

令和５年度 木材製品の消費拡大対策のうち
ＣＬＴ建築実証支援事業のうちＣＬＴ等木質建築部材技術開発・普及事業

ＣＬＴパネルの標準化・規格化普及開発事業
事業報告書

令和７年２月

一般社団法人 日本ＣＬＴ協会

目 次

第1章 はじめに	第1章-1
1. 1 事業の背景と目的	第1章-1
1. 2 実施内容	第1章-1
1. 3 事業実施体制	第1章-2
第2章 構造システムの概要と開発方針	第2章-1
2. 1 鉄骨造に用いる CLT 耐震壁の構造システムのコンセプトと開発方針	第2章-1
2. 2 鉄骨造に用いる CLT 床の構造システムのコンセプトと開発方針	第2章-3
第3章 CLT 耐震壁の構造性能に関する開発検討	第3章-1
3. 1 架構実験	第3章-1
3. 1. 1 試験体	第3章-2
3. 1. 2 セン断接合部の検討	第3章-6
3. 1. 3 加力方法	第3章-10
3. 2 材料試験及び接合部要素実験	第3章-12
3. 2. 1 CLT の圧縮試験	第3章-12
3. 2. 2 CLT のせん断試験	第3章-30
3. 2. 3 鋼材の材料試験	第3章-38
3. 2. 4 セン断接合部の要素試験	第3章-57
3. 3 実験結果	第3章-67
3. 3. 1 破壊性状及び荷重-変形関係	第3章-67
3. 3. 2 パラメータによる比較	第3章-77
3. 3. 3 鉄骨架構の挙動と CLT の挿入効果	第3章-79
3. 3. 4 セン断応力度とせん断変形の関係	第3章-81
3. 3. 5 層間変形成分の分離	第3章-83
3. 3. 6 支圧領域幅と支圧剛性に関する検討	第3章-85
3. 3. 7 セン断接合部と支圧部における摩擦抵抗に関する検討	第3章-93
3. 4 解析検討	第3章-96
3. 4. 1 解析モデル	第3章-96
3. 4. 2 荷重-変形関係と破壊モード	第3章-103
3. 4. 3 支圧部の挙動	第3章-110
3. 4. 4 セン断接合部の挙動	第3章-113
3. 4. 5 ブレース置換モデルの適用性に関する検討	第3章-114
3. 5 まとめと今後の課題	第3章-125
第4章 鉄骨梁とCLT 耐震壁の接合部に対する加熱実験	第4章-1
4. 1 実験目的	第4章-1
4. 2 実験概要	第4章-1
4. 2. 1 試験体の設計	第4章-1
4. 2. 2 実験方法	第4章-6
4. 3 実験結果及び考察	第4章-8
4. 3. 1 実験結果概要	第4章-8
4. 3. 2 鉄骨梁の非損傷性についての考察	第4章-20
4. 4 今後に向けて	第4章-21

第5章 CLT床の構造性能に関する開発検討	第5章-1
5. 1 実験計画	第5章-1
5. 1. 1 試験体	第5章-1
5. 1. 2 加力方法	第5章-3
5. 1. 3 計測計画	第5章-5
5. 2 事前解析検討	第5章-8
5. 2. 1 解析モデル	第5章-8
5. 2. 2 解析結果	第5章-9
5. 3 実験結果	第5章-15
5. 3. 1 破壊性状及び荷重-変形関係	第5章-15
5. 3. 2 事前解析結果との比較	第5章-20
5. 4 まとめと今後の課題	第5章-21

第6章 まとめと課題	第6章-1
-------------------------	--------------

巻末資料

巻末資料1 鉄骨フレーム内にCLT耐震壁を挿入した架構の水平加力実験 報告書

巻末資料2 鉄骨梁に施工するCLT床の面内せん断実験 報告書

第1章 はじめに

1.1 事業の背景と目的

CLT 活用促進に関する関係省庁連絡会議『CLT の普及に向けた新ロードマップ』（令和3年3月25日）にもあるように、CLT パネルを規格化し、かつ、多様な建築物に規格パネルが標準的に用いられるような状況となれば、合理的な CLT の製造と供給を行うことができ、CLT の普及促進につながる。

令和5年度の補助事業の成果として、CLT パネルの規格寸法を決定し、鉄骨造建築物の床・壁に規格化された CLT パネルを組みこむためのプロトタイプ及びシステムを検討・開発した。作成した設計資料においては、接合部には既存の設計手法を用いたが、普及促進のためにはさらなる合理的な接合方法の開発の必要性が検討委員会で求められた。

本事業では、昨年度作成した設計資料を元に、提案例のさらなる設計システム化、施工の簡略化につながる合理的な接合方法の開発および性能評価等を行う。また併せて、これを基に市場への浸透を図るための普及に向けた具体的な施策検討を行い、規格化された CLT パネルおよび開発された接合部の普及促進を目的とする。

1.2 事業内容

1.2.1 鉄骨造建築物における規格 CLT パネルを用いた接合部の開発検討

標準化・規格化された CLT パネルは、様々な鉄骨造に適用されることが期待されている。本事業では、中層鉄骨造の事務所を想定し、昨年度開発されたプロトタイプおよびシステムの床・壁の接合について、より合理的および普及性の高いディテールを検討し、試験棟によりその性能検証等を行った。

1.2.2 規格 CLT および CLT を利用した鉄骨造建築物の普及検討

CLT を積極的に取り組んでいる設計者・施工者・事業者等だけでなく、木造に不慣れな設計者等に対して、規格 CLT パネルおよび鉄骨造との新たな接合方法等の普及方法を検討した。

1.3 事業実施体制

本事業は、学識経験者、設計実務者等により構成される検討委員会を設置し、架構開発 WG から提出された合理的な接合部等の実験設計・結果について検証を行った。また、同時に規格化された CLT パネルと開発された接合部についての普及検討を行った(図 1.3-1)。

委員会の開催の実績は、表 1.3-1 に示し、委員会名簿は次項に示す。



図 1.3-1 事業体制

表 1.3-1 委員会開催の実績

検討委員会			
第 1 回	2024 年 6 月 4 日 (木)	15 : 00～17 : 00	(一社) 日本 CLT 協会事務局 (Web 併用)
第 2 回	2024 年 9 月 27 日 (金)	13 : 00～15 : 00	〃
第 2 回	2025 年 1 月 24 日 (金)	13 : 00～15 : 00	〃
架構開発 WG 兼 普及検討 SWG			
第 1 回	2024 年 6 月 14 日 (金)	10 : 00～12 : 00	(一社) 日本 CLT 協会事務局 (Web 併用)
第 2 回	2024 年 8 月 20 日 (火)	10 : 00～12 : 00	〃
第 3 回	2024 年 12 月 26 日 (木)	10 : 00～12 : 00	〃

令和6年度 CLT パネルの標準化・規格化普及開発事業

標準化・規格化普及開発検討事業委員会 委員名簿

(順不同、敬称略)

委員長	五十田 博	京都大学生存圏研究所 生活圏木質構造科学分野
委員	福本 晃治	岡山大学 学術研究院環境生命自然科学学域
	荒木 康弘	国土交通省国土技術政策総合研究所 建築研究部
	中島 昌一	建築研究所 構造研究グループ
	安曇 良治	銘建工業株式会社 木質構造事業部
	海老澤 渉	三菱地所株式会社 関連事業推進部 木造木質化事業推進室
	川原 重明	株式会社木質環境建築
	桐野 昭寛	山佐木材株式会社 生産技術部
	車田 慎介	銘建工業株式会社 木質構造事業部
	砂田 雄太郎	株式会社サイプレス・スナダヤ
	梶田 洋子	桃李舎一級建築士事務所
	安井 昇	桜設計集団一級建築士事務所
行政	福島 純	林野庁林政部木材産業課 木材製品技術室 課長補佐
	上田 萌香	林野庁林政部木材産業課 木材製品技術室 企画調整係長
	増井 僚	林野庁林政部木材産業課 木材製品技術室 建築用木材担当専門職
コンサルタント	溝渕 木綿子	合同会社建設木材工学研究所
事務局	平原 章雄	木構造振興株式会社
	坂部 芳平	一般社団法人日本 CLT 協会
	河合 誠	〃
	中越 隆道	〃
	中井 聡	〃
	谷口 翼	〃
	手島 楓	〃
	上田 摩耶子	〃

令和6年度 CLT パネルの標準化・規格化普及開発事業

架構開発 WG（兼 普及検討 SWG） 委員名簿

(順不同、敬称略)

主査	福本 晃治	岡山大学 学術研究院環境生命自然科学学域
委員	荒木 康弘	国土交通省国土技術政策総合研究所 建築研究部
	中島 昌一	建築研究所 構造研究グループ
アドバイザー	五十田 博	京大大学生存圏研究所 生活圏木質構造科学分野
コンサルタント	溝渕 木綿子	合同会社建設木材工学研究so
事務局	坂部 芳平	一般社団法人日本 CLT 協会
	河合 誠	〃
	中越 隆道	〃
	中井 聡	〃
	谷口 翼	〃
	手島 楓	〃
	上田 摩耶子	〃

第2章 構造システムの概要と開発方針

2.1 鉄骨造に用いる CLT 耐震壁の構造システムのコンセプトと開発方針

近年、中大規模建築物への木質材料の利用促進を目的として、CLT を鉄骨フレームの耐震壁として用いるハイブリット構造（以下、CLT+S と表記する。）について研究開発が活発化している。CLT を上下の鉄骨梁により拘束することで、従来の CLT パネル工法¹⁾よりも、CLT が持つ強度や剛性をより効率よく引き出せることが特徴となっている。一方、CLT パネルの標準化・規格化普及開発事業においては、CLT+S について普及性の高い合理的な接合部の開発と性能評価を行い、得られた成果を一般に広く公開することが目指されている。規格化された CLT とそれを利用した鉄骨との合理的な接合部の具体的な設計例とオープン技術の提供により、木造に不慣れな設計者等にも新たな工法への取掛かりとなり、CLT の市場規模を拡大させることが期待される。

本事業においては、以下の優先度の順に並べたポイントを押さえて提案された CLT+S の架構を使用する。

- ① CLT の現しが可能なこと。
- ② CLT と鉄骨梁が接触せず、鉄骨梁の耐火被覆が4面できること。
- ③ 実務にあたって、SS7等の汎用構造計算プログラムで設計可能であること。
- ④ 施工誤差の吸収が可能なこと。
- ⑤ 接合部や金物ができるだけ外部から見えないようにすること。
- ⑥ 可能な限りシンプルな構成とすること。

本事業では、以上の方針により、下記の構造システムを提案することとした。

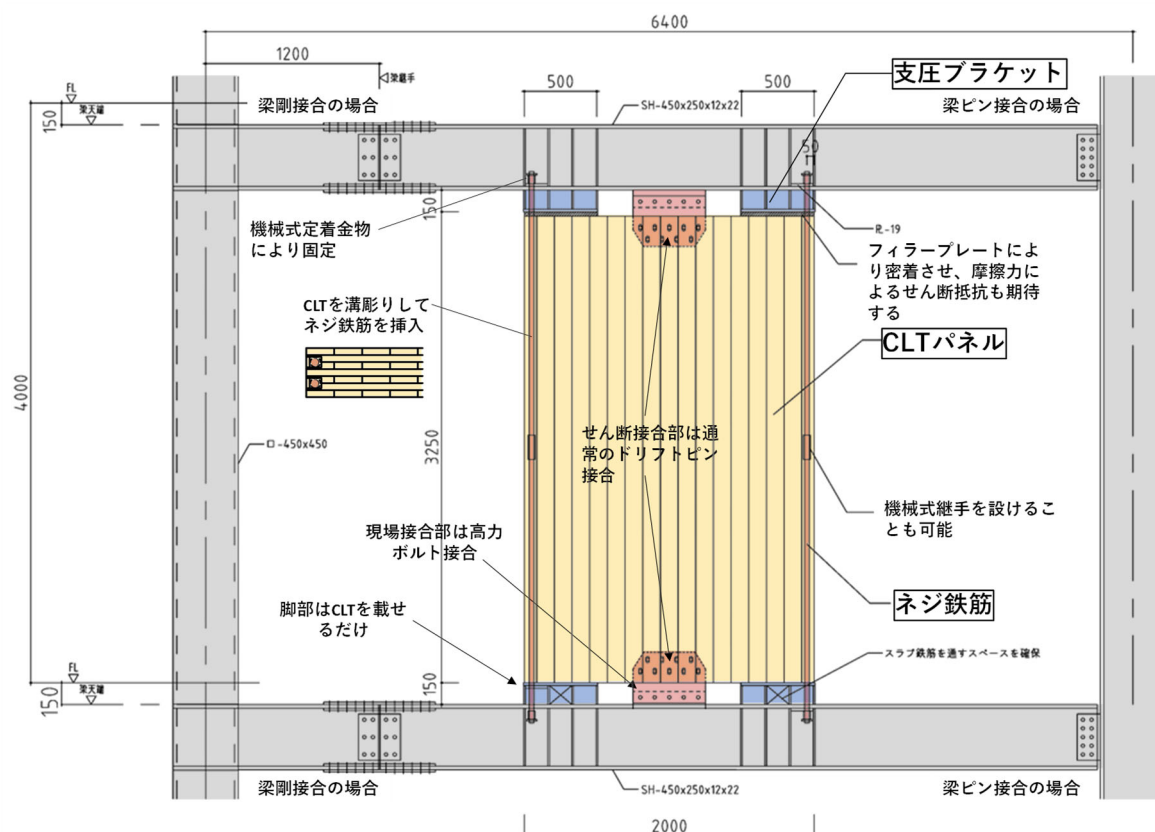


図 2.1-1 構造システムの概要（実大サイズを想定）

図 2. 1-1 の通り本構造形式では CLT と鉄骨梁は接触せず、鉄骨梁は 4 面耐火被覆が施せるスペースを十分に確保している。CLT を長期荷重を負担させない耐震要素に特化することで CLT に耐火要件がかからず、CLT を木の現しとして見せることができる。また、引張力を受け持つ鉄筋は CLT 左右両端の溝彫り部に入れる形とすることによって隠すことができる。本構造形式は、CLT 自体には鋼板挿入型ドリフトピン接合によるせん断接合部のみを設け、CLT の両脇に別途引張力を負担する部材として鉄筋を配置する仕様となっている。CLT の上下が梁により拘束され、CLT の隅角部に支圧力が作用し回転抵抗を生じることで CLT が水平剛性を発揮する。本構造形式の参考とした構造システムは文献¹⁾に示されたものである。参考文献における構造システム同様に、本構造システムは、水平力に対し CLT の隅角部をつなぐ斜めの圧縮応力束(圧縮ストラット)と両脇に別途設ける引張材における引張力によってトラス構造に近似した応力状態を考えることができるため、モデル化が簡便となる。

そこで、本事業において検討する事柄を示す。

- ① CLT と鉄骨フレームの拘束効果により発揮される構造的な性能（剛性・耐力・変形性能・破壊性状）に関する検討
 - ・ CLT の形状(H/B)や、鉄骨フレームの梁の断面のサイズの違いが構造的な性能にもたらす影響
 - ・ CLT がフレームに拘束された条件での回転変形、CLT のせん断変形、接合部のずれ変形などを考慮した全体変形と剛性の評価。
 - ・ CLT に支圧力が加かった際に鋼材との間で発生すると考えられる摩擦抵抗に関する検討。
- ② 簡便な構造解析モデルの構築
 - ・ CLT 支圧部の挙動をバネ要素によりモデル化した「バネモデル」による構造解析結果と、実験結果との比較検討。
 - ・ CLT をより簡便なブレース要素に置換した「ブレースモデル」の構築と、その有用性に関する検討。
- ③ CLT の燃焼継続と接合部の熱橋の影響を考慮した鉄骨梁の耐火性能に関する検討
 - ・ 接合部周辺を再現した試験体による加熱実験による耐火性能の検証。

2.2 鉄骨造に用いる CLT 床の構造システムのコンセプトと開発方針

CLT パネルは面外、面外、及び強軸、弱軸いずれの方向にも構造性能を発揮する厚板部材であり、床部材として使用する場合、鉛直荷重の支持だけでなく、地震時や暴風時における水平力の伝達や建物の一体性確保（剛床）の目的で用いることは合理的である。しかし、鉄骨造に CLT 床を用いた場合の実験データは未だ少なく、特に、面内せん断に対する構造的性状に関する知見は少ない。

令和 5 年度 CLT パネルの標準化・規格化開発検討事業²⁾の付録では、CLT パネルと鉄骨梁との接合部をバネ要素に置換してモデル化した静的増分解析を用いることで、接合部を含めた CLT 床架構全体のせん断剛性やせん断耐力が一般的な水平ブレースに置き換えた場合、どの程度の鋼材断面に相当するかを検討した。ただし、この検討はあくまで解析的検討であり、構造実験による実際の構造的性状や構造性能を確認した上での検討ではない。

そこで、本実験では、鉄骨梁による床架構に CLT を床版として設置した実大の試験体により、面内せん断に対する構造的性状と構造性能を実験的に確認しようとするものである。CLT と鉄骨梁は、最も一般的な方法としてビスによる接合を採用し、ビスの種類を変え強度性能を 2 水準設定することでその影響を検討する、更に構造解析結果と比較することで、構造設計手法の構築に向けた検討を実施するものとする。

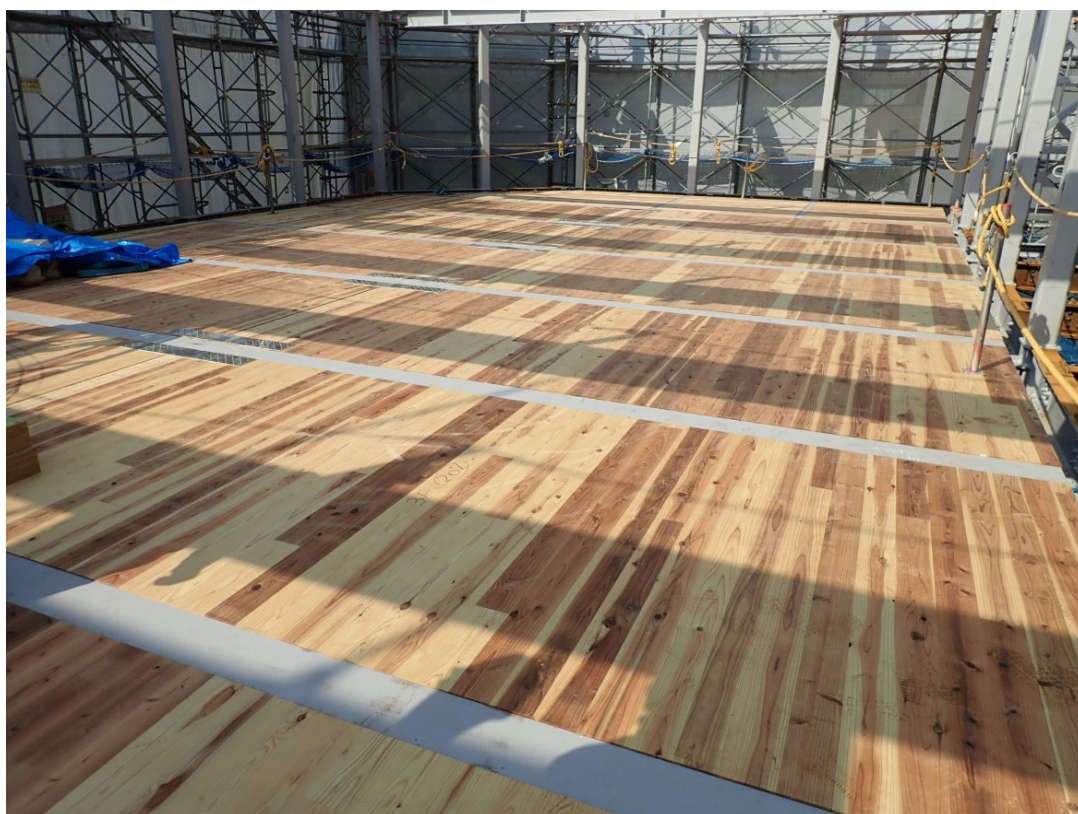


写真 2.2-1 CLT を鉄骨造の床に用いた例（兵庫県林業会館 写真：竹中工務店）

参考文献

- 1) 日本住宅・木材技術センター：2024 年版 CLT を用いた建築物の設計施工マニュアル
- 2) 日本 CLT 協会：令和 5 年度 CLT パネルの標準化・規格化開発検討事業報告書

3.1.1 試験体

図 3.1-2 に試験体の一例を示す。架構実験の試験体は 1 スパン 1 層の架構を模擬し、実大に対して 1/2 スケールの縮小試験体とした。一般的な鉄骨造のオフィスビルを想定し、平面グリットは 7.2m、階高は 4.0 mとし、試験体においては左右の柱の中心間距離を 3.6m、上下梁の中心間高さを 2.0mとした。

耐震要素となる CLT については、実大では、標準化パネルの規格¹⁾として幅 2,000mm とし、厚さ 210mm の 5 層 7 プライまたは 7 層 7 プライを想定している。これに対し、1/2 スケールの試験体を構築するために、ラミナ厚を 24mm とした同一等級構成 5 層 5 プライ(S60-5-5)で、合計 120mm 厚のパネルを採用、CLT 幅は 1,000mm とし、幅はぎ接着はなしとした。

CLT 隅角部における支圧力を鉄骨梁に伝達する支圧ブラケット幅は、既往の文献^{2),3)}等により支圧領域幅が CLT 幅の 1/4 程度となることから、1000mm 幅の CLT に対し 250mm、1500mm 幅の CLT に対し 375mm と設定した。引張力を負担するネジ鉄筋は、CLT の両側でそれぞれ 2 本配置し、フランジ部分に定着ナットを用いて締結した。

CLT と鉄骨フレームは、CLT 上下中央のせん断接合部により接合される。せん断接合部は鋼板挿入型ドリフトピンとし、挿入鋼板は 9mm 厚、ドリフトピンは $\phi 12\text{mm}$ とした。また、挿入鋼板と梁は 9mm 厚のガセットプレートを紹介して M20 の高力ボルト摩擦接合により接合した。

計測項目は、油圧ジャッキの導入力に加え、図 3.1-2 に示すように、鉄骨架構 4 隅の絶対水平変位(CH2～CH7)と絶対鉛直変位(CH8、CH9)、CLT と鉄骨梁と CLT の相対水平変位(CH12～CH15)及び相対鉛直変位(CH16～CH25)、CLT の対角方向の変形(CH28～CH29)と CLT 左右辺の鉛直軸変位(CH26～CH27)、及び柱、梁、鉄筋の各部と CLT 下辺支圧部の歪みを計測した。

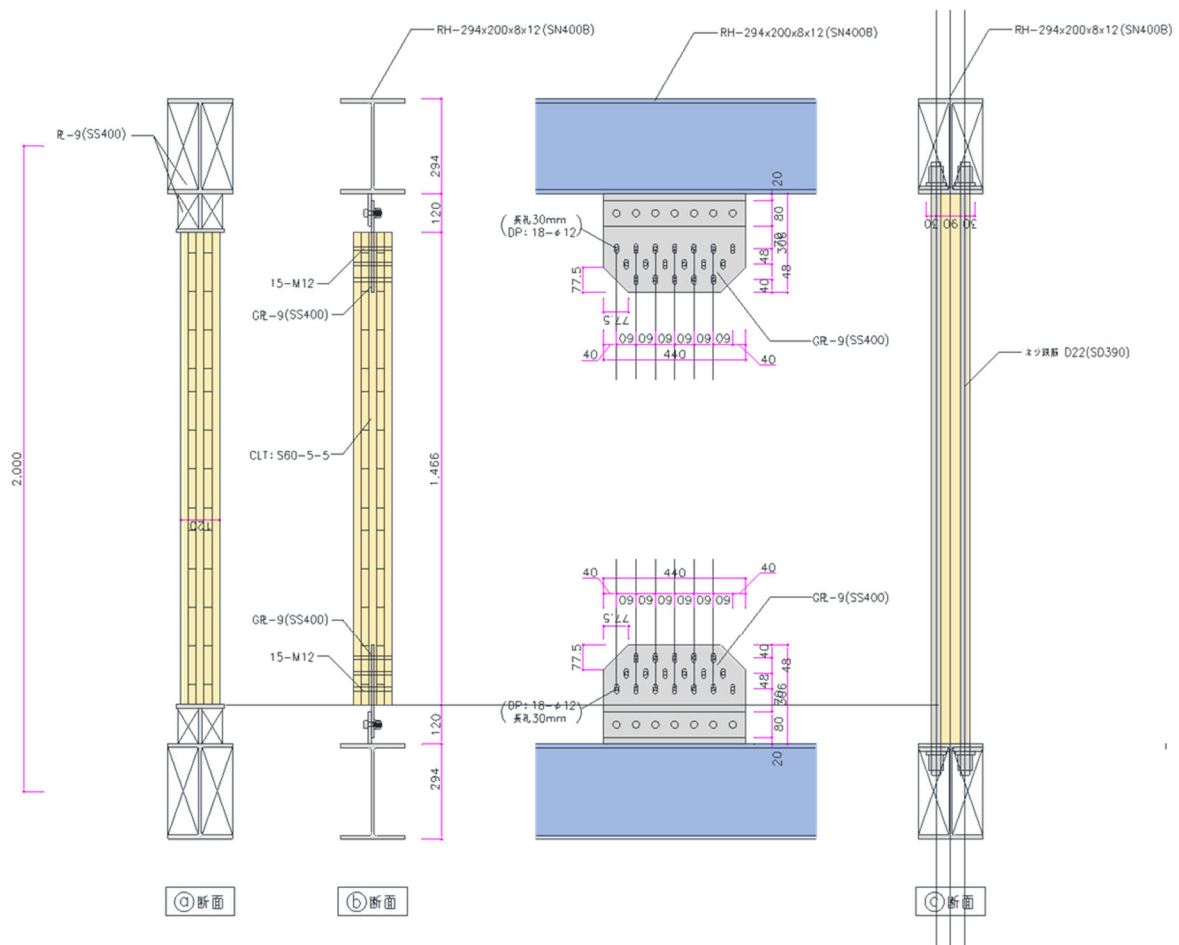
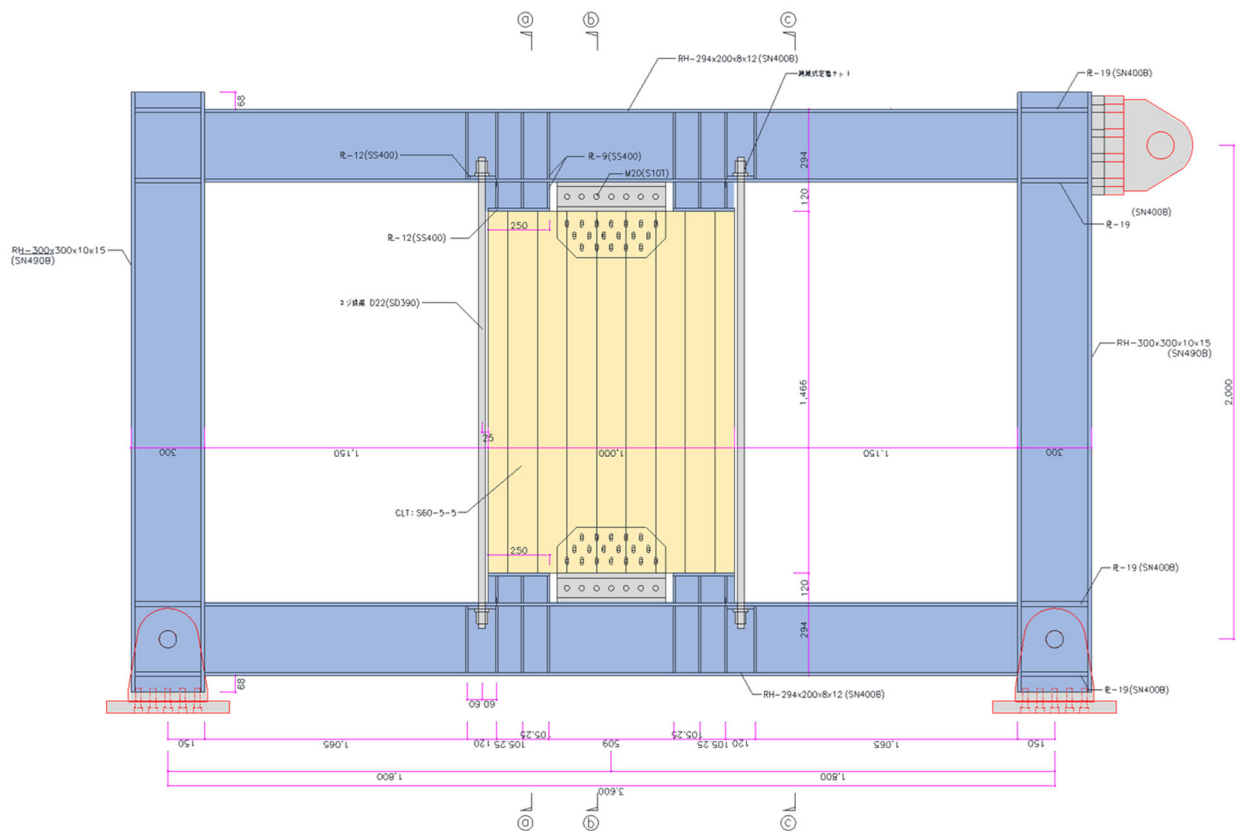


図 3.1-2 試験体の例 (No. 1b)

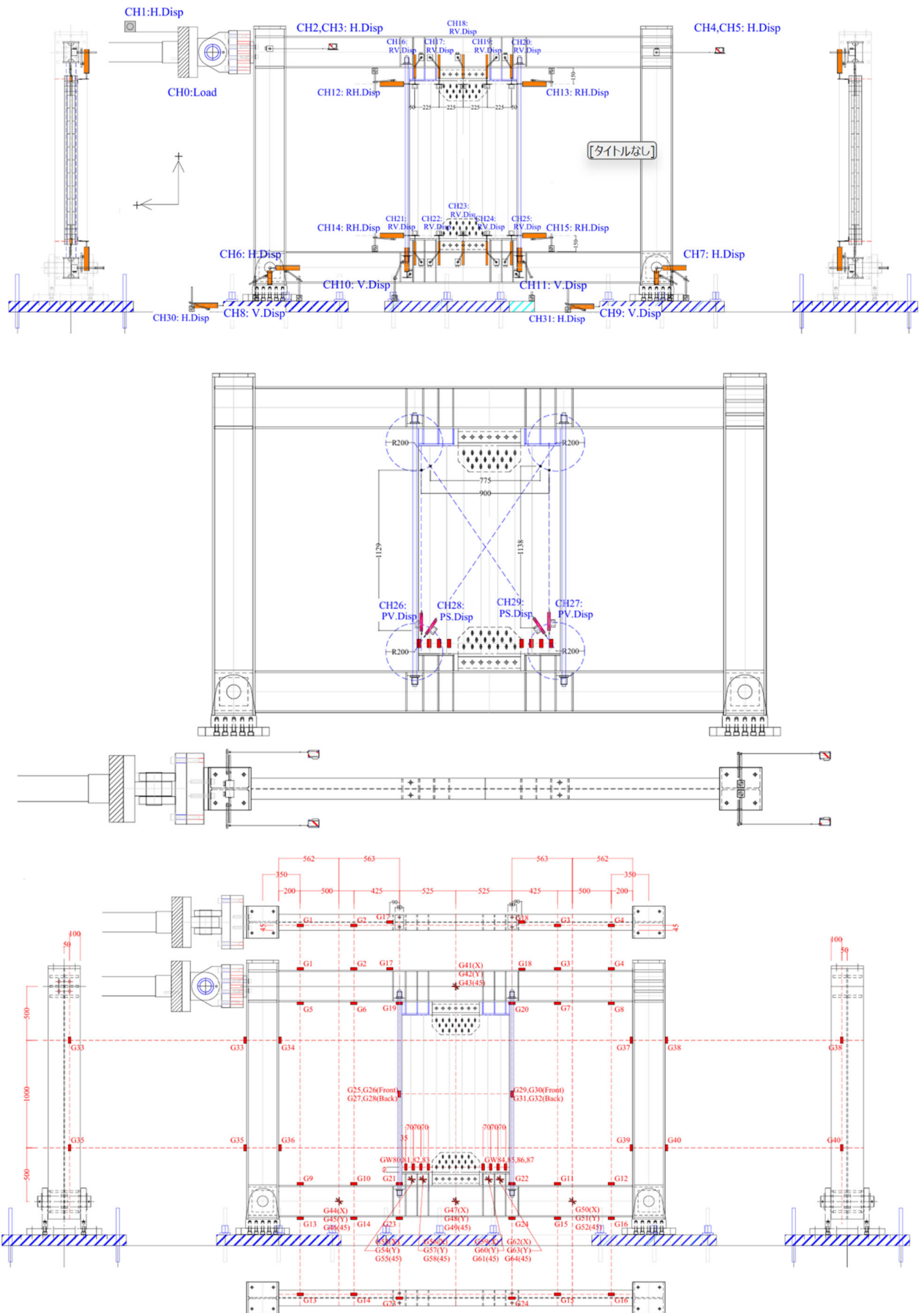


図 3.1-3 計測計画図 (No. 1b)

表 3.1-1 に試験体諸元、図 3.1-4 に試験体一覧を示す。架構実験では、CLT のアスペクト比、鉄骨梁の断面寸法、せん断接合部のドリフトピンの本数、鉄筋の径と強度を変化させた。

CLT のアスペクト比は $H/L \div 1.5$ (No.1b、No.1a、No.1s、No.1f)と $H/L \div 1.0$ (No.2a、No.2b)の 2 水準を設定した。

梁断面は H-294×200×8×12 と H-194×150×6×9(いずれも SN400B)の 2 水準を設定した。
せん断接合部のドリフトピンの本数はせん断接合部が最大荷重時まで降伏荷重を超えないように計画した。但し、No.1f では支圧部における摩擦抵抗の影響を検討するため、比較対象となる No.1b に対し半数以下の 7 本とした。なお、具体的なドリフトピンの本数の設計に関しては、次節で詳述する。

鉄筋は、予め実施した予備応力解析結果を基に、原則として引張降伏を生じないように径と強度を設定した。但し、No.1a の D22(SD345)対し、No.1s では鉄筋の先行降伏を意図して D16(SD295)とした。

表 3.1-1 試験体諸元

試験体名	鉄骨柱 (SN490B)	鉄骨梁 (SN400B)	CLTパネル (幅はぎ接着なし) S60-5-5 t=120mm(ラミナ厚24mm)	挿入鋼板 厚さ9mm	ドリフトピン Φ12(SS400)	鉄筋
			幅×高さ	幅×CLT欠損高さ	本数	本数-直径(材種)
No.1s	H-300×300×10×15	H-194×150×6×9	1566×1000	440×186	18	2-D16(SD295)
No.1a			1466×1000			2-D22(SD390)
No.1b		260×138		7		
No.1f					680×186	30
No.2a		H-194×150×6×9		1566×1000		
No.2b		H-294×2000×8×12	1466×1000			

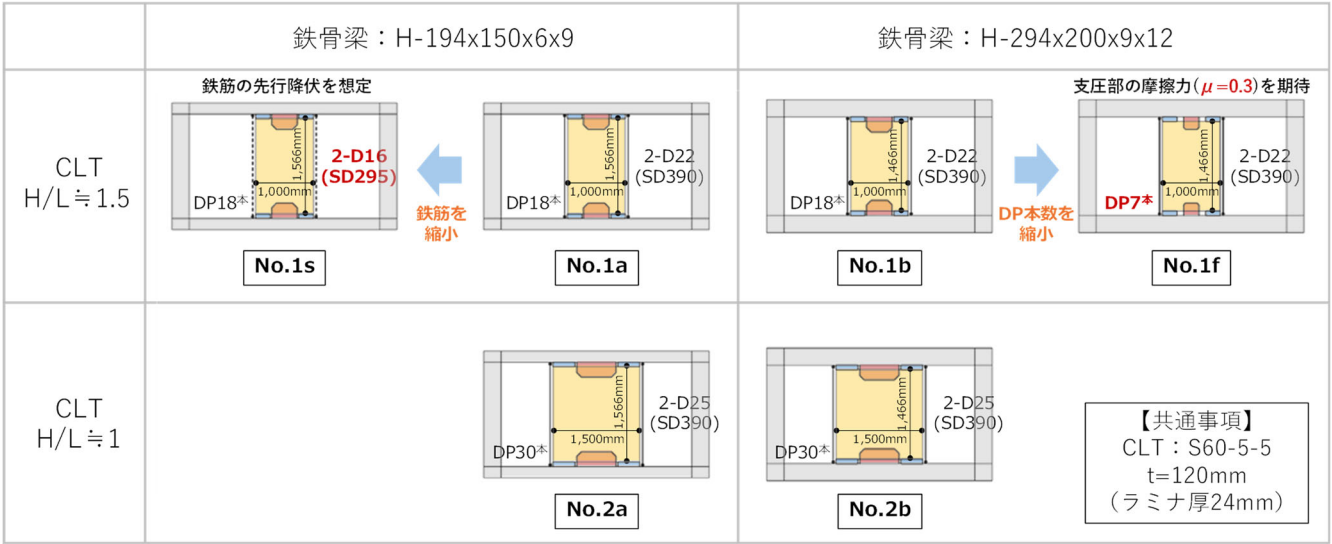


図 3.1-4 試験体一覧

3.1.2 セン断接合部の検討

(1) CLT の最大せん断力

試験体のせん断接合部の計画にあたり、まず CLT の最大せん断力を事前に検討した。

① CLT の支圧強度により決定するせん断力 Q_{cu}

まず、CLT の支圧部の支圧耐力 C_{cu} は以下の式より求められる。

$$C_{cu} = 2F_c \cdot A_e \quad \cdots(3.1.1)$$

但し、

F_c : CLT の圧縮基準強度(=9.72N/mm²)

A_e : CLT の支圧領域面積($A_e = x \cdot t$)

t : CLT の厚さ

x : 支圧領域幅(ここでは、支圧ブラケット幅)

ここで、CLT の実際の圧縮強度が基準強度 F_c の 2 倍以上となることが多いため、試験体の計画時には、CLT の圧縮強度を基準強度 F_c の 2 倍と仮定した。

次に、図 3.1-5 によると CLT 隅角部の支圧耐力 C_{cu} とその時のせん断力 Q_{cu} との関係は、偶力モーメントのつり合いにより次の関係が成り立つ。

$$Q_{cu} = C_{cu} \cdot \frac{L_c}{H} \quad \cdots(3.1.2)$$

但し、

H, L : CLT の高さ、幅

L_c : 圧縮偶力間距離($L_c = L - \frac{2}{3}x$)

② CLT のせん断強度により決定するせん断耐力 Q_{su}

CLT のせん断耐力 Q_{su} は、下式による。

$$Q_{su} = F_s \cdot A_s \quad \cdots(3.1.3)$$

但し、

L, t : CLT の幅、厚さ

F_s : CLT のせん断基準強度

A_s : CLT の断面積($A_s = L \cdot t$)

以上の①、②から CLT の最大せん断力 Q_u は以下のように求まる。

$$Q_u = \min[Q_{cu}, Q_{su}] \quad \cdots(3.1.4)$$

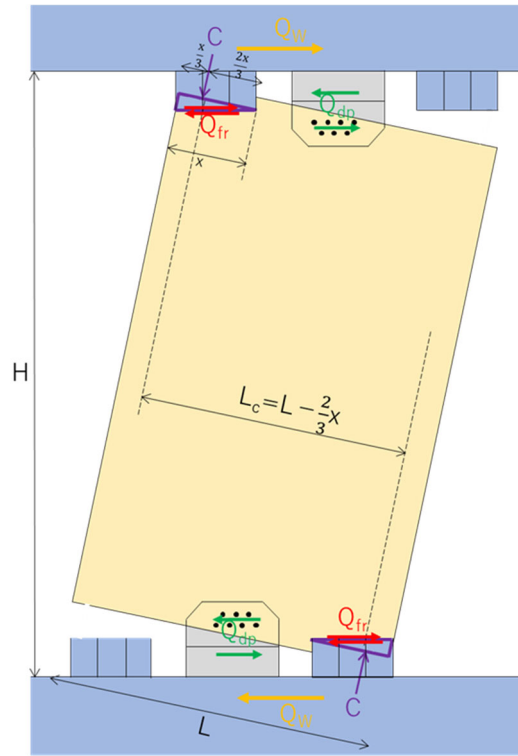


図 3.1-5 CLT の応力状態模式図

（２） せん断接合部の検討方針

図 3.1-5 に示す様に、CLT の負担せん断力 Q_w はドリフトピン接合部が負担するせん断力 Q_{dp} と支圧部ブラケットと CLT の間に生じる摩擦抵抗 Q_{fr} により伝達されるものと仮定する。

$$Q_w = Q_{dp} + Q_{fr}$$

この内、摩擦抵抗 Q_{fr} は摩擦係数を μ とすると、下記の様に求められる。

$$Q_{fr} = \mu C = \mu \frac{Q_w \cdot H}{L_c}$$

従って、 Q_w は下記の様に示される。

$$Q_w = Q_{dp} + \mu \frac{Q_w \cdot H}{L_c}$$

よって、接合部全体の負担せん断力 Q_j は

$$Q_j = Q_w = \frac{Q_{dp}}{1 - \mu \frac{H}{L_c}}$$

この関係式から、ドリフトピン接合部の降伏耐力を Q_{dpy} とすると、接合部全体の降伏荷重 Q_{jy} は、

$$Q_{jy} = \frac{Q_{dpy}}{1 - \mu \frac{H}{L_c}} \quad \cdots (3.1.5)$$

となり、(1) で求めた最大せん断力 Q_u に対して、下式が成立するようにせん断接合部を設計する。

$$Q_u \leq Q_{jy} = \frac{Q_{dpy}}{1 - \mu \frac{H}{L_c}} \quad \cdots(3.1.6)$$

(3) ドリフトピン接合部の降伏耐力

次に、ドリフトピン接合部による降伏せん断力を求める。ドリフトピン 1 本当りの降伏耐力は、ヨーロッパ型降伏理論を CLT に適用した計算方法⁴⁾により算定でき、表 3.1-2 の各パラメータに対する計算結果一覧より、 $q_y = 15.9\text{kN}$ とする。

ドリフトピン本数を n とすると、せん断接合部のドリフトピンによる降伏せん断耐力は Q_{dpy} 以下となる。

$$Q_{dpy} = n \cdot q_y \quad \cdots(3.1.7)$$

表 3.1-2 ドリフトピン 1 本当りの降伏荷重

ドリフトピン 1 本あたりの降伏荷重 p_y (kN)			軸方向 / 等級 / ドリフトピン径 (mm)														
			弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸
			J3	J3	J3	J3	J3	J2	J2	J2	J2	J2	J1	J1	J1	J1	J1
層構成	ラミナ厚	CLT厚	12	16	20	24	30	12	16	20	24	30	12	16	20	24	30
3-3	30.0	90	13.7	20.8	23.7	22.9	21.0	15.2	22.8	27.4	26.5	24.3	16.7	24.6	31.1	30.1	27.5
3-3	35.0	105	14.9	22.0	29.0	28.8	27.4	16.7	24.2	33.5	33.3	31.7	18.4	26.4	36.2	37.8	36.0
3-4	22.5	90	14.9	23.1	28.6	29.5	30.3	16.6	25.3	33.0	34.1	35.1	18.3	27.5	37.5	38.7	39.8
3-4	26.3	105	16.3	24.4	34.7	36.5	38.5	18.2	27.0	38.0	42.2	44.5	20.2	29.5	41.1	47.9	50.5
3-4	30.0	120	17.7	25.9	36.2	43.4	46.4	19.9	28.8	39.8	50.1	53.6	22.1	31.7	43.4	56.7	60.9
3-4	37.5	150	19.3	29.4	39.9	51.8	62.4	20.7	33.0	44.3	57.1	72.2	22.1	36.6	48.6	62.2	81.9
5-5	21.0	105	14.8	23.2	34.3	39.7	44.9	16.5	25.5	37.3	45.9	51.9	18.2	27.8	40.3	52.1	59.0
5-5	24.0	120	15.9	24.1	34.9	46.0	52.0	17.8	26.7	38.2	52.8	60.1	19.3	29.2	41.4	56.9	68.3
5-5	30.0	150	16.5	26.4	36.8	49.8	66.2	17.6	29.5	40.6	54.6	76.5	18.5	32.6	44.4	59.2	85.9
5-5	36.0	180	16.0	29.2	39.2	51.8	74.6	17.0	31.3	43.7	57.1	81.6	18.0	33.0	48.0	62.3	88.3
5-7	21.4	150	17.4	26.0	35.8	47.7	55.4	18.5	29.1	39.6	52.3	64.1	19.6	32.2	43.4	56.9	72.7
5-7	25.7	180	16.9	28.9	38.6	50.1	67.5	18.0	32.6	43.0	55.4	77.1	19.1	35.2	47.5	60.7	83.8
5-7	30.0	210	16.5	30.3	41.8	53.1	72.9	17.6	32.4	46.9	59.1	80.4	18.5	34.3	52.1	65.1	87.8
5-7	34.3	240	16.5	30.3	41.8	53.1	72.9	17.6	32.4	46.9	59.1	80.4	18.5	34.3	52.1	65.1	87.8
7-7	21.4	150	16.5	24.1	32.5	42.4	55.6	17.8	26.8	35.6	45.9	64.3	19.1	29.5	38.7	49.3	69.4
7-7	25.7	180	16.9	26.9	35.0	44.4	62.3	18.3	30.2	38.7	48.4	67.2	19.7	32.3	42.4	52.4	71.8
7-7	30.0	210	17.3	28.4	38.0	46.9	64.1	18.8	30.7	42.3	51.5	69.3	20.2	32.8	46.6	56.0	74.2
7-7	34.3	240	17.8	28.9	41.2	49.7	66.0	19.3	31.3	45.9	55.0	71.5	20.8	33.7	49.0	60.2	76.7
9-9	23.3	210	17.1	30.9	42.0	53.9	75.9	18.3	33.4	47.2	59.8	83.0	19.4	35.6	52.3	65.7	90.0
9-9	26.7	240	16.8	30.8	45.5	57.0	77.7	17.9	33.1	51.1	63.7	85.6	18.9	35.0	54.8	70.4	93.5

- ・ S60・Mx60・Mx90・Mx120：J3、S90：J2、S120：J1：木規準、表 6.2 の樹種グループ (P.223) と対応
- ・ 400 級材は (F=235N/mm²)、490 級材は (F=325N/mm²)
- ・ 挿入鋼板の厚さは d=12 で 6mm、d=16 で 9mm、d=20 で 12mm、d=24 で 16mm、d=30 で 19mm
- ・ スリット幅は挿入鋼板厚さ+2mm
- ・ 区切りの良い CLT 厚さに対し、ラミナ厚 t が 20mm≦t≦40mm となるように、層構成とラミナ厚を決定
- ・ 支圧強度は木規準、Sawata 式、比重は S60：0.32、S90：0.37、S120：0.42

(4) 検討結果

表 3.1-3 にその事前算定結果を示す。No.1 シリーズの試験体では、せん断耐力 Q_{su} と支圧耐力による最大せん断力 Q_{cu} が拮抗しており、いずれの破壊モードが生じる可能性がある。一方、No.2 シリーズでは、 Q_{su} が Q_{cu} に対して7割程度となっており、せん断破壊する可能性が高いことが確認できる。

摩擦抵抗は $\mu = 0.1$ 程度を想定することを基本としており、No.1f では $\mu = 0.4$ 程度を期待した試験体とした。

表 3.1-3 接合部のせん断抵抗に関する事前算定結果

パラメータ	式番号	No.1a	No.1s	No.1b	No.1f	No.2a	No.2b
H(mm)		1566	1566	1466	1466	1466	1566
L(mm)		1000	1000	1000	1000	1500	1500
H/L		1.57	1.57	1.47	1.47	0.98	1.04
t(mm)		120	120	120	120	120	120
$F_c(N/mm^2)$		9.72	9.72	9.72	9.72	9.72	9.72
$2F_c(N/mm^2)$		19.44	19.44	19.44	19.44	19.44	19.44
$F_s(N/mm^2)$		2.70	2.70	2.70	2.70	2.70	2.70
x(mm)		250	250	250	250	375	375
$L_c(mm)$		833.3	833.3	833.3	833.3	1250.0	1250.0
$A_e(mm^2)$		30000	30000	30000	30000	45000	45000
$A_s(mm^2)$		120000	120000	120000	120000	180000	180000
$C_u(kN)$	(3.1.1)	583.2	583.2	583.2	583.2	874.8	874.8
$Q_{cu}(kN)$	(3.1.2)	310.3	310.3	331.5	331.5	745.9	698.3
$Q_{su}(kN)$	(3.1.3)	324.0	324.0	324.0	324.0	486.0	486.0
Q_{su}/Q_{cu}		1.04	1.04	0.98	0.98	0.65	0.70
$Q_u(kN)$	(3.1.4)	310.3	310.3	324.0	324.0	486.0	486.0
$q_{dpy}(kN)$		15.9	15.9	15.9	15.9	15.9	15.9
n(本)		18	18	18	7	30	30
$Q_{dpy}(kN)$	(3.1.6)	286.2	286.2	286.2	111.3	477	477
μ		0.1	0.1	0.1	0.4	0.1	0.1
$Q_{jy}(kN)$	(3.1.5)	352.4	352.4	347.3	375.6	540.4	545.3
Q_{jy}/Q_u		1.14	1.14	1.07	1.16	1.11	1.12

参考文献

- 1) 令和4年度 木材製品の消費拡大対策及び国内森林資源活用・建築用木材供給力強化対策事業のうちCLT建築実証支援事業のうちCLT等木質建築部材技術開発・普及事業「CLTパネルの標準化・規格化開発検討事業報告書」
- 2) 「CLTを用いた建築物の設計施工マニュアル、」(公財)日本住宅・木材技術センター、2016
- 3) 福本晃治, 五十田 博: CLTを鉄骨造の耐震要素として用いたハイブリッド構造の接合部における支圧力の伝達に関する検討, 日本建築学会構造系論文集, 86 巻, 783 号, p.793-803, 2021
- 4) 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, 86 巻, 783 号, p.793-803, 2021

3. 1. 3 加力方法

図 3.1-6 に本架構実験の加力装置図を示す。水平外力はピン支承を介して、油圧ジャッキにより上鉄骨梁の中心高さに作用させた。鉄骨架構の脚部にはピン支承を取り付け、ピン支承は反力床にボルトにより緊結した。また、架構試験体の面外方向の転倒防止のため、試験体上部に転倒防止ガイド(パンタグラフ)を設け、試験体の鉛直および水平方向の変位を拘束することなく、面外方向の変形、転倒を防止した。

表-3.1-4、図 3.1-7 に一連の载荷サイクルを示す。载荷方法は引き側を正、押し側を負として、フレーム変形角が 1/500、1/300、1/200、1/150、1/100、1/75、1/50、1/30[rad]に相当する変位で、それぞれ正負交番 3 サイクルを加力した。1/30[rad]加力後は、最終破壊状況を確認するため、1/10[rad]程度まで正側一方向に加力した。なお、本実験では、左方向加力を正側と定義する。

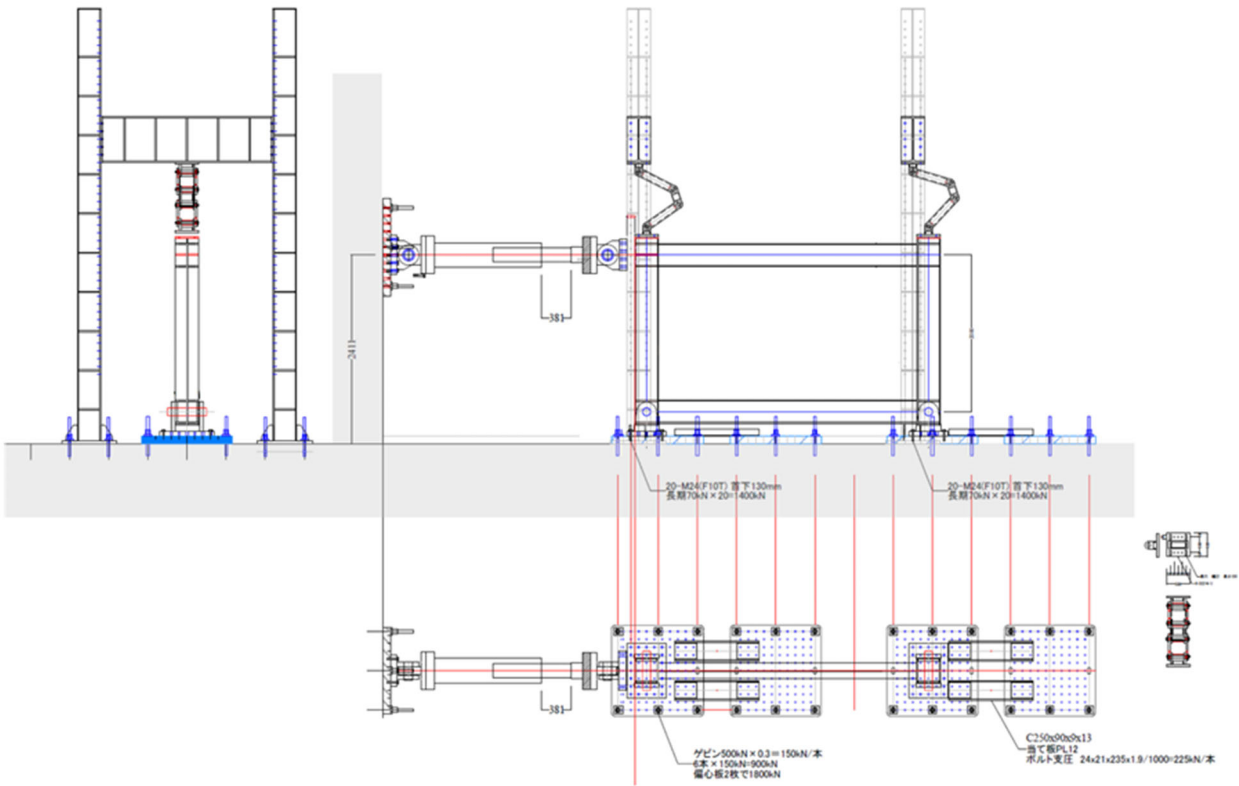


図 3.1-6 加力装置図

表 3.1-4 加力サイクル

変形角[rad]	1/500	1/300	1/200	1/150	1/100	1/75	1/50	1/30
入力変位[mm]	4.00	6.67	10.00	13.33	20.00	26.67	40.00	66.67

水平変位[mm]

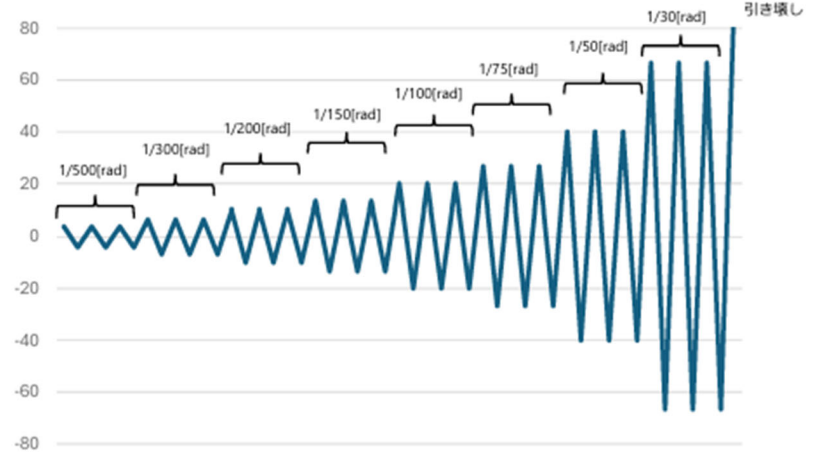


図 3.1-7 加力サイクル図

3.2 材料試験及び接合部要素実験

3.2.1 CLT の圧縮試験

3.2.1.1 試験概要と各特性値算出方法

(1) 試験概要

CLT 材料の圧縮強度と圧縮弾性係数を確認することを目的に、全面圧縮試験を実施した。表 3.2-1 に試験体概要を示し、図 3.2-1 に試験体図を、図 3.2-2 に計測方法を示す。なお、図の内層ラミナの配置は一例である。使用した CLT は構造実験と同様に、厚さ 120 mm の 5 層 5 プライ S60 等級スギ CLT で、製造時に幅はぎ接着をせずに構成されたものである。試験体は、幅 240 mm×高さ 240 mm で、CLT の表層ラミナの繊維方向に対する加力方向が異なる K シリーズ、J シリーズ、D シリーズの 3 種類とし、それぞれ 7 体ずつ用意した。K シリーズは表層ラミナの繊維方向と加力方向が平行になるように(強軸方向)、J シリーズは表層ラミナの繊維方向と加力方向が直行するように(弱軸方向)、D シリーズは CLT の表層ラミナの繊維方向と加力方向がなす角度が 45°となるように試験体を切り出した。各試験体の寸法と質量は加力前に計測し、計測結果については表 3.2-1 に示す。なお、K-01、J-01、D-01 については寸法と質量を加力後に計測した。そのため、表 3.2-1 に示す平均値は各シリーズ、K-01、J-01、D-01 以外の計測結果を用いて算出したものである。加力面に鋼板を介して、底面と上面の平行を保持した条件で 200 t サーボ試験機を用いて、1 mm/分の速度で単調加力した。計測方法は、試験体の全体の圧縮ひずみを計測するため、鋼板と支持面の相対圧縮変位を計測するものとした(#1,2)。

表 3.2-1 試験体概要

試験体名	CLT 仕様	CLT の表層ラミナの繊維方向と加力方向がなす角度	試験体数
K-01~K-07	厚さ：120 mm 構成：5 層 5 プライ（ラミナ厚 24 mm） 強度等級：S60 幅はぎ接着：なし 幅×高さ：240×240 mm	0°（強軸）	7
J-01~J-07		90°（弱軸）	7
D-01~D-07		45°	7

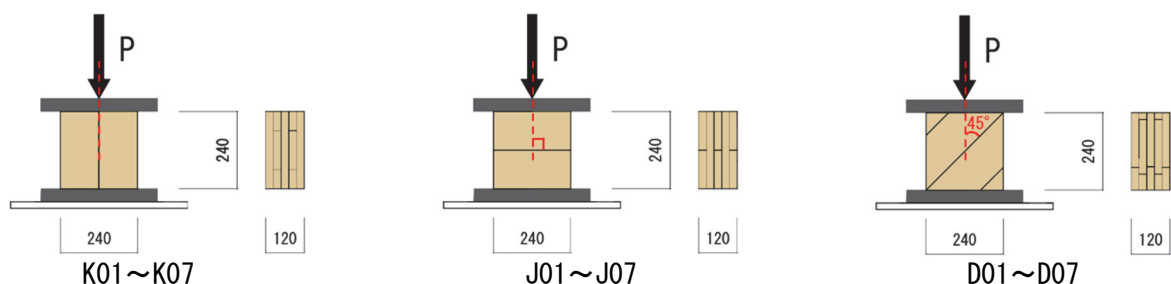


図 3.2-1 試験体図

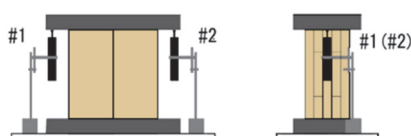


図 3.2-2 計測方法

表 3. 2-1 各試験体の寸法と質量

	幅 [mm]	厚さ [mm]	高さ [mm]	質量 [kg]	密度 [g/mm ²]
J-01	241.37	121.12	236.11	2.81	0.000407
J-02	240.59	121.26	240.32	2.81	0.000401
J-03	241.00	121.31	240.48	2.81	0.000400
J-04	240.70	121.15	240.39	2.94	0.000419
J-05	241.28	120.89	240.36	2.85	0.000407
J-06	240.57	121.22	240.39	2.97	0.000424
J-07	240.84	121.66	240.75	2.97	0.000421
K-01	240.78	121.67	235.80	2.81	0.000407
K-02	240.73	121.42	240.21	2.79	0.000397
K-03	240.68	121.04	240.90	2.85	0.000406
K-04	240.67	121.29	240.53	2.85	0.000406
K-05	240.76	121.33	240.82	2.84	0.000404
K-06	240.74	121.26	241.11	2.91	0.000413
K-07	240.51	121.40	240.94	2.76	0.000392
D-01	243.56	122.13	237.26	2.88	0.000408
D-02	239.85	121.08	240.11	2.95	0.000423
D-03	240.60	121.52	240.02	2.87	0.000409
D-04	240.31	121.15	239.84	2.86	0.000410
D-05	240.76	121.05	240.07	2.79	0.000399
D-06	239.55	121.24	240.18	2.88	0.000413
D-07	240.32	121.24	240.77	2.89	0.000412
平均値	240.58	121.25	240.46	2.87	0.000409

(2) 各特性値算出方法

- ・ 荷重 P
ロードセルにより計測した値とした。

- ・ 圧縮応力度 σ_c

$$\sigma_c = \frac{P}{A} \quad (\text{式 3.2.1-1})$$

ここで、 A : 試験体断面積 (公称断面積は 28800 mm^2 であるが、各試験体で計測した値とした。

なお、K-01、J-01、D-01 の場合、その他の試験体の平均値を用いた。)

- ・ 圧縮強度 F_c

$$F_c = \frac{P_{max}}{A} \quad (\text{式 3.2.1-2})$$

ここで、 P_{max} : 加重 P の最大値。

- ・ 全体変位 δ_a

変位計#1,2 により計測した値の平均値とした。

- ・ 全体ひずみ ε_a

$$\varepsilon_a = \frac{\delta_a}{H} \quad (\text{式 3.2.1-3})$$

ここで、 H : 試験体高さ (公称高さは 240 mm であるが、各試験体で計測した値とした。

なお、K-01、J-01、D-01 の場合、その他の試験体の平均値を用いた。)

- ・ 全体ひずみより算出した圧縮弾性係数 E_{ca}

圧縮応力度—全体ひずみ曲線上で、圧縮強度 F_c の 20% と 50% の値に対応する 2 点間を結んだ傾きとした。

$$E_{ca} = \frac{(0.5F_c - 0.2F_c)}{(\varepsilon_{a0.5F_c} - \varepsilon_{a0.2F_c})} \quad (\text{式 3.2.1-4})$$

ここで、 $\varepsilon_{a0.5F_c}$: $0.5F_c$ に対応する全体ひずみ ε_a

$\varepsilon_{a0.2F_c}$: $0.2F_c$ に対応する全体ひずみ ε_a

- ・ 下限値

圧縮強度 F_c の下限値は、母集団を正規分布と仮定した場合の信頼水準 75% の 95% 下側許容限界値とし、全体ひずみより算出した圧縮弾性係数 E_{ca} の下限値は信頼水準 75% の 50% 下側許容限界値とする。それぞれの下限値は、それぞれの平均値とばらつき係数の積とし、ばらつき係数は (式 3.2.1-5 より求めた。

$$\text{ばらつき係数} = 1 - CV \cdot k \quad (\text{式 3.2.1-5})$$

ここで、 CV : 変動係数 (標準偏差/平均値)

圧縮強度のとき (試験体数 7 体の場合)

k : 信頼水準 75% における 95% 下側許容限界値を求めるための係数 2.251

圧縮弾性係数のとき (試験体数 7 体の場合)

k : 信頼水準 75% における 50% 下側許容限界値を求めるための係数 0.271

3.2.1.2 試験結果

(1) 破壊性状

各シリーズの試験体の代表的な破壊性状を図 3.2-1 に示す。強軸方向では、繊維方向が加力方向と平行なラミナで座屈が観察された。また、接着層が破壊し、ラミナが面外方向にはらんでいることが確認できた。弱軸方向では、繊維方向が加力方向と直行するラミナで繊維方向の割れが、繊維方向が加力方向と平行なラミナで座屈が観察された。また、接着層が破壊し、ラミナが面外方向にはらんだ。斜め 45°方向では、幅方向のラミナが互いにずれた。また、接着層が破壊し、積層方向のラミナが互いにずれた。

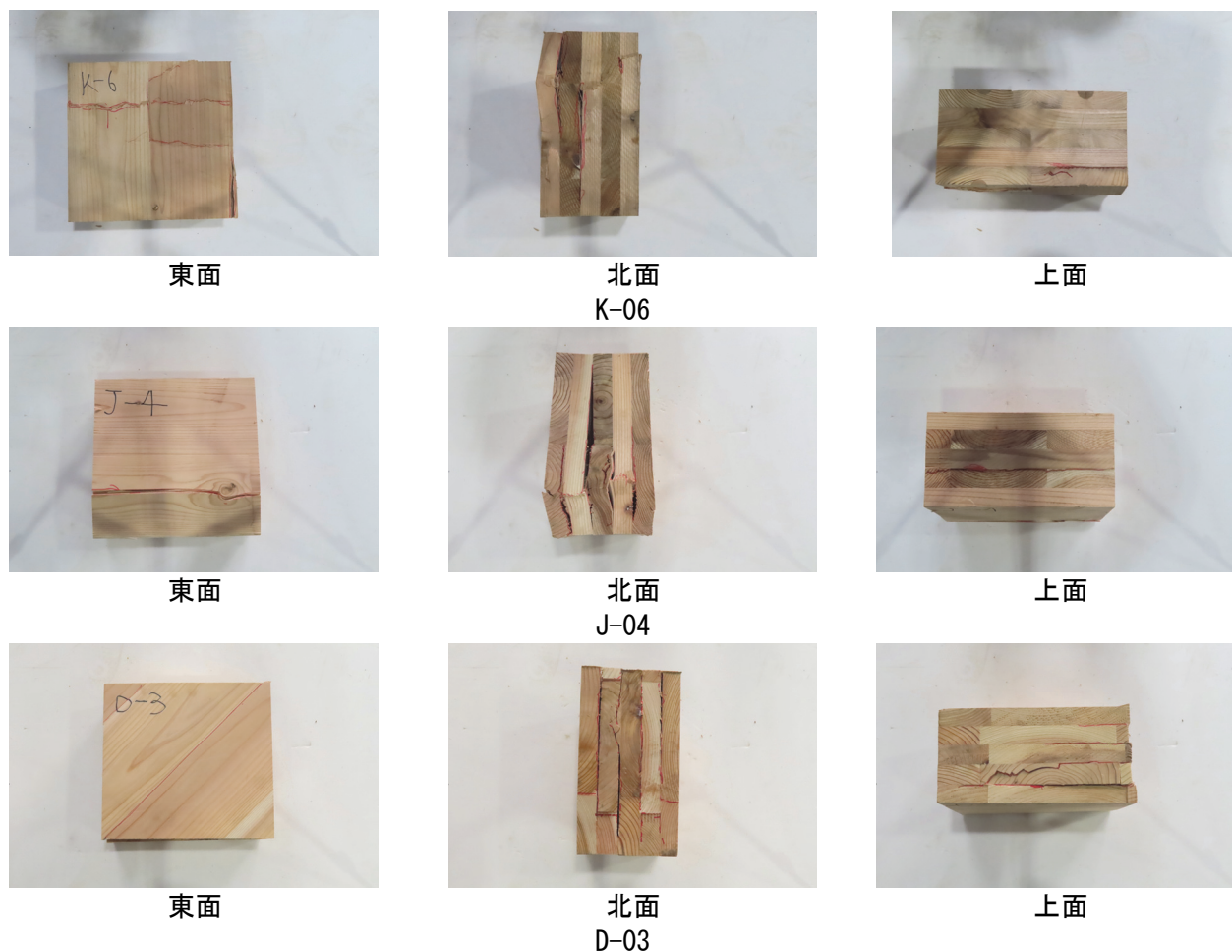
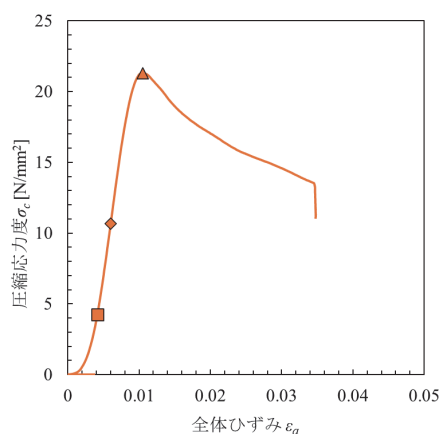


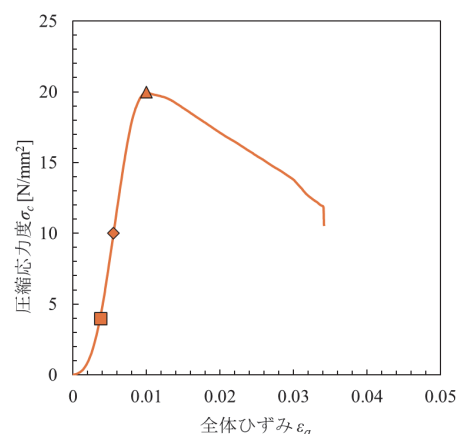
図 3.2-1 試験体の代表的な破壊性状

(2) 圧縮応力度—ひずみ関係

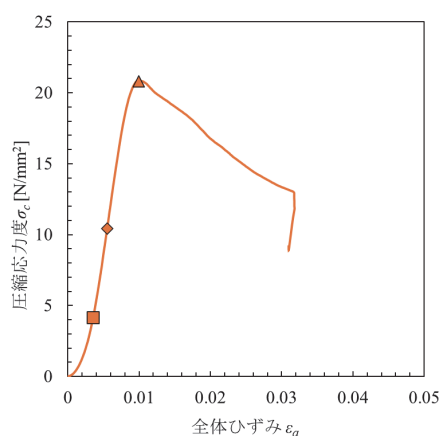
試験で得られた圧縮応力度—全体ひずみ関係曲線を図 3.2-2、図 3.2-3、図 3.2-4 に、またそれらを比較したものを図 3.2-5 に示す。曲線は全ての試験体において、全体ひずみ ϵ_a が 0~0.003 程度の範囲では、 ϵ_a の増加に伴い圧縮応力度 σ_c が緩やかに上昇しているが、その後、 σ_c は ϵ_a の増加に概ね比例して上昇し、 ϵ_a が 0.01 付近で σ_c が最大値(圧縮強度 F_c)になった後、 ϵ_a の増加に伴い σ_c が低下している。 ϵ_a が 0~0.003 程度の範囲で見られた結果は、試験体の圧縮面近傍の破壊による影響であると考えられる。



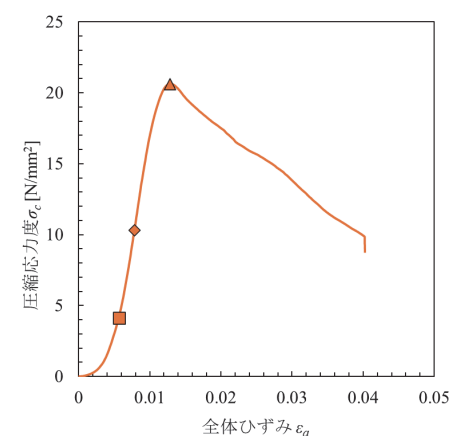
K-01



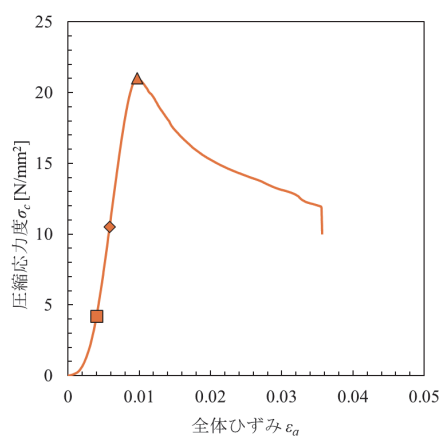
K-02



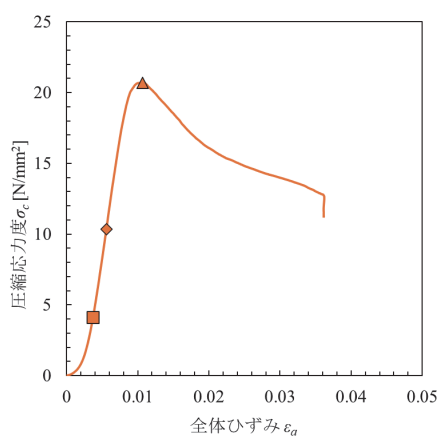
K-03



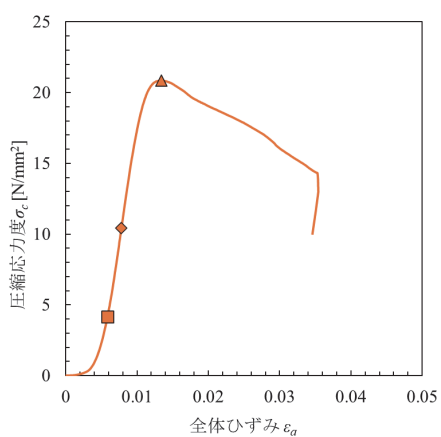
K-04



K-05



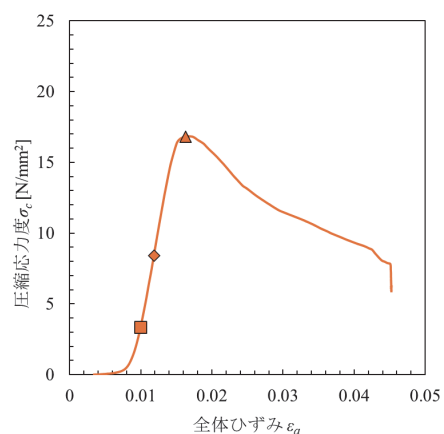
K-06



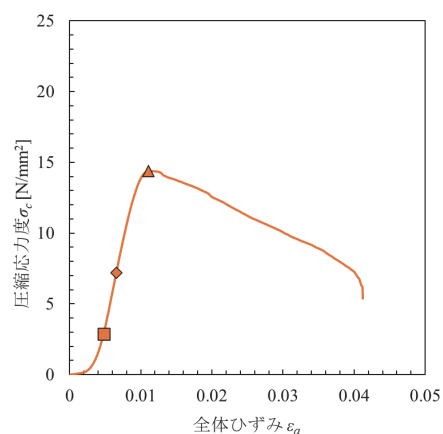
K-07

— $\sigma_c - \varepsilon_a$ 関係曲線 $\blacktriangle F_c$ $\blacklozenge 0.5F_c$ $\blacksquare 0.2F_c$

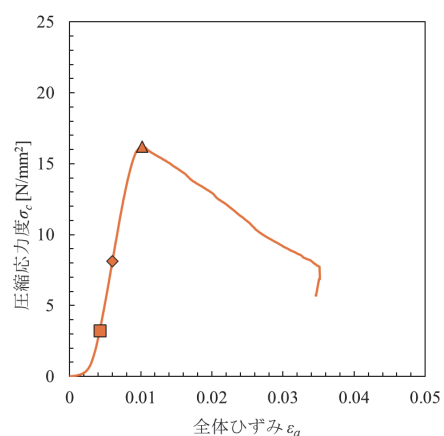
図 3.2-2 圧縮応力度—全体ひずみ関係曲線（強軸方向）



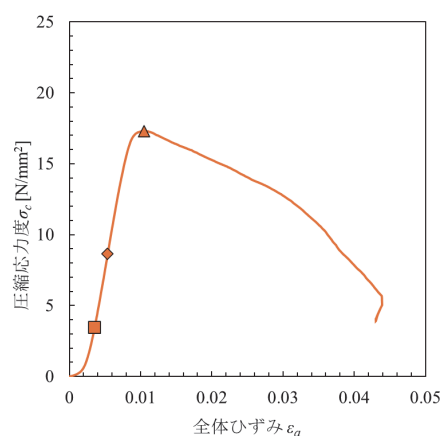
J-01



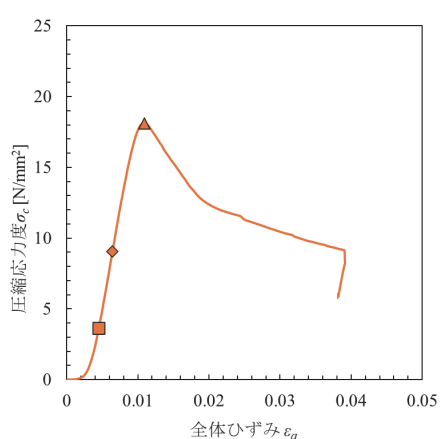
J-02



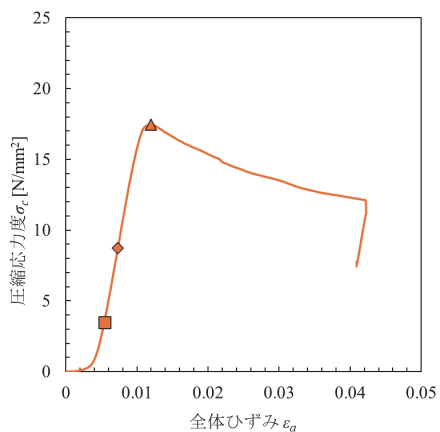
J-03



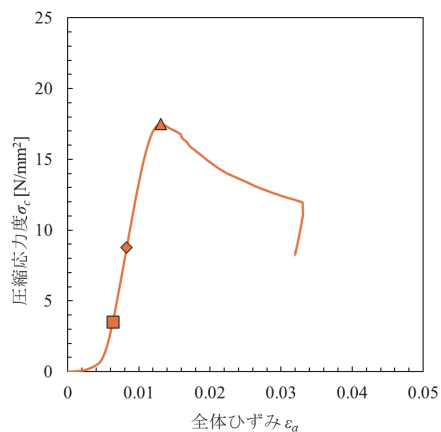
J-04



J-05



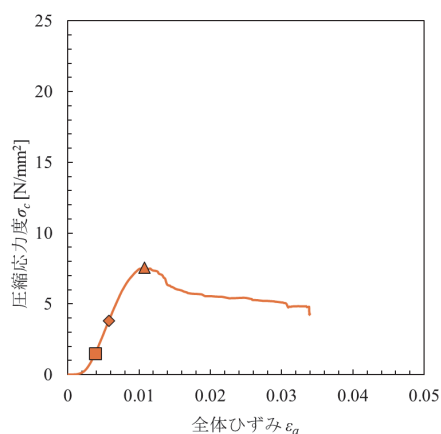
J-06



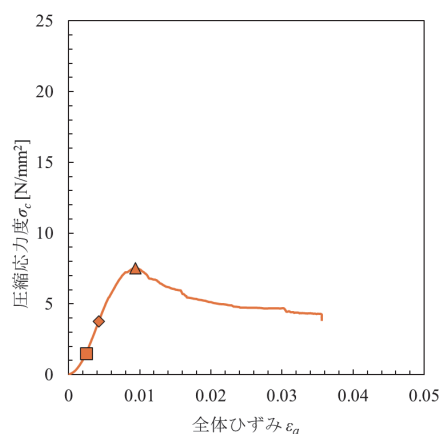
J-07

— $\sigma_c - \varepsilon_a$ 関係曲線 $\blacktriangle F_c$ $\blacklozenge 0.5F_c$ $\blacksquare 0.2F_c$

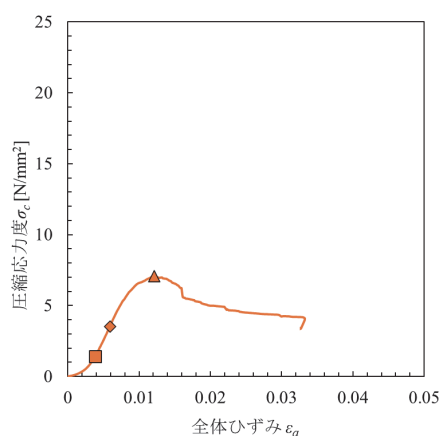
図 3.2-3 圧縮応力度—全体ひずみ関係曲線（弱軸方向）



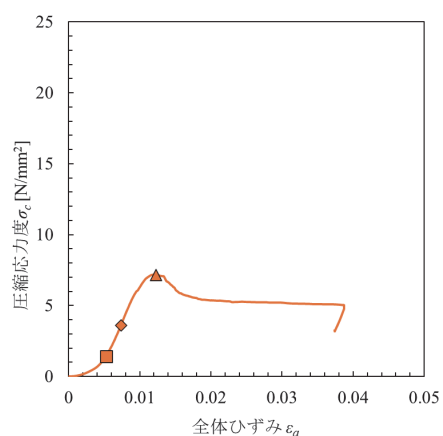
D-01



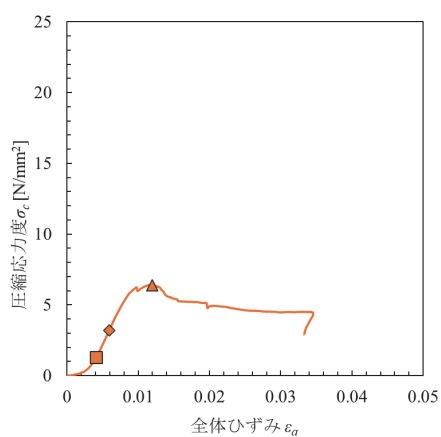
D-02



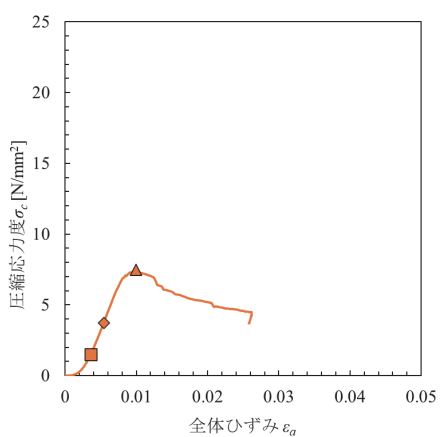
D-03



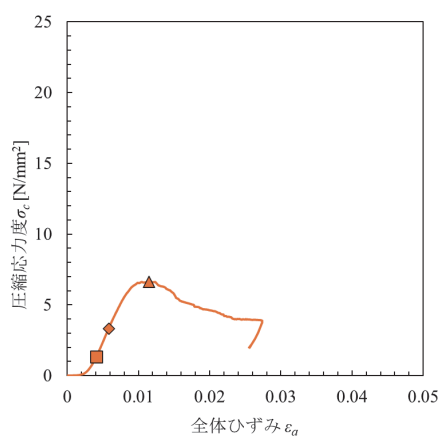
D-04



D-05



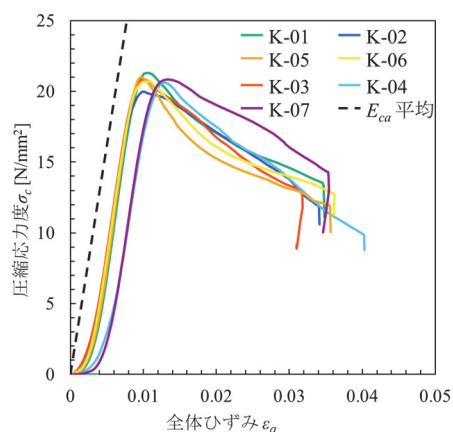
D-06



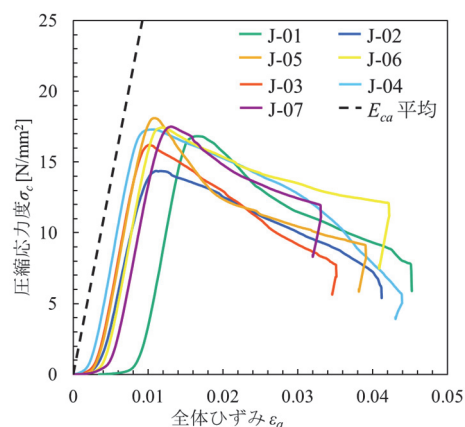
D-07

— $\sigma_c - \varepsilon_a$ 関係曲線 $\blacktriangle F_c$ $\blacklozenge 0.5F_c$ $\blacksquare 0.2F_c$

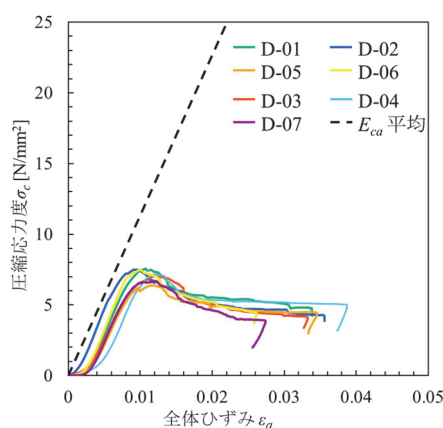
図 3.2-4 圧縮応力度—全体ひずみ関係曲線（斜め 45° 方向）



K-01～K-07



J-01～J-07



D-01～D-07

図 3.2-5 圧縮応力度—ひずみ関係曲線の試験体による比較

(3) 特性値

算出した特性値を表 3.2-2 試験体の圧縮特性値に示し、試験結果と基準値¹⁾の比較を図 3.2-6 試験結果と基準値の比較に示す。全てのシリーズにおいて、各特性値の試験体によるばらつきは小さかった。圧縮強度 F_c は、強軸方向で最も大きく、平均 20.76 N/mm²、次いで弱軸方向で平均 16.82 N/mm²、斜め 45°方向で最も小さく平均 7.11 N/mm²であった。強軸方向において、試験から得た F_c の平均値は、基準強度¹⁾の約 2.56 倍、弱軸方向において、試験から得た F_c の平均値は基準強度¹⁾の約 2.60 倍となった。全ての試験体において、 F_c のときの全体変位 δ_{aF_c} の平均値は 2.6～2.9 mm 程度、全体ひずみ ϵ_{aF_c} の平均値は 0.01 程度で、ラミナの繊維方向と加力方向がなす角度による差は小さかった。全体ひずみより算出した圧縮弾性係数 E_{ca} は、強軸方向で最も大きく、平均 3235 N/mm²、次いで、弱軸方向で平均 2708 N/mm²、斜め 45°方向で最も小さく平均 1133 N/mm²であった。強軸方向において、試験から得た E_{ca} の平均値は、基準値¹⁾の約 0.90 倍、弱軸方向において、試験から得た E_{ca} の平均値は基準値¹⁾の約 1.12 倍となった。強軸方向では、基準値¹⁾よりも試験から得た E_{ca} の平均値が小さく、全ての試験体で基準値を下回る結果となった。これは、 E_{ca} が全体ひずみより算出した値で、試験体の圧縮面近傍の破壊が影響しているためであると考えられる。

参考文献

1) 「2016 年版 CLT を用いた建築物の設計施工マニュアル 2021 年構造・材料増補版」, (公財) 日本住宅・木材技術センター, 2021

表 3. 2-2 試験体の圧縮特性値

K-01～K-07

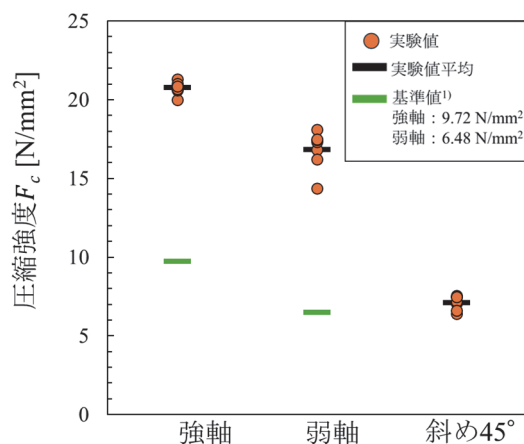
	F_c [N/mm ²]	δ_{aF_c} [mm]	ε_{aF_c}	E_{ca} [N/mm ²]
K-01	21.31	2.48	0.0105	3448
K-02	19.99	2.40	0.0100	3287
K-03	20.83	2.41	0.0100	3173
K-04	20.62	3.09	0.0128	2793
K-05	21.02	2.33	0.0097	3431
K-06	20.70	2.58	0.0107	3310
K-07	20.84	3.24	0.0134	3204
平均値	20.76	2.64	0.0110	3235
標準偏差	0.3764	0.3365	0.0014	204.3331
変動係数	0.0181	0.1273	0.1256	0.0632
下限値	19.91			3180

J-01～J-07

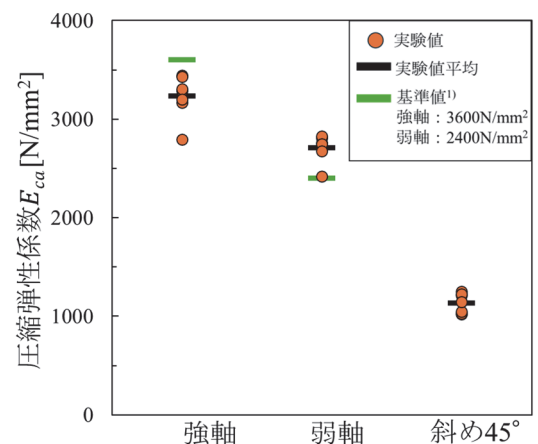
	F_c [N/mm ²]	δ_{aF_c} [mm]	ε_{aF_c}	E_{ca} [N/mm ²]
J-01	16.82	3.84	0.0163	2713
J-02	14.37	2.66	0.0111	2419
J-03	16.21	2.44	0.0102	2762
J-04	17.31	2.52	0.0105	2810
J-05	18.10	2.62	0.0109	2825
J-06	17.44	2.87	0.0119	2746
J-07	17.50	3.14	0.0131	2679
平均値	16.82	2.87	0.0120	2708
標準偏差	1.1409	0.4520	0.0020	126.8133
変動係数	0.0678	0.1575	0.1643	0.0468
下限値	14.25			2674

D-01～D-07

	F_c [N/mm ²]	δ_{aF_c} [mm]	ε_{aF_c}	E_{ca} [N/mm ²]
D-01	7.57	2.56	0.0108	1210
D-02	7.50	2.26	0.0094	1252
D-03	7.07	2.91	0.0121	1024
D-04	7.17	2.95	0.0123	1028
D-05	6.40	2.86	0.0119	1046
D-06	7.47	2.40	0.0100	1225
D-07	6.62	2.77	0.0115	1150
平均値	7.11	2.67	0.0111	1133
標準偏差	0.4200	0.2504	0.0010	92.1702
変動係数	0.0590	0.0938	0.0931	0.0813
下限値	6.17			1109



圧縮強度 F_c と基準強度¹⁾の比較



圧縮弾性係数 E_{ca} と基準値¹⁾の比較

図 3. 2-6 試験結果と基準値の比較

参考文献

1) 「2016 年版 CLT を用いた建築物の設計施工マニュアル 2021 年構造・材料増補版」, (公財) 日本住宅・木材技術センター, 2021

3.2.1.3 CLT 圧縮追加試験

(1) 試験概要と特性値算出方法

1) 試験概要

前述の圧縮試験（以下、初回試験とする。）では、3.2.1.2(3)で述べた通り、強軸方向では、基準値¹⁾よりも試験から得た E_{ca} の平均値が小さく、全ての試験体で基準値を下回る結果となったことから、試験体の圧縮面近傍の破壊の影響を除いた圧縮弾性係数を確認することを目的に、追加で全面圧縮試験を行った。表 3.2-3 に試験体概要を示し、図 3.2-7 に試験体図を示す。使用した CLT は構造実験、初回試験と同様に、厚さ 120 mm の 5 層 5 プライ S60 等級スギ CLT で、製造時に幅はぎ接着をせずに構成されたものである。試験体は、高さを初回試験の 2 倍にした幅 240 mm×高さ 480 mm とし、CLT の表層ラミナの繊維方向に対する加力方向が異なる K シリーズ、J シリーズの 2 種類として、それぞれ 3 体ずつ用意した。表層ラミナの繊維方向に対する加力方向とシリーズ名の関係は初回試験と同様である。試験体の寸法と質量は加力前に計測し、計測結果については表 3.2-4 に示す。加力面に鋼板を介して、底面と上面の平行を保持した条件で容量 1000kN の油圧式万能試験機を用い、1mm/分で単調加力した。図 3.2-8 に計測方法を示す。試験体の全体の圧縮ひずみを計測するため、鋼板と支持面の相対圧縮変位を計測し(#1,2,3,4)、さらに、試験体の圧縮面近傍の破壊の影響を除いた圧縮ひずみを計測するために、試験体上下端から 160 mm ずつ内側の位置で治具を固定し、160 mm の区間距離で相対変位を測定した(#5,6)。

表 3.2-3 試験体概要

試験体名	CLT 仕様	CLT の表層ラミナの繊維方向と加力方向がなす角度	試験体数
K-11~K-13	厚さ：120 mm 構成：5 層 5 プライ（ラミナ厚 24 mm） 強度等級：S60 幅はぎ接着：なし 幅×高さ：240×480 mm	0°（強軸）	3
J-11~J-13		90°（弱軸）	3



図 3.2-7 試験体図

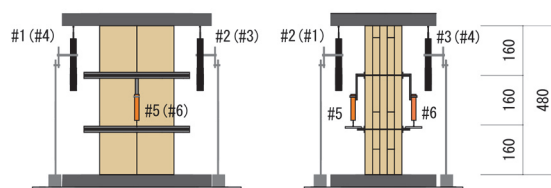


図 3.2-8 計測方法

表 3.2-4 各試験体の寸法と質量

	幅 [mm]	厚さ [mm]	高さ [mm]	質量 [kg]	密度 [g/mm ²]
J-11	240	120.40	480	5508.1	0.397
J-12	240	120.40	480	5561.9	0.401
J-13	240	120.36	480	2680.5	0.410
K-11	240	120.30	480	5691.6	0.411
K-12	240	120.64	480	5596.0	0.403
K-13	240	120.20	480	5619.3	0.406
平均値	240	120.38	480	5609.6	0.404

2) 特性値算出方法

3.2.1.1 (2) に述べている、初回試験の特性値算出方法と同様に特性値を算出したが、追加試験では、全体変位の計測方法と、試験体高さ、試験体数が初回試験と異なる。そのため、全体変位 δ_a は変位計#1,2,3,4 により計測した値の平均値とし、全体ひずみ ε_a を算出するときの試験体高さ H の公称高さは 480 mm であり、各試験体で計測した値とした。また、圧縮強度 F_c の下限値を算出する際の信頼水準 75%における 95%下側許容限界値を求めるための係数 k は 3.152、圧縮弾性係数 E_{ca} の下限値を算出する際の信頼水準 75%における 50%下側許容限界値を求めるための係数 k は 0.471 とした。さらに、初回試験の特性値に加えて、追加試験では以下の特性値を算出した。

- 区間変位 δ_b

変位計#5,6 により計測した値の平均値とした。

- 区間ひずみ ε_b

$$\varepsilon_a = \frac{\delta_b}{h} \quad (\text{式 3.2.1-6})$$

ここで、 h : 区間距離 160 mm とした。

- 区間ひずみより算出した圧縮弾性係数 E_{cb}

全体ひずみより算出した圧縮弾性係数 E_{ca} と同様に、圧縮応力度—区間ひずみ曲線上で、圧縮強度 F_c の 20%と 50%の値に対応する 2 点間を結んだ傾きとした。

$$E_{cb} = \frac{(0.5F_c - 0.2F_c)}{(\varepsilon_{b0.5F_c} - \varepsilon_{b0.2F_c})} \quad (\text{式 3.2.1-7})$$

ここで、 $\varepsilon_{b0.5F_c}$: 0.5 F_c に対応する区間ひずみ ε_b

$\varepsilon_{b0.2F_c}$: 0.2 F_c に対応する区間ひずみ ε_b

- 下限値

区間ひずみより算出した圧縮弾性係数 E_{cb} の下限値は、全体ひずみより算出した圧縮弾性係数 E_{ca} の下限値と同様に、信頼水準 75%の 50%下側許容限界値とする。下限値は、それぞれの平均値とばらつき係数の積とし、ばらつき係数は(式 3.2.1-8 より求めた。

$$\text{ばらつき係数} = 1 - CV \cdot k \quad (\text{式 3.2.1-8})$$

ここで、 CV : 変動係数(標準偏差/平均値)

圧縮弾性係数のとき(試験体数 3 体の場合)

k : 信頼水準 75%における 50%下側許容限界値を求めるための係数 0.471

(2) 試験結果

1) 破壊性状

各シリーズの試験体の代表的な破壊性状を図 3.2-9 に示す。強軸方向では、繊維方向が加力方向と平行なラミナで座屈が観察された。また、接着層が破壊し、ラミナが面外方向にはらんでいることが確認できる。弱軸方向では、繊維方向が加力方向と直行するラミナで繊維方向の割れが、繊維方向が加力方向と平行なラミナで座屈が観察された。また、接着層が破壊し、ラミナが面外方向にはらんだ。フィンガージョイントが起点となって座屈が起こっている箇所が多く見られた。また、破壊性状は初回試験と同様であった。なお、図に示すように、K-12 では実験前から、試験体上部に損傷(図で青色でなぞっている箇所)が見られた。



南面



東面



北面



西面

K-11



南面



東面



北面



西面



上面
K-12



南面



北面



東面



西面

K-13



南面



北面



東面



西面

J-11



南面



東面



北面



西面

J-12



南面



東面



北面



西面

J-13

図 3.2-9 試験体の破壊性状

2) 圧縮応力度—ひずみ関係

試験で得られた圧縮応力度—ひずみ関係曲線を図 3.2-10 に示す。圧縮応力度 σ_c —全体ひずみ ϵ_a 関係曲線では、初回試験の結果と同様に、初期は ϵ_a の増加に伴い圧縮応力度 σ_c が緩やかに上昇しているが、その後、 σ_c は ϵ_a の増加に概ね比例して上昇し、 σ_c が最大値(圧縮強度 F_c)をになった後、 ϵ_a の増加に伴い σ_c が低下している。初期に見られた結果は、試験体の圧縮応力度 σ_c —区間ひずみ ϵ_b 関係曲線では、 ϵ_b が圧縮面近傍の破壊の影響を受け

ないため、最初から、 σ_c は ε_a の増加に概ね比例して上昇し、 σ_c が最大値(圧縮強度 F_c)になった後、 ε_a の増加に伴い σ_c が低下している。 $\sigma_c - \varepsilon_a$ 関係曲線と $\sigma_c - \varepsilon_b$ 関係曲線を比較すると、 $\sigma_c - \varepsilon_a$ 関係曲線のほうが、傾きがやや小さくなっている。追加試験結果と初回試験結果を比較したものを図 3.2-11 に示す。追加実験の $\sigma_c - \varepsilon_a$ 関係曲線は、初回試験の $\sigma_c - \varepsilon_a$ 関係曲線と比較すると、初期の σ_c が緩やかに増加する区間が小さかった。

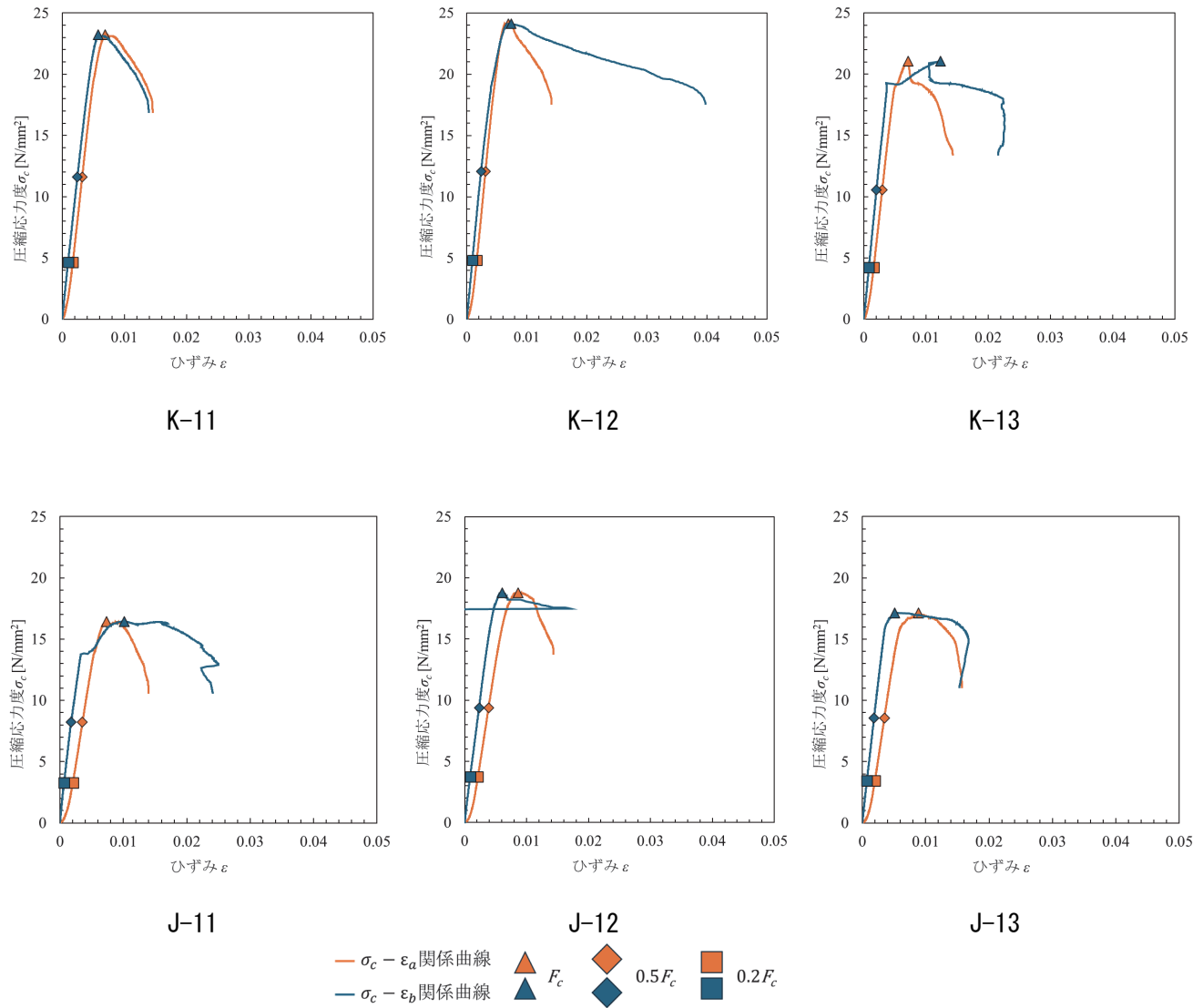


図 3.2-10 応力度—全体ひずみ曲線

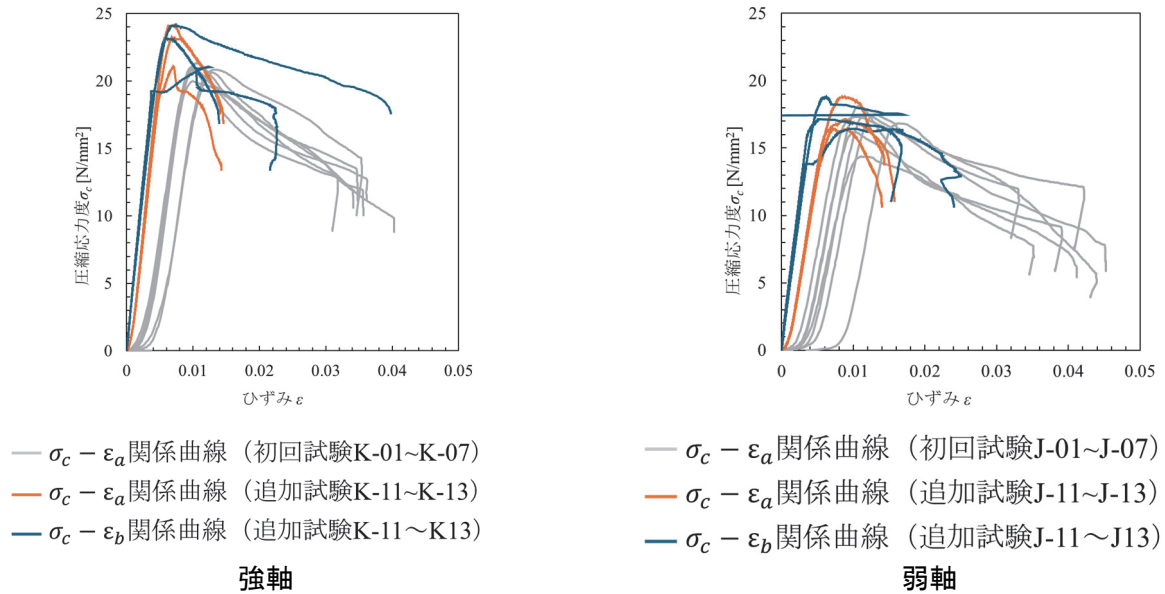


図 3.2-11 圧縮応力度—ひずみ関係曲線の試験体による比較

3) 特性値

算出した特性値を表 3.2-5 に示し、試験結果と基準値¹⁾の比較を図 3.2-12 に示す。全てのシリーズにおいて、各特性値の試験体によるばらつきは小さかった。圧縮強度 F_c は、強軸方向で平均 22.81 N/mm²、弱軸方向で平均 17.45 N/mm²であった。強軸方向において、試験から得た F_c の平均値は、基準強度¹⁾の約 2.35 倍、弱軸方向において、試験から得た F_c の平均値は基準強度¹⁾の約 2.69 倍となった。全体ひずみより算出した圧縮弾性係数 E_{ca} は、強軸方向で平均 4759 N/mm²、弱軸方向で平均 3324 N/mm²であった。区間ひずみより算出した圧縮弾性係数 E_{cb} は、強軸方向で平均 4973 N/mm²、弱軸方向で平均 4277 N/mm²であった。全ての試験体において、 E_{cb} の方が、 E_{ca} よりも大きかった。強軸方向において、試験から得た E_{ca} の平均値は、基準値¹⁾の約 1.32 倍、 E_{cb} の平均値は、基準値¹⁾の約 1.38 倍となった。弱軸方向において、試験から得た E_{ca} の平均値は基準値¹⁾の約 1.39 倍、 E_{cb} の平均値は、基準値¹⁾の約 1.78 倍となった。初回試験では、試験から得た E_{ca} の平均値は基準値¹⁾の約 0.90 倍であり、試験から得た E_{ca} の方が小さい結果となっていたが、追加試験では、基準値¹⁾よりも試験から得た E_{ca} の平均値の方が大きい結果となった。

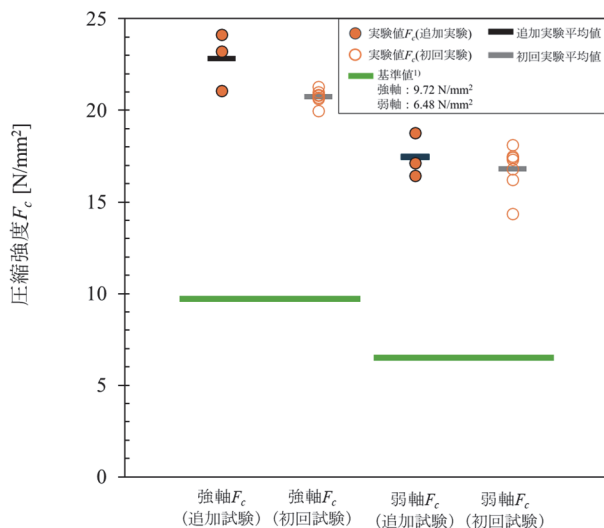
表 3.2-5 試験体の圧縮特性値

K-11~K-13

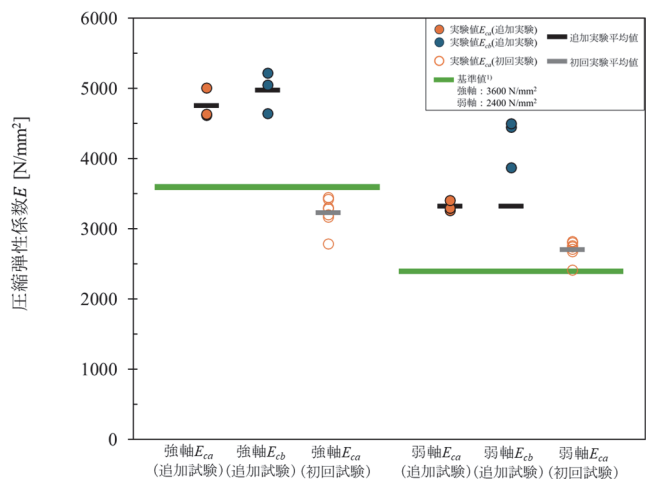
	F_c [N/mm ²]	δ_{aF_c} [mm]	ε_{aF_c}	E_{ca} [N/mm ²]	δ_{bF_c} [mm]	ε_{bF_c}	E_{cb} [N/mm ²]
K-11	23.24	3.30	0.0069	4625	2.78	0.0058	4646
K-12	24.12	3.32	0.0069	5015	3.54	0.0074	5053
K-13	21.06	3.41	0.0071	4639	5.90	0.0123	5221
$\bar{x}$ 均値	22.81	3.34	0.0070	4759	4.08	0.0085	4973
標準偏差	1.2863	0.0479	0.0001	180.5700	1.3291	0.0028	241.5847
変動係数	0.0564	0.0143	0.0143	0.0379	0.3261	0.3261	0.0486
下限値	18.76			4674			4860

J-11~J-13

	F_c [N/mm ²]	δ_{aF_c} [mm]	ε_{aF_c}	E_{ca} [N/mm ²]	δ_{bF_c} [mm]	ε_{bF_c}	E_{cb} [N/mm ²]
J-11	16.43	3.52	0.0073	3268	4.85	0.0101	4453
J-12	18.79	4.16	0.0087	3297	2.89	0.0060	3876
J-13	17.15	4.26	0.0089	3409	2.46	0.0051	4501
平均値	17.45	3.98	0.0083	3324	3.40	0.0071	4277
標準偏差	0.9851	0.3270	0.0007	60.7530	1.0429	0.0022	283.9248
変動係数	0.0564	0.0822	0.0822	0.0183	0.3066	0.3066	0.0664
下限値	14.35			3296			4143



圧縮強度 F_c と基準強度¹⁾ の比較



圧縮弾性係数 E_{ca} 、 E_{cb} と基準値¹⁾ の比較

図 3.2-12 試験結果と基準値の比較

参考文献

1) 「2016 年版 CLT を用いた建築物の設計施工マニュアル 2021 年構造・材料増補版」, (公財) 日本住宅・木材技術センター, 2021

3.2.2 CLT のせん断試験

3.2.2.1 試験概要と各特性値算出方法

(1) 試験概要

CLT 材料のせん断強度とせん断弾性係数を確認することを目的に、CLT 材料の面内せん断試験を実施した。表 3.2 に試験体概要を示し、図 3.2 に試験体図を示す。なお、ラミナの配置は一例である。使用した CLT は構造実験と同様に、厚さ 120 mm の 5 層 5 プライ S60 等級スギ CLT で、製造時に幅はぎ接着をせずに構成されたものである。試験体は、長さ 1200 mm×高さ 360 mm であり、7 体とした。各試験体の寸法は加力前に計測し、計測結果については表 3.2 に示す。表層ラミナの繊維方向と加力方向が平行になるように配した逆対称 4 点曲げ式(大野式)加力方法で試験を行った。容量 1000kN の油圧式万能試験機を用い、スパンを 1080 mm とし、360 mm 間隔で支点と加力点を交互に設けた中央軸線上で 1 mm/分 の速度で単調加力した。最初に試験を実施した S-03 において、4 つの支点および加力点にラミナ幅よりも小さい幅 100mm の座金を設置して試験を実施したが、ラミナを押し抜いてしまったため(図 3.2-18 参照)、以降は試験体左右端から 420 mm の位置の支点、加力点にはラミナ幅よりも大きい幅 150 mm の座金を設置し、試験体左右端から 60 mm の位置の支点、加力点には S-03 と同様に幅 100 mm の座金を設置して試験を実施した。図 3.2 に計測方法を示す。せん断ひずみを計測するため 2 種類の方法を用いて計測した。一方は、試験体中央位置において上部平行ラミナからアームを伸ばし、アーム先端に設置した変位計で試験体下部平行ラミナに取り付けたアクリル板との水平相対変位を計測するものである(#1,#2)。もう一方はワイヤー式変位計で 45°の対角変位を計測するものである (#3,#4)。

表 3.2-7 試験体概要

試験体名	CLT 仕様	試験体数
S-01~S-07	厚さ：120 mm 構成：5 層 5 プライ（ラミナ厚 24 mm） 強度等級：S60 幅はぎ接着：なし 長さ×高さ：1200×360 mm	7

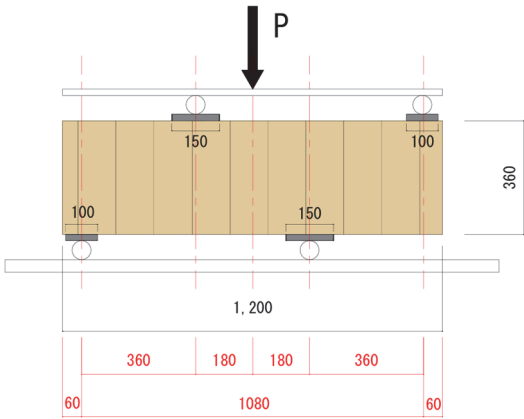


図 3.2-15 試験体図

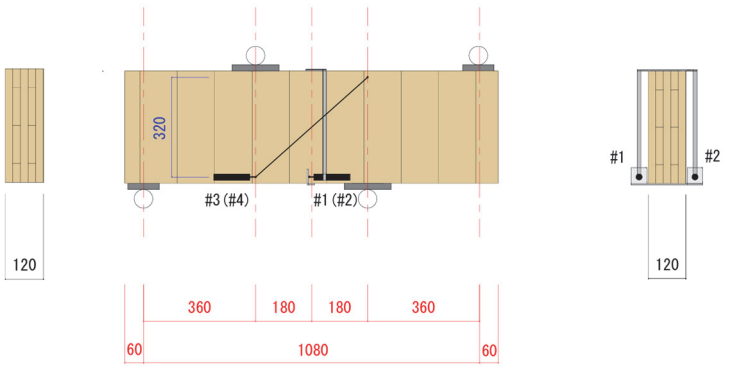


図 3.2-16 計測方法

表 3.2-8 各試験体の寸法と質量

	幅 [mm]	厚さ [mm]	高さ [mm]	質量 [kg]	密度 [g/mm ²]
S-01	241.37	121.12	236.11	2.81	0.000407
S-02	240.59	121.26	240.32	2.81	0.000401
S-03	241.00	121.31	240.48	2.81	0.000400
S-04	240.70	121.15	240.39	2.94	0.000419
S-05	241.28	120.89	240.36	2.85	0.000407
S-06	240.57	121.22	240.39	2.97	0.000424
S-07	240.84	121.66	240.75	2.97	0.000421

(2) 各特性値算出方法

- 荷重 P

ロードセルにより計測した値とした。

- 試験体中央に生じる平均せん断力 Q

$$Q = \frac{P}{2} \quad (\text{式 3.2.2-1})$$

- 平均せん断応力度 τ

$$\tau = \frac{Q}{A} \quad (\text{式 3.2.2-2})$$

ここで、 A ：試験体断面積（公称断面積は 43200 mm² であるが、各試験体で計測した値とした。）

- 最大せん断応力度 $_{max}\tau$

曲げを受ける矩形断面のせん断応力分布はおおよそパラボラ状であるため、その最大値を(式 3.2.2-3)より求めた。

$$_{max}\tau = \frac{3}{2}\tau \quad (\text{式 3.2.2-3})$$

- 水平変位 δ_h

変位計#1,2 により計測した値の平均値とした。

- 水平変位より求めたせん断ひずみ γ_h

$$\gamma_h = \frac{\delta_h}{H} \quad (\text{式 3.2.2-4})$$

ここで、 H ：試験体高さ（公称高さは 360 mm であるが、各試験体で計測した値とした。）

- 対角変位 δ_d

変位計#3,4 により計測した値の平均値とした。

- 対角変位より求めたせん断ひずみ γ_d

$$\gamma_d = \frac{\Delta q}{p} = \frac{\sqrt{(l + \delta_d)^2 - p^2} - q}{p} \quad (\text{式 3.2.2-5})$$

ここで、 p 、 q 、 Δq 、 l は図 3.2 に示す通りである。

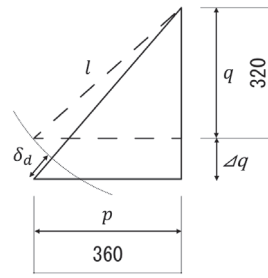


図 3.2-17 対角変位より求めたせん断ひずみの定義

- せん断弾性係数 G

平均せん断応力度—ひずみ曲線上で、平均せん断応力度 τ の最大値 τ_{max} の 10%と 40%の値に対応する 2 点間を結んだ傾きとした。水平変位によるもの (G_h)と対角変位によるもの (G_d)の 2 種類を求めた。

$$G = \frac{(0.4\tau_{max} - 0.1\tau_{max})}{(\gamma_{0.4\tau_{max}} - \gamma_{0.1\tau_{max}})} \quad (\text{式 3.2.2-6})$$

ここで、 τ_{max} : 平均せん断応力度 τ の最大値

$\gamma_{0.4\tau_{max}}$: $0.4\tau_{max}$ に対応するせん断ひずみ。 G_h を求めるとき γ_h 、 G_d を求めるとき γ_d とする。

$\gamma_{0.1\tau_{max}}$: $0.1\tau_{max}$ に対応するせん断ひずみ。 G_h を求めるとき γ_h 、 G_d を求めるとき γ_d とする。

- 下限値

せん断応力度の下限値は、母集団を正規分布と仮定した場合の信頼水準 75%の 95%下側許容限界値とし、せん断弾性係数の下限値は信頼水準 75%の 50%下側許容限界値とする。それぞれの下限値は、それぞれの平均値とばらつき係数の積とし、ばらつき係数は(式 3.2.2-7)より求めた。

$$\text{ばらつき係数} = 1 - CV \cdot k \quad (\text{式 3.2.2-7})$$

ここで、 CV : 変動係数(標準偏差/平均値)

せん断応力度のとき(試験体数 6 体の場合)

k : 信頼水準 75%における 95%下側許容限界値を求めるための係数 2.336

せん断弾性係数のとき(試験体数 6 体の場合)

k : 信頼水準 75%における 50%下側許容限界値を求めるための係数 0.297

3.2.2.2 試験結果

(1) 破壊性状

図 3.2 に試験終了後の S-03 の破壊性状を示す。S-03 はラミナ幅より小さい幅の座金を支点と加力点に使用したため、加力点でラミナを押し抜いた。その他の試験体では、3.2.2.1 (1) で述べたように、幅の大きい座金を使用して試験を実施した。図 3.2 に試験終了後の S-07 試験体全体の様子を示す。S-03 を除いた全ての試験体で、図に示すように、試験体中央部で表層ラミナがずれた。図 3.2 に S-03 を除く各試験体の試験体中央部の破壊性状を示す。ラミナ接着層において、直交積層されたラミナ同士の界面で破壊が生じた。



S-03 側面



S-03 加力点上面



S-03 加力点下面

图 3.2-18 S-03 試験体破壊性状



图 3.2-19 試験終了後試験体 (S-07)



S-01 試験体中央部側面



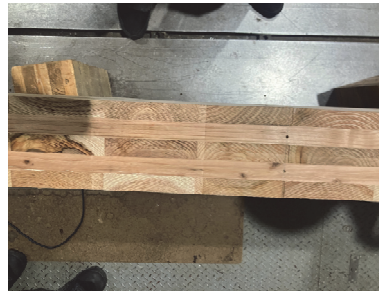
S-02 試験体中央部側面



S-04 試験体中央部側面



S-01 試験体中央部底面



S-02 試験体中央部底面



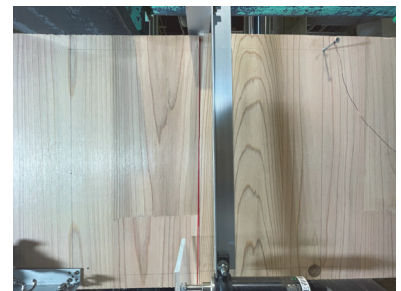
S-04 試験体中央部底面



S-05 試験体中央部側面



S-06 試験体中央部側面



S-07 試験体中央部側面



S-05 試験体中央部底面



S-06 試験体中央部底面

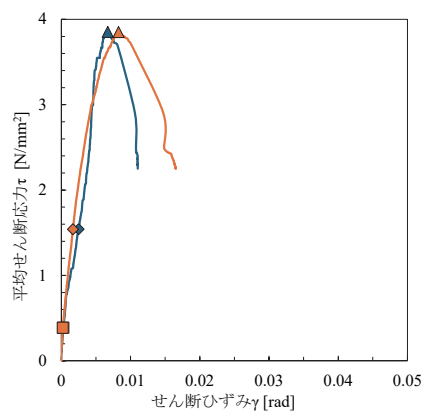


S-07 試験体中央部底面

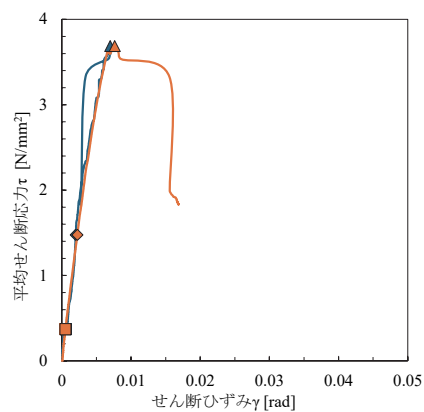
図 3.2-20 試験体破壊性状

(2) せん断応力度—ひずみ関係

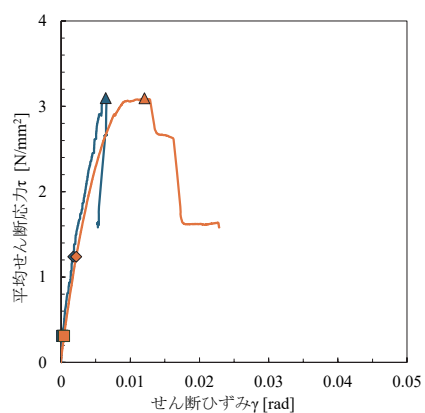
試験で得られたせん断応力度—全体ひずみ関係曲線を図 3.2 に、またそれらを比較したものを図 3.2 に示す。全ての試験体において、平均せん断応力度 τ はせん断ひずみ γ の増加に概ね比例して上昇し、 τ が最大値 τ_{max} になった後、脆性的な破壊に至った。 τ —水平変位より求めたせん断ひずみ γ_h 関係曲線と τ —対角変位より求めたせん断ひずみ γ_d 関係曲線はいずれの試験体においても一致していない。なお、S-02 は、水平変位を計測した#1 の変位計で計測ができていなかったため、水平変位 δ_h は#2 による計測値とし、これをもとに水平変位より求めたせん断ひずみ γ_h を求めた。



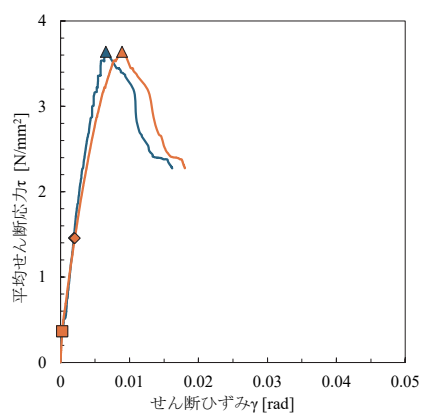
S-01



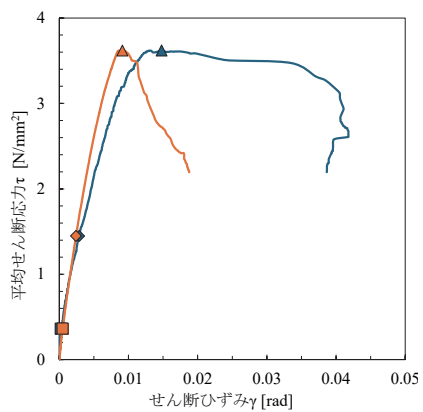
S-02



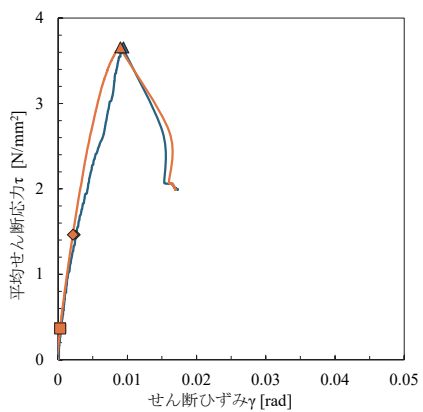
S-03



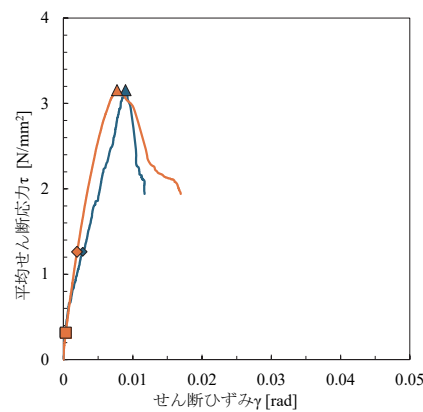
S-04



S-05



S-06

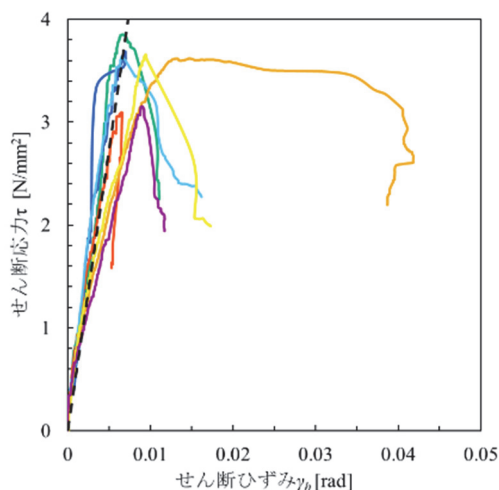


S-07

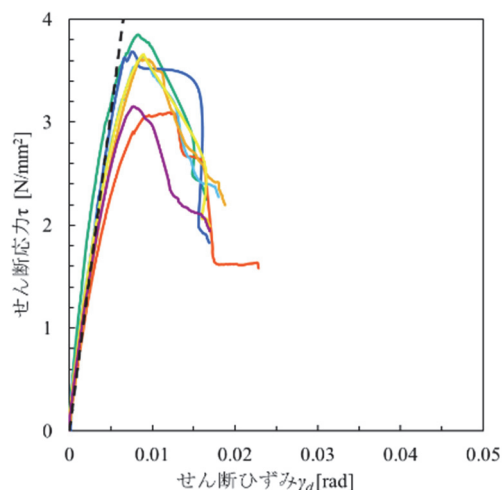
— $\tau - \gamma_h$ 関係曲線 $\blacktriangle \tau_{maxh}$ $\blacklozenge 0.4 \tau_{maxh}$ $\blacksquare 0.1 \tau_{maxh}$ — $\tau - \gamma_d$ 関係曲線 $\blacktriangle \tau_{maxd}$ $\blacklozenge 0.4 \tau_{maxd}$ $\blacksquare 0.1 \tau_{maxd}$

図 3.2-21 平均せん断応力度—ひずみ関係曲線

— S-01 — S-02 — S-03 — S-04 — S-01 — S-02 — S-03 — S-04
— S-05 — S-06 — S-07 - - G_h 平均 — S-05 — S-06 — S-07 - - G_d 平均



平均せん断応力度—
 水平変位によるひずみ関係曲線



平均せん断応力度—
 対角変位によるひずみ関係曲線

図 3.2-22 平均せん断応力度—ひずみ関係曲線の試験体による比較

(3) 特性値

算出した特性値を表 3.2-9 試験体のせん断特性値に示し、試験結果と基準値¹⁾の比較を図 3.2 に示す。なお、S-03 は試験条件が他の試験体と異なるため、S-03 以外の試験体の実験結果より算出した特性値を用いて、平均値、標準偏差、変動係数、下限値を算出した。せん断応力度の最大値 τ_{max} は、平均 3.60 N/mm^2 であった。試験から得た τ_{max} の平均値は、幅方向のラミナ数 2 として文献¹⁾の式より求めたせん断基準強度の約 1.38 倍であった。水平変位より求めたせん断弾性係数 G_h の平均値は 538.81 N/mm^2 、対角変位より求めたせん断弾性係数 G_d の平均値は 630.64 N/mm^2 であった。変動係数や図 3.2 から、試験体毎のばらつきは G_d よりも G_h の方が大きいことが分かる。試験から得た G_h の平均値は、基準値¹⁾の約 1.08 倍、試験から得た G_d の平均値は、基準値¹⁾の約 1.26 倍であった。

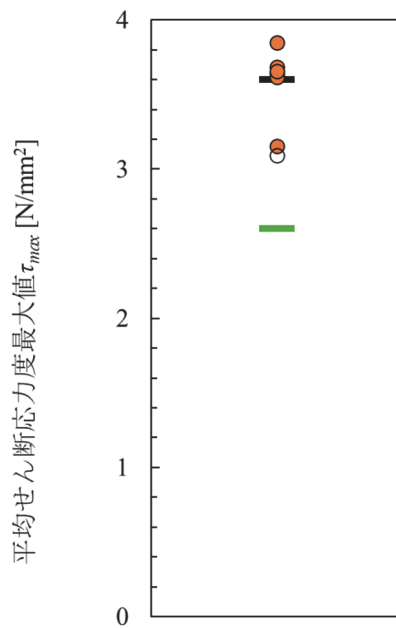
参考文献

1) 「2016 年版 CLT を用いた建築物の設計施工マニュアル 2021 年構造・材料増補版」, (公財) 日本住宅・木材技術センター, 2021

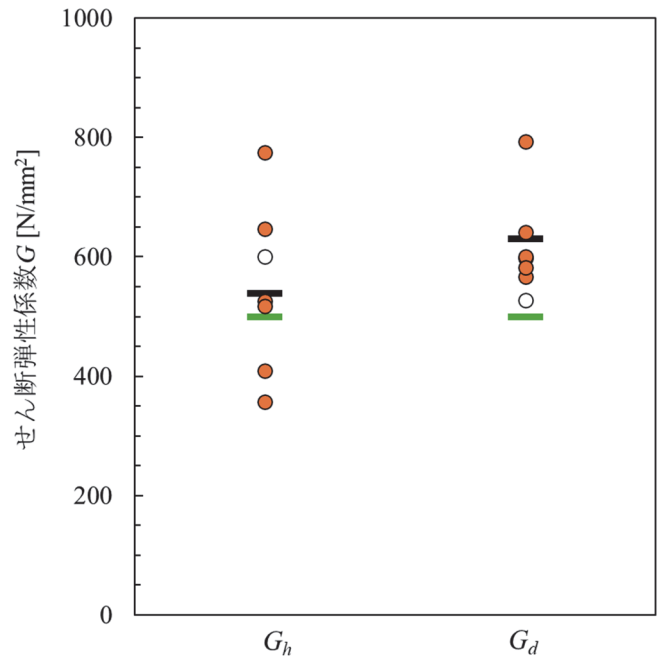
表 3.2-9 試験体のせん断特性値

	τ_{max} [N/mm ²]	τ_{max} [N/mm ²]	$\gamma_h \tau_{max}$ [rad]	G_h [N/mm ²]	$\gamma_h \tau_{max}$ [rad]	G_d [N/mm ²]
S-01	3.85	5.78	0.0067	525.99	0.0083	793.94
S-02	3.69	5.53	0.0070	775.61	0.0076	641.65
S-03	3.09	4.64	0.0065	600.31	0.0120	527.46
S-04	3.64	5.46	0.0066	646.46	0.0089	598.31
S-05	3.62	5.43	0.0148	409.60	0.0091	566.48
S-06	3.66	5.48	0.0094	518.12	0.0090	601.29
S-07	3.16	4.73	0.0090	357.08	0.0077	582.15
平均値	3.60	5.40	0.0089	538.81	0.0084	630.64
標準偏差	0.2135	0.3203	0.0029	140.2256	0.0006	76.5550
変動係数	0.0593	0.0593	0.3204	0.2603	0.0714	0.1214
下限値	3.10	4.65		497.16		607.90

- S-03以外の実験値 ■ 実験値平均 ○ S-03以外の実験値 ■ 実験値平均
○ S-03実験値 ■ 基準強度¹⁾ 2.61 N/mm² ○ S-03実験値 ■ 基準値¹⁾ せん断弾性係数 500 N/mm²



平均せん断応力度最大値 τ_{max} と基準強度¹⁾の比較



せん断弾性係数 G と基準値¹⁾の比較

図 3.2-23 試験結果と基準値の比較

参考文献

1) 「2016 年版 CLT を用いた建築物の設計施工マニュアル 2021 年構造・材料増補版」, (公財) 日本住宅・木材技術センター, 2021

3.2.3 鋼材の材料試験

3.2.3.1 鋼板・鉄筋の材料試験

(1) 試験概要と各特性値算出方法

1) 試験概要

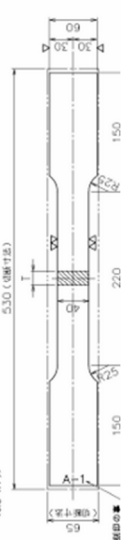
構造実験で使用された鋼板、鉄筋の降伏点、最大応力度、ヤング係数、破断ひずみを確認することを目的に、引張試験を実施した。今回実施した試験片は表 3.2、表 3.2-11 鉄筋 試験体概要 の通りである。図 3.2 に鋼板の試験片形状および試験片採取位置を示す。鋼板の試験片は、JIS Z2241:2011(金属材料引張試験方法)に示される 1A 号試験片である。また、試験片は構造実験で使した鋼材と同一ロットの鋼材より採取している。アムスラー型試験機を用い、1 mm/分の速度で、単調加力した。ひずみを計測するため、試験体の中央部の両面にひずみゲージを貼付した。また、破断伸びを確認するために、JIS Z2241:2011(金属材料引張試験方法)に従って各試験体の標点距離を定め、試験片中央部に標点を設けた。試験前にその標点距離を計測し、試験後にも、破断した試験体を突き合わせて標点距離を計測した。また、試験前に鋼板の寸法を計測した。各試験体 3 回計測して得た平均値を表 3.2 に示す。

表3.2-10 鋼板 試験体概要

試験体名	鋼種、採取位置	板厚	試験体数	構造実験での使用箇所
A1~A3	RH 300×300×10/15 (SN490B)、ウェブ	10	3	全ての試験体の柱
A4~A6	RH 300×300×10/15(SN490B)、フランジ	15	3	
B1~B3	RH 294×200×8/12(SN400B)、ウェブ	8	3	No.1b、No.1f、No.2b の梁
B4~B6	RH 294×200×8/12(SN400B)、フランジ	12	3	
C1~C3	RH 194×150×6/9(SN400B)、ウェブ	6	3	No.1a、No.1s、No.2a の梁
C4~C6	H 194×150×6/9(SN400B)、フランジ	9	3	

表3.2-11 鉄筋 試験体概要

試験体名	鋼種	試験体数	構造実験での使用箇所
D16-1~D16-4	D16(SD295)	4	No.1s の引張材
D22-1~D22-4	D22(SD390)	4	No.1a、No.1b、No.1f の引張材
D25-1~D25-4	D25(SD390)	4	No.2a、No.2b の引張材



注記

1) 引張試験片は新番号 A、B、C より
ロータリオン名を附する開置の事。
引張試験片は、新開置の事。

表3. 2-12 鋼板 試験体の寸法

	幅 [mm]	厚さ [mm]	面積 [mm ²]		幅 [mm]	厚さ [mm]	面積 [mm ²]		幅 [mm]	厚さ [mm]	面積 [mm ²]
A1	40.06	10.15	406.51	B1	40.09	7.48	300.03	C1	40.09	5.60	224.35
A2	40.23	10.10	406.16	B2	40.03	7.52	301.18	C2	40.34	5.60	226.02
A3	40.11	9.98	400.43	B3	40.08	7.54	302.20	C3	40.10	5.52	221.49
A4	40.03	15.37	615.18	B4	40.02	11.79	471.97	C4	40.00	9.01	360.27
A5	40.09	15.45	619.31	B5	40.09	12.00	481.04	C5	39.97	8.95	357.86
A6	40.13	15.32	614.74	B6	40.09	12.12	486.07	C6	40.08	8.89	356.47

2) 各特性値算出方法

- 荷重 P

ロードセルにより計測した値とした。

- 引張応力度 σ_t

$$\sigma_t = \frac{P}{A} \quad (\text{式 3.2.3-1})$$

ここで、 A : 試験体断面積 (鋼板については試験前に計測した値とし、鉄筋については公称断面積とした。)

- 最大応力度 σ_{max}

$$\sigma_{max} = \frac{P_{max}}{A} \quad (\text{式 3.2.3-2})$$

ここで、 P_{max} : 荷重 P の最大値。

- ひずみ ε

ひずみゲージ#1,2 により計測した値の平均値とした。

- 降伏点 σ_y

引張応力度—ひずみ曲線上で、降伏する間の応力の平均値とした。

- 弾性係数 E

引張応力度—ひずみ曲線上で、傾きが一定の範囲の値を用いて、最小二乗法により算出した傾きとした。

- 破断ひずみ ε_u

$$\varepsilon_u = \frac{L - L_0}{L_0} \cdot 100 \quad (\text{式 3.2.3-3})$$

ここで、 L_0 : 試験前の標点間距離 (3 回計測し、平均値を用いた。)

L : 試験後の標点間距離 (3 回計測し、平均値を用いた。)

(2) 試験結果

1) 破壊性状

試験終了後の試験体を図 3.2、図 3.2 に示す。C3 は試験片が曲がった。



A1～A3



A4～A6



B1～B3



B4～B6



C1～C3



C4～C6

図 3.2-25 試験終了後の鋼板試験体

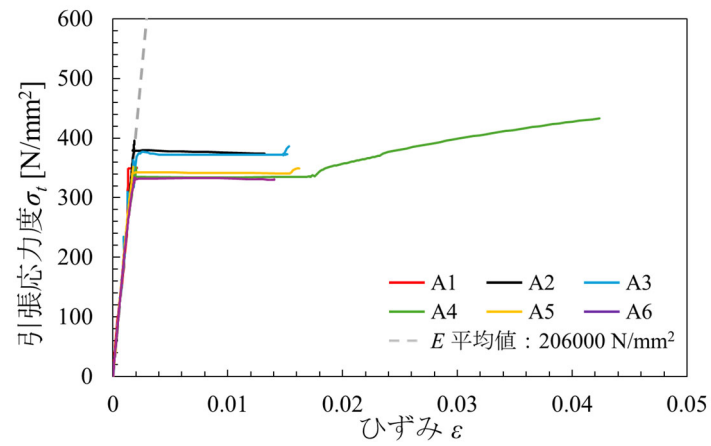


鉄筋

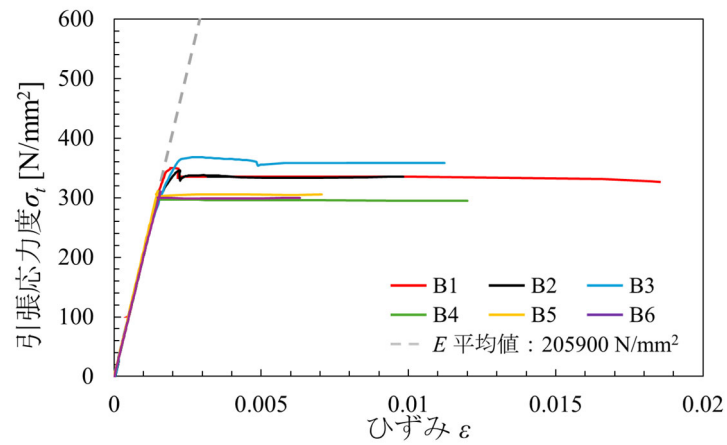
図 3. 2-26 試験終了後の鉄筋試験体

2) 引張応力度—ひずみ関係

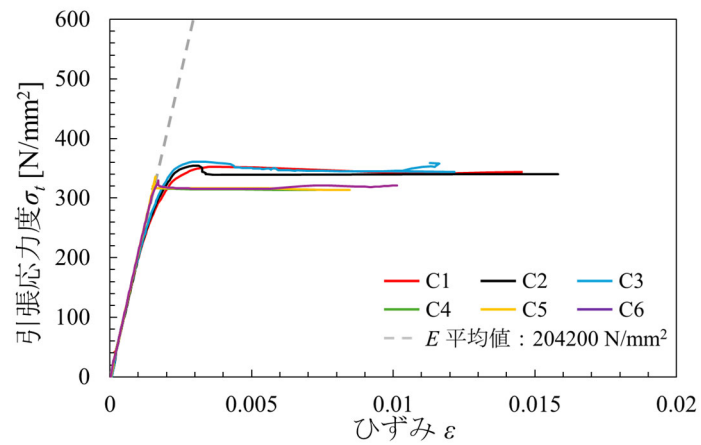
試験で得られた引張応力度—ひずみ関係曲線を図 3.2、図 3.2 に示す。なお、最大荷重を迎える前にひずみゲージの剥がれなどによりひずみの計測が不可能となったため、ひずみが計測できたところまでのデータを示している。



A1～A6

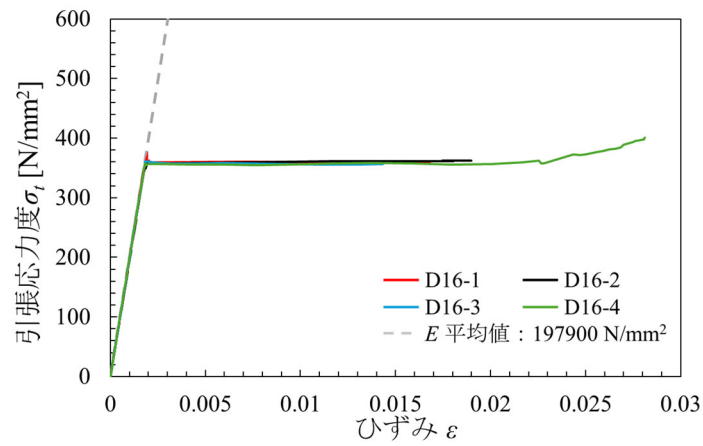


B1～B6

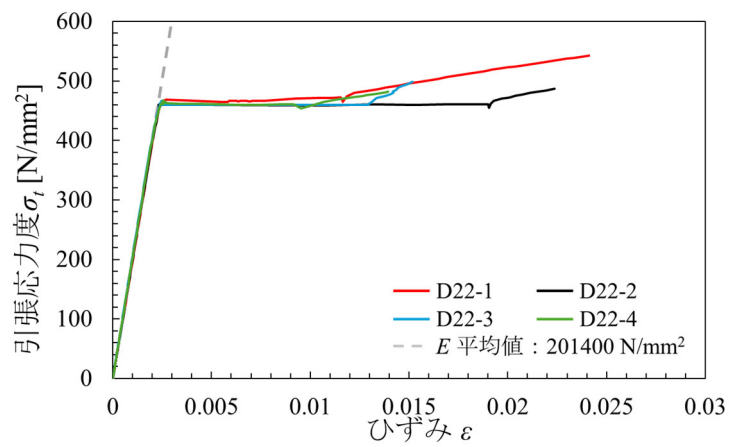


C1～C6

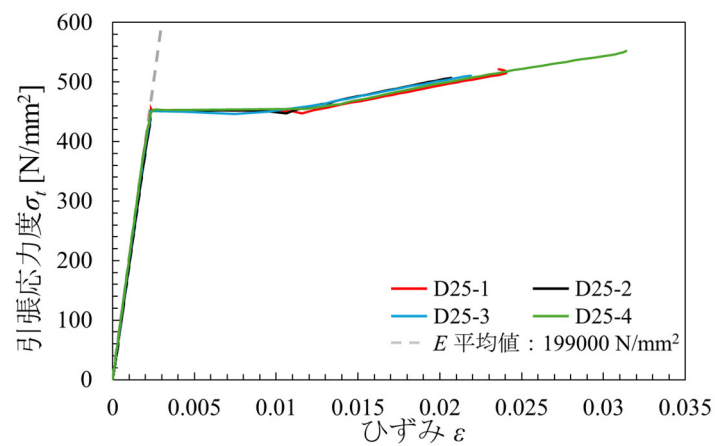
図 3.2-27 鋼板 引張応力度—ひずみ関係曲線



D16-1～D16-4



D22-1～D22-4



D25-1～D25-4

図 3.2-28 鉄筋 引張応力度—ひずみ関係曲線

3) 破断ひずみ

試験前と試験後に計測した標点間距離と、それより算出した破断ひずみ ϵ_u を表 3.2、表 3.2 に示す。C3 は試験片が曲がっていたため、試験後の計測が不可能であった。

表3.2-13 鋼板 破断ひずみ

A1～A6

		計測1回目	計測2回目	計測3回目	平均値	ϵ_u [%]
A1	試験前	114.99	115.05	115.43	115.16	33
	試験後	152.37	152.33	153.27	152.66	
A2	試験前	115.64	114.75	115.29	115.23	31
	試験後	151.56	151.28	151.52	151.45	
A3	試験前	114.32	113.89	114.53	114.25	30
	試験後	148.58	148.75	149.03	148.79	
A4	試験前	140.97	140.96	140.91	140.95	32
	試験後	185.40	186.05	185.63	185.69	
A5	試験前	140.07	140.86	140.53	140.49	33
	試験後	187.34	186.92	187.20	187.15	
A6	試験前	140.84	140.79	140.64	140.76	32
	試験後	186.34	186.00	186.65	186.33	

B1～B6

		計測1回目	計測2回目	計測3回目	平均値	ϵ_u [%]
B1	試験前	98.45	98.50	97.95	98.30	36
	試験後	132.98	133.53	133.51	133.34	
B2	試験前	99.53	99.66	99.40	99.53	31
	試験後	130.38	130.85	130.65	130.63	
B3	試験前	123.05	122.88	122.93	122.95	38
	試験後	168.86	169.05	170.05	169.32	
B4	試験前	125.91	125.05	124.82	125.26	38
	試験後	172.33	172.17	172.33	172.28	
B5	試験前	125.91	125.05	124.82	125.26	38
	試験後	172.33	172.17	172.33	172.28	
B6	試験前	124.69	124.71	124.80	124.73	38
	試験後	171.61	171.91	171.09	171.54	

C1～C6

		計測1回目	計測2回目	計測3回目	平均値	ϵ_u [%]
C1	試験前	85.20	85.18	85.35	85.24	—
	試験後	—	—	—	—	
C2	試験前	85.93	85.73	85.42	85.69	31
	試験後	112.21	112.71	112.28	112.40	
C3	試験前	84.73	84.94	84.75	84.81	36
	試験後	115.70	115.13	115.96	115.60	
C4	試験前	108.08	107.85	108.07	108.00	37
	試験後	148.40	147.80	148.30	148.17	
C5	試験前	106.63	106.59	106.56	106.59	35
	試験後	143.91	143.78	143.34	143.68	
C6	試験前	107.92	107.50	107.79	107.74	36
	試験後	147.03	146.52	147.21	146.92	

表3. 2-14 鉄筋 破断ひずみ

D16-1～D16-4

		計測1回目	計測2回目	計測3回目	平均値	ϵ_u [%]
D16-1	試験前	127.84	127.50	126.90	127.41	28
	試験後	163.89	163.65	163.53	163.69	
D16-2	試験前	127.54	127.36	127.54	127.48	28
	試験後	162.69	163.25	163.23	163.06	
D16-3	試験前	126.82	127.23	126.45	126.83	28
	試験後	161.99	163.27	162.45	162.57	
D16-4	試験前	127.48	127.37	127.49	127.45	26
	試験後	160.52	160.96	161.03	160.84	

D22-1～D22-4

		計測1回目	計測2回目	計測3回目	平均値	ϵ_u [%]
D22-1	試験前	177.52	177.90	177.88	177.77	18
	試験後	209.57	209.82	209.55	209.65	
D22-2	試験前	178.20	179.00	178.34	178.51	20
	試験後	214.71	214.68	214.40	214.60	
D22-3	試験前	175.95	175.78	176.14	175.96	21
	試験後	212.68	212.51	212.87	212.69	
D22-4	試験前	177.98	178.27	178.16	178.14	19
	試験後	212.29	212.12	211.35	211.92	

D25-1～D25-4

		計測1回目	計測2回目	計測3回目	平均値	ϵ_u [%]
D25-1	試験前	127.89	127.81	127.71	127.80	21
	試験後	154.27	155.28	155.05	154.87	
D25-2	試験前	125.26	125.21	125.38	125.28	23
	試験後	154.33	153.83	153.75	153.97	
D25-3	試験前	128.33	128.37	128.23	128.31	23
	試験後	157.50	157.38	157.15	157.34	
D25-4	試験前	126.63	126.35	126.47	126.48	23
	試験後	155.68	155.72	155.54	155.65	

4) 特性値

算出した特性値を表 3.2、表 3.2、図 3.2、図 3.2 に示す。全てのシリーズにおいて、各特性値の試験体によるばらつきは小さかった。また、図に示すように、実験から得られた結果はミルシートの値と概ね一致していた。

表3. 2-15 鋼材 試験体の引張特性値

A1～A6

B1～B6

	σ_y [N/mm ²]	σ_{max} [N/mm ²]	E [kN/mm ²]	ε_u [%]
A1	348.2	519.5	200.6	33
A2	378.5	522.0	209.0	31
A3	372.4	546.1	204.0	30
A4	338.1	510.6	208.6	32
A5	342.2	515.1	210.2	33
A6	331.1	517.0	203.8	32
平均値	351.7	521.7	206.0	31.9
標準偏差	17.6243	11.4794	3.4672	0.9500
変動係数	0.0501	0.0220	0.0168	0.0298

	σ_y [N/mm ²]	σ_{max} [N/mm ²]	E [kN/mm ²]	ε_u [%]
B1	334.9	445.5	203.0	36
B2	337.0	441.2	202.2	31
B3	358.9	454.7	208.0	30
B4	296.3	426.1	205.2	38
B5	303.3	428.2	212.7	38
B6	299.3	420.4	204.4	38
平均値	321.6	436.0	205.9	35.0
標準偏差	23.3868	12.0381	3.5242	3.0609
変動係数	0.0727	0.0276	0.0171	0.0874

C1～C6

	σ_y [N/mm ²]	σ_{max} [N/mm ²]	E [kN/mm ²]	ε_u [%]
C1	343.4	466.3	199.4	—
C2	340.4	461.5	200.0	31
C3	350.4	472.4	200.5	36
C4	317.5	446.0	206.5	37
C5	316.3	443.1	209.0	35
C6	317.7	446.1	209.7	36
平均値	331.0	455.9	204.2	35.2
標準偏差	14.1142	11.3279	4.3564	2.1446
変動係数	0.0426	0.0248	0.0213	0.0610

表3. 2-16 鉄筋 試験体の引張特性値

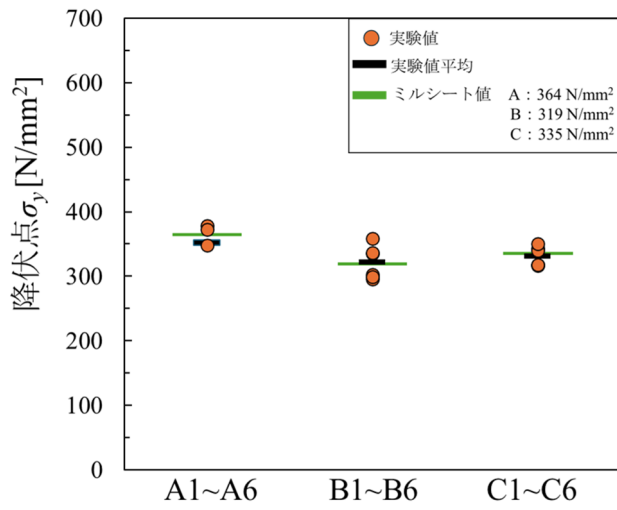
D16-1～D16-4

D22-1～D22-4

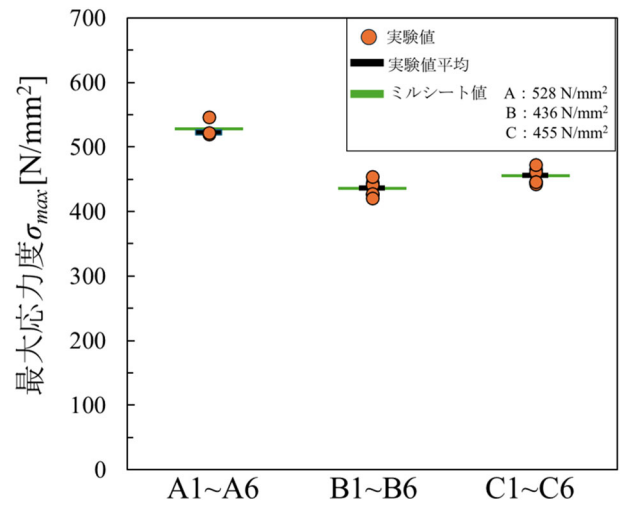
	σ_y [N/mm ²]	σ_{max} [N/mm ²]	E [kN/mm ²]	ε_u [%]		σ_y [N/mm ²]	σ_{max} [N/mm ²]	E [kN/mm ²]	ε_u [%]
D16-1	359.8	508.0	199.1	28	D22-1	463.3	649.6	199.0	18
D16-2	353.3	501.8	196.7	28	D22-2	460.0	646.3	200.4	20
D16-3	355.5	502.9	198.0	28	D22-3	459.7	645.6	204.1	21
D16-4	353.9	502.2	197.8	26	D22-4	462.7	647.9	202.0	19
平均値	355.6	503.7	197.9	28	平均値	461.5	647.3	201.4	19
標準偏差	2.5356	2.4950	0.8366	0.8828	標準偏差	1.5926	1.5321	1.9159	1.1333
変動係数	0.0071	0.0050	0.0042	0.0319	変動係数	0.0035	0.0024	0.0095	0.0581

D25-1～D25-4

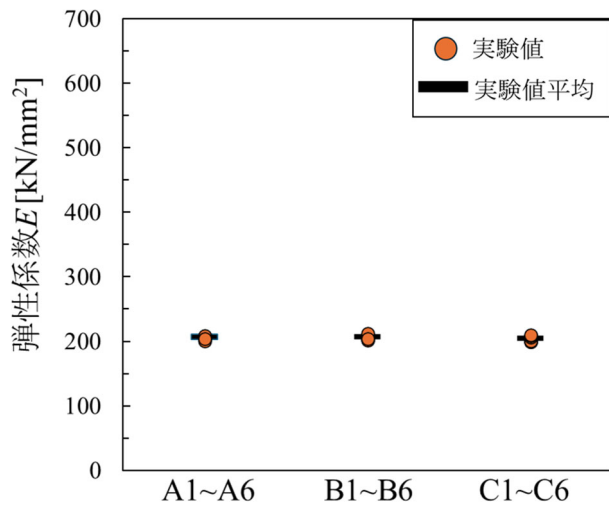
	σ_y [N/mm ²]	σ_{max} [N/mm ²]	E [kN/mm ²]	ε_u [%]
D25-1	453.0	647.4	203.2	21
D25-2	451.9	647.7	193.4	23
D25-3	450.5	645.4	198.4	23
D25-4	453.0	647.6	200.8	23
平均値	452.1	647.0	199.0	22
標準偏差	1.0155	0.9367	3.6563	0.7456
変動係数	0.0022	0.0014	0.0184	0.0332



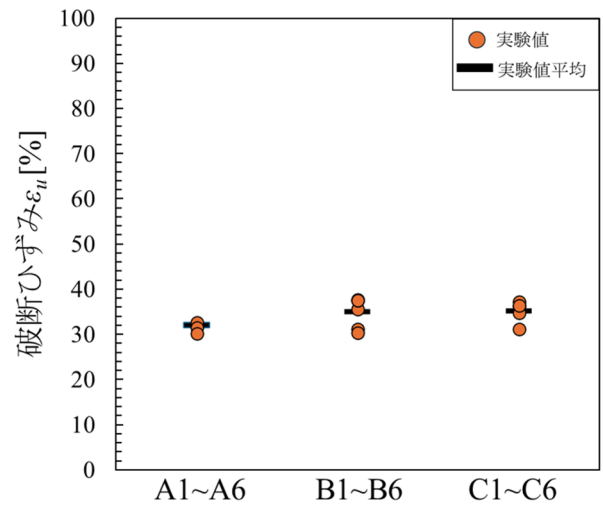
降伏点 σ_y



最大応力度 σ_{max}



弾性係数 E



破断ひずみ ϵ_u

図 3.2-29 鋼板 試験体の引張特性値

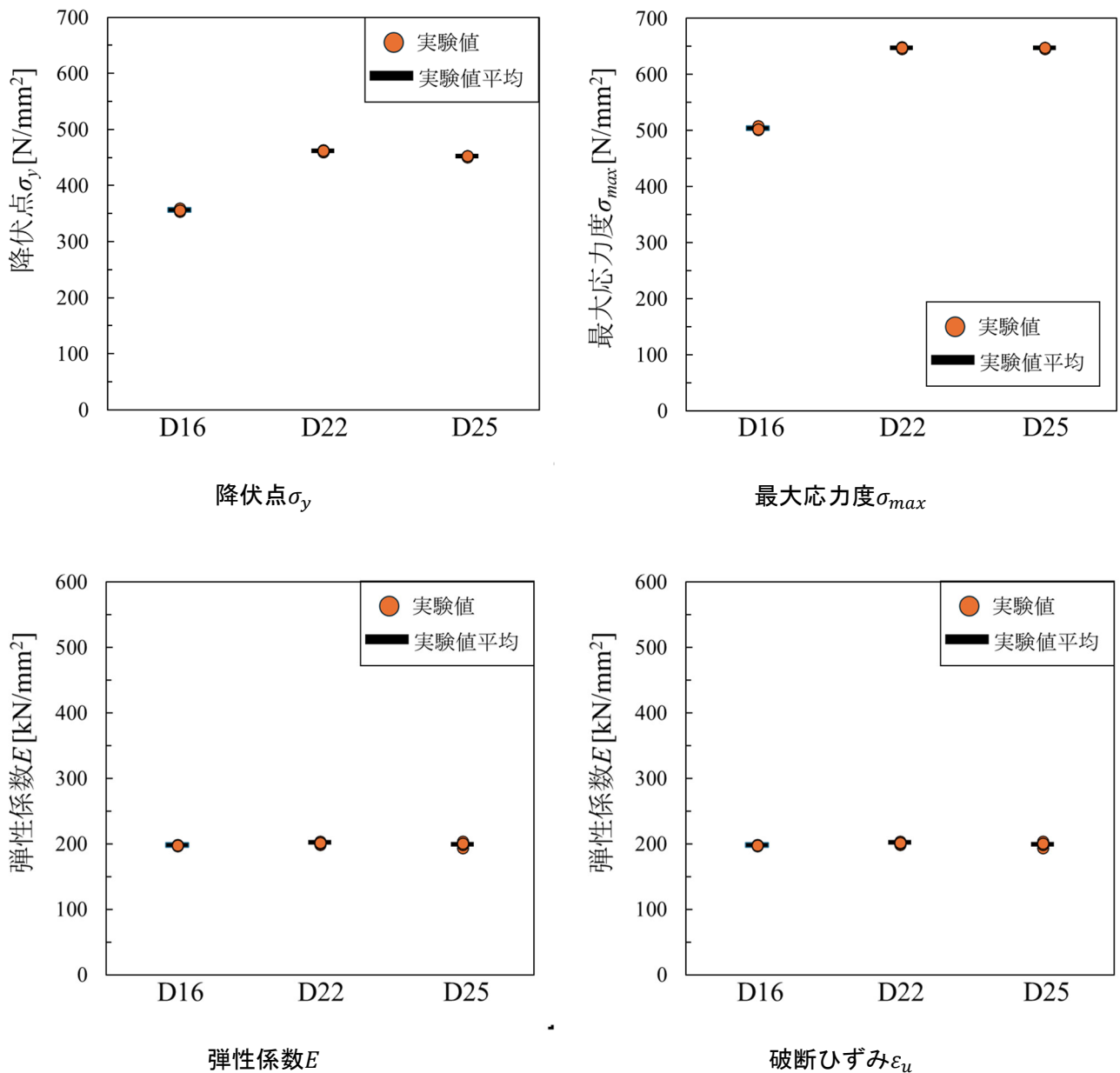


図 3.2-30 鉄筋 試験体の引張特性値

3.2.3.2 ドリフトピンの材料試験

(1) 試験概要と各特性値算出方法

1) 試験概要

ドリフトピンの降伏モーメントおよび最大モーメントを確認することを目的に、曲げ試験を実施した。表 3.2 に試験体概要を示す。なお、試験体は構造実験で使用したドリフトピンと同一ロットのものを使用している。各試験体の直径を加力前に、左端部、中央部、右端部の 3 点で計測した。計測結果は表 3.2 に示す。なお、DP-04 については加力後に計測した。図 3.2 に計測方法概要図を示す。試験は、ISO10984-1 Method B に準拠して行った。容量 1000kN の試験機を用い、中央集中載荷の 3 点曲げ形式で試験を行った。支点間距離 l_4 は 60 mm とした。これはドリフトピン径の 5 倍に相当し、ISO10984-1 で規定される l_4 の最小値 $4d$ (d : 接合具径、 $4d = 48$ mm) を満足する。テーパ部を除く余長 l_5 は約 27 mm となり、ISO10984-1 で規定される l_5 の最小値 $2d$ (24 mm) を満足する。支点及び加力点

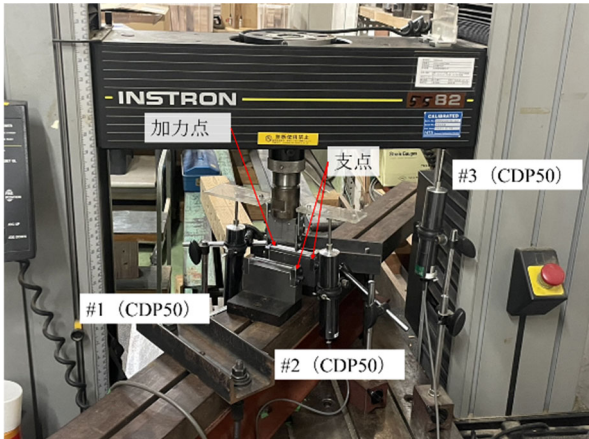
の直径は 10 mm とした。加力速度は 2 mm/分とし、荷重が最大荷重に達したのち、加力点の最大変位が 15mm となることを目安に加力を行った。変形の計測方法は、加力点の鉛直変位を計測するため、地面にマグネットスタンドで変位計を固定し、加力点の治具に設置したアクリル板との鉛直変位を正面と裏面で計測した(#1、#2)。また、試験機自体の変位も計測した(#3)。

表3. 2-17 試験体概要

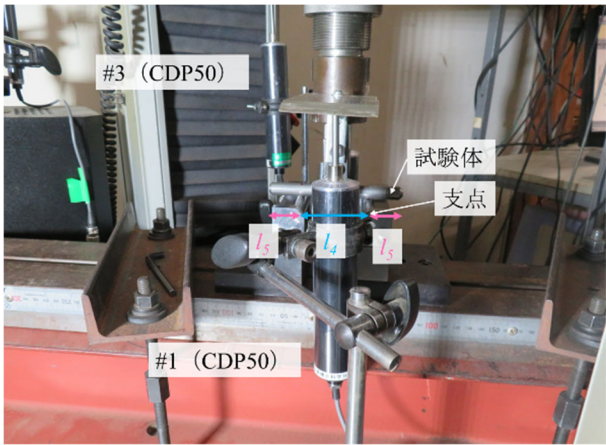
試験体名	鋼種	寸法	試験体数
DP-01~DP-04	SS400	直径：10 mm 長さ：120mm(テーパ部含む)、テーパ部は両端 3 mm	4

表3. 2-18 試験体概要

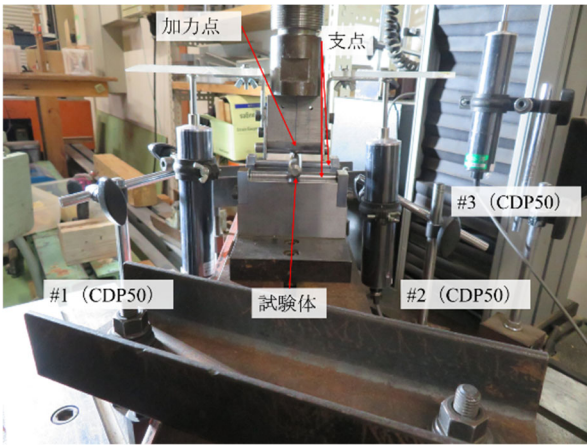
	左端部 [mm]	中央部 [mm]	右端部 [mm]	平均 [mm]
DP-01	11.95	11.97	11.99	11.97
DP-02	11.98	11.97	11.99	11.98
DP-03	11.97	11.94	11.96	11.92
DP-04	11.98	11.96	11.96	11.97



全体図



正面から見た図



側面から見た図

図 3. 2-31 試験方法概要

2) 各特性値算出方法

- ・ 荷重 F
ロードセルにより計測した値とした。
- ・ 最大耐力 F_{max}
 F の最大値とした。
- ・ 変形 δ
加力点の鉛直変位(#1、#2)と試験機自体の変位(#3)を計測したが、後に3.2.3.2 (2) 2)に示すように、#1、#2と#3の値にやや差があったため、より加力点に近い位置で計測した#1、#2の値の平均とした。
- ・ 降伏荷重 F_y
荷重—変形関係曲線上で、荷重 P の20%と50%の値に対応する2点間を結ぶ線を第1直線とし、第1直線を計測したドリフトピン径の5%だけ平行移動した線を第2直線とする。荷重—変形関係曲線上と第2直線の交点を F_y とする。
- ・ 降伏モーメント M_y

$$M_y = \frac{F_y l_4}{4} \quad (\text{式 3.2.3-4})$$

ここで、 l_4 : 支点間距離 60 mm

- ・ 最大モーメント M_{max}
- $$M_{max} = \frac{F_{max} l_4}{4} \quad (\text{式 3.2.3-5})$$

ここで、 l_4 : 支点間距離 60 mm

(2) 試験結果

1) 試験後の様子

図 3.2 に試験後の DP-01 の様子を示す。他の試験体の試験後の様子も同様であった。また、図 3.2 に試験後の各試験体の様子を示す。試験体の加力点と支点が当たっていた位置に跡がついた。試験体に亀裂は見られなかった。



正面から見た図



側面から見た図



上から見た図

図 3. 2-32 試験後の様子 (DP-01)

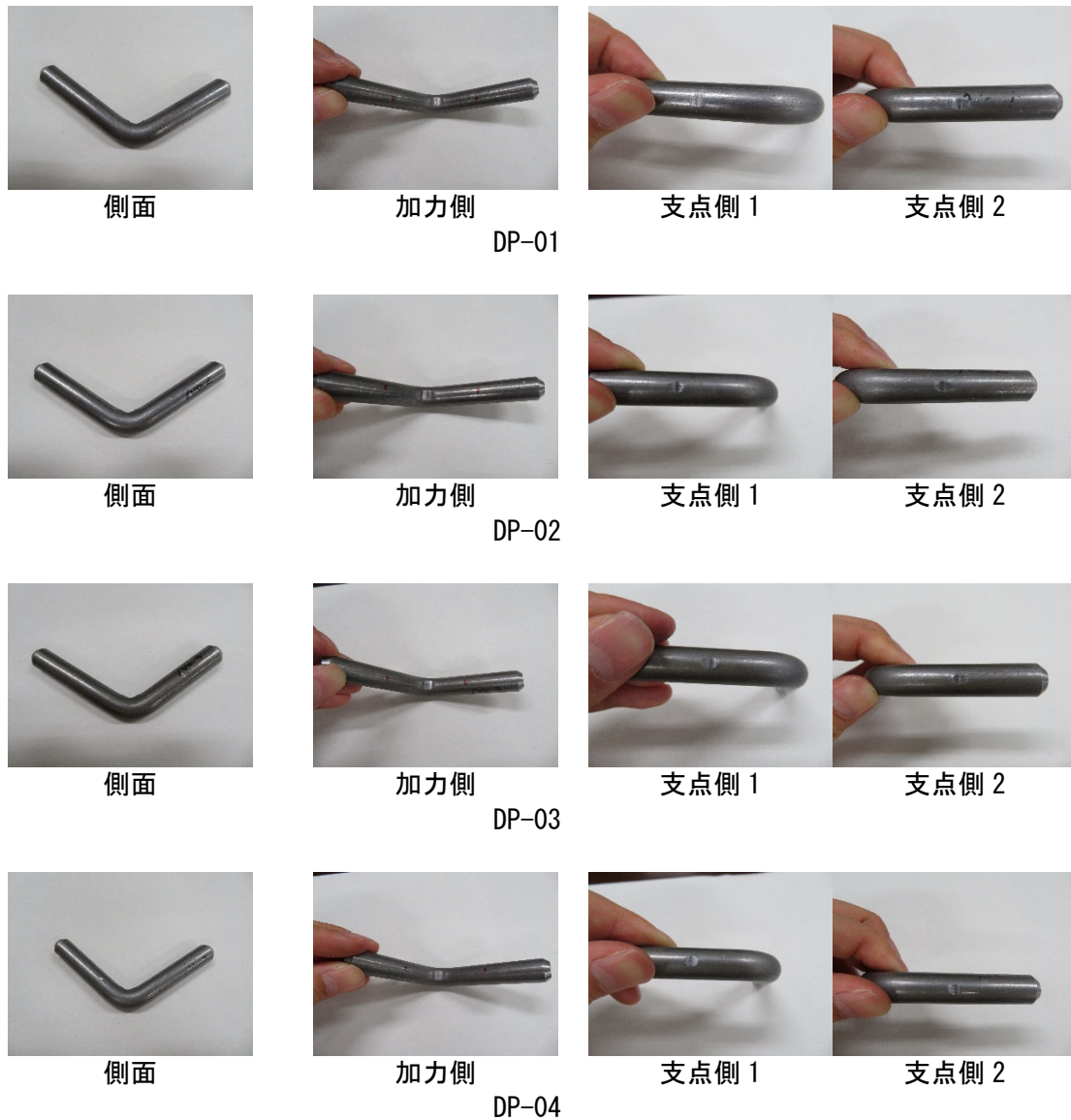


図 3. 2-33 試験後の各試験体の様子

2) 荷重—変形曲線

図 3.2 に荷重—変形関係曲線を示す。変位は#1~3 の 3 点で計測したが、いずれの試験体においても、#1、2 よりも#3 で計測した値のほうが大きく、最大で 0.25~0.35 mm 程度大きかった。#1 と#2 で比較するとその差は最大で 0.1~0.2 mm 程度であったため、より加力点に近い位置で計測した#1 と#2 の計測値の平均値を変形とした。荷重—変形関係を確認すると、変形 10~11 mm で最大値を迎えた後、荷重が低下した。図 3.2 に各試験体の荷重—変形関係曲線を重ねた図を示す。DP-03 以外の試験体の最大荷重は約 17kN で、荷重—変形関係も概ね一致していたが、DP-03 のみ最大荷重が約 13.5kN と小さい値であった。DP-01~DP-04 の間で試験方法は変えておらず、DP-03 のみで最大荷重が小さくなった原因は不明である。

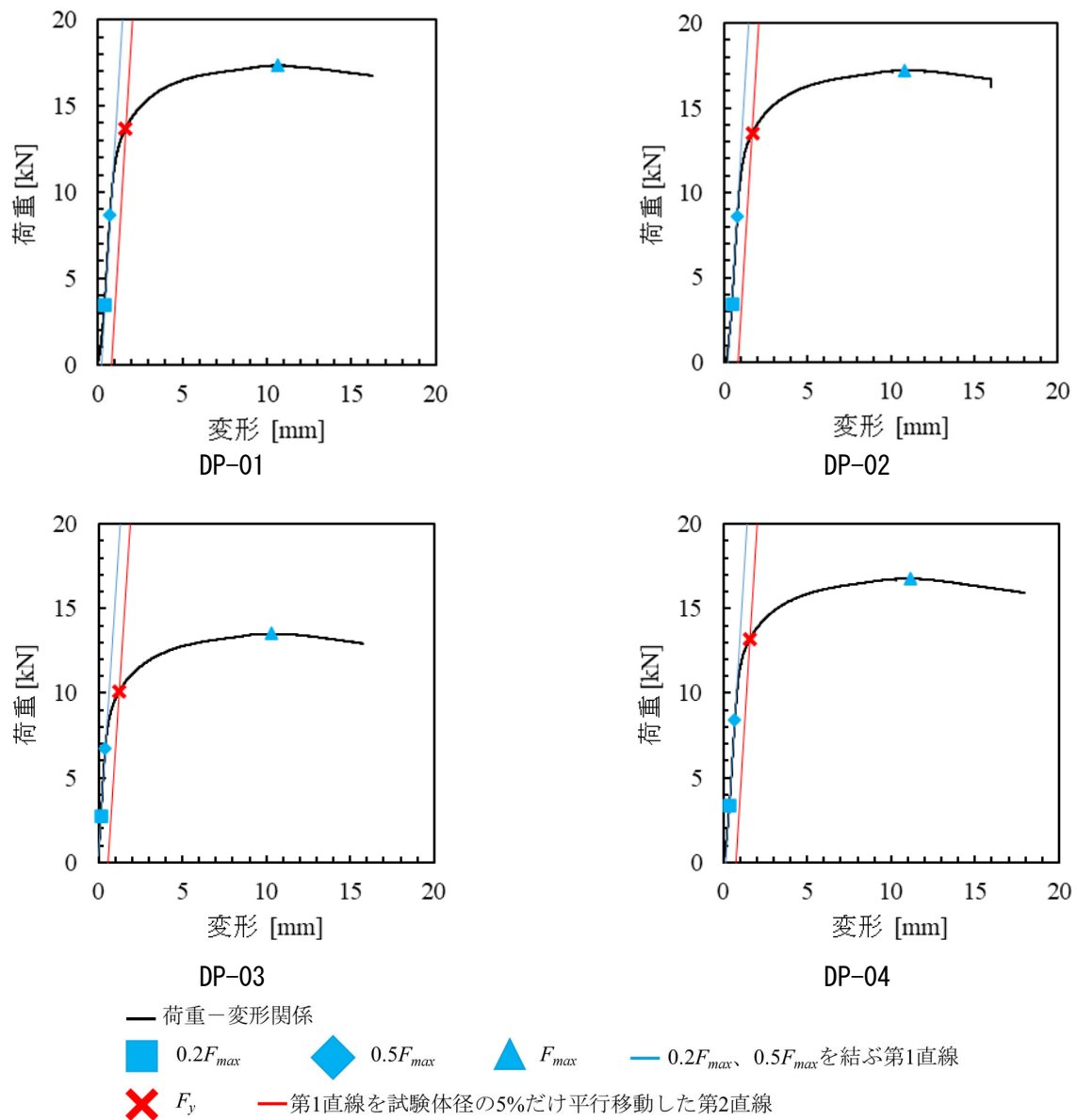


図 3. 2-34 荷重—変形関係曲線

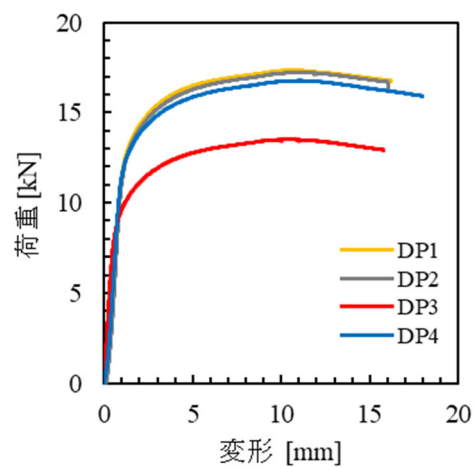


図 3. 2-35 荷重—変形関係曲線の試験体による比較

3) 特性値

表 3.2-19 特性値表 3.2 に試験より得られた特性値を示す。降伏モーメント M_y は平均 189.57 Nm で、最大モーメント M_{max} は平均 243.24 Nm であった。 M_y の各試験体によるばらつきは約 11.7%、 M_{max} の各試験体によるばらつきは約 9.7%であった。DP-03 を除いた場合、 M_y は平均 202.25 Nm で、最大モーメント M_{max} は平均 256.77 Nm であり、 M_y の各試験体によるばらつきは約 1.5%、 M_{max} の各試験体によるばらつきは約 1.5%であった。

表3.2-19 特性値

	F_y [kN]	F_{max} [kN]	M_y [Nm]	M_{max} [Nm]
DP-01	13.70	17.35	205.54	260.32
DP-02	13.54	17.22	203.05	258.37
DP-03	10.10	13.51	151.51	202.65
DP-04	13.21	16.77	198.16	251.60
平均値	12.64	16.22	189.57	243.24
標準偏差	1.4754	1.5770	22.1307	23.6551
変動係数	0.1167	0.0973	0.1167	0.0973
DP-03を除いた 平均値	13.48	17.12	202.25	256.77
DP-03を除いた 標準偏差	0.2046	0.2491	3.0692	3.7367
DP-03を除いた 変動係数	0.0152	0.0146	0.0152	0.0146

3.2.4 セン断接合部の要素試験

3.2.4.1 試験概要と各特性値算出方法

(1) 試験概要

構造実験の試験体 No.1f で使用するせん断接合部の荷重—変位関係、最大荷重、降伏耐力、剛性を確認することを目的に、同仕様のせん断接合部の要素試験を実施した。表 3.2 に試験体概要を示し、図 3.2 に試験体図を示す。なお、ラミナの配置は一例である。試験は 2 本の鉄骨柱に CLT パネルを左右 2 個のせん断接合部(それぞれ A、B とする)で接合し、CLT パネル上部に加力するものである。

図 3.2 に鉄骨治具の概要図を示す。鉄骨柱は SS400 の H 形鋼(H-150×150×7×10、長さ 980 mm)で、補強用のリブを設けたものを 2 本、柱心距離を 850 mm として設置した。柱脚部に 28 mm 厚のベースプレート进行、これと反力床とをボルトで締結することにより、鉄骨柱を地面に固定した。なお、施工誤差により、一部鉄骨柱を反力床に固定できなかったものの、試験中、柱脚部で大きな変位が生じていないことを確認した。また、鉄骨柱頭間を、厚さ 12mm のガセットプレートを介して溝形鋼([L-150×75×9×12.5、長さ 1000 mm)で繋ぎ、鉄骨柱の内側への変形を防止した。また、12mm 厚の挿入鋼板取付用プレートを鉄骨柱中部にフランジに溶接し、これと挿入鋼板を M20 の高力ボルトで接合した。使用した CLT パネルは構造実験と同様に、厚さ 120 mm の 5 層 5 プライ S60 等級スギ CLT で、製造時に幅はぎ接着をせずに構成されたもので、幅 600 mm×高さ 1000 mm である。せん断接合部は、試験体 No.1f で使用したせん断接合部と同様で、SS400、直径 12 mm のドリフトピン 7 本と、SS400、厚さ 9 mm の挿入鋼板を用いて構成した。なお、ドリフトピンは、構造実験で使用した鋼材と同一ロットのものを使用した。挿入鋼板を、CLT パネルの側面小口に設けた約 9~10mm(やすり、ドリルによって調整)のスリットに挿入し、径 12 mm、長さ 120 mm のドリフトピンを各接合部に 3×4 列の千鳥配置で 7 本打ち込んだ。なお、挿入鋼板のドリフトピン孔は構造実験と同様に長孔としている。

容量 1000 kN の油圧式万能試験機を用いて、CLT パネル上部に幅 300 mm の座金を介して 1 mm/分で単調加力した。各 CLT パネルの寸法と質量は加力前に計測し、計測結果については表 3.2 に示す。

図 3.2 に計測方法を示す。CLT パネルと挿入鋼板との相対鉛直変位を計測するため、CLT パネル下部に変位計を設置し、挿入鋼板の取付プレートにマグネットにより設置したアクリル板との相対鉛直変位を、接合部 A、B それぞれにおいて、裏表計測した(#1, #2, #3, #4)。CLT パネルと地面との相対鉛直変位を計測するため、マグネットスタンドを用いて地面に変位計を設置し、CLT パネル下部に取り付けたアクリル板との相対鉛直変位を接合部 A、B それぞれにおいて、裏表計測した(#5, #6, #7, #8)。鉄骨柱と挿入鋼板の相対鉛直変位を計測するために、鉄骨柱にマグネットで変位計を設置し、挿入鋼板自体に変位計の先端があたるようにして相対鉛直変位を接合部 A、B それぞれにおいて、裏表計測した(#9, #10, #11, #12)。

表 3.2-20 試験体概要

接合部名称	鉄骨柱仕様	CLT パネル仕様	鋼板挿入型ドリフトピン接合部仕様	試験体数
SJ-01-A、 SJ-01-B、 SJ-02-A、 SJ-02-B	材質：SS400 断面：H-150 ×150×7×10 長さ：980 mm	厚さ：120 mm 構成：5 層 5 プライ (ラミナ厚 24 mm) 強度等級：S60 幅はぎ接着：なし 幅×高さ：600×1000 mm	挿入鋼板厚さ：9 mm 挿入鋼板・ドリフトピン材質：SS400 ドリフトピン径：12 mm ドリフトピン長さ：120 mm ドリフトピン本数：7 本 ドリフトピン配置：3×4 列の千鳥配置	2 体 (接合部は 各試験体 につき 2 個)

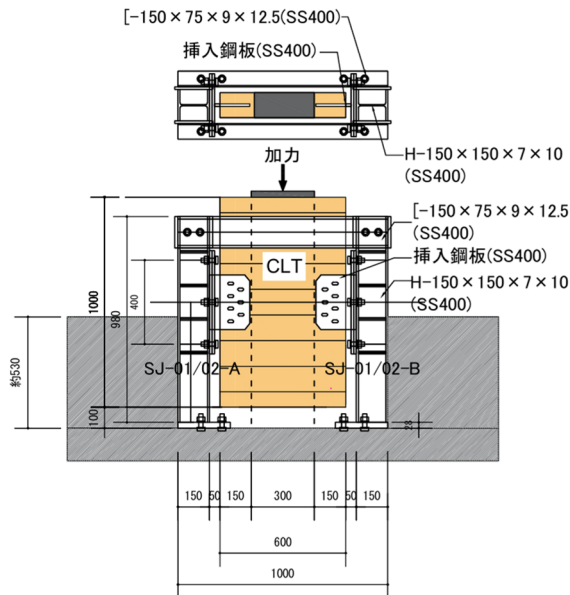


図 3.2-36 試験体図

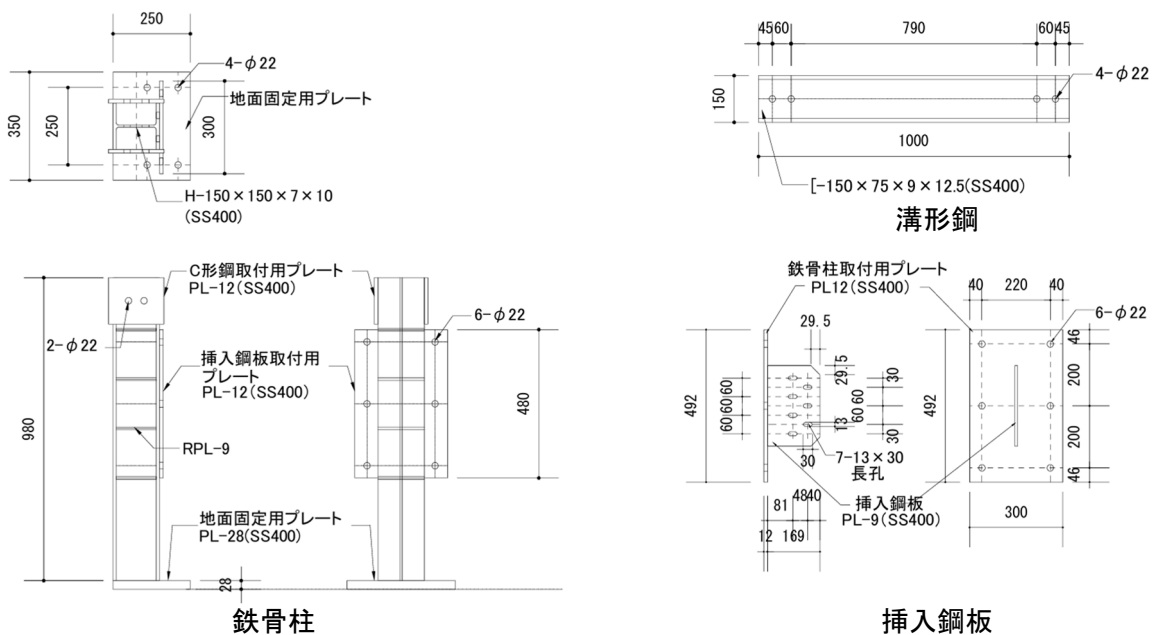


図 3.2-37 鉄骨治具概要図

表 3.2-21 各試験体の寸法と質量

	幅 [mm]	厚さ [mm]	高さ [mm]	質量 [kg]
SJ-01	600	120	1000	30.028
SJ-02	600	120	1000	29.281

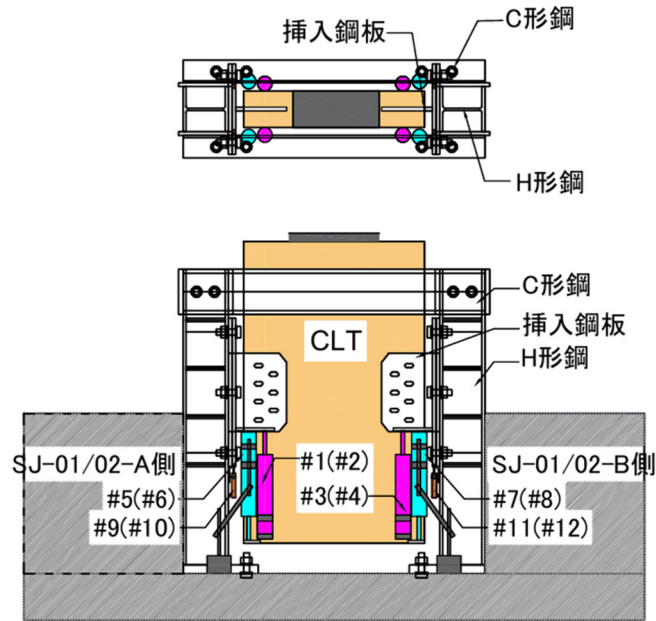


図 3.2-38 計測方法

(2) 各特性値算出方法

- 全体荷重 P_{all}
ロードセルにより計測した値とした。
- 各せん断接合部にかかる荷重 P_{joint}

$$P_{joint} = \frac{P_{all}}{2}$$

(式 3.2.4-1)

- 最大耐力 $P_{joint,max}$
 P_{joint} の最大値とした。
- CLT パネルと挿入鋼板の相対鉛直変位 δ_a
せん断接合部 SJ-01-A、SJ-02-A の δ_a は#1,#2 の平均値とし、せん断接合部 SJ-01-B、SJ-02-B の δ_a は#3,#4 の平均値とした。
- CLT パネルと地面の相対鉛直変位 δ_b
せん断接合部 SJ-01-A、SJ-02-A の δ_b は#5,#6 の平均値とし、せん断接合部 SJ-01-B、SJ-02-B の δ_b は#7,#8 の平均値とした。

- 鉄骨柱と挿入鋼板の相対鉛直変位 δ_c
せん断接合部 SJ-01-A、SJ-02-A の δ_c は#9,#10 の平均値とし、せん断接合部 SJ-01-B、SJ-02-B の δ_c は#11,#12 の平均値とした。

- δ_b 、 δ_c より求めた CLT パネルと挿入鋼板の相対鉛直変位 δ_{b-c}

$$\delta_{b-c} = \delta_b - \delta_c \quad (\text{式 3.2.4-2})$$

- 各せん断接合部の剛性 K
荷重—変位関係曲線上で、各せん断接合部にかかる荷重 P の 10%と 40%の値に対応する 2 点間を結んだ傾きとした。なお、後に 3.2.4.2 (2) で示すように、 δ_a と δ_{b-c} の値はほぼ一致していたため、 δ_a の値を用いて算出した。

$$K_{joint} = \frac{(0.4P_{joint_max} - 0.1P_{joint_max})}{(\delta_{0.4P_{joint_max}} - \delta_{0.1P_{joint_max}})} \quad (\text{式 3.2.4-3})$$

ここで、 $\delta_{0.4P_{joint_max}}$: $0.4P_{joint_max}$ に対応する δ_a

$\delta_{0.1P_{joint_max}}$: $0.1P_{joint_max}$ に対応する δ_a

- 各せん断接合部の降伏耐力 P_{joint_y}
荷重—変位関係曲線上で、各せん断接合部にかかる荷重 P_{joint} の 10%と 40%の値に対応する 2 点間を結んだ直線をドリフトピンの径 (12 mm) の 5%だけオフセットした直線と荷重—変位関係曲線の交点とした。剛性 K の算出時と同様に、 δ_a の値を用いて算出した。

3.2.4.2 試験結果

(1) 破壊性状

図 3.2、図 3.2 に試験終了後の試験体の破壊性状と、試験終了後に CLT パネルを鋼板挿入用のスリット位置で割って解体した様子を示す。SJ-01、SJ-02 両方の試験体において、CLT パネル表面に割裂は見られなかったが、CLT パネル側面のスリット付近で割裂が見られた。図 3.2 に、既往の研究¹⁾を参考にして作成した、今回の実験で見られたと考えられる CLT パネルの降伏モードの概要図を試験後の破壊性状と併せて示す。ドリフトピンが中央位置で大きく曲がり、CLT パネルの外層では試験体下側の方向に、CLT パネルの内層では試験体上側の方向にめり込んでいた。つまり、実験では、既往の研究¹⁾で圧縮降伏(めりこみ)のうち、モードⅢで示される、ドリフトピンに挿入鋼板近傍で塑性ヒンジが1つ生じたのち、ある点を回転中心としてこれを境に逆向きの支圧力が働く状態にあったと考えられる。

参考文献

1) 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 Vol.86、No.783、pp.793-803、2021.5



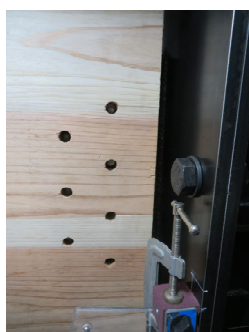
表面



裏面



表面 SJ-01-A



表面 SJ-01-B



裏面 SJ-01-B



裏面 SJ-01-A



SJ-01-A 側 側面



SJ-01-B 側 側面



SJ-01-A (解体後)



SJ-01-B (解体後)

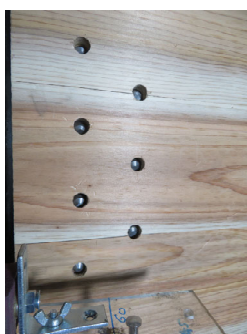
図 3. 2-39 SJ-01 試験体破壊性状



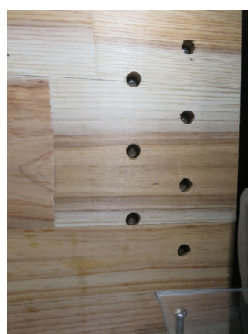
表面



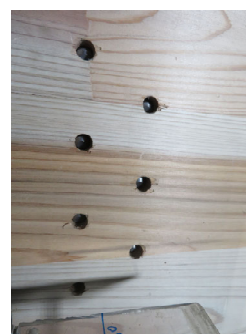
裏面



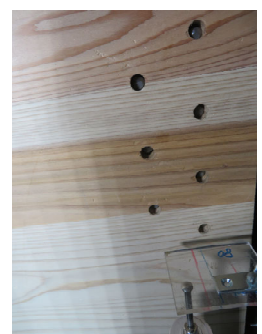
表面 SJ-02-A



表面 SJ-02-B



裏面 SJ-02-B



裏面 SJ-02-A



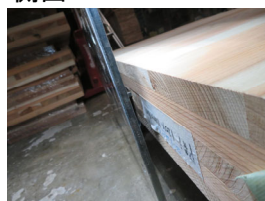
SJ-02-A 側 側面



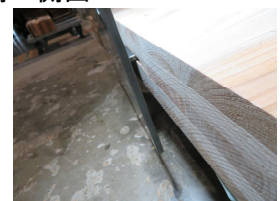
SJ-02-B 側 側面



SJ-02-A 側 側面割れ



SJ-02-B 側 側面割れ



SJ-02-A (解体後)



SJ-02-B (解体後)

図 3.2-40 SJ-02 試験体破壊性状

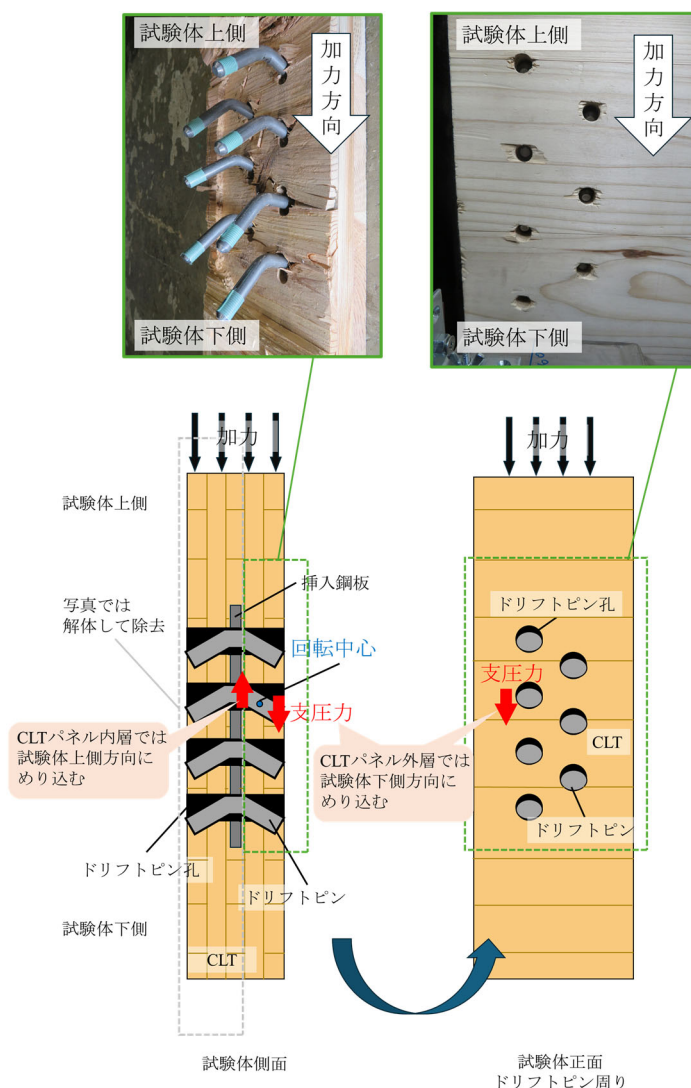


図 3.2-41 パネルの降伏モード (既往研究¹⁾を参考に作成)

(2) 荷重—変位関係

試験で得られた荷重—変位関係曲線を図 3.2 に示す。全ての試験体において、CLT パネルと挿入鋼板の相対鉛直変位 δ_a と、CLT パネルと地面の相対鉛直変位 δ_b と鉄骨柱と挿入鋼板の相対鉛直変位 δ_c より求めた CLT パネルと挿入鋼板の相対鉛直変位 δ_{b-c} は概ね一致していた。また、全ての試験体において、各せん断接合部にかかる荷重 P は δ_a および δ_{b-c} に概ね比例して上昇し、 P が 180 kN 程度に到達した後は、勾配が緩やかになり、最大耐力 P_{max} に至った後、荷重が低下した。CLT パネル側面のスリット部で割れが生じるタイミングで、荷重が急激に低下していた。図 3.2 に、 δ_a を変位とした荷重—変位関係曲線の接合部による比較を示す。各試験体において、せん断接合部 A、B の変位は概ね一致していた。また、SJ-01-A、B と SJ-02-A、B で剛性 K は概ね一致しているが、 P が 180 kN 程度に到達した後の勾配は、SJ-02-A、B のほうが SJ-01-A、B よりも小さかった。また、SJ-02-A、B の P_{max} のほうが SJ-01-A、B よりも小さかった。

参考文献

1) 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 Vol.86、No.783、pp.793-803、2021.5

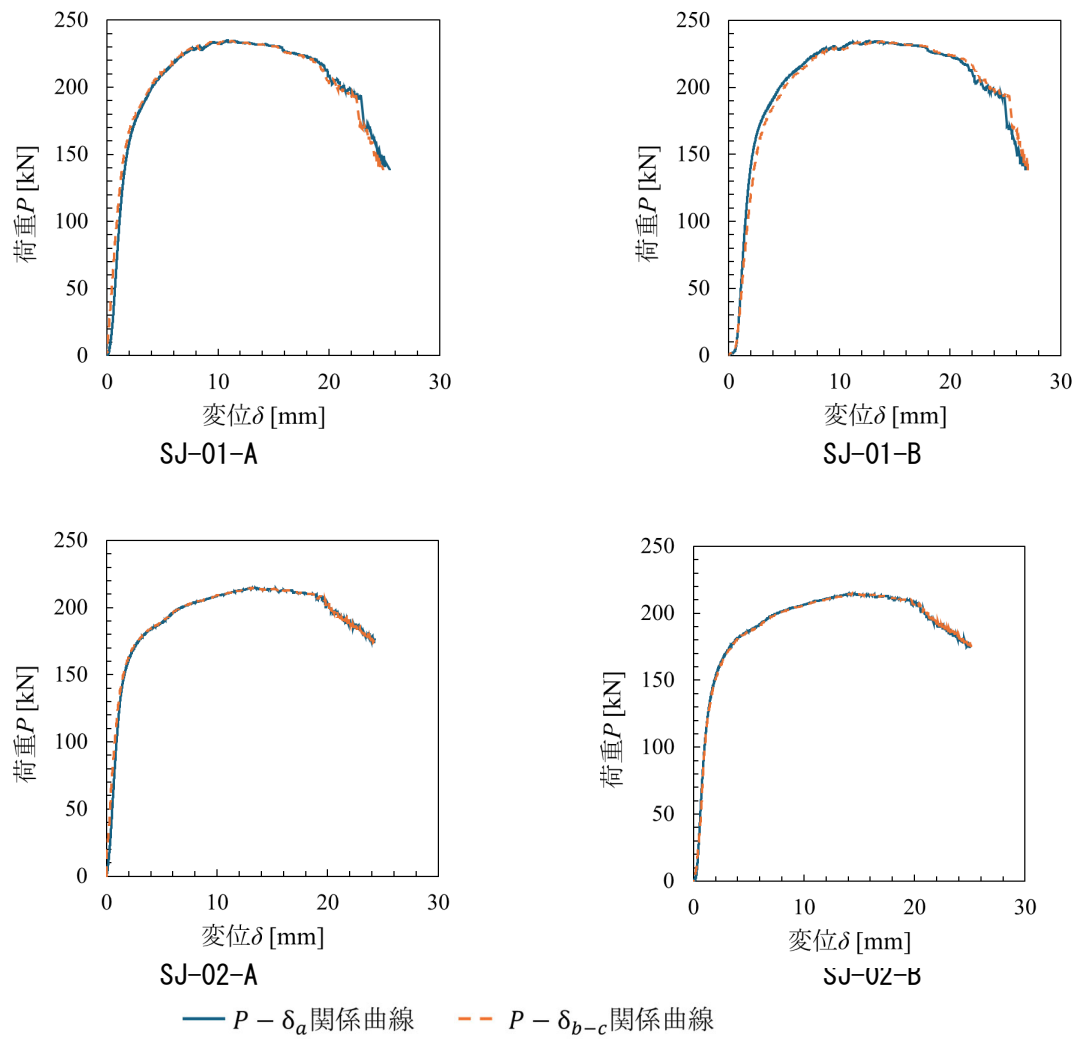


図 3.2-42 荷重—変位関係曲線

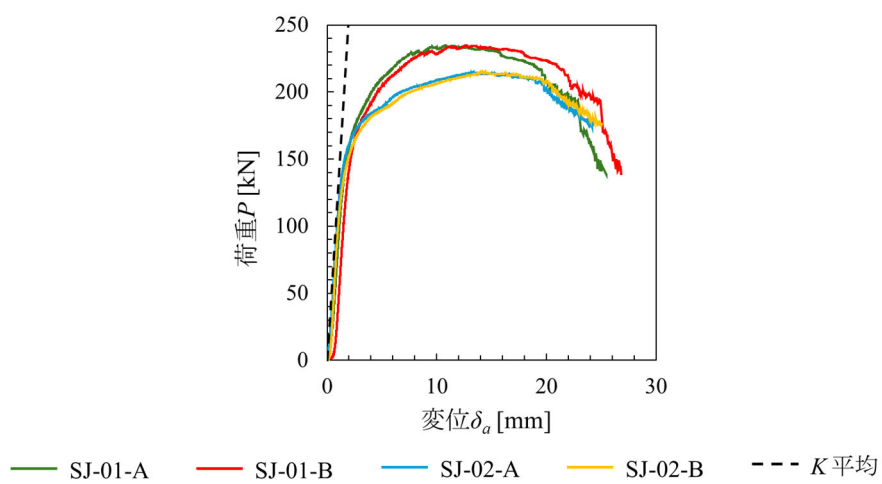


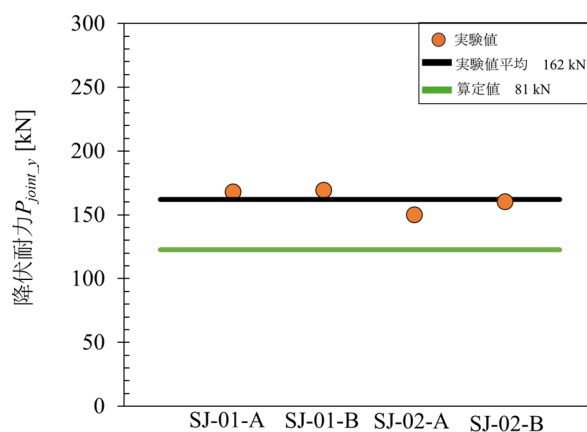
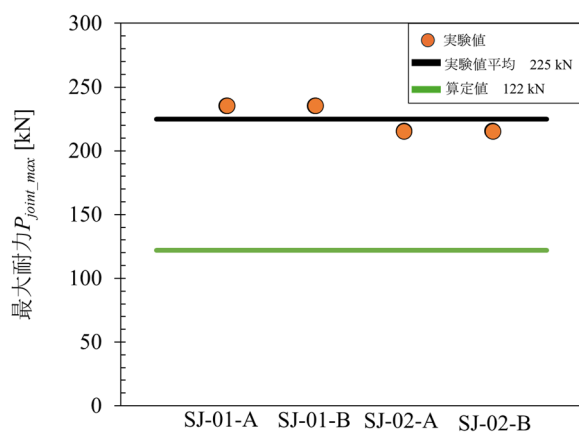
図 3.2-43 荷重—変位関係曲線の接合部による比較

(3) 特性値

算出した特性値を表 3.2 に示し、試験結果と算定値との比較を図 3.2 に示す。各せん断接合部にかかる荷重の最大値 P_{max} は平均 225 kN、降伏耐力 P_y は平均 162 kN、剛性 K は平均 131 kN/mm であった。実験より得られた P_{max} は、基準値^{2),3)}を用いて既往の研究¹⁾の式より求めた最大耐力の約 1.8 倍、 P_y は同様に、基準値^{2),3)}を用いて既往の研究¹⁾の式より求めた降伏耐力の約 2.0 倍であった。

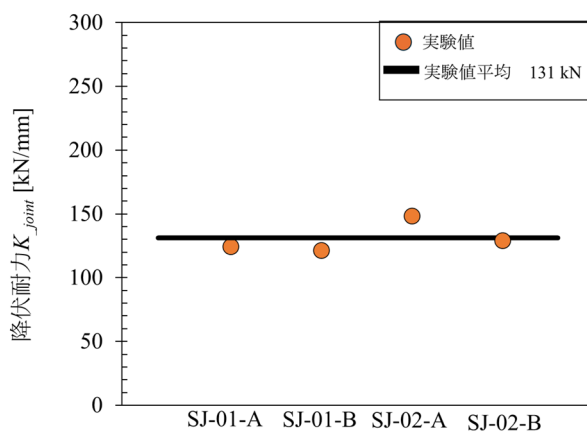
表 3.2-22 せん断接合部の特性値

	P_{joint_max} [kN]	$\delta_{P_{joint_max}}$ [mm]	P_{joint_y} [kN]	$\delta_{P_{joint_y}}$ [mm]	K_{joint} [kN/mm]
SJ-01-A	235	12.7	168	2.6	124
SJ-01-B	235	10.9	179	2.3	121
SJ-02-A	215	14.1	150	1.9	148
SJ-02-B	215	13.1	160	2.0	129
平均値	225	12.7	164	2.2	131
標準偏差	10.00	1.16	10.64	0.27	10.50
変動係数	0.0444	0.0911	0.0648	0.1245	0.0805



最大耐力 P_{joint_max}

降伏耐力 P_{joint_y}



剛性 K

図 3.2-44 試験結果と計算値の比較

参考文献

- 1) 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 Vol.86、No.783、pp.793-803、2021.5
- 2) 「2016 年版 CLT を用いた建築物の設計施工マニュアル 2021 年構造・材料増補版」、(公財) 日本住宅・木材技術センター, 2021
- 3) 「木質構造設計規準・同解説」、日本建築学会、丸善、2009

3.3 実験結果

3.3.1 破壊性状及び荷重変形関係

図 3.3-1～図 3.3-6 に各試験体の荷重(Q)-層間変形(δ)関係と最終破壊状況を示す。

ここで、3.1.3 加力方法で述べたように、試験体頂部の水平変位により正負交番サイクルの制御を行ったが、その際、試験体脚部で生じた絶対水平変位が同時に含まれている。したがって、図 3.3-1～図 3.3-6 の荷重層間変形曲線では、頂部と脚部の相対水平変位を層間変形として示したが、グラフ上では折り返し地点の層間変形角が 3.1.3 で述べた折り返し点の層間変形角と一致していない。

また、荷重層間変形曲線には、CLT の負担せん断力についても示した。CLT の負担せん断力は、鉄骨柱の負担せん断力を全体荷重から差し引くことで求めた。柱の負担せん断力は、左右の柱の上下の 2 か所において加力方向に対して表裏両面に設けた歪みゲージ(図 3.1-3 の G33～G40)の値から算定できる。各位置の歪みから曲げモーメントを求め、各位置間のモーメント勾配をもとに各ステップにおける柱のせん断力が算定できる。基本的には、表裏の歪み値の平均を用いたが、いずれかに計測不良が認められた場合は、片方の値のみを用いた。

いずれの試験体も、層間変形角が $1/200\text{rad}$ まではほぼ弾性状態を維持し、明確な損傷や亀裂は確認されなかった。その後、 $1/100\text{rad}$ の直前付近で鉄骨梁端部に曲げ降伏が発生して剛性低下し、 $1/50\text{rad}$ あたりから CLT の隅角部の支圧破壊の進行が目視できた(写真 3.3-1)。また、CLT はいずれもスリップ型に近い復元力特性を示した。

表 3.3-1 に架構実験の結果一覧を示す。破壊モードは試験体 No.1f では CLT のせん断破壊が生じず支圧破壊で最大耐力に達した(写真 3.3-2)。No.1f 以外の試験体でも支圧破壊の進行が認められたが、最終的にはせん断破壊が生じ、最大耐力に達した(写真 3.3-3～写真 3.3-6)。

写真 3.3-3～写真 3.3-6 に試験体 No.1b、No.2b のせん断破壊の状況を示す。せん断破壊した試験体では、いずれもせん断接合部のある CLT 中央部付近のラミナ境界部分で鉛直方向にせん断ずれが顕著に生じた。せん断破壊した試験体では、最大耐力時の変形が $1/71\text{rad}$ ～ $1/31\text{rad}$ となり、支圧破壊が卓越する試験体では、最終段階まで CLT の負担力が大きく低下すること無く高い変形性能を発揮した。また、表 3.3-1 に示す通り、CLT がせん断破壊する際の最大せん断応力度 $\tau_{\max}$ は $2.35\sim 2.96(\text{N}/\text{mm}^2)$ であったのに対し、材料試験結果におけるせん断強度 τ_{ave} は $3.53(\text{N}/\text{mm}^2)$ であり、材料試験結果に対して架構実験におけるせん断強度が 67%～84%まで低下する結果となった。

写真 3.3-7 と写真 3.3-8 に試験後のせん断接合部のドリフトピンの状況を示す。せん断接合部のドリフトピンの本数を減らした No.1f を除き、せん断接合部の中心のドリフトピンは変形が小さく、外側に行くほど変形が大きくなっていた。挿入鋼板にはドリフトピン径の 2 倍に相当する縦方向のルーズ孔を設けていたものの、CLT の回転変形が進行した領域でルーズ孔の可動範囲を超えたものと考えられる。

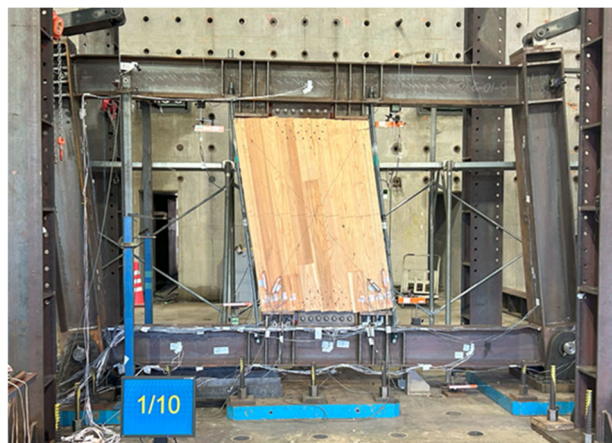
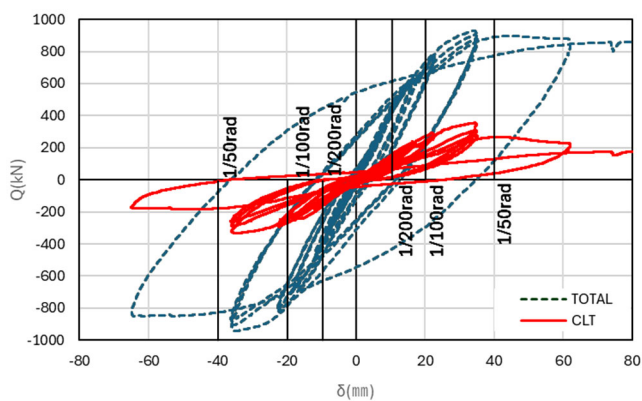


図 3.3-1 荷重 (Q) - 層間変形 (δ) 関係と最終破壊状況 (No. 1b)

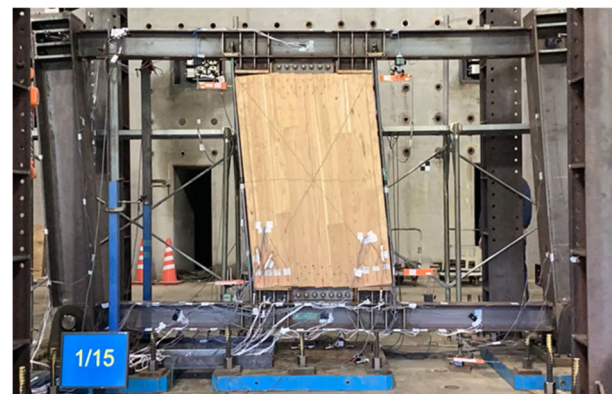
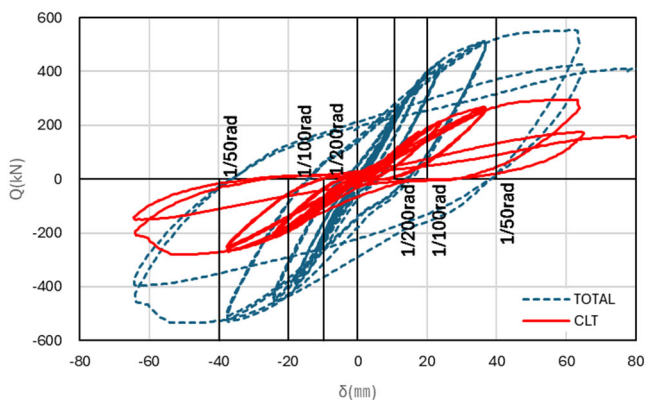


図 3.3-2 荷重 (Q) - 層間変形 (δ) 関係と最終破壊状況 (No. 1a)

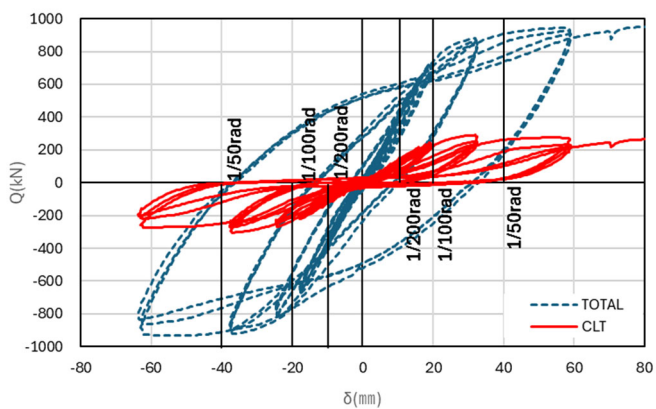


図 3.3-3 荷重 (Q) - 層間変形 (δ) 関係と最終破壊状況 (No. 1f)

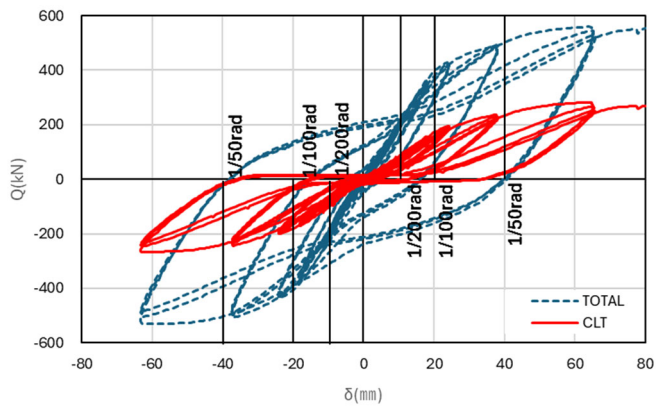


図 3.3-4 荷重 (Q) - 層間変形 (δ) 関係と最終破壊状況 (No. 1s)

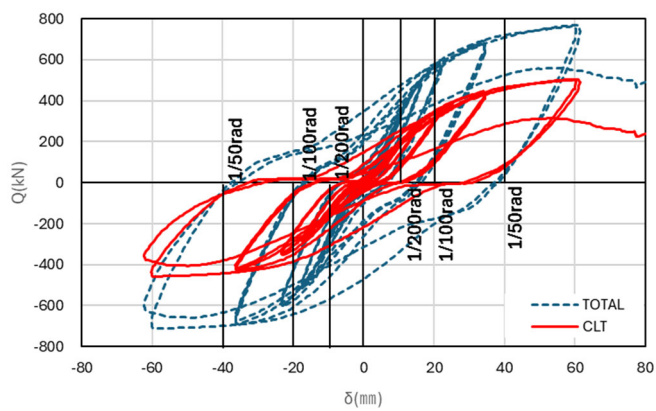


図 3.3-5 荷重 (Q) - 層間変形 (δ) 関係と最終破壊状況 (No. 2a)

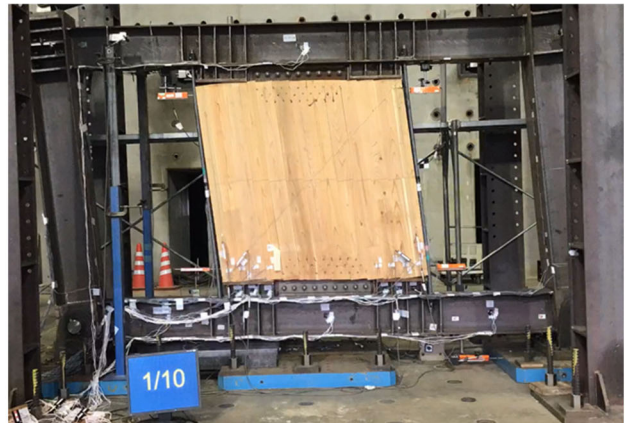
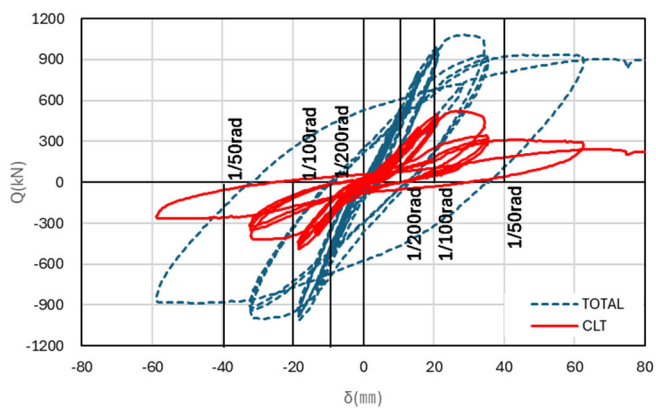


図 3.3-6 荷重 (Q) - 層間変形 (δ) 関係と最終破壊状況 (No. 2b)

表 3.3-1 実験結果一覧

Specimen No.	Elastic Stiffness		Maximum total beaing force	Maximum shear force of CLT	Maximum shear stress of CLT	Comparison with the shear test		Story deformation at the maximum shear force of CLT		Failure mode of CLT
	K _e (kN)	Increase ratio to Steel frame	Q _u (kN)	Q _{wu} (kN)	τ_{wu} (N/mm ²)	τ_s (N/mm ²)	τ_{wu}/τ_s (N/mm ²)	δ_{wu} (mm)	δ_{wu}/H (rad)	
No.1b	40.4	1.54	930.0	354.8	2.96	3.53	0.84	34.5	1/58	SF
No.1a	20.3	1.87	552.7	295.2	2.46		0.70	60.6	1/33	SF
No.1f	39.5	1.57	950.6	301.1	2.51		0.71	133.0	1/15	CF
No.1s	19.6	1.76	559.2	281.8	2.35		0.67	64.0	1/31	SF
No.2a	33.3	2.54	768.6	505.3	2.81		0.80	60.5	1/33	SF
No.2b	53.7	2.01	1081.0	521.8	2.90		0.82	28.1	1/71	SF
Legend for failure mode										
SF : Shear Failure of CLT										
CF : Compressive Failure of CLT										



写真 3. 3-1 支圧部の破壊状況 (No. 1f)



写真 3. 3-2 支圧破壊の状況 (No. 1f)



写真 3. 3-3 セン断破壊の状況 (No. 1b)



写真 3. 3-4 セン断破壊のラミナのずれ (No. 1b)



写真 3. 3-5 セン断破壊の状況 (No. 2b)



写真 3. 3-6 セン断破壊のラミナのずれ (No. 2b)



写真 3.3-7 試験後のドリフトピン (No. 1s)



写真 3. 3-8 試験後のドリフトピン (No. 1f)

3.3.2 パラメータによる比較

3.3.2.1 CLT の幅と梁断面寸法による影響(試験体 No. 1a、No. 1b、No. 2a、No. 2b の比較)

図 3.3-7 に試験体 No.1a、No.1b、No.2a、No.2b の CLT 負担せん断力(Q_w)-変形(δ)関係、及び CLT せん断応力度(τ_w)-変形(δ)関係(いずれも包絡線)の比較を示す。グラフ中、No.1 シリーズ (CLT 幅 1000mm,) が実線、No.2 シリーズ (CLT 幅 1500mm) が点線、a シリーズ (鉄骨梁 H-194x150x6x9) が赤線、b シリーズ (鉄骨梁 H-294x200x8x12) が青線となっている。

まず、同一の梁断面寸法で比較(グラフ中同一色で比較)すると、CLT 幅が大きい試験体(点線)が、剛性および耐力が向上した。また、同一の CLT 幅で比較(グラフ中、同一線種で比較)すると、いずれの場合も梁断面が大きい試験体(青線)の方が、剛性が高くなった。また、鉄骨梁断面のサイズが異なっても、CLT の最大せん断力、最大せん断応力度は同等となった。しかし、鉄骨梁断面が小さい試験体(赤線)では最大耐力時の変形が大きくなり、梁断面が大きい試験体 No.1b、No.2b (青線)では 1/58rad、1/71rad であったのに対し、梁断面が小さい試験体 No.1a、No.1b (赤線)ではいずれも 1/33rad となり、梁断面寸法が変形性能に影響を及ぼす結果となった。

いずれの試験体も最大耐力に達した後せん断破壊が発生した。前述した通り、架構実験における最大せん断応力度は材料試験で得られたせん断強度に達しなかったが、特に No.1a では、せん断基準強度 $F_s=2.7\text{N/mm}^2$ をも下回る結果となった。

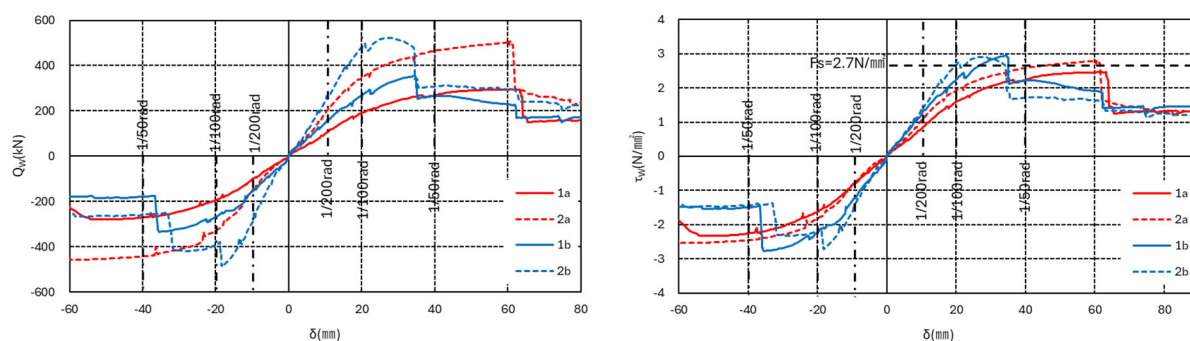


図 3.3-7 CLT の幅と梁断面寸法による比較

3.3.2.2 鉄筋種別による比較(試験体 No. 1a と No. 1s の比較)

図 3.3-8 に鉄筋種別による CLT 負担せん断力(Q_w)-変形(δ)関係、及び CLT せん断応力度(τ_w)-変形(δ)関係 (いずれも包絡線) の比較を示す。グラフ中、No.1a (D22、SD390) が赤線、No.1b (D16、SD295) が青線である。

試験体 No.1a と No.1s で剛性や耐力、最大耐力時の変形に大きな差は見られなかったが鉄筋径が小さい No.1s (青線) の方がやや剛性が低い結果となった。しかし、最大耐力後の耐力低下については、No.1a (赤線) で急激に低下したのに対し、No.1s (青線) では耐力が緩やかに低下した。

また、No.1s (青線) では鉄筋の先行降伏を期待したが、鉄筋 D16 の材料試験結果によると F 値 295N/mm^2 に対し、 $\sigma_y=356\text{N/mm}^2$ と想定よりも強度が高くなり、鉄筋の引張降伏には至らなかった。

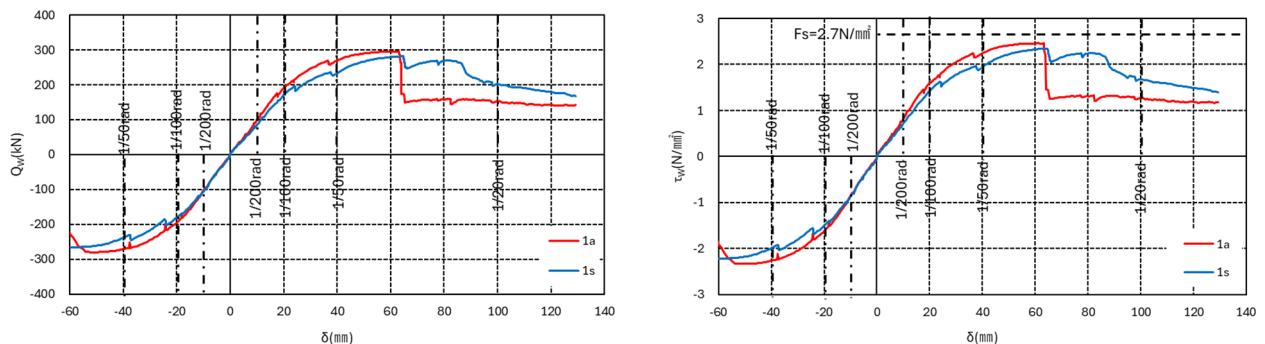


図 3.3-8 鉄筋種別による比較

3.3.2.3 せん断接合部の違いによる比較(試験体 No. 1b と No. 1f 比較)

図 3.3-9 にせん断接合部の違いによる CLT 負担せん断力(Q_w)-変形(δ)関係、及び CLT せん断応力度(τ_w)-変形(δ)関係 (いずれも包絡線) の比較を示す。グラフ中、No.1b (ドリフトピン 18 本) が青線、No.1f (ドリフトピン 7 本) が赤線である。

試験体 No.1b と No.1f で同程度の剛性、耐力が得られたものの、試験体 No.1b (青線) ではせん断破壊が発生した一方で、試験体 No.1f (赤線) ではせん断破壊が発生せず支圧破壊が卓越した。そのため No.1f は終局まで耐力低下が見られず高い変形性能を示した。

ドリフトピン本数を大幅に低減したにもかかわらず同等以上の構造性能が得られたことから、支圧部の摩擦抵抗を期待したせん断接合部の合理化が可能であることを示唆する結果となった。

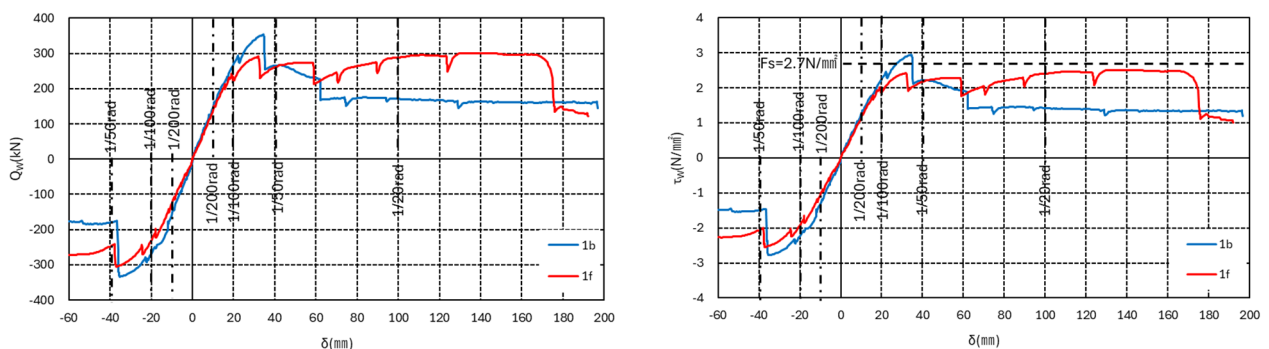


図 3.3-9 せん断接合部の違いによる比較

3.3.3 鉄骨架構の挙動と CLT の挿入効果

図 3.3-10 に鉄骨架構が負担するせん断力と層間変形関係（包絡線）の比較を示す。多少のばらつきはあるが、梁断面が同じであれば、CLT の寸法等その他のパラメータに関わらず、鉄骨架構の剛性、耐力は同等であることが示された。

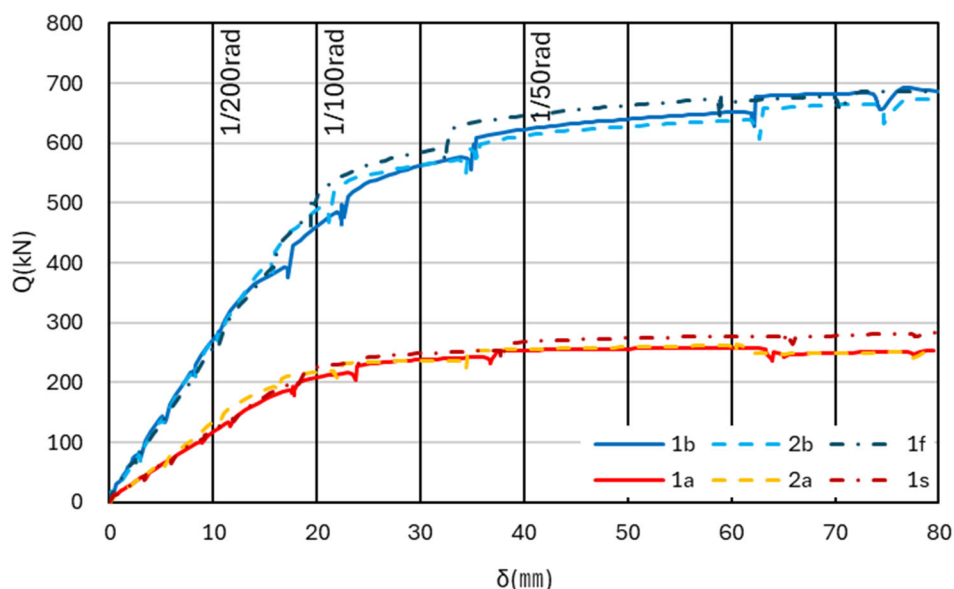


図 3.3-10 鉄骨架構が負担するせん断力(Q_s)と層間変形(δ)関係(包絡線)の比較

図 3.3-11 に試験体 No.1b について各部の歪み計測値から求めた層間変形角 1/200 時点での曲げモーメント分布を示す。CLT の支圧領域幅 x は、支圧ブラケット幅(250 mm)として三角形の応力度分布を仮定し、支圧力の合力位置を決めた。

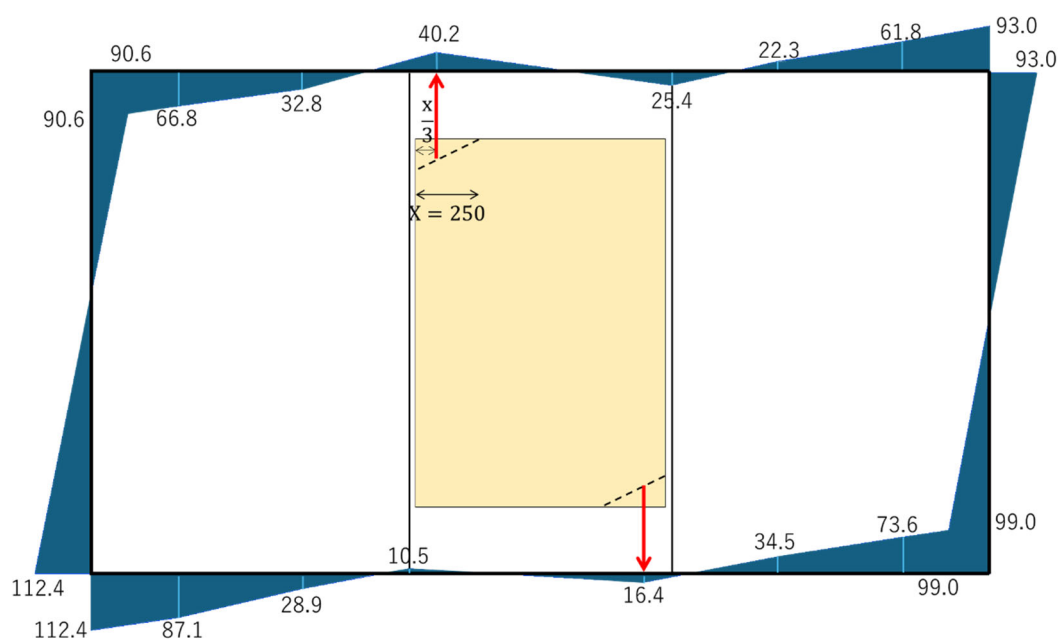


図 3.3-11 鉄骨の歪み計測値から得られたモーメント図(試験体 No. 1b R=1/200)

CLT が無い場合、梁の曲げモーメント分布はほぼ逆対象の直線分布となるが、CLT が挿入された場合、図 3.3-11 に示すように、CLT の支圧力と引張材の引張力により鉄骨梁のモーメント分布が変化する応力状態が確認できる。

また、鉄骨架構のみの初期剛性と CLT が最大耐力に達する際の水平耐力及び初期剛性の増加率を表 3.3-2 に示す。CLT を挿入することにより、初期剛性では 1.54～2.54 倍、水平耐力では 1.30～2.92 倍まで向上する効果が得られ、CLT が鉄骨架構の耐震要素として有用であることが確認された。

表 3.3-2 CLT による水平剛性と水平耐力の増大率

No.	Increase ratio in elastic stiffness to steel frame	Steel Frame	CLT	TOTAL	
		Q_s (kN)	Q_w (kN)	Q_{all} (kN)	Q_{all}/Q_s
No.1b	1.54	711.6	354.8	930.0	1.31
No.1a	1.87	262.8	295.2	552.7	2.10
No.1f	1.57	728.6	301.1	950.6	1.30
No.1s	1.76	286.5	281.8	559.2	1.95
No.2a	2.54	263.4	505.3	768.6	2.92
No.2b	2.01	691.5	521.8	1081.0	1.56

3.3.4 せん断応力度とせん断変形の関係

CLT に設置した変位計(図 3.3-12、及び図 3.1-3 に示す PS1、PS2、PV1、PV2)により、せん断変形を算定することができる。

図 3.3-12 の関係より、変位計が伸びる方向を正として、次の式が成り立つ。

$$(b + \delta_{s1})^2 = (l_d + PS1)^2 - (h + PV2)^2$$

したがって、変位 δ_{s1} は次のように算定される。

$$\delta_{s1} = \sqrt{(l_d + PS1)^2 - (h + PV2)^2} - b$$

同様に、変位 δ_{s2} は次のように算定される。

$$\delta_{s2} = \sqrt{(l_d + PS2)^2 - (h + PV1)^2} - b$$

両者の平均値をとって、せん断変形 δ'_s は次のように算定される。

$$\delta'_s = \frac{\delta_{s1} + \delta_{s2}}{2}$$

よって、せん断変形角 γ_s は下式により算定できる。

$$\gamma_s = \frac{\delta'_s}{h}$$

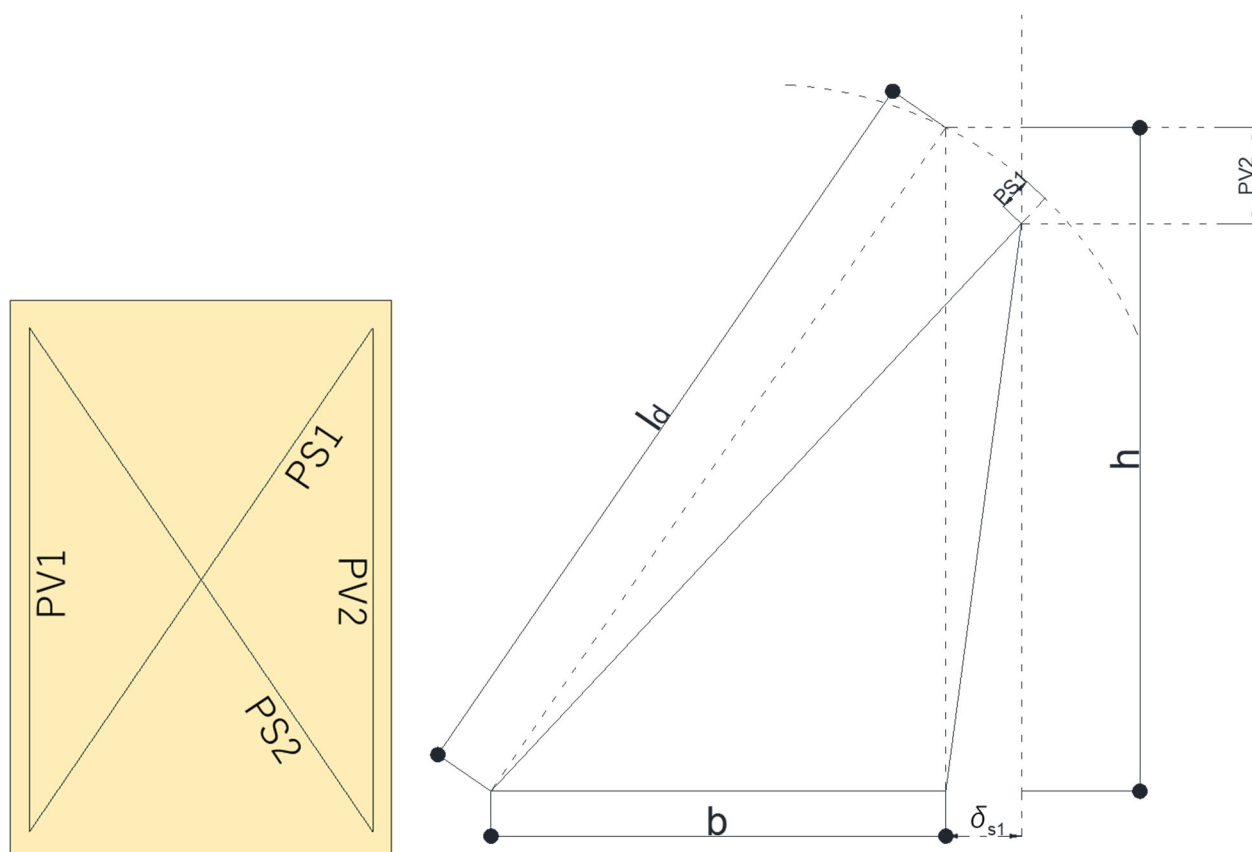


図 3.3-12 実験結果における CLT のせん断変形の算定

図 3.3-13 に CLT のせん断応力度(τ_w)とせん断変形角(γ_s)の関係(包絡線)を示す。架構実験におけるせん断弾性係数 G は τ_w - γ_s 曲線における τ_w の最大値の 10% と 40% の値の間に最小二乗法を用いて傾きを算出し求めた。架構実験で得られたせん断弾性係数は、材料試験よりも低くなり、架構実験の平均値は $G=469\text{N/mm}^2$ だった。これは、材料試験結果の平均値($G_h=530\text{N/mm}^2$ 、 $G_w=615\text{N/mm}^2$)に対して、それぞれ 88% 及び 76% の値となり、せん断弾性係数についても、せん断強度と同様に材料試験結果から低下する結果となった。

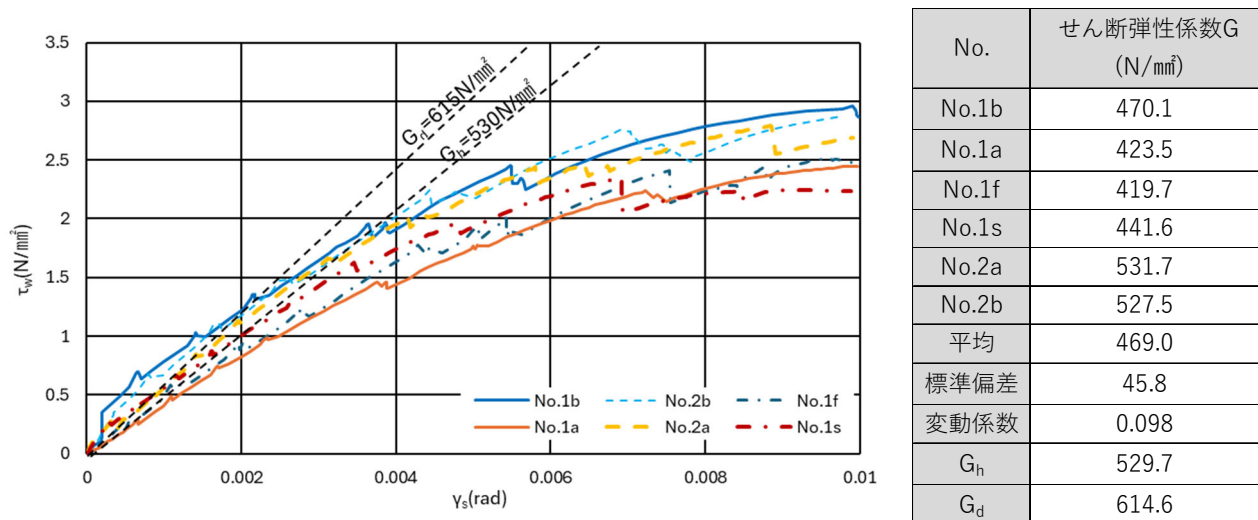


図 3.3-13 CLT のせん断応力度(τ_w)とせん断歪(γ_s)の関係

3.3.5 層間変形成分の分離

層間変形(δ)は、3.3.4 で算定した CLT のせん断変形(δ_s)、接合面に設置した変位計による接合部ずれ変位(δ_{sd})、及び CLT の軸変形や支圧部の変形により生じる CLT の回転に起因する水平変位(δ_r)に分離することができる。図 3.3-14 に層間変形角が 1/200(rad)の時点における各変形成分の割合を示し、図 3.3-15 に層間変形(δ)を各変形成分に分けて CLT の負担せん断力との関係(包絡線)を示す。

図 3.3-14 によると、いずれの試験体も、CLT の回転に起因する水平変位の割合が最も多く、45%～66%となっている。続いて、CLT のせん断変形成分が 17%～33%、接合部のずれ変位が 2%～25%となっている。

No.1f 試験体では、No.1b 試験体に対しせん断接合部のドリフトピン本数を大幅に低減したにも関わらず、1/200rad 時点の接合部ずれ変位が非常に小さい結果となっている。ただし、図 3.3-15 によると、最終的には、5mm 程度のずれ変位を生じており、他の No.1 シリーズの試験体と同程度の結果となった。

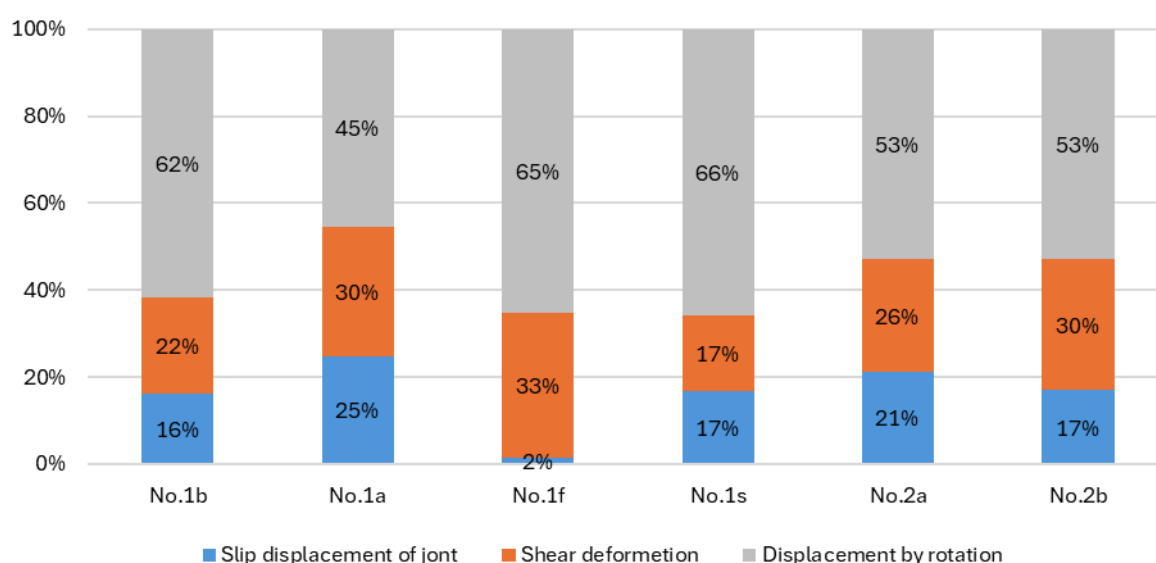


図 3.3-14 層間変形角 1/200rad における各変形成分の比率

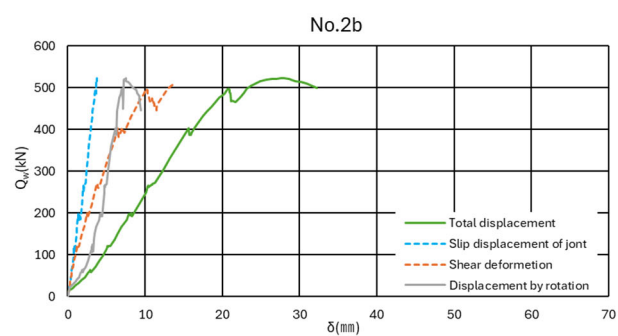
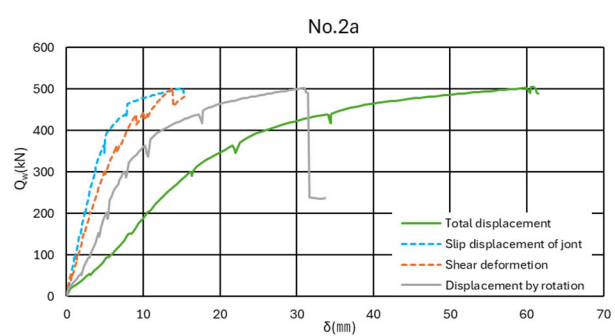
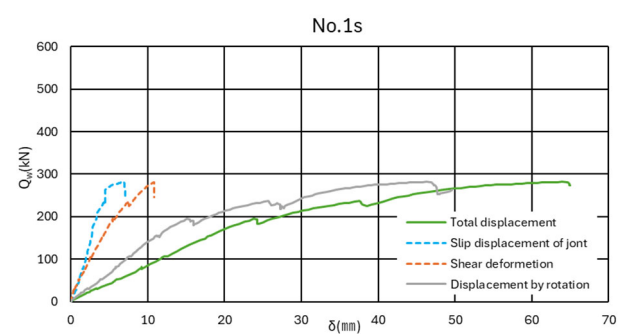
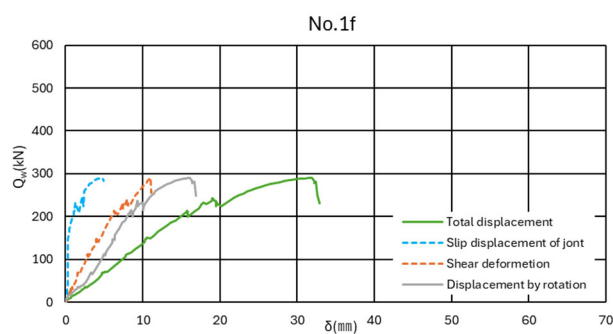
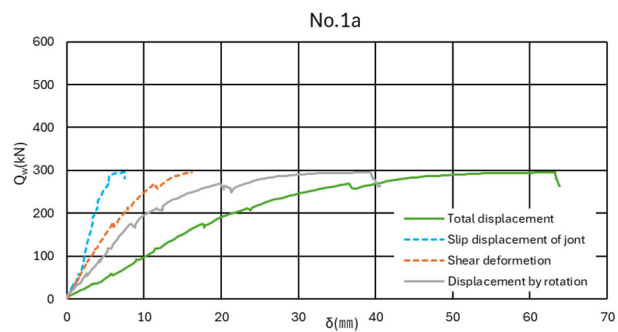
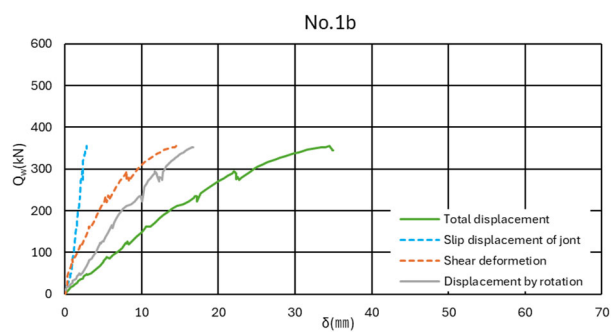


図 3.3-15 CLT のせん断力と各変形成分との関係

3.3.6 支圧領域幅と支圧剛性に関する検討

3.3.6.1 検討方法

図 3.3-16 に支圧領域幅の評価について示す。試験体 CLT の四隅に設置した変位計(端部から 50mm 内側の位置)から、鉄骨梁を直線と仮定した CLT の支圧領域幅 x_a を算定する。しかし、実際には CLT からの支圧力が鉄骨梁に曲げモーメントを与え、その結果、鉄骨梁に変形が生じる。この変形により、上下の鉄骨梁には外側に凸の曲率を生じ、支圧領域幅は理論的な値よりも小さくなる。文献¹⁾において、直線を仮定した支圧領域幅 x_a に対して、鉄骨梁の曲げ変形により支圧領域幅は平均で 80%程度縮小することがわかっている。したがって、実験結果における支圧領域幅 x_c は、 x_a に対して低減係数($\lambda=0.8$)を考慮して評価する。

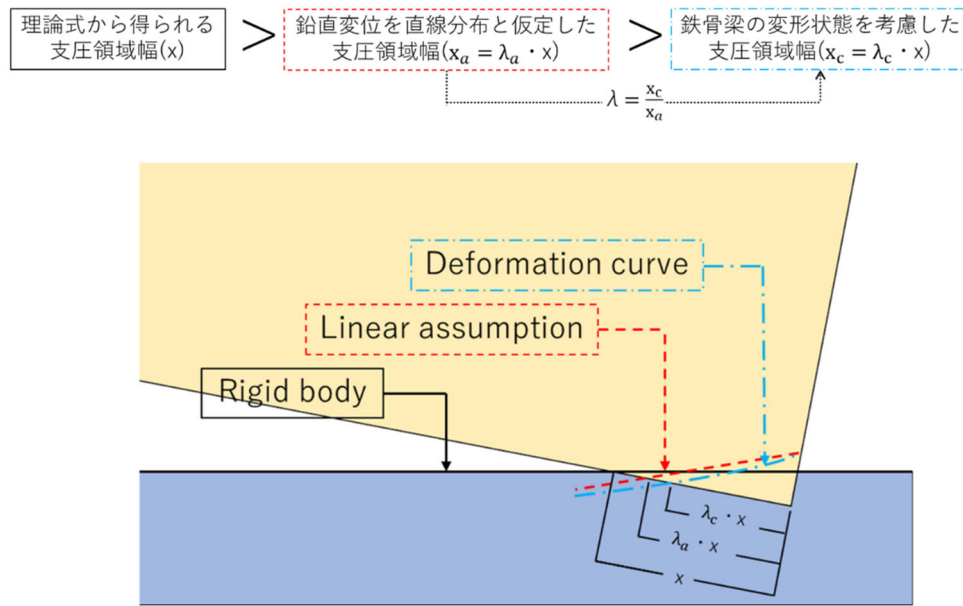


図 3.3-16 支圧領域幅の評価

以上の前提に基づき、実験結果から得られる支圧領域幅 x_c を下記のように定義する。

CLT 上面(Top)、及び下面(Bottom)の支圧領域幅 x_c (部位ごとに、 x_T 、 x_B と称する)は以下による。

$$\left. \begin{aligned} x_{aT} &= (L - 100) \frac{\delta_{vdTL}}{\delta_{vdTL} - \delta_{vdTR}} + 50 \\ x_{aB} &= (L - 100) \frac{\delta_{vdBR}}{\delta_{vdBR} - \delta_{vdBL}} + 50 \end{aligned} \right\} 3.3.6-1$$

$$\left. \begin{aligned} x_T &= \lambda \cdot x_{aT} \\ x_B &= \lambda \cdot x_{aB} \end{aligned} \right\} 3.3.6-2$$

$$x_{ave} = \frac{x_T + x_B}{2} \quad \cdots 3.3.6-3$$

但し、

δ_{vdTL} 、 δ_{vdTR} 、 δ_{vdBL} 、 δ_{vdBR} : 鉛直変位計測値
 λ : 低減係数(=0.80)

支圧領域幅 x_c が決まると、偶力モーメントのつり合いから支圧力 C が算定できる。

$$C = \frac{Q \cdot H}{L_c} = \frac{Q \cdot H}{L - \frac{2}{3}x_c} \quad \dots 3.3.6-4$$

次に、CLT 上下面の鉛直相対変位の勾配に支圧領域幅低減係数 λ による角度の増大を考慮して、接合面の回転角(θ_{RT} , θ_{RB})を求める。

$$\left. \begin{aligned} \theta_{RT} &= \frac{1}{\lambda} \left(\frac{\delta_{vdTL} - \delta_{vdTR}}{L - 100} \right) \\ \theta_{RB} &= \frac{1}{\lambda} \left(\frac{\delta_{vdBR} - \delta_{vdBL}}{L - 100} \right) \end{aligned} \right\} 3.3.6-5$$

一方、支圧領域幅が x 、CLT の回転角が θ_R 、支圧剛性が k_c の時、支圧力 C は以下の様に算定できる。

$$C = \frac{1}{2} k_c \cdot t \cdot x^2 \tan \theta_R \quad \dots 3.3.6-6$$

これと、3.3.6-1 式、3.3.6-4 式、3.3.6-5 式を用いて、支圧剛性 k_c は下式から算定できる。

$$\left. \begin{aligned} k_{cT} &= \frac{2C}{t \cdot (\lambda \cdot x_{aT})^2 \tan \theta_{RT}} \\ k_{cB} &= \frac{2C}{t \cdot (\lambda \cdot x_{aB})^2 \tan \theta_{RB}} \\ k_c &= \frac{k_{cT} + k_{cB}}{2} \end{aligned} \right\} 3.3.6-7$$

以上に基づき、支圧領域幅と支圧剛性について検討する。

参考文献

1) 福本晃治, 五十田 博 : CLT を鉄骨造の耐震要素として用いたハイブリッド構造の接合部における支圧力の伝達に関する検討, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 86, pp. 1440-1451, 2021.10

3.3.6.2 支圧領域幅と支圧剛性の検討結果

図 3.3-17、図 3.3-18 に 3.3.6-2 式に基づき実験結果から算定した支圧領域幅 x_c と層間変形 δ の関係を示す。

図 3.3-17 において、層間変形角が $1/200\text{rad}$ までの範囲では、CLT 上下面のばらつきが大きく、支圧領域幅も大きい。層間変形角が $1/100\text{rad}$ を超えた付近で、CLT 上下面の支圧領域幅の値が同等となり、ブラケット幅に近づいて安定した結果となる。全ての試験体において CLT 上面の支圧領域幅 x_T が CLT 下面の支圧領域幅 x_B よりも大きくなる傾向が見られた。

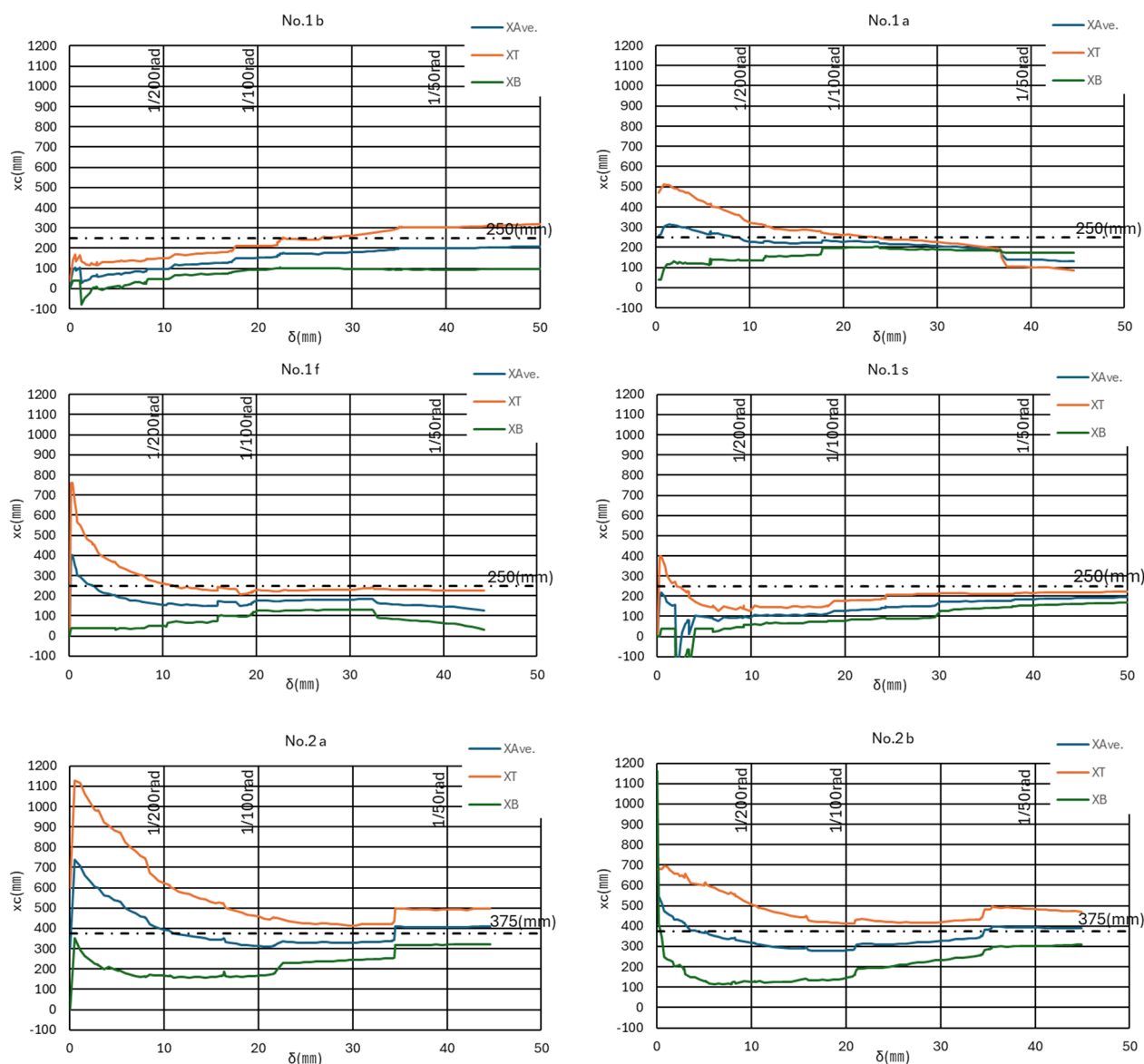


図 3.3-17 支圧領域幅 x_c と層間変形 δ の関係 (正加力側)

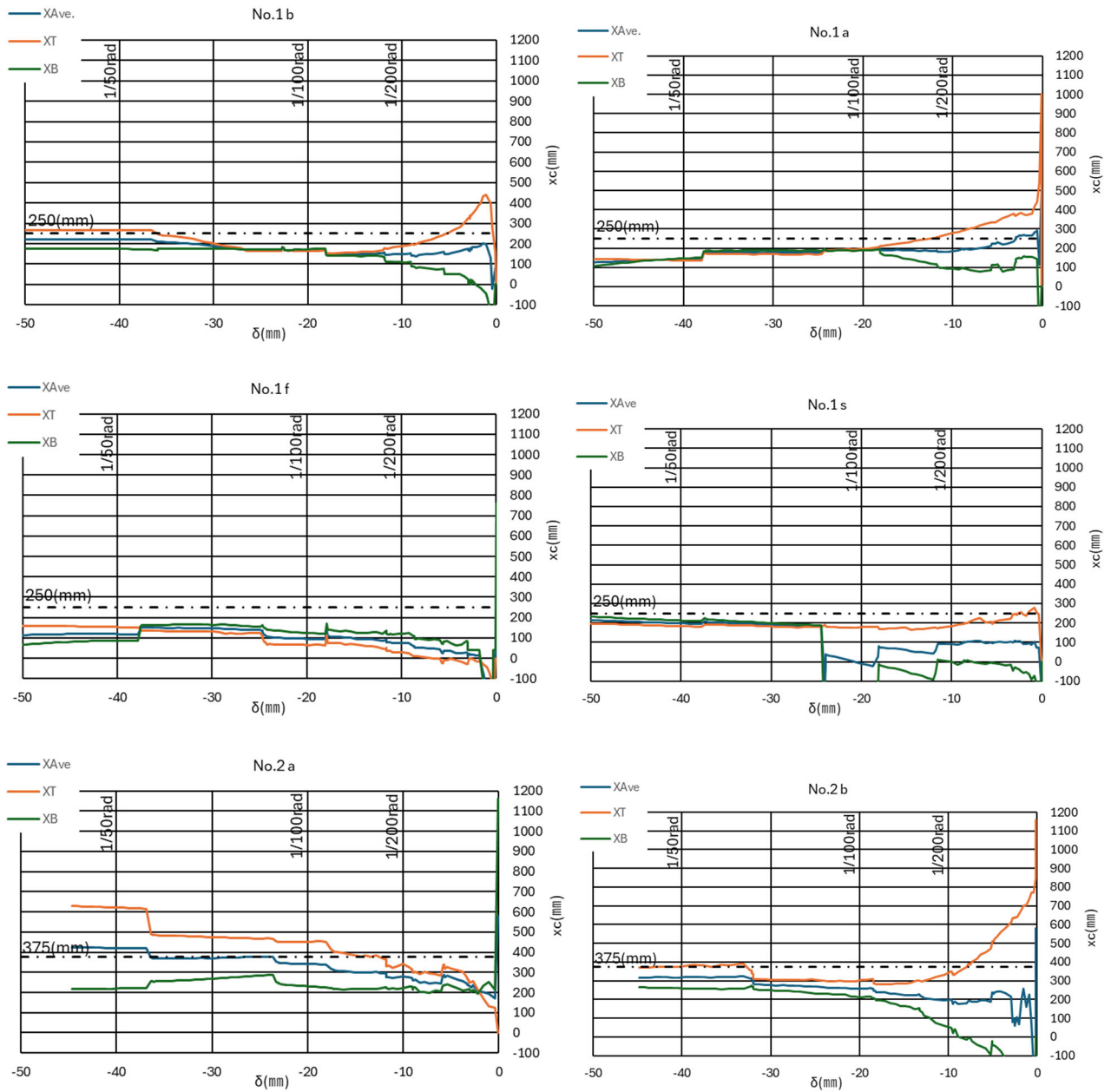


図 3.3-18 支圧領域幅 x_c と層間変形 δ の関係(負加力側)

また、図 3.3-19 に 3.3.6-7 式を用いて算定した支圧剛性 k_c と層間変形 δ との関係を示す。

文献 1) によると $k_c = E_c/290$ (E_c : CLT の強軸方向圧縮ヤング係数)とされており、本架構実験では CLT の材料試験結果を参照すると $k_c = 4973/290 = 17.1\text{N/mm}^3$ となる。本架構実験では、後述するように CLT と鉄骨梁間のクリアランスが残存したと考えられ、CLT と鉄骨の相対鉛直変位の計測結果に偏りがある結果となったが、 $\delta=20\sim30\text{mm}$ 付近の k_c 平均値は文献 1)による計算結果に近い値を示した。

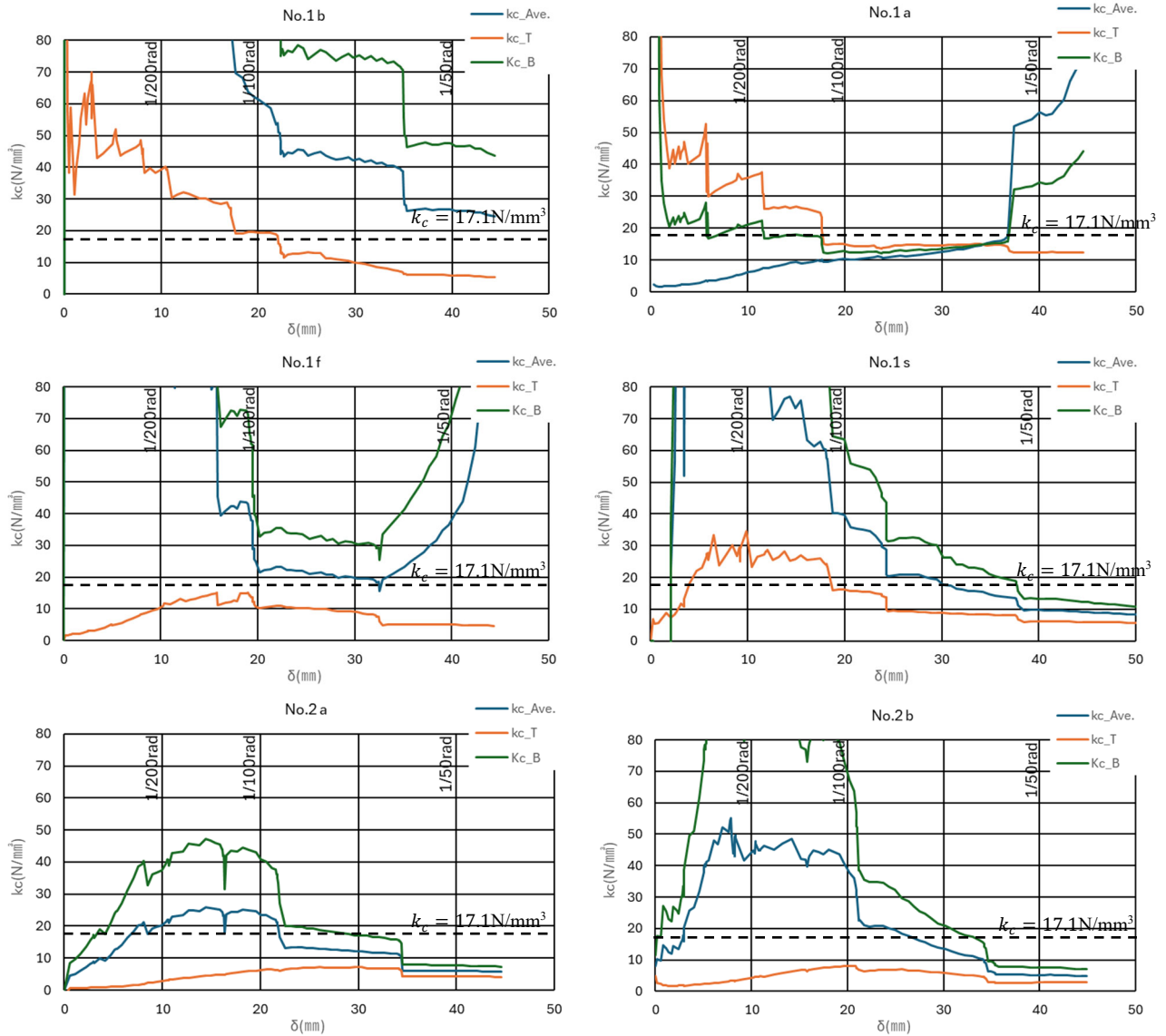


図 3.3-19 支圧剛性 k_c と層間変形 δ の関係

3.3.6.3 接合面の鉛直変位分布

図 3.1-3 に示す変位計 CH16～CH25 の値を使用して求めた CLT と上下の梁の相対鉛直変位分布(正加力側)を図 3.3-20～3.3-22 に示す。

まず、図 3.3-20 から弾性時には、相対鉛直変位分布は上下ともに直線状であることがわかる。終局時、せん断破壊を起こした No.1f を除くすべての試験体は上側及び下側が折れ線状となった。試験体 No.1f の上面はせん断破壊を起こさなかったため、終局時まで直線状を維持していたが、下面は放物線状になった。この放物線状となったのは、支圧力による CLT の支圧破壊が原因で、計測治具が緩み、両端の変位が正確に測れていなかったためだと考えられる(写真 3.3-9 参照)。

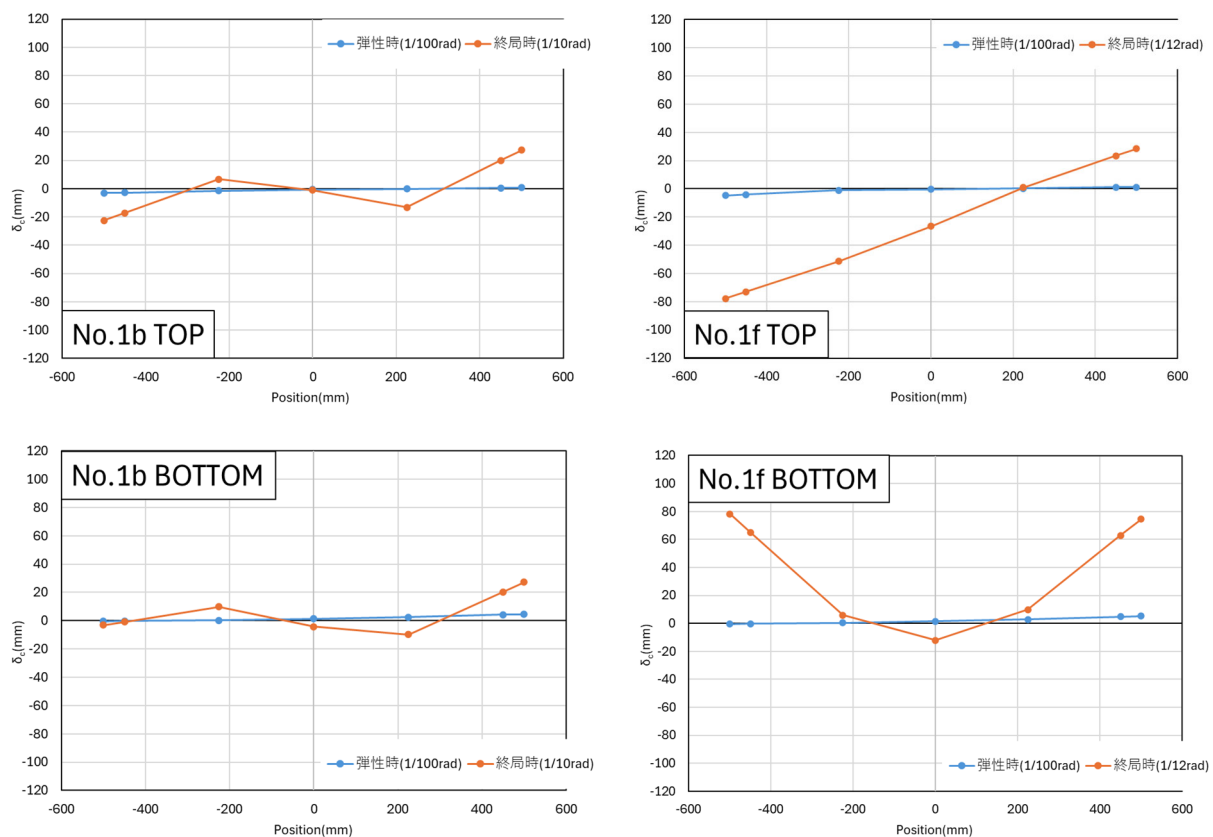


図 3.3-20 弾性時・終局時の CLT と上下の梁の相対鉛直変位分布



写真図 3.3-9 正加力時の CLT と上下の相対鉛直変位分布

また、各層間変形ごとに相対鉛直分布を示した図 3.3-21、図 3.3-22 によると、上下の相対鉛直分布に明らかな差異があり、全ての試験体において、上側鉄骨梁との相対変位分布が全体的に圧縮側に偏重した結果となっていることがわかる。このことから、フィラプレートを入れたにも関わらず、CLT の上面と支圧ブラケット部との間にクリアランスが残存していたものと考えられる。この結果、全ての試験体で CLT 上面の支圧領域幅 x_T が CLT 下面の支圧領域幅 x_B よりも大きくなったと考えられる。

また、CLT のアスペクト比が高く、梁からの拘束力が強い試験体 No2.b は 1/50rad 時に CLT の上面と下面が折れ線状の挙動を示しており、CLT がせん断破壊により中央部で左右に分離し、あたかも左右 2 枚の CLT が別々に挙動したような結果となった。

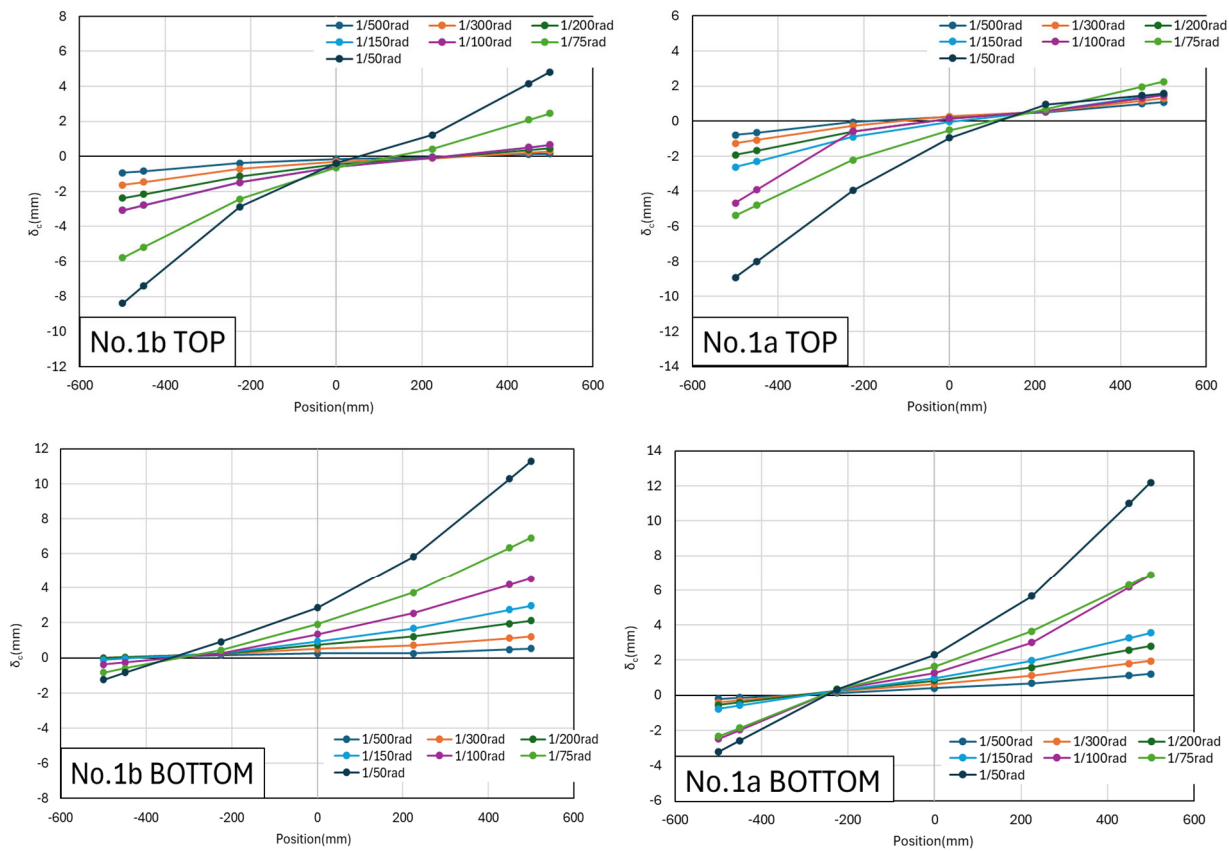


図 3.3-21 正加力時の CLT と上下の相対鉛直変位分布

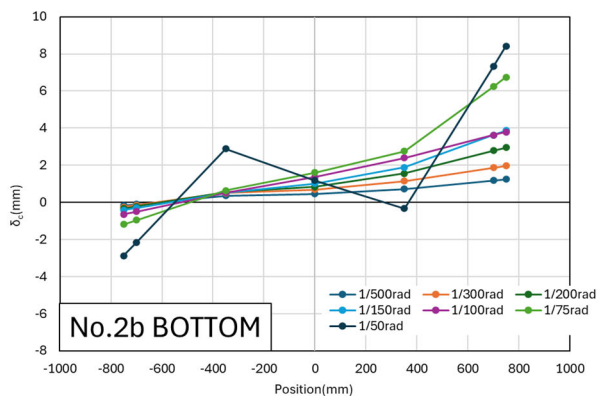
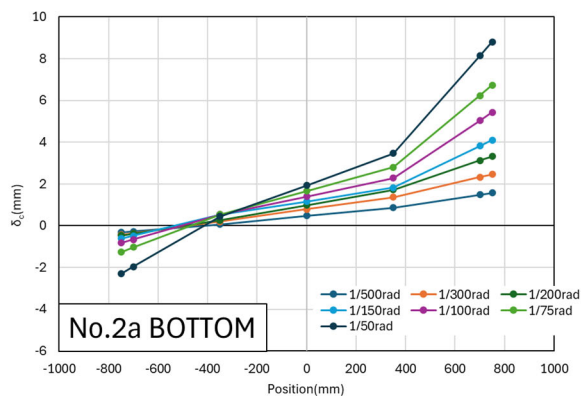
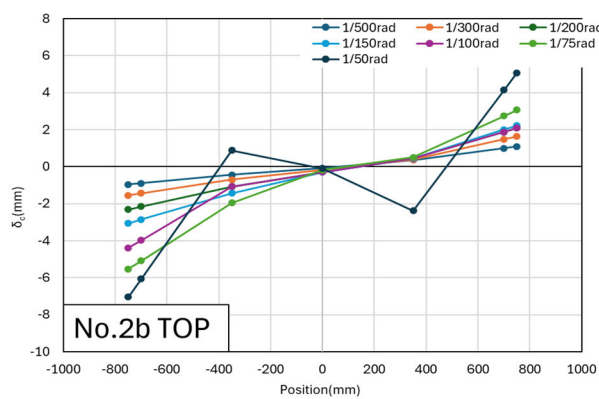
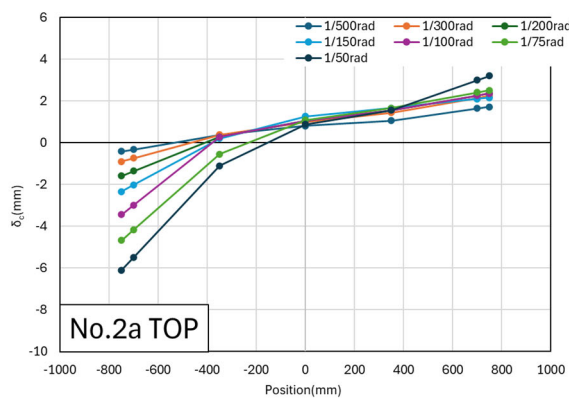
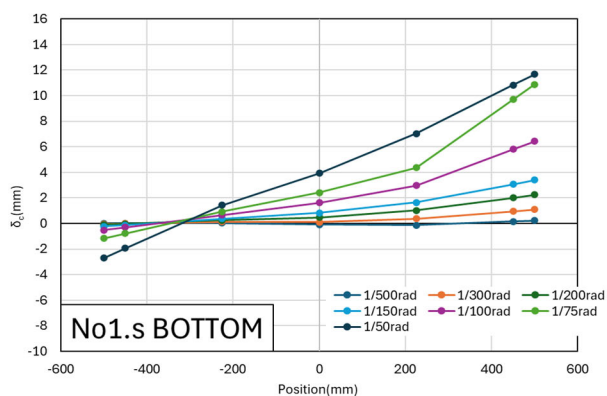
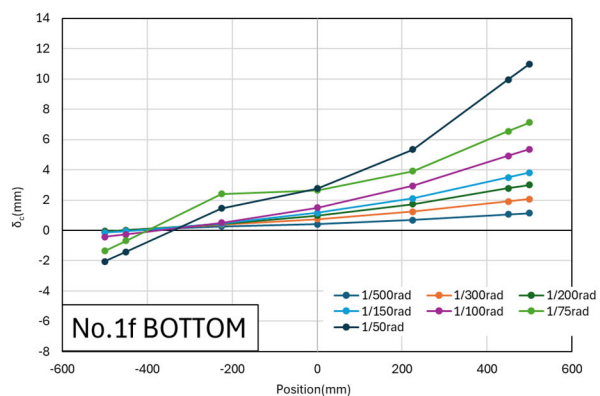
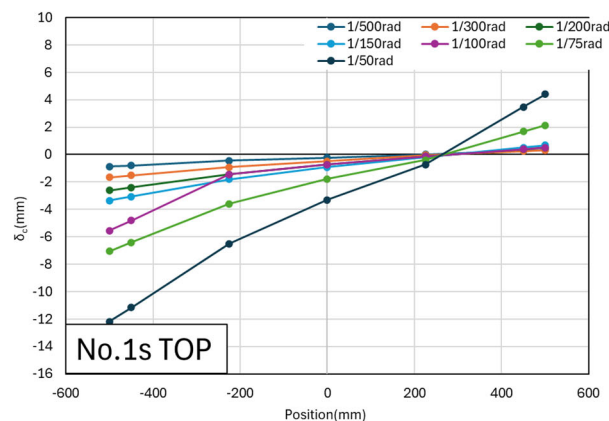
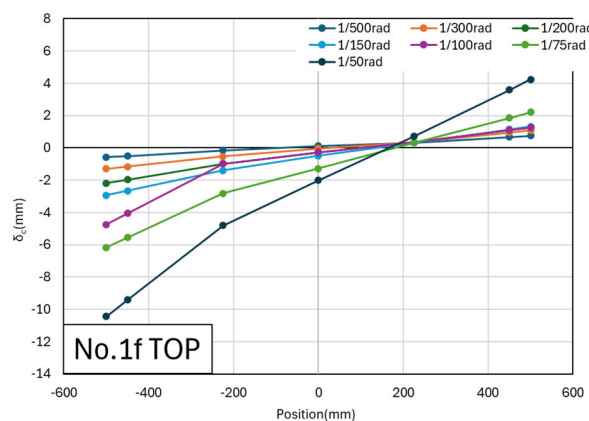


図 3.3-22 正加力時の CLT と上下の相対鉛直変位分布

3.3.7 せん断接合部と支圧部における摩擦抵抗に関する検討

3.3.7.1 検討の目的

本構造システムでは、CLT パネルに支圧力がかかった際に CLT パネルと鋼製ブラケットの間で摩擦力が生じると考えられる。文献¹⁾では、鉛直構面をモデル化する際、壁脚・壁頭のせん断接合部のせん断耐力に、支圧力による摩擦抵抗として、当該力に振動台実験結果等に基づいて算定された摩擦係数 0.3 を乗じた値を加算できるものとしており、摩擦力をせん断耐力要素として考慮することで、効率的なせん断接合部の設計が可能となる。そこで本項では、試験体 No.1f において、CLT パネルと鋼製ブラケットとの間で発生すると考えられる摩擦力および摩擦係数を算定することを目的に検討を行った。

3.3.7.2 検討手法

下記に示す通り、摩擦力と摩擦係数をそれぞれ算定した。

- ・ 上梁と CLT パネルの相対水平変位 δ_{CLT_T}

図 3.3 において CH12、CH13 で示す変位計より算出した値の平均とした。

- ・ 下梁と CLT パネルの相対水平変位 δ_{CLT_B}

図 3.3 において CH14、CH15 で示す変位計より算出した値の平均とする予定であったが、CH14 の計測結果に CLT 端部の破壊によると考えられる計測値が見られたため、CH15 より得られた値とした。

- ・ 摩擦力 f

式 3.3.6.2-1 に示すように、構造実験で得られた CLT の負担せん断力 Q_{CLT} —上・下梁と CLT パネルの相対水平変位 δ_{CLT_T} ・ δ_{CLT_B} 関係曲線から、せん断接合部の要素試験で得られたせん断接合部にかかる荷重 P_{joint} —CLT パネルと挿入鋼板の相対鉛直変位 δ_a 関係曲線を差し引いて算出した。せん断接合部の要素試験では、2 つの方法で CLT パネルの変位を計測したが、3.3.4.2 (2) に示したように、これらはほぼ一致していたため、算出には、CLT パネルと挿入鋼板の相対鉛直変位 δ_a を用いた。

$$f = Q_{CLT} - P_{joint} \quad (\text{式 3.3.6.2-1})$$

ここで Q_{CLT} 、 P_{joint} は、それぞれに対する変位が同一のときの値を用いる。

- ・ 摩擦係数 μ

式 3.3.6.2-2 に示すように、得られた摩擦力 f —変位関係曲線と、構造実験で得られた、CLT パネルにかかる支圧力 C —上・下梁と CLT パネルの相対水平変位 δ_{CLT_T} ・ δ_{CLT_B} 関係曲線より、摩擦力 f を支圧力 C で除して算出した。

$$\mu = \frac{f}{C} \quad (\text{式 3.3.6.2-2})$$

ここで、 f 、 C は、それぞれに対する変位が同一のときの値を用いる。

参考文献

- 1) 「2016 年版 CLT を用いた建築物の設計施工マニュアル 2021 年構造・材料増補版」, (公財) 日本住宅・木材技術センター, 2021

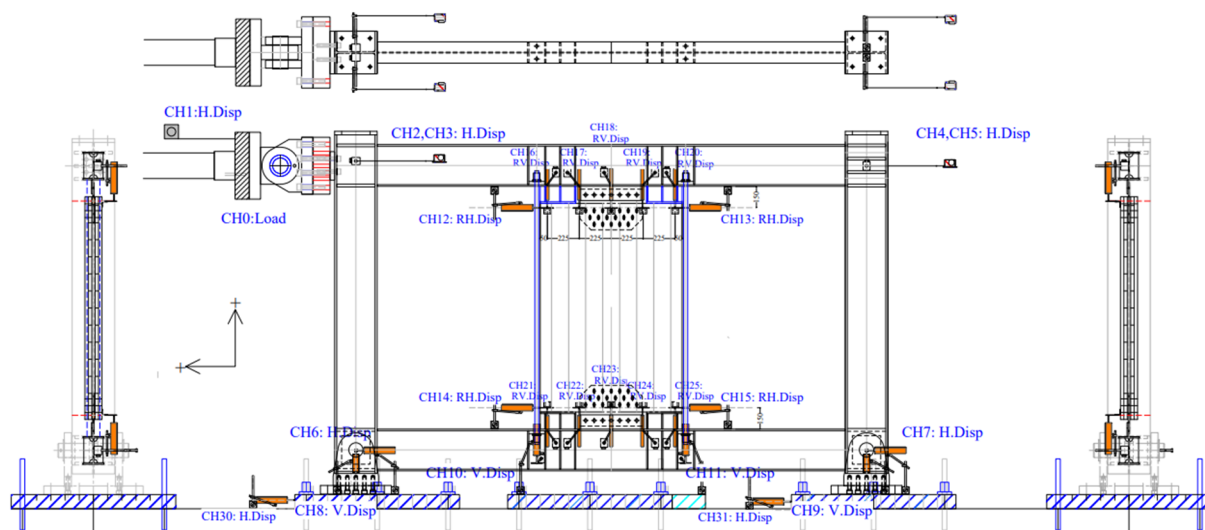
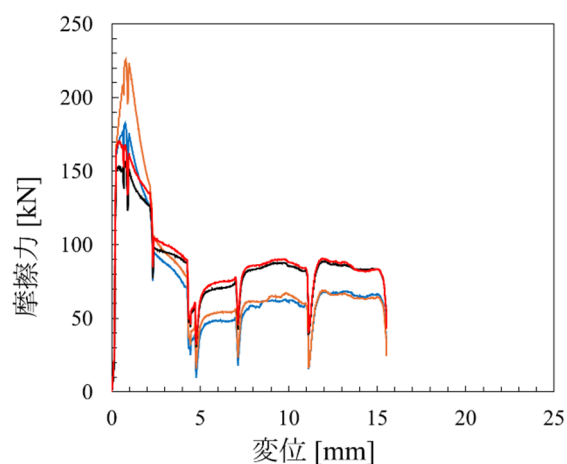


図 3.3-23 計測方法 (No. 1b、No. 1f)

3.3.7.3 検討結果

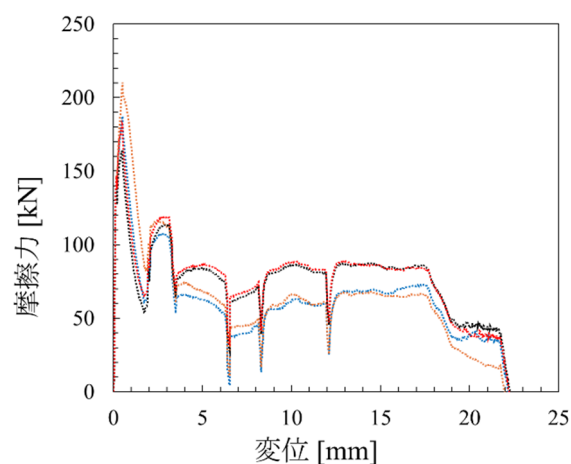
図 3.3、図 3.3 に算出した摩擦力—CLT パネルの水平変位関係曲線を示す。図 3.3 に示すように、上梁と CLT パネルの相対水平変位を用いて算出した摩擦力のうち、せん断接合部 SJ-01-A、SJ-01-B の要素実験結果を用いて算出した摩擦力は 40~70 kN 程度であり、せん断接合部 SJ-02-A、SJ-02-B の要素実験結果を用いて算出した摩擦力は 60~90 kN 程度であった。また、図 3.3 に示すように、下梁と CLT パネルの相対水平変位を用いて算出した摩擦力で、せん断接合部 SJ-01-A、SJ-01-B の要素実験結果を用いて算出した摩擦力は 60~70 kN 程度であり、せん断接合部 SJ-02-A、SJ-02-B の要素実験結果を用いて算出した摩擦力は 80~90 kN 程度であった。

図 3.3、図 3.3 に算出した摩擦係数—CLT パネルの水平変位関係曲線を示す。図 3.3 に示すように、上梁と CLT パネルの相対水平変位を用いて算出した摩擦係数で、せん断接合部 SJ-01-A、SJ-01-B の要素実験結果を用いて算出した摩擦係数は 0.15 程度であり、せん断接合部 SJ-02-A、SJ-02-B の要素実験結果を用いて算出した摩擦係数は 0.21 程度であった。また、図 3.3 に示すように、下梁と CLT パネルの相対水平変位を用いて算出したもので、せん断接合部 SJ-01-A、SJ-01-B の要素実験結果を用いて算出した摩擦係数は 0.15 程度であり、せん断接合部 SJ-02-A、SJ-02-B の要素実験結果を用いて算出した摩擦係数は 0.21 程度であった。算定した摩擦係数は、文献¹⁾で示される摩擦係数 0.3 よりも小さく、また、実験計画で想定し 0.4 よりも小さくなった。本検討では、構造実験で得られた CLT の負担せん断力 Q_{CLT} から要素試験で得られたせん断接合部にかかる荷重 P_{joint} を引いた値を摩擦力としているが、せん断接合部の要素実験における最大耐力は降伏耐力の計算値の約 2 倍程度であり、摩擦力の負担分が小さく算定されたのが一因である。また、構造実験では CLT パネルが回転しているが、要素実験では CLT パネルに回転が生じないように加力しており、構造実験と要素実験での変形状態がやや異なっている。要素実験で構造実験時の変形状態を再現できておらず、回転しながらせん断力に抵抗する場合の性能曲線を評価できていないことも考えられ、架構実験時に作用していた摩擦力を正確には算定できていない可能性もある。



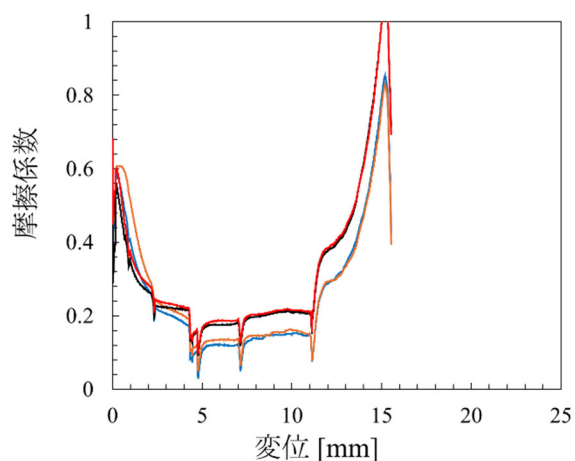
— SJ-01-Aの結果より算出 — SJ-02-Aの結果より算出
— SJ-01-Bの結果より算出 — SJ-02-Bの結果より算出

図 3.3-24 上梁と CLT パネルの相対水平変位より算出した摩擦力－変位関係曲線



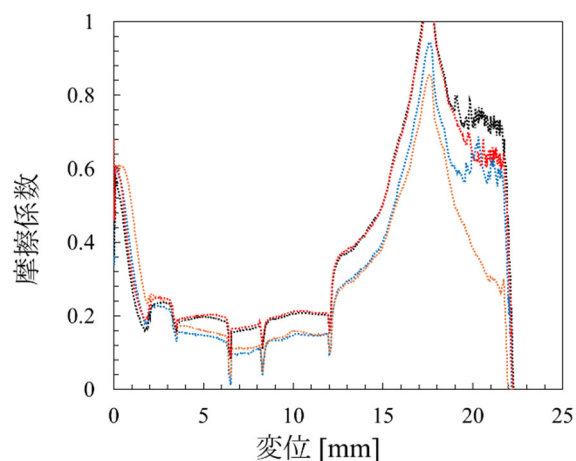
..... SJ-01-Aの結果より算出 SJ-02-Aの結果より算出
..... SJ-01-Bの結果より算出 SJ-02-Bの結果より算出

図 3.3-25 下梁と CLT パネルの相対水平変位より算出した摩擦力－変位関係曲線



— SJ-01-Aの結果より算出 — SJ-02-Aの結果より算出
— SJ-01-Bの結果より算出 — SJ-02-Bの結果より算出

図 3.3-26 上梁と CLT パネルの相対水平変位より算出した摩擦係数－変位関係曲線



..... SJ-01-Aの結果より算出 SJ-02-Aの結果より算出
..... SJ-01-Bの結果より算出 SJ-02-Bの結果より算出

図 3.3-27 下梁と CLT パネルの相対水平変位より算出した摩擦係数－変位関係曲線

3. 4 解析検討

本節では、試験体をモデル化して実施した静的弾塑性解析について、架構実験の再現性の検証、CLT 支圧部とせん断接合部の挙動について解析結果による詳細な検討を実施した。その上で、CLT 支圧部において発生する摩擦抵抗のモデル化と試験体のモデルにおける CLT をブレース要素に置換するモデル化を実施し、検討を行った。

3. 4. 1 解析モデル

図 3.4-1 に架構実験の試験体の解析モデル概要を示す。CLT パネルは線材弾性要素とし、上下端に CLT 幅と同じ長さを持つ剛体を設けた。また、本構造システムにおける CLT は原理的に曲げ変形を生じないため、断面 2 次モーメントを極大 ($I = \infty$) とした。

鉄骨梁要素と CLT 剛体要素との境界には支圧挙動を模擬したバネ要素（以降支圧バネと表記）を境界の幅に等間隔で設け、完全弾塑性バイリニア特性を与えた。支圧剛性については文献¹⁾に従い設定した。

また、CLT の中央部にせん断接合部の挙動を模擬したバネ要素（以降せん断バネと表記）を設けた。せん断バネについてはバイリニア特性を与えてモデル化した。初期剛性、降伏耐力、降伏後の挙動については文献²⁾に従い設定した。

鉄骨の柱、梁、鉄筋は線材要素とし、弾塑性特性はバイリニア型とした。構造システム上の鉄筋については同等の性能を持つ鋼材の、上下端をピン接合とすることによって引張専用部材としてモデル化した。柱・梁とも部材耐力に曲げモーメントと軸力の相関関係を考慮した。また、梁の曲げヒンジは危険断面位置に発生するものとして設定した。

CLT を表現した線材要素のせん断特性を弾性とし、支圧バネを弾塑性として、せん断耐力に左右されず大変形時まで CLT の支圧部の挙動を解析的に把握できるようにしている。また、CLT がせん断耐力に達する時はせん断バネの挙動から把握できる。

解析には Midas iGen(ver.945R1x)を用いた。

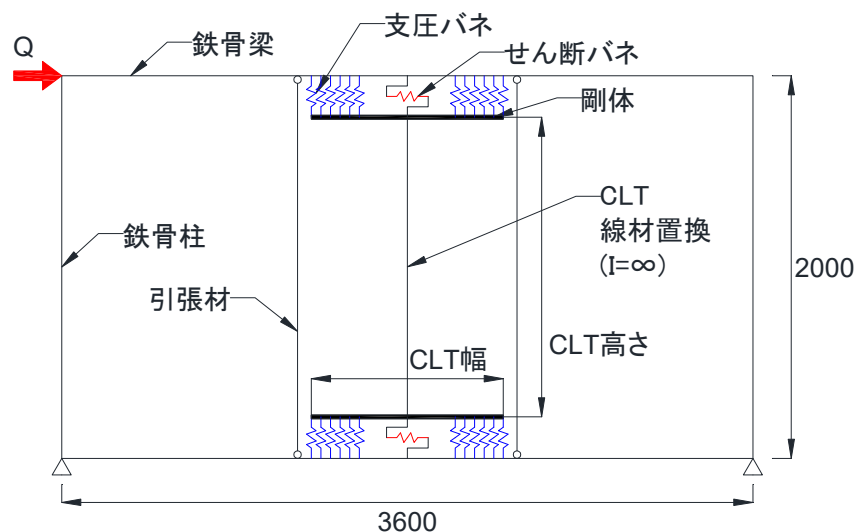


図 3.4-1 解析モデル概要

せん断接合部のせん断バネは文献²⁾を参考に性能を設定した。試験体のせん断接合部は鋼板挿入型ドリフトピン接合であり、接合部の降伏耐力 P_y はドリフトピン1本あたりの降伏耐力 p_y を接合部のドリフトピンの本数(n)倍することによって算定される。ドリフトピン1本あたりの降伏耐力 p_y については表 3.4-2 により決定する。

$$P_y = n \cdot p_y \quad (\text{式 3.4.4-1})$$

また、初期剛性 K_s については、鋼板に設けるドリフトピン打ち込み用の先孔をドリフトピンの径より大きくすることから初期滑りが生じるため、クリアランス寸法を d_0 、ドリフトピン1本あたりの初期剛性を k として、初期滑りを加味した剛性を下式より算定する。ドリフトピン1本あたりの初期剛性 k については表 3.4-3 により決定する。

$$K_s = n \cdot \alpha \cdot k \quad (\text{式 3.4.4-2})$$

$$\alpha = \frac{k'}{k} \quad (\text{式 3.4.1-3})$$

$$k' = \frac{p_y}{\frac{d_0}{2} + \frac{p_y}{k}} \quad (\text{式 3.4.1-4})$$

接合部降伏後の2次勾配 K_s' は初期剛性の8%としている。

$$K_s' = 0.08K_s \quad (\text{式 3.4.1-5})$$

試験体の条件として、CLTは樹種がJ3、層構成はS60-5-5、ラミナ厚24mm、せん断力の作用方向は弱軸方向、ドリフトピン径は12mmである。よって表 3.4-2 により $p_y = 15.9(\text{kN})$ 、表 3.4-3 により $k = 22.8(\text{kN/mm})$ 、 $d_0 = 1\text{mm}$ とした。

よって、(式 3.4.1-4) より、

$$k' = \frac{p_y}{\frac{d_0}{2} + \frac{p_y}{k}} = \frac{15.9}{\frac{1}{2} + \frac{15.9}{22.8}} = 13.3\text{kN/mm}^2$$

となる。

また式 3.4.1-6 に支圧バネに用いる支圧剛性の計算式を示す。

$$k_c = \frac{E_c}{290} \quad (\text{式 3.4.1-6})$$

試験体では、3.2.1 を参照して $E_c = 4759(\text{N/mm}^2)$ とし、

$$k_c = 4759/290 = 16.4(\text{kN/mm}^3)$$

とした。

表 3.4-2 ドリフトピン 1 本あたりの降伏荷重 (400N/mm² 級・弱軸)

ドリフトピン1本 あたりの降伏荷重 p_y (kN)			軸方向 / 等級 / ドリフトピン径(mm)														
			弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸
			J3	J3	J3	J3	J3	J2	J2	J2	J2	J2	J1	J1	J1	J1	J1
層 構成	ラミナ 厚	CLT厚 (mm)	12	16	20	24	30	12	16	20	24	30	12	16	20	24	30
3-3	30.0	90	13.7	20.8	23.7	22.9	21.0	15.2	22.8	27.4	26.5	24.3	16.7	24.6	31.1	30.1	27.5
3-3	35.0	105	14.9	22.0	29.0	28.8	27.4	16.7	24.2	33.5	33.3	31.7	18.4	26.4	36.2	37.8	36.0
3-4	22.5	90	14.9	23.1	28.6	29.5	30.3	16.6	25.3	33.0	34.1	35.1	18.3	27.5	37.5	38.7	39.8
3-4	26.3	105	16.3	24.4	34.7	36.5	38.5	18.2	27.0	38.0	42.2	44.5	20.2	29.5	41.1	47.9	50.5
3-4	30.0	120	17.7	25.9	36.2	43.4	46.4	19.9	28.8	39.8	50.1	53.6	22.1	31.7	43.4	56.7	60.9
3-4	37.5	150	19.3	29.4	39.9	51.8	62.4	20.7	33.0	44.3	57.1	72.2	22.1	36.6	48.6	62.2	81.9
5-5	21.0	105	14.8	23.2	34.3	39.7	44.9	16.5	25.5	37.3	45.9	51.9	18.2	27.8	40.3	52.1	59.0
5-5	24.0	120	15.9	24.1	34.9	46.0	52.0	17.8	26.7	38.2	52.8	60.1	19.3	29.2	41.4	56.9	68.3
5-5	30.0	150	16.5	26.4	36.8	49.8	66.2	17.6	29.5	40.6	54.6	76.5	18.5	32.6	44.4	59.2	85.9
5-5	36.0	180	16.0	29.2	39.2	51.8	74.6	17.0	31.3	43.7	57.1	81.6	18.0	33.0	48.0	62.3	88.3
5-7	21.4	150	17.4	26.0	35.8	47.7	55.4	18.5	29.1	39.6	52.3	64.1	19.6	32.2	43.4	56.9	72.7
5-7	25.7	180	16.9	28.9	38.6	50.1	67.5	18.0	32.6	43.0	55.4	77.1	19.1	35.2	47.5	60.7	83.8
5-7	30.0	210	16.5	30.3	41.8	53.1	72.9	17.6	32.4	46.9	59.1	80.4	18.5	34.3	52.1	65.1	87.8
5-7	34.3	240	16.5	30.3	41.8	53.1	72.9	17.6	32.4	46.9	59.1	80.4	18.5	34.3	52.1	65.1	87.8
7-7	21.4	150	16.5	24.1	32.5	42.4	55.6	17.8	26.8	35.6	45.9	64.3	19.1	29.5	38.7	49.3	69.4
7-7	25.7	180	16.9	26.9	35.0	44.4	62.3	18.3	30.2	38.7	48.4	67.2	19.7	32.3	42.4	52.4	71.8
7-7	30.0	210	17.3	28.4	38.0	46.9	64.1	18.8	30.7	42.3	51.5	69.3	20.2	32.8	46.6	56.0	74.2
7-7	34.3	240	17.8	28.9	41.2	49.7	66.0	19.3	31.3	45.9	55.0	71.5	20.8	33.7	49.0	60.2	76.7
9-9	23.3	210	17.1	30.9	42.0	53.9	75.9	18.3	33.4	47.2	59.8	83.0	19.4	35.6	52.3	65.7	90.0
9-9	26.7	240	16.8	30.8	45.5	57.0	77.7	17.9	33.1	51.1	63.7	85.6	18.9	35.0	54.8	70.4	93.5

・ S60・Mx60・Mx90・Mx120 : J3、S90 : J2、S120 : J1 : 木規準 表6.2の樹種グループ (P.223) と対応

・ 400級材は (F=235N/mm²)、490級材は (F=325N/mm²)

・ 支圧強度は木規準 Sawata式、比重はS60 : 0.32、S90 : 0.37、S120 : 0.42

表 3. 4-3 ドリフトピン1本あたりの初期剛性（弱軸）

ドリフトピン1本 あたりの初期剛性k (kN/mm)			軸方向 / 等級 / ドリフトピン径(mm)														
			弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸	弱軸
			S60	S60	S60	S60	S60	S90	S90	S90	S90	S90	S120	S120	S120	S120	S120
層 構成	ラミナ 厚	CLT厚 (mm)	12	16	20	24	30	12	16	20	24	30	12	16	20	24	30
3-3	30.0	90	16.6	16.8	16.1	14.5	13.4	24.4	25.0	24.0	21.8	20.0	31.8	33.0	31.9	29.0	26.7
3-3	35.0	105	19.1	20.1	19.7	18.4	17.3	27.6	29.7	29.4	27.5	26.0	35.6	39.0	39.0	36.5	34.6
3-4	22.5	90	20.9	21.6	21.1	19.7	18.7	30.5	32.1	31.6	29.5	28.0	39.6	42.4	42.0	39.3	37.3
3-4	26.3	105	23.7	25.5	25.6	24.4	23.5	34.0	37.7	38.1	36.5	35.2	43.6	49.4	50.4	48.5	46.9
3-4	30.0	120	25.7	29.1	29.8	29.0	28.3	36.3	42.4	44.2	43.2	42.4	46.2	55.1	58.2	57.3	56.4
3-4	37.5	150	28.2	34.4	37.3	37.7	37.7	39.2	49.0	54.4	55.7	56.3	49.5	62.5	70.6	73.2	74.6
5-5	21.0	105	21.9	25.3	26.6	26.9	27.2	30.8	37.1	39.5	40.2	40.8	39.0	48.3	52.2	53.5	54.3
5-5	24.0	120	22.8	28.0	30.2	30.9	31.5	31.4	40.4	44.5	46.1	47.1	39.2	51.9	58.4	61.0	62.6
5-5	30.0	150	22.9	31.2	36.0	38.2	39.7	30.9	43.4	51.9	56.2	59.1	38.1	54.5	66.7	73.6	78.1
5-5	36.0	180	22.3	32.0	39.5	44.1	47.2	29.9	43.4	55.4	63.5	69.6	36.9	53.8	69.7	81.8	91.2
5-7	21.4	150	22.5	28.5	31.6	33.0	33.9	31.2	40.5	46.1	48.8	50.5	39.2	51.6	59.9	64.2	67.0
5-7	25.7	180	23.1	30.5	35.8	38.7	40.6	31.8	42.6	51.1	56.4	60.2	39.9	53.7	65.4	73.3	79.4
5-7	30.0	210	23.4	31.5	38.4	43.1	46.7	32.1	43.6	53.8	61.8	68.5	40.0	54.8	68.1	79.3	89.4
5-7	34.3	240	23.5	32.1	39.8	46.1	51.8	31.8	44.2	55.3	65.1	75.0	39.2	55.5	69.6	82.7	96.8
7-7	21.4	150	20.5	27.6	31.8	33.0	33.5	27.6	37.8	45.2	48.0	49.7	34.1	46.9	57.4	62.3	65.4
7-7	25.7	180	20.6	28.3	34.9	38.5	41.0	28.1	38.0	48.0	54.7	59.9	35.2	46.8	59.7	69.4	78.0
7-7	30.0	210	21.2	28.2	36.0	41.9	47.1	29.3	38.1	48.5	57.9	67.6	36.9	47.3	59.8	72.1	86.5
7-7	34.3	240	22.0	28.5	36.1	43.4	51.5	30.6	38.8	48.5	58.8	72.3	38.7	48.7	59.9	72.5	90.9
9-9	23.3	210	23.6	32.0	40.9	48.5	55.3	32.6	43.8	56.0	67.8	79.7	41.0	54.9	69.8	85.3	102.4
9-9	26.7	240	24.0	32.2	41.0	49.9	59.6	33.0	44.4	56.0	68.6	84.2	41.2	55.9	70.0	85.6	106.7

・ラミナのヤング係数はJASの等級区分ラミナの平均値(M120：12GPa、M90：9GPa、M60：6GPa、M30：3GPa)

・ラミナの支圧剛性は木規準P233の平井小松式により求めた

・区切りの良いCLT厚さに対し、ラミナ厚 t が $20\text{mm} \leq t \leq 40\text{mm}$ となるように、層構成とラミナ厚を決定した

図 3.4-2 に示すように CLT の負担せん断力 Q_{CLT} を鋼板挿入型ドリフトピン接合の負担分 Q_{DP} と、CLT と製ブラケットの間に発生する摩擦力の負担分 Q_{FR} によって受け持つ力学モデルを考える。

$$Q_{CLT} = Q_{DP} + Q_{FR} \quad (\text{式 3.4.1-7})$$

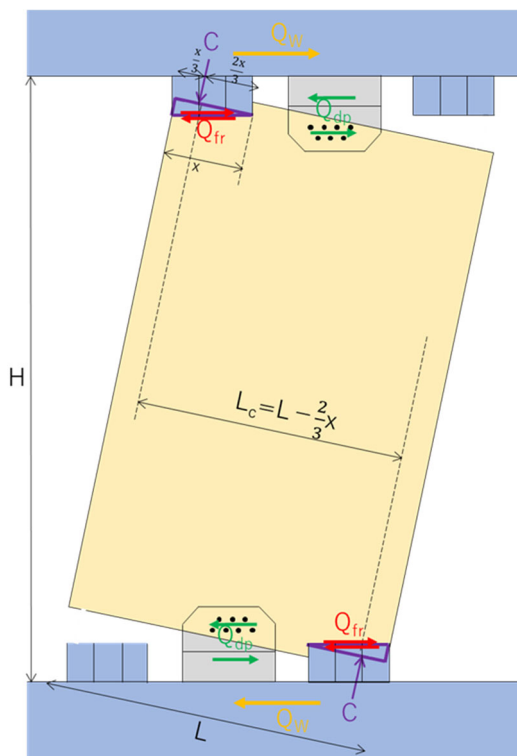


図 3.4-2 摩擦抵抗の考慮

この時、CLT が梁から受ける支圧力 C と、CLT と鋼製ブラケットとの間の摩擦係数 μ を用いて $Q_{FR} = \mu C$ と表すことができる。支圧合力の偶力間距離を L_c と CLT の高さを H と置いたうえで Q_{CLT} と支圧合力 C の力のモーメントのつり合いを考えることにより、式 3.4.1-7 を以下の通りに変形する。

$$Q_{CLT} = Q_{DP} + \mu C \quad (\text{式 3.4.1-8})$$

$$Q_{CLT} = Q_{DP} + \mu \frac{Q_{CLT} \cdot H}{L_c} \quad (\text{式 3.4.1-9})$$

$$Q_{CLT} = \frac{1}{1 - \mu \frac{H}{L_c}} Q_{DP} \quad (\text{式 3.4.1-10})$$

なお、本試験体では、支圧ブラケット幅 ($x = L/4$) において支圧応力度分布が三角形分布となることを想定して、 L_c を求めた。

$$L_c = L - \frac{2}{3} \cdot \frac{L}{4} = \frac{5}{6}L \quad (\text{式 3.4.1-11})$$

図 3.4-3 に示す様に、式 3.4.1-10 における、 $1/(1 - \mu H/L_c)$ を摩擦力の考慮を行った接合部初期剛性、接合部降伏耐力の割増し率として考えることによって、解析モデルにおけるせん断バネの性能を決定した。その結果、No.1f の解析モデルにおけるせん断バネの性能は表 3.4-1 に示す通り No.1b とほぼ同程度となる。

なお、試験体設計の際には耐力予測を目的に、No.1fの摩擦係数は $\mu=0.4$ 、それ以外は $\mu=0.1$ としたが、解析モデルにおいては、No.1fの摩擦係数は文献³⁾を参考に $\mu=0.3$ 、それ以外の試験体は摩擦の考慮を無しとした。

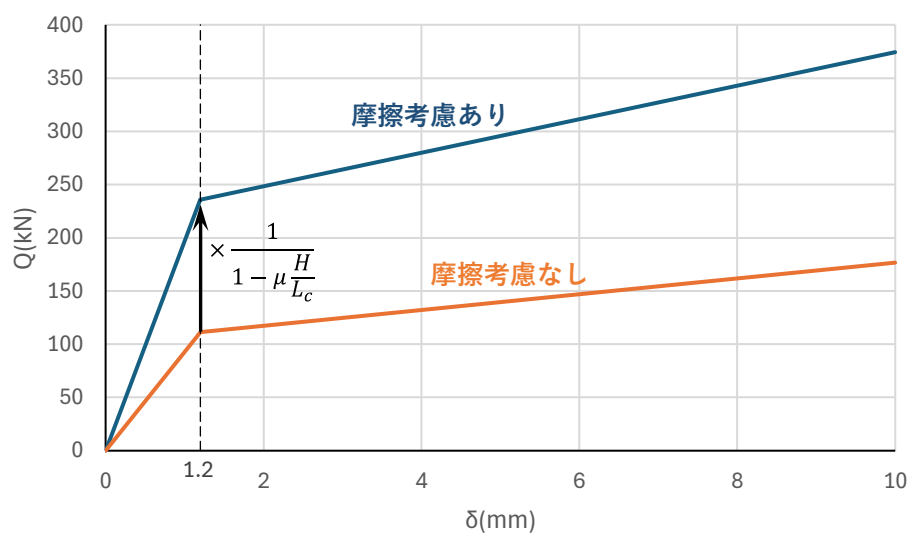


図 3.4-3 セン断接合部バネへの摩擦抵抗の考慮 (No. 1f)

表 3.4-1 に解析モデルの諸元を示す。鋼材の材料特性は工場のミルシート記載の値を用いてモデル化している。CLT の材料特性については材料試験の結果から設定し、せん断弾性係数 G については、3.2.2 の材料試験結果における G_h の下限値を用いた。

表 3.4-1 解析モデルの諸元

試験体				No.1s	No.1a	No.1b	No.1f	No.2a	No.2b
鋼材	ヤング係数	E	(N/mm ²)	205000	205000	205000	205000	205000	205000
	降伏耐力	柱 σ_y	(N/mm ²)	364	364	364	364	364	364
		梁 σ_y	(N/mm ²)	335	335	319	319	335	319
		鉄筋 σ_y	(N/mm ²)	356	462	462	462	452	452
CLT	強軸方向 ヤング係数	E _c	(N/mm ²)	4759	4759	4759	4759	4759	4759
	せん断 弾性係数	G	(N/mm ²)	497.2	497.2	497.2	497.2	497.2	497.2
	CLT幅	L	(mm)	1000	1000	1000	1000	1500	1500
	偶力間距離	L _c	(mm)	833	833	833	833	1250	1250
	CLT高さ	H	(mm)	1566	1566	1466	1466	1566	1466
	アスペクト比	H/L _c		1.88	1.88	1.76	1.76	1.25	1.17
CLT 接合部	支圧剛性	k _c	(N/mm ³)	16.4	16.4	16.4	16.4	16.4	16.4
	支圧耐力	F _c	(N/mm ²)	20.76	20.76	20.76	20.76	20.76	20.76
	ドリフトピン 本数	n	(本)	18	18	18	7	30	30
	せん断接合部 バネ 降伏耐力	p _y	(kN)	15.9	15.9	15.9	15.9	15.9	15.9
		P _y	(kN)	286	286	286	111	477	477
		k'	(kN/mm)	13.3	13.3	13.3	13.3	13.3	13.3
		K _j	(kN/mm)	239.4	239.4	239.4	93.1	399.0	399.0
		δ_y	(mm)	1.20	1.20	1.20	1.20	1.20	1.20
	せん断接合部 バネ 初期剛性 (摩擦考慮)	μ		—	—	—	0.3	—	—
		P _{yf}	(kN)	—	—	—	235.7	—	—
		K _{jf}	(kN/mm)	—	—	—	197.1	—	—

3. 4. 2 荷重-変形関係と破壊モード

図 3.4-4 に No.1a 試験体の解析における層間変形角 $1/150\text{rad}$ 時点の曲げモーメント図を示す。実験において、梁中間位置では適正なモーメントの値が得られなかったためモーメント図の比較はできないが、梁端、柱のモーメントについては実験と解析が概ね一致していることを確認している。

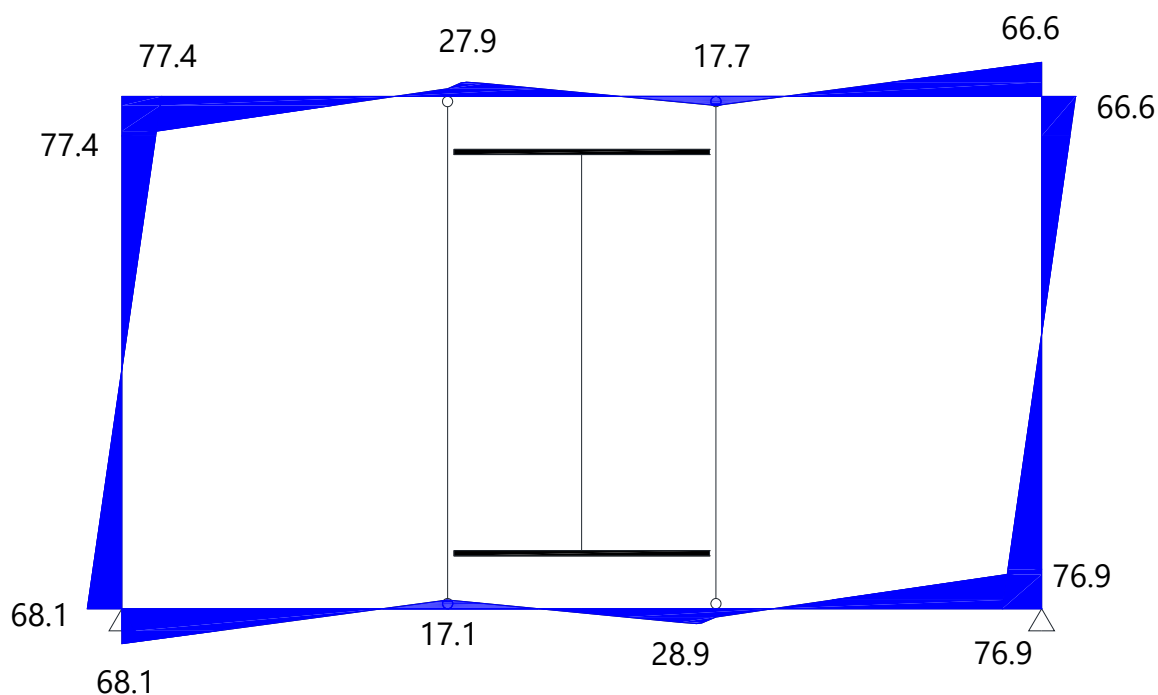


図 3.4-4 モーメント図 (No. 1a 試験体 $R=1/150\text{rad}$ 時点 単位は $\text{kN}\cdot\text{m}$)

図 3.4-5～図 3.4-7 に荷重 Q -層間変形角 δ の関係について解析結果と実験結果を比較して示す。なお、実験結果は正加力側の包絡線を示す。合わせて、図 3.4-8～図 3.4-10 に解析モデル層間変形角 $1/50\text{rad}$ 程度における変形・ヒンジ図を示す。荷重変形曲線、及び変形・ヒンジ図ともせん断破壊により耐力低下を生じるまでは実験結果を概ね良好に再現できている。

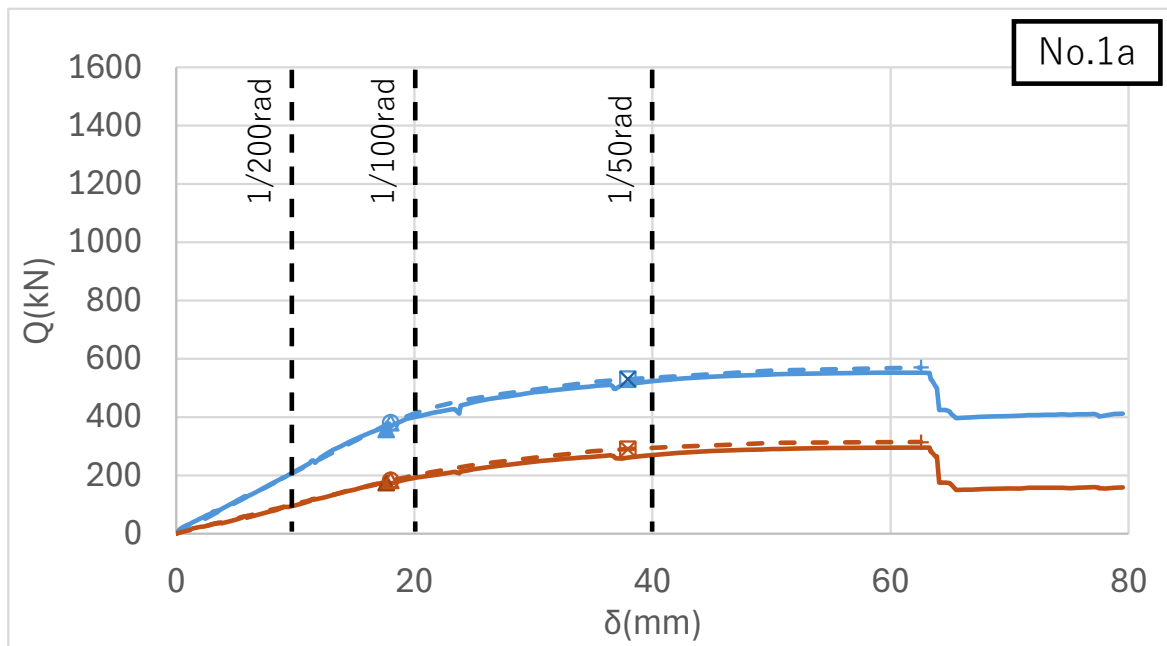
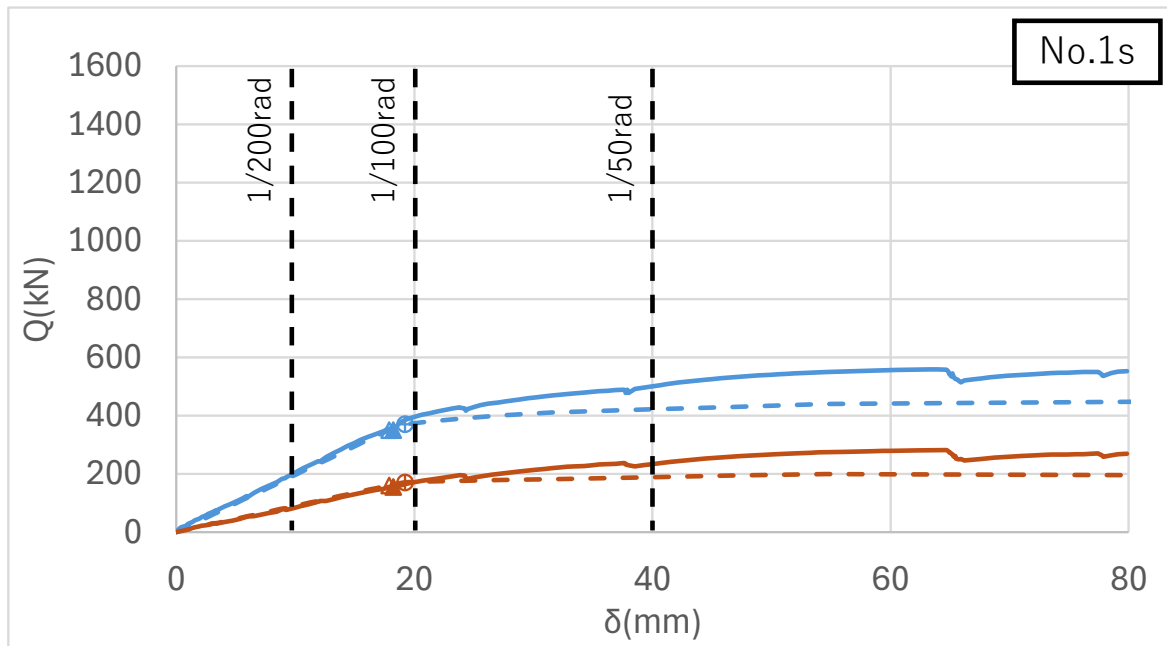


図 3. 4-5 荷重-変形関係

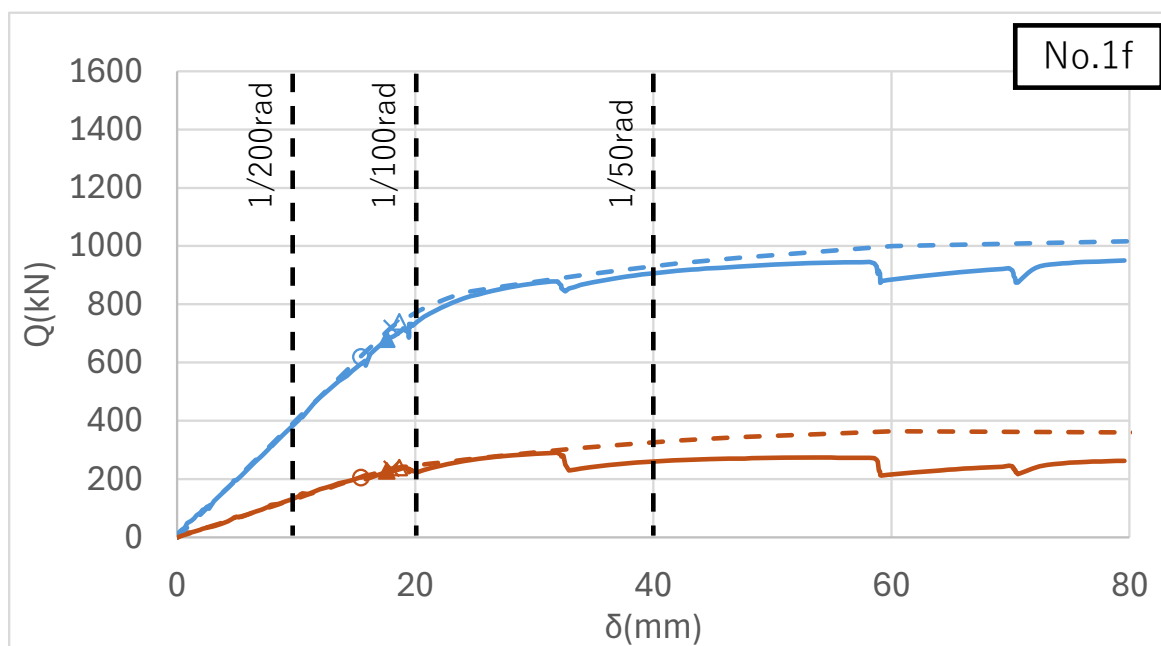
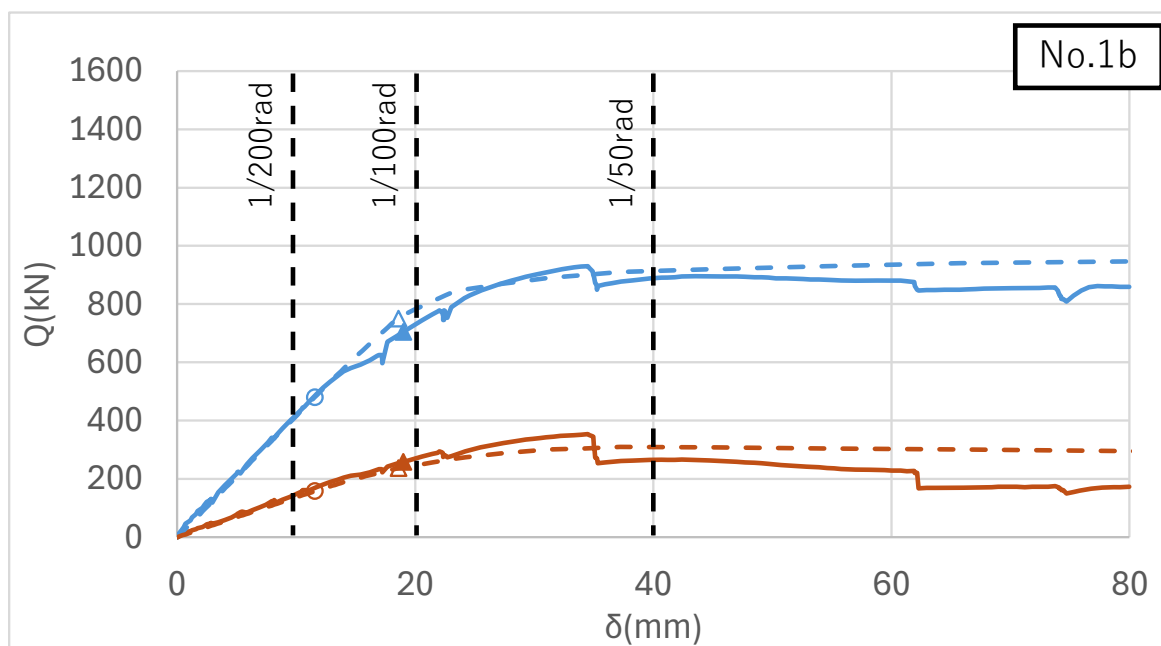


図 3.4-6 荷重-変形関係

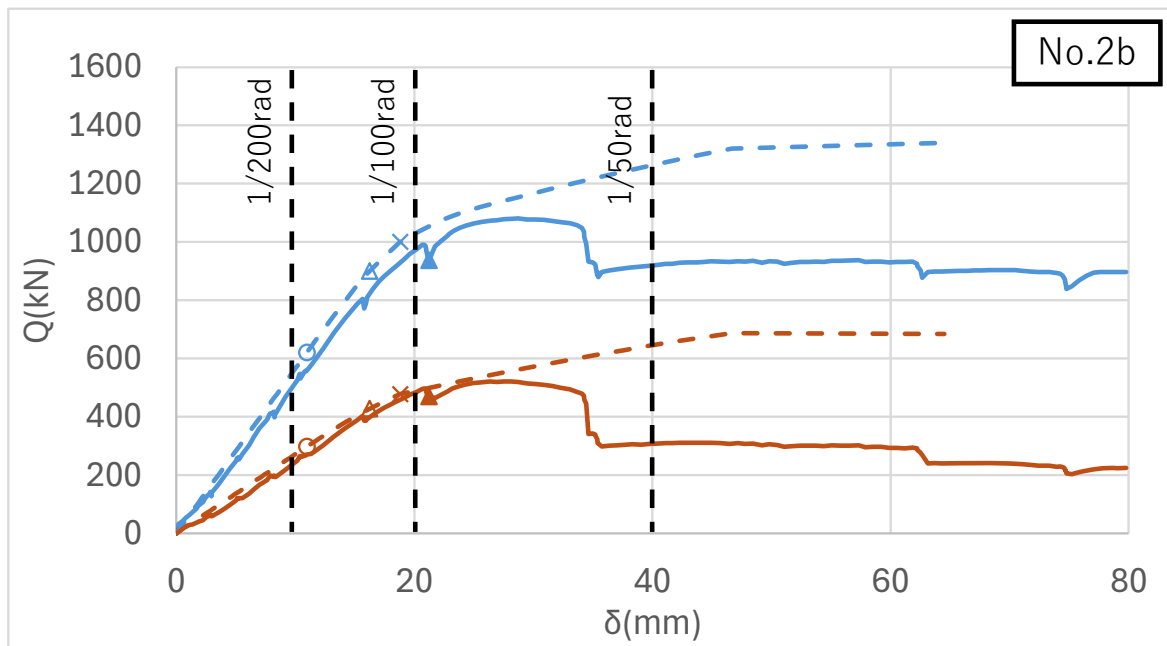
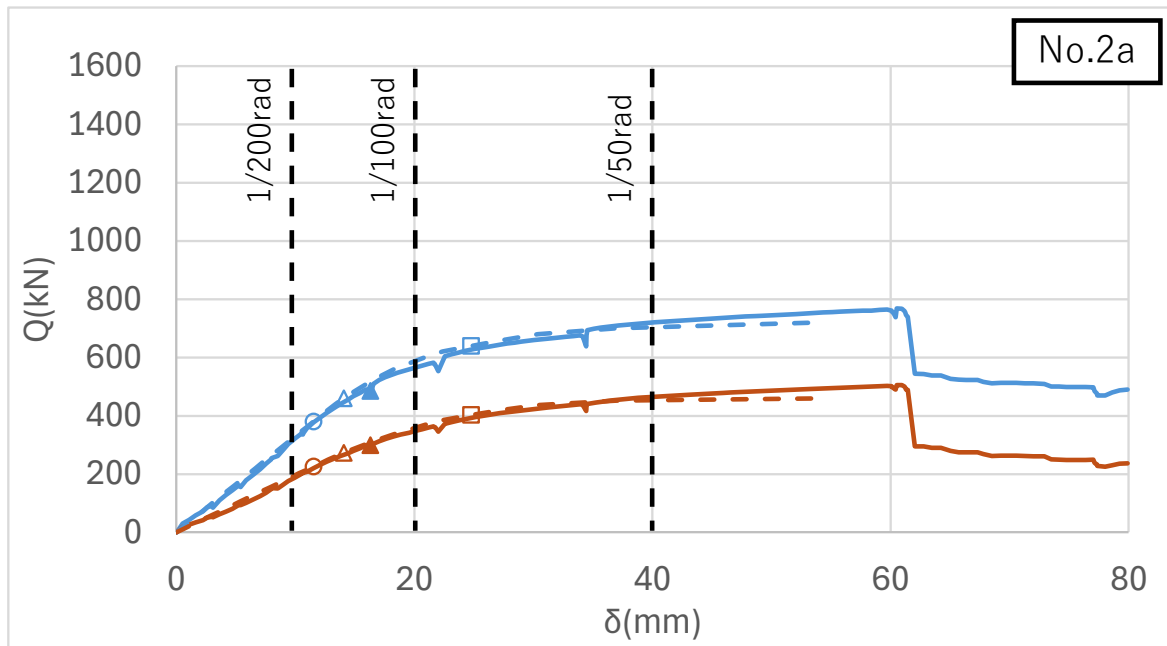
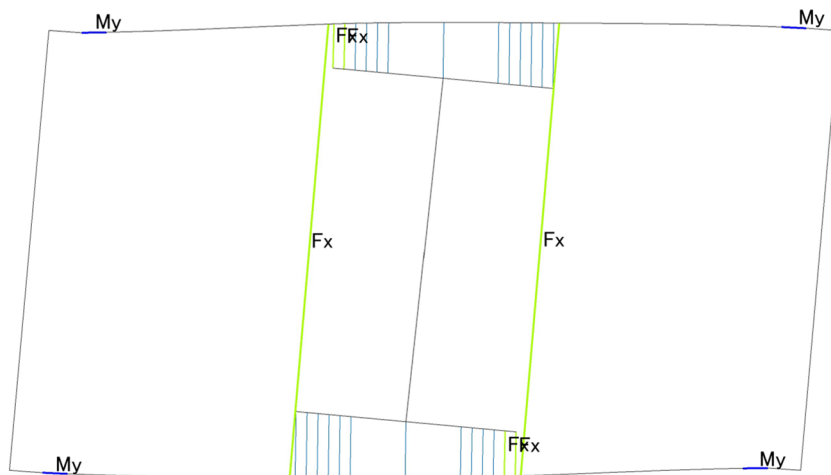


図 3.4-7 荷重-変形関係

No.1s



No.1a

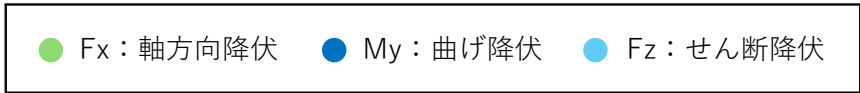
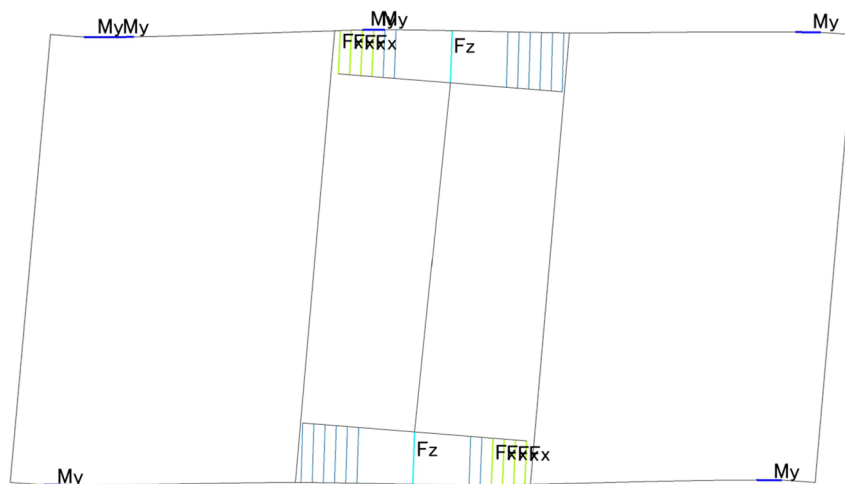
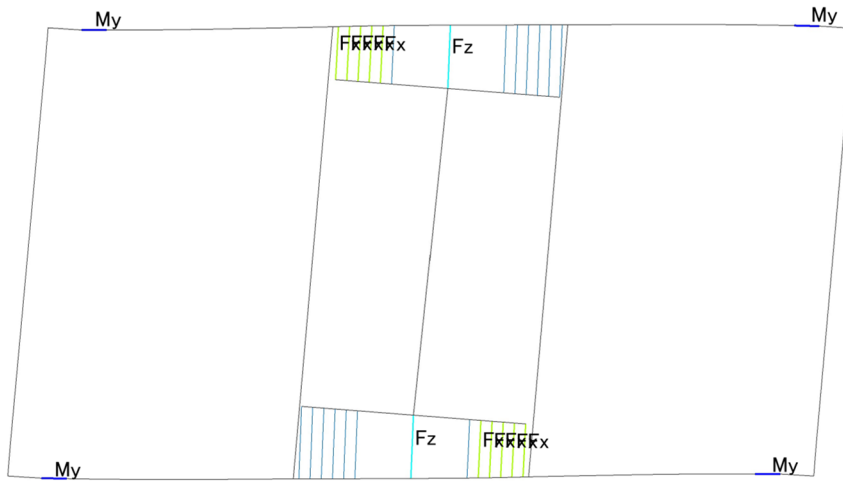
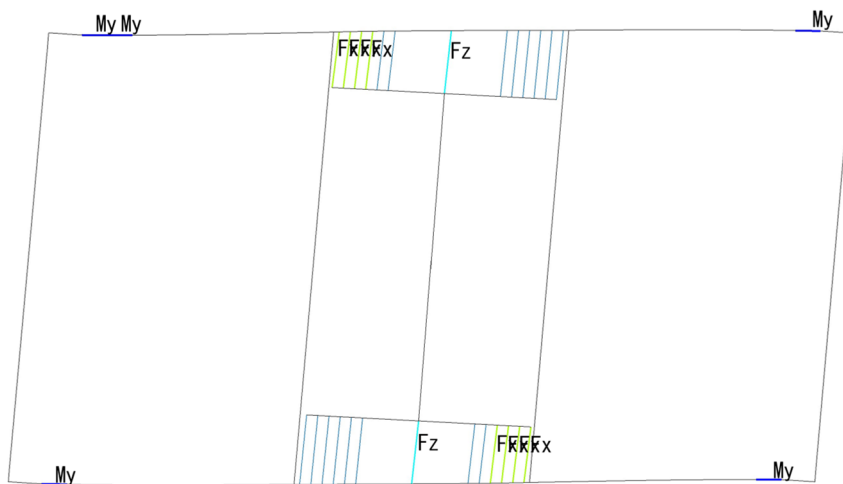


図 3.4-8 解析モデル変形降伏状態図（層間変形角 1/50rad 程度）

No.1b



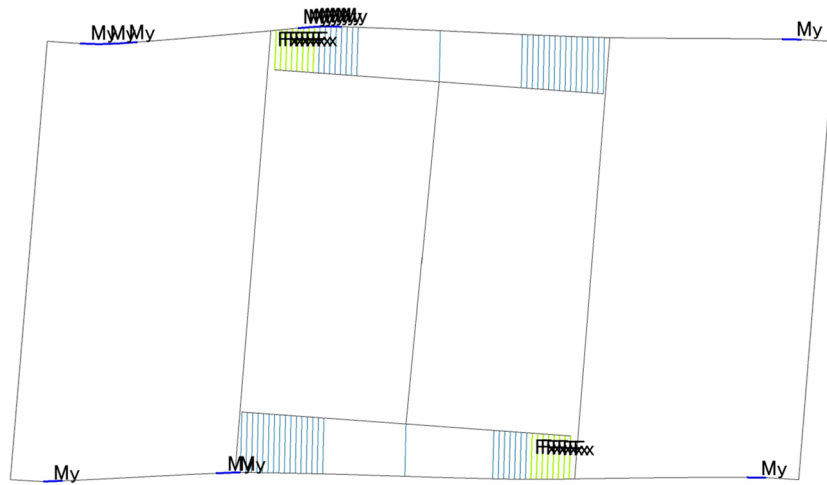
No.1f



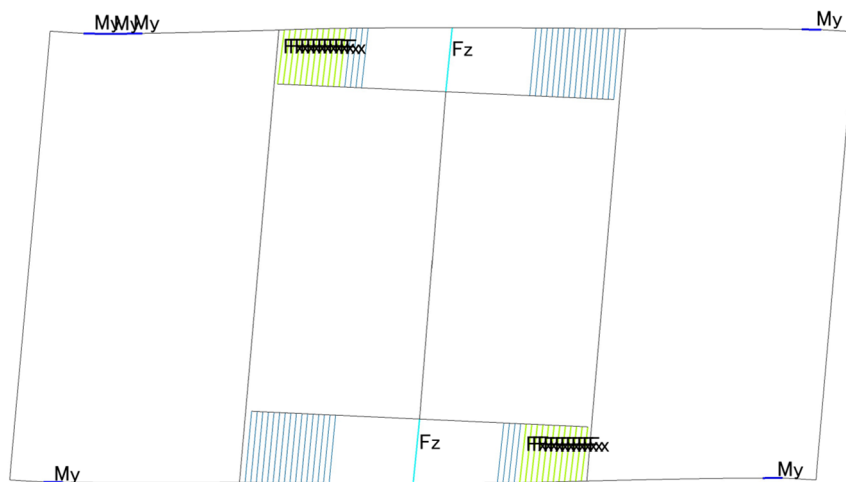
● Fx : 軸方向降伏 ● My : 曲げ降伏 ● Fz : せん断降伏

図 3. 4-9 解析モデル変形降伏状態図（層間変形角 1/50rad 程度）

No.2a



No.2b



● Fx：軸方向降伏 ● My：曲げ降伏 ● Fz：せん断降伏

図 3.4-10 解析モデル変形降伏状態図（層間変形角 1/50rad 程度）

3. 4. 3 支圧部の挙動

試験体における CLT と鉄骨梁による支圧部の挙動を解析で再現するための支圧バネについて、初期剛性（支圧剛性）は文献¹⁾に従い設定し、CLT の材料試験結果における最大応力度で降伏する完全弾性バイリニア特性を与えた。式 3.4.3-1 に支圧バネに用いる支圧剛性の計算式を示す。

$$k_c = \frac{E_c}{290} \quad (\text{式 3.4.3-1})$$

図 3.4-11 に示すように実験データによる支圧剛性は値の評価が困難であるが、概ね式 3.4.3-1 に示す計算において、CLT の強軸方向のヤング係数を材料試験結果に基づき $E_c = 4759(\text{N/mm}^2)$ とすることより求められる支圧剛性（計算値）に適合すると考えられ、これを試験体の支圧剛性として解析モデル上の支圧バネの性能に反映させている。

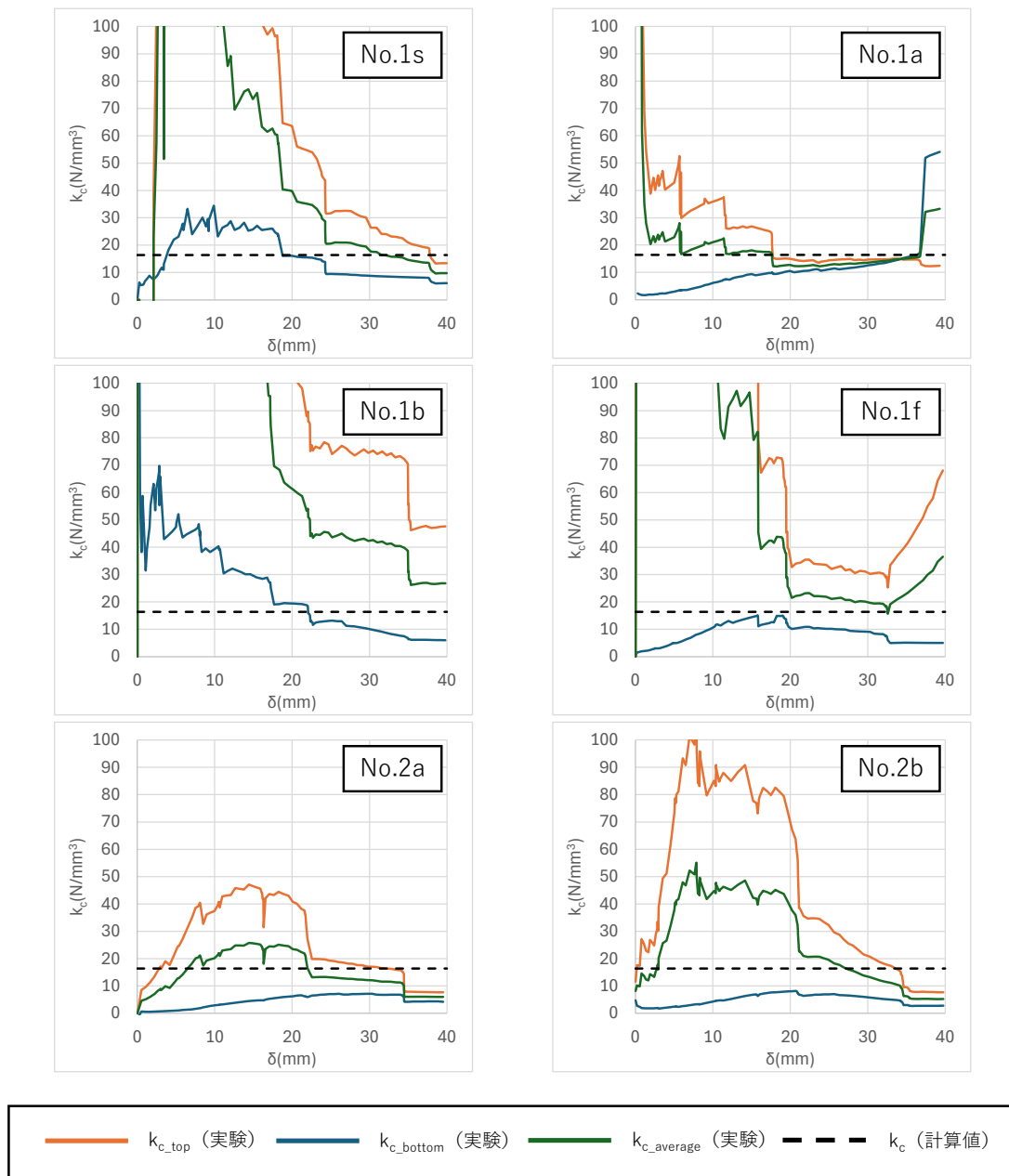


図 3.4-11 支圧剛性の実験値、理論値

支圧部の挙動について確認する。図 3.4-12～図 3.4-13 に試験体を正面から見た際の CLT の左端からの距離Position(mm)と CLT の鉄骨との鉛直相対変位 δ_c (mm)の関係を実験結果と解析結果で並べて示す。実験において全体の荷重-変形関係が弾性、または塑性化後でも CLT の損傷が少ないと考えられる層間変形角1/200rad~1/100rad の範囲において支圧部の挙動を見ると実験結果と解析結果で傾きが概ね再現していることが確認できる。ただし、3.3.6 で述べたように実験結果では支圧ブラケットと CLT の間にクリアランスが残存したため、上側鉄骨梁の相対変位分布が全体的に圧縮側に偏重した結果となっているため、解析結果との差異を生じている。

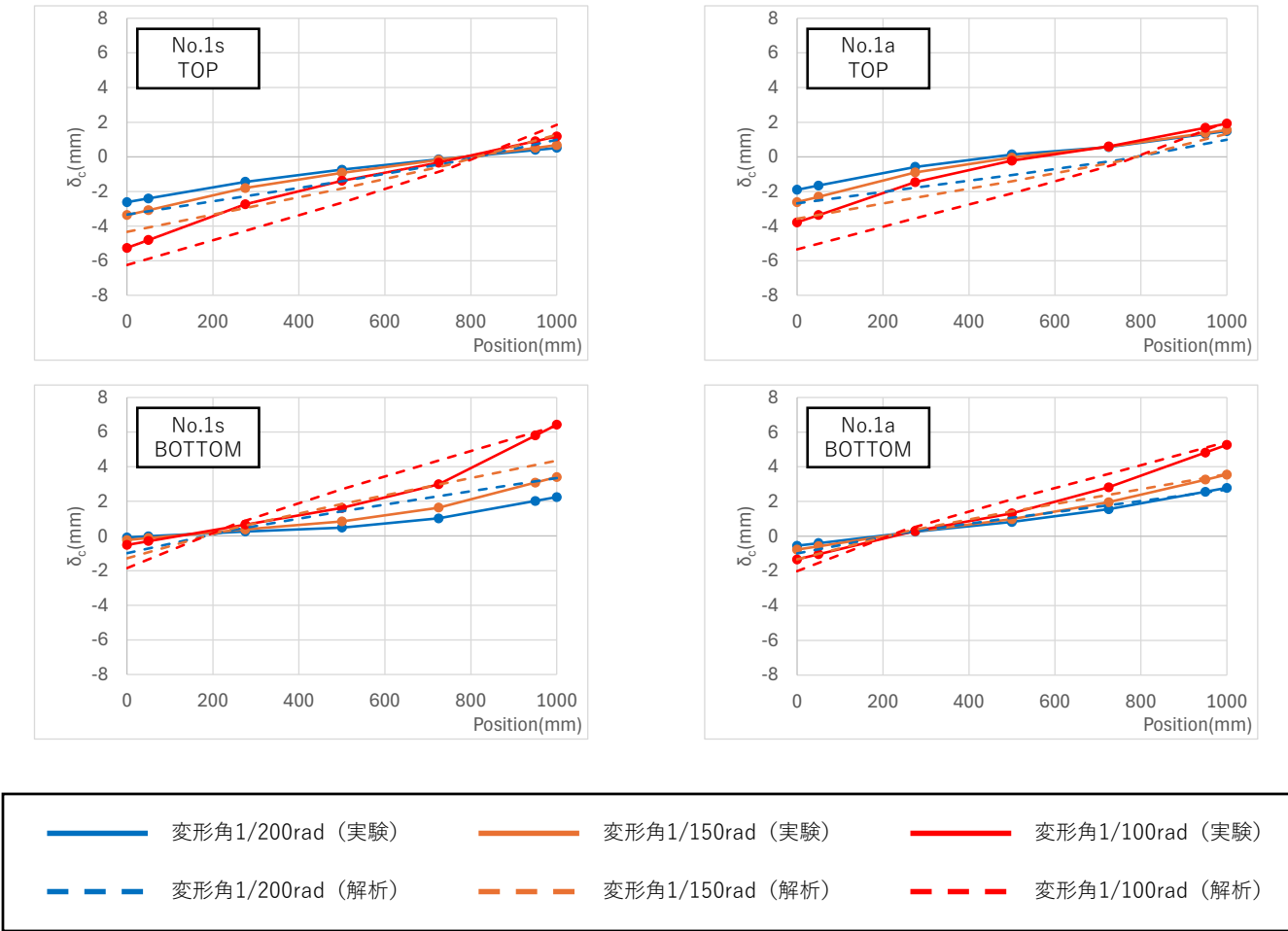


図 3.4-12 鉄骨梁と CLT の鉛直相対変位分布

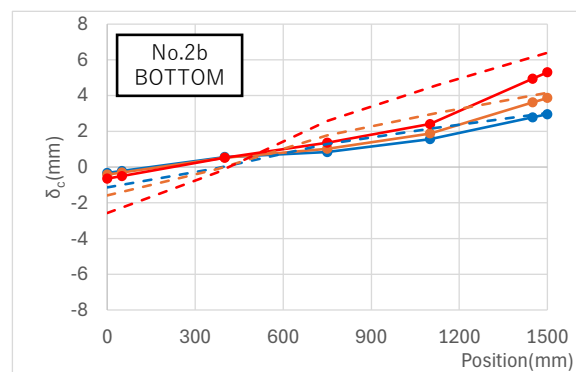
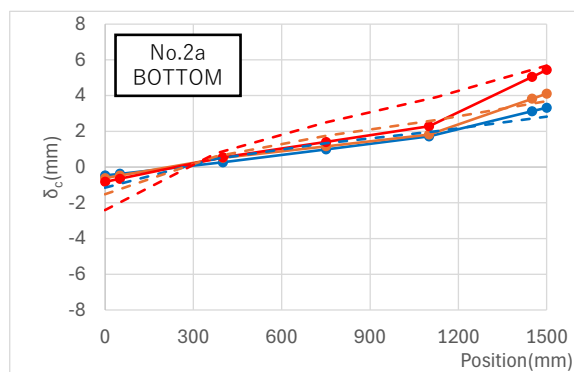
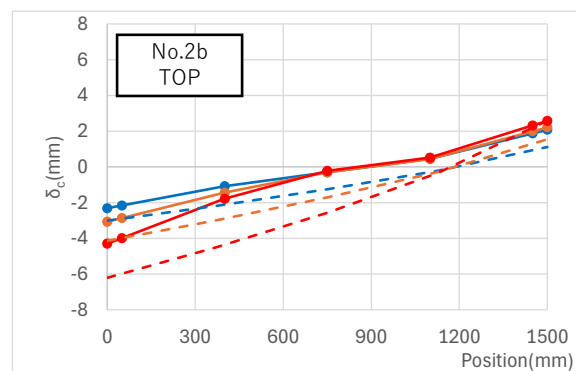
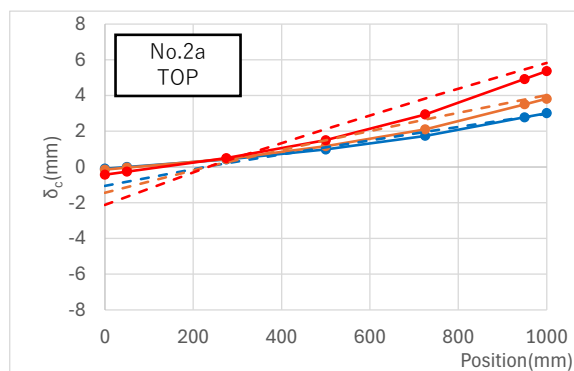
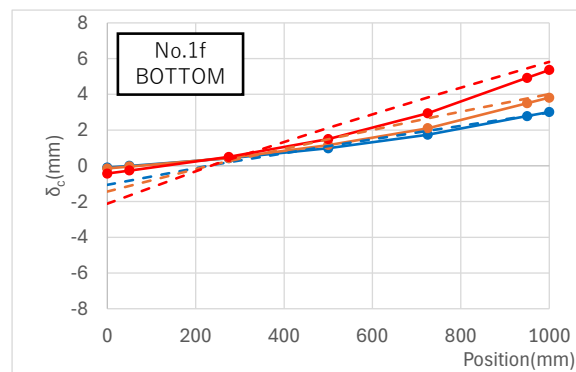
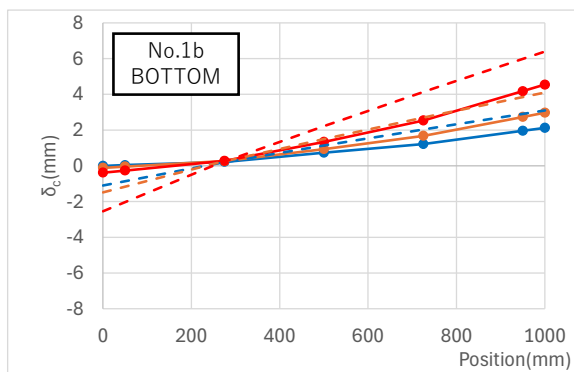
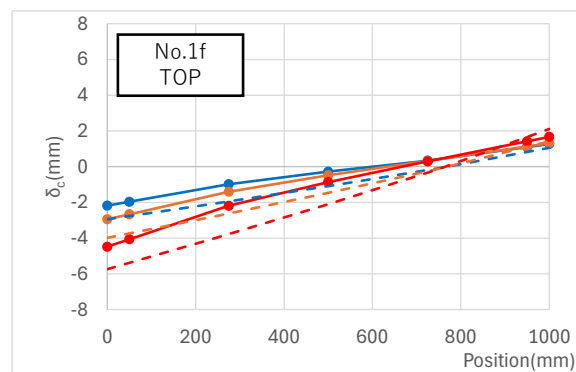
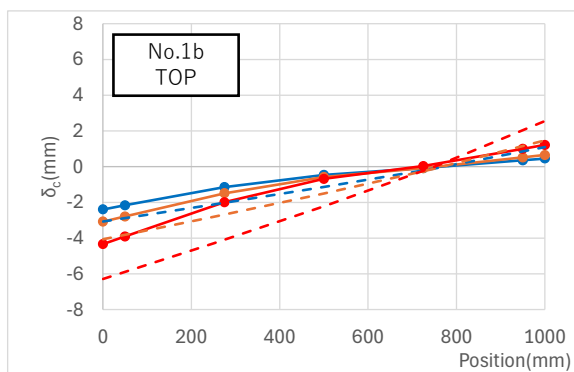


図 3.4-13 鉄骨梁と CLT の鉛直相対変位分布

3. 4. 4 せん断接合部の挙動

図 3.4-14 に CLT パネル四隅と梁との水平相対変位から算定した断接合部のずれ変位 δ_{sd} (mm)と CLT が負担した荷重 Q_{CLT} (kN)の関係を示す。せん断接合部の性能については CLT 支圧部に発生する摩擦力の影響を考慮して検討する必要がある。摩擦力に関する検討は次項に詳述する。

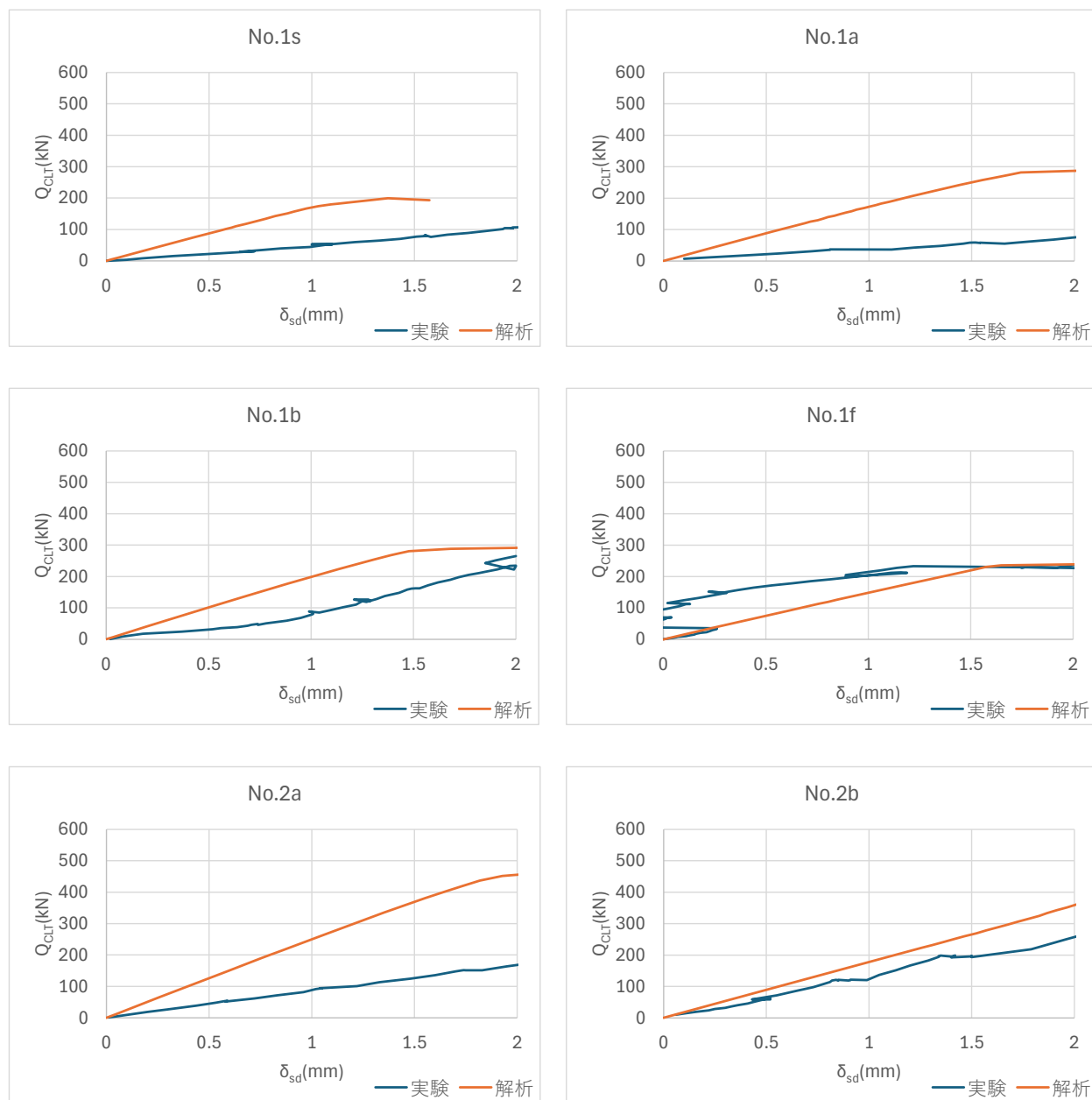


図 3.4-14 CLT 負担荷重-接合部のずれ変位関係

3. 4. 5 ブレース置換モデルの適用性に関する検討

本事業において開発する構造システムは CLT の両脇に鉄筋を設けることにより、架構に層せん断力が作用した際に CLT の支圧力で発生する圧縮ストラットとそれに対応する鉄筋の引張力によってトラス構造に近似した応力状態が想定できる。従って本構造システムにおける CLT の応力解析モデルを構築する際、圧縮ストラットを簡便なブレース要素としてモデル化し、実挙動と良好な適合性が得られることが期待できる。本項では文献¹⁾に示される手法に従って架構実験試験体のブレース置換モデルを作成し、バネ要素を用いたモデル並びに架構実験結果との比較検討を行う。

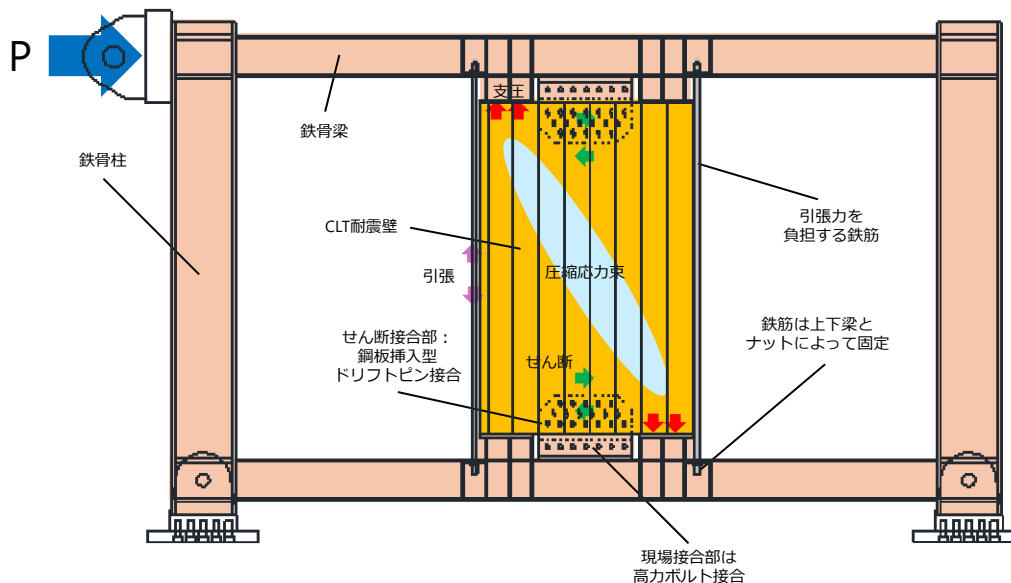


図 3.4-15 構造システム概要

CLT の水平剛性 K_{CLT} をブレース要素の断面性能に置換する方法は、仮想仕事法から得られる以下の式 3.4.6-1 によって算定できる。

$$E_B \cdot A_B = \frac{K_{CLT} \cdot L_B}{\cos^3 \theta_B} \quad (\text{式 3.4.6-1})$$

ここで、 E_B ：ブレース要素のヤング係数

A_B ：ブレース要素の軸断面積

L_B ：ブレース要素の配置幅

E_B ：ブレース要素の配置角度

3. 4. 6. 1 鉄骨架構に挿入された CLT の水平剛性評価

文献²⁾によると、CLT の回転抵抗に対する水平剛性、CLT パネルのせん断剛性、CLT の上下面の接合部の水平剛性が直列につながれて水平剛性を発揮していると考えられ、CLT の水平剛性 K_{CLT} を以下の式 3.4.6-2 で計算することができる。

$$K_{CLT} = \frac{1}{\frac{1}{K_H} + \frac{1}{K_S} + \frac{2}{K_J}} \quad (\text{式 3.4.6-2})$$

ここで、 K_H : CLT の回転抵抗に対する水平剛性

K_S : CLT パネルのせん断剛性

K_J : CLT の上下面の接合部の水平剛性

CLT の回転抵抗に対する水平剛性は、以下の様に計算できる。

$$K_H = \frac{k_c \cdot t \cdot x^2 \cdot \left(L - \frac{2}{3}x\right)}{2H^2} \quad (\text{式 3.4.6-3})$$

また、 x は次の様に算定できる。

$$x = \frac{L}{2}(1 - \alpha) \quad (\text{式 3.4.6-4})$$

$$\alpha = (1 + 2\beta) - 2\sqrt{\beta(1 + \beta)} \quad (\text{式 3.4.6-5})$$

$$\beta = \frac{2E_c}{k_c} \quad (\text{式 3.4.6-6})$$

以上を基に、表 3.4-4 に試験体解析モデルの、耐震要素の水平剛性 K の計算結果を示す。

表 3.4-4 水平剛性の計算

試験体	No.1s	No.1a	No.1b	No.1f	No.2a	No.2b
E_c (N/mm ²)	4759	4759	4759	4759	4759	4759
k_c (N/mm ²)	16.4	16.4	16.4	16.4	16.4	16.4
L (mm)	1000.0	1000.0	1000.0	1000.0	1500.0	1500.0
H (mm)	1566.0	1566.0	1466	1466	1566.0	1466
t (mm)	120.0	120.0	120.0	120.0	120.0	120.0
G (N/mm ²)	497.2	497.2	497.2	497.2	497.2	497.2
α	0.32	0.32	0.31	0.31	0.32	0.31
β	0.37	0.37	0.40	0.40	0.37	0.40
x (mm)	342.1	342.1	347.4	347.4	513.1	521.2
K_H (kN/mm)	36.3	36.3	42.5	42.5	122.4	143.4
K_S (kN/mm)	38.1	38.1	40.7	40.7	57.1	61.0
K_J (kN/mm)	239.4	239.4	239.4	197.1	399.0	399.0
K_{CLT} (kN/mm)	16.1	16.1	17.7	17.2	32.6	35.3

3. 4. 6. 2 ブレース置換モデルの作成

前項に示した耐震要素の水平剛性 K_{CLT} の計算結果を式 3.4.6-1 に代入することによりブレース要素の断面性能を決定する。ブレース要素の配置幅 L_B は鉄骨梁の危険断面位置が CLT 幅 L よりもやや内側に入り込むことを考慮して $L_B = 0.9L$ としている。また、 L_B と梁心間距離(2000mm)からブレース要素の配置角余弦 $\cos \theta_B$ 、CLT の基準せん断耐力 Q_u と $\cos \theta_B$ から、ブレース要素の軸耐力 N_{BU} を以下の式によって定義する。

$$\cos \theta_B = \frac{L_B}{2000^2 + L_B^2} \quad (\text{式 3.4.6-7})$$

$$N_{BU} = \frac{Q_u}{\cos \theta_B} \quad (\text{式 3.4.6-8})$$

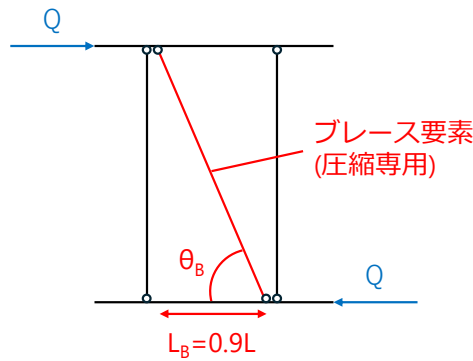


図 3.4-16 ブレース要素配置幅、配置角度

表 3.4-5 にブレース置換モデルの諸元を示す。

表 3.4-5 ブレース置換諸元

試験体	No.1s	No.1a	No.1b	No.1f	No.2a	No.2b
K_{CLT} (kN/mm)	16.1	16.1	17.7	17.2	32.6	35.3
Q_u (kN)	281	295	355	301	505	522
L_B (mm)	900	900	900	900	1350	1350
$\cos \theta_B$	0.41	0.41	0.41	0.41	0.56	0.56
$E_B \cdot A_B$ (kN)	209460	209460	230681	223580	251260	271771
N_{BU} (kN)	684.8	718.9	865.1	733.5	902.6	933.0

図 3.4-17 にブレース置換モデルの全体図の概要を示す。バネモデル上の CLT と同じ断面性能を持つブレース要素をバネモデルの CLT の位置に幅 L_B で配置している。

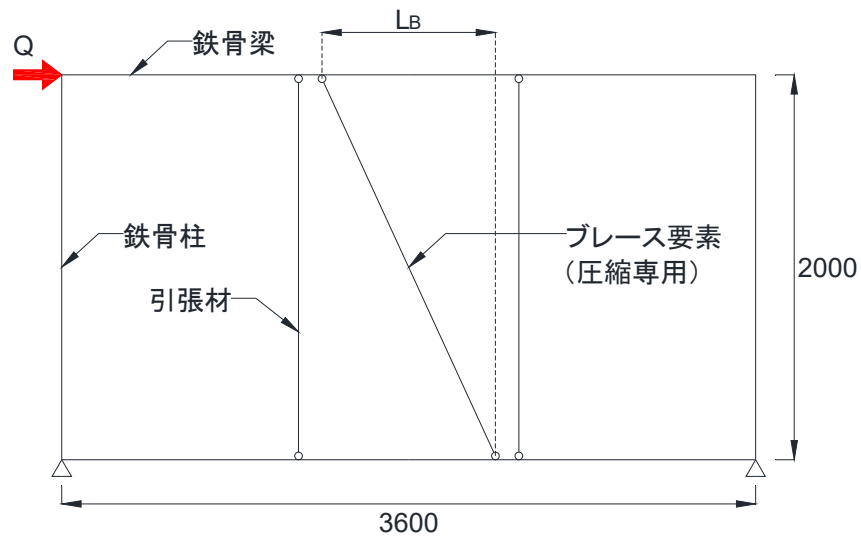


図 3.4-17 ブレース置換モデル

解析にはバネモデルと同様に Midas iGen(ver.945R1x)を用いた。

図 3.4-18 に No.1a 試験体の、ブレース置換モデルの解析における層間変形角 $1/150\text{rad}$ 時点の曲げモーメント図を示す。図 3.4-4 に示した解析バネモデルの結果と比較すると概ね結果が一致していることが確認できる。

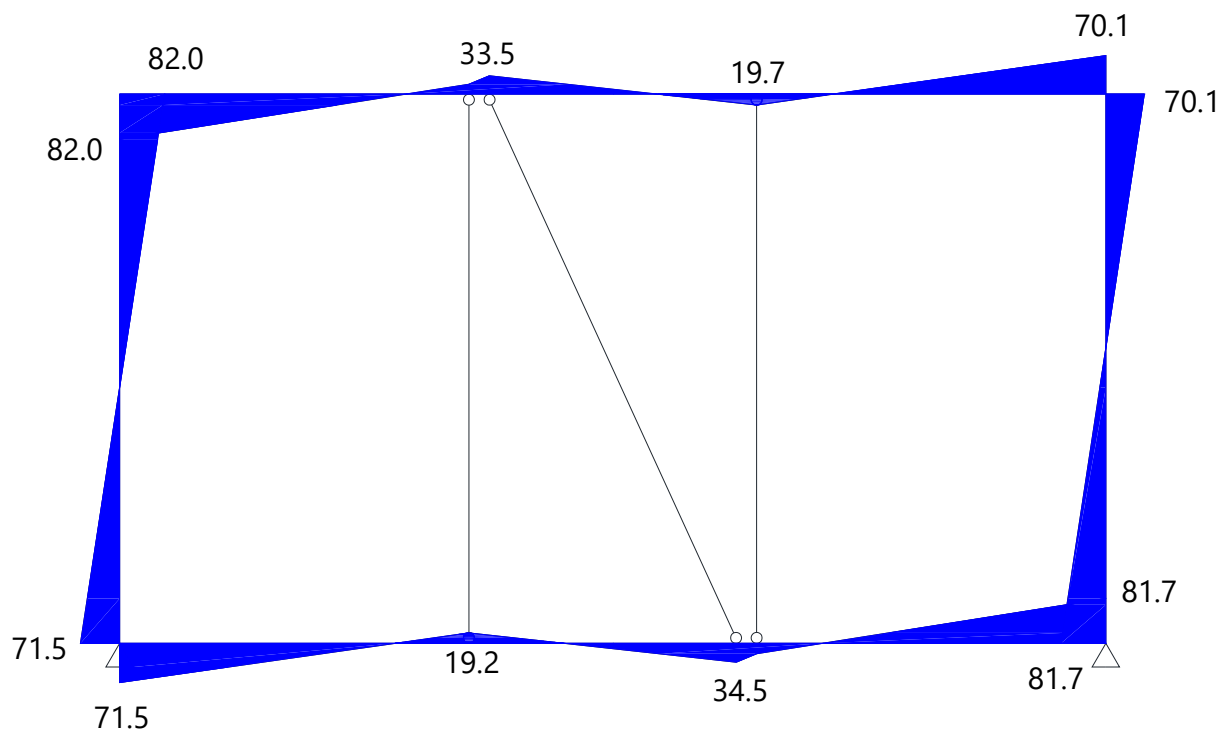


図 3.4-18 試験体解析モデルモーメント図 (No. 1a 試験体 $R=1/150\text{rad}$ 時点 単位は $\text{kN}\cdot\text{m}$)

図 3.4-19～図 3.4-21 にブレース置換モデルの荷重 Q -層間変形 δ の関係について、実験とバネモデルの結果と合わせて示す。ブレース置換モデルはバネモデルを良好に再現していることが確認できる。合わせて、図 3.4-22～図 3.4-24 に解析モデル層間変形角 $1/50\text{rad}$ に最も近いステップにおける変形図・ヒンジ図を示す。

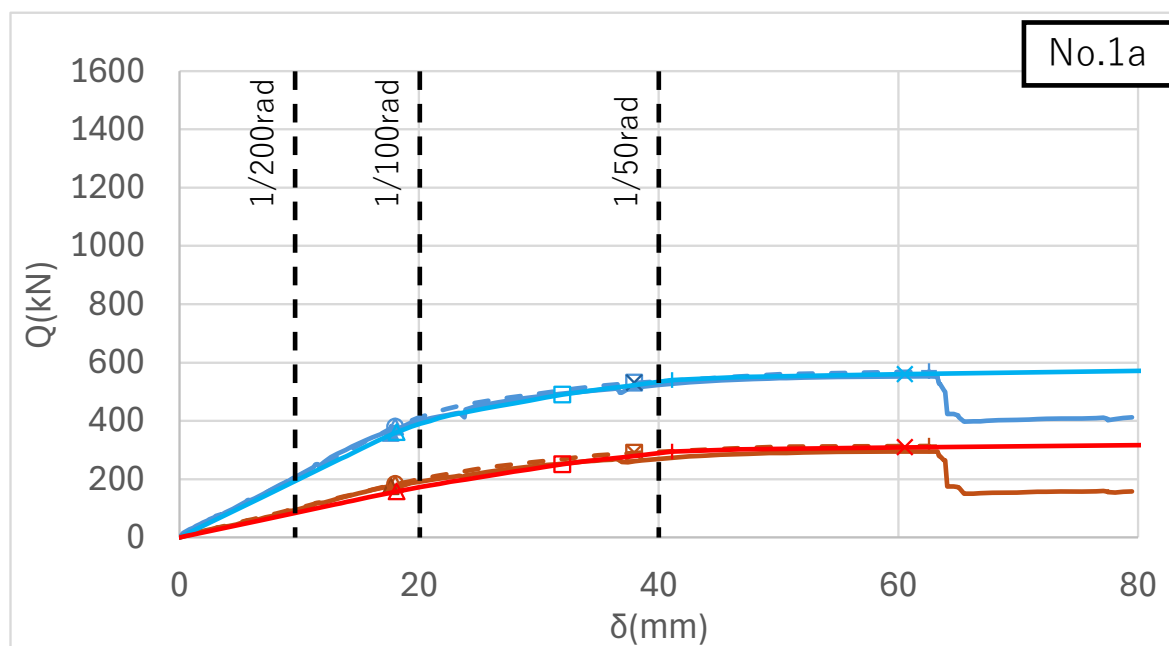
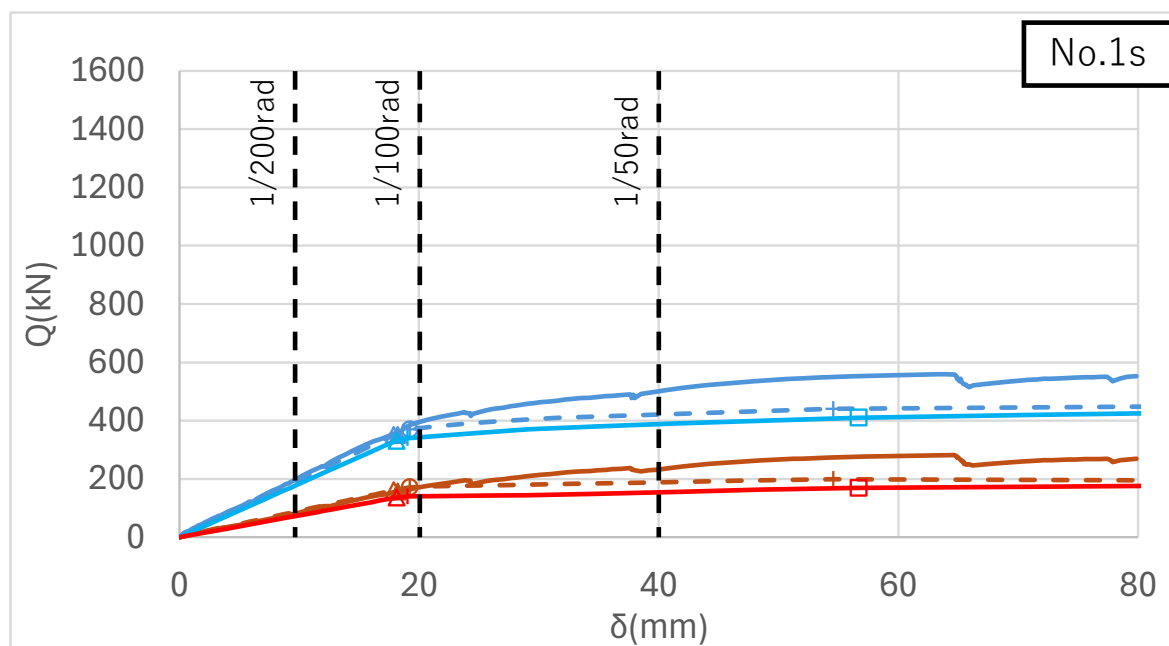


図 3.4-19 ブレース置換モデル荷重-変形関係

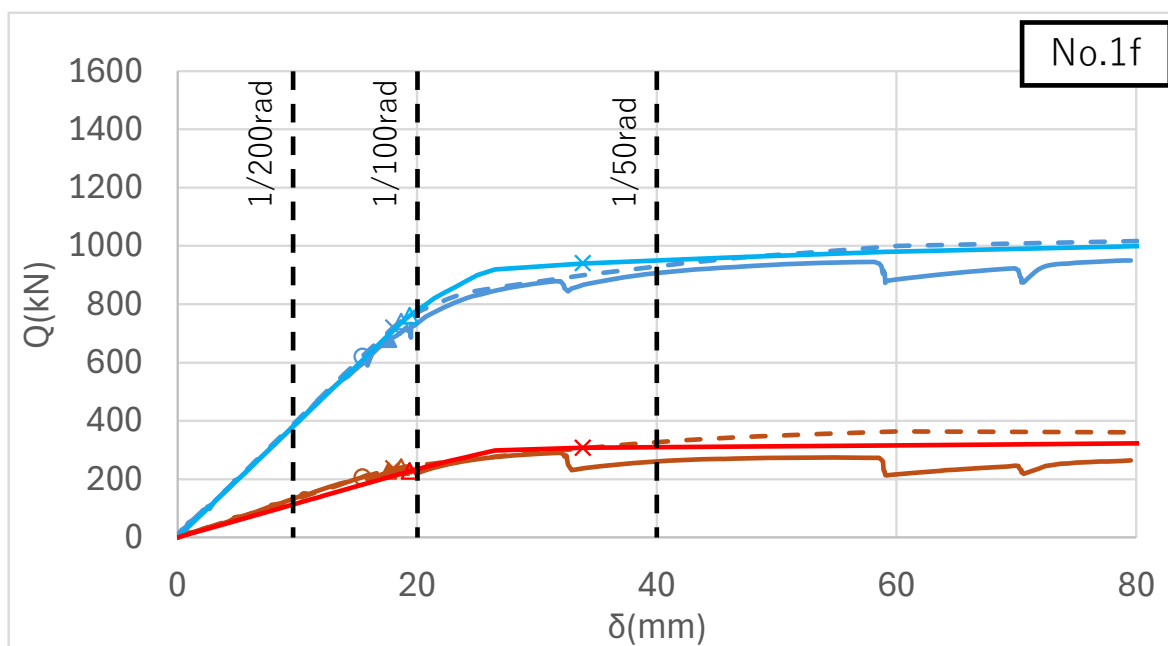
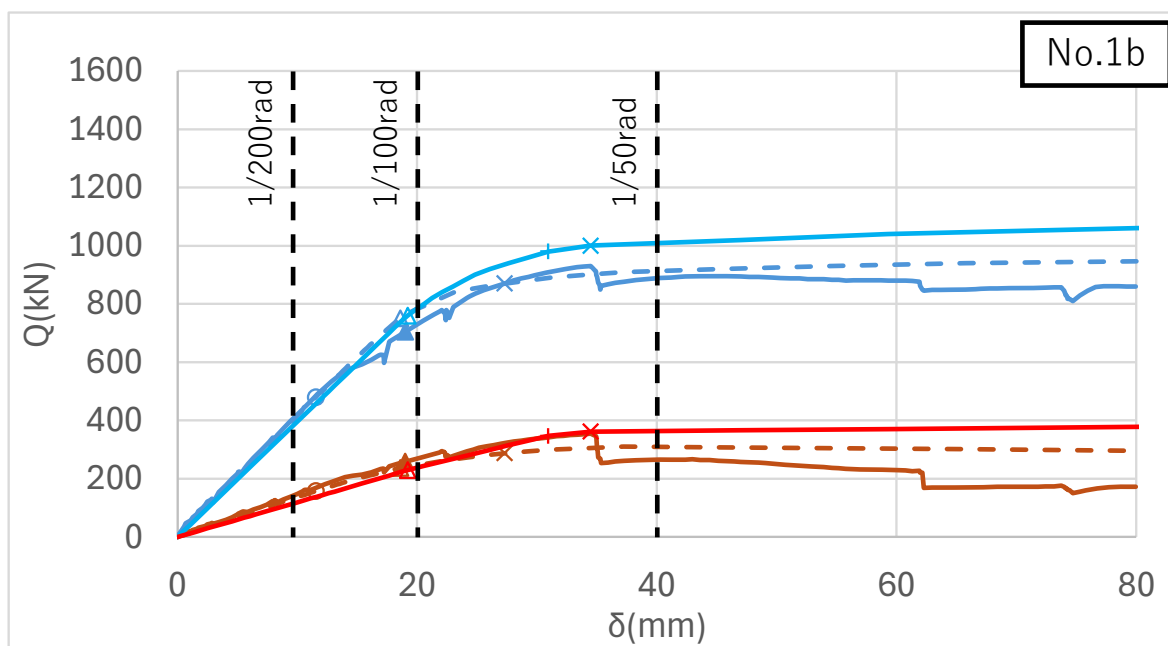


図 3.4-20 ブレース置換モデル荷重-変形関係

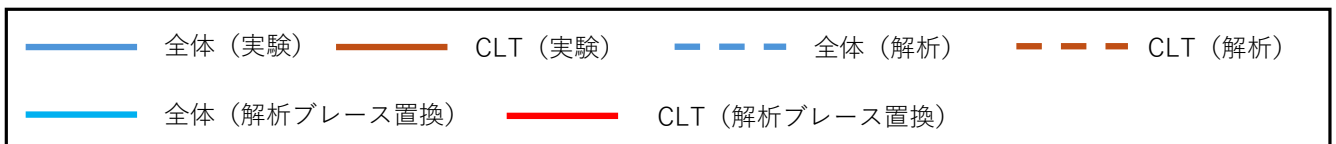
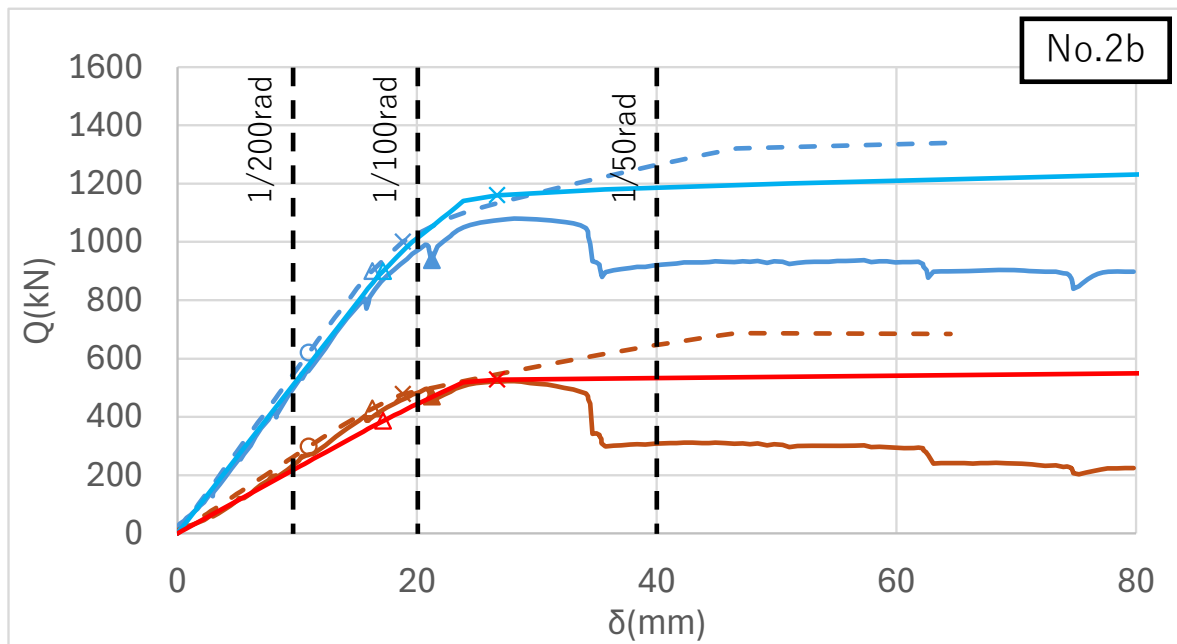
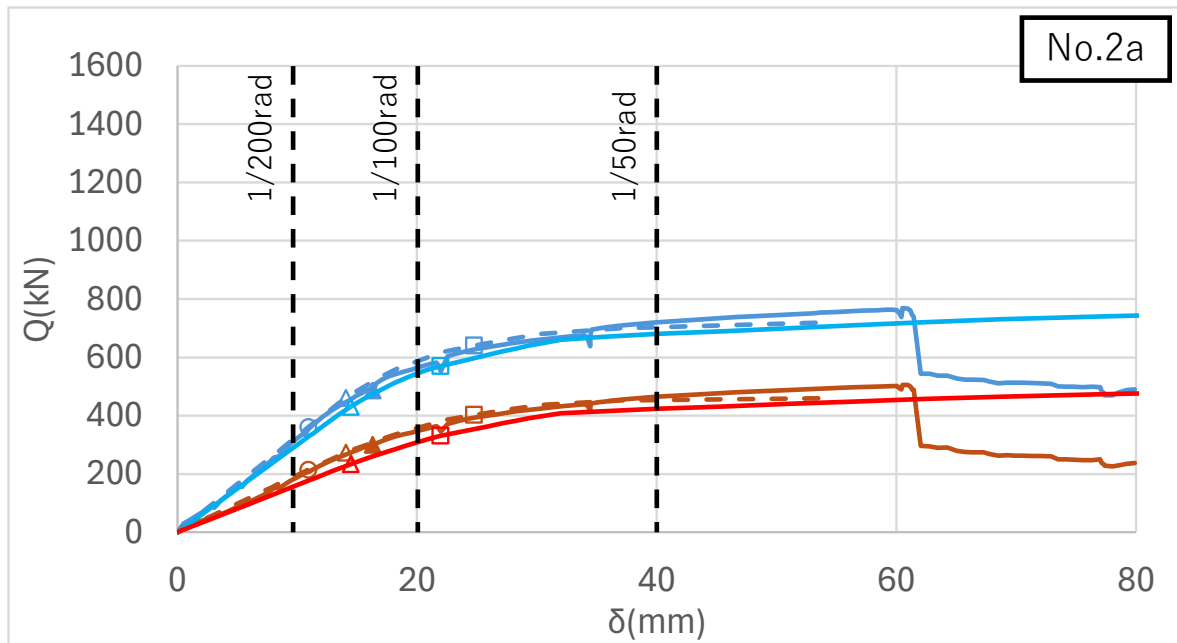
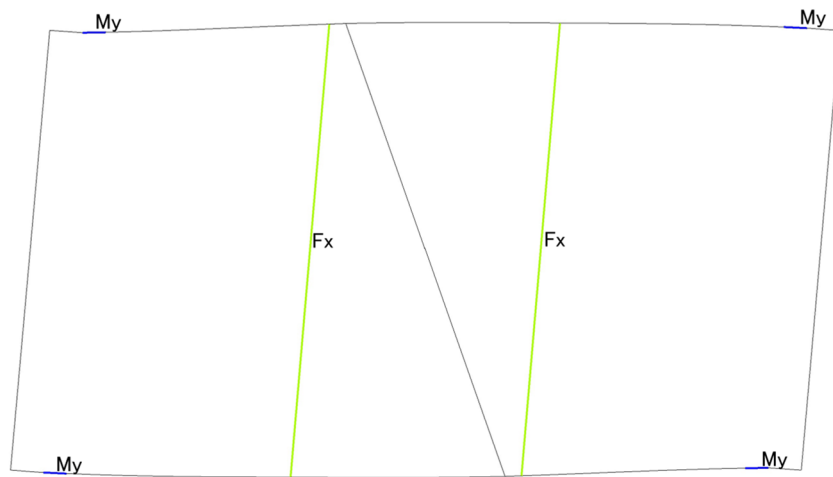
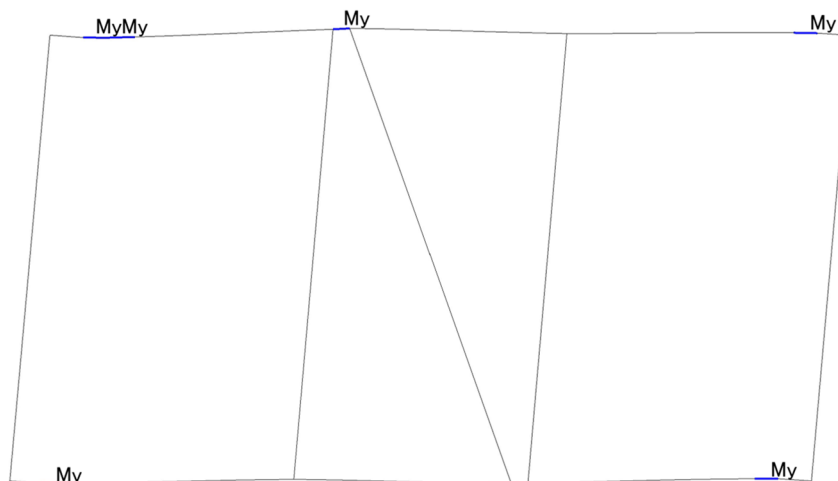


図 3.4-21 ブレース置換モデル荷重-変形関係

No.1s



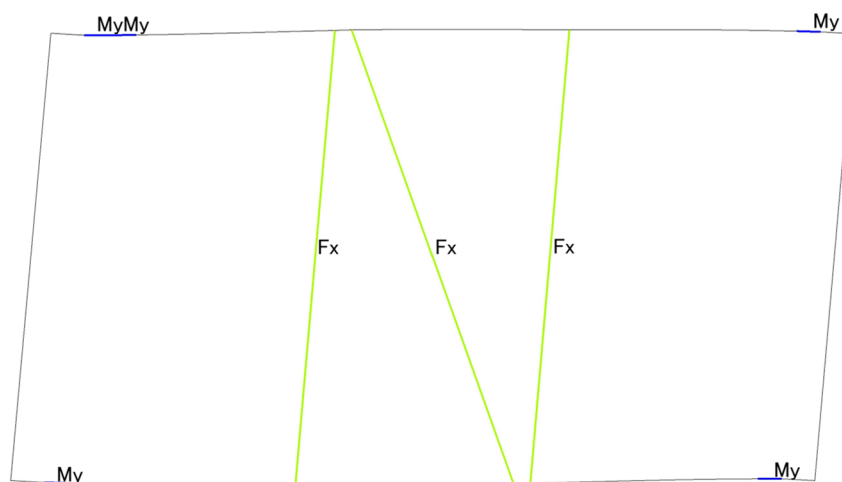
No.1a



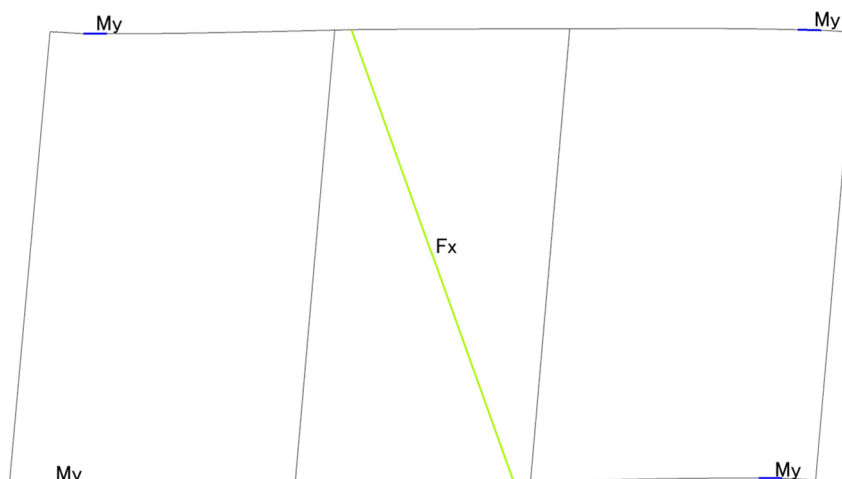
● Fx : 軸方向降伏 ● My : 曲げ降伏 ● Fz : せん断降伏

図 3.4-22 ブレース置換モデル 変形図・ヒンジ図（層間変形角 1/50rad 程度）

No.1b



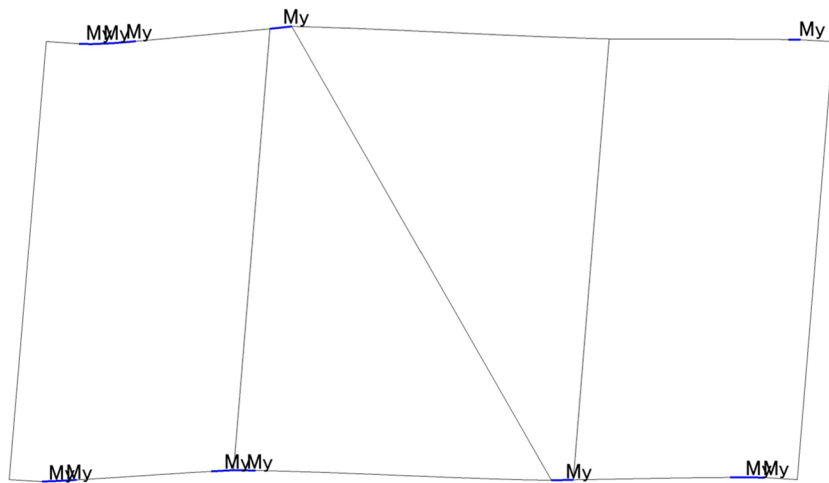
No.1f



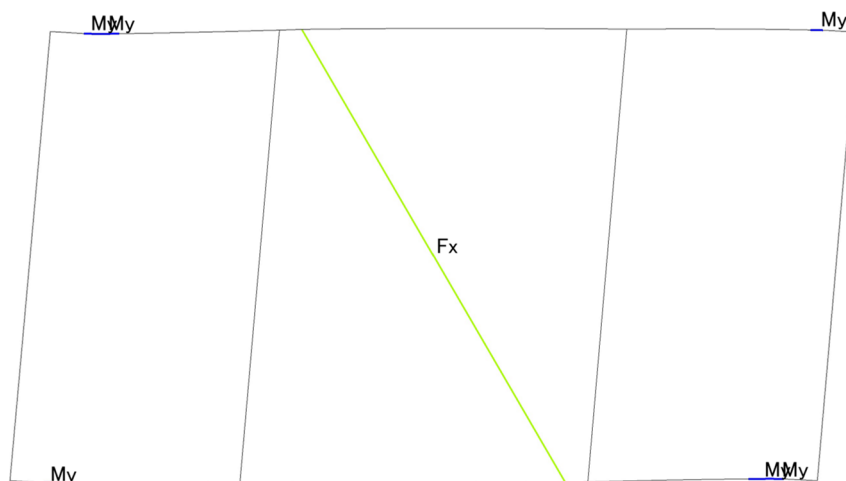
● Fx : 軸方向降伏 ● My : 曲げ降伏 ● Fz : せん断降伏

図 3. 4-23 ブレース置換モデル 変形図・ヒンジ図（層間変形角 1/50rad 程度）

No.2a



No.2b



● Fx : 軸方向降伏 ● My : 曲げ降伏 ● Fz : せん断降伏

図 3.4-24 ブレース置換モデル 変形図・ヒンジ図（層間変形角 1/50rad 程度）

参考文献

- 1) 福本晃治, 五十田 博 : CLT を鉄骨造の耐震要素として用いたハイブリッド構造の接合部における支圧力の伝達に関する検討, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 86, pp. 1440-1451, 2021.10
- 2) 「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」, 中島昌一, 2021
- 3) 「2016 年版 CLT を用いた建築物の設計施工マニュアル 2021 年構造・材料増補版」, (公財) 日本住宅・木材技術センター, 2021

3.5 まとめと課題

以上より、本検討では、以下の知見が得られた。

- ・ CLT を挿入することにより、CLT が無い鉄骨架構のみの場合と比較して、初期剛性では 1.54～2.54 倍、水平耐力では 1.30～2.92 倍まで向上する効果が得られ、従来の研究と同様に、CLT が鉄骨架構の耐震要素として有用であることが確認された。ただし、CLT のせん断強度は材料試験結果に対して 67%～84%まで低下する結果となった。
- ・ せん断接合部のドリフトピンの本数を半数以下に減らした No.1f 試験体は比較対象となる No.1b の試験体と比較して同程度の剛性、耐力が得られ、更にせん断破壊を生じることなく高い変形性能を発揮した。これは支圧ブラケットと CLT の間に生じる摩擦抵抗によるものだと考えられ、摩擦抵抗を考慮することでせん断接合部のドリフトピンの本数を低減できる可能性が示唆された。
- ・ CLT と上下の梁の相対鉛直変位分布は、上下で明らかに差異があり、全ての試験体において、上側鉄骨梁との相対変位分布が全体的に圧縮側に偏重した結果となった。このことから、フィラプレートを入れたのにも関わらず、CLT の上面と支圧ブラケット部との間にクリアランスが残存していたものと考えられる。フィラプレートを試験体制作時に挿入する際、相当な手間がかかったことから施工的にも改善の余地があると考えられる。
- ・ CLT の支圧部の挙動とせん断接合部をバネ要素に表現した「バネモデル」では、各部の挙動や CLT の変形成分まで実験結果とよく適合する結果が得られた。また、CLT を簡便なブレース(線材)要素に置換した「ブレースモデル」においても、実験結果をよく再現し、その有用性が確認された。

以上の様に、本構造システムの設計手法の構築に向けて、基本的な構造特性を明らかにしたとともに、実験結果との適合性が良く、簡便な解析手法を提示することができた。

なお、本構造システムの普及のために、以下のような課題が残されているが、いずれも今後検討を継続する予定である。

- ・ 施工手間がかからずに CLT と支圧ブラケット接触面のクリアランスを無くす工法の考案
- ・ CLT と支圧ブラケット間の摩擦係数の定量化
- ・ 保有水平耐力計算に用いる CLT の部材ランクや架構全体の構造特性係数の評価
- ・ せん断強度低下に対する安全率の設定とせん断強度低下のメカニズム解明

第4章 鉄骨梁とCLT耐震壁の接合部に対する加熱実験

4.1 実験目的

鉄骨造の耐火建築物において、水平力のみを負担する耐震壁として、CLT パネルを梁に取り付けて、その CLT パネルを鉄骨造で用いられるブレースのように耐火被覆せずに木材あらしで設計することが考えられる。その際、火災により所定の加熱時間を受けた後も、CLT パネルの燃焼が継続することで鉄骨梁へ熱的影響を与えることが考えられる。また、これらの熱的影響は、鉄骨梁の耐火被覆の厚さや CLT パネルの厚みによる加熱終了後の燃焼継続時間の違いによる異なることが想定される。

そこで本検討では、1 時間耐火構造(最上層から数えて 4 層部分)及び 1.5 時間耐火構造(最上層から数えて 5 層から 9 層部分)を想定し、スギ CLT150mm 厚(5 層 5 プライ)、210mm 厚(5 層 7 プライまたは 7 層 7 プライ)を耐震壁に用いた3体の小型試験体を製作し、鉄骨梁と CLT 耐震壁の接合部の燃焼実験を実施し、その耐火性能への影響を検証した

4.2 実験概要

4.2.1 試験体の設計

試験体仕様の一覧を下表に、試験体図の詳細を次のページ以降に示す。

試験体 No.1 および No.2 は、1 時間耐火構造を想定した。No.1 はスギ CLT パネルの厚さを 150mm 厚、鉄骨梁を H-300×150×6.5×9mm とし、No.2 はスギ CLT パネルの厚さを 210 厚、鉄骨梁は H-294×200×8×12mm とした。また、試験体 No.3 は 1.5 時間耐火構造を想定し、スギ CLT パネルの厚さを 210mm 厚、鉄骨梁を H-340×250×9×14mm とした。いずれの試験体も先行して実施した構造実験の仕様にならって設計した。

鉄骨梁の耐火被覆は吹付ロックウールとし、試験体 No.1 と No.2 では、1 時間耐火構造の一般的な大臣認定仕様の吹付厚さよりも 10mm 増しの 35mm 厚、1.5 時間耐火構造の試験体 No.3 は、2 時間耐火構造の一般的な大臣認定仕様と同等の 45mm 厚を目標値とした。吹付ロックウールは現場で職人による手吹きで施工されるが、本検討のような鉄骨の形状が複雑な部分については、均等な厚さに仕上げるのが容易ではないので、実際に試験体に吹かれたロックウールの厚さを実験後に実測しまとめることとした。また、実験中の鉄骨梁の各部及び接合部の温度推移を確認するため、熱電対を 18 点設置した。なお、鉄骨梁と CLT パネルの製作図は巻末の参考資料に示す。

表 4.2-1 加熱実験の試験体一覧

No.	検証性能	試験体仕様 [mm]			吹付ロックウール [mm]	
		CLTパネル	鉄骨梁	鉄骨梁の吹付ロックウール	1時間耐火構造 通常の認定仕様	2時間耐火構造 通常の認定仕様
1	1時間耐火構造	150厚 (S60-5-5又はMx60-5-5)	H-300×150×6.5×9	35厚	25厚	-
2		210厚 (S60-7-7又はMx60-7-7)	H-294×200×8×12	35厚		
3	1.5時間耐火構造	210厚 (S60-7-7又はMx60-7-7)	H-340×250×9×14	45厚	-	45厚

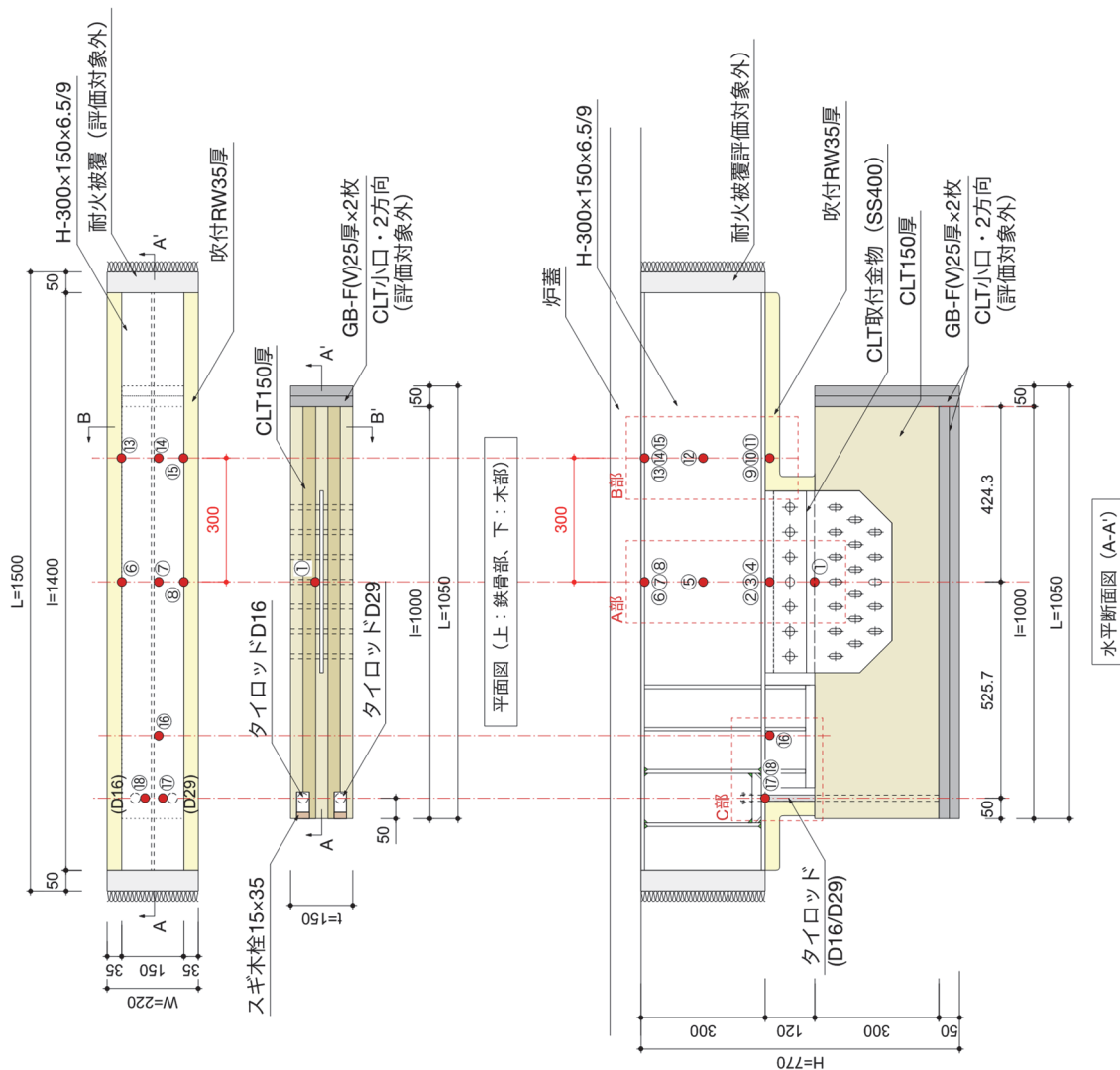


図 4.2-1 試験体 No. 1 の概要図 (単位 : mm)

試験体No.① 1時間耐火構造

CLT : 150厚 (5層5プライ・スギ) ×H300×L1000
鉄骨 : H-300×150×6.5/9
鉄骨の耐火被覆 : 吹付ロックウール35mm厚
CLT小口の耐火被覆 (評価対象外) :
強化せっこうボードGB-F(V)25mm厚×2枚張り

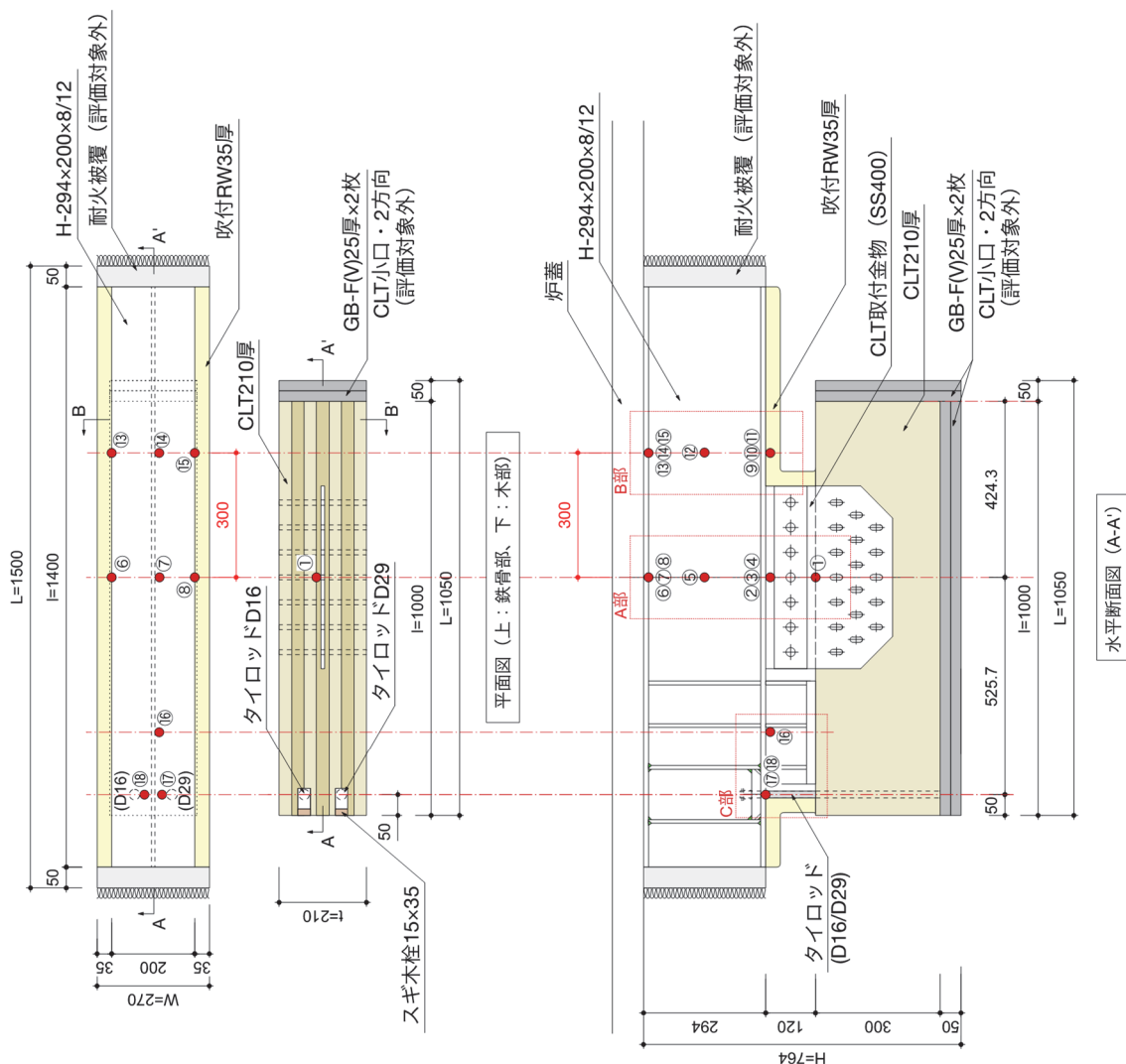
熱電対位置 (●)

① : 接合プレート-CLT取り付け部

②~⑩ : 鉄骨梁 (H型鋼) 表面

実験日 : 2025年1月29日 (水)

実験場所 : ベターリピング・小型複合炉



試験体No.② 1時間耐火構造

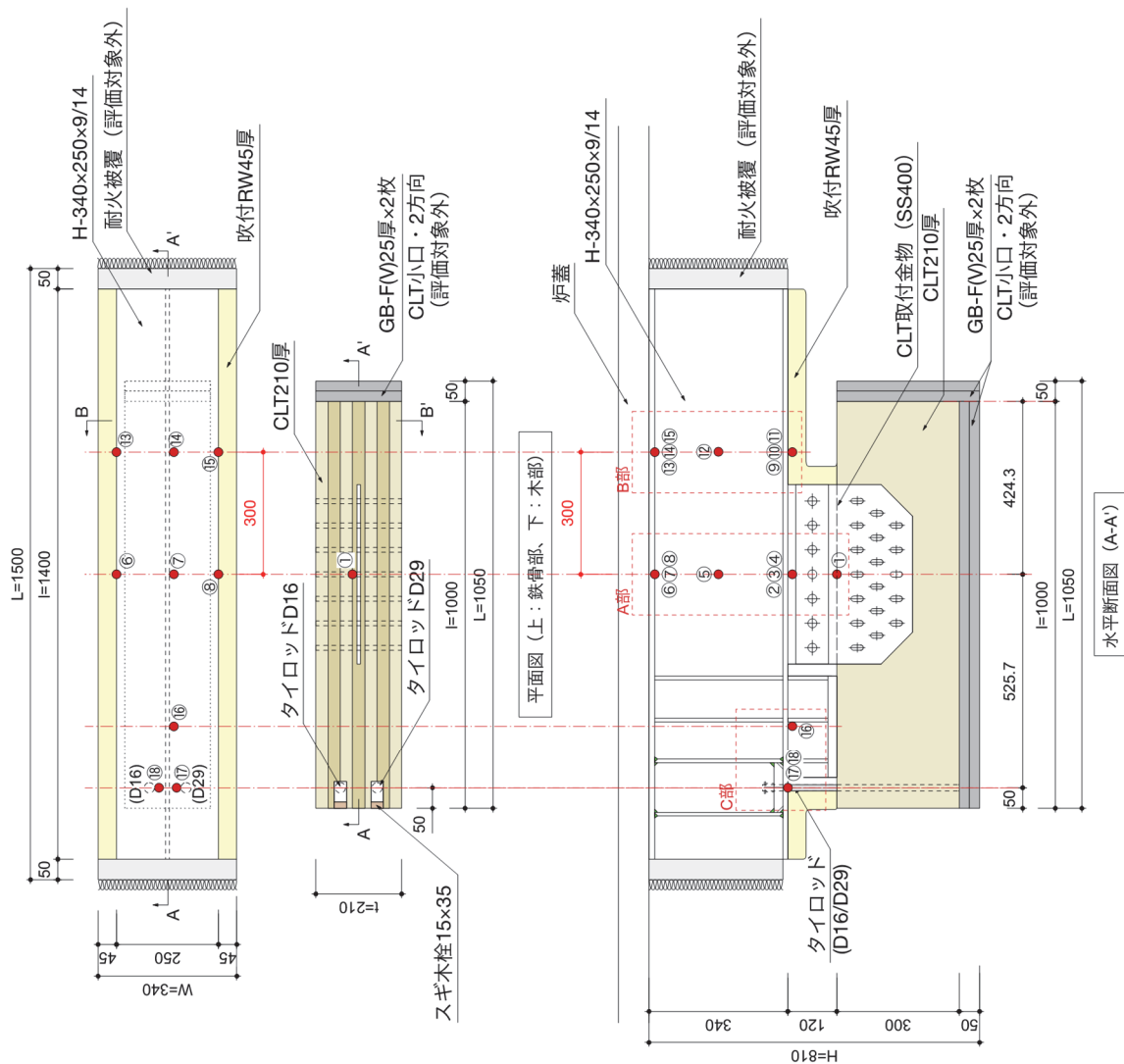
CLT : 210厚 (7層7プライ・スギ) xH300xL1000
 鉄骨 : H-294x200x8/12
 鉄骨の耐火被覆 : 吹付ロックウール35mm厚
 CLT小口の耐火被覆 (評価対象外) :
 強化せっこうボードGB-FV(25mm厚x2枚張り

熱電対位置 (●)

- ① : 接合プレート-CLT取り合い部
- ②~⑧ : 鉄骨梁 (H型钢) 表面

実験日 : 2025年1月30日 (木)

実験場所 : ベターリビング・小型複合炉



試験体No.③ 90分間耐火構造

CLT : 210厚 (7層アプライ・スギ) xH300xL1000
 鉄骨 : H-340x250x9/14
 鉄骨の耐火被覆 : 吹付ロックウール45mm厚
 CLT小口の耐火被覆 (評価対象外) :
 強化せっこうボードGB-F(V)25mm厚x2枚張り

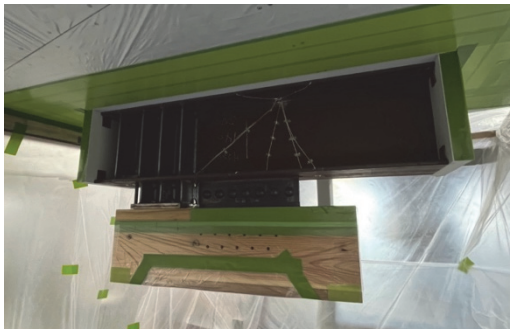
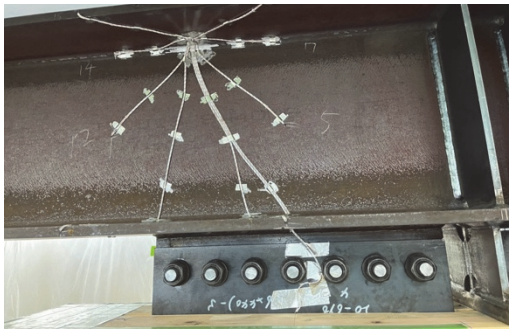
熱電対位置 (●)

- ① : 接合プレート-CLT取り合い部
- ②~⑧ : 鉄骨梁 (H型钢) 表面

実験日 : 2025年2月3日 (月)

実験場所 : ベターリビング・小型複合炉

□試験体製作の記録

	
写真 4. 2-1 試験体複合時 (No. 1)	写真 4. 2-2 試験体複合時 (No. 2)
	
写真 4. 2-3 試験体複合時 (No. 3)	写真 4. 2-4 熱電対設置状況 (No. 3 の例)
	
写真 4. 2-5 ロックウール吹付直後の状況	写真 4. 2-6 試験体完成時 (No. 1)
	
写真 4. 2-7 試験体完成時 (No. 2)	写真 4. 2-8 試験体完成時 (No. 3)

4.2.2 実験方法

加熱実験は、(一財)ベターリビング・つくば試験所の小型耐火炉(内寸:幅1m×長さ2m×高さ1m)を用いて、ISO834 標準加熱曲線に準じた加熱を、試験体 No.1 と No.2 では 1 時間、試験体 No.3 では 1.5 時間実施した。加熱終了後は、CLT パネルの燃焼状況を観察するとともに、試験体に設置した熱電対(18 点)により取り合い部及び鉄骨梁各部の温度が低下するまで耐火炉内で放置(3 時間以上)し、実験終了を判断した。

また、試験体の耐火性能については、実験中の鉄骨梁の最高温度から判断することとした。通常、国土交通大臣認定取得のための性能評価試験では、梁や柱の鉄骨断面に応じた長期許容応力度が生じる荷重を載荷して、非損傷性(曲げ破壊や座屈しない性能)を確認する。本実験は鉄骨梁については想定する加熱時間に相当する耐火被覆(吹付ロックウール)を施工した上で、さらに CLT 耐震壁が取り付けくことで、CLT の燃焼熱が鉄骨梁へ入熱し非損傷性を低下させないことを検証したい。載荷加熱実験は荷重支持部の鉄骨温度が 500℃を越えると耐力が急激に低下することが知られているため、本実験では試験体の鉄骨部材のうち、H 型鋼について、この 500℃を目安に非損傷性を判断することとした。

実験日: 試験体 No.1 2025 年 1 月 29 日(水) 1 時間加熱

試験体 No.2 2025 年 1 月 30 日(木) 1 時間加熱

試験体 No.3 2025 年 2 月 3 日(月) 1.5 時間加熱

実験場所: (一財)ベターリビング・つくば試験所 小型耐火炉

なお、耐火炉内の試験体の配置は、可能な範囲で試験体への加熱を均等化するため、耐火炉に対し平面上少し斜めにして配置した。配置の詳細については、次ページ以降に図で示す。



写真 4.2-9 小型耐火炉の全景



写真 4.2-10 小型耐火炉の内部

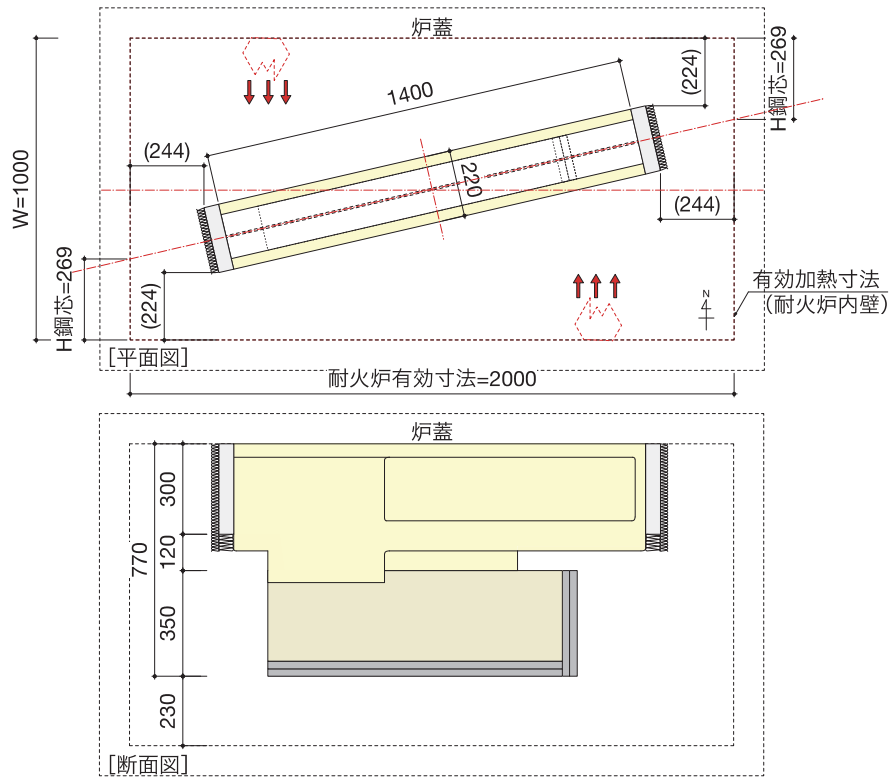


図 4. 2-4 試験体 No. 1 の炉内配置図（単位：mm）

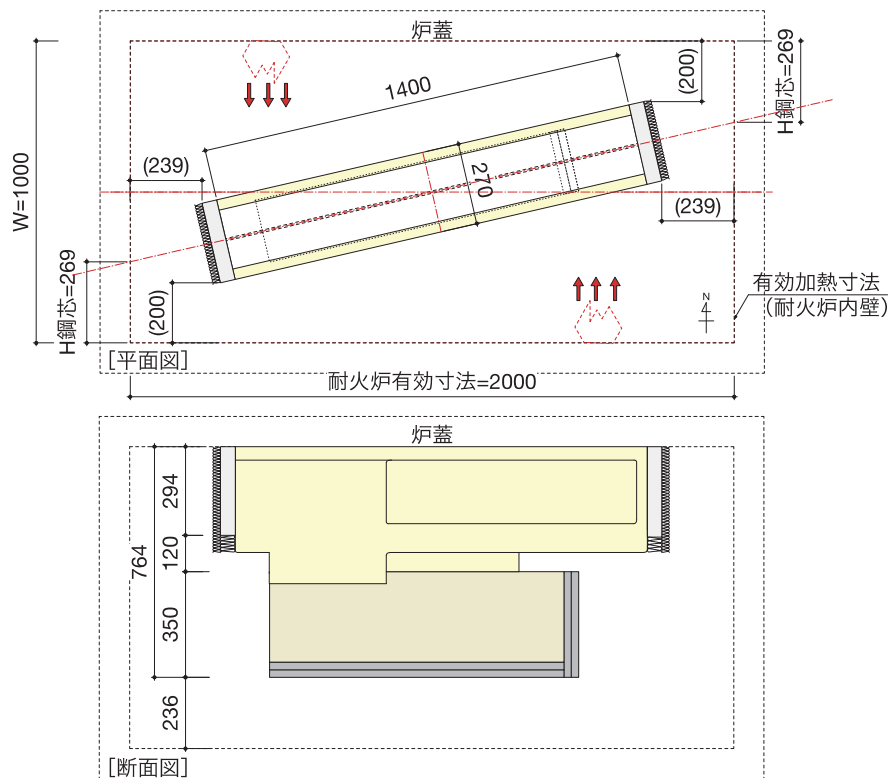


図 4. 2-5 試験体 No. 2 の炉内配置図（単位：mm）

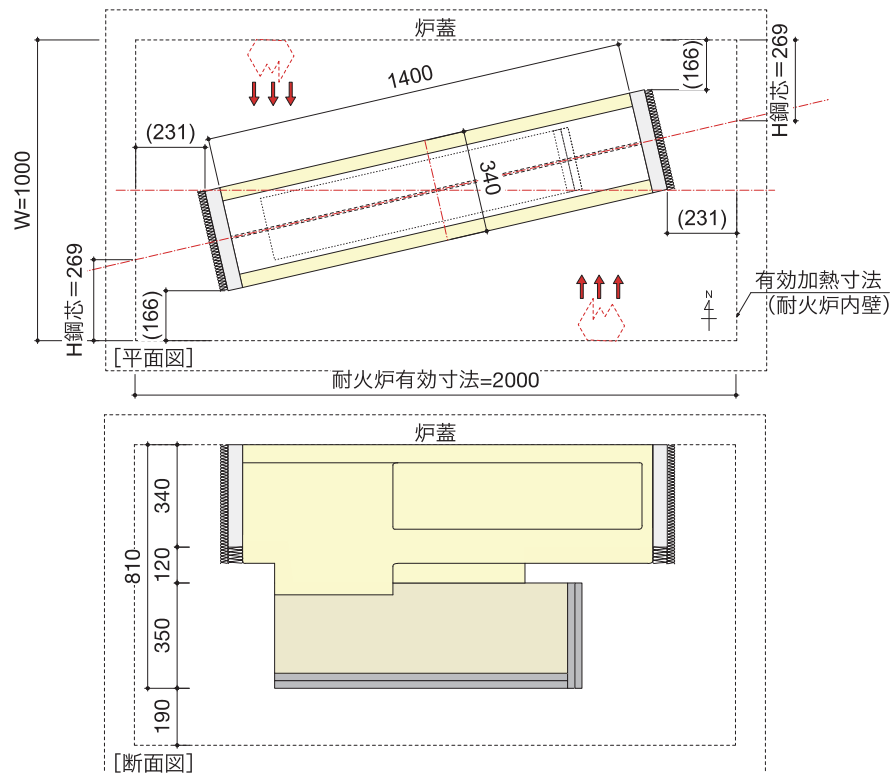


図 4.2-6 試験体 No. 3 の炉内配置図（単位：mm）

4. 3 実験結果及び考察

4. 3. 1 実験結果概要

加熱実験の結果概要を下表に示す。実験はそれぞれ下記条件にて、試験体内部の全ての計測温度がピークに達し下降傾向となったため、実験終了を判断した。また、次のページ以降には、実験の考察および試験体 No.ごとの(1)温度推移グラフと(2)実験時の記録写真を示す。

なお、試験体の吹付ロックウールについては、前述の 4.2.1 試験体の設計で述べた数値を目標に制作し、下フランジの側面(他の鉄骨部材(ガセットプレート、タイロッド等)と取り合う複雑な形状部分を中心)に施工精度のばらつきが生じたため、実験後の解体時に確認した数値を合わせて記載する(詳細は試験成績書を参照)。

実験条件: 試験体 No.1 1 時間加熱 + 4 時間放置

試験体 No.2 1 時間加熱 + 5.5 時間放置

試験体 No.3 1.5 時間加熱 + 4.5 時間放置

いずれの試験体も 1 時間、1.5 時間の加熱中の H 型鋼の最高表面温度は 250℃程度であり、所定の吹付ロックウール厚さよりも厚い耐火被覆とした効果が見られた。加熱終了後は CLT 耐震壁の燃焼継続により、炉内温度の低下が緩慢になり、加熱終了後 1～2 時間頃に CLT 耐震壁が脱落すると炉内の温度は一時的に 700℃程度まで上昇した。この CLT 脱落の直後に、露出したガセットプレート表面の温度(熱電対①)が約 600℃でピークを迎えた。このように、加熱終了後に CLT 耐震壁が燃焼することにより、H 型鋼は通常の鉄骨部材よりも強い加熱を受ける。特に、CLT 耐震壁に近い下フランジの温度上昇が大きく、試験体 No.1 と No.3 では加熱終了後 1.5～2 時間頃

に 500℃ (最高温度 538℃ :試験体 No.3 一般部)を超えた。その際、ウェブや上フランジの温度は 400℃～470℃程度であり、CLT 耐震壁の継続的な燃焼により、H 型鋼梁の下部からの入熱が生じていることがわかる。

表 4. 3-1 実験結果の概要表

No.	検証性能	試験体仕様 [mm]	各部最高温度※2 () は熱電対番号					
			PL-CLT 取合部	下フランジ			ウェブ	上フランジ
				PL接合部 [A部]	一般部 [B部]	タイロッド近傍 [C部]		
1	1時間	鉄骨梁 H-300×150×6.5×9 吹付ロックウール 35厚※1 CLT パネル 150厚	609℃ (①)	516℃ (③)	504℃ (⑨,⑪)	423℃ (⑬)	464℃ (⑫)	409℃ (⑭)
2	耐火構造	鉄骨梁 H-294×200×8×12 吹付ロックウール 35厚※1 CLT パネル 210厚	570℃ (①)	483℃ (③)	487℃ (⑨)	393℃ (⑬)	447℃ (⑫)	400℃ (⑭)
3	1.5時間 耐火構造	鉄骨梁 H-340×250×9×14 吹付ロックウール 45厚※1 CLT パネル 210厚	628℃ (①)	522℃ (③)	538℃ (⑨)	430℃ (⑬)	477℃ (⑫)	404℃ (⑭)

※1 各試験体の下フランジ側面における実測値を示す（計測位置は下図参照）。

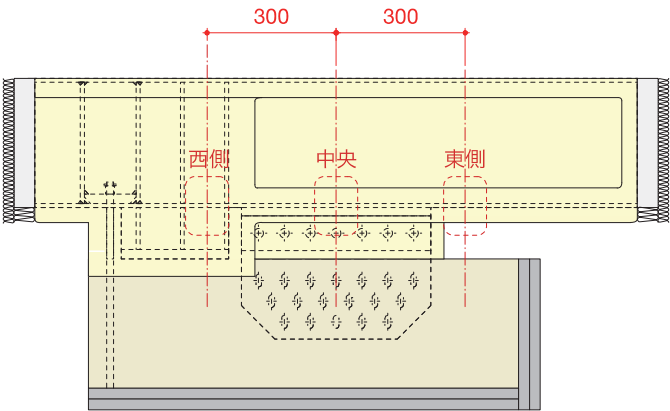
試験体1 中央：40mm厚, 中央から西側（タイロッド側）へ300mm：40mm, 中央から東側へ300mm：46mm

試験体2 中央：35mm厚, 中央から西側（タイロッド側）へ300mm：40mm, 中央から東側へ300mm：45mm

試験体3 中央：45mm厚, 中央から西側（タイロッド側）へ300mm：30mm, 中央から東側へ300mm：36mm

※2 下フランジについては、試験体図に記載する計測A-C部それぞれにて最高温度を記載する。

ウェブ及び上フランジについては、計測A,B部で最も高い温度を記載する。



吹付ロックウール厚さ測定位置

(1) 温度推移

【1 時間耐火性能検証】

試験体 No.1 鉄骨梁 H-300×150×6.5×9+CLT パネル 150mm 厚

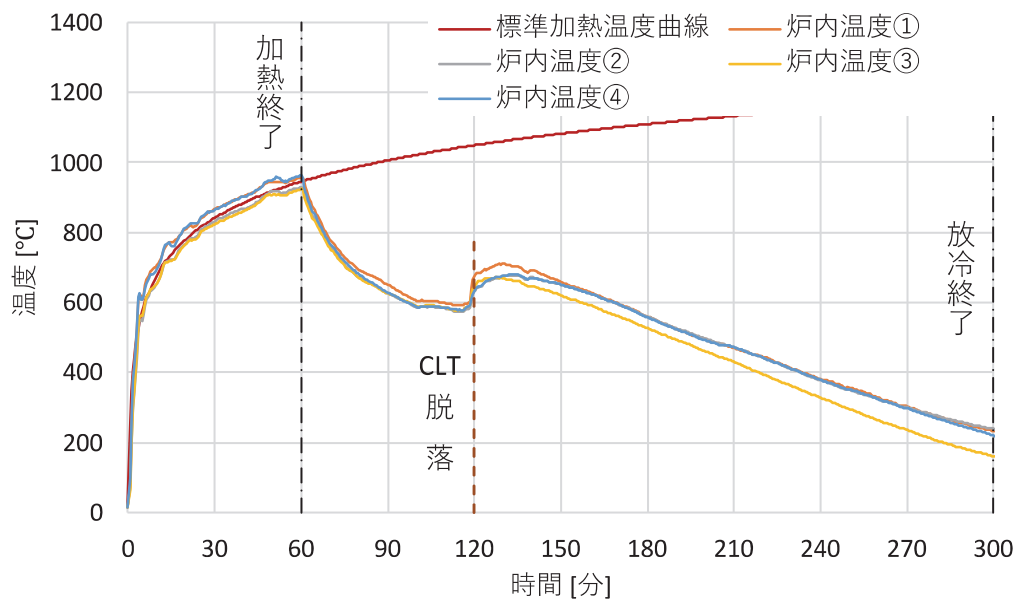


図 4.3-1 炉内温度推移（試験体 No. 1）

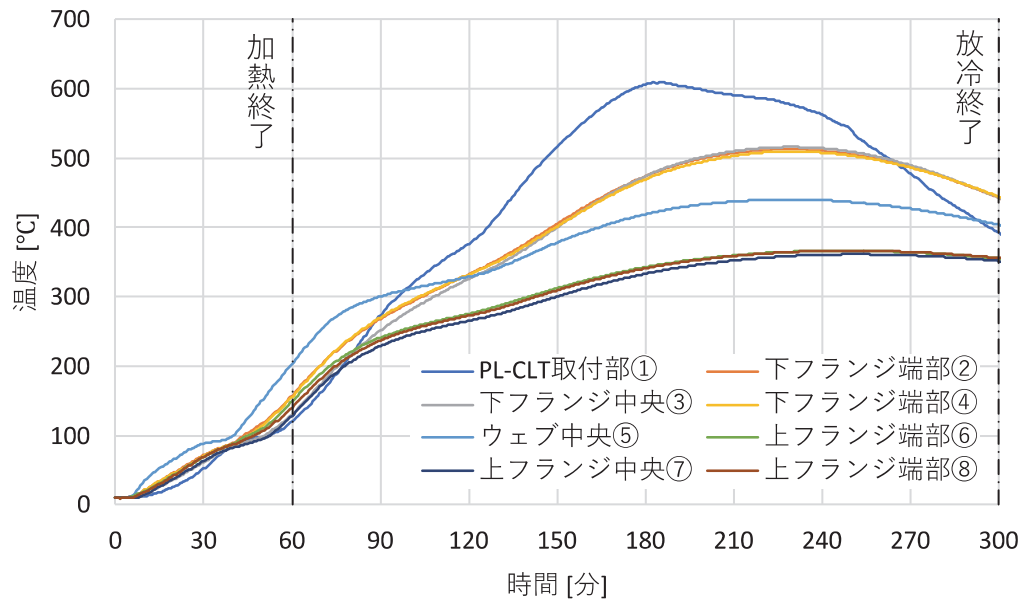


図 4.3-2 【A 部】 PL-CLT 取合部・鉄骨梁各部の内部温度推移（試験体 No. 1）

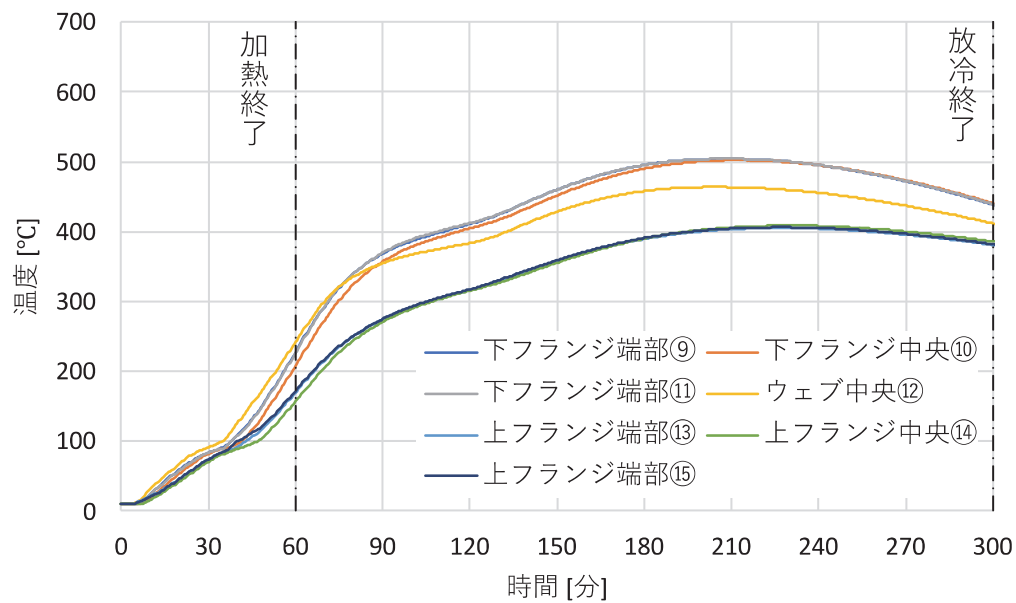


図 4.3-3 【B 部】鉄骨梁各部の内部温度推移（試験体 No. 1）

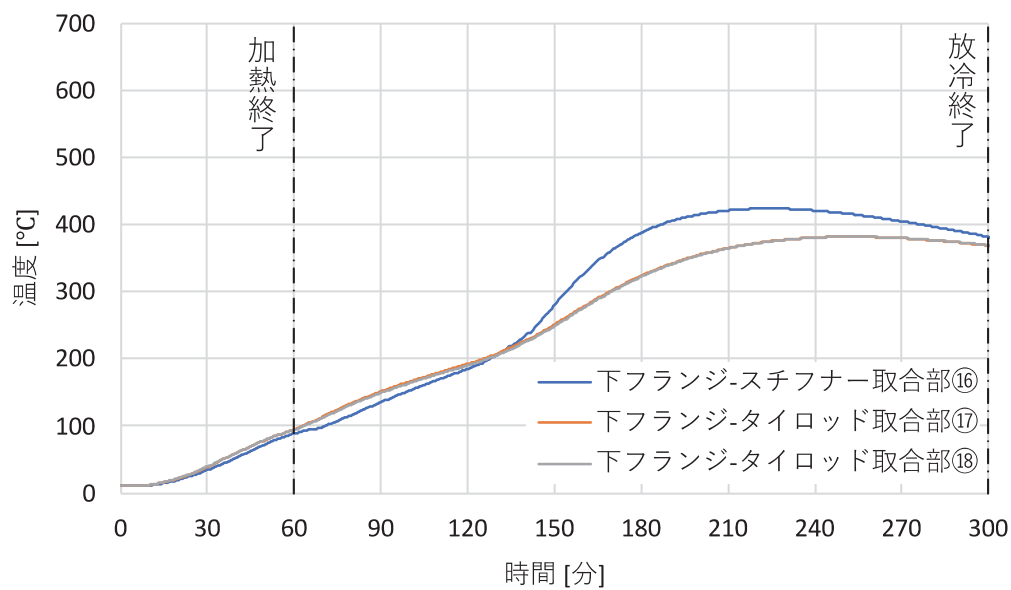


図 4.3-4 【C 部】鉄骨梁各部の内部温度推移（試験体 No. 1）

試験体 No.2 鉄骨梁 H-294×200×8×12+CLT パネル 210mm 厚

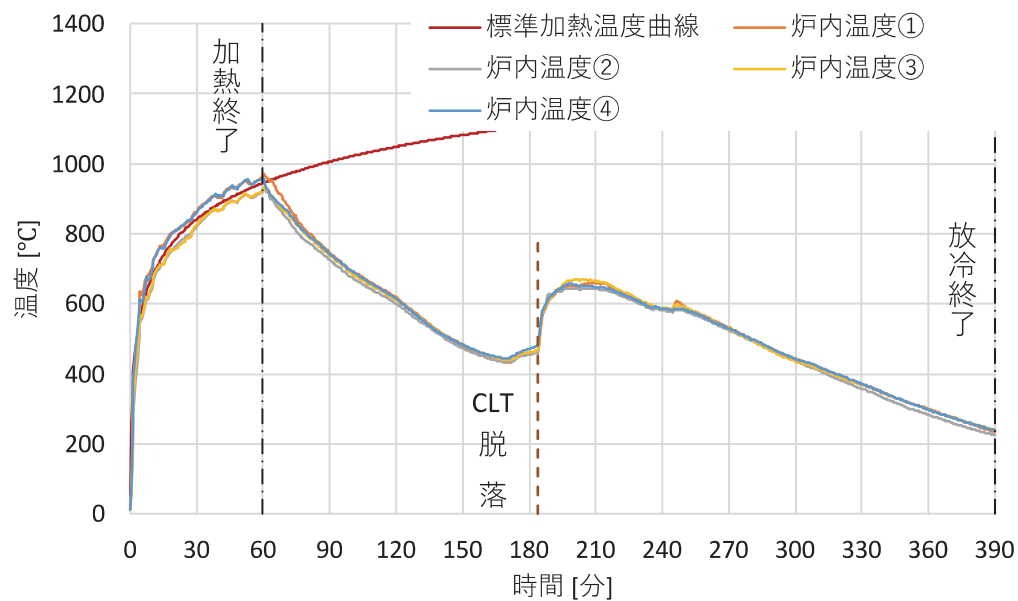


図 4.3-5 炉内温度推移（試験体 No. 2）

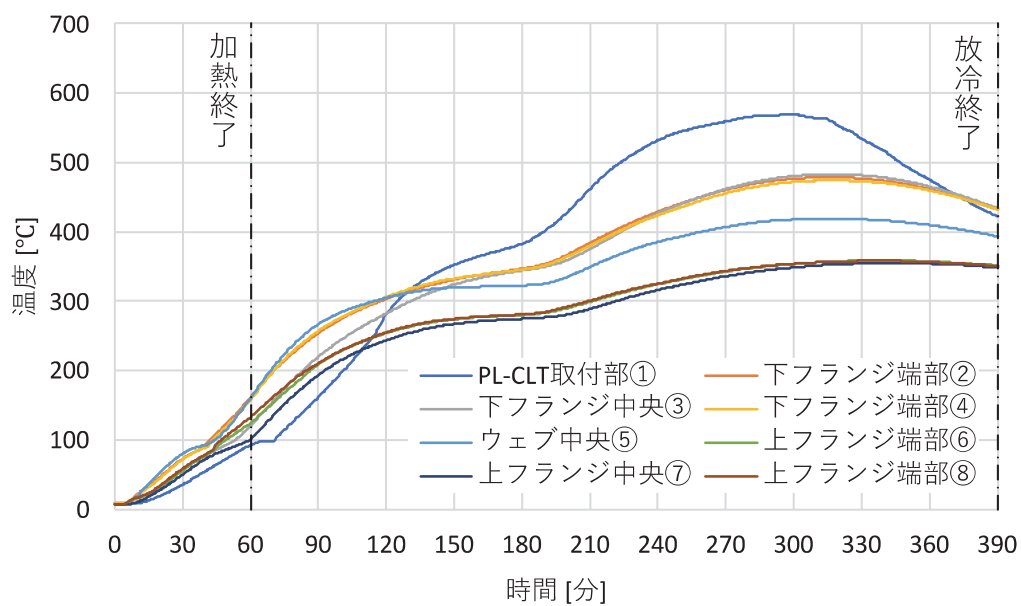


図 4.3-6 【A 部】 PL-CLT 取合部・鉄骨梁各部の内部温度推移（試験体 No. 2）

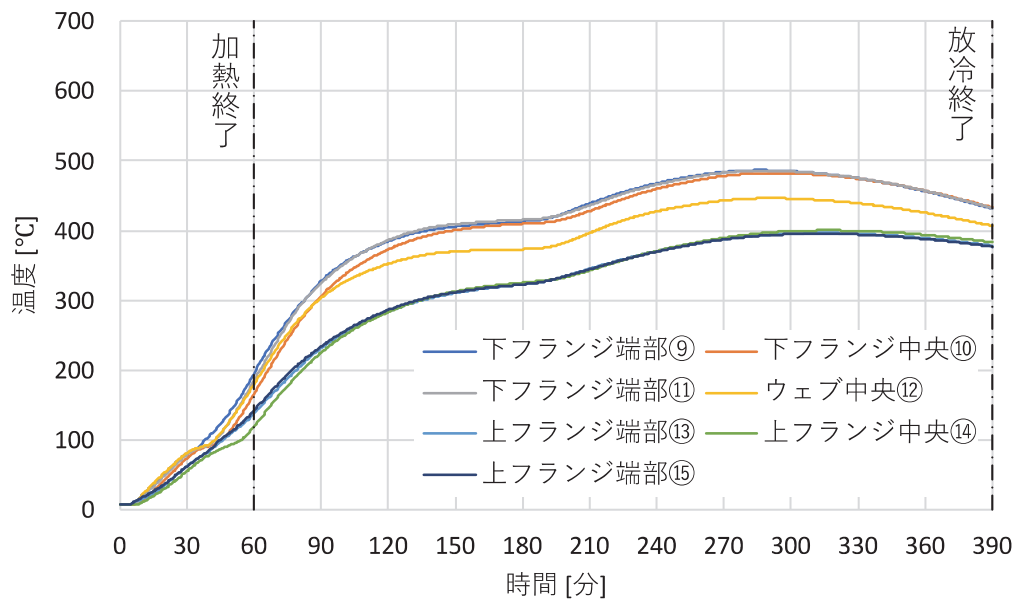


図 4.3-7 【B 部】鉄骨梁各部の内部温度推移（試験体 No. 2）

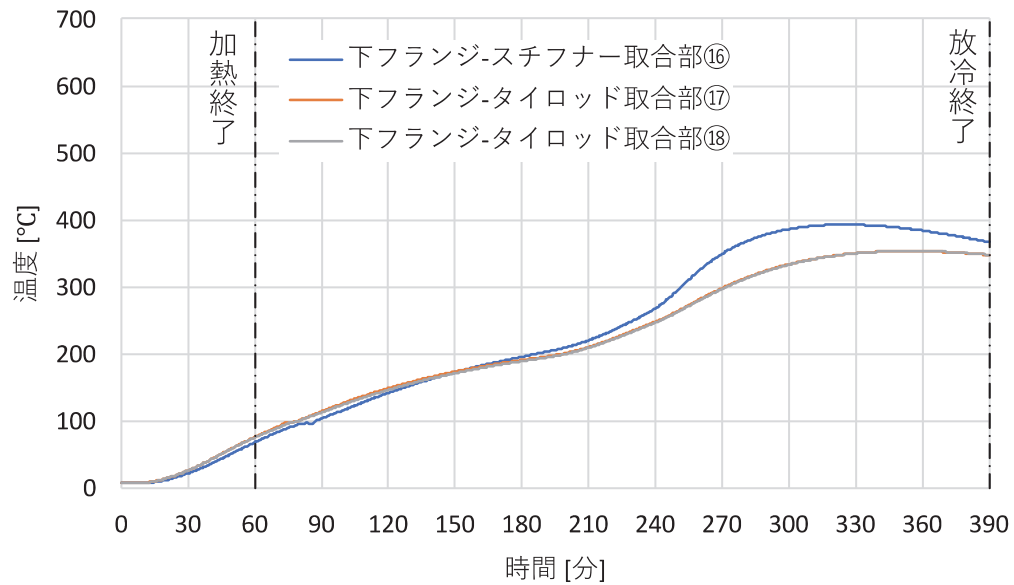


図 4.3-8 【C 部】鉄骨梁各部の内部温度推移（試験体 No. 2）

【1.5 時間耐火性能検証】

試験体 No.3 鉄骨梁 H-340×250×9×14+CLT パネル 150mm 厚

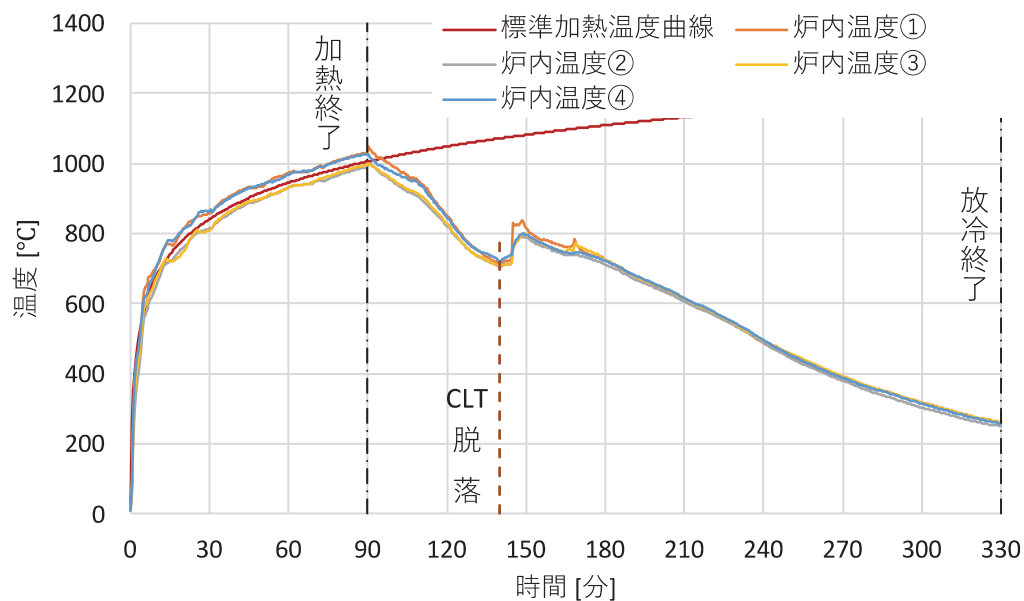


図 4.3-9 炉内温度推移（試験体 No. 3）

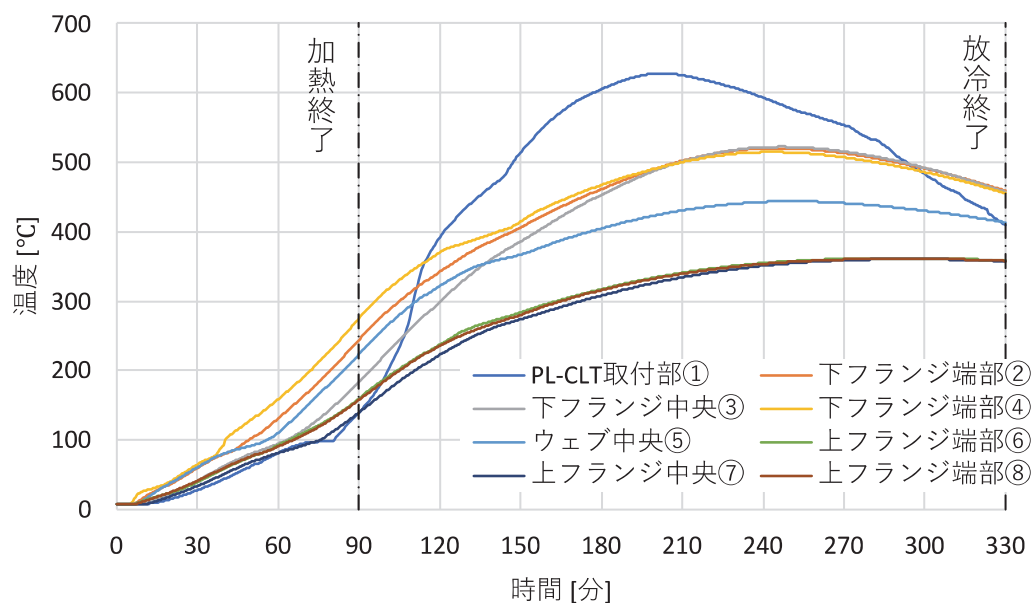


図 4.3-10 【A 部】 PL-CLT 取合部・鉄骨梁各部の内部温度推移（試験体 No. 3）

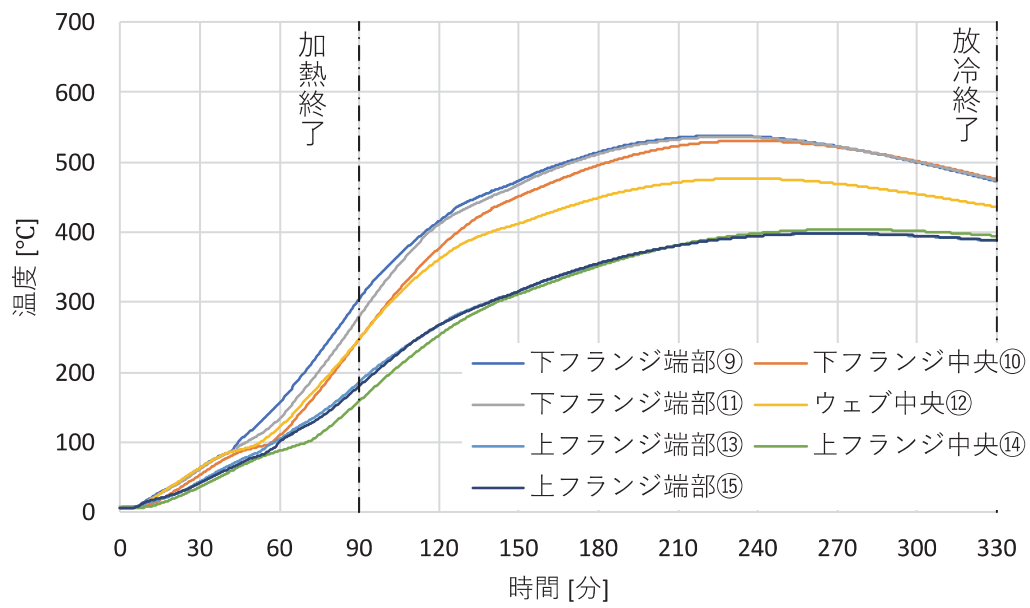


図 4.3-11 【B 部】鉄骨梁各部の内部温度推移（試験体 No. 3）

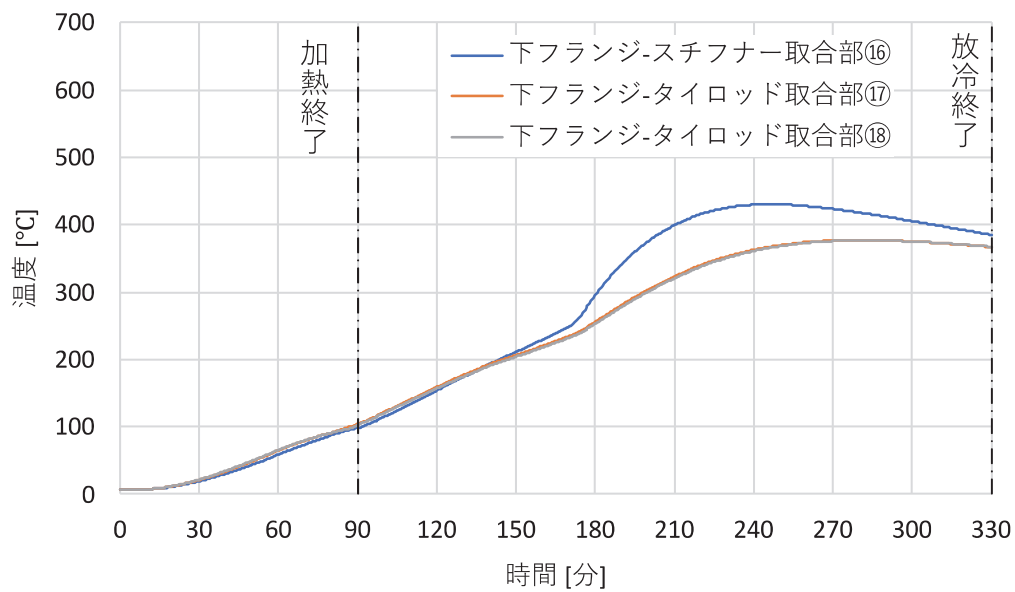


図 4.3-12 【C 部】鉄骨梁各部の内部温度推移（試験体 No. 3）

(2) 加熱実験の記録

【1 時間耐火検証】試験体 No.1 鉄骨梁 H-300×150×6.5×9+CLT パネル 150mm 厚

	
写真 4.3-1 実験開始前・南側全景 (No. 1)	写真 4.3-2 実験開始前・北側全景 (No. 1)
	
写真 4.3-3 加熱終了時・南側 (No. 1)	写真 4.3-4 加熱終了時・北側 (No. 1)
	
写真 4.3-5 CLT 脱落時・南側 (No. 1)	写真 4.3-6 CLT 脱落時・北側 (No. 1)
	
写真 4.3-7 脱炉時・南側全景 (No. 1)	写真 4.3-8 脱炉時・北側全景 (No. 1)

つづく



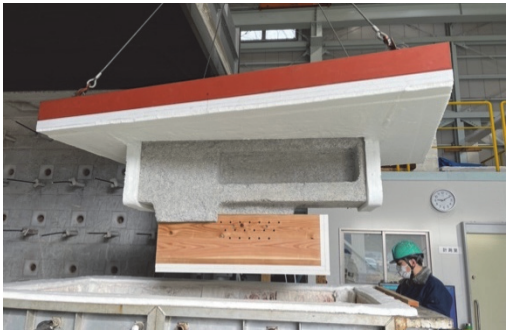
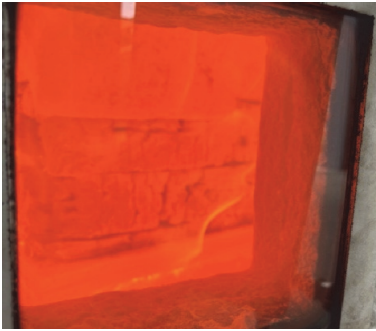
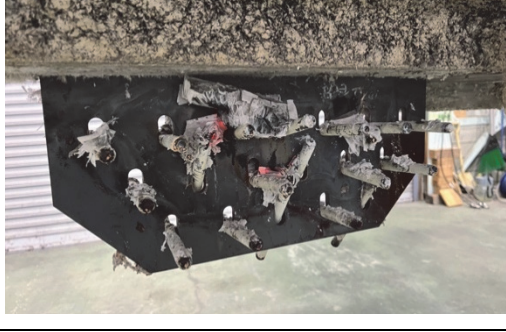
写真 4. 3-9 脱炉時の PL 廻りの状況 (No. 1)



写真 4. 3-10 CLT の焼失状況 (実験後の炉内)
(No. 1)

写真 4.3-11 実験開始前・南側全景 (No. 2)	写真 4.3-12 実験開始前・北側全景 (No. 2)
写真 4.3-13 加熱終了時・北側 (No. 2)	写真 4.3-14 CLT 脱落時・北側 (No. 2)
写真 4.3-15 脱炉時・南側全景 (No. 2)	写真 4.3-16 脱炉時・北側全景 (No. 2)
写真 4.3-17 脱炉時の PL 廻りの状況 (No. 2)	写真 4.3-18 CLT の焼失状況 (実験後の炉内) (No. 2)

【1.5 時間耐火検証】試験体 No.3 鉄骨梁 H-340×250×9×14+CLT パネル 150mm 厚

	
写真 4. 3-19 実験開始前・南側全景 (No. 3)	写真 4. 3-20 実験開始前・北側全景 (No. 3)
	
写真 4. 3-21 加熱終了時・南側 (No. 3)	写真 4. 3-22 CLT 脱落時・南側 (No. 3)
	
写真 4. 3-23 脱炉時・南側全景 (No. 3)	写真 4. 3-24 脱炉時・北側全景 (No. 3)
	
写真 4. 3-25 脱炉時の PL 廻りの状況 (No. 3)	写真 4. 3-26 CLT の焼失状況 (実験後の炉内) (No. 3)

4. 3. 2 鉄骨梁の非損傷性についての考察

各試験体にて実験中の温度上昇が比較的高かった点を代表例として、下フランジ(熱電対③及び⑨)の温度推移を図 4.3-19 に、ウェブ(熱電対⑫)及び上フランジ(熱電対⑭)の温度推移を図 4.3-20 に示す。

前述のように、試験体 No.1 及び No.3 では一時的に下フランジの温度が 500℃を越えた。具体的な温度を見ると、試験体 No.1 の下フランジの最高温度は 516℃、試験体 No.3 の最高温度は 538℃であった。鉄骨の温度が 500℃を越えると急激に耐力が低下する可能性があることは前述の通りであるが、ウェブ、上フランジの温度が 500℃以下(400℃～470℃程度)であり、ただちにこの部材の非損傷性の確保が困難とは言い難い。部材の一部が局部的に 500℃を越える鉄骨梁の非損傷性は载荷加熱実験の報告は少なく、今回の結果から一概に非損傷性を予測することは難しいが、本結果を使って設計するには、各部の温度が 500℃以下であった試験体 No.2 の仕様を用いること、試験体 No.1 または No.3 の仕様とする場合は、下フランジの温度を低下させるためのさらなる措置を講じることなどが考えられる。

なお、鉄骨梁の下フランジの温度を低下させるためには、①鉄骨部材のサイズや厚さをアップする、②耐火被覆を全体的に厚くする、③鉄骨と CLT 間にモルタルのような熱吸収材を設けるなど、様々な方法がある。

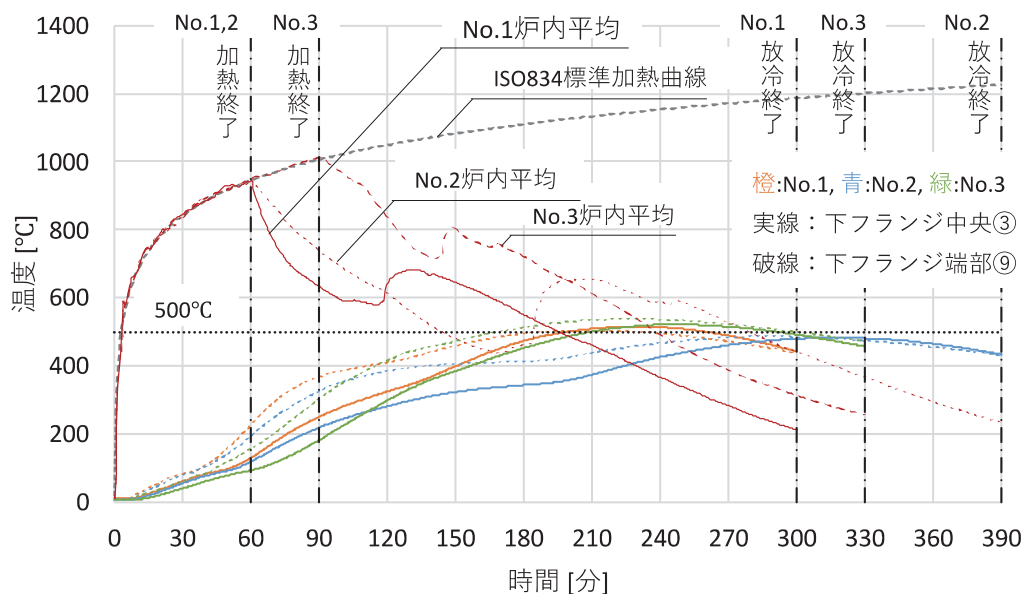


図 4.3-19 各試験体の下フランジ(熱電対③及び⑨)の温度推移

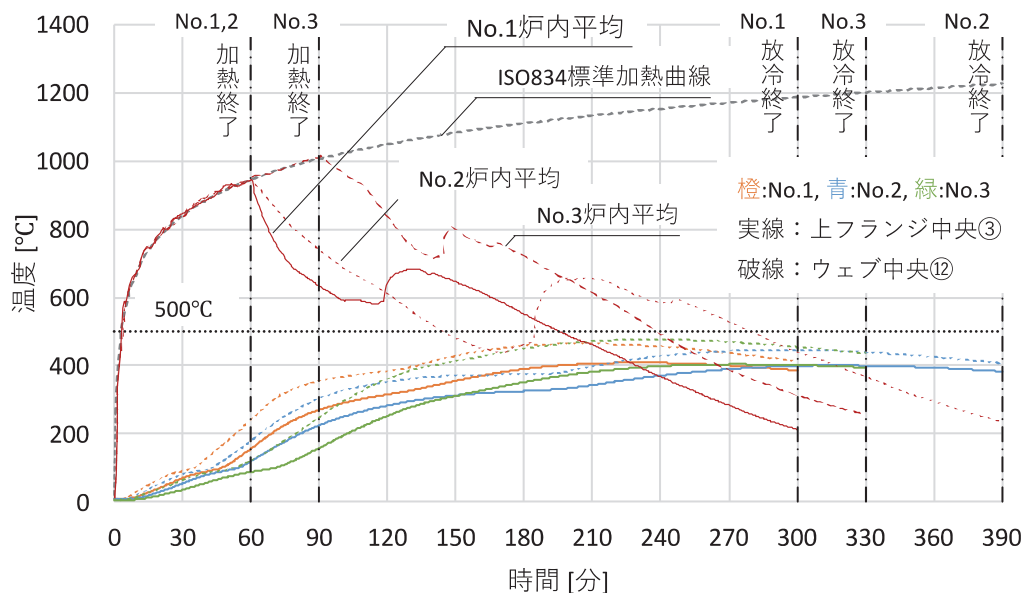


図 4.3-20 各試験体のウェブ（熱電対⑫）及び上フランジ（熱電対⑭）の温度推移

4. 4 今後に向けて

本実験の試験体は、先行して実施された構造実験の仕様によっているが、試験体の設計では、鉄骨の熱容量が小さくなり耐火上不利な、①最小の外径寸法、②最薄の厚さ、③最大のドリフトピン密度（加熱中のガセットプレートへの入熱が多くなる）を選択した。そのため、本実験の結果は、試験体よりも断面や厚さが大きい鉄骨梁、ガセットプレート等への適用が可能と考えられる。ただし、CLT の厚さが変わる場合は、加熱終了後の燃焼継続時間が変化して鉄骨梁への入熱状況が変わる可能性があるため、CLT 厚さと耐火時間にあわせた新たな実験的または解析的な検討が必要であろう。なお、樹種については、本実験の CLT の燃焼性状が、燃え止まりでなく、燃え尽きであることを考えると、樹種による影響は小さく、ヒノキやカラマツ等、他樹種への置き換えも可能と考える。

第5章 CLT床の構造性能に関する開発検討

5.1 実験計画

5.1.1 試験体

表 5.1-1 に試験体一覧、図 5.1-1 に本実験で設定した床架構試験体平面図を示す。4m×4m 床架構を設定し、南北の大梁の間を3本の小梁を架け、この小梁と直交する方向に2m幅のCLTパネルを2枚配置する床架構を設定した。大梁：H-300×150×6.5×9(SS400)、小梁を H-250×125×6×9(SS400)とし、CLT パネルは Mx60-5-5(t=150mm)とした。

また、図 5.1-2、図 5.1-3 に接合部詳細図を示す。CLT パネルと鉄骨大梁との接合は鉄骨梁フランジ上面に溶接した接合鋼板とビスにより接合するものとし、CLT パネル同士の接合は、接合鋼板を介したスプライン接合とした。なお、試験体 No.1 のスプライン接合の接合鋼板の厚さは、梁上の9mm に対し6mm とすることで重量を軽減し、現場での施工性を配慮した。試験体 No.1 のビスはパネリード鋼：PK8-90@100、試験体 No.2 のビスは STS・C65@100 とし、表 5.1-2 に示す様にビス1本あたりの強度性能を2水準設定した。

加力点は、大梁南西端部とし、南側両端部は前後左右ローラー支点、北側両端部はピン支点とした。

表 5.1-1 試験体一覧

試験体No.		No.1	No.2
試験体サイズ		4m×4m	
大梁		H-300x150x6.5x9	
小梁		H-250x125x6x9	
CLT床版		Mx60-5-5(t=150)	
鉄骨梁上接合	接合鋼板	PL-9	PL-4.5
	ビス	パネリード PK8-90@100	STS・C65@100
スプライン接合	接合鋼板	PL-6	PL-4.5
	ビス	パネリード PK8-90@100	STS・C65@100

表 5.1-2 ビス1本あたりの強度性能

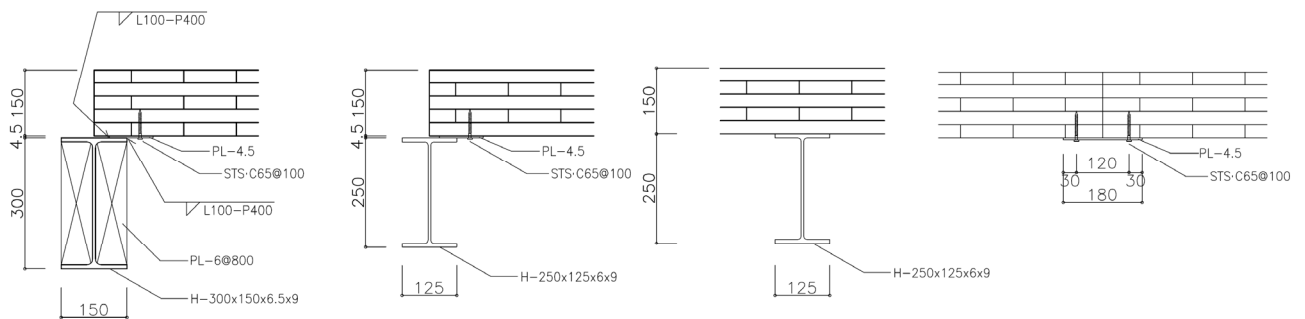
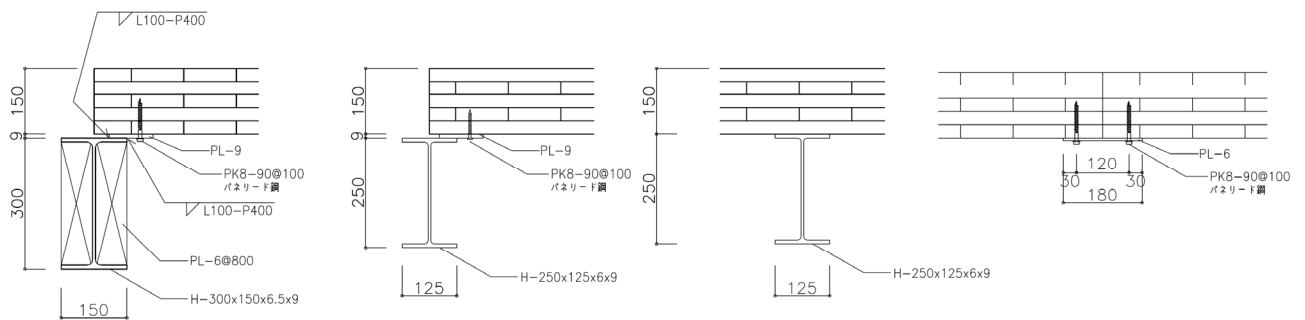
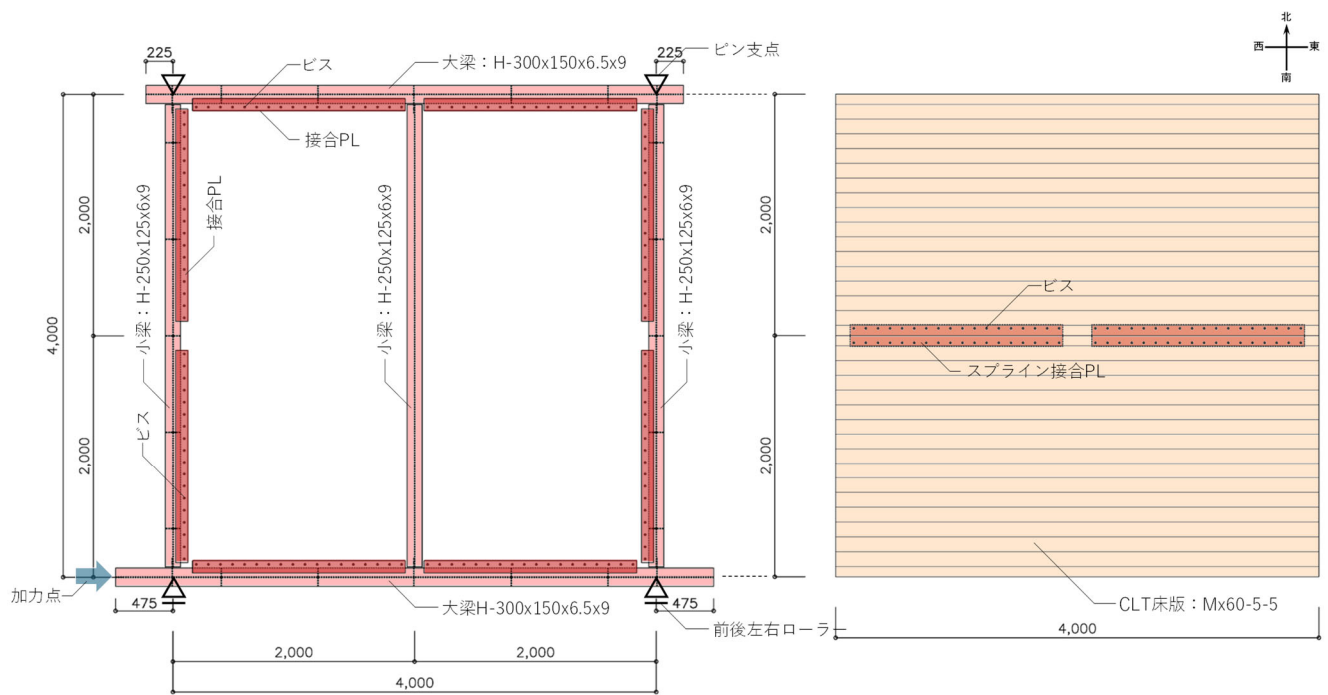
CLT床と鉄骨梁接合部	ビス1本あたりの剛性	終局耐力Pu
STS-C65	1kN/mm ^{※1}	Pu=5.5kN ^{※1}
木ビス(パネリード鋼) PK8-90	強軸：6.6kN/mm ^{※2}	Pus=10.5kN ^{※2}
	弱軸：2.3kN/mm ^{※2}	Puw=9.5kN ^{※2}

※1 文献1)による。

※2 メーカーより受理した接合部実験データによる。

参考文献

1) 「CLT を用いた建築物の設計施工マニュアル、」(公財) 日本住宅・木材技術センター、2024



5.1.2 加力方法

実験は、日本建築総合試験所の構造試験室にて実施する。図 5.1-4、図 5.1-5 に加力装置図を示す。加力は 500kN 油圧ジャッキを用い、ロードセルを介して、南側大梁の西端部に荷重を与える。支持条件は、南側両端の大梁小梁接合部下は前後左右のローラー支点とし、北側両端の大梁小梁接合部下は大梁下フランジに溶接したベースプレートを紹介し、反力架台にボルトにより固定した。

図 5.1-6 に加力サイクルを示す。加力は正負交番とし、変形角で $1/200\text{rad}$ ($\delta = \pm 20\text{mm}$)、 $1/100\text{rad}$ ($\delta = \pm 40\text{mm}$)、 $1/50\text{rad}$ ($\delta = \pm 80\text{mm}$)、 $1/40\text{rad}$ ($\delta = \pm 100\text{mm}$) の時点でそれぞれ 2 回繰り返し載荷する。油圧ジャッキの可動量が $\pm 100\text{mm}$ であるため $1/40\text{rad}$ を最終変形角とする。途中で、最大荷重の 80% 程度の耐力低下が生じた場合は、破壊状況を判断した上で、実験終了とする。

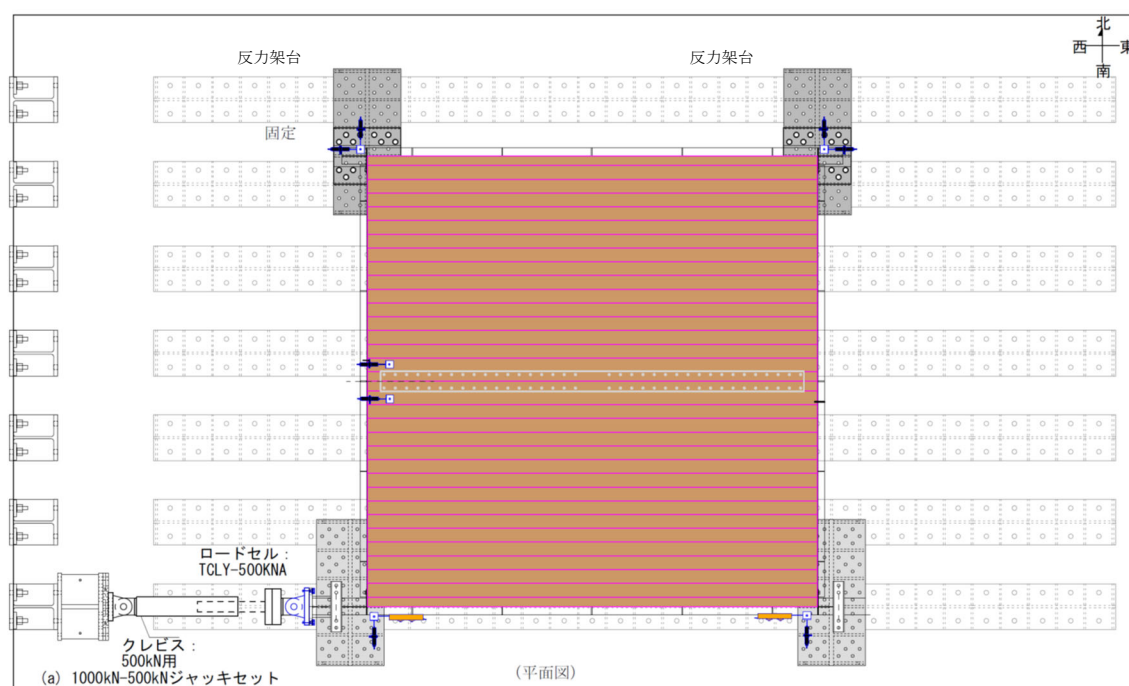


図 5.1-4 加力装置図（平面図）

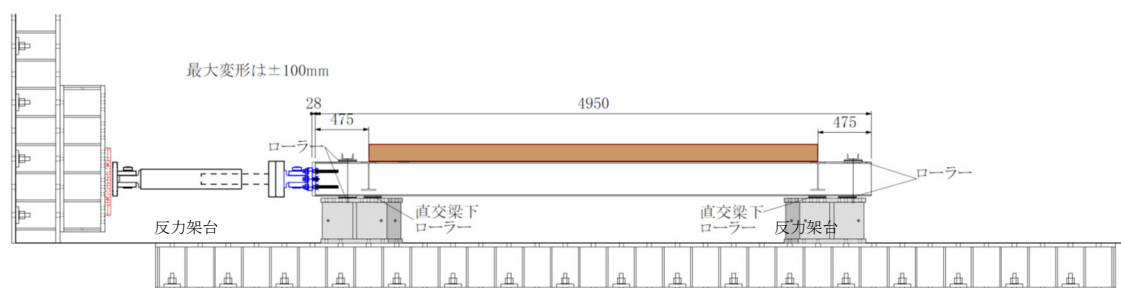


図 5.1-5 加力装置図（南立面図）

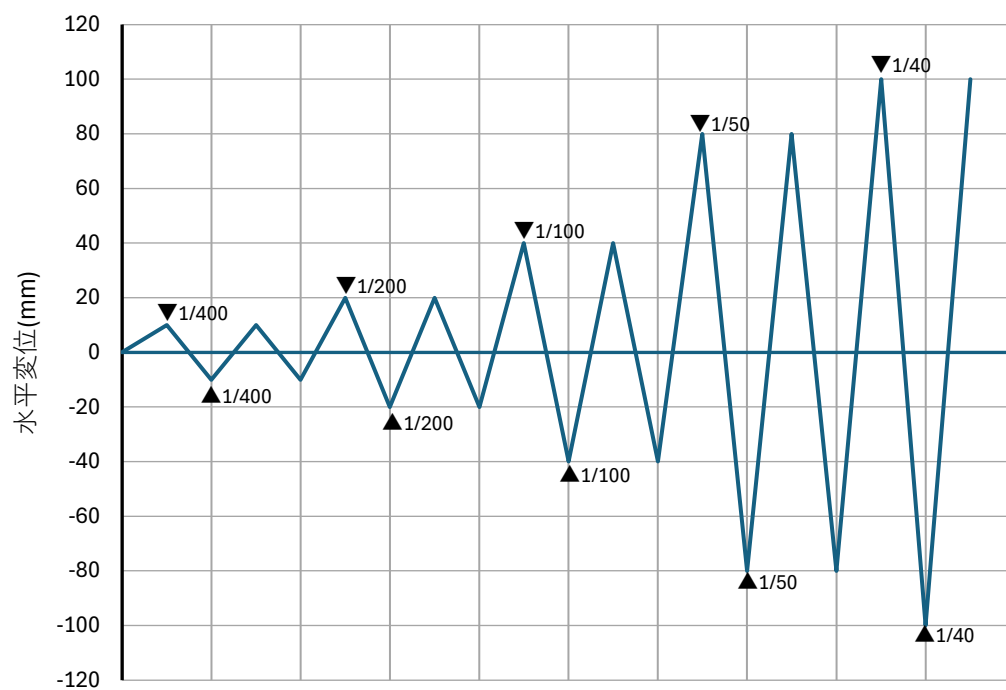


図 5.1-6 加力サイクル

5. 1. 3 計測計画

図 5.1-7 に変位計測位置、図 5.1-8 に歪み測定位置を示す。5.2 に示す事前解析結果を参考に、鉄骨梁各部の歪みと CLT 床版と鉄骨梁との相対変位、CLT 床版のせん断変形、及び鉄骨架構4隅の東西方向、南北方向の絶対変位を測定する。なお、写真 5.1-1 に試験体、加力装置の全景を示す。

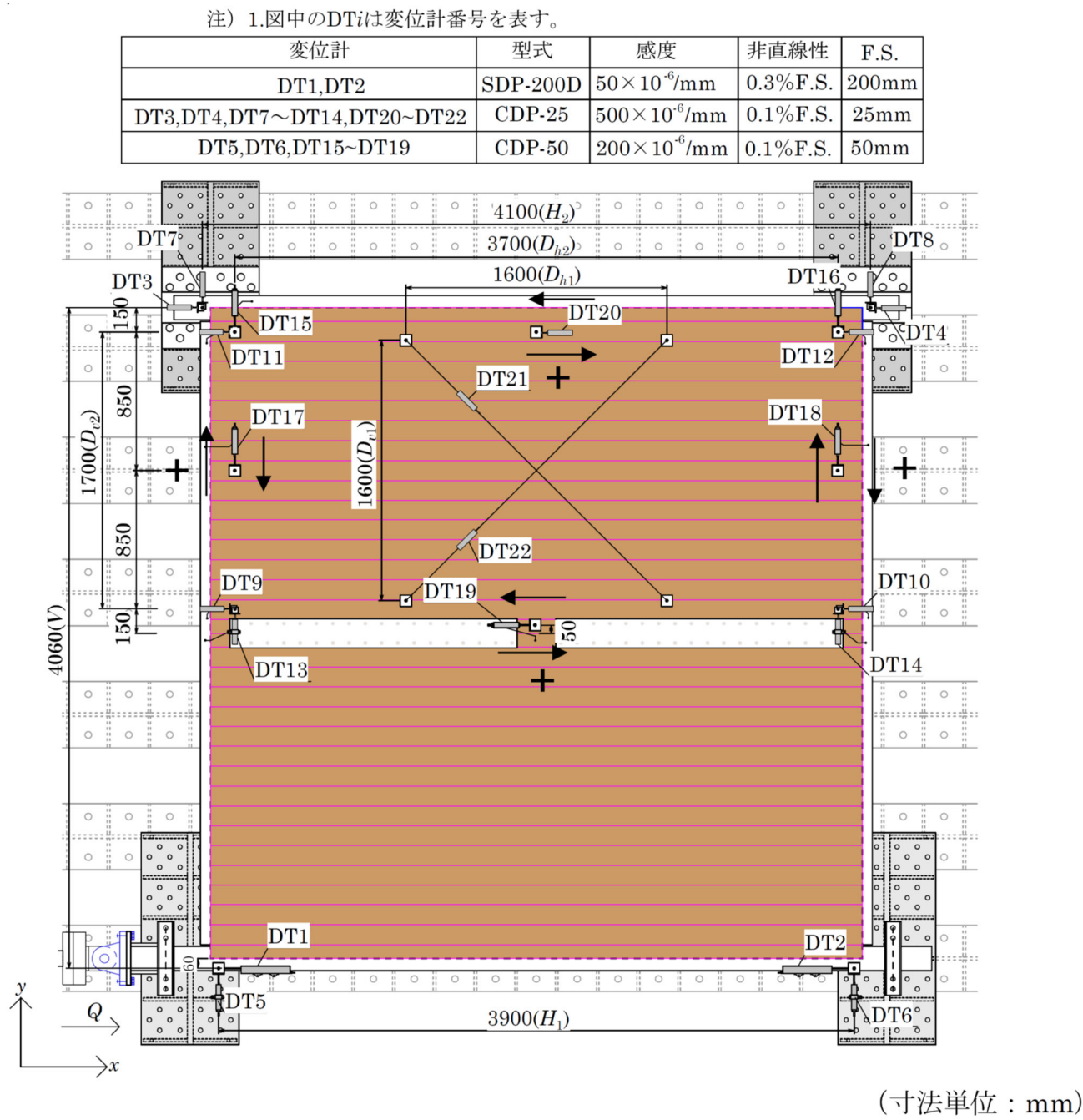
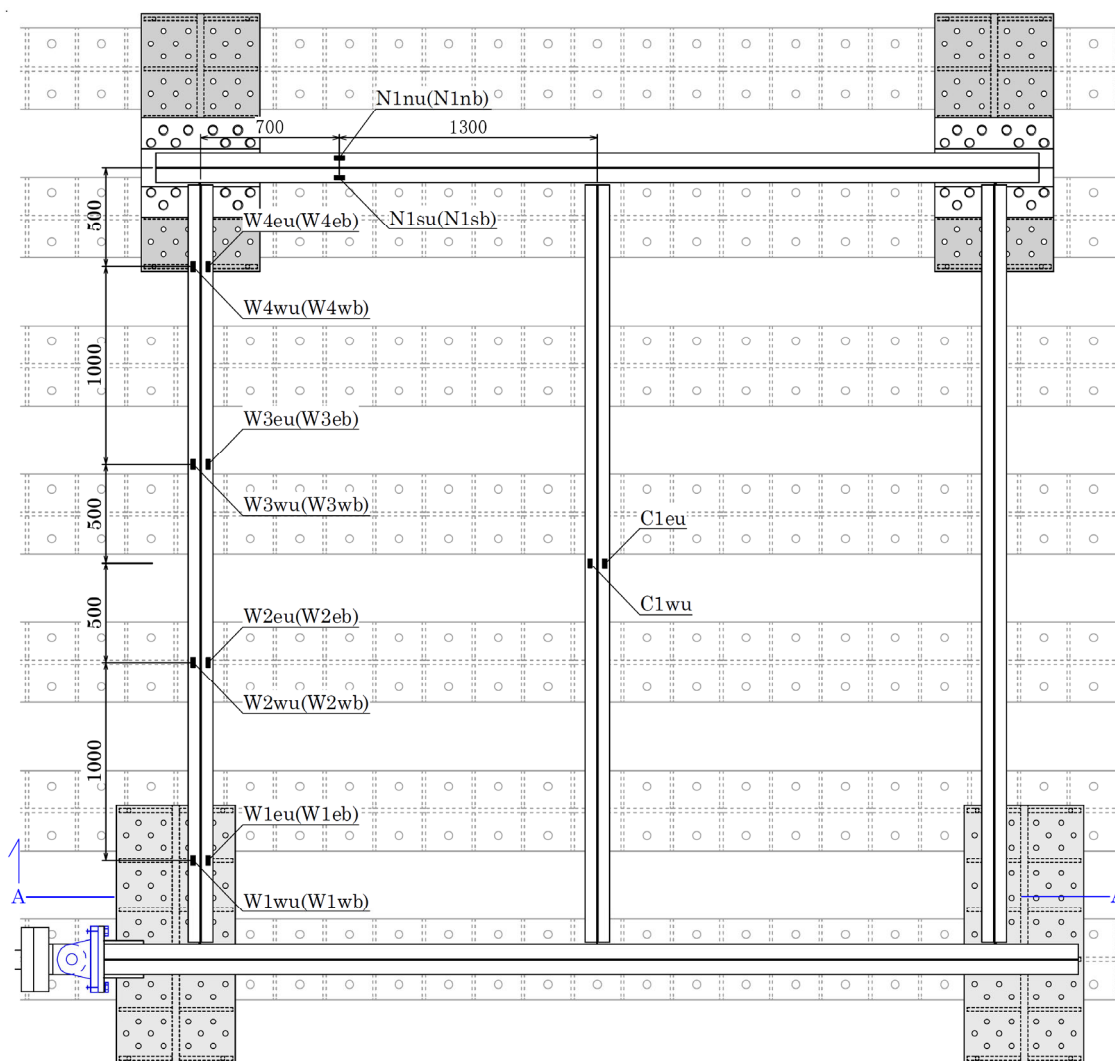
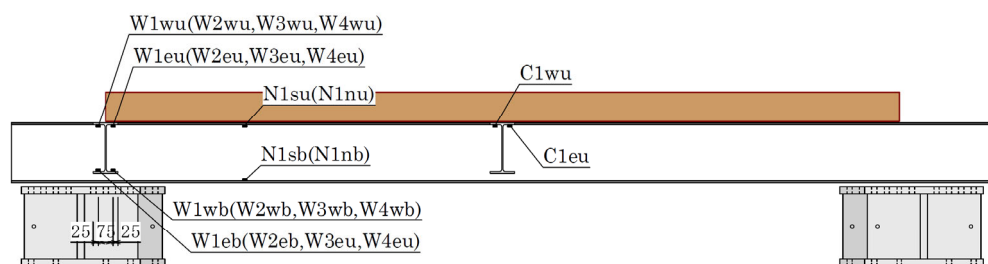


図 5.1-7 変位計測位置



(平面図)



(A-A' 矢視図)

図 5.1-8 歪み測定位置



写真 5.1-1 試験体、加力装置全景（北側より撮影）

5. 2 事前解析検討

5. 2. 1 解析モデル

図 5.2-1 に解析モデル図を示す。大梁、小梁は線材要素とし、CLT パネルは異方性を考慮した板要素とした。CLT の面内の強軸方向、弱軸方向のヤング係数は、表 5.2-1 に示す様に実状を考慮して基準値の 1.5 倍の値を設定した。CLT と鉄骨梁の接合部、及びスプライン接合は、等間隔に設けたバネ要素により表現し @100mm でバネ要素を配置した。境界条件は、実験と整合させて、北側の大梁端部の節点をピン接合とし、南側の大梁節点は x, y 方向の自由度を開放したローラー支点とした。小梁と CLT 床は、接合しないものとし、解析モデル上は圧縮専用の剛バネで接続した。

また、ビス 1 本あたりの強度性能は表 5.1-2 の値を用い、バイリニア型の復元力特性を与え、床架構全体としての面内せん断剛性への影響を検討した。CLT は弾性とし、鉄骨は降伏点強度を実状に合わせて $\sigma_y = 300\text{N/mm}^2$ とし、バイリニア型の弾塑性特性を与えた上で、静的増分解析を実施した。

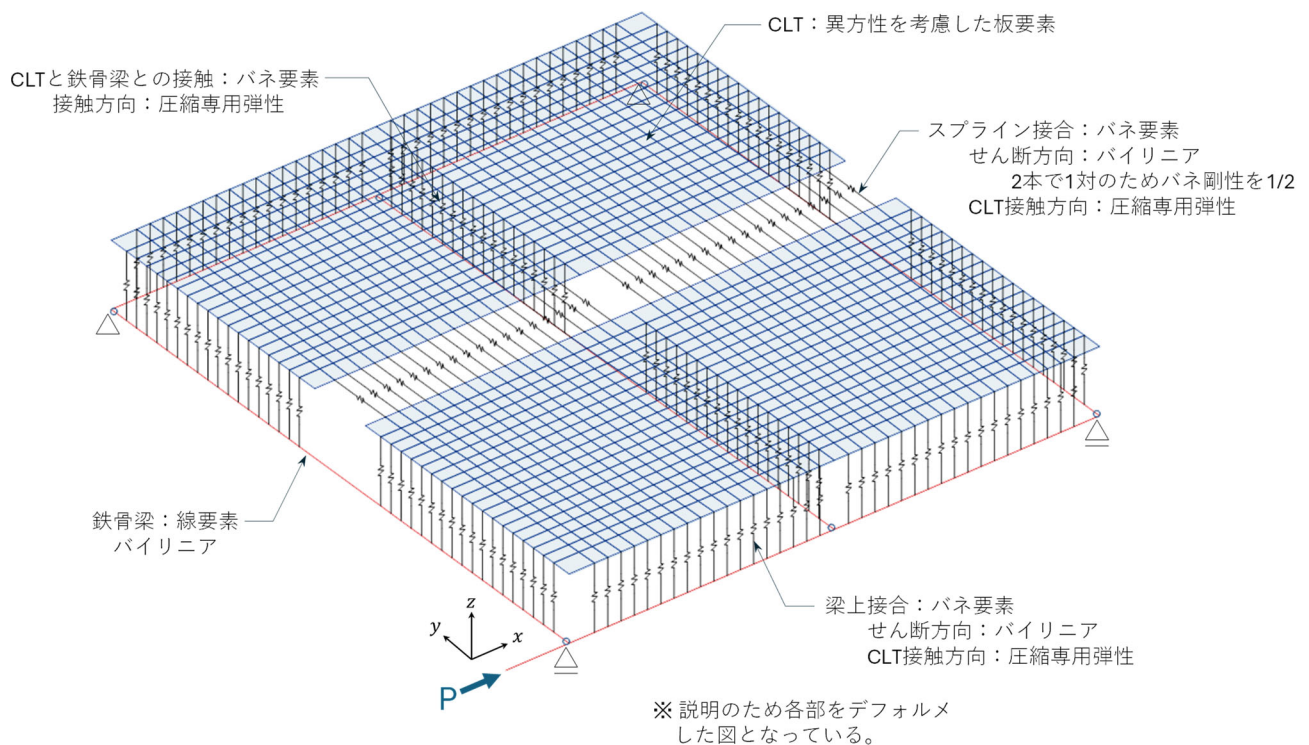


図 5.2-1 解析モデル図

表 5.2-1 各材料の弾性係数

CLT(Mx60-5-5) 面内	強軸ヤング係数	4500N/mm ²
	弱軸ヤング係数	1800N/mm ²
	せん断弾性係数	500N/mm ²
鋼材	ヤング係数	20500N/mm ²
	降伏点強度	300N/mm ²
	ポアソン比	0.3

5.2.2 解析結果

5.2.2.1 荷重変形関係

図 5.2-2 に荷重変形曲線を示す。ビスの強度性能の違いにより、剛性、耐力に大きく影響を及ぼしていることが確認され、試験体 No.1 では 380kN、試験体 No.2 では、220kN で大きく剛性低下した。後の図 5.2-3、図 5.2-4 のヒンジ図で示されるように、いずれも、対辺の梁上のビスが全て降伏することで全体剛性が低下し、最終的には全てのビスが降伏する結果となった。なお、梁各部の降伏は解析上では生じなかった。

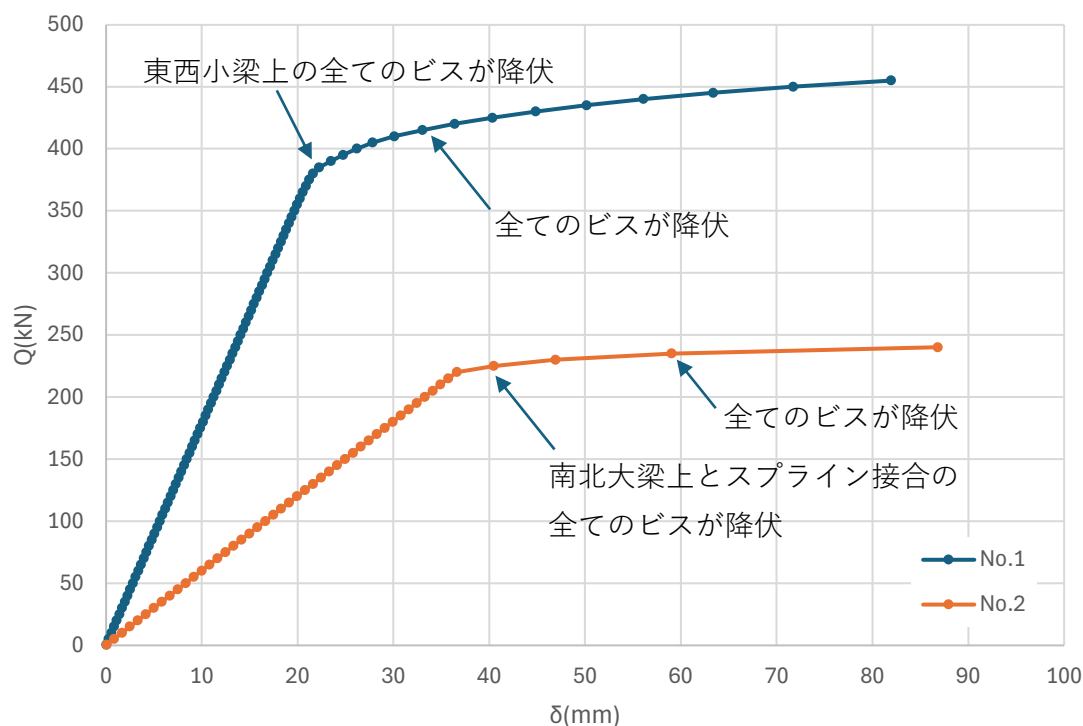


図 5.2-2 荷重(Q)—変形(δ)曲線

5.2.2.2 変形図・ヒンジ図

図 5.2-2 において剛性低下を生じたステップにおける変形図、ヒンジ図を図 5.2-3～図 5.2-6 に示す。
CLT 床が梁上の接合部やスプライン接合を介してずれ変形を生じ、CLT パネルは回転変形とせん断変形を伴って変形している状況が確認できる。この結果を参考に、各部の変位計測位置を計画した。

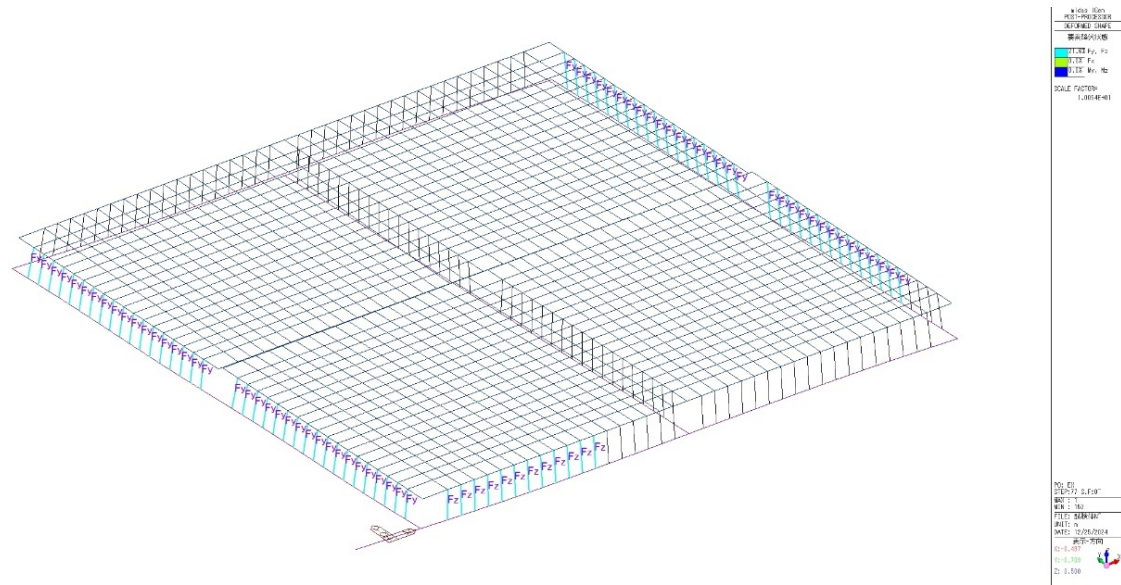


図 5.2-3 変形図・ヒンジ図 (No. 1 アクソメ図)

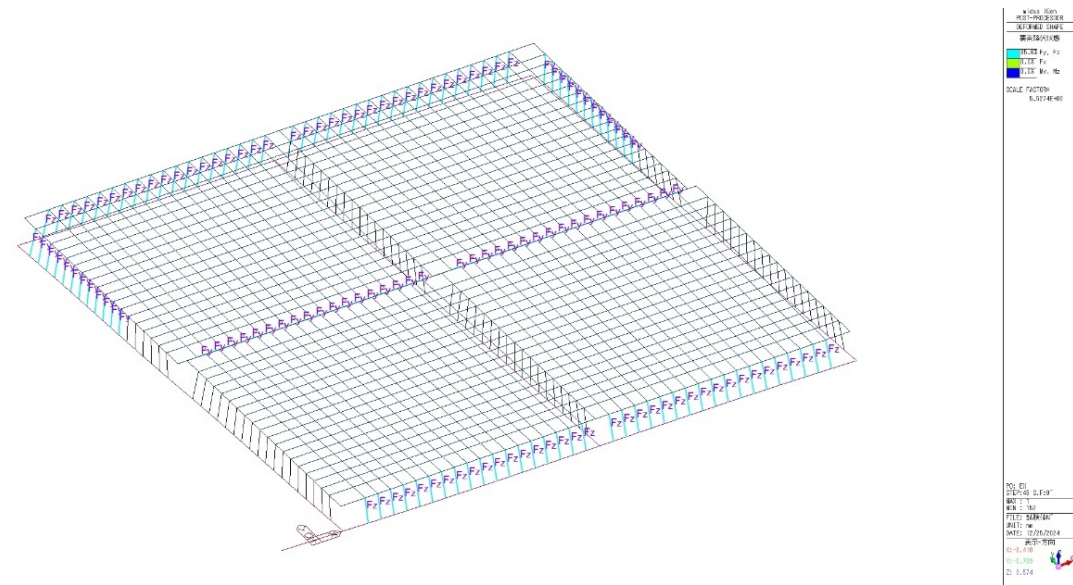


図 5.2-4 変形図・ヒンジ図 (No. 2 アクソメ図)

5.2.2.3 応力図

図 5.2-7～図 5.2-12 まで、応力図（M 図、Q 図、N 図）を示す。前述した様に CLT パネルは回転変形とせん断変形を伴って変形するが、接合部を介した CLT 床版との応力伝達により鉄骨梁に横方向の応力が作用し、水平方向に曲げモーメントが分布していることが確認された。また、加力により鉄骨梁に軸力を生じ、ビス接合部によるせん断力の伝達により、各部の軸力がほぼ線形に分布する状況が確認できる。

本事前解析結果を参考に、鉄骨梁各部の歪み計測位置を計画した。

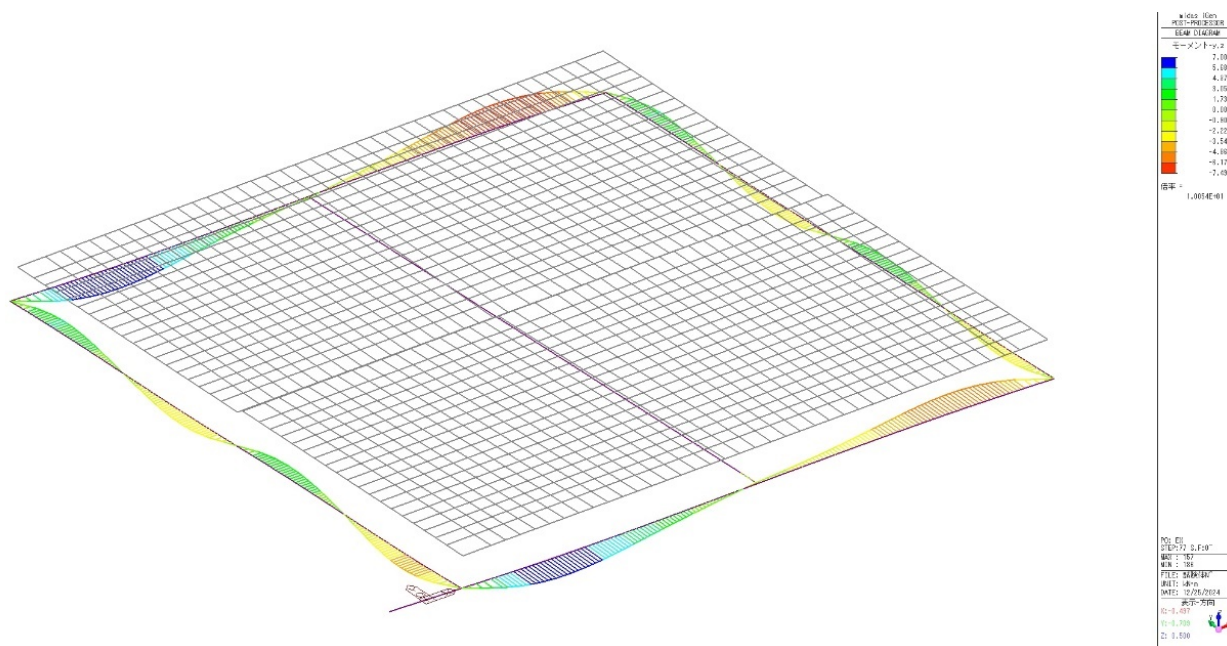


图 5.2-7 M 图 (No. 1)

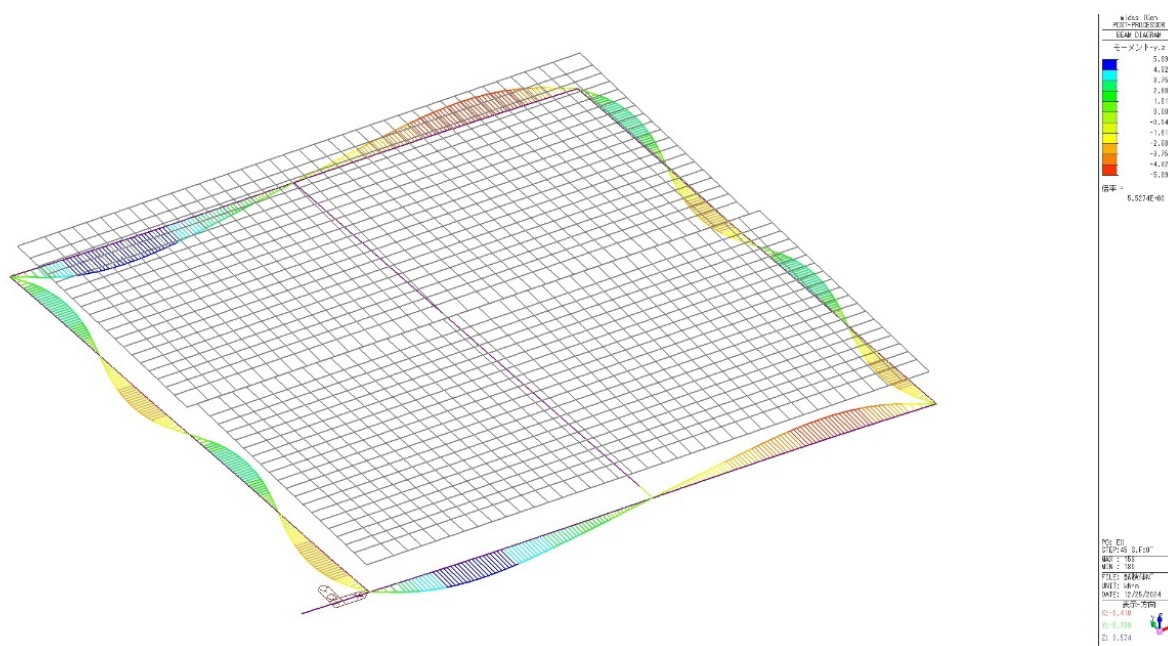
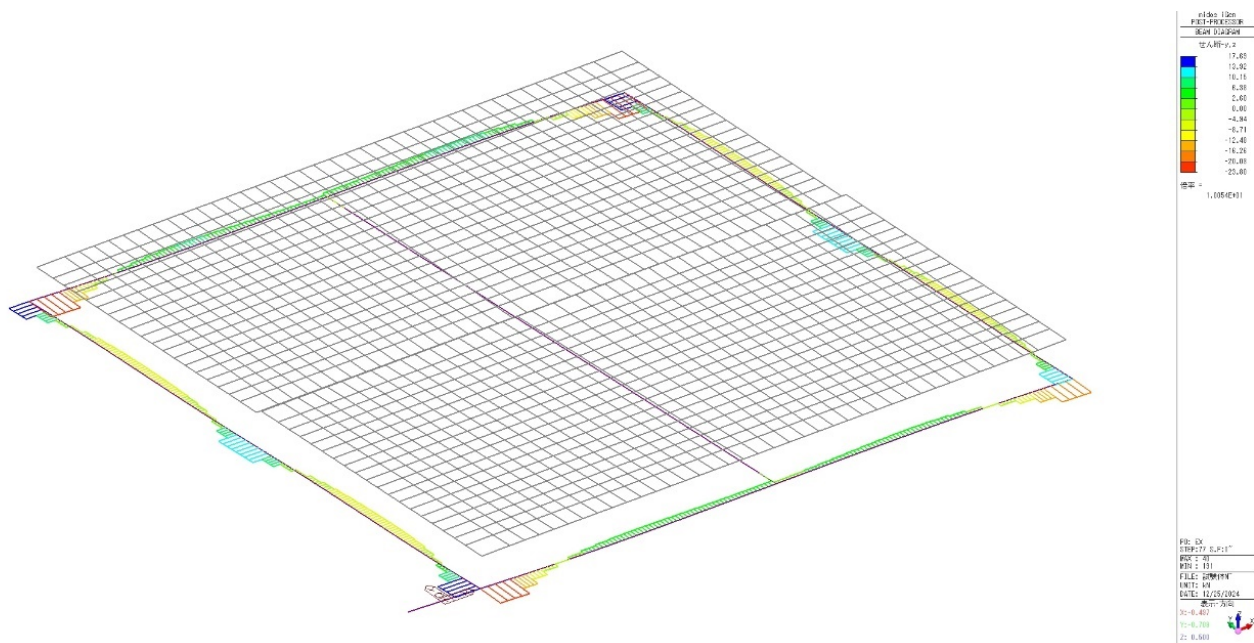


图 5.2-8 M 图 (No. 2)



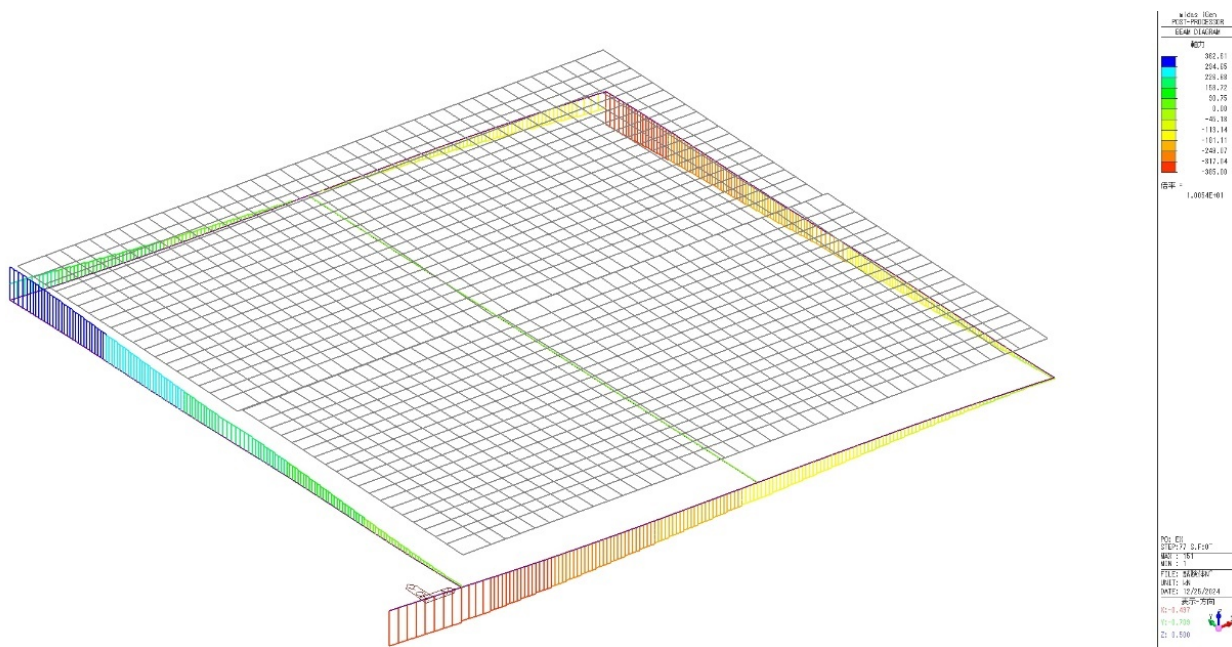


图 5.2-11 N 图 (No. 1)

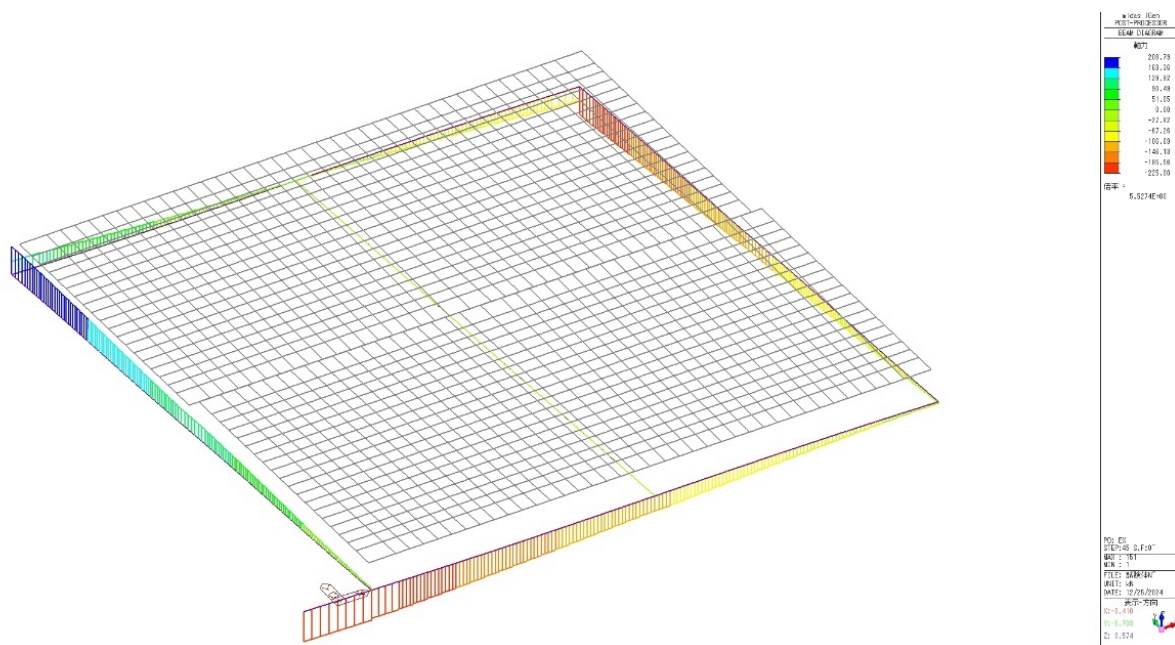


图 5.2-12 N 图 (No. 2)

5.3 実験結果

5.3.1 破壊性状及び荷重-変形関係

図 5.3-1 に荷重変形関係を、図 5.3-2、図 5.3-3 には、実験で発生した主な事象を、図 5.3-4、図 5.3-5 には、実験終了後の試験体の状況について示す。

(1) 試験体 No.1

試験体 No.1 では、1 サイクル目 ($1/400\text{rad}$) で接合鋼板と CLT との間で浮き上がりを生じ、3 サイクル目 ($1/200\text{rad}$) でビス頭の回転が観察され、ビスに曲げ変形を生じていると推察された。7 サイクル目の正加力の途中 $1/80\text{rad}$ 付近で CLT パネル上面において割裂が発生し、 $15.3 \times 10^{-3}\text{rad}$ 時点で最大荷重 431kN に到達した後、北側大梁、及び西側小梁においてビスの破断が生じ急激に耐力低下した。実験終了後、接合ビスの破断、CLT の東西方向の割裂、北側大梁のガセットプレートの曲げ変形が確認された。

事前解析結果との比較では、初期剛性は実験結果の方が高いものの、全体的な荷重変形関係は実験結果とよく整合する結果となった。また、解析結果では接合ビスの破断までは再現できないものの、接合ビスの降伏により剛性低下し変形が増大する点では実験結果と一致した。

(2) 試験体 No.2

試験体 No.2 では、加力初期から解析結果より 3 倍程度高い初期剛性を示した後、1 サイクル目の $1.0 \times 10^{-3}\text{rad}$ 付近で剛性低下を生じた。その後、3 サイクル目の正加力 $4.4 \times 10^{-3}\text{rad}$ 付近で北側大梁の東側ガセットプレートの曲げ変形(転倒)により荷重が低下した。その後、CLT の浮き上がり、接合ビスの曲げ変形を生じ、 $5.0 \times 10^{-3}\text{rad}$ 到達時には、北側大梁の東側ガセットプレートの溶接部の破断が認められた。北側大梁に設置した東西小梁に対するガセットプレートは、その底部を反力板と溶接に固定されているが、図 5.2-11 の解析結果によると、梁に生じた軸力により、ガセットプレートに転倒モーメントが生じ、ガセットプレート底部と反力板との溶接部が破断したと推察される。そこで、一旦除荷した後、実験を中断し、溶接破断部の補修溶接と、ガセットプレートに対し鋼板を隅肉溶接により北側に追加して延長することで補強を行った。

その後、除荷時点での $3.1 \times 10^{-3}\text{rad}$ を起点とし、正負に $2.5 \times 10^{-3}\text{rad}$ 、 $5.0 \times 10^{-3}\text{rad}$ を 1 サイクルずつ载荷した後、正方向に単調载荷を行った。 $11.0 \times 10^{-3}\text{rad}$ にて、ビスの抜け出し及び接合鋼板と CLT パネルの浮き上がりが確認された後、 $13.7 \times 10^{-3}\text{rad}$ 時点で最大荷重 273kN に達した後に CLT パネルの割裂が認められた。その後、 $17.6 \times 10^{-3}\text{rad}$ にて北側大梁の東側ガセットプレートで座屈が発生し、西側小梁と北側大梁のフランジが接触して再び荷重増加に転じたが、 $19.7 \times 10^{-3}\text{rad}$ にて実験を終了した。

実験終了後、西側小梁の接合ビス 1 本で破断、CLT の東西方向の割裂、北側大梁のガセットプレート、及び小梁ウェブの曲げ変形が確認された。

事前解析結果との比較では、初期剛性は実験結果と 3 倍程度の差となり、更に、溶接部の破断の影響により実験の経過がやや特異であったものの、荷重変形関係全体としては、良く整合する結果が得られた。

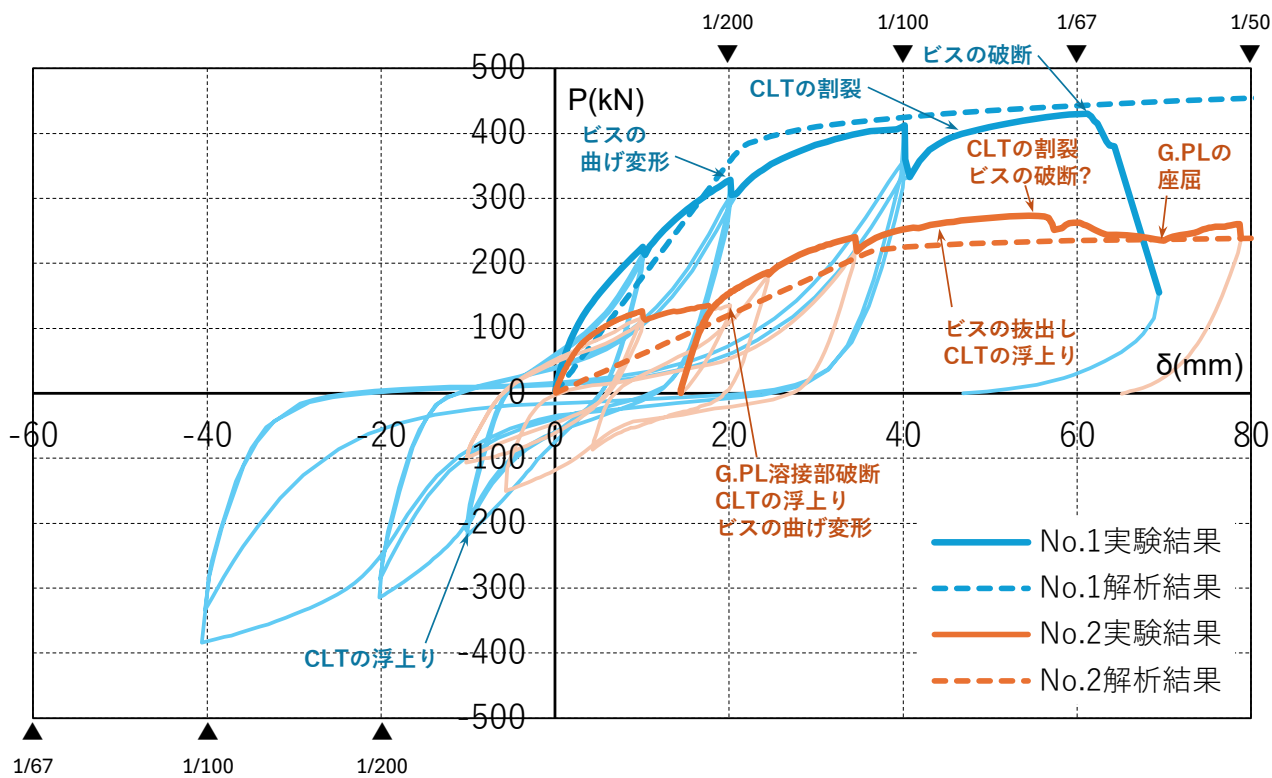


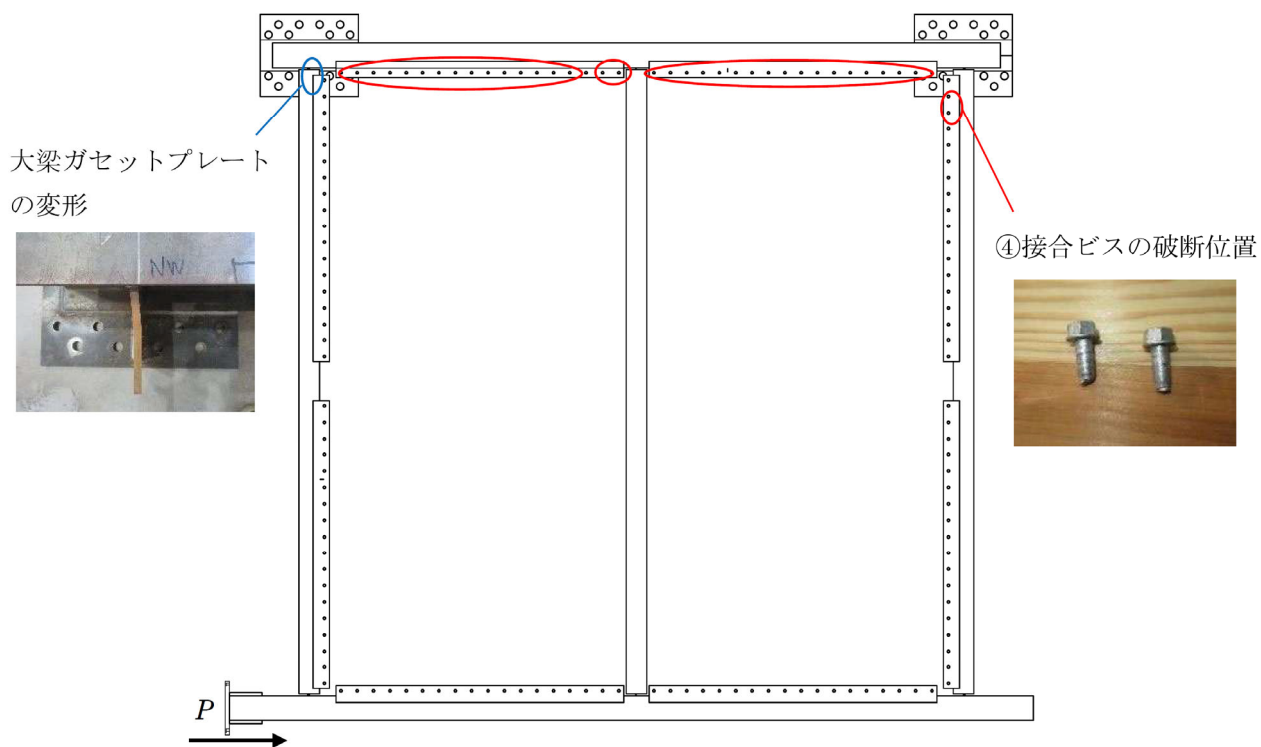
図 5.3-1 荷重変形関係



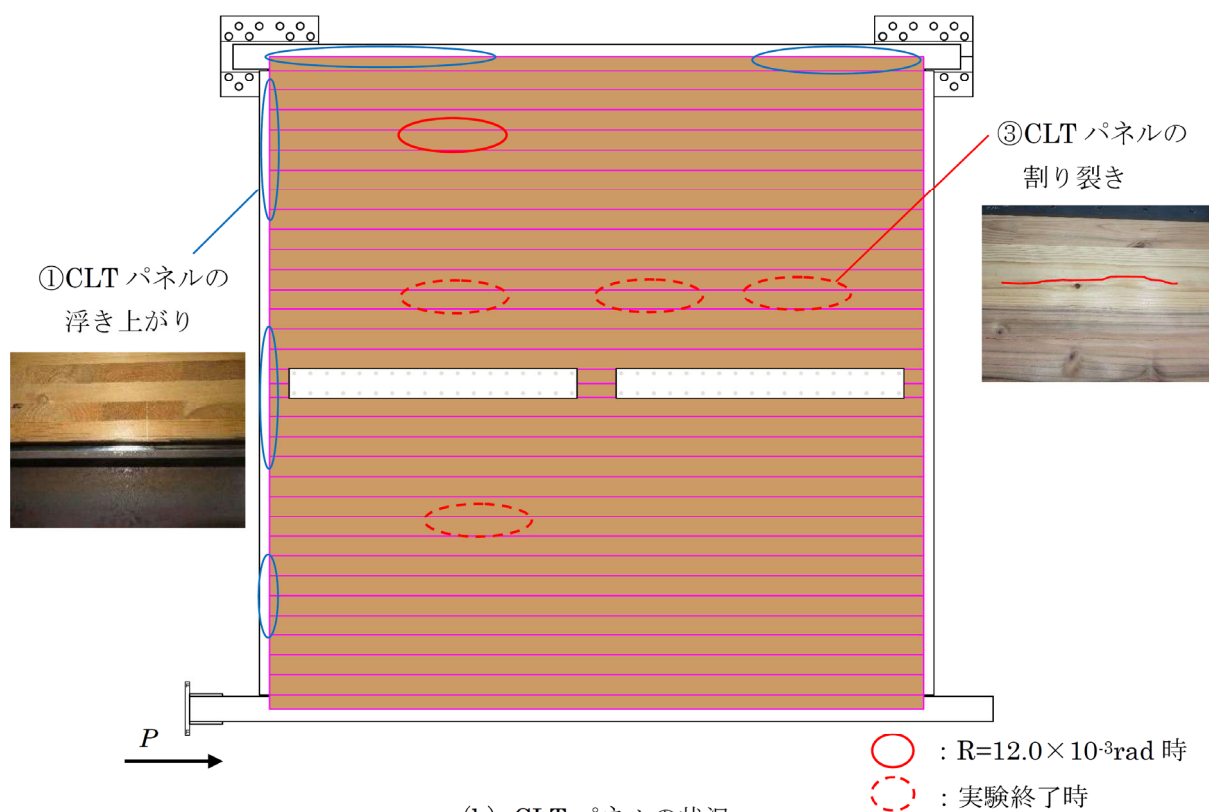
図 5.3-2 主な発生事象 (No. 1)



図 5.3-3 主な発生事象 (No. 2)

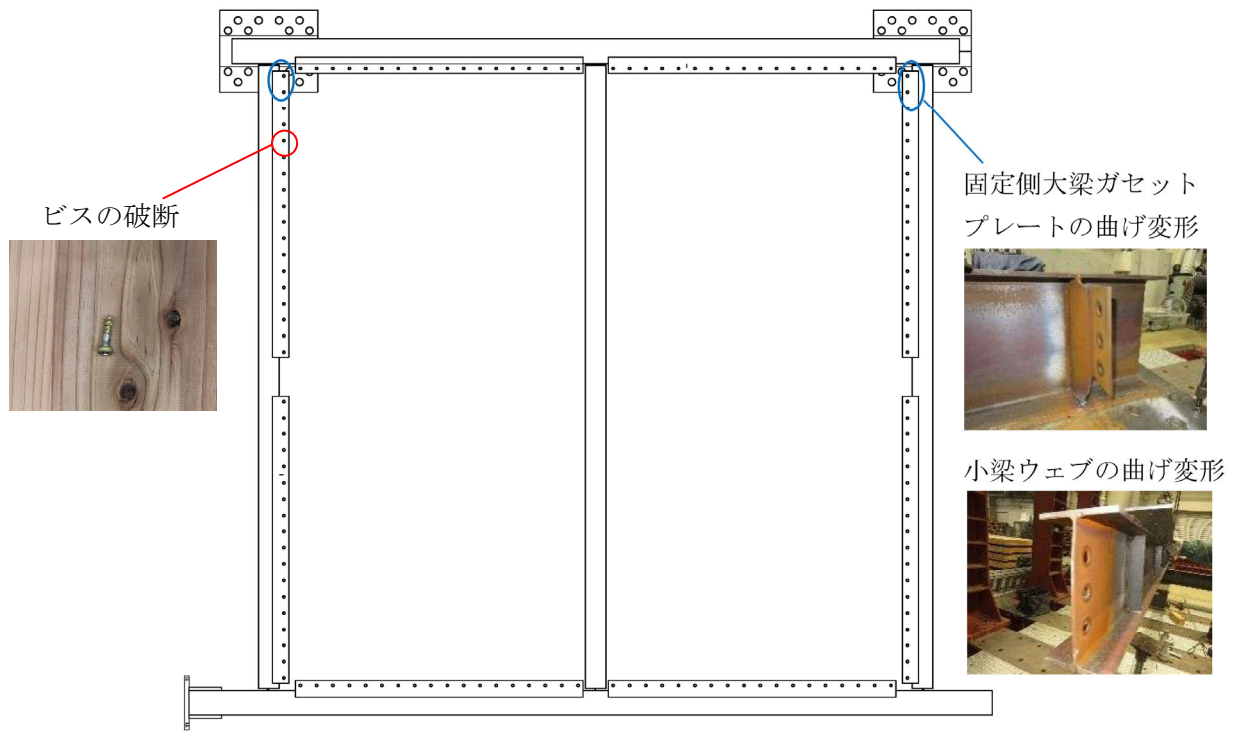


(a) 鉄骨フレームおよび接合ビスの状況

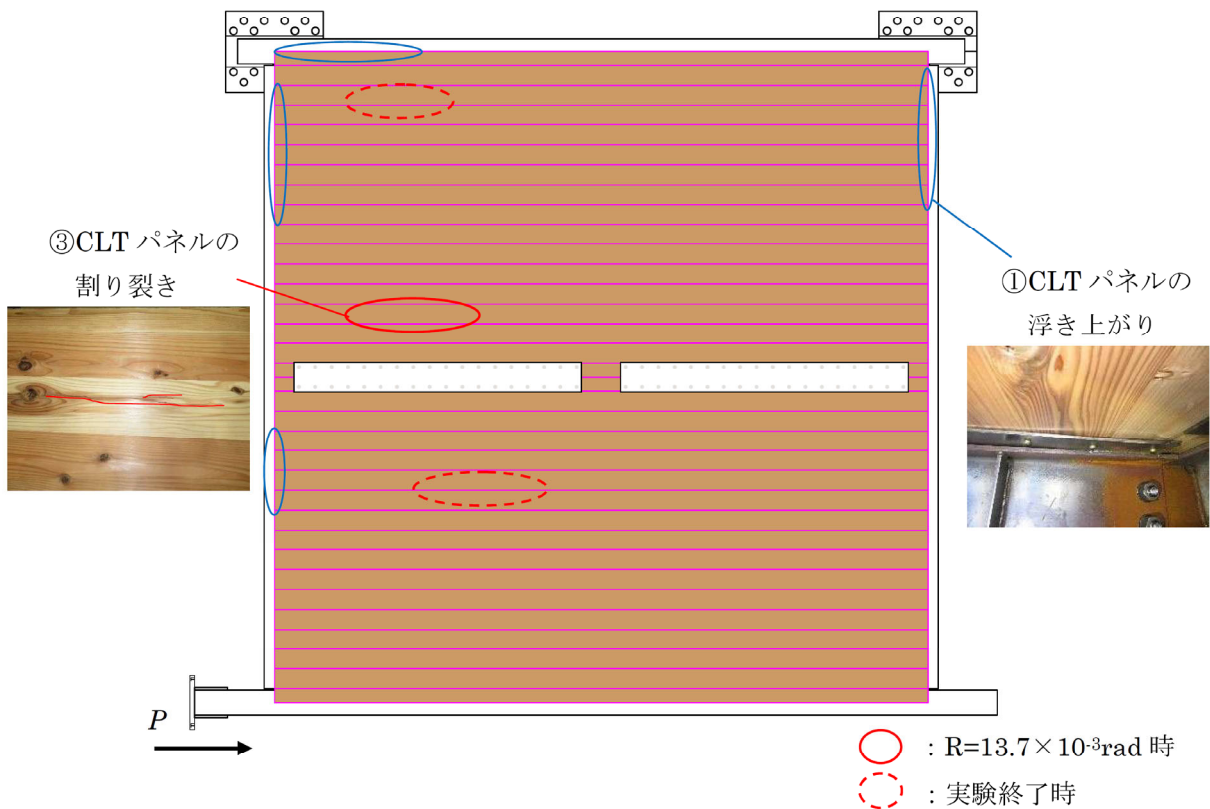


(b) CLT パネルの状況

図 5.3-4 実験終了後の試験体状況 (No. 1)



(a) 鉄骨フレームおよび接合ビスの状況



(b) CLT パネルの状況

図 5.3-5 実験終了後の試験体状況 (No. 2)

5.3.2 パラメータによる比較

表 5.3-1 に実験結果一覧を示す。使用したビスの一本当たりの終局耐力は、試験体 No.2(STS-C65)の 5.5kN に対して、試験体 No.1(PK8-90)は強軸 10.5kN、弱軸 9.5kN と 1.7 倍～1.9 倍となるが、架構実験での最大耐力は 1.7 倍となり、概ねビスの耐力に比例する結果となった。

一方、第 1 サイクルの折り返し時点(2.5×10^{-3} rad)の剛性では 1.8 倍となり、ビス一本当たりの剛性の倍率 2.3～6 倍ほどの差にはならなかった。更に、試験体 No.2 ではガセットプレートが早期に降伏して剛性低下していたとみられ、図 5.3-1 荷重変形関係から、剛性低下を生じる以前の初期剛性で比較すると No.1 と No.2 の差は更に小さい。但し、STS-C65 については、文献 1)の設計推奨値を採用しているため、ビス 1 本あたりの剛性が実際の要素試験の結果に比べて小さく評価されていると考えられる。最大荷重時の変形については、いずれの試験体も同等となり、 15×10^{-3} rad 程度となった。

事前の予測解析結果は、実験結果に対して初期剛性はやや低めの評価となるものの、終局時まで両試験体とも良い適合性を示し、パラメータによる影響を適切に再現できていると考えられる。なお、本実験では溶接部の破断が生じたが、事前の予測解析結果では、梁に軸力が生じていることが確認でき、特に、高剛性、高耐力のビスを採用する場合は、梁の軸力に対する影響を適切に考慮する必要があるものと考えられる。

表 5.3-1 実験結果一覧

項目		No.1	No.2
ビスの種類		PK8-90 @100	STS-C65 @100
ビスの種類1本 当たりの剛性	k(kN/mm)	強軸：6.6kN/mm ^{※2} 弱軸：2.3kN/mm ^{※2}	1kN/mm ^{※1}
ビスの種類1本 当たりの終局耐力	p _u (kN)	強軸：10.5kN ^{※2} 弱軸：9.5kN ^{※2}	P _u =5.5kN ^{※1}
最大荷重	P _{max} (kN)	430.5	273.4
最大荷重時の変形	δ (mm)	61.2	54.9
	R × 10 ⁻³ (rad)	15.3	13.7
第 1 サイクル折 返し点の割線剛性	K ₁ (kN/mm)	22.3	12.7

※1 文献(1)による。

※2 メーカーより受取した接合部実験データによる。

参考文献
1) 「CLT を用いた建築物の設計施工マニュアル、」(公財) 日本住宅・木材技術センター、2024

5.4 まとめと今後の課題

以上までの検討より以下の知見が得られた。

- ・ 鉄骨梁による床架構に CLT を床版として設置した実大の試験体により、面内せん断に対する基本的な構造性能(剛性、耐力、変形性能、破壊性状)を実験的に確認することがき、今後の詳細検討に資する実験データを取得することができた。
- ・ 事前解析の結果と実験結果が概ね整合したことから、実験計画において設定したパラメータに対し意図した通りの構造的挙動を得ることができたとともに、構造解析モデルの有用性を確認した。

また、今後の課題として、下記が挙げられ、今後も検討を継続する。

- ・ 得られた実験データをより詳細に分析し、実験結果と解析結果とを比較検討することで、構造的挙動をより詳細に明らかにする。
- ・ CLT パネルの面内剛性を、簡便な水平ブレースに置換できるように、接合ビスの一本当たりの剛性や CLT のせん断剛性に基づく、床構面全体の面内剛性評価、耐力評価の手法を構築する。

第6章 まとめと課題

本事業では、CLT の普及促進にむけ、鉄骨造に用いる CLT 耐震壁の構造システム、及び鉄骨造に用いる CLT 床の構造システムについて普及性の期待できる接合方法を提示するとともに、単年度にも関わらず多数の構造実験、加熱実験を実施することができ、多くの貴重な実験データを取得することができた。

以下に本事業において得られた知見と今後の課題を改めて示す。

(1) 鉄骨造に用いる CLT 耐震壁の構造システムについて

【得られた知見】

- ・ CLT を挿入することにより、CLT が無い鉄骨架構のみの場合と比較して、初期剛性では 1.54~2.54 倍、水平耐力では 1.30~2.92 倍まで向上する効果が得られ、従来の研究と同様に、CLT が鉄骨架構の耐震要素として有用であることが確認された。ただし、CLT のせん断強度は材料試験結果に対して 67%~84%まで低下する結果となった。
- ・ せん断接合部のドリフトピンの本数を半数以下に低減しても、低減前と同程度の剛性、耐力が得られ、更にせん断破壊を生じることなく高い変形性能を発揮した。これは支圧ブラケットと CLT の間に生じる摩擦抵抗によるものだと考えられ、摩擦抵抗を考慮することでせん断接合部のドリフトピンの本数を低減できる可能性が示唆された。
- ・ CLT と上下の梁の相対鉛直変位分布は、上下で明らかに差異があり、全ての試験体において、上側鉄骨梁との相対変位分布が全体的に圧縮側に偏重した結果となった。このことから、フィラプレートを入れたのにも関わらず、CLT の上面と支圧ブラケット部との間にクリアランスが残存していたものと考えられる。フィラプレートを試験体制作時に挿入する際、相当な手間がかかったことから施工的にも改善の余地があると考えられる。
- ・ CLT の支圧部の挙動とせん断接合部をバネ要素に表現した「バネモデル」では、各部の挙動や CLT の変形成分まで実験結果とよく適合する結果が得られた。また、CLT を簡便なブレース(線材)要素に置換した「ブレースモデル」においても、実験結果をよく再現し、その有用性が確認された。

【今後の課題】

- ・ 施工手間がかからずに CLT と支圧ブラケット接触面のクリアランスを無くす工法の考案
- ・ CLT と支圧ブラケット間の摩擦係数の定量化
- ・ 保有水平耐力計算に用いる CLT の部材ランクや架構全体の構造特性係数の評価
- ・ せん断強度低下に対する安全率の設定とせん断強度低下のメカニズム解明
- ・

(2) 鉄骨梁と CLT 耐震壁の接合部に対する加熱実験について

【得られた知見】

- ・ 試験体の設計では、鉄骨の熱容量が小さくなり耐火上不利な、①最小の外径寸法、②最薄の厚さ、③最大のドリフトピン密度(加熱中のガセットプレートへの入熱が多くなる)を選択し、試験体よりも断面や厚さが大きい鉄骨梁、ガセットプレート等への適用が可能な実験結果が得られた。
- ・ 一部、一時的に下フランジの温度が 500℃を越えたが、ウェブ、上フランジの温度が 500℃以下(400℃~470℃程度)であり、ただちにこの部材の非損傷性の確保が困難とは言えない。

【今後の課題】

- ・ CLT の厚さが変わる場合は、加熱終了後の燃焼継続時間が変化して鉄骨梁への入熱状況が変わる可能性が

あるため、CLT 厚さと耐火時間にあわせた新たな実験的または解析的な検討が必要である。

- ・ 鉄骨梁の下フランジの温度を低下させるためには、①鉄骨部材のサイズや厚さをアップする、②耐火被覆を全体的に厚くする、③鉄骨と CLT 間にモルタルのような熱吸収材を設けるなど、様々な方法が考えられ、設計マニュアルとして整備する必要がある。

（３） CLT 床の構造性能に関する開発検討について

【得られた知見】

- ・ 鉄骨梁による床架構に CLT を床版として設置した実大の試験体により、面内せん断に対する基本的な構造性能（剛性、耐力、変形性能、破壊性状）を実験的に確認することがき、今後の詳細検討に資する実験データを取得することができた。
- ・ 事前解析の結果と実験結果が概ね整合したことから、実験計画において設定したパラメータに対し意図した通りの構造的挙動を得ることができたとともに、構造解析モデルの有用性を確認した。

【今後の課題】

- ・ 得られた実験データをより詳細に分析し、実験結果と解析結果とを比較検討することで、構造的挙動をより詳細に明らかにする。
- ・ CLT パネルの面内剛性を、簡便な水平ブレースに置換できるように、接合ビスの一本当たりの剛性や CLT のせん断剛性に基づく、床構面全体の面内剛性評価、耐力評価の手法を構築する。

以上、今後の課題については、次年度においても引き続き検討を継続する予定であり、最終的には設計マニュアルを作成し、発行することで、CLT に普及促進に資する構造システムとして完成させることを目指している。

以上