意した。試験体の概形を図 3-1 に、試験体一覧を表 3-1 に示す。主な試験体パラメーターは挿入鋼板の座屈補剛形式 (16RX,16RXN,16R) および、補剛ボルトの導入トルクである。鋼板の板厚は 16mm とした。基本的な補剛形式は、図 3-1 に示すように、挿入鋼板を CLT で挟み込み、CLT のスリットが拡がるのを防止するための、補剛ボルト(中ボルト)を取り付けている。また、挿入鋼板が CLT にめり込むのを防ぐことを目的とし、PL6 の添え板を挿入している。さらに、添え板(PL6)と挿入鋼板の間に隙間を設けるための、スペーサーを設置した。塑性化部の長さは 150mm とした。ドリフトピンには $\phi 20$ の丸鋼(SS400)を用い、塑性化部が先行降伏するように、11~12 本打ち込んだ。

また、16RXN は、16RX の添え板(PL6)が無いものであり、添え板の分、スリット幅が狭くなっている。さらに、ドリフトピン接合部で降伏するように設計³⁻⁴⁾した試験体 DP とアンカーボルトで引張降伏するように設計した試験体、引きボルトも用意した。鋼材の素材試験結果を表 3-2 に、CLT の支圧試験結果を表 3-3 に示す。

3.3 荷重方法及び計測

実験セットアップを図 3-2 に示す。荷重 P はジャッキに取り付けたロードセル、軸方向変形は変位計で計測した。

荷重履歴は、接合部の軸方向の全体変形 \square で制御して漸増変位振幅繰り返し荷重を基本とした。引きボルトでは、圧縮時の耐力が高く、一般的に降伏しないことから、圧縮側の荷重では 300kN まで加力する片側の繰り返し荷重としている。

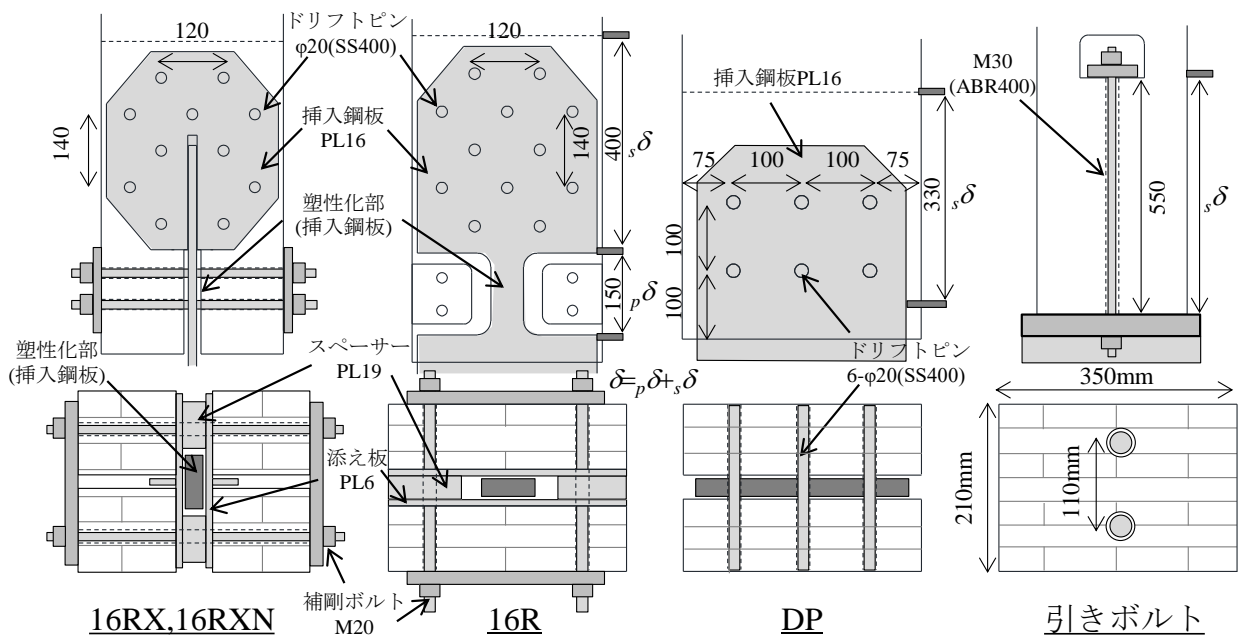


図 3-1 試験体概形

表 3-1 試験体一覧

試験体名称	試験体形式 (座屈補剛形式)	ボルト導入トルク	P_p
		Nm	(kN)
16RX-200	16RX	200	286
16RX-100		100	286
16RX-50		50	286
16RX-0		0	286
16RX-N		ボルト無し	286
16RXN-100	16RXN	100	286
16R-200	16R	200	286
16R-100		100	286
16R-0		50	286
DP	DP	-	392
引きボルト	引きボルト	100	347

表 3-2 鋼材の素材試験結果一覧

鋼種	板厚、径	実測板厚、径 (mm)	降伏耐力 (N/mm^2)	引張耐力 (N/mm^2)	破断伸び (%)
SS400	PL16 (DP以外)	16	307	446	30
	PL16 (DP)	16	273	444	32
	$\phi 20$	19.9	310	450	31
ABR400	M30	27.5	292	424	35

表 3-3 CLT の支圧試験結果

	降伏耐力*	最大応力度
加力方向	N/mm^2	N/mm^2
繊維平行	42	43
繊維直交	19	33

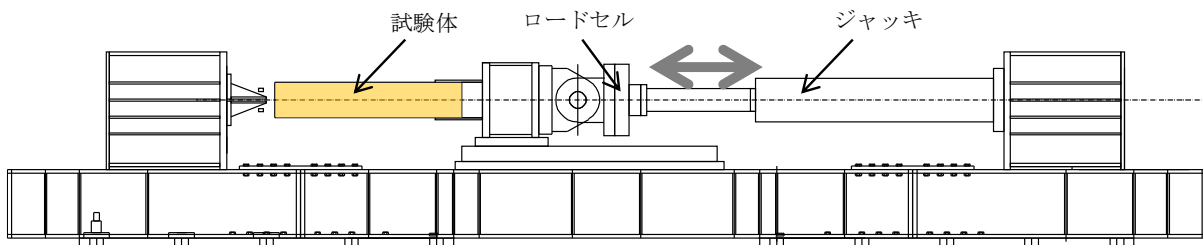
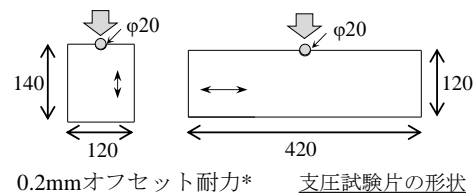


図 3-2 実験セットアップ

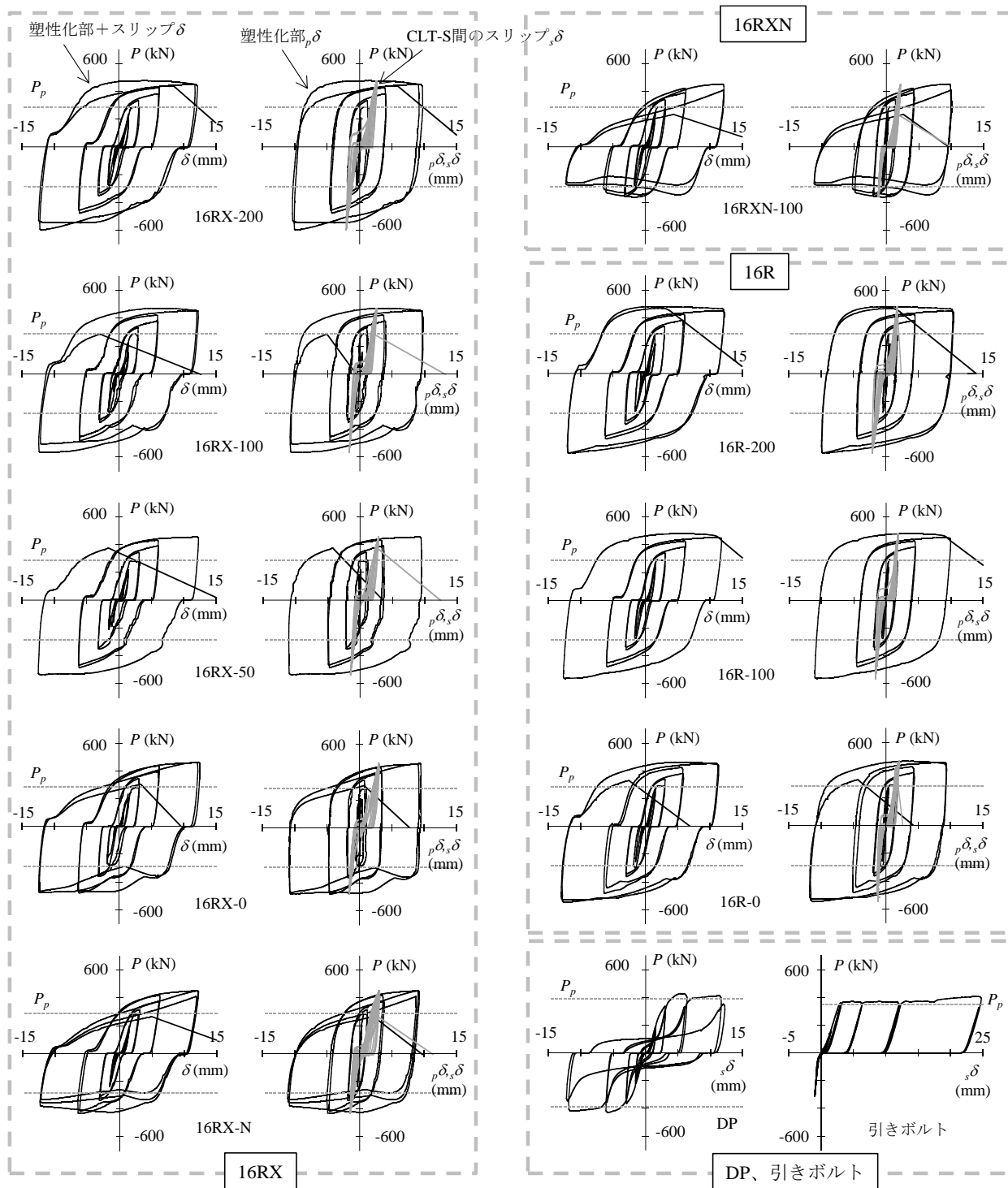


図 3-3 荷重-変形関係

3.4 実験結果

図 33 に荷重変形関係を示す。図 3-3 中には、降伏耐力計算値 P_p を破線で示している。

16RX,16R の試験体では、挿入鋼板の塑性化部が塑性した後、圧縮側の荷重時に局部座屈変形が生じたと考えられる耐力低下が見られ、その後荷重を続けていくと引張側荷重時に塑性化部が破断し終局状態に至った。DP および引きボルトでは、大きくスリップする履歴を描いた後、所定の荷重を終えた時点で荷重を終了した。

3.5 まとめ

本章では、CLT-S 接合部の繰り返し荷重実験を実施した。提案する接合形式である 16RX 及び 16R は、既往の接合形式である DP 及び引きボルトに対して、履歴におけるスリップ形状が比較的小さくなっている。さらに、補剛ボルトの導入張力が大きくなるにつれて履歴が安定することが分かった。また、導入張力が特に低い場合には、16R は 16RX に比べて安定した履歴を示した。

参考文献

- 3-1) 三木徳人、石原直、中島昌一、山崎義弘：履歴特性の改善を目指した CLT 耐力壁と鉄骨ピン架構を組み合わせた CLT-S 混構造架構の繰り返し荷重実験、第 70 回日本木材学会大会発表要旨集、H16-06-1330、CD-ROM、2020.3
- 3-2) 金澤和寿美、北守顕久、荒木康弘、中島昌一、五十田博：鉄骨造に挿入する CLT 耐震壁の面内せん断試験、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.461-462、2018.9
- 3-3) 三木徳人、中島昌一、石原直：塑性変形能力の向上を目指した CLT-S 接合部の繰り返し荷重実験、第 69 回日本木材学会大会発表要旨集、H16-08-1000、CD-ROM、2019.3
- 3-4) 中島昌一、三木徳人、秋山信彦、荒木康弘：CLT を用いたドリフトピン接合部の初期剛性と降伏耐力のモデル化に関する研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.153-154、2019.9

4. CLTと鉄骨の接合部における張力緩和の影響

4.1 はじめに

2,3章では、鉄骨造架構にCLTパネルを組み合わせたCLT-S混構造架構⁴⁻¹⁻⁴⁻⁴⁾などにおける、CLTと鉄骨部材の接合部を対象に、塑性変形能力の向上を目指したCLT-S接合部を提案し、挿入鋼板の座屈補剛形式および補剛ボルトの導入張力の影響を検討した。

木材をボルトで締め付けた場合の、ボルト軸力の応力緩和に着目した研究⁴⁻⁵⁻⁴⁻⁸⁾などは少なく、海外では集成材やLVLの接合部に長期的なストレスを与えた場合の応力緩和について検討事例⁴⁻⁹⁻⁴⁻¹¹⁾などがあるが、CLTを対象とした研究は見当たらない。

本章では、補剛ボルトの導入張力の経年による張力緩和の影響について検討するため経年実験および接合部の繰り返し載荷実験を行った。

4.2 試験体

試験体は、鋼板(SS400)とCLT(S90-7-7ヒノキ)をドリフトピンで接合する形式とし、全4体用意した。試験体の概形を図4-1に、試験体一覧を表4-1に示す。試験体パラメータは補剛ボルトの導入トルクである。鋼板の板厚は16mmとした。補剛形式は、図4-1に示すように、挿入鋼板をCLTで挟み込み、CLTのスリットが広がるのを防止するための、補剛ボルト(中ボルト)を取り付けている。また、挿入鋼板がCLTにめり込むのを防ぐことを目的とし、PL6の添え板を挿入している。さらに、添え板(PL6)と挿入鋼板の間に隙間を設けるための、スペーサーを設置した。塑性化部の長さは150mmとした。ドリフトピンにはφ20の丸鋼(SS400)を用い、ドリフトピン接合部が降伏しないように十分な耐力⁴⁻¹²⁾を確保するように、11本打ち込んだ。鋼材の素材試験結果を表4-2に、CLTの支圧試験結果を表4-3に示す。

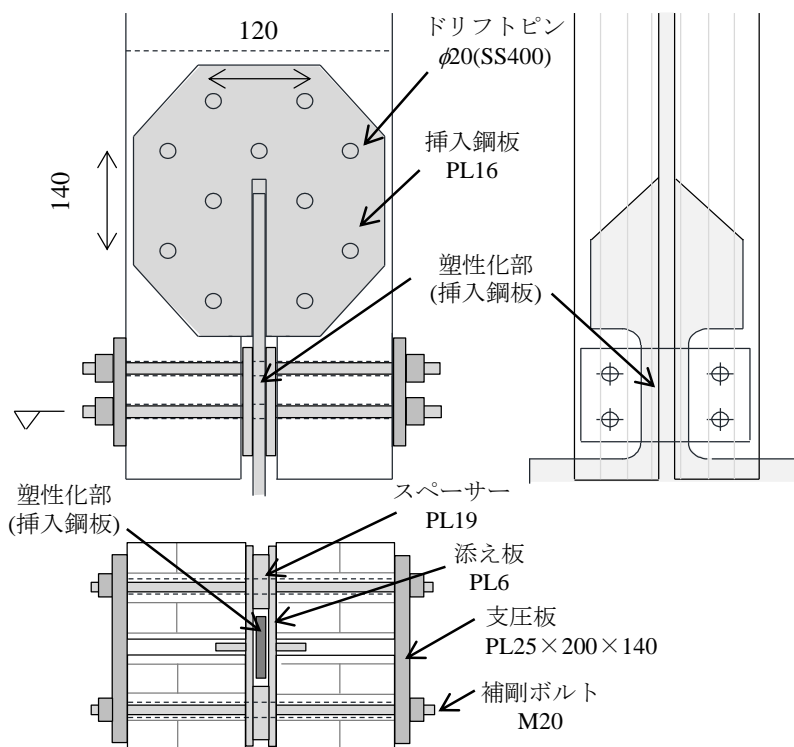


図 4-1 試験体概略

表 4-1 試験体一覧

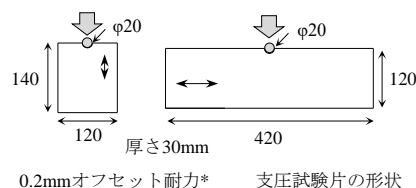
試験体名称	試験体形式 (座屈補剛形式)	ボルト導入トルク	経年実験
		Nm	
16RX-300C	16RX	300	あり
16RX-200C		200	
16RX-100C		100	
16RX-50C		50	
16RX-200		200	なし ⁴⁻¹⁾
16RX-100		100	
16RX-50		50	
16RX-0		0	

表 4-2 鋼材の素材試験結果一覧

鋼種	板厚、径	実測板厚、径 (mm)	降伏耐力 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	破断伸び (%)
SS400	PL16	16	307	446	30
	φ20	19.9	310	450	31

表 4-3 ラミナの支圧試験結果

	降伏耐力*	最大応力度
加力方向	N/mm ²	N/mm ²
繊維平行	42	43
繊維直交	19	33



4.3 経年実験

補剛ボルトの導入張力の経年による張力緩和の影響について検討するため、経年実験を実施する。実験パラメータは補剛ボルトの導入張力であり、導入トルクを50、100、200、300Nmの4パターン用意した。

補剛ボルトの張力の導入は、プリセット式トルクレンチを用いて所定のトルクに達するまで締め付けることとした。締め付け手順については、まず、鋼板やCLTを密着させるために1次締めとして、ボルト群（4本）を所定のトルクで締め付けた後、2次締めとして、ボルト群（4本）を再度同様のトルクで締め付けることとした。

これは、図4-2に示すように、1次締め完了時では、補剛ボルトの張力にばらつきがあるのに対して、2次締め完了時では、ボルト群（4本）の張力が安定させるためである。ここで、ボルト張力は、センターホール型のロードセルで計測した。

経年実験の様子を写真4-1に、経年による補剛ボルトの張力緩和を図4-3に示す。縦軸はボルト群の張力の合計値を初期張力（2次締め完了時）で除したもので、横軸は経過時間である。経年環境は、室温20度、湿度65%で管理する実験室で行い、実験期間は21.5ヶ月である。実験中、実験設備の不具合により、実験開始から、1か月後あたりに室温及び湿度が、17か月目あたりに湿度が所定と異なることがあった。そのため、ボルト張力が乱れているところがある。

補剛ボルトは、時間が経過するにつれて、張力緩和していることが見て取れる。張力緩和により、初期張力に対して、およそ2年で80%、実験結果を外挿すると50年で75%の張力となっている。

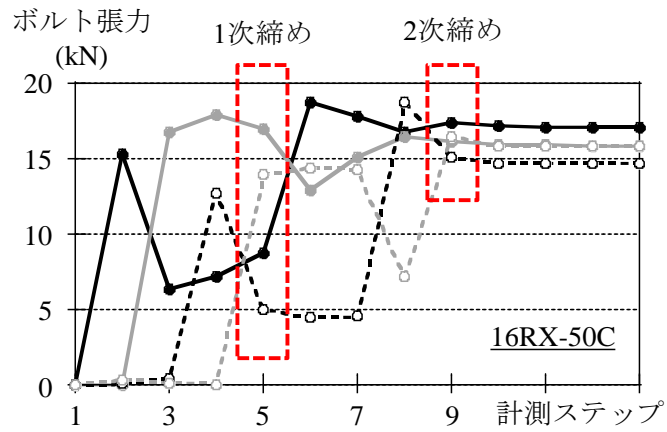


図 4-2 補剛ボルトの張力の導入

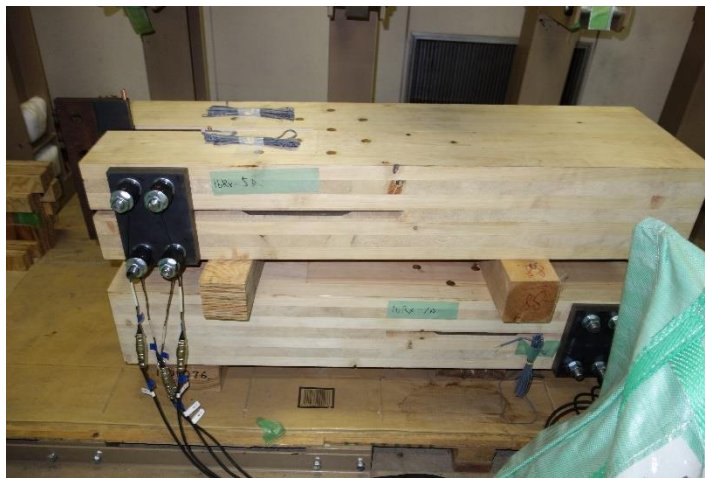


写真 4-1 実験の様子

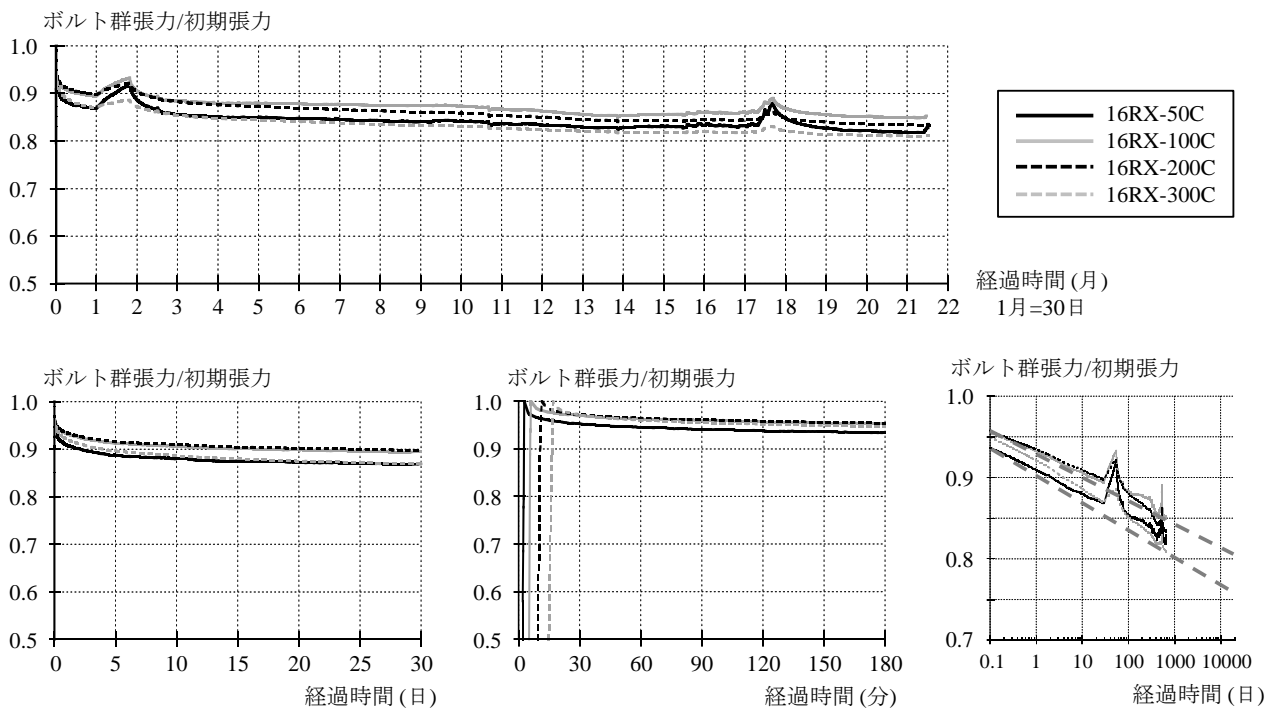


図 4-3 張力緩和

4.4 繰り返し载荷実験

繰り返し载荷実験は図4-4に示すセットアップで実施した。荷重 P はジャッキに取り付けたロードセル、軸方向変形は変位計で図4-5に示す区間を計測した。载荷履歴は、接合部の軸方向の全体変形 $\delta = \delta_p \delta_s$ で制御して、図4-6に示す漸増変位振幅繰り返し载荷とした。

図4-7に荷重変形関係を、写真4-2に試験体の損傷状況を示す。図4-7中には、降伏耐力計算値 P_p を破線で示している。また、比較のために、前報の経年実験なしの実験結果も示している。本実験と、前報の試験体の鋼材及びCLTは、同一ロット、同一マザーボードから切り出して製作している。

本実験について、挿入鋼板の塑性化部が塑性した後、圧縮側の载荷時に局部座屈変形が生じたと考えられる耐力低下が見られ、その後载荷を続けていくと引張側载荷時に塑性化部が破断し終局状態に至った。経年実験なしの試験体と比べると、破断までの変形性能が大きくなっているものがあるが、大きな差は見られなかった。本実験では、経年による補剛ボルトの張力緩和が接合部の履歴挙動への影響は小さかった。

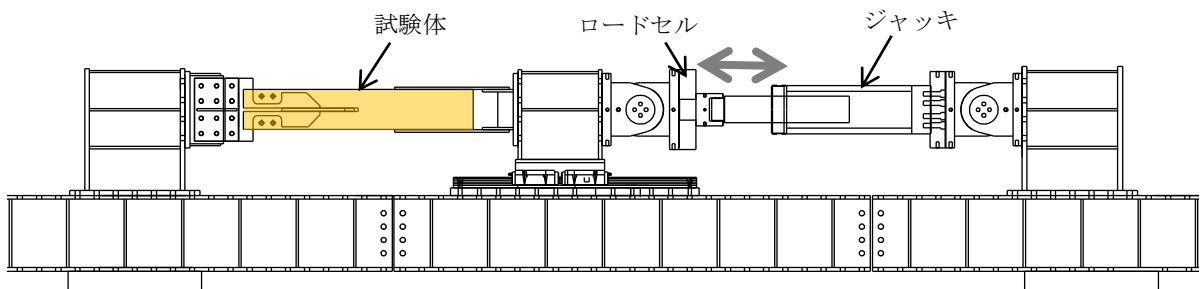


図 4-4 実験セットアップ

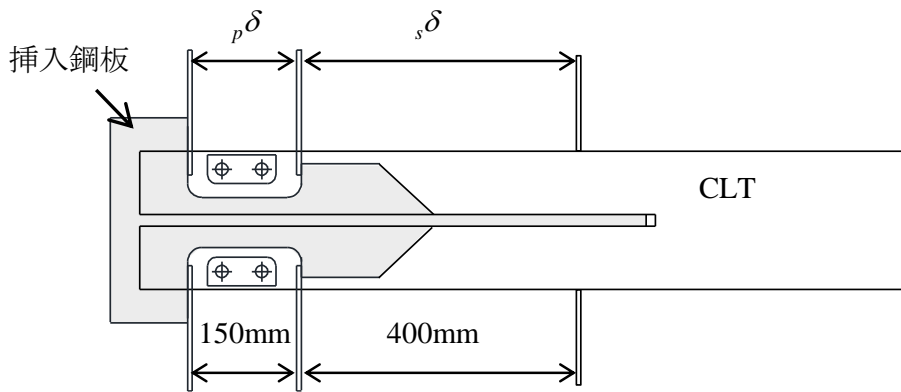


図 4-5 変形の計測

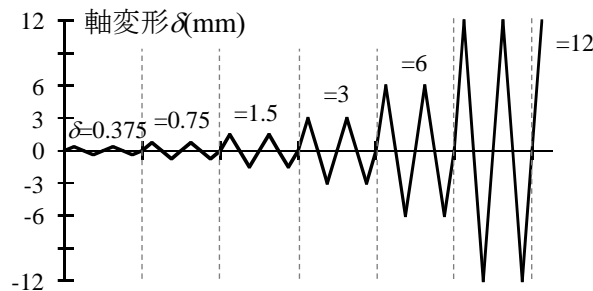


図 4-6 载荷履歴

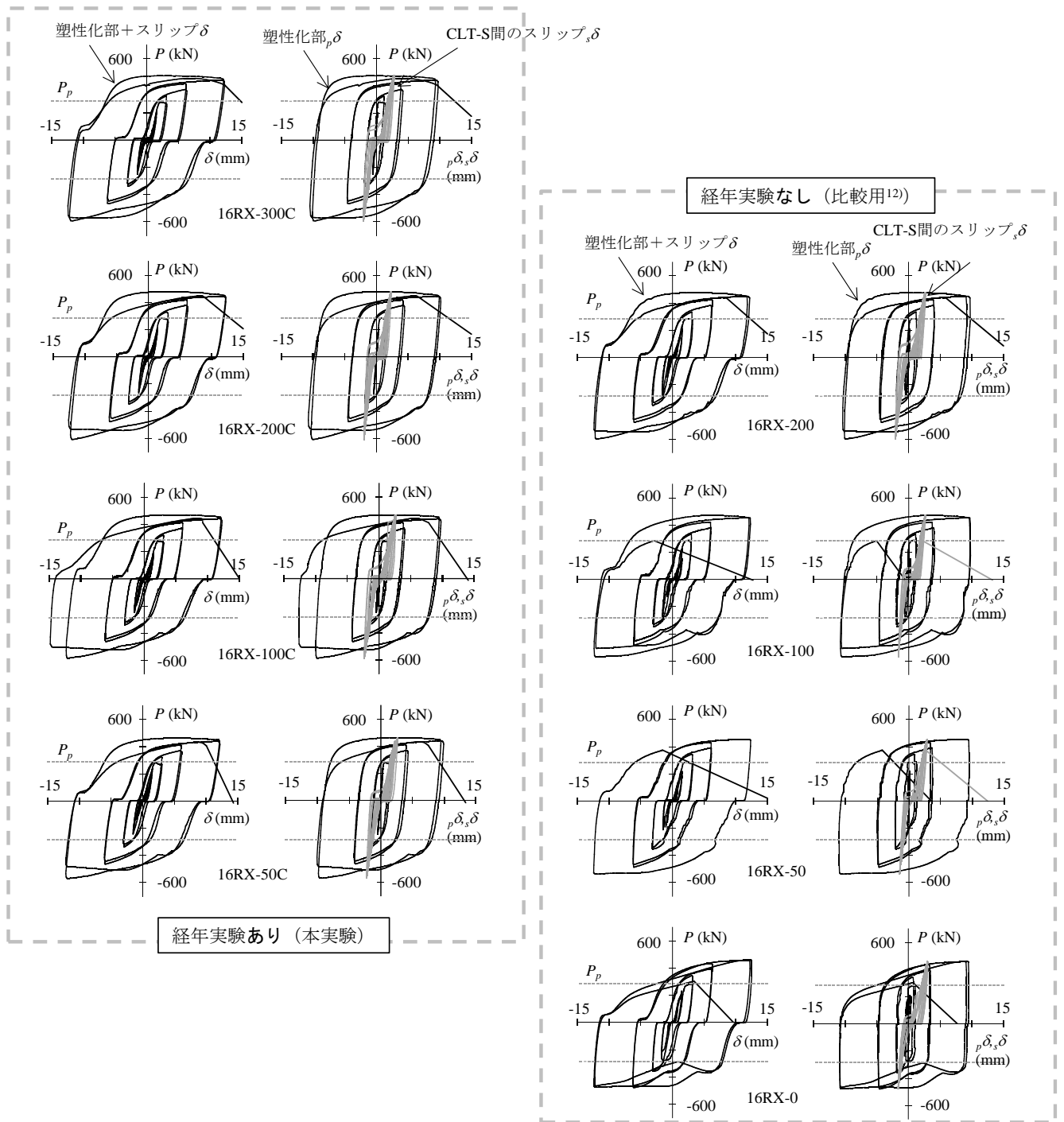
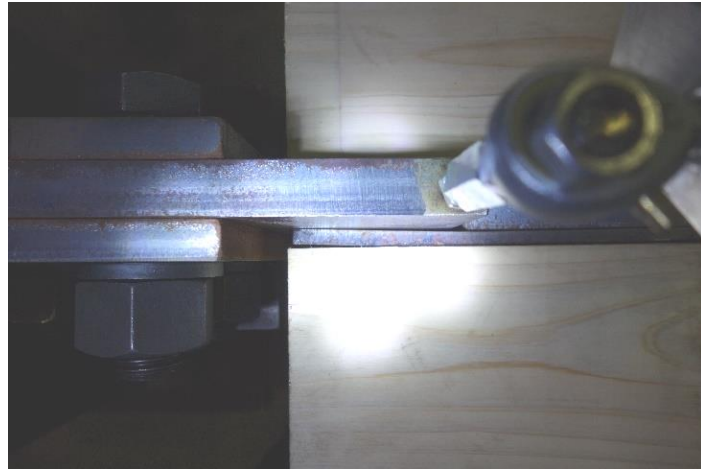


図 4-7 荷重変形関係



(a) 曲げ変形 (-12 サイクル)



(b) 破断面 (試験後)



(c) ドリフトピンの状態 (試験後)

写真 4-2 損傷状況 (16RX-200C)

4.5 まとめ

本章では、補剛ボルトの導入張力の経年による張力緩和の影響について検討するため経年実験および接合部の繰り返し載荷実験を行った。

補剛ボルトは、時間が経過するにつれて、張力緩和していることを確認した。本実験では、張力緩和により初期張力に対して、およそ2年で80%、実験結果を外挿すると50年で75%の張力となった。

経年実験あり、経年実験なしの試験体と比べると、経年実験ありの方が破断までの変形性能が大きくなっているものがあるが、大きな差は見られなかった。本実験では、経年による補剛ボルトの張力緩和が接合部の履歴挙動への影響は小さかった。

参考文献

- 4-1) 三木徳人、中島昌一、山崎義弘、石原直：塑性変形能力の向上を目指した CLT-S 接合部の履歴挙動に及ぼす座屈補剛形式および補剛ボルトの導入張力の影響、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.335-336、2020.9
- 4-2) 金澤和寿美、北守顕久、荒木康弘、中島昌一、五十田博：鉄骨造に挿入する CLT 耐震壁の面内せん断試験、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.461-462、2018.9
- 4-3) 三木徳人、石原直、中島昌一、山崎義弘：履歴特性の改善を目指した CLT 耐力壁と鉄骨ピン架構を組み合わせた CLT-S 混構造架構の繰り返し載荷実験、第 70 回日本木材学会大会発表要旨集、H16-06-1330、CD-ROM、2020.3
- 4-4) 三木徳人、中島昌一、山崎義弘、石原直：履歴特性の改善を目指した接合部を有する CLT-鉄骨混構造架構の繰り返し載荷実験、日本建築学会技術報告集 (65)、pp.213-218、2021.2
- 4-5) 桑村仁：木材の支圧応力緩和における異方性と圧密効果:— 鉄骨木質構造の研究 その 13 —、日本建築学会構造系論文集 77(679)、pp.1429-1436、2012.9
- 4-6) 佐藤利昭、中島裕貴、永野正行：木造住宅の長期的な耐震安全性に関する研究：木-ボルト接合部の応力緩和試験 その 1、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.13-14、2013.8
- 4-7) 中島裕貴、佐藤利昭、永野正行：木造住宅の長期的な耐震安全性に関する研究：木-ボルト接合部の応力緩和試験 その 2、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.15-16、2013.8
- 4-8) 中島裕貴、佐藤利昭、永野正行：木造住宅の長期的な耐震安全性に関する研究：木-ボルト接合部の応力緩和試験 その 3、日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.479-480、2014.9
- 4-9) M. Davies and M. Fragiaco, “Long-Term Behavior of Prestressed LVL Members. I: Experimental Tests,” *Journal of Structural Engineering*, vol. 137, no. 12, pp. 1553–1561, 2011.
- 4-10) M. Fragiaco and M. Davies, “Long-Term Behavior of Prestressed LVL Members. II: Analytical Approach,” *Journal of Structural Engineering*, vol. 137, no. 12, pp. 1562–1572, 2011
- 4-11) G. Granello, T. Smith, F. Sarti, D. Moroder, A. Palermo, S. Pampanin: POST-TENSIONING LOSS INFLUENCE ON THE SEISMIC RESPONSE OF TIMBER FRAMES, 16th World Conference on Earthquake, 16WCEE 2017, Paper N° 1219, 2017.1
- 4-12) 中島昌一、三木徳人、秋山信彦、荒木康弘：鋼板挿入 CLT ドリフトピン接合部の最大耐力、降伏耐力および初期剛性の推定と実験による検証、日本建築学会構造系論文集 (783)、pp.793-803、2021.5