

令和2年度 木材製品の消費拡大対策事業のうち
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

鉄骨床梁を併用したCLTパネル耐力壁等の開発検討

事業報告書

令和4年2月

一般社団法人 日本CLT協会

公益財団法人 日本住宅・木材技術センター

目 次

第 1 章 事業概要	第 1 章-1
1. 1 事業の目的.....	第 1 章-1
1. 2 実施内容.....	第 1 章-1
1. 3 実施体制.....	第 1 章-2
第 2 章 想定する建築物の概要	第 2 章-1
2. 1 モデル設計 1 4 階建て共同住宅.....	第 2 章-1
2. 2 モデル設計 2 4 階建て事務所.....	第 2 章-2
第 3 章 既往の S+CLT 工法の整理と試験体の試設計	第 3 章-1
3. 1 既往の S+CLT 工法の整理とターゲットの絞り込み.....	第 3 章-1
3. 1. 1 調査文献の分類.....	第 3 章-1
3. 1. 2 鉄骨造+CLT 技術に関する文献.....	第 3 章-1
3. 1. 3 CLT 壁の幅高比とせん断応力度の関係とターゲットの絞り込み.....	第 3 章-3
3. 2 想定する構造と目標性能の設定.....	第 3 章-6
3. 3 試験体形状の決定と試設計.....	第 3 章-7
3. 3. 1 試験体形状の決定.....	第 3 章-7
3. 3. 2 試設計.....	第 3 章-9
3. 3. 2. 1 CLT 壁の終局曲げモーメント.....	第 3 章-9
3. 3. 2. 2 鉄骨はりの断面算定.....	第 3 章-10
3. 3. 2. 3 CLT 壁の負担せん断応力度.....	第 3 章-11
3. 3. 2. 4 接合部の検討.....	第 3 章-13
3. 3. 2. 5 鉄骨はりを併用した構造形式.....	第 3 章-15
3. 4 事前解析.....	第 3 章-17
3. 4. 1 解析概要.....	第 3 章-17
3. 4. 2 解析結果.....	第 3 章-18
3. 5 まとめ.....	第 3 章-21
参考文献.....	第 3 章-21
第 4 章 実験による性能把握	第 4 章-1
4. 1 検討の目的.....	第 4 章-1
4. 2 要素実験.....	第 4 章-1
4. 2. 1 ドリフトピン接合部実験.....	第 4 章-1
4. 2. 1. 1 検討の目的.....	第 4 章-1
4. 2. 1. 2 CLT の支圧実験.....	第 4 章-1
4. 2. 1. 3 単位接合部実験.....	第 4 章-3
4. 2. 1. 4 単位接合部実験 実験結果.....	第 4 章-4
4. 2. 1. 5 接合部実験.....	第 4 章-9
4. 2. 1. 6 接合部実験 実験結果.....	第 4 章-10
4. 2. 2 モルタル圧縮試験.....	第 4 章-14
4. 2. 3 ドリフトピン鋼材引張試験.....	第 4 章-15
4. 3 静的加力実験.....	第 4 章-17
4. 3. 1 実験概要.....	第 4 章-17
4. 3. 1. 1 試験体.....	第 4 章-17
4. 3. 1. 2 施工上の注意点.....	第 4 章-27
4. 3. 2 実験方法.....	第 4 章-27
4. 3. 2. 1 加力装置.....	第 4 章-27
4. 3. 2. 2 加力計画.....	第 4 章-29
4. 3. 2. 3 計測計画.....	第 4 章-30
4. 3. 3 実験結果.....	第 4 章-36

4. 3. 3. 1	データ処理方法.....	第4章-36
4. 3. 3. 2	荷重変形関係と破壊性状.....	第4章-42
4. 3. 3. 3	曲げモーメント分布.....	第4章-54
4. 3. 3. 4	CLT 圧縮応力度分布.....	第4章-59
4. 3. 3. 5	テンション材応力.....	第4章-65
4. 3. 3. 6	鉄骨はりパネルゾーンのせん断変形.....	第4章-68
4. 3. 3. 7	CLT ロッキング変形.....	第4章-70
4. 3. 3. 8	せん断接合部水平変形.....	第4章-76
4. 3. 3. 9	ドリフトピン引張接合部.....	第4章-78
4. 3. 3. 10	DP-挿入鋼板-鉄骨はり 力の伝達の違い.....	第4章-80
4. 3. 4	構造特性係数 D_s の検討.....	第4章-81
4. 3. 4. 1	等価粘性減衰定数.....	第4章-81
4. 3. 4. 2	塑性率を用いた D_s の評価手法 (方法①).....	第4章-82
4. 3. 4. 3	累積塑性変形倍率を用いた D_s の評価手法 (方法②).....	第4章-82
4. 3. 4. 4	塑性率と等価粘性減衰定数を用いた D_s の評価手法 (方法③).....	第4章-83
4. 3. 4. 5	D_s の算定結果.....	第4章-84
4. 3. 5	はりのせん断力・CLT の圧縮合力.....	第4章-86
4. 4	実験結果の解析による追跡.....	第4章-93
4. 4. 1	解析概要.....	第4章-93
4. 4. 2	解析結果.....	第4章-100
4. 4. 2. 1	No.1-テンションロッド.....	第4章-100
4. 4. 2. 2	No.2-フラットバー.....	第4章-102
4. 4. 2. 3	No.3-片側モルタルあり-24DP.....	第4章-104
4. 4. 2. 4	No.4-面タッチあり-24DP.....	第4章-106
4. 4. 2. 5	No.5-片側モルタルあり-16DP.....	第4章-108
4. 4. 2. 6	応力状態の比較.....	第4章-110
4. 4. 3	まとめ.....	第4章-111
4. 5	まとめ.....	第4章-112
	参考文献.....	第4章-113

第5章 モデル設計の解析.....第5章-1

5. 1	モデル設計の解析.....	第5章-1
5. 1. 1	モデル設計1 4階建て共同住宅の構造解析と構造図.....	第5章-1
5. 1. 2	モデル設計2 4階建て事務所の構造解析と構造図.....	第5章-8
5. 2	モデル設計2の積算.....	第5章-16
5. 2. 1	モデル設計2の鉄骨床梁併用 CLT パネル工法とRCラーメン構造との工事費比較.....	第5章-16
5. 3	まとめ.....	第5章-18

第6章 耐火試験.....第6章-1

6. 1	目的.....	第6章-1
6. 2	試験概要.....	第6章-1
6. 2. 1	試験体.....	第6章-1
6. 2. 2	実験方法.....	第6章-3
6. 3	試験結果.....	第6章-4
6. 4	まとめ.....	第6章-9

第7章 まとめ.....第7章-1

巻末資料（付録 CD）

- ・資料 01 モデル設計 1 4 階建て共同住宅 意匠図
- ・資料 02 モデル設計 1 4 階建て共同住宅 構造図
- ・資料 03 モデル設計 1 4 階建て共同住宅 構造検討書
- ・資料 04 モデル設計 2 4 階建て事務所 意匠図
- ・資料 05 モデル設計 2 4 階建て事務所 構造図
- ・資料 06 モデル設計 2 4 階建て事務所 構造検討書
- ・資料 07 モデル設計参考 4 階建て事務所 (RC) 意匠図
- ・資料 08 モデル設計参考 4 階建て事務所 (RC) 構造図
- ・資料 09 モデル設計参考 4 階建て事務所 (RC) 構造検討書
- ・資料 10 耐火試験 品質性能試験報告書

第1章 事業概要

1. 1 事業の目的

令和2年度においては、鉄骨床梁とCLTパネル耐力壁を用いた構造システムによる集合住宅モデルプランを作成し、その構造設計に必要な耐力壁性能、接合部性能、建設コストに関する検討を実施し合理性の高い構造設計法を開発した。

令和3年度においては、前年度の成果をもとに事務所ビルなどの建築物の設計に関する構造システムの開発に取り組み、住居系でない多用途な中層大規模建築物に対して合理的な設計方法を開発することで、CLTパネル利用の拡大とCLTパネル工法の普及を図ることを目的としている。

1. 2 実施内容

開放的な空間で耐力壁パネルの配置が少なくなる中層事務所建築物を対象としてモデルプランを設計する。そしてモデルプランについて解析的な検討を行い、構造上で必要な性能を有する接合部と耐力壁について合理的な設計となる仕様を設定する。これら接合部と耐力壁は、必要性能を有するか実験により確認を行う。

(1) 検討委員会の開催等

学識経験者、構造設計実務者等により構成される検討委員会を設置し、モデルプランの確認、解析結果の確認、接合部設計と実験結果の確認、耐力壁性能実験の結果確認、および、事業成果について取りまとめを行う。

(2) モデルプランの設計

検討対象建築物に用いるモデルプランとして、事務所を用途とする4階建プランの設計を行う。また、床、壁にCLTパネルを用いて成立するように設計すると、どの程度プランに違いが生じるかを確認するために、比較用のRC造の4階建プランの設計を併せて行う。

(3) モデルプランの解析的な検討

構造的に成立させるために必要となる架構に求められる耐力壁性能、接合部性能を特定するために、フレームモデルによる応力解析シミュレーションを行う。

(4) 接合部設計と実験および耐力壁性能実験

要求性能を満たす接合部の耐力を設定し詳細設計と実験による性能確認を行う。さらに、それら接合部と耐力壁パネルを用いて架構を構成したフレーム実験により耐力壁性能の確認を行う。また、耐火性能について確認する必要がある場合は、耐火試験を実施し問題ないことを確認する。

(5) 建築コストの検討

4階建モデルプランとRC造の4階建プランについて、建築コストについての比較を行う。

1. 3 実施体制

本事業は、学識経験者、構造設計実務者等により構成される検討委員会を設置して実施した。次項に委員会名簿を示す。委員会開催の実績は以下にて示す。

委員会開催の実績

第1回

日時：2021年6月23日（水）16：00～17：30

場所：（一社）日本 CLT 協会事務局（Web 併用）

第2回

日時：2021年10月4日（月）15：00～17：00

場所：（一社）日本 CLT 協会事務局（Web 併用）

第3回

日時：2022年1月17日（月）15：00～17：00

場所：（一社）日本 CLT 協会事務局（Web 併用）

鉄骨床梁を併用した CLT パネル耐力壁等の開発検討委員会

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	教授
委員	神谷 文夫	セイホク株式会社	技師長
	小林 研治	静岡大学学術院農学領域 生物資源科学科	准教授
	荒木 康弘	国土技術政策総合研究所 建築研究部	主任研究官
	中島 昌一	国立研究開発法人建築研究所 構造研究グループ	主任研究員
	海老澤 涉	一般社団法人 不動産協会	
		(三菱地所株式会社 関連事業推進室 CLT WOOD PROMOTION エニット 統括)	
	阿部 裕介	一般社団法人 不動産協会	
		(三菱地所株式会社 関連事業推進室 CLT WOOD PROMOTION エニット 主事)	
行政			
	日向 潔美	林野庁林政部木材産業課木材製品技術室	課長補佐
	今井 翔	林野庁林政部木材産業課木材製品技術室	木材技術担当専門職
	納富 昭光	国土交通省住宅局参事官(建築企画担当)付	課長補佐
	長岡 達己	国土交通省住宅局住宅生産課木造住宅振興室	課長補佐
コンサル			
	辻 拓也	京都大学生存圏研究所 生活圏木質構造科学分野	研究員
	都丸 貴文	株式会社ベクトル・ジャパン 設計事業部	
	重山 遊	株式会社ベクトル・ジャパン 設計事業部	
	中越 隆道	中越建築設計事務所一級建築士事務所	代表
実験協力			
	松田 昌洋	信州大学 工学部建築学科	助教
	今村 弘子	信州大学 総合理工学研究科 工学専攻	
	古澤 知也	京都大学生存圏研究所 生活圏木質構造科学分野	
事務局			
	平原 章雄	木構造振興株式会社	常務取締役
	坂部 芳平	一般社団法人日本 CLT 協会	専務理事
	谷口 翼	一般社団法人日本 CLT 協会	開発技術部
	宿輪 桃花	一般社団法人日本 CLT 協会	開発技術部
	金子 弘	公益財団法人日本住宅・木材技術センター	専務理事兼研究技術部長
	高橋 秀樹	公益財団法人日本住宅・木材技術センター	技術主任

第2章 想定する建築物の概要

2. 1 モデル設計1 4階建て共同住宅

モデル設計1は、各階ごと4住戸並列配置として総4階建ての共同住宅で計画した。共同住宅の場合は、住戸内に居住空間を仕切るための内部間仕切壁が多くあり、耐力壁配置が容易に計画できることから、床面積当りの耐力壁長さを長くするなど、耐力壁配置の調整がしやすい平面計画を行うことができる。

前記のことから耐力壁パネルは、過大な軸力を支持するような状態や過大な地震力を負担するような状態にはならない。よって、1時間耐火仕様のための耐火被覆にせっこうボードが多く使用され、地震力が多少大きくなったとしても、厚み150mmの5層5プライの耐力壁パネルで構造的に成立すると判断して設計を行った。表2.1-1に建物概要を示す。

表 2.1-1 モデル設計1の建物概要

項目	内容	
用途	共同住宅	
階数	4階建て	
4階床面積	172.00m ²	
3階床面積	172.00m ²	
2階床面積	172.00m ²	
1階床面積	178.00m ²	
延床面積	694.00m ²	
建築面積	192.32m ²	
耐火仕様	1時間耐火	
基礎	杭基礎	
CLTの強度等級	1階、2階 S120-5-5 3階、4階 S90-5-5	
各階耐力壁長さ	X方向	16.50m
		95.93mm/m ²
	Y方向	40.05m
		232.84mm/m ²

2. 2 モデル設計 2 4階建て事務所

モデル設計 2 は、用途を事務所とし大きな執務空間を有する事務所ビルとして計画した。事務所ビルの場合は、大きな空間を設ける必要から内部間仕切壁の長さは限られており、少ない耐力壁配置で構造的に成立させることが要求される設計となる。このことは、限られた耐力壁に大きな軸力と地震力を負担させる状況となることから、厚み 210mm の 5 層 7 プライの耐力壁パネルを用いて計画した。また、1 階の耐力壁の曲げ応力が脚部で過大にならない様にするため、1 階耐力壁パネルの中央下部の H 鋼と基礎の間に、支点を構成する鋼材を配置し、空間を設けて 1 階耐力壁の曲げ応力が脚部と頭部に振り分けられるような設計を行った。表 2.2-1 に建物概要を示す。

表 2.2-1 モデル設計 1 の建物概要

項目	内容	
用途	事務所	
階数	4 階建て	
4 階床面積	211.68m ²	
3 階床面積	211.68m ²	
2 階床面積	211.68m ²	
1 階床面積	208.80m ²	
延床面積	843.84m ²	
建築面積	211.68m ²	
CLT の強度等級	1 階～4 階 S90-5-7	
耐火仕様	1 時間耐火	
基礎	杭基礎	
各階耐力壁長さ	X 方向	14.77m
		69.77mm/m ²
	Y 方向	13.01m
		61.46m/m ²

第3章 既往の S+CLT 工法の整理と試験体の試設計

3. 1 既往の S+CLT 工法の整理とターゲットの絞り込み

3. 1. 1 調査文献の分類

鉄骨架構と CLT 壁との併用構造に関して行われた水平載荷試験について、日本建築学会大会論文を中心に既往研究を調査した結果を本節末尾の<文献リスト>に示す。これらの文献を、鉄骨柱はり架構に耐震要素として CLT 壁を挿入する工法と、CLT パネル工法において鉄骨はりを併用する工法とに分類すると表 3.1-1 のようになる。鉄骨柱はり架構に CLT 壁を挿入する工法に関する研究は一定数行われており、データが蓄積されつつある。一方で、CLT パネル工法において鉄骨はりを併用する工法に関する研究は少なく、今後データの蓄積が必要となる。いずれの文献も、新築に適用することを目的とした研究がほとんどであり、CLT 壁を上下のはりのみに接続させる方法すなわち CLT 壁を間柱として利用する方法が対象とされている。

表 3.1-1 鉄骨架構と CLT 壁との併用構造に関する文献の分類

鉄骨造柱はり架構+CLT 壁	鉄骨はり+CLT 壁
文献 1)~12)	文献 13)~15)

3. 1. 2 鉄骨造+CLT 技術に関する文献

文献 1)~12)に示す鉄骨造柱・はり架構に CLT 壁を挿入する工法では、図 3.1-1 (a) に示すような CLT 壁中央で CLT 壁と鉄骨はり間のせん断力を主に伝達するせん断接合部と CLT 壁の四隅で CLT 壁と鉄骨はり間の引張力を主に伝達する引張接合部を有する形式のものがほとんどであった。

文献 1), 2)は、せん断接合部に挿入鋼板とドリフトピンを使用し、引きボルトや挿入鋼板+ドリフトピンなどの引張接合方法をパラメータとした実験で、各試験体とも耐力的にはほぼ同等であるものの、引きボルトを引張接合として用いたものでは、履歴性状がスリップ型を呈していることが報告されている。

文献 3)は、せん断接合と引張接合として一体となった鋼製プレートを挿入し、それぞれの接合部をドリフトピンで接合するものである。実験パラメータは、CLT の強度等級と配置位置であり、高い強度等級の CLT を用いた試験体は高い剛性を示したが、最大耐力は各試験体でほぼ同等であった。CLT 壁を中央に配置した試験体では、 $R=1/50$ で CLT 表層ラミナのせん断ずれ変形、 $R=1/30$ で鉄骨はりの降伏、これに引き続き CLT の圧壊、CLT スリットの開き、挿入鋼板の座屈が見られた。CLT 壁を端に配置した試験体では、鉄骨架構の座屈が先行した。

文献 4)は、せん断接合部はなく挿入鋼板とドリフトピンで構成される引張接合部にせん断伝達の機能も期待するものである。引張接合部では CLT スリットの開きを防止するために CLT 壁面直行方向に座金付きボルトが設けられている。荷重変形関係は $R=1/200$ は弾性範囲、最大耐力時変形角 $1/60$ まで大きな剛性低下は示さなかった。破壊形式は $R=1/37.5$ での挿入鋼製プレートの座屈と引張接合部の集合型引張破断である。

文献 5)~8)は、せん断接合部はなく、引張接合部に挿入鋼板とドリフトピンによる接合に加えて LSB (ラグスクリューボルト) を用いる方法に関するものである。実験パラメータは、ドリフトピン位置と CLT 壁高さ方向中央位置での接合の有無である。壁高さ中央位置で接合する場合は鋼製プレートを介して上下の CLT 壁をドリフトピンで接合する方法が採られている。試験体には鉄骨架構はなく、加力は回転を拘束し

た剛な上下鉄骨はりを介して行われている。壁壁間接合のない試験体の方が高い耐力を示したが、壁壁間接合のある試験体では履歴性状のスリップ型からの改善が見られた。破壊形式は、壁壁間接合のない試験体では LSB に沿う CLT 壁の割裂、壁壁間接合のある試験体では壁高さ中央位置での接合部ドリフトピンのめり込みであった。

文献 9)は、せん断接合部に挿入鋼板とドリフトピン、引張接合には CLT 壁側面に沿って上下梁に接合された鋼製フラットバーを用いるものである。幅 1000mm の CLT 壁をスパン中央に 1 枚配置するもの、2 枚をスパン両端に配置するもの、3 枚でスパン全長を塞ぐものについて実験している。各試験体とも最大耐力は、CLT パネルの支圧破壊、せん断破壊の複合的破壊によって決まっている。また、壁枚数の増加に伴い最大荷重・初期剛性の増加が確認されている。

文献 10)~12)は、引張接合部・せん断接合部の簡素化を意図して、せん断力は CLT 壁両端の梁との隅角部に設けられた支圧ブロックで、引張力は CLT 壁側面に沿って上下はりをつなぐ接合金物(フラットバー)を CLT 壁にビス止めすることによって伝達させるものである。CLT 壁の加工が不要なため簡素化・低コスト化が図れる。試験体は鉄骨架構のない CLT 壁単独の実験で、実験パラメータは、CLT 壁の幅高比で 2.22 と 3.33 の 2 種類である。破壊形式は、接合金物の降伏が先行している。接合金物が降伏する $R=1/100$ における両試験体の耐力は CLT 壁の幅にほぼ比例している。

一方、文献 13)に示す CLT パネル工法において鉄骨はりを併用する工法では、図 3.1-1 (b) に示すような CLT 壁中央で CLT 壁と鉄骨はり間のせん断力を主に伝達するせん断接合部と CLT 壁両端に引張力を負担する引張材を有する形式であった。また、文献 14),15)では、図 3.1-1 (c) に示すように鉄骨はりの上下に CLT 壁をビス接合した十字型の試験体を水平載荷するものであった。

文献 13)は、壁端部の床へのめり込み変形を低減させるために横架材に鉄骨はりをを用い、引張力は、壁両端に配置したテンションロッドで負担し、せん断力は、テンションロッドを固定する箱型金物と CLT 壁上下中央に配置するせん断金物で負担するものである。実験パラメータはせん断金物の有無で、いずれの試験体も箱型金物に接する CLT 壁側面の金物へのめり込み、圧縮側となる CLT 壁脚部でパネルの圧壊が確認されている。せん断金物を有する試験体の方が弾性剛性および降伏後の剛性が高いことが報告されている。

文献 14),15)は、鉄骨はりの上下に CLT 壁をアングル治具とビスで接合した十字型試験体を用意し、CLT 壁と鉄骨はりの接合部性能を確認したものである。無補強の試験体では、アングル治具を接合した鉄骨はりのフランジ付近で大きな塑性変形やボルトの破断が生じ、変形角が小さな領域では鉄骨特有の履歴特性となった。鉄骨はり、アングル治具を補強した試験体ではビスが CLT にめり込む塑性変形が支配的となったことが報告されている。

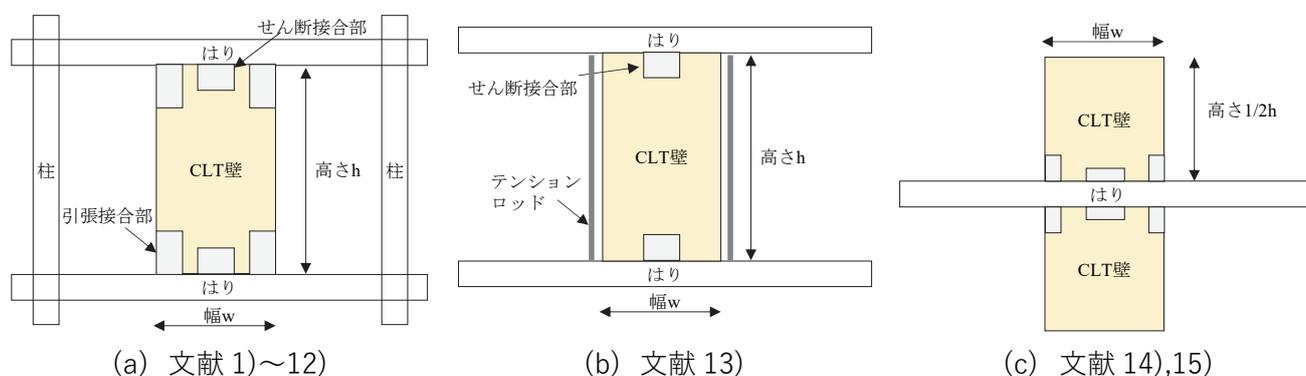


図 3.1-1 CLT 壁の配置

3. 1. 3 CLT 壁の幅高比とせん断応力度の関係とターゲットの絞り込み

文献 1)~15)について、CLT 壁の幅高比 h/w と $1/100\text{rad}$ 変形時の CLT 壁のせん断応力度 $\tau_{1/100}$ の関係を図 3.1-2 に示す。複数の CLT 壁を並列させた試験体 (文献 9)) では、個々の CLT 壁の幅と高さの比を幅高比としている。また、文献 14),15)では、鉄骨はりフランジから加力点までの距離の 2 倍を壁高さとして幅高比を求めた。 $1/100\text{rad}$ 変形時の CLT 壁のせん断応力度 $\tau_{1/100}$ については、文献に数値が示されていない場合は荷重変形曲線から読みとった CLT 壁せん断力を壁断面積で除して求めた。調査した文献では、CLT 壁の幅高比 h/w は $1.3\sim 3.3$ 、 $\tau_{1/100}$ は $0.4\sim 3.2$ の範囲であった。

文献 1)~9)は、CLT 壁をより有効に利用するため、CLT 使用量を抑え CLT の有する材料せん断強度をできるだけ発揮させるための研究であり、CLT 壁の幅高比が大きくなるにつれて高まる引張接合部の要求性能を満たす様々な工夫がなされてきている。これらの研究では、 h/w が大きくなるにつれて $\tau_{1/100}$ は低下する傾向が見られる。一方、文献 10)~12) は接合方法の簡素化を目指した研究であり、 h/w が大きくなっても $\tau=2.0\text{N/mm}^2$ 程度のせん断応力度を発揮している。ただし、文献 5)~8)および文献 10)~12)では、CLT 壁が回転拘束された剛な上下はりに接続されており、CLT 壁単体の純せん断状態に近い実験を行っているので、鉄骨架構内に設置される場合よりも高い $\tau_{1/100}$ が発揮されていると考えられる。文献 13)は、新たな構造システムの提案とその構造性能の把握を、文献 14),15)は十字型接合部の抵抗機構の確認を主目的としているため、CLT 壁の負担せん断応力度が低くなったと考えられる。以上より、CLT パネル工法で鉄骨はりを併用する工法において、CLT の性能を十分に発揮させる構造の実現が望まれる。

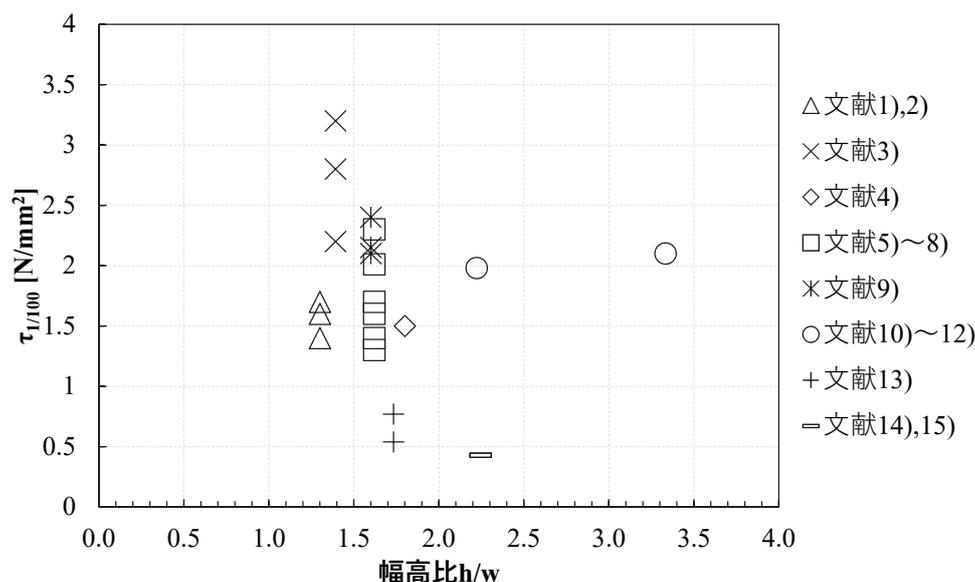


図 3.1-2 幅高比 h/w と $\tau_{1/100}$ の関係

次に、CLT の曲げモーメントとせん断力の関係について整理する。図 3.1-3 に示すような状態を考えると、曲げモーメント M とせん断力 Q は以下の式で表される。

$$M = \sigma_b \times \frac{t \times w^2}{6} \quad 3.1-1$$

$$Q = \tau \times t \times w \quad 3.1-2$$

ここで、 σ_b : 曲げ応力度、 τ : せん断応力度、 t : CLT 厚さ、 w : CLT 幅である。また、反曲点高さを CLT の中央とすると、曲げモーメントとせん断力の関係は以下の式で表される。ここで、 h : CLT 高さである。

$$M = Q \times \frac{h}{2} \quad 3.1-3$$

式 3.1-3 に式 3.1-1 と式 3.1-2 を代入して τ について整理すると、以下のようになる。

$$\tau = \frac{\sigma_b}{3 \times \frac{h}{w}} \quad 3.1-4$$

図 3.1-4 に $\sigma_b=14.78\text{N/mm}^2$ (S90-5-7 の基準曲げ強度) とした際の τ と h/w の関係を、既往研究の τ と h/w の関係と合わせて示す。図中には、ヒノキラミナのせん断強度である $\tau=3.6\text{N/mm}^2$ の線と、その線と式 3.1-4 による曲線との交点の h/w も示している。交点の h/w は 1.37 であり、 $h/w \leq 1.37$ の場合はせん断破壊が先行し、 $h/w \geq 1.37$ の場合は曲げ破壊が先行すると考えられる。本研究では曲げ破壊が先行する、すなわち $h/w \geq 1.37$ となるような試験体設計を行うこととした。

一方、既往研究の τ と h/w の関係より、 $1.5 \leq \tau \leq 2.5$ において CLT の性能が十分に活かされていると考え、目標性能の範囲を $1.5 \leq \tau \leq 2.5$ とすることとした。また、 $\tau=2.5\text{N/mm}^2$ の線と式 3.1-4 による曲線との交点は $h/w=1.97$ であるため、 h/w の範囲は $1.37 \leq h/w \leq 2.0$ で検討を進めることとした。よって、本研究でのターゲットは、 $1.5 \leq \tau \leq 2.5$ かつ、 $1.37 \leq h/w \leq 2.0$ とし、図 3.1-4 にも太線で本研究でのターゲットを示している。

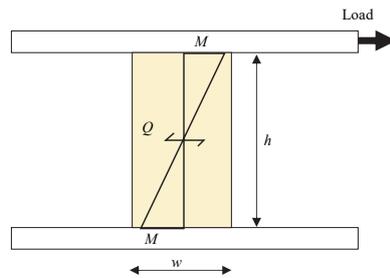


図 3.1-3 CLT に作用する曲げモーメントとせん断力の関係

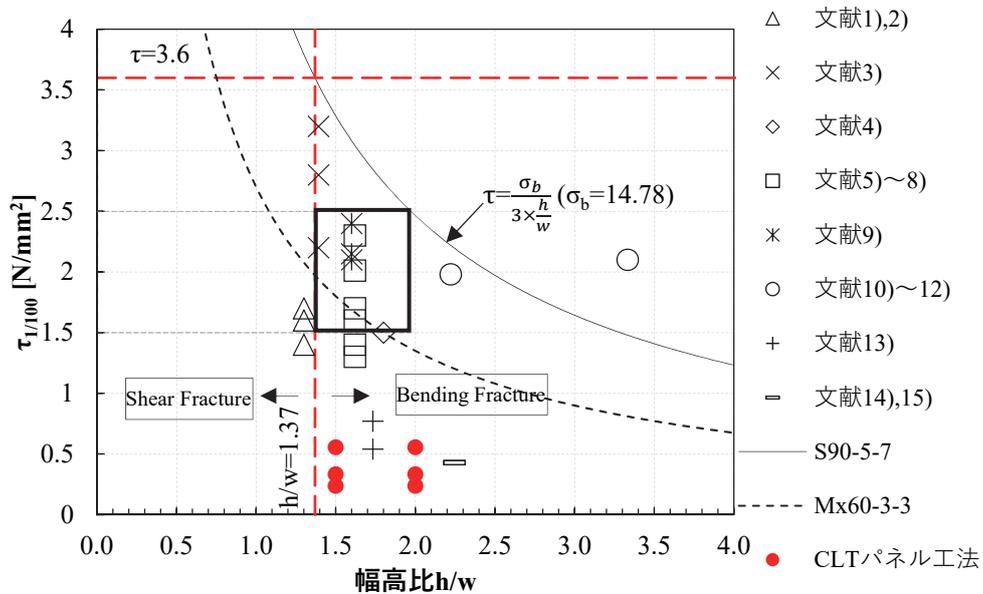


図 3.1-4 ターゲットの絞り込み

<3.1の文献リスト>

- 文献 1) 三木徳人、中島昌一、山崎義弘、石原直：履歴特性の改善を目指した接合部を有する CLT-鉄骨混構造架構の繰り返し載荷実験、日本建築学会技術報告集，第 27 巻，第 65 号、pp.213-218、2021.2
- 文献 2) 三木徳人、中島昌一、石原直：鉄骨梁降伏型の CLT-S 混構造架構の繰り返し載荷実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、構造Ⅲ、pp.139-140、2021.9
- 文献 3) 金澤和寿美、五十田博、北守顕久、宇佐美徹、荒木康弘：CLT をドリフトピン接合し耐震壁として挿入した鉄骨架構の構造性能、日本建築学会構造系論文集，第 86 巻、第 788 号、pp.1430-1439、2021.10
- 文献 4) 金澤和寿美、北守顕久、荒木康弘、中島昌一、五十田博：鉄骨造に挿入する CLT 耐震壁の面内せん断実験、日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅲ，pp461-462，2018.9
- 文献 5) 河内武、津畑慎哉、貞広修、木村誠、濱智貴、小林研治；CLT を利用した高耐力耐震壁の開発（その 1 ドリフトピン接合部の要素実験）、日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅲ，pp239-240，2017.8
- 文献 6) 貞広修、津畑慎哉、木村誠、河内武、濱智貴、小林研治：CLT を利用した高耐力耐震壁の開発（その 2 実大壁実験）、日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅲ，pp241-242，2017.8
- 文献 7) 河内武、貞広修、木村誠、津畑慎哉、濱智貴：CLT を利用した高耐力耐震壁の開発（その 3 実大壁追加実験結果）、日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅲ，pp443-444，2018.9
- 文献 8) 貞広修、河内武、木村誠、濱智貴、津畑慎哉：CLT を利用した高耐力耐震壁の開発（その 4 実験結果の考察）、日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅲ，pp445-446，2018.9
- 文献 9) 福本晃治、國府田まりな、久保和民、宇佐美徹、北守顕久、宮内靖昌、五十田博：鉄骨架構に耐震要素として挿入された CLT の実験による構造特性の検討、日本建築学会構造系論文集，第 86 巻、第 787 号、pp1345-1356，2021.9
- 文献 10) 梅森浩、森田仁彦、御所園武、稲山正弘：CLT を耐震壁とした中層鉄骨建物の開発 その 1 建物外概要と CLT 支圧実験、日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅲ，pp721-722，2019.9
- 文献 11) 森田仁彦、梅森浩、御所園武、稲山正弘、荻部泰輝、加藤隼人：CLT を耐震壁とした中層鉄骨建物の開発 その 2 実大耐震壁水平加力実験、日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅲ，pp723-724，2019.9
- 文献 12) 御所園武、森田仁彦、梅森浩、稲山正弘：CLT を耐震壁とした中層鉄骨建物の開発 その 3 鉄骨架構の解析的検討、日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅲ，pp725-726，2019.9
- 文献 13) 荒木康弘、中島昌一、岡本滋史、車田慎介、小谷竜城、秋山信彦：鉄骨梁を用いた CLT 耐震壁の開発、日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅲ，pp145-146，2018.9
- 文献 14) 許一鳴、山口謙太郎、川原重明：CLT 壁板と鉄骨梁で構成される十字形接合部の静的繰り返し載荷に対する力学性状 その 1 実験の概要とせん断力-変形角関係、日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅲ，pp307-308，2020.9
- 文献 15) 山口謙太郎、許一鳴、川原重明：CLT 壁板と鉄骨梁で構成される十字形接合部の静的繰り返し載荷に対する力学性状 その 2 接合部の曲げ変形およびせん断変形と耐力算定値の評価、日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅲ，pp309-310，2020.9

3. 2 想定する構造と目標性能の設定

従来の CLT パネル工法では、一次設計時の CLT 負担せん断応力度が $\tau=0.2\text{N/mm}^2$ 程度³⁻¹⁾であり、CLT の優れたせん断性能を十分に活かせていない。これは、壁の床へのめり込みによって性能が決まるということが一因として考えられる。そのため、従来の CLT パネル工法では、壁量すなわち CLT 使用量が多くなり、CLT にかかるコストが高くなってしまふ。具体的に文献 3-2)の CLT パネル工法による 4 階建て建物の設計事例より、単位床面積あたりの壁長さを算出すると、4 階建ての 1 階部分で 150mm/m^2 程度であり、RC 壁式構造と同程度であった。また、CLT パネル工法では、引張接合部に引きボルトを用いることが多いが、接合部周辺での脆性破壊が生じる恐れがある。そこで、従来の CLT パネル工法を用いて、CLT のせん断性能を十分に活かした構造を目指すと、図 3.2-1 のように境界ばり（木はり）のはりせいが大きくなる可能性がある。以上の 2 点を改善する方法の一つに、鉄骨はりを用いる方法が考えられる。また、CLT パネル工法で用いられることの多い引きボルトに代わってより高い引張性能とすることができるテンション材を用いることで接合部周辺の破壊を避けることができる。さらに、このテンション材を先行降伏させる構造にすれば、地震後にテンション材の取替等を行うことで継続利用も可能になり、最終的に鉄骨はりが降伏した場合は靱性も確保できる。一方、一般的な鉄骨ラーメン構造の鉄骨柱を CLT 壁で置換したような構造についても検討した。この構造では、応力状態の想定が比較的容易で、鉄骨はり降伏による全体崩壊形を想定することができ、靱性も確保できる。そのため、CLT を扱ったことのない設計者にとっても比較的取り組みやすい構造となりうる。本研究では、この構造において CLT 耐力壁と鉄骨はりはドリフトピン接合することとし、検討を進めた。以上より、本研究では鉄骨はりと CLT 耐力壁からなる併用構造に対して実験的、解析的な検証を行うこととし、引張接合部については、テンション材を用いる場合と鋼板挿入型ドリフトピン接合を用いる場合を検討する。

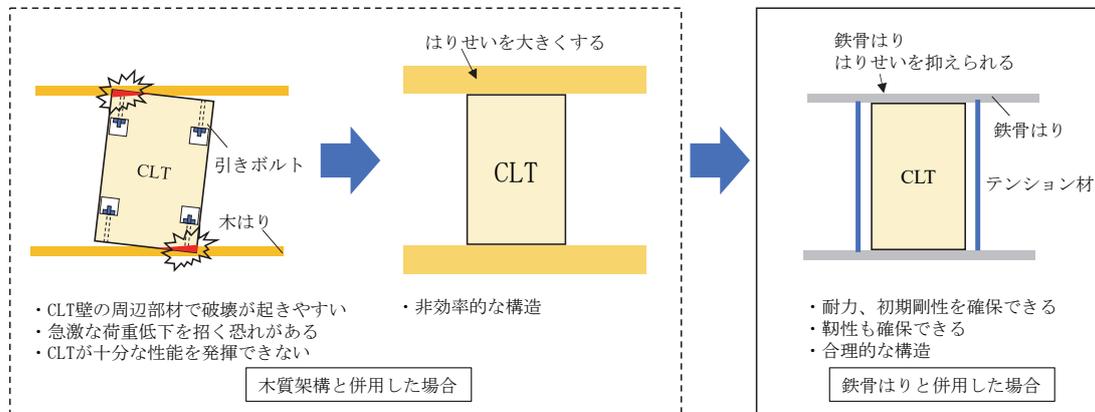


図 3.2-1 CLT を用いた構造

本研究での対象建物は 4 階建て事務所であり、図 3.2-2 のような CLT 壁と鉄骨はりとの併用構造の建物を想定している。CLT 壁は、水平荷重に抵抗するのみならず、鉛直荷重を支持する。また、CLT 壁以外にも鉛直荷重を支持する木柱を配置することも想定した試験体設計を行うこととした。前述のように、CLT 壁は鉛直荷重を支持する部材でもあるため、地震後の建物の倒壊を防ぐためにも CLT 壁のせん断破壊は極力避けることが望ましい。また、後述する実大静加力実験では、任意の一構面を取り出した試験体を用意し、その構造性能を把握する。以下では、CLT 壁と鉄骨はりとの併用構造において、任意の一構面を取り出した場合の特性を詳述する。

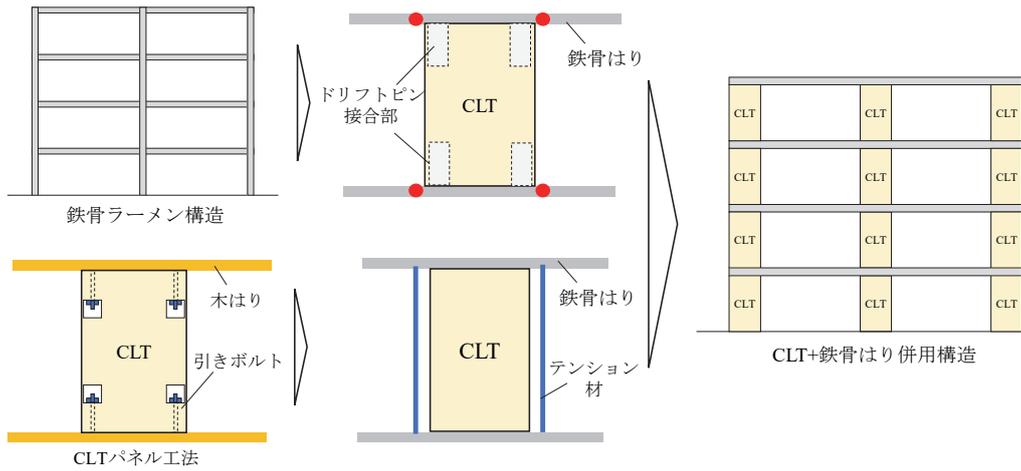


図 3.2-2 想定する構造

本研究では、CLT の面内せん断性能を十分に発揮させることのできる構造を目指し、3.1 の既往研究の結果を参照しつつ目標性能を終局時の CLT 壁負担せん断応力度 $1.5 \leq \tau_u \leq 2.5$ に設定した。また、前述のように、CLT 壁の幅高比 h/w の範囲は $1.37 \leq h/w \leq 2.0$ で検討を進めることとした。

3. 3 試験体形状の決定と試設計

3. 3. 1 試験体形状の決定

対象建物である 4 階建て事務所を想定し、試験体のスパンを $L=6000\text{mm}$ 、使用する CLT を S90-5-7 (ヒノキ、高さ $H=2900\text{mm}$ 、厚さ $t=210\text{mm}$) とした。CLT 壁の配置方法として、例えば表 3.3-1 のようなものが考えられる。表のような応力状態を想定し、鉄骨はり断面と CLT 壁断面の最適な組み合わせに関する検討を進めた。想定した応力状態の違いにより、本研究では十字型と I 型の試験体を試験に供することとした。以下に検討方法の詳細を記す。

表 3.3-1 CLT 壁の配置と応力状態

応力状態			
配置方法	十字型	門型	I 型
概要	I 型を連層	構面両端に CLT 壁を配置	構面中央に CLT 壁を配置
CLT	S90-5-7 高さ $H=2900\text{mm}$ 、厚さ $t=210\text{mm}$		

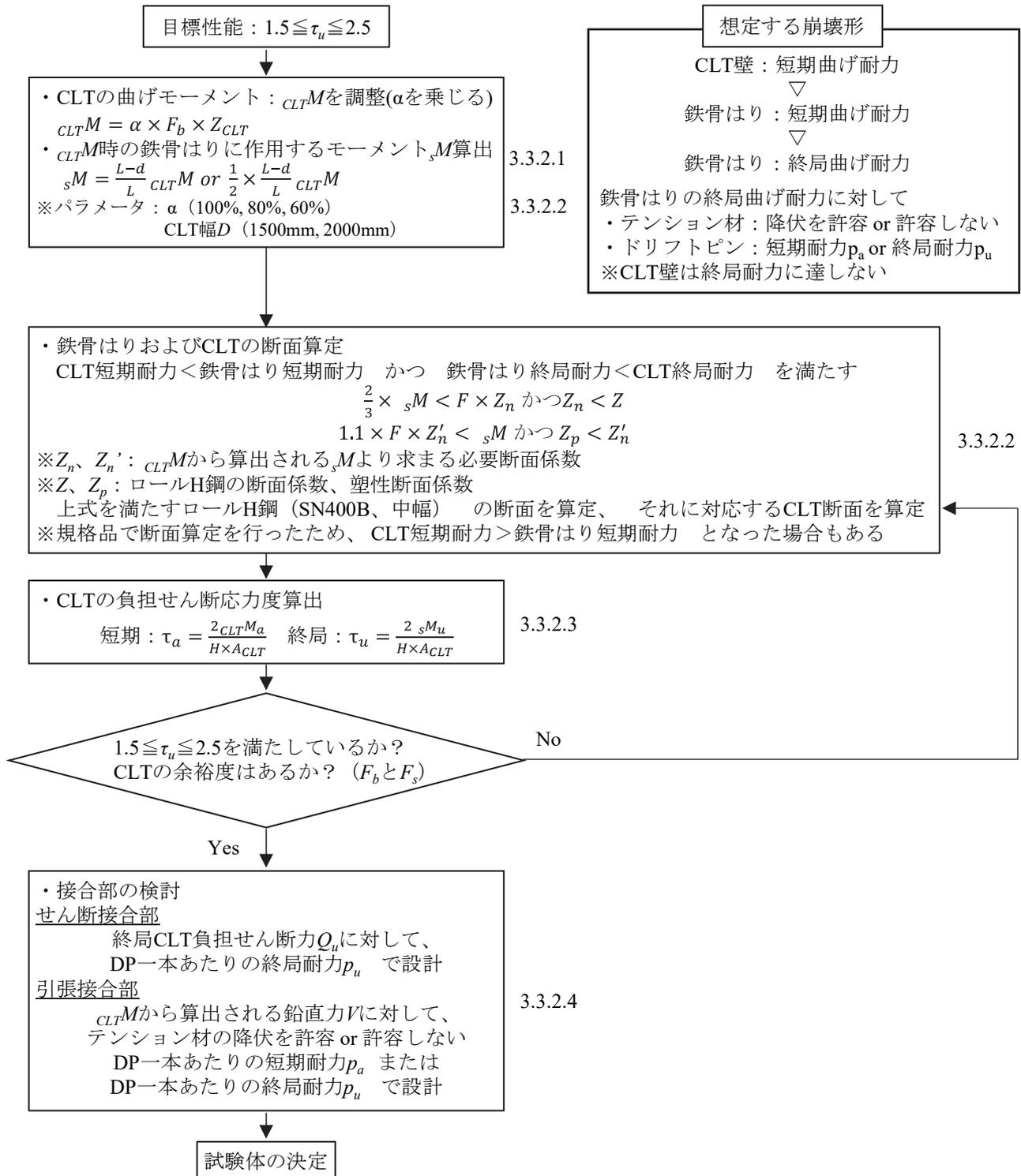


図 3.3-1 試験体設計のフロー

3. 3. 2 試設計

図 3.3-1 に試験体設計のフローを示す。CLT 壁幅 D と CLT 壁に作用する曲げモーメント ${}_{CLT}M$ をパラメータとして、鉄骨はりおよび CLT 壁の断面算定を行い、その後接合部の検討をした後、試験体を決定した。CLT 壁幅 D については、ターゲットの絞り込み時に CLT 壁の幅高比 h/w の範囲を $1.37 \leq h/w \leq 2.0$ としたことから、1500mm と 2000mm をパラメータとした。また、本研究では、CLT 壁の終局負担せん断応力度 τ_u について目標性能を設定しているため、試験体設計時のパラメータは CLT 壁のせん断性能とする方が望ましい。しかし、前述のように CLT 壁は鉛直荷重も支持し、せん断破壊を避ける必要があるため、CLT 壁の曲げ性能を十分に発揮させつつ、同時に高い負担せん断応力度 τ も確保することを目指し、CLT 壁に作用する曲げモーメント ${}_{CLT}M$ をパラメータとした。

3. 3. 2. 1 CLT 壁の終局曲げモーメント

ここでは、CLT 壁の終局曲げモーメント ${}_{CLT}M_u$ が作用したときの CLT 壁負担せん断応力度 τ_u について検討する。CLT 壁の終局曲げモーメント ${}_{CLT}M_u$ および CLT 壁負担せん断応力度 τ_u は以下の式で表され（表 3.3-1 の応力状態参照）、十字型、I 型ともに同様の式である。

$${}_{CLT}M_u = F_b \times Z_{clt} \quad 3.3-1$$

$$\tau_u = \frac{2{}_{CLT}M_u}{H \times A_{clt}} \quad 3.3-2$$

ここで、

F_b : CLT の基準曲げ強度 (14.78) [N/mm²],

Z_{CLT} : CLT 壁の断面係数[mm³],

H : CLT 壁高さ[mm],

A_{CLT} : CLT 壁の断面積[mm²]

である。

表 3.3-2 に計算結果を示す。どちらの壁幅の場合も、 $\tau_u \geq 1.5\text{N/mm}^2$ を満たす結果となり、ターゲットの $1.5 \leq \tau \leq 2.5$ よりも高いせん断応力度となった。しかし、本検討では CLT 壁が基準強度と同等の曲げ性能を発揮した場合を想定しており、保証設計については考慮していない。CLT 壁の実性能としては、基準強度以上の性能が発揮されることが多いが、材料のばらつき等によりどの程度基準強度を上回るのかについては、設計段階で想定することが難しい。そのため、設計段階では CLT 壁が発揮する性能は基準強度以下を想定するのが望ましいと考えた。また、算定した τ_u はターゲットの上限値を上回っていることから、CLT 壁の発揮する性能を抑えてもよいと判断した。そこで、CLT 壁の発揮する曲げ性能を調整することとして検討を進めた。

表 3.3-2 ${}_{CLT}M_u$ および τ_u の計算結果

D [mm]	${}_{CLT}M_u$ [kNm]	τ_u [N/mm ²]
1500	1165	2.6
2000	2071	3.4

3. 3. 2. 2 鉄骨はりの断面算定

ここでは、CLT 壁に曲げモーメント ${}_{CLT}M$ が作用したときに鉄骨はりに作用する曲げモーメント ${}_sM$ を算出し、鉄骨はりの断面算定を行う。ここで、 ${}_{CLT}M$ は発揮される性能が調整された CLT 壁の曲げモーメントであり、本研究では CLT 壁の終局曲げモーメントの 100、80、60% をパラメータとして検討を進めた。 ${}_{CLT}M$ が作用したときに鉄骨はりに作用する曲げモーメント ${}_sM_1$ (十字型)、 ${}_sM_2$ (I 型) はそれぞれ式 3.3-3、3.3-4 で表される (表 3.3-1 の応力状態参照)。

$${}_sM_1 = \frac{L-d}{L} {}_{CLT}M \quad 3.3-3$$

$${}_sM_2 = \frac{1}{2} \times \frac{L-d}{L} {}_{CLT}M \quad 3.3-4$$

ここで、

${}_sM_1$: 十字型試験体の鉄骨はりに作用する曲げモーメント [kNm]、

${}_sM_2$: I 型試験体の鉄骨はりに作用する曲げモーメント [kNm]、

L : スパン [mm]、

d : 応力中心間距離 ($D-300$) [mm]、

D : CLT 壁幅 [mm]

である。

次いで、上式で算出した鉄骨はりに作用する曲げモーメント ${}_sM$ に対して必要断面係数 Z_n および Z'_n を算出する。鉄骨はりの必要断面係数 Z_n および Z'_n 算出時には式 3.3-5、3.3-6 を満たすこととした。その後、規格品の鉄骨はりの断面係数 Z および塑性断面係数 Z_p が式 3.3-7、3.3-8 を満たすように鉄骨はり断面を算定した。検討時の鉄骨はり断面は規格品のロール H 鋼 (SN400B、中幅) とした。式 3.3-5~3.3-8 を満たすことで、設計上は CLT 壁短期耐力 < 鉄骨はり短期耐力、かつ CLT 壁終局耐力 > 鉄骨はり終局耐力を満たすことができ、想定する崩壊形を実現できる。ただし、規格品で断面算定を行ったため、短期も鉄骨はりの性能で試験体全体の性能が決まる場合もあったことに留意いただきたい。表 3.3-3、3.3-4 に鉄骨はりの断面算定結果を示す。

$$\frac{2}{3} \times {}_sM < F \times Z_n \quad 3.3-5$$

$$1.1 \times F \times Z'_n < {}_sM \quad 3.3-6$$

$$Z_n < Z \quad 3.3-7$$

$$Z_p < Z'_n \quad 3.3-8$$

ここで、

${}_sM$: ${}_{CLT}M$ が作用したときに鉄骨はりに作用する曲げモーメント (${}_sM_1$ 、 ${}_sM_2$) [kNm]

F : 鋼材 F 値 (=235) [N/mm²]

である。

表 3.3-3 鉄骨はりの断面算定結果（十字型）

単位[cm³]

D[mm]	CLTM					
	100%		80%		60%	
	Z _n	Z _n '	Z _n	Z _n '	Z _n	Z _n '
1500	2643	3605	2115	2884	1586	2163
	H-488×300		H-440×300		H-390×300	
2000	4210	5741	3368	4592	2526	3444
	H-688×300※		H-688×300		H-488×300	

※短期 CLT の曲げ性能 > 短期鉄骨曲げ性能となる場合

表 3.3-4 鉄骨はりの断面算定結果（I 型）

単位[cm³]

D[mm]	CLTM					
	100%		80%		60%	
	Z _n	Z _n '	Z _n	Z _n '	Z _n	Z _n '
1500	1322	1802	1057	1442	793	1081
	H-340×250※		H-340×250		H-294×200※	
2000	2105	2870	1684	2296	1263	1722
	H-440×300		H-390×300		H-340×250※	

※短期 CLT の曲げ性能 > 短期鉄骨曲げ性能となる場合

3. 3. 2. 3 CLT 壁の負担せん断応力度

まず、短期の CLT 壁負担せん断応力度について検討する。想定する崩壊形より、CLT 壁が鉄骨はりより先に短期耐力に達する試験体設計とするため、短期の CLT 壁負担せん断応力度 τ_a は以下の式で求める。

$$\tau_a = \frac{Q_a}{A_{clt}} \quad 3.3-9$$

$$Q_a = \frac{2 \times {}_{CLT}M_a}{H} \quad 3.3-10$$

$${}_{CLT}M_a = \frac{2}{3} \times {}_{CLT}M \quad 3.3-11$$

ここで、

${}_{CLT}M$: CLT 壁に作用する曲げモーメント[kNm]（終局曲げモーメント ${}_{CLT}M_u$ を調整したもの）、

H : CLT 壁高さ[mm]、

A_{CLT} : CLT 壁の断面積[mm²]

である。

次に終局の CLT 壁負担せん断応力度について検討する。想定する崩壊形より、鉄骨はりが CLT 壁より先に終局耐力に達する試験体設計とするため、終局の CLT 壁負担せん断応力度 τ_u は以下の式で求める。

$$\tau_u = \frac{Q_u}{A_{clt}} \quad 3.3-12$$

$$Q_u = \frac{2 \times {}_sM_u}{H} \quad 3.3-13$$

$${}_sM_u = 1.1 \times F \times Z_p \quad 3.3-14$$

ここで、

F : 鋼材 F 値 (=235) [N/mm²],

Z_p : 鉄骨はりの塑性断面係数[mm³]

である。

表 3.3-5 CLT 壁の負担せん断応力度 (十字型)

D [mm]		$CLTM$		
		100%	80%	60%
1500	鉄骨断面	H-488×300	H-440×300	H-390×300
	短期 τ_a [N/mm ²]	1.7	1.4	1.0
	壁倍率	182	146	109
	終局 τ_u [N/mm ²]	2.2	2.0	1.5
2000	鉄骨断面	H-688×300	H-688×300	H-488×300
	短期 τ_a [N/mm ²]	2.3	1.8	1.4
	壁倍率	251	194	146
	終局 τ_u [N/mm ²]	2.6	2.6	1.9

表 3.3-6 CLT 壁の負担せん断応力度 (I 型)

D [mm]		$CLTM$		
		100%	80%	60%
1500	鉄骨断面	H-340×250	H-340×250	H-294×200
	短期 τ_a [N/mm ²]	1.8	1.4	1.1
	壁倍率	190	146	116
	終局 τ_u [N/mm ²]	2.0	2.0	1.2
2000	鉄骨断面	H-440×300	H-390×300	H-340×250
	短期 τ_a [N/mm ²]	2.3	1.8	1.5
	壁倍率	243	194	159
	終局 τ_u [N/mm ²]	3.3	2.5	1.6

表 3.3-5、3.3-6 に CLT 壁の負担せん断応力度の算定結果を示す。表には参考値として壁倍率も示す。目標性能 $\tau_u \geq 1.5 \text{ N/mm}^2$ を満たしつつ、CLT 壁が発揮する曲げ性能が基準強度以下となるような組み合わせを検討し、鉄骨はり断面と CLT 壁断面の組み合わせを以下のように決定した。十字型試験体では、鉄骨はりを RH-440×300×11×18、CLT 壁を 210×1500、I 型試験体では、鉄骨はりを RH-340×250×9×14、CLT 壁を 210×1500 とした。しかし、試験体製作時にはロール H 鋼の入手が困難であったため、前述のロール H 鋼と同等の曲げ強度 (同等の断面係数 Z) を確保できるビルド H 鋼を使用することとし、十字型試験体では、BH-440×330×12×16、I 型試験体では、BH-340×225×9×16 とした。前述の断面の組み合わせでは、CLT 壁は 80% の曲げ性能を発揮しつつ、 $\tau_u = 2.0 \text{ N/mm}^2$ のせん断性能を期待できる。また、決定した CLT 壁の断面を基に、文献 3-1) に倣って基準せん断強度を算出した結果、 $F_s = 2.85 \text{ N/mm}^2$ であったことから、本試験体の CLT 壁は基準強度の約 70% のせん断性能が発揮されることになる。

3.3.2.4 接合部の検討

ここでは、決定した鉄骨はり CLT 壁の断面において、接合部の必要性能を検討する。まず、せん断接合部について検討する。せん断接合部はテンション材タイプおよびドリフトピンタイプに共通で、鋼板挿入型ドリフトピン接合である。使用するドリフトピンはφ20 (SS400) で長さ 200mm、鋼板は厚さ 16mm (SS400) とした。前述の終局 CLT 壁負担せん断力 Q_u をドリフトピン一本あたりの終局耐力 $p_u=46.3\text{kN/本}$ で除して必要本数を算出した結果、せん断接合部のドリフトピン本数は 14 本となった。なお、ドリフトピン一本あたりの短期耐力 p_a 、終局耐力 p_u は文献 3-3) に記載の Eurocode5 における式より支圧強度を算出したのち、文献 3-4) に基づき、ドリフトピンの降伏耐力 p_y を算出した。そして、以下の式より、短期耐力 p_a 、終局耐力 p_u をそれぞれ算出した。

$$p_a = p_y \cdot r_u \cdot \frac{2}{3} \quad 3.3-15$$

$$p_u = p_y \cdot r_u \quad 3.3-16$$

ここで、 r_u は終局強度比で、本研究では $r_u=1.0$ とした。

次に、引張接合部について検討する。図 3.3-2 に耐力発現メカニズムを示す。CLT 耐力壁が鉄骨はりに拘束されることにより、CLT 壁が回転抵抗を生じることで水平剛性を発揮する。そして、CLT 耐力壁頭部に水平力が作用したとき、CLT 耐力壁に曲げモーメント ${}_{CLT}M$ が生じ、引張接合部には鉛直力 V が作用する。その鉛直力 V は式 3.3-17 で表される。引張接合部では、この鉛直力 V に対して十分な耐力を有する接合部設計とした。

$$V = \frac{{}_{CLT}M}{d} \quad 3.3-17$$

ここで、

${}_{CLT}M$: CLT 壁に作用する曲げモーメント[kNm] (終局曲げモーメント ${}_{CLT}M_u$ の 80%)、

d : 応力中心間距離[mm]

である。

テンション材タイプでは、崩壊形の違いによる構造性能を確認する狙いで、式 3.3-17 で算出した鉛直力に対してテンション材の降伏を許容するテンション材先行降伏型のテンションロッド (M33、ABR400) を片側 2 本とする仕様と、テンション材の降伏を許容しない鉄骨はり先行降伏型のフラットバー (PL9×200、SS400) を片側 2 枚とする仕様を用意した。これらの引張材は鉄骨はりに溶接したガセットプレートに高力ボルトで留め付けた。また、ガセットプレートと引張材との接合部は、文献 3-5) に基づき保有耐力接合となる仕様とした。

一方、ドリフトピンタイプでは、接合部仕様の違いによる構造性能の違いを確認する狙いで、必要性能に対してドリフトピン (SNR490) の短期耐力または終局耐力によって必要本数を算出し、ドリフトピン本数が異なる試験体を用意した。ドリフトピンの必要本数は前述の鉛直力 V から、式 3.3-18 で求めた。その結果、ドリフトピン本数は短期耐力の場合は 24 本、終局耐力の場合は 16 本となった。

$$n = \frac{V}{p_a} \quad \text{または} \quad n = \frac{V}{p_u} \quad 3.3-18$$

ここで、

p_a : ドリフトピン (SNR490) 一本あたりの短期耐力 (=32.9kN/本、式 3.3-15 より算出)

p_u : ドリフトピン (SNR490) 一本あたりの終局耐力 (=49.4kN/本、式 3.3-16 より算出)

である。

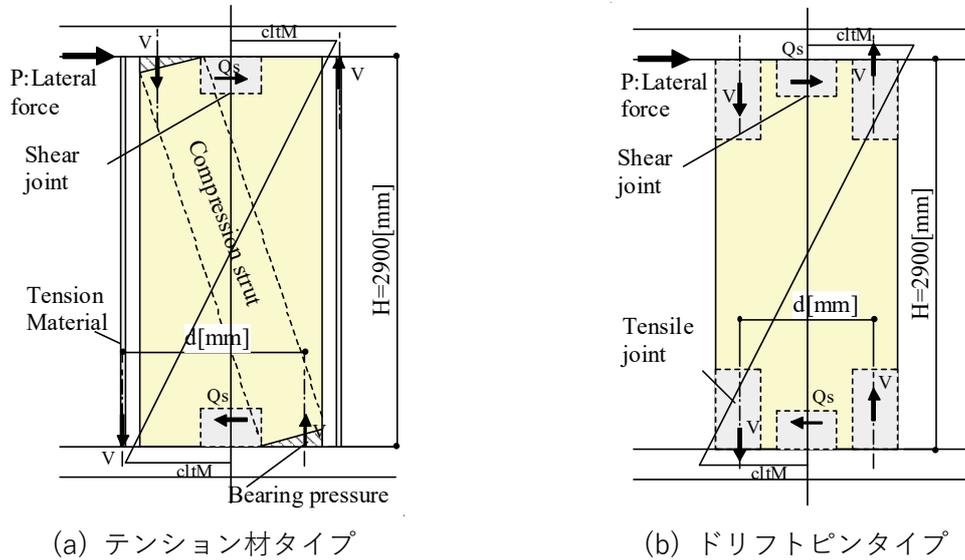


図 3.3-2 耐力発現メカニズム

ドリフトピンタイプにおける引張接合部を図 3.3-3 に示す。これらの接合部に対して、集成型破壊の検討を行い、十分な性能を有していることを確認する。

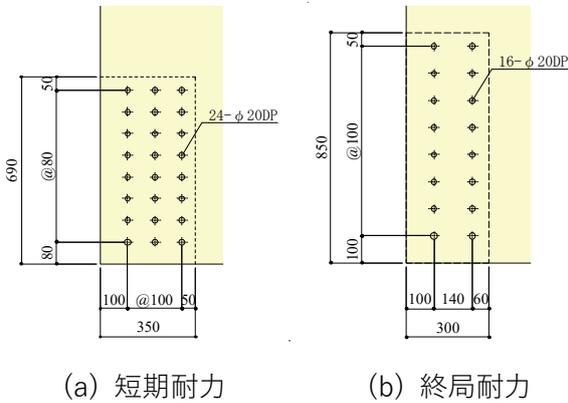


図 3.3-3 引張接合部

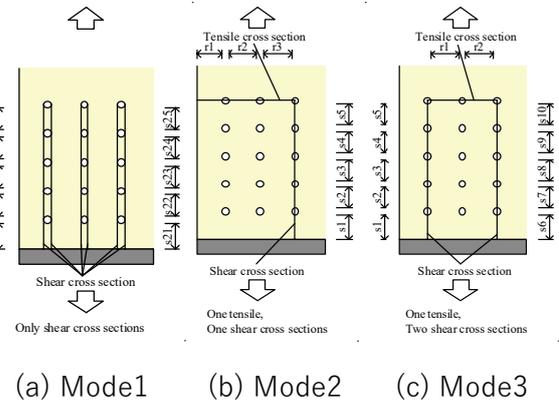


図 3.3-4 破断面

CLT 壁の端抜けせん断破壊、集成型せん断破壊について、図 3.3-4 に示すような破断面を仮定して、CLT の引張強度、せん断強度を用いて計算する。各破断面において、引張面の引張耐力とせん断面のせん断耐力の和を集成型せん断破壊の耐力とする。引張面の断面積 $A_{et}[\text{mm}^2]$ とせん断面の断面積 $A_{es}[\text{mm}^2]$ はそれぞれ式 3.3-19、3.3-20 で表される。

$$A_{es} = l \sum s_i \tag{3.3-19}$$

$$A_{et} = l \sum r_i \quad 3.3-20$$

Mode1～3 のように仮定した破断面についてそれぞれ次式で集合型せん断破壊による終局耐力 P_{uw} [kN] を定義し、終局耐力 P_{uw} が接合部耐力（ドリフトピン一本あたりの耐力×本数）を上回ることを確認した。

$$P_{uw1} = F_s A_{es1} \quad 3.3-21$$

$$P_{uw2} = F_s A_{es2} + F_t A_{et2} \quad 3.3-22$$

$$P_{uw3} = F_s A_{es3} + F_t A_{et3} \quad 3.3-23$$

$$P_{uw} = \min(P_{uw1}, P_{uw2}, P_{uw3}) \quad 3.3-24$$

ここで、

F_s : CLT の基準せん断強度[N/mm²]

F_t : CLT の基準引張強度[N/mm²]

である。

3. 3. 2. 5 鉄骨はりを併用した構造形式

表 3.3-7 に CLT 耐力壁と鉄骨はりを併用した際の構造形式一覧を示す。構造形式は、対象建物、耐火仕様、力の伝達方法、破壊モードにより区分した。本研究の対象建物は 4 階建て事務所であるため、4 階建て以上の構造形式を試験対象と考えた。

本実験に供する試験体は以下のとおりである。テンション材タイプとして、ロッド先行降伏型（No.1-テンションロッド）と鉄骨はり先行降伏型（No.2-フラットバー）を用意し、降伏する部材の違いによる構造性能の違いを確認する。ドリフトピンタイプとしては、CLT 壁上部を耐火被覆、下部をモルタルとする耐火仕様を想定し、ドリフトピン短期耐力時に鉄骨はり降伏する試験体を基本形（No.3-片側モルタルあり・24DP）とした。そのほか、基本形と同じ耐火仕様でドリフトピン終局耐力時に鉄骨はり降伏する試験体（No.5-片側モルタルあり・16DP）と、CLT 壁全体を耐火被覆想定とする試験体（No.4-面タッチあり・24DP）を用意し、これら 3 仕様の試験体の構造性能を確認する。以上の 5 仕様の構造性能を把握し、それらを応用することで、表 3.3-7 に示す本研究では取り扱わない構造形式にも対応することが可能である。

表 3.3-7 CLT 耐力壁と鉄骨はりを併用した構想形式一覧

対象建物	耐火仕様	鉄骨はり 面タッチ との	力の伝達		破壊 Mode	接合部設計仕様		試験体 Type	本実験	形状	鉄骨はり	破壊形態	特徴	予想 OCLT kN/枚
			引張り力	圧縮力		せん断接合部	引張接合部							
4階建て 以上	CLT を含め 全体を 耐火被覆	あり	テンショ ン材	CLT 支圧	テンション材 降伏→	DP14 本 短期必要性 を、 $Q_e=428.4kN$	Type1	○		鉄骨はり 降伏	BH-340×225×9×16 $Z=1241cm^3$ RH-340×250×9×14 $Z=1229cm^3$	ロッド 降伏	引張接合部 ロッド 2 本 $P_y=337.8kN$	400
					テンション材 降伏→									
4階建て 以上	CLT を含め 全体を 耐火被覆	あり	テンショ ン材	CLT 支圧	テンション材 降伏→	DP14 本 短期必要性 を、 $Q_e=428.4kN$	Type2	-		鉄骨降伏	BH-340×225×9×16 $Z=1241cm^3$ RH-340×250×9×14 $Z=1229cm^3$	鉄骨 降伏	引張接合部 ロッド 5 本相当 $P_y=944.8kN$	520
					テンション材 降伏→									
3階建て 以下	耐火被覆 不要	あり	テンショ ン材	CLT 支圧	テンション材 降伏→	DP55(100) 短期許容耐 力 $pa=30.9kN/$ 本 で除して 必要本数 を算出	Type3	○		鉄骨降伏	BH-340×225×9×16 $Z=1241cm^3$ RH-340×250×9×14 $Z=1229cm^3$	鉄骨 降伏	引張接合部 ロッド 5 本相当 $P_y=944.8kN$	520
					テンション材 降伏→									
3階建て 以下	耐火被覆 不要	あり	テンショ ン材	CLT 支圧	テンション材 降伏→	DP55(100) 短期許容耐 力 $pa=30.9kN/$ 本 で除して 必要本数 を算出	Type4	-		鉄骨降伏	4 科建て以上の仕様を応用	鉄骨 降伏	引張接合部 ロッド 5 本相当 $P_y=944.8kN$	520
					テンション材 降伏→									
4階建て 以上	上部： 耐火被覆 下部： モルタル	なし	DP	DP	DP 短期耐力 (織形) pa_2	DP14 本 短期必要性 を、 $Q_e=428.4kN$	Type5 ⁸⁾	○		鉄骨降伏	BH-440×330×12×16 $Z=2467cm^3$ RH-440×300×11×18 $Z=2462cm^3$	鉄骨 降伏	DP 接合部(24 本) 短期耐力 $pa=30.9kN/$ 本 $P_y=740.8kN$	580
					DP 終局耐力 (織形) pa_2									
4階建て 以上	上部： 耐火被覆 下部： モルタル	なし	DP	DP	DP 終局耐力 (織形) pa_2	DP14 本 短期必要性 を、 $Q_e=428.4kN$	Type6 ⁸⁾	○		鉄骨降伏	BH-440×330×12×16 $Z=2467cm^3$ RH-440×300×11×18 $Z=2462cm^3$	鉄骨 降伏	DP 接合部(16 本) 終局耐力 $pa=46.3kN/$ 本 $P_y=740.8kN$	580
					DP 短期耐力 (織形) pa_2									
4階建て 以上	CLT を含め 全体を 耐火被覆	あり	DP	DP CLT 支圧	(CLT 支圧降伏→)	DP14 本 短期必要性 を、 $Q_e=428.4kN$	Type7 ⁸⁾	-		鉄骨降伏	モルタルを介した面タッチなしの場合と同じ仕様	鉄骨 降伏	DP 接合部(24 本) 短期耐力 $pa=30.9kN/$ 本 $P_y=740.8kN$	580
					(CLT 支圧降伏→)									
4階建て 以上	CLT を含め 全体を 耐火被覆	あり	DP	DP	DP 短期耐力 (織形) pa_2	DP14 本 短期必要性 を、 $Q_e=428.4kN$	Type8	-		鉄骨降伏	モルタルを介した面タッチなしの場合と同じ仕様	鉄骨 降伏	DP 接合部(24 本) 短期耐力 $pa=30.9kN/$ 本 $P_y=740.8kN$	580
					DP 終局耐力 (織形) pa_2									
3階建て 以下	耐火被覆不要	なし	DP	DP	DP 短期耐力 (織形) pa_2	DP14 本 短期必要性 を、 $Q_e=428.4kN$	Type9	○		鉄骨降伏	BH-440×330×12×16 $Z=2467cm^3$ RH-440×300×11×18 $Z=2462cm^3$	鉄骨 降伏	DP 接合部(24 本) 短期耐力 $pa=30.9kN/$ 本 $P_y=740.8kN$	580
					DP 終局耐力 (織形) pa_2									
3階建て 以下	耐火被覆不要	あり	DP	DP CLT 支圧	(CLT 支圧降伏→)	DP14 本 短期必要性 を、 $Q_e=428.4kN$	Type10	-		鉄骨降伏	モルタルを介した面タッチなしの場合と同じ仕様	鉄骨 降伏	DP 接合部(24 本) 短期耐力 $pa=30.9kN/$ 本 $P_y=740.8kN$	580
					(CLT 支圧降伏→)									

※1 構想形式は同じであるが、モルタルを介した面タッチありとみなすかにより、破壊 Mode が異なる

※2 必要性能に対して、DP の短期耐力または終局耐力を用いて必要本数を算出

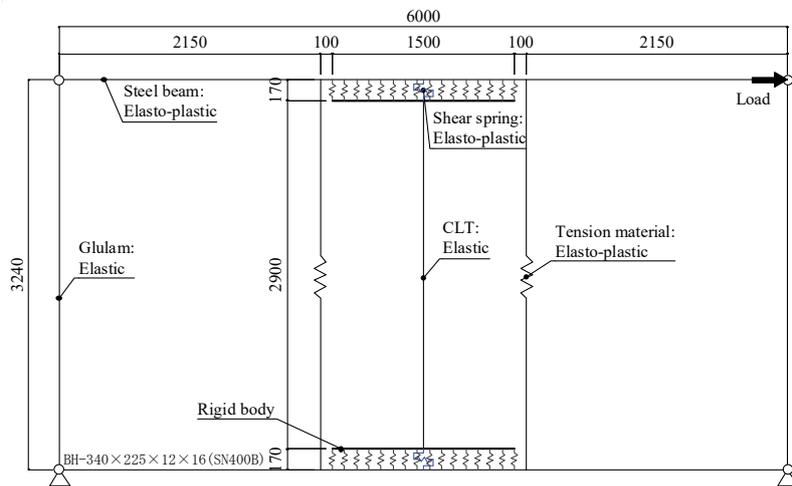
3. 4 事前解析

3. 4. 1 解析概要

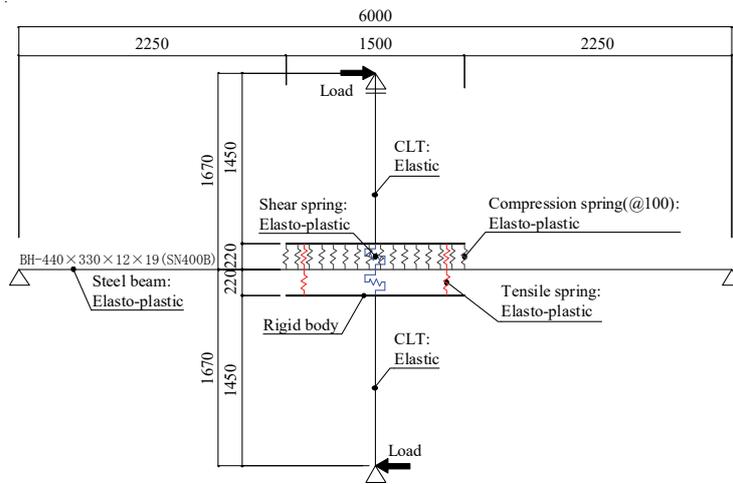
実大静的加力実験の性能予測を目的として、有限要素解析による静的増分解析を実施した。本解析は、モデルの特性に設計値を用いており、後述の事後解析における設計値を用いた解析結果は本解析によるものである。図 3.4-1 に解析モデルを示す。CLT 壁は線材弾性要素とし、上下端に CLT 壁幅と同じ長さを有する剛体を設けた。鉄骨はりは線材要素とし、弾塑性特性はバイリニア型とした。

テンション材タイプの CLT 壁-鉄骨はり、およびドリフトピンタイプの CLT 壁-モルタル、CLT 壁-鉄骨はりの接触位置における支圧挙動を模擬するためにバネ要素を設け、CLT の圧縮強度で降伏するバイリニア特性を与えた。また、せん断接合部を模擬したバネを接合部軸心位置に設け、バイリニア型とした。

テンション材はバイリニア型の引張バネでモデル化した。また、テンション材タイプの両端の集成材は線材弾性要素でモデル化し、鉄骨はり要素との接合はピン接合とした。ドリフトピンタイプでは、引張接合部を模擬したバネを接合部軸心位置に設け、バイリニア特性を与えた。なお、解析は SNAP.Ver.7 を用いた。



(a) テンション材タイプ



(b) ドリフトピンタイプ

図 3.4-1 解析モデル概要

表 3.4-1 に解析モデルの特性値を示す。鉄骨はりの降伏強度は公称値の 1.1 倍とし、CLT 壁の材料特性

は基準強度、基準せん断弾性係数と強度等級から算定したヤング係数とした。CLT 壁の支圧挙動を模擬した圧縮バネの支圧剛性は、文献 3-2) の値とし、圧縮強度は基準強度とした。ドリフトピン接合部を模擬したバネの剛性は、文献 3-4) に基づき算出したドリフトピン一本あたりの剛性にドリフトピン本数を乗じて決定した。一方、降伏耐力は、前述の式 3.3-15 で算出したドリフトピン一本あたりの短期耐力にドリフトピン本数を乗じて算出した。テンション材を模擬した引張バネの軸剛性は、以下の式で算出した。ただし、テンション材のモデル長さを実際の長さが異なることによる剛性増大は考慮していない。

$$K_{TD} = \frac{E \times A}{L} \quad 3.4-1$$

ここで、 E はヤング係数、 A は有効断面積、 L は解析における引張バネの長さである。

文献 3-5) での、鉄骨造の接合部パネルが早期に降伏しても剛性低下はさほど大きくなく、耐力上昇も十分であるとの記載から、鉄骨はりのせん断降伏は考慮しないモデル設定とした。ただし、鉄骨はりのせん断剛性は考慮している。

表 3.4-1 解析モデルの特性値

Specimen type	Steel beam			CLT		CLT-Steel beam joint				Tension material	
	Young's modulus	Shear modulus	Yield strength	Young's modulus	Shear modulus	Compression spring		Shear spring Tensile spring		Young's modulus	Yield strength
	E N/mm ²	G N/mm ²	Flange $1.1 \times F^{**}$ N/mm ²	E N/mm ²	G N/mm ²	Stiffness k_c N/mm ³	Strength F_c N/mm ²	Stiffness k kN/mm・本	Yield strength p_y kN/本	E N/mm ²	$1.1 \times F^{**}$ N/mm ²
Tension material	205000	79000	259	6420	500	15.6	14.8	29.3	32.9	205000	259
Drift-pin										-	-

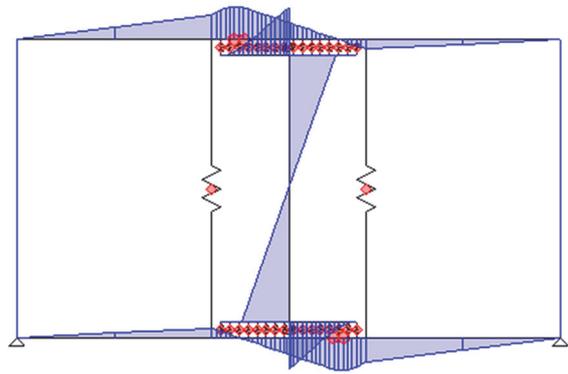
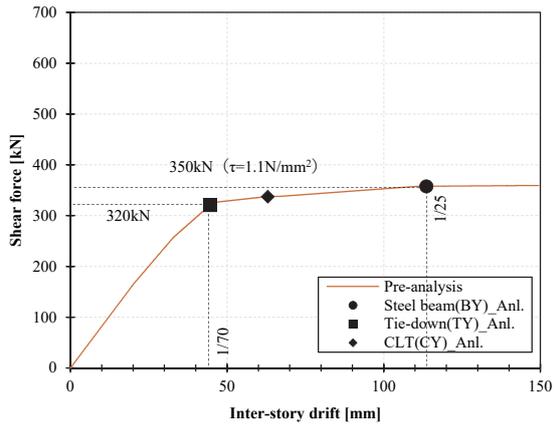
※ $F=235\text{N/mm}^2$

3. 4. 2 解析結果

図 3.4-2、3.4-3 に解析における各試験体の層せん断力-層間変形関係と降伏時の応力状態を示す。グラフ中の BY、TY はそれぞれ鉄骨はりの曲げ降伏 (Bending Yield)、テンション材の引張降伏 (Tensile Yield) をあらわす。

テンション材タイプでは、CLT 壁の直下または直上で鉄骨はりが曲げ降伏することで剛性が低下した。No.1-テンションロッドでは、テンション材が先行降伏し、片側のはりに作用するモーメントが減少していくため、全体荷重の増加割合が小さくなった。

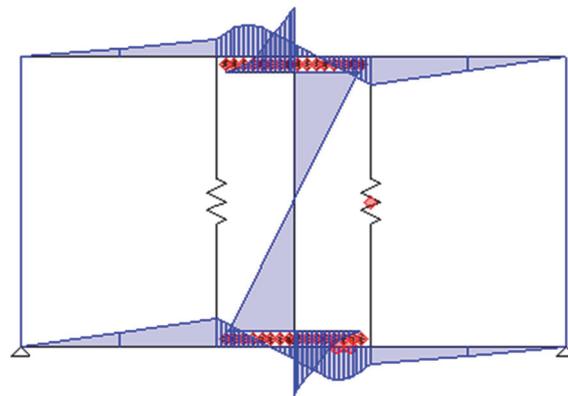
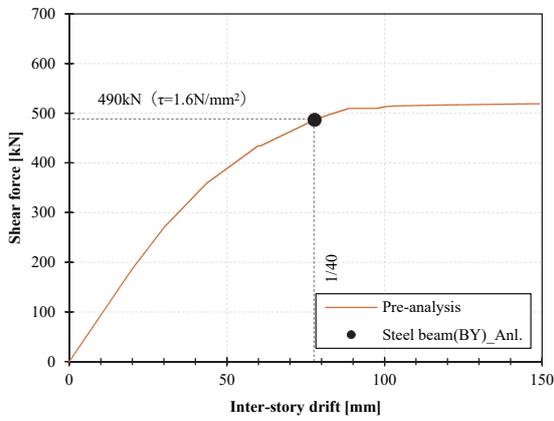
一方、ドリフトピンタイプでは、いずれの試験体も鉄骨はりが曲げ降伏した。ドリフトピン本数の少ない No.5-片側モルタルあり-16DP の初期剛性がほかの試験体よりもわずかに低くなった。また、No.3 と No.5 では、モルタルあり側の最大耐力が高くなり、モルタルなし側の約 1.1 倍となった。これはモルタルあり側に支圧挙動を模擬した圧縮バネを配置したことで剛性が大きくなり、モルタルなし側よりも大きな力が作用したためである。



層せん断力-層間変形関係

降伏時の応力状態

(a) No.1-テンションロッド

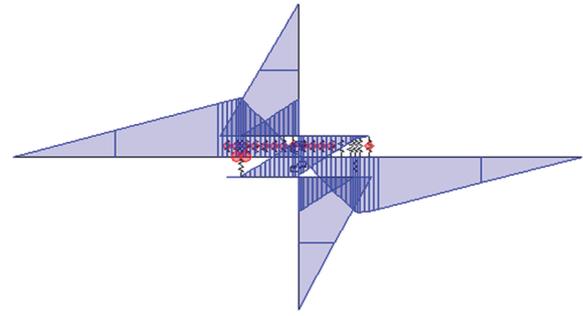
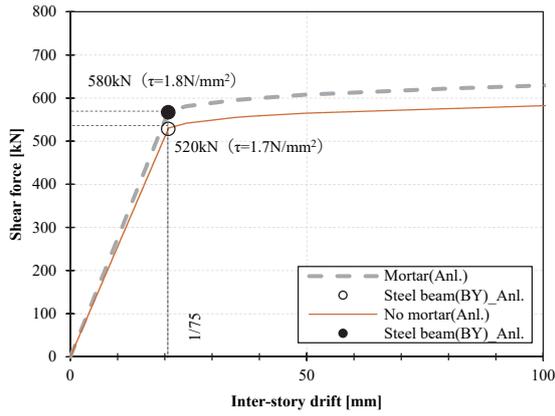


層せん断力-層間変形関係

降伏時の応力状態

(b) No.2-フラットバー

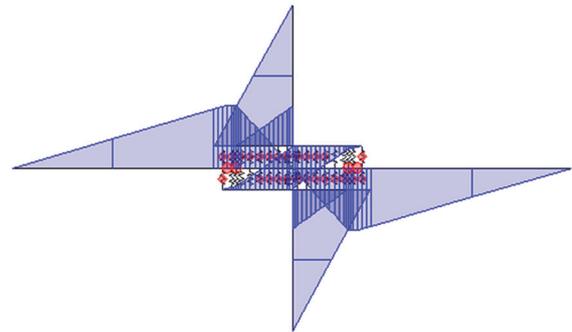
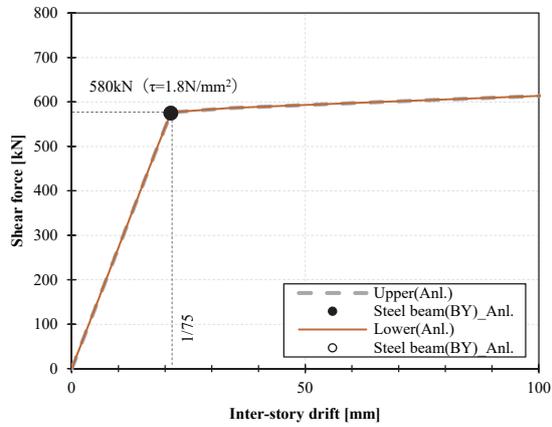
図 3.4-2 テンション材タイプの解析結果



層せん断力-層間変形関係

降伏時の応力状態

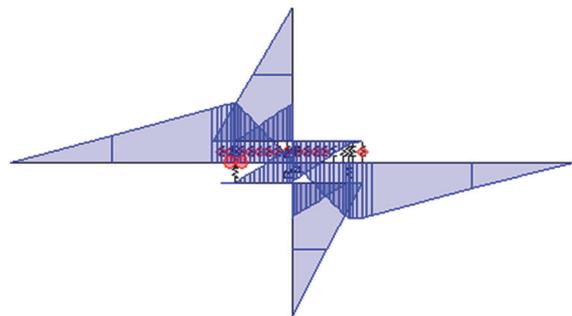
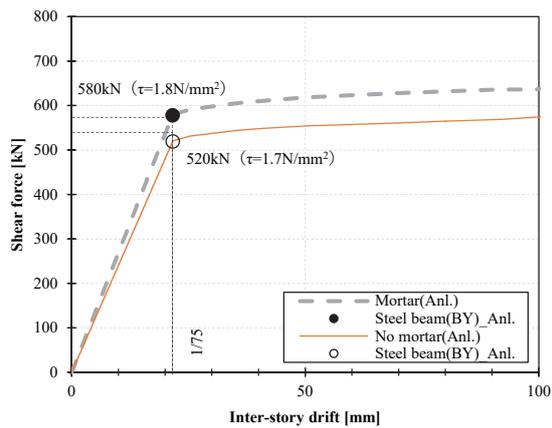
(a) No.3-片側モルタルあり-24DP



層せん断力-層間変形関係

降伏時の応力状態

(b) No.4-面タッチあり-24DP



層せん断力-層間変形関係

降伏時の応力状態

(c) No.5-片側モルタルあり-16DP

図 3.4-3 ドリフトピンタイプの解析結果

3. 5 まとめ

文献調査は、日本建築学会大会論文を中心に行った。鉄骨架構に CLT 耐力壁を挿入する研究は一定数あったが、CLT パネル工法において鉄骨はりを用いた研究は少なかった。各試験結果は鉄骨はりなどへの接合方法により異なるが、変形角 1/100rad における CLT 壁の面内せん断応力度 τ は約 0.5N/mm²～3.0N/mm²であることが確認された。

本研究では、既往研究での結果を踏まえ、CLT の優れた面内せん断性能を十分に発揮させることのできる構造を目指し、目標性能を終局時の CLT 壁負担せん断応力度 $\tau_u \geq 1.5\text{N/mm}^2$ に設定した。

試験体の試設計では、目標性能を満たすことのできる鉄骨はり断面と CLT 壁断面の最適な組み合わせを検討し、終局時に $\tau = 2.0\text{N/mm}^2$ 発揮されるような断面の組み合わせとした。接合部については、必要性能に対して十分な耐力を有するように設計した。

また、実大静的加力実験の性能予測を目的として、有限要素解析による静的増分解析を実施し、各試験体の予想耐力、破壊モードを把握した。

参考文献

- 3-1) 公益財団法人日本住宅・木材技術センター：2016 年公布・施行 CLT 関連告示等解説書 増補版 第 1 版 2 刷、2019.3
- 3-2) 公益財団法人日本住宅・木材技術センター：2016 年版 CLT を用いた建築物の設計施工マニュアル、2016.10
- 3-3) 日本建築学会：木質構造設計規準・同解説－許容応力度・許容耐力設計法－、2013.10
- 3-4) 中島昌一、三木徳人、秋山信彦、荒木康弘：鋼板挿入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、第 86 巻、第 783 号、pp.793-803、2021.5

第4章 実験による性能把握

4. 1 検討の目的

引張接合部に、テンション材を用いる試験体と鋼板挿入型ドリフトピン接合を用いる試験体の実大静的加力実験を実施し、構造性能を把握することを本章の目的とする。また、実大静的加力実験の試験体を構成する要素を取り出した要素実験を実施し、構成要素の材料特性、接合部特性を把握する。さらに、実験結果の挙動追跡を目的に、実大静的加力実験と要素実験の結果を参照しつつ解析モデルを構築し、解析結果と実験結果の整合性を確認する。

4. 2 要素実験

4. 2. 1 ドリフトピン接合部実験

4. 2. 1. 1 検討の目的

鉄骨梁の塑性化を保証するため、単位接合部の性能から接合部全体の性能の予測可能性を探るため、CLTパネル端部接合部の性能を検証するために、CLTの支圧実験、単位接合部の正負載荷実験、CLTパネル端部の接合部の回転実験を実施した。

4. 2. 1. 2 CLTの支圧実験

単位接合部の降伏耐力を計算する際に必要となるCLTの支圧強度を求めることを目的として、支圧実験を実施した。図4.2.1.2-1に示すような試験体に、単調圧縮力を加えた。パラメータを表4.2.1.2-1に示す。最外層の繊維方向が加力方向に平行するものと直交するものの2種類、各6体ずつ試験を実施した。圧縮荷重をドリフトピンの投影面積で除した値を圧縮応力度とした。試験体を設置した面に対するクロスヘッドの変位を圧縮変位とした。図4.2.2-2に圧縮応力度と変位の関係を示す。表4.2.1.2-2、4.2.1.2-3に特性値を示す。

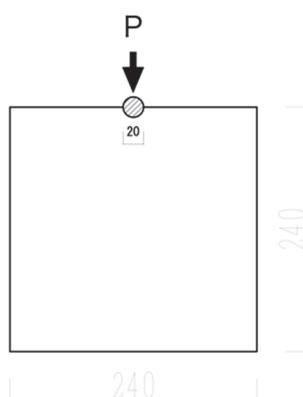
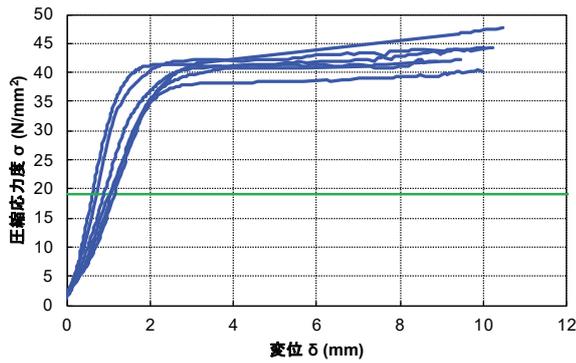


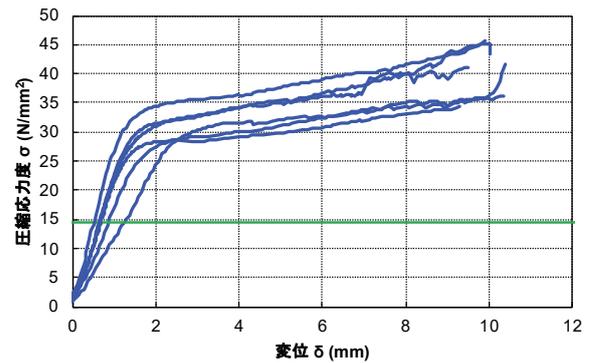
図 4.2.1.2-1 試験の様子

表 4.2.1.2-1 試験体パラメータ

試験体名	材料	加力方向に対する最外層の繊維方向	試験体寸法	試験体数
0°	S09-5-7	平行	240mm×240mm×210mm (半円切欠き径 20mm)	6
90°	ヒノキ CLT	直交		



(a) 強軸



(b) 弱軸

図 4.2.1.2-2 支圧試験の荷重変位関係

青線：荷重変位関係、緑線：AIJ 規準の支圧強度（層構成に応じて平均したもの）

表 4.2.1.2-2 0 度方向の試験結果

試験体名	σ_{\max} [N/mm ²]	δ_{\max} [mm]	k [N/mm ³]	σ_y [N/mm ²]	δ_y [mm]
No.1	44.2	13.2	17.8	40.0	3.2
No.2	47.6	11.8	16.5	41.8	3.2
No.3	42.1	12.5	21.0	40.6	2.9
No.4	42.2	11.0	30.0	41.4	2.3
No.5	40.4	16.4	18.3	38.0	3.0
No.6	44.2	14.2	26.5	41.8	2.6
平均値	43.5	13.2	21.7	40.6	2.9
標準偏差	2.5	1.9	5.4	1.5	0.4
変動係数	6%	15%	25%	4%	12%

σ_{\max} ：最大応力度

δ_{\max} ：最大応力度時の変位

k ： σ_{\max} の 40% と 10% の点を結んだ直線

σ_y ：5%offset 法による降伏応力度

δ_y ：降伏応力度時の変位

表 4.2.1.2-3 90 度方向の試験結果

試験体名	σ_{\max} [N/mm ²]	δ_{\max} [mm]	k [N/mm ³]	σ_y [N/mm ²]	δ_y [mm]
No.1	34.4	10.1	21.6	28.5	2.2
No.2	45.0	11.6	22.5	31.9	2.4
No.3	45.5	10.7	29.1	34.7	2.2
No.4	41.6	15.4	17.2	29.0	2.7
No.5	36.2	14.2	11.7	31.5	3.7
No.6	41.1	11.2	23.0	32.1	2.4
平均値	40.6	12.2	20.8	31.3	2.6
標準偏差	4.5	2.1	5.9	2.3	0.6
変動係数	11%	17%	28%	7%	22%

σ_{\max} ：最大応力度

δ_{\max} ：最大応力度時の変位

k ： σ_{\max} の 40% と 10% の点を結んだ直線

σ_y ：5%offset 法による降伏応力度

δ_y ：降伏応力度時の変位

得られた特性値より、以下の式より、ラミナの支圧強度を求めた。

$$\sigma_{e,0,CLT} = \frac{5}{7}\sigma_{e0} + \frac{2}{7}\sigma_{e90} \quad (1)$$

$$\sigma_{e,90,CLT} = \frac{2}{7}\sigma_{e0} + \frac{5}{7}\sigma_{e90} \quad (2)$$

ここで $\sigma_{e,0,CLT}$: CLT 強軸方向の支圧強度 (N/mm²)、
 $\sigma_{e,90,CLT}$: CLT 弱軸方向の支圧強度 (N/mm²)、
 σ_{e0} : 繊維に平行する方向のラミナの支圧強度 (N/mm²)、
 σ_{e90} : 繊維に直交する方向のラミナの支圧強度 (N/mm²)、

実験で得られた α_y より

$$\sigma_{e0,CLT} = 40.6 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{e90,CLT} = 31.3 \text{ N/mm}^2$$

を式(1),(2)に代入し、以下のラミナの支圧強度を得た。

$$\sigma_{e0} = 46.4 \text{ N/mm}^2$$

$$\sigma_{e90} = 26.1 \text{ N/mm}^2$$

4. 2. 1. 3 単位接合部実験

ドリフトピン 1 本を用いた接合部試験の耐力・剛性を得ることをお目的として、単位接合部の正負交番繰り返し载荷を実施した。

表 4.2.1.3-1 に示す通り、試験体はヒノキ CLTS90-5-7(210mm 厚)、挿入鋼板 (SS400、PL16)、ドリフトピン ($\phi 20$ L205) 1 本で構成される。ドリフトピンの端距離・縁距離は 6d (d はドリフトピン径 20mm) とした。パラメータは、CLT の繊維方向 (強軸・弱軸) とドリフトピンの鋼種 (SS400、SNR490B) として、4 種類各 3 体ずつ、計 12 体試験した。

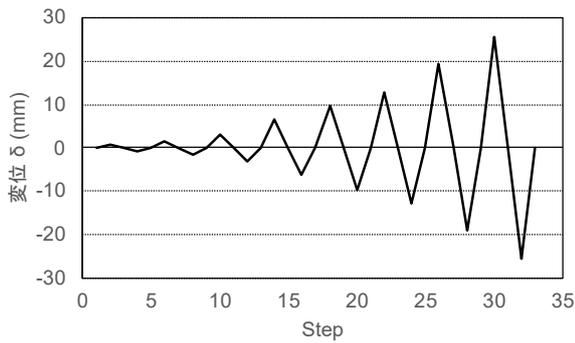
载荷サイクルは、降伏変位 δy (=約 1.6mm) の $\pm 1/2$ 、1、2、4、6、8、12、16 倍とし、1 体は 1 回繰り返し、2 体は 3 回繰り返しとした。それぞれの目標変位を図 4.2.1.3-2 に示す。引張力および、鋼板と CLT の相対変位を計測した。



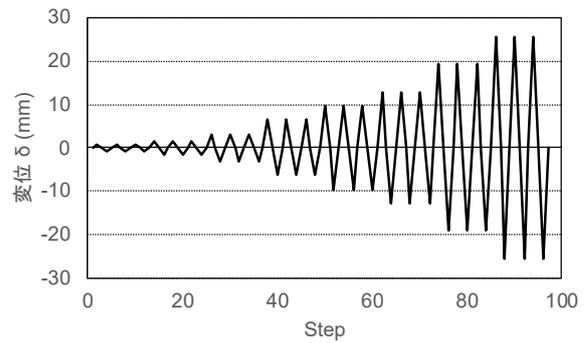
図 4.2.1.3-1 試験装置

表 4.2.1.3-1 試験体パラメータ

試験体名	CLT・挿入鋼板	ドリフトピン	加力方向に対する最外層の繊維方向	試験体寸法	試験体数
SS400-0	S90-5-7	SS400	平行	240mm×210mm ×600mm - 先穴 20mm - スリット 18mm	3 うち - 1回繰り返し 1 - 3回繰り返し 2
SS400-90	ヒノキ CLT (210mm 厚)	φ20 L205	直交		
SNR490-0		SNR490B	平行		
SNR490-90	SS400 PL16	φ20 L205	直交		



(a) 1回繰り返し

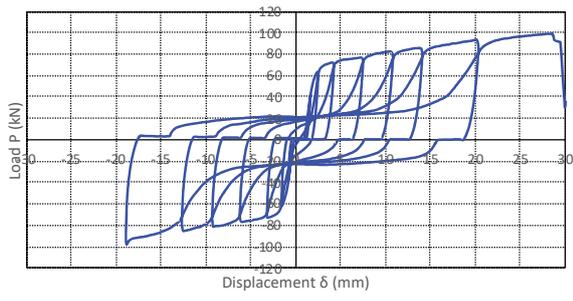


(d) 3回繰り返し

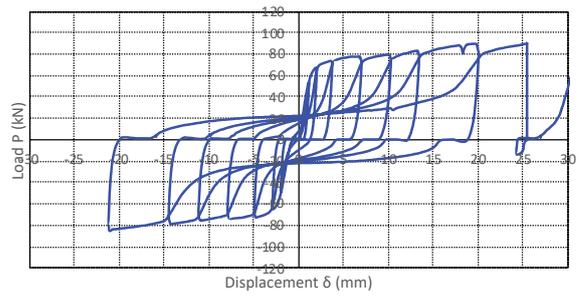
図 4.2.1.3-2 荷重履歴

4. 2. 1. 4 単位接合部実験 実験結果

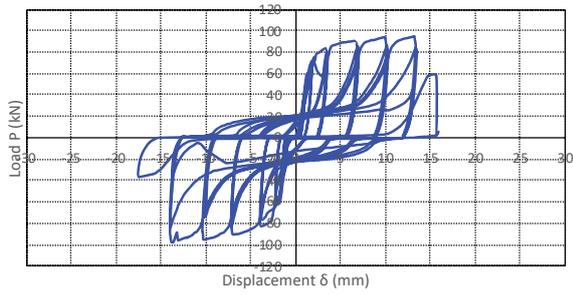
図 4.2.1.4-1 および図 4.2.1.4-2 に荷重変位関係を示す。表 4.2.1.4-1、表 4.2.1.4-2、表 4.2.1.4-3、表 4.2.1.4-4 に得られた特性値を示す。1回繰り返しでは、いずれの試験体でも $16\delta_y$ の1回目の荷重の途中で、スリットが開く破壊が生じた。3回繰り返しでは、SS400 では $8\delta_y$ もしくは $12\delta_y$ 、SNR490 では $12\delta_y$ の繰り返しの途中でドリフトピンの破断が生じ、荷重が低下した。



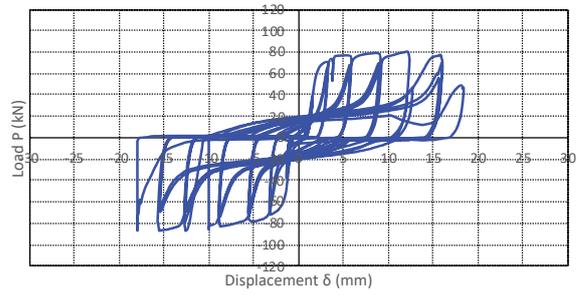
(a) SS400-0-1



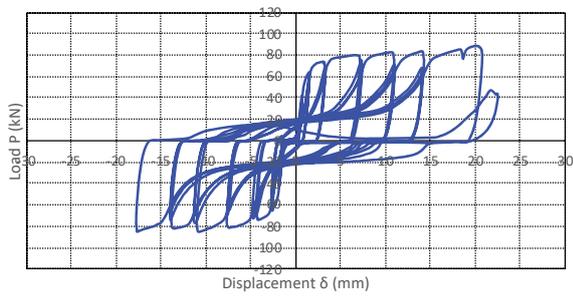
(d) SS400-90-1



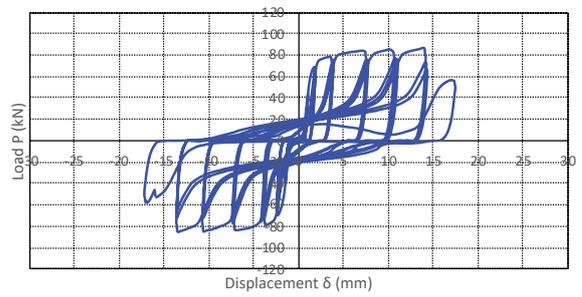
(b) SS400-0-2



(e) SS400-90-2

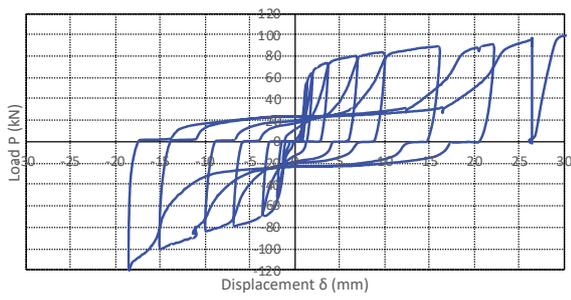


(c) SS400-0-3

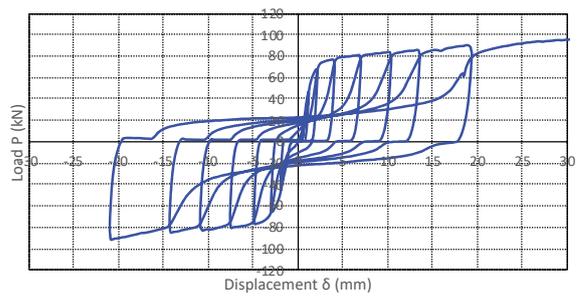


(f) SS400-90-3

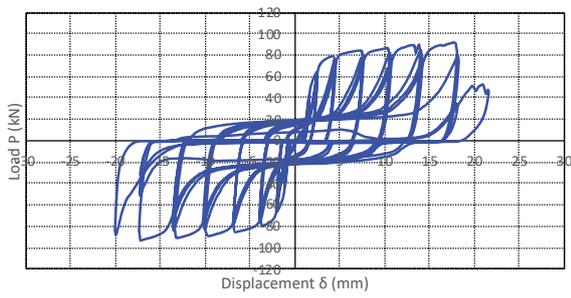
図 4.2.1.4-1 荷重変位関係 1



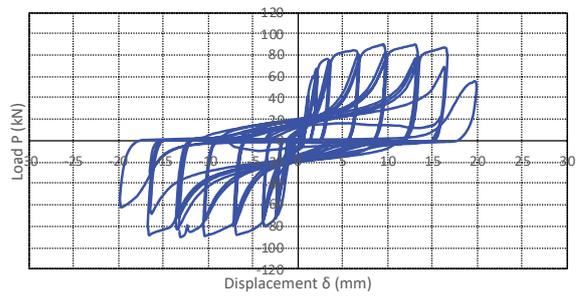
(a) SNR490-0-1



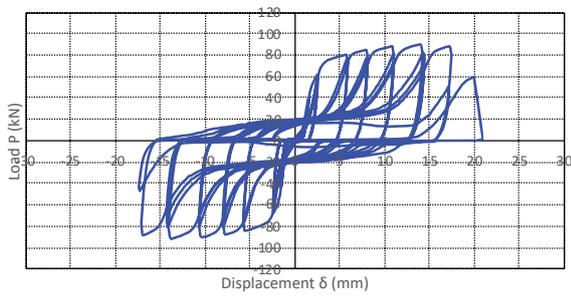
(d) SNR490-90-1



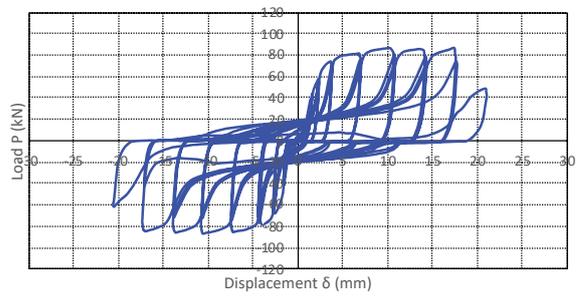
(b) SNR490-0-2



(e) SNR490-90-2



(c) SNR490-0-3



(f) SNR490-90-3

図 4.2.1.4-2 荷重変位関係 2

表 4.2.1.4-1 SS400-0 特性値

試験体名	Pmax [kN]	δ_{max} [mm]	K [kN/mm]	Py [kN]	δ_y [mm]
No.1	98.2	28.6	59.5	68.8	2.1
No.2	94.3	13.1	76.0	78.7	2.0
No.3	88.3	20.4	76.7	70.7	2.0
平均	93.6	20.7	70.7	72.7	2.0
標準偏差	5.0	7.7	9.7	5.3	0.1
分散	5%	37%	14%	7%	4%

表 4.2.1.4-2 SS400-90 特性値

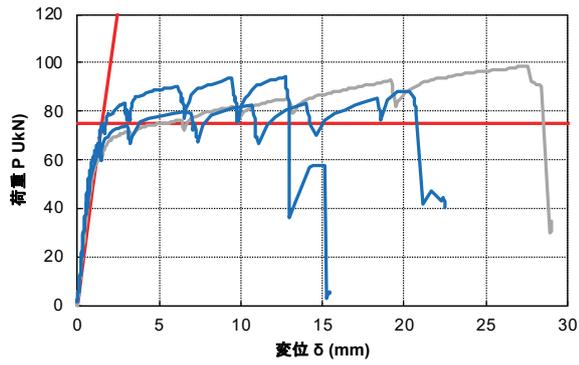
試験体名	Pmax [kN]	δ_{max} [mm]	K [kN/mm]	Py [kN]	δ_y [mm]
No.1	91.7	34.9	62.2	68.6	2.1
No.2	80.4	12.1	45.1	69.4	2.6
No.3	86.7	14.0	80.6	76.0	2.0
平均	86.3	20.3	62.6	71.3	2.2
標準偏差	5.7	12.6	17.8	4.1	0.3
分散	7%	62%	28%	6%	14%

表 4.2.1.4-3 SNR490-0 特性値

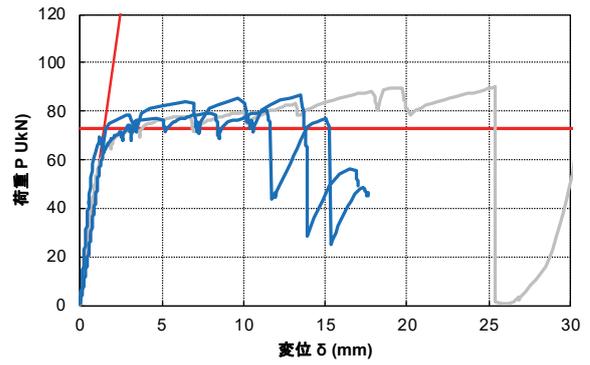
試験体名	Pmax [kN]	δ_{max} [mm]	K [kN/mm]	Py [kN]	δ_y [mm]
No.1	101.5	37.5	97.4	68.5	1.7
No.2	92.4	17.8	61.9	74.7	2.2
No.3	89.9	13.9	45.0	71.7	2.6
平均	94.6	23.1	68.1	71.6	2.2
標準偏差	6.1	12.7	26.8	3.1	0.4
分散	6%	55%	39%	4%	20%

表 4.2.1.4-4 SNR490-90 特性値

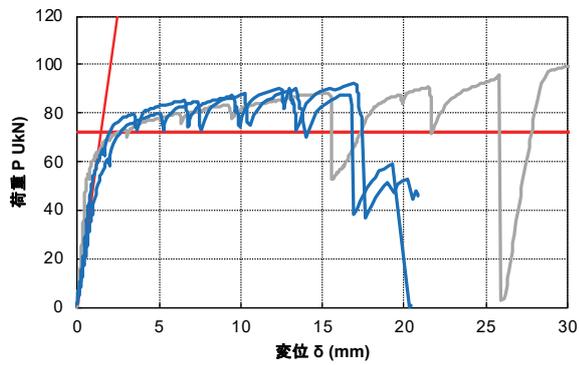
試験体名	Pmax [kN]	δ_{max} [mm]	K [kN/mm]	Py [kN]	δ_y [mm]
No.1	99.7	44.3	67.2	72.8	2.1
No.2	89.4	9.6	60.9	72.9	2.2
No.3	86.7	17.4	43.2	71.7	2.7
平均	91.9	23.8	57.1	72.4	2.3
標準偏差	6.9	18.2	12.5	0.7	0.3
分散	7%	77%	22%	1%	13%



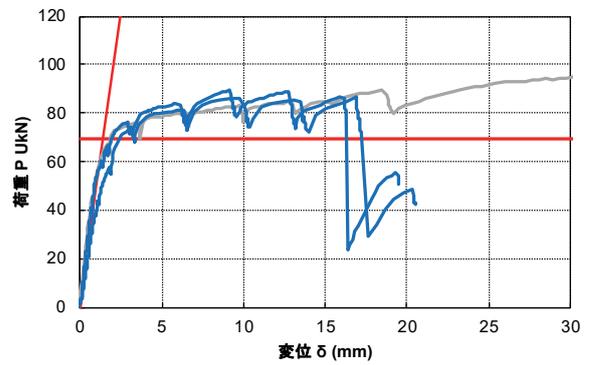
(a) SS400-0



(d) SS400-90



(b) SNR490-0



(e) SNR490-90

図 4.2.1.4-3 荷重変位関係の包絡線

灰線：1回繰り返し、青線：3回繰り返し、赤線：計算値（素材実験平均値に基づく）

図 4.2.1.4-3 に荷重変位関係の包絡線を青線と灰色線で、剛性・耐力の計算値を赤線で示す。計算には、支圧試験および、ドリフトピンの引張試験から得られた支圧剛性、支圧強度、引張強度の平均値を用いている。

4. 2. 1. 5 接合部実験

今回の架構実験で使用した接合部性能を確認するために、CLT パネル端部接合部にモーメント、線弾力を与える実験を実施した。表 4.2.1.5-1 に示す通り、接合部のドリフトピン配置・本数・鋼種、CLT パネル寸法、鋼板寸法等は、架構実験と同様の仕様とした。図 4.2.1.5-1、図 4.2.1.5-2 に試験装置セットアップを示す。計測方法も架構試験と同様とした。

表 4.2.1.5-1 パラメータ

試験体名	CLT・挿入鋼板	せん断接合部	引張接合部	試験体寸法	試験体数
n16	S09-5-7 ヒノキ CLT (210mm 厚)	SS400 φ20 L205 14 本	ドリフトピン	240mm×1500mm ×2000mm - 先穴 20mm - スリット 18mm	1
n24			SS400 PL16		

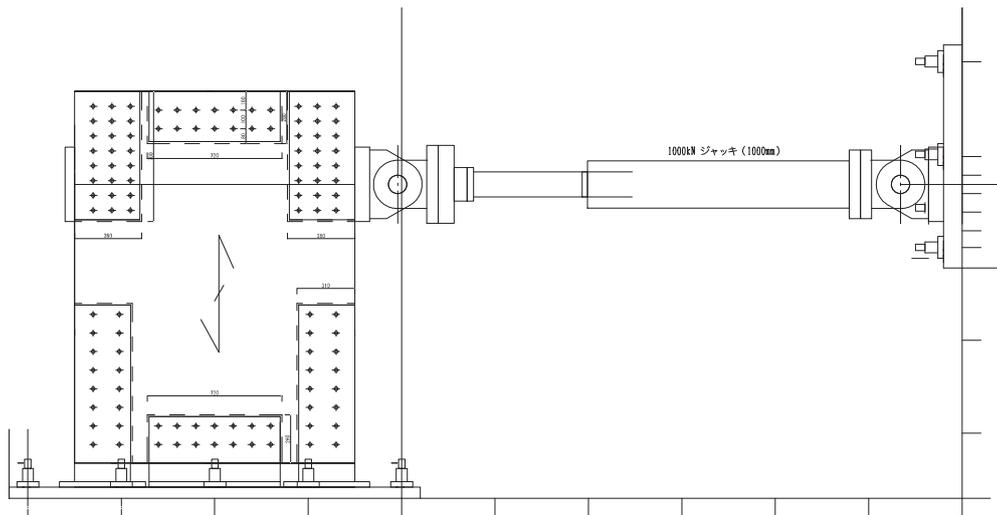


図 4.2.1.5-1 試験装置



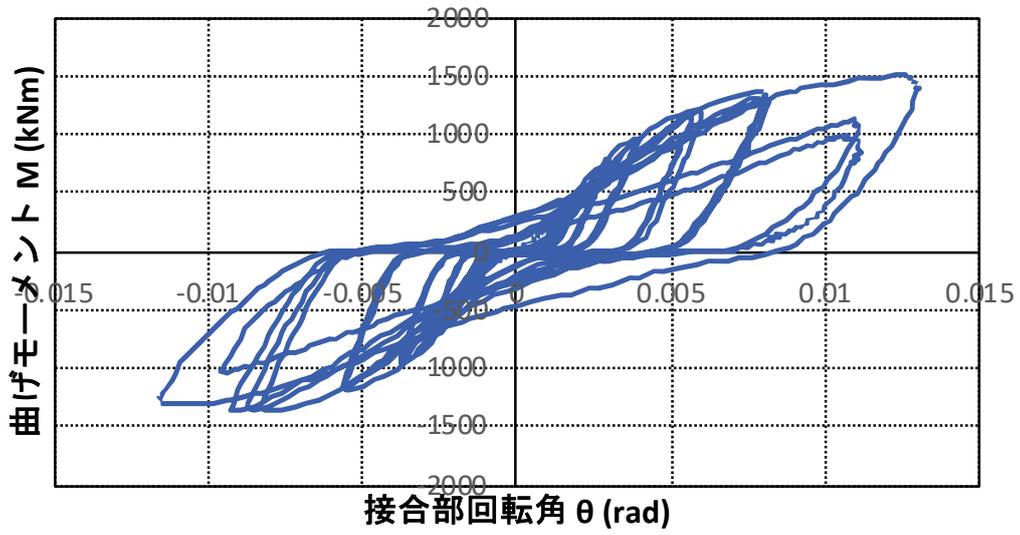
(a) 表

(b) 裏

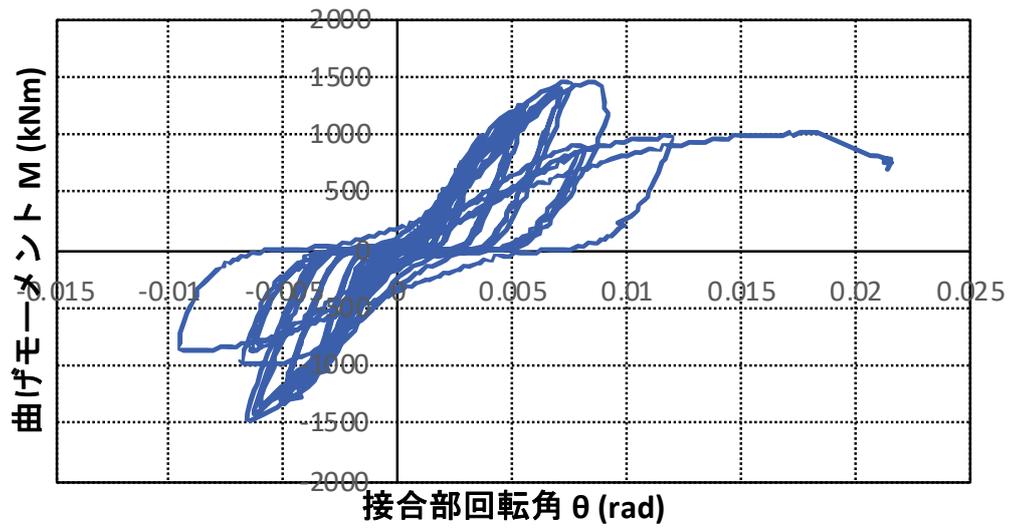
図 4.2.1.5-2 試験装置セットアップ

4. 2. 1. 6 接合部実験 実験結果

図 4.2.1.6-1 に得られた曲げモーメント、接合部回転角関係を示す。また、図 4.2.1.6-2、図 4.2.1.6-3 に試験後の破壊の様子を示す。試験体 n16 は、1CLT パネルのせん断破壊で荷重が低下した。試験体 n24 は、引張接合部周辺のせん断破壊が生じ、変形が増大した後、CLT パネルのせん断破壊が生じた。



(a) n16



(b) n24

図 4.2.1.6-1 モーメント変形角関係



(a) CLT のせん断破壊の様子（側面）



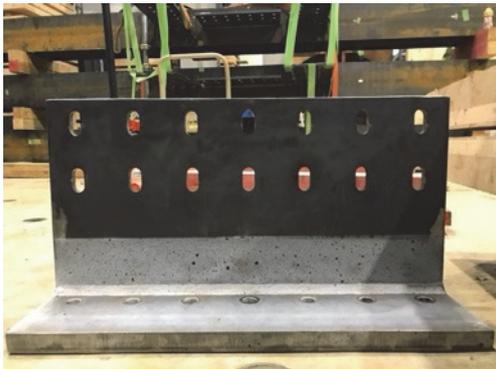
(b) CLT のせん断破壊の様子（上面）



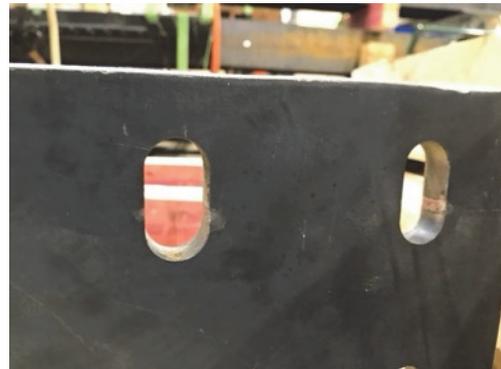
(c)ドリフトピンの様子



(d) 引張接合部の挿入鋼板



せん断接合部の挿入鋼板



長孔側面の変形の様子



CLT のせん断破壊の様子（下面）



CLT のせん断破壊の様子（下面）

図 4.2.1.6-2 試験後の様子 (n16)



(a) CLT のせん断破壊の様子



(b) CLT の接合部周辺の様子



(c) 試験後の CLT の破壊



(d) ドリフトピンの様子



(e) せん断接合部の挿入鋼板



(f) せん断接合部の挿入鋼板

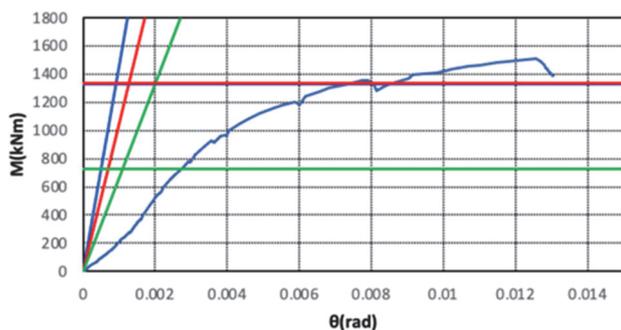


(g) 試験体の様子

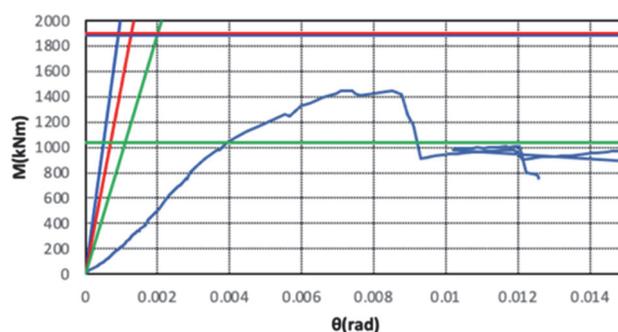


(h) CLT のせん断破壊の様子 (下面)

図 4.2.1.6-3 破壊の様子



(b) n16



(e) n24

図 4.2.1.6-4 荷重変位関係の包絡線

青線：包絡線、赤線：計算値（素材実験平均値に基づく）

緑線：計算値（規基準値に基づく）

青線：計算値（単位接合部試験値に基づく）

図 4.2.1.6-4 に実験で得られた包絡線と各計算値の比較を示す。なお、ここで記載した計算値には、本数の増加による単位接合部性能の低減等は考慮していない。

4. 2. 2 モルタル圧縮試験

(1) 試験の目的

CLT 脚部に充填したモルタルの圧縮性能を把握する。

(2) 試験概要

試験は、JIS A 1108:2018 コンクリートの圧縮強度試験方法に準拠し、実大構面実験の各試験体実験日の当日に実施した。供試体作成日は 2021 年 10 月 19 日である。

(3) 試験結果

表 4.2.2-1 にモルタル圧縮試験結果一覧を示す。写真 4.2.2-1(1)、(2)に試験後の供試体の様子を示す。

表 4.2.2-1 試験結果一覧

構面実験試験体名	No.3-片側モルタルあり-24DP				No.5-片側モルタルあり-16DP			
	1-1	1-2	1-3	平均値	2-1	2-2	2-3	平均値
直径 [mm]	49.88	49.87	49.95	-	49.92	49.90	49.86	-
高さ [mm]	98.58	98.76	98.58	-	98.18	98.97	98.58	-
断面積 [mm ²]	1953	1952	1958	-	1956	1954	1952	-
最大荷重 [kN]	138.0	152.0	148.0	-	151.7	152.2	149.7	-
圧縮力 [N/mm ²]	70.7	77.9	75.6	74.7	77.5	77.9	76.7	77.4
試験日	2021/11/15				2021/11/17			



(1) No.3-片側モルタルあり-24DP



(2) No.5-片側モルタルあり-16DP

写真 4.2.2-1 モルタル圧縮試験 試験後の様子

4. 2. 3 ドリフトピン鋼材引張試験

(1)試験の目的

ドリフトピンに使用した丸鋼の材料強度を求め、鋼板挿入ドリフトピン接合におけるドリフトピンの性能を把握する。

(2)試験概要

試験体は、径 $\phi=20\text{mm}$ 、長さ 1000mm の丸鋼で、引張接合部に使用した鋼材はSN490、せん断接合部に使用した鋼材はSS400で、それぞれ3体試験を実施した。試験体中央部2カ所にひずみゲージを貼り付けた。

(3)試験方法

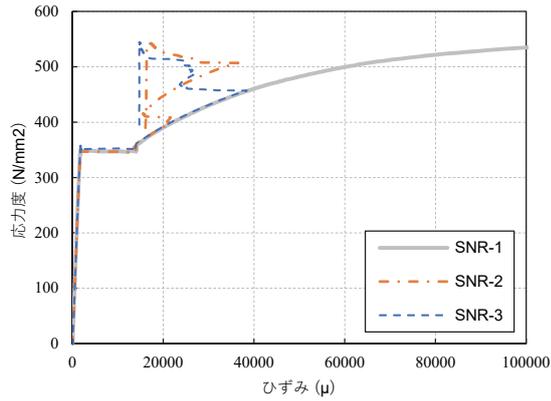
写真 4.2.3-1 に試験体の設置状況を示す。加力は単調載荷とし、試験体が破断するまで加力した。



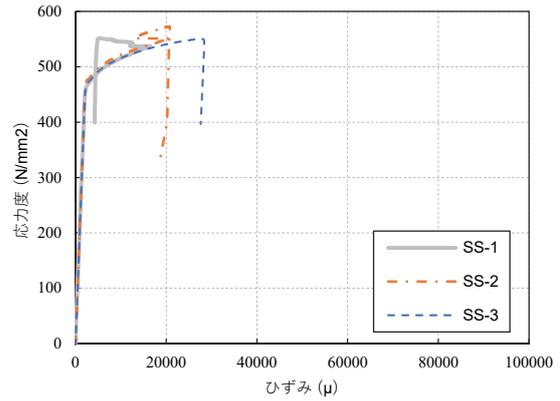
写真 4.2.3-1 試験体の設置状況

(4)試験結果

試験時の応力ひずみ曲線を図 4.2.3-1 に示す。なお、SNR-1 を除く全ての試験体で、最大荷重に達する前にひずみゲージの剥がれが確認された。



(1) 引張接合部 (SNR 材)



(2) せん断接合部 (SS 材)

図 4.2.3-1 ドリフトピン 応力ひずみ曲線

表 4.2.3-1 に試験結果を示す。降伏応力度 σ_y については、SNR490 材は降伏棚より、SS400 材は 0.2% オフセット法により算出した。算出方法は以下のとおりである。

- ①包絡線上の $0.1\sigma_{max}$ と $0.4\sigma_{max}$ を結ぶ第 I 直線を引く
- ②第 I 直線をドリフトピン長さの 0.2%だけ平行移動した第 II 直線を引く
- ③第 II 直線と包絡線との交点を降伏応力度 σ_y とする

また、ヤング係数 E については $0.1\sigma_{max}$ と $0.4\sigma_{max}$ を結ぶ直線の傾きとした。

表 4.2.3-1 試験結果一覧 (平行部の径 $\phi=20\text{mm}$)

	試験体名	降伏点 [N/mm ²]	ヤング係数 [N/mm ²]	引張強度 [N/mm ²]	最大荷重 [kN]	断面積 [mm ²]	伸び率 [%]
引張接合部	SNR-1	341.6	216757	545.6	171.4	314.2	21.3
	SNR-2	350.5	216350	542.1	170.3	314.2	21.3
	SNR-3	352.7	216943	543.6	170.8	314.2	21.7
	平均値	348.3	216683	543.8	170.8	314.2	21.4
せん断接合部	SS-1	482.5	217011	551.3	173.2	314.2	5.0
	SS-2	482.9	218390	564.8	177.4	314.2	4.6
	SS-3	482.6	217116	550.1	172.8	314.2	5.2
	平均値	482.7	217506	555.4	174.5	314.2	4.9

4. 3 静的加力実験

4. 3. 1 実験概要

4. 3. 1. 1 試験体

試験体の概要を図 4.3-1 に示す。テンション材タイプおよびドリフトピンタイプ共に、鉄骨はりのスパンは 6000mm、CLT は S90-5-7 (ヒノキ)、幅 1500mm、厚さ 210mm、せん断接合部は鋼板挿入ドリフトピン接合 (鋼板厚さ 16mm、ドリフトピン径 ϕ 20 (SS400) 14 本) で構成した点は共通である。せん断接合部の挿入鋼板のドリフトピン孔は加力直交方向 (CLT 外層ラミナの繊維方向) に長孔とし、せん断接合部で鉛直方向の引張力を生じないようにした。さらに、鉄骨はりには補強用スチフナーを溶接し、鉄骨はりフランジで CLT 壁からの圧縮力による局部曲げ変形が生じないようにした。

テンション材タイプは、高さ 2900mm の CLT 壁の上下と BH-340 \times 225 \times 9 \times 16 (SN400B) の鉄骨はりを前述の鋼板挿入ドリフトピンせん断接合とし、CLT 壁の両側に配置した引張力を負担するテンション材を、上下鉄骨はりに溶接したガセットプレートと M22 高力ボルト (F10T) で留め付けた。テンション材タイプは、テンションロッド (ターンバックル付きフルブレース、M33、ABR400) を片側 2 本用いる試験体と、フラットバー (PL9 \times 200 \times 2850、SS400) を片側 2 枚用いる試験体の 2 仕様とした。また、鉄骨はりの両端には実建物の鉛直荷重を負担する柱を想定した E95-F270 の対象異等級構成集成材 (断面 210mm \times 210mm) を配置し、その両端は上下鉄骨はりに溶接したガセットプレートと鋼板挿入型ドリフトピン接合 (鋼板厚さ 16mm、ドリフトピン径 ϕ 20 (SS400) 6 本) とし、軸力に対して降伏しない柱断面と接合部性能とした。なお、集成材柱のドリフトピン接合部にはドリフトピンの曲げ変形に伴うスリットの割裂を防止するために、M20 ボルト (強度区分 4.8) を開き止めとして用いた。

ドリフトピンタイプは、3.3 における十字型試験体の CLT-鉄骨はり接合部を抜き出したような形状とするために、BH-440 \times 330 \times 12 \times 16 (SN400B) の鉄骨はりの上下に高さ 2000mm の CLT 壁を配置し、前述の鋼板挿入ドリフトピンせん断接合とした。引張接合部は鋼板挿入ドリフトピン接合 (鋼板厚さ 16mm、ドリフトピン径 ϕ 20 (SNR490)) とした。挿入鋼板は鉄骨はりフランジと溶接した。また、スリットの割裂防止のために、M20 ボルト (強度区分 4.8) を開き止めとして用いた。

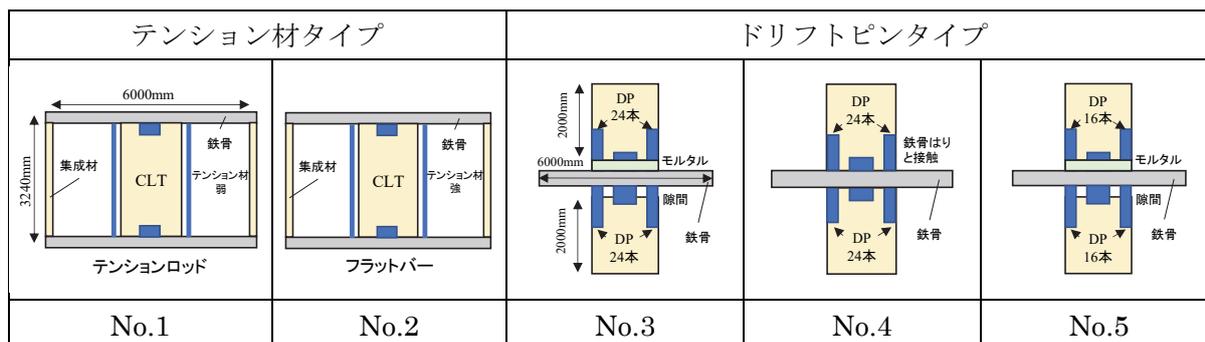


図 4.3-1 試験体イメージ一覧

試験体パラメータを表 4.3-1、表 4.3-2 に示す。テンション材タイプは、テンション材の種類をパラメータとし、テンションロッドを用いテンション材先行降伏型とした No.1 と、フラットバーを用い鉄骨はり先行降伏型とした No.2 の 2 仕様であり、崩壊系が異なる際の構造性能を確認することを意図している。

ドリフトピンタイプは、想定する耐火仕様により CLT-鉄骨はり間の仕様が異なるため、CLT 壁端部に生じる圧縮力の伝達方法も異なる。そこで、圧縮力の伝達方法の違いによる構造性能の確認を行うために、鉄骨はりフランジ - CLT 壁間に無収縮モルタルを充填する仕様 (No.3, 5)、ロックウール等の耐火材を充填することを想定し鉄骨はりフランジ - CLT 壁間に隙間をあけた仕様 (No.3, 5)、さらに、鉄骨はりフランジと CLT が面タッチする仕様 (No.4) を用意した。

また、鉄骨はりの終局曲げ耐力に対する鋼板挿入ドリフトピン接合部の引張耐力を、短期耐力 (No.3, 4) または終局耐力 (No.5) で設計した仕様を用意した。図 4.3-2~図 4.3-6 に各試験体の製作図を、図 4.3-7~図 4.3-11 に各試験体図を示す。

表 4.3-1 テンション材タイプの試験体パラメータ

試験体名	CLT	鉄骨はり	テンション材	破壊モード
No. 1	S90-5-7 (ヒノキ) 幅 1500mm 厚さ 210mm 高さ 2900mm	BH-340×225×9×16 (SN400B)	テンションロッド (M33、ABR400)	テンション材 先行降伏
No. 2			フラットバー (PL9×200×2850、SS400)	鉄骨はり 先行降伏

表 4.3-2 ドリフトピンタイプの試験体パラメータ

試験体名	CLT	鉄骨はり	CLT-鉄骨はり間	引張接合部仕様
No. 3	S90-5-7 (ヒノキ) 幅 1500mm、厚さ 210mm 高さ 2000mm	BH-440×330×12×16 (SN400B)	上側モルタルあり 下側モルタルなし	24 本 (短期耐力)
No. 4			両側面タッチあり	24 本 (短期耐力)
No. 5			上側モルタルあり 下側モルタルなし	16 本 (終局耐力)

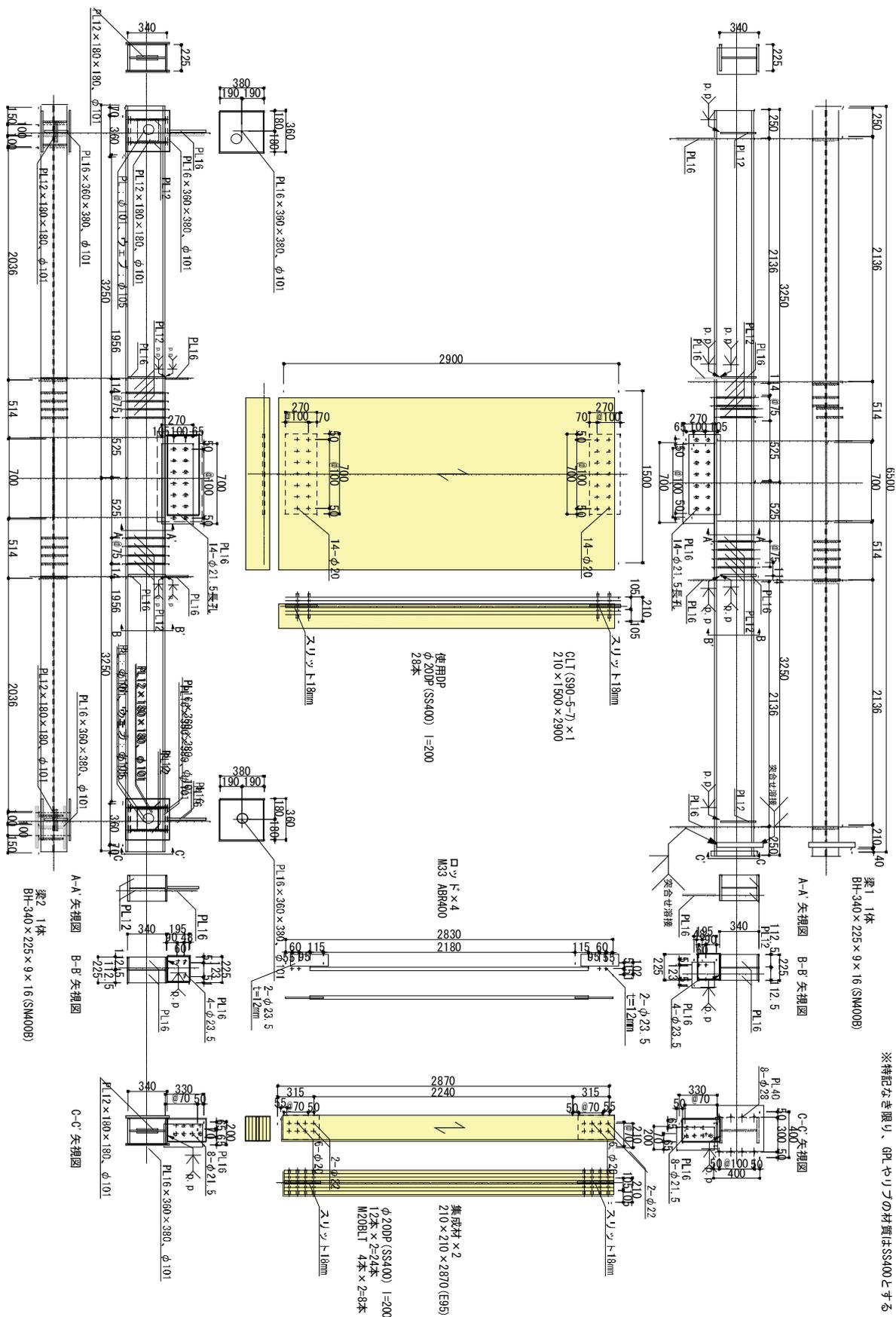


図 4.3-2 No.1-テンションロッド 製作図

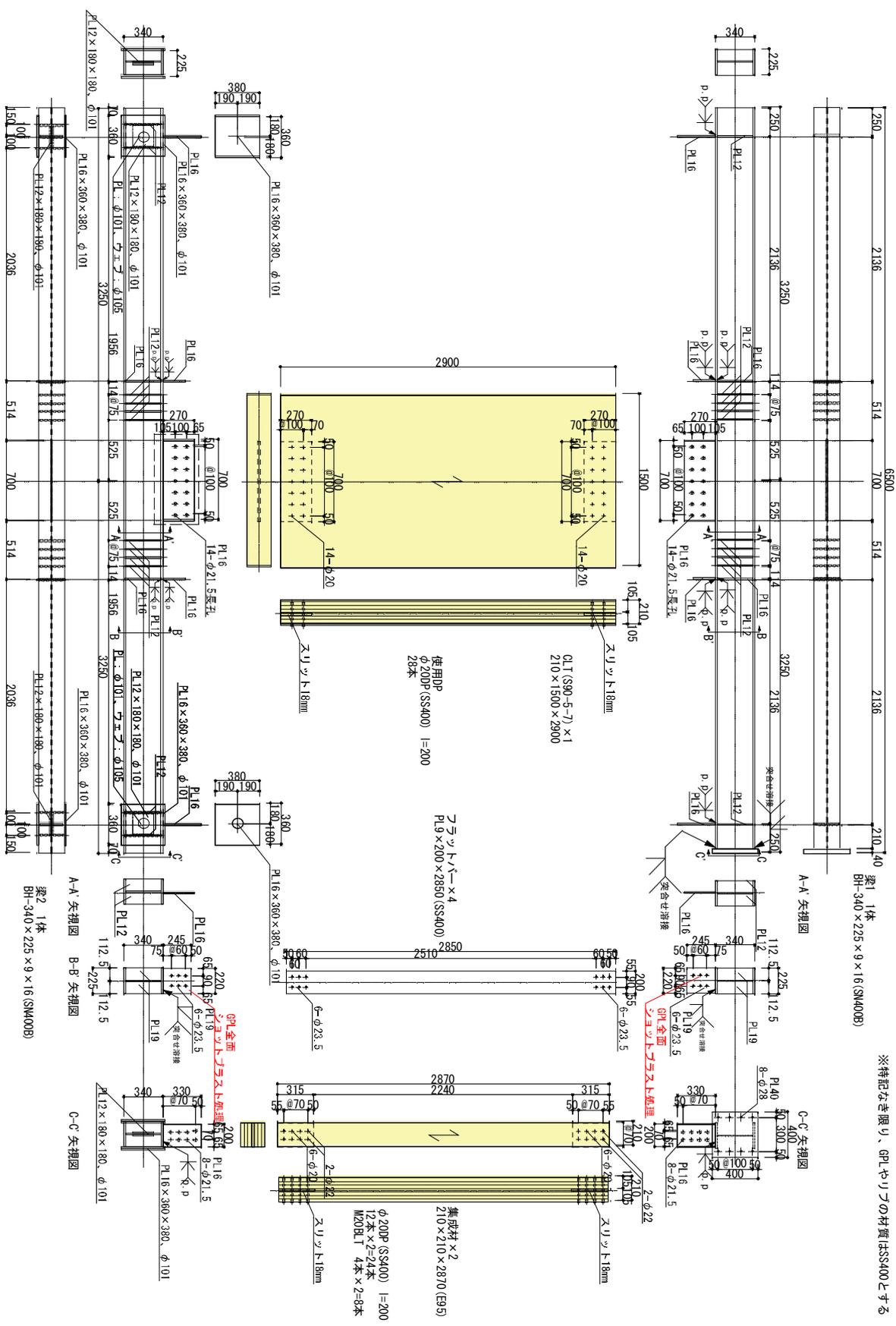
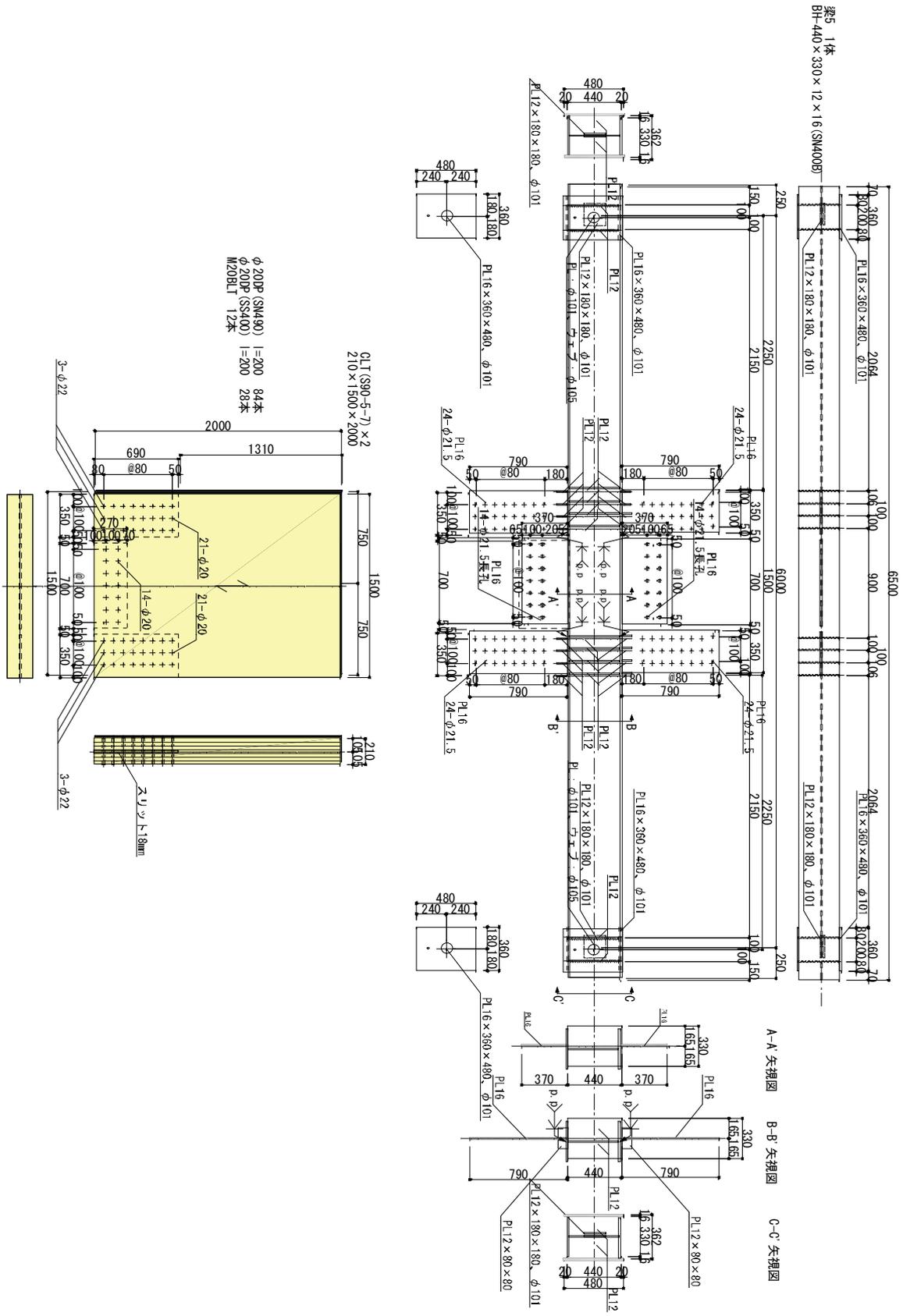


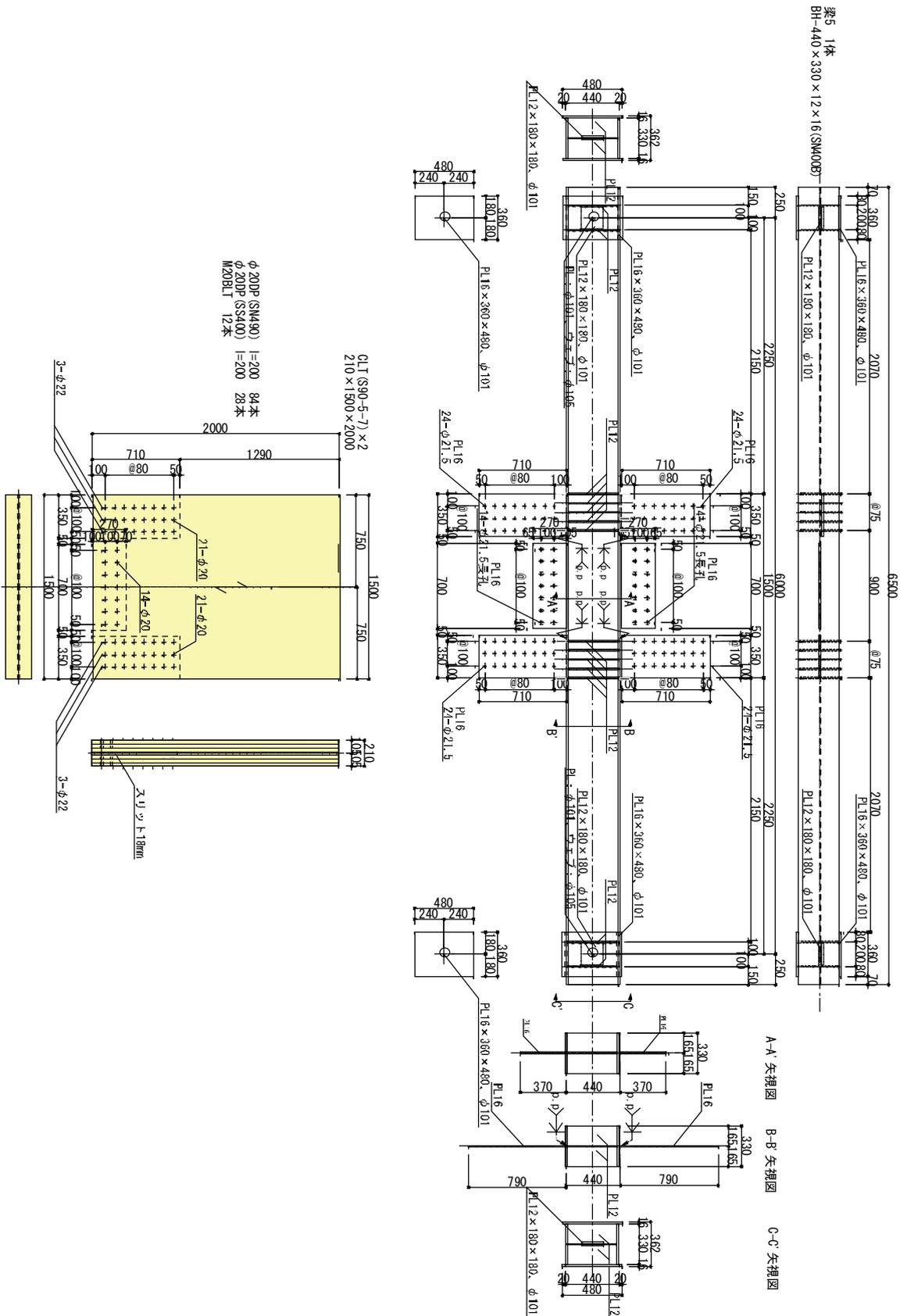
図 4.3-3 No.2-フラットバー 製作図

※特記なき限り、φPLやリブの材質はSS400とする



※特記なき限り、6PLヤリの材質はSS400とする

図 4.3-4 No.3-片側モルタルあり-24DP 製作図



※特記なき限り、GPLやリブの材質はSS400とする

図 4.3-5 No.4-面タッチあり-24DP 製作図

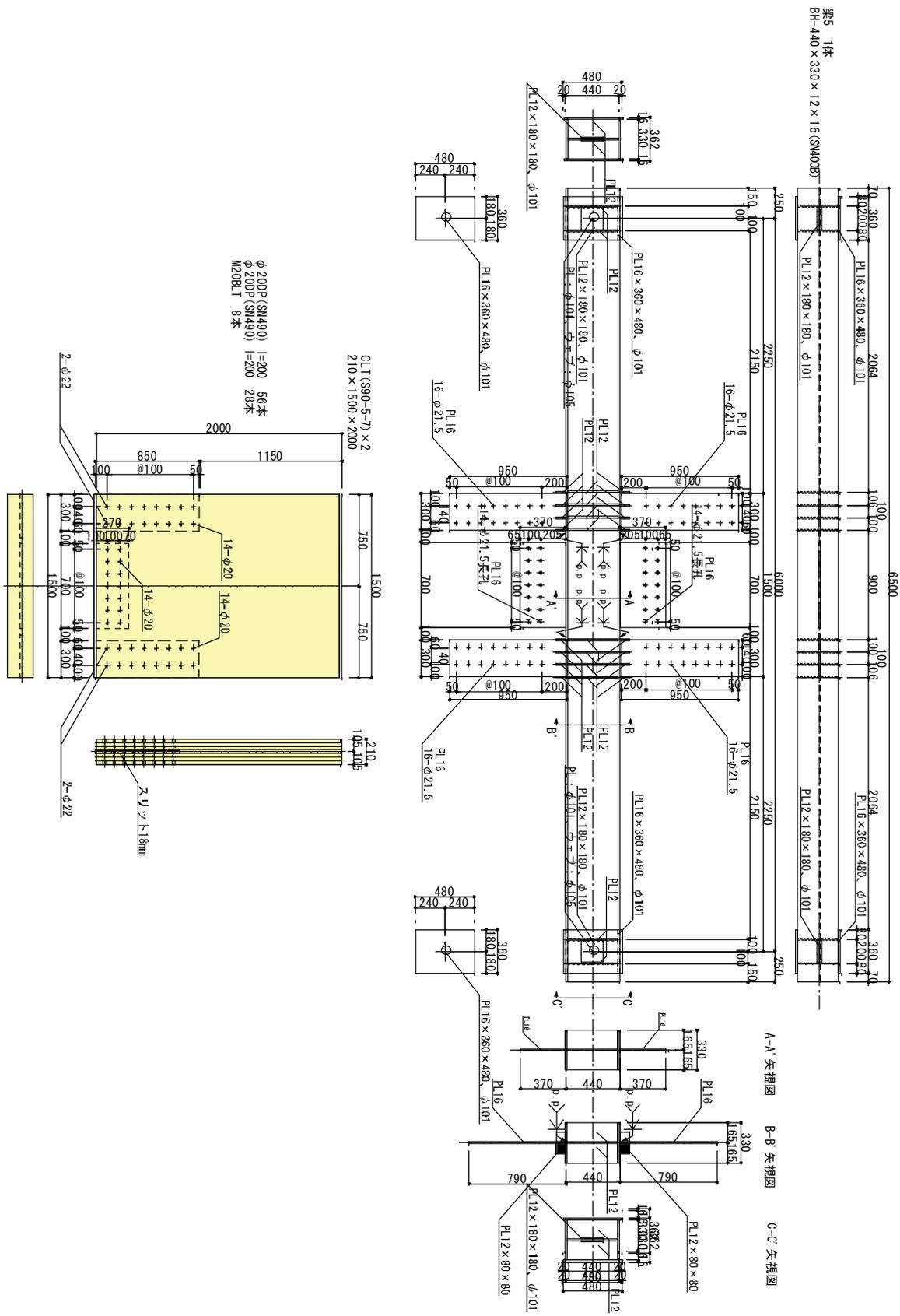


図 4.3-6 No.5-片側モルタルあり-16DP 製作図

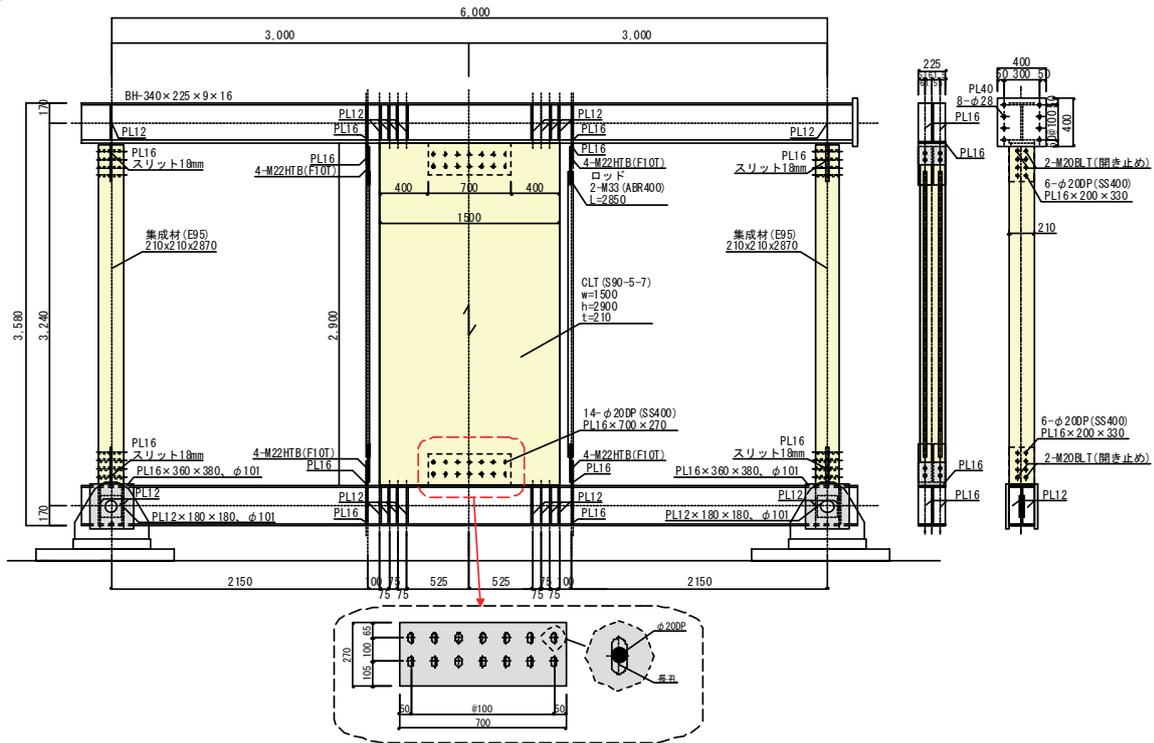


図 4.3-7 No.1-テンションロッド 試験体図

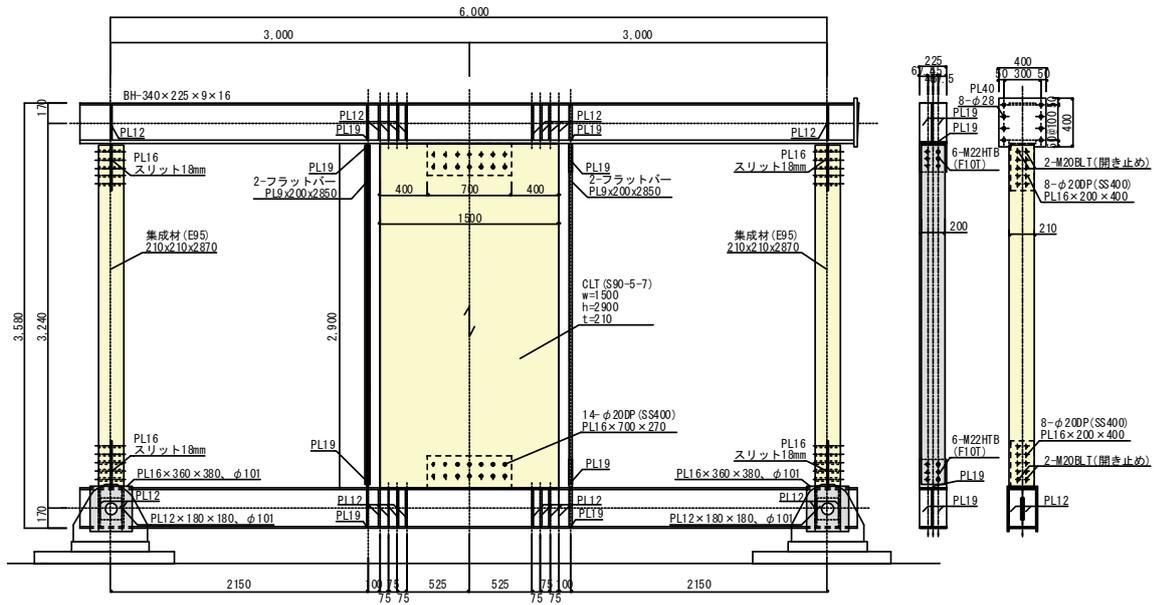


図 4.3-8 No.2-フラットバー試験体図

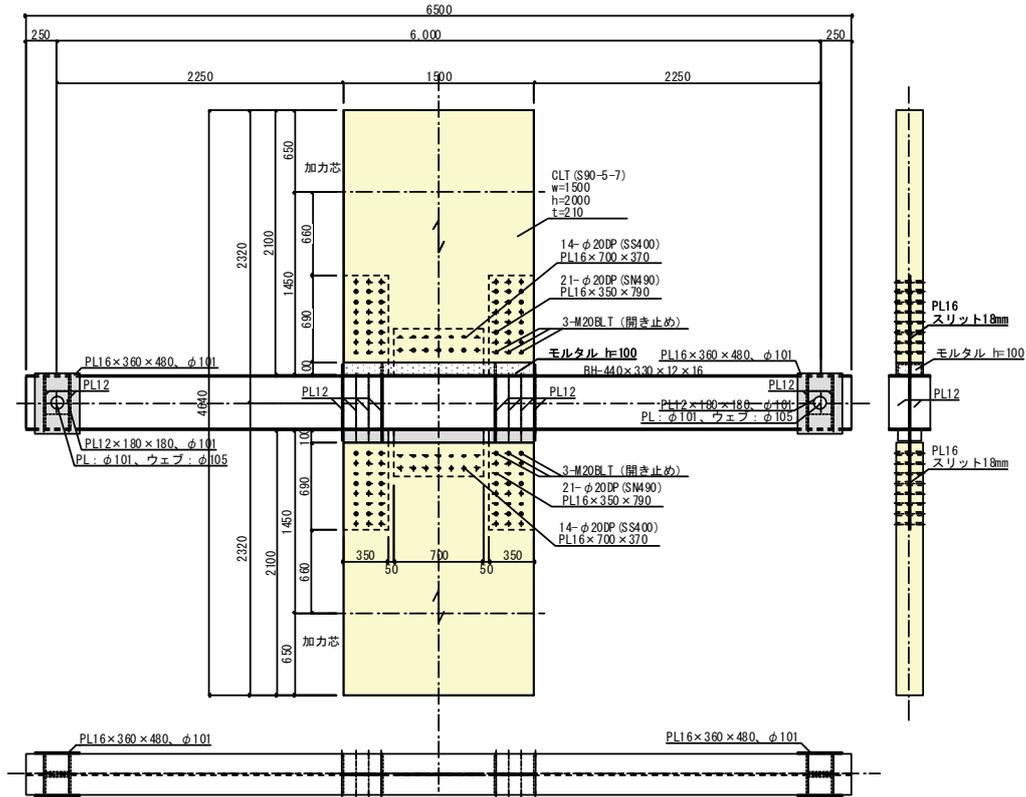


図 4.3-9 No.3-片側モルタルあり-24DP 試験体図

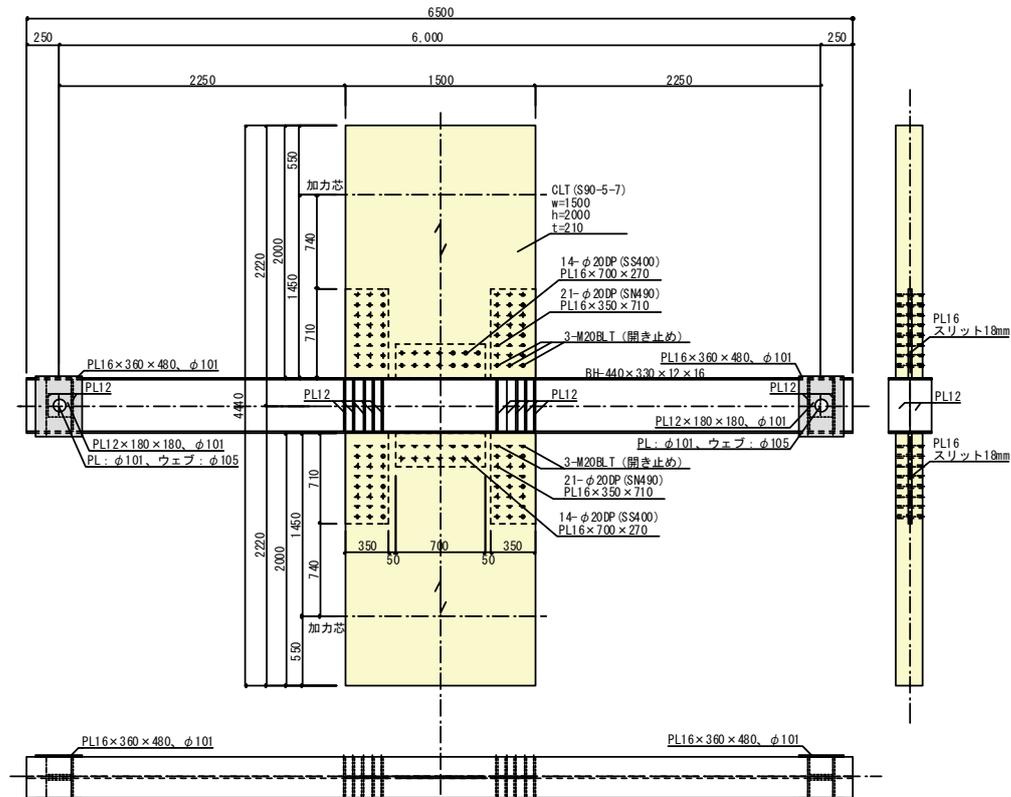


図 4.3-10 No.4-面タッチあり-24DP 試験体図

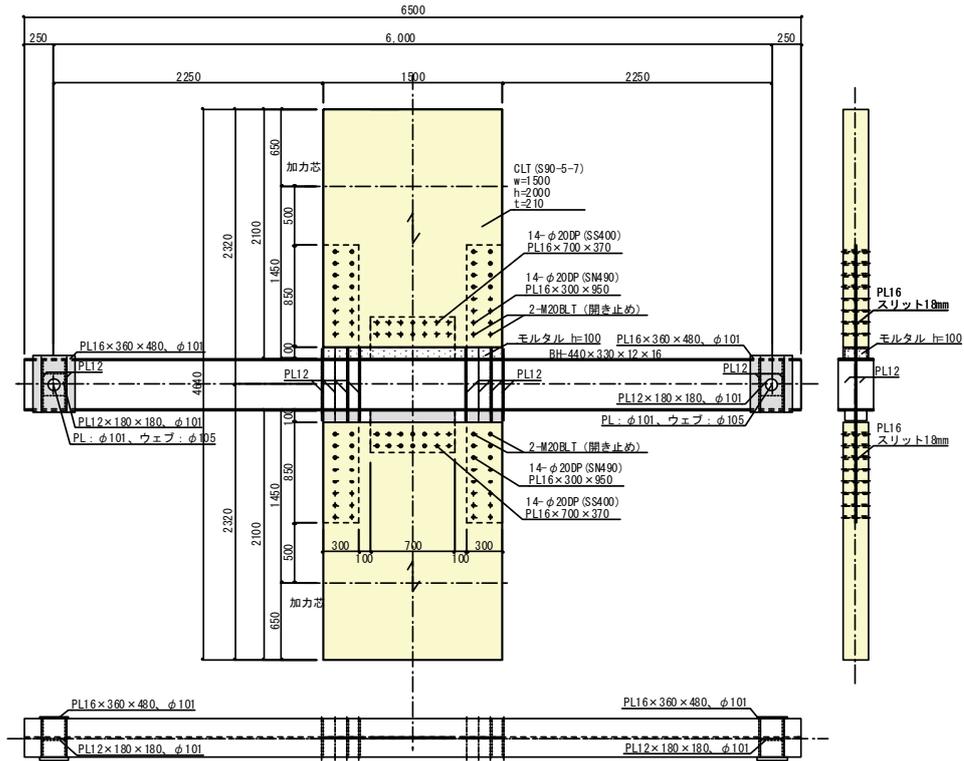


図 4.3-11 No.5-片側モルタルあり-16DP 試験体図

4. 3. 1. 2 施工上の注意点

フラットバーの試験体の施工上の注意点を以下に記す。本実験における鉄骨はりにはフランジの局部曲げ変形を防ぐために写真 4.3-1 のように、補強用のスチフナーを溶接している。これらの補強用スチフナーが短い間隔で一定数溶接されているため、当初より溶接ひずみにより鉄骨はりが変形していた。その結果、フラットバーを接合する際にフラットバー端部の孔とガセットプレートのボルト孔位置が一致せず、写真 4.3-2 のようにチェーンブロックで鉄骨はり間の距離をかなり縮めたうえでフラットバーを取り付けた。以上より、設計時に鉄骨はりフランジに生じる溶接ひずみの影響を十分に考慮し、①鉄骨はりとスチフナーはウェブのみ溶接する、②フラットバーの穴開け加工を現場で行う、③フラットバーの穴径を大きくして施工誤差を吸収する等の対応を検討する必要がある。

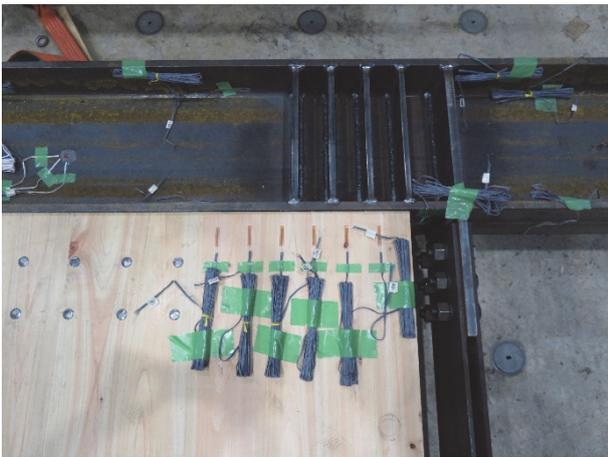


写真 4.3-1 補強用スチフナー

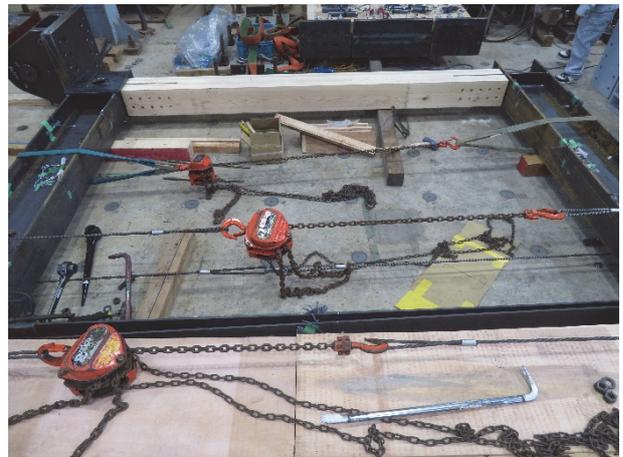


写真 4.3-2 フラットバー試験体組立の様子

4. 3. 2 実験方法

4. 3. 2. 1 加力装置

テンション材タイプの試験体セットアップ図を図 4.3-12 に、ドリフトピンタイプの試験体セットアップ図を図 4.3-13 に示す。テンション材タイプ試験体は、下はり両端をピン治具および偏心除去板を介して反力床に固定した。また、上はりおよび下はりに面外拘束治具を取り付け、試験体の面外変形を拘束した。

ドリフトピンタイプ試験体は、はり両端をピン治具および偏心除去版を介して反力床に固定した。また、はりウェブに面外拘束治具を取り付け、試験体の面外変形を拘束した。

加力方法について、テンション材タイプの試験体は、上はり右面に溶接した鋼板に接続した油圧ジャッキ（容量 1000kN、ストローク 1000mm）で加力した。一方、ドリフトピンタイプの試験体は、想定建物の反曲点高さ（CLT 壁高の中央であると仮定）である鉄骨はり芯から上下 1670mm の位置を油圧ジャッキ 2 台でそれぞれ正負逆方向に加力した。

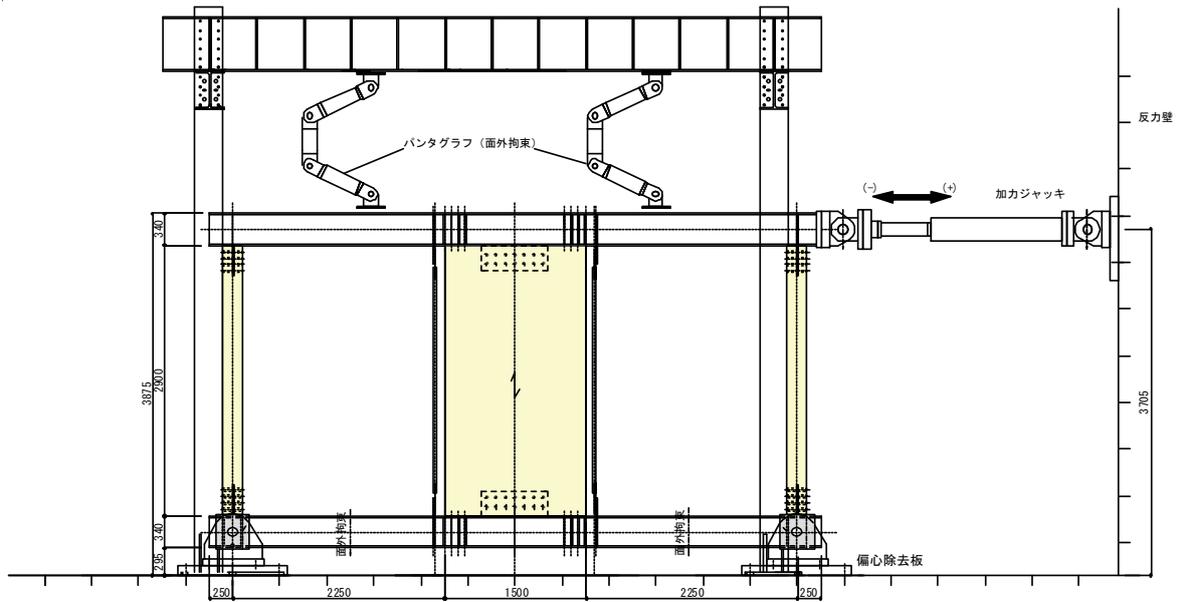


図 4.3-12 テンション材タイプセットアップ図

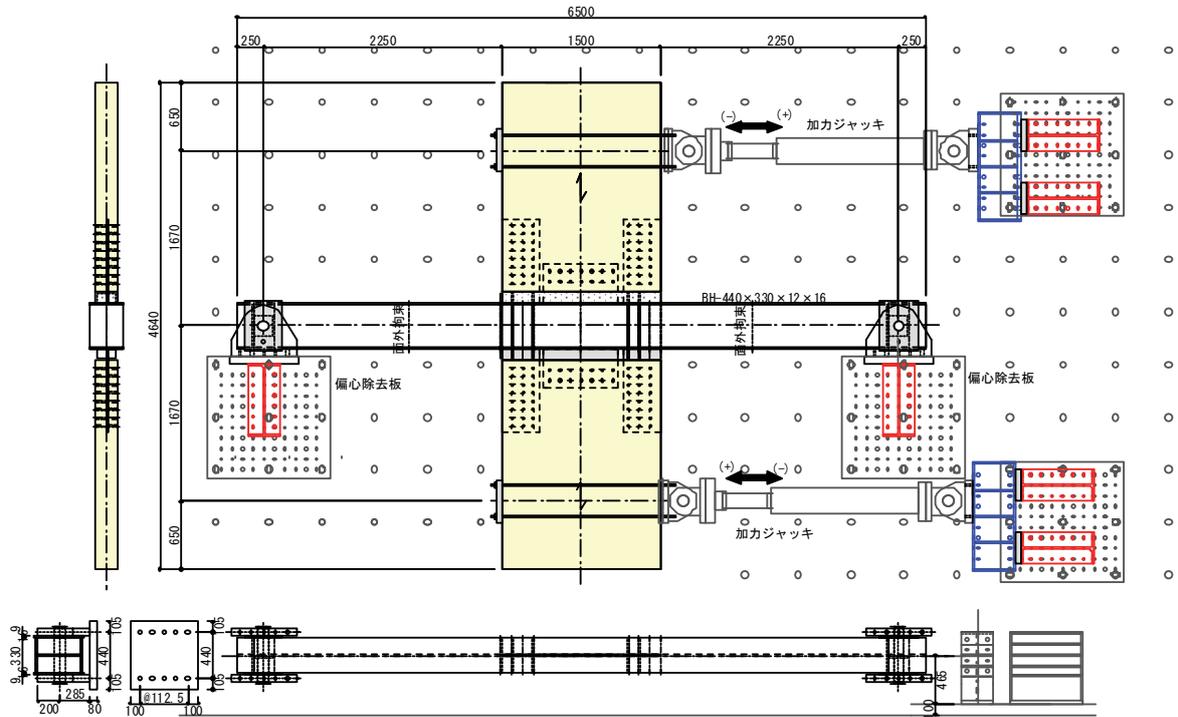
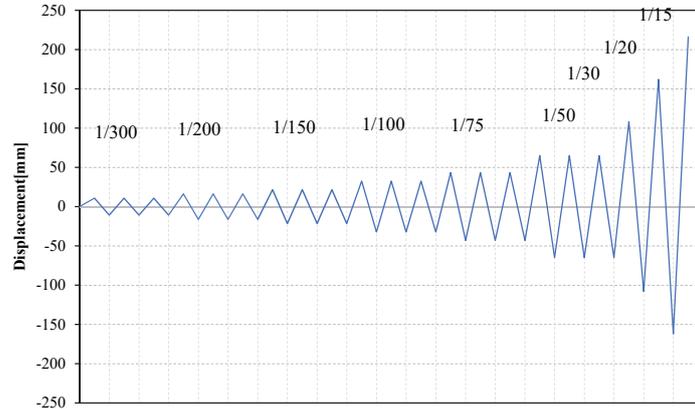


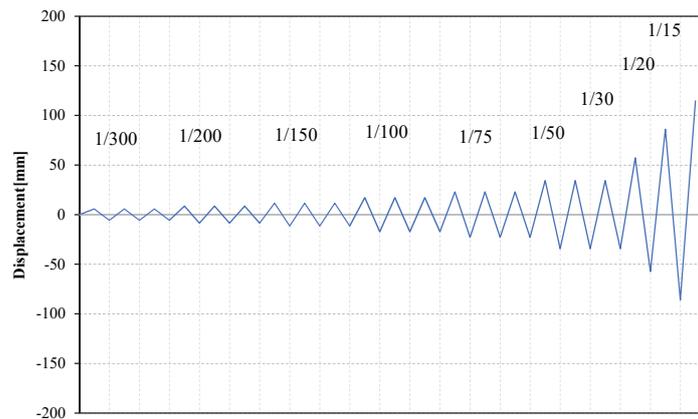
図 4.3-13 ドリフトピンタイプセットアップ図

4. 3. 2. 2 加力計画

図 4.3-12 と図 4.3-13 に示す方向を各加力ジャッキの正、負として、制御変形角 R が $1/300$ 、 $1/200$ 、 $1/150$ 、 $1/100$ 、 $1/75$ 、 $1/50$ rad のスケジュールで正負交番の 3 回繰り返し加力とした。その後、 $1/30$ 、 $1/20$ rad の正負交番加力を 1 回行い、 $1/15$ rad を目安として 1 方向に載荷した。図 4.3-14 に加力スケジュールを示す。



(a) テンション材タイプ



(b) ドリフトピンタイプ

図 4.3-14 加力スケジュール

4. 3. 2. 3 計測計画

各試験体タイプの計測計画を図 4.3-15~図 4.3-18 に示す。また、表 4.3-3 テンション材タイプの変位計チャンネルリスト~表 4.3-6 ドリフトピンタイプのひずみゲージチャンネルリストにチャンネルリストを示す。

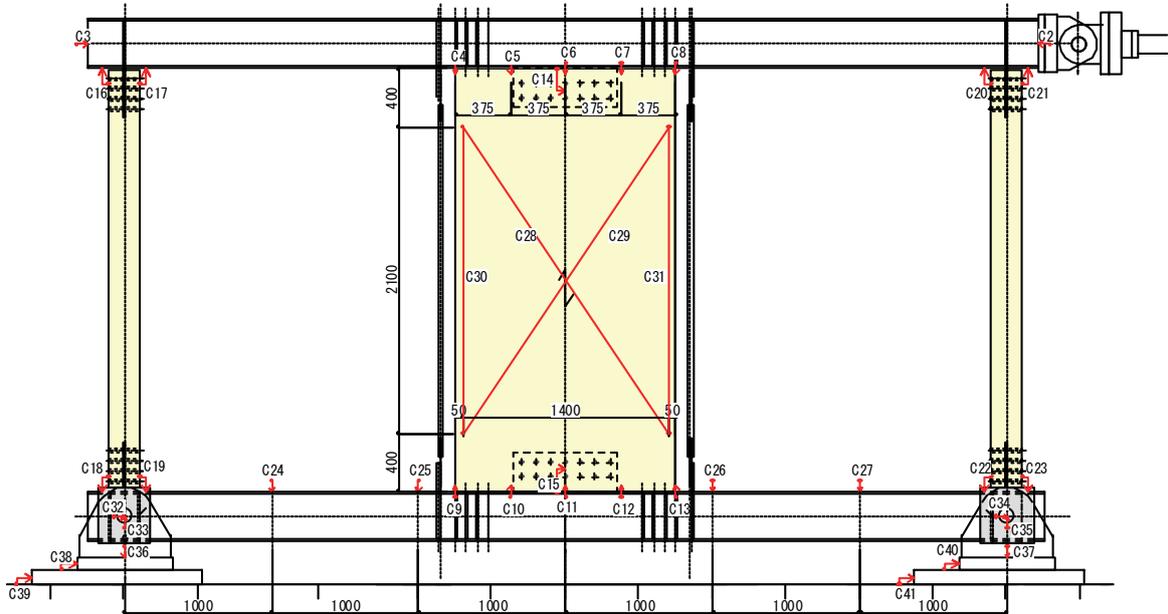
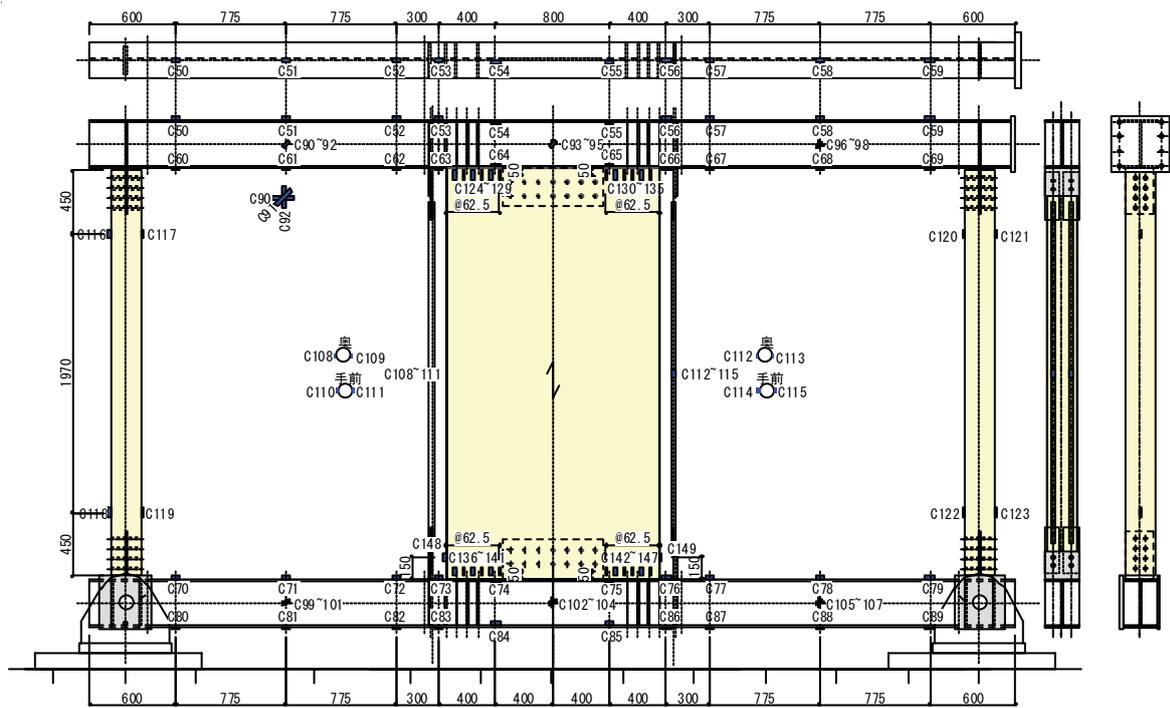


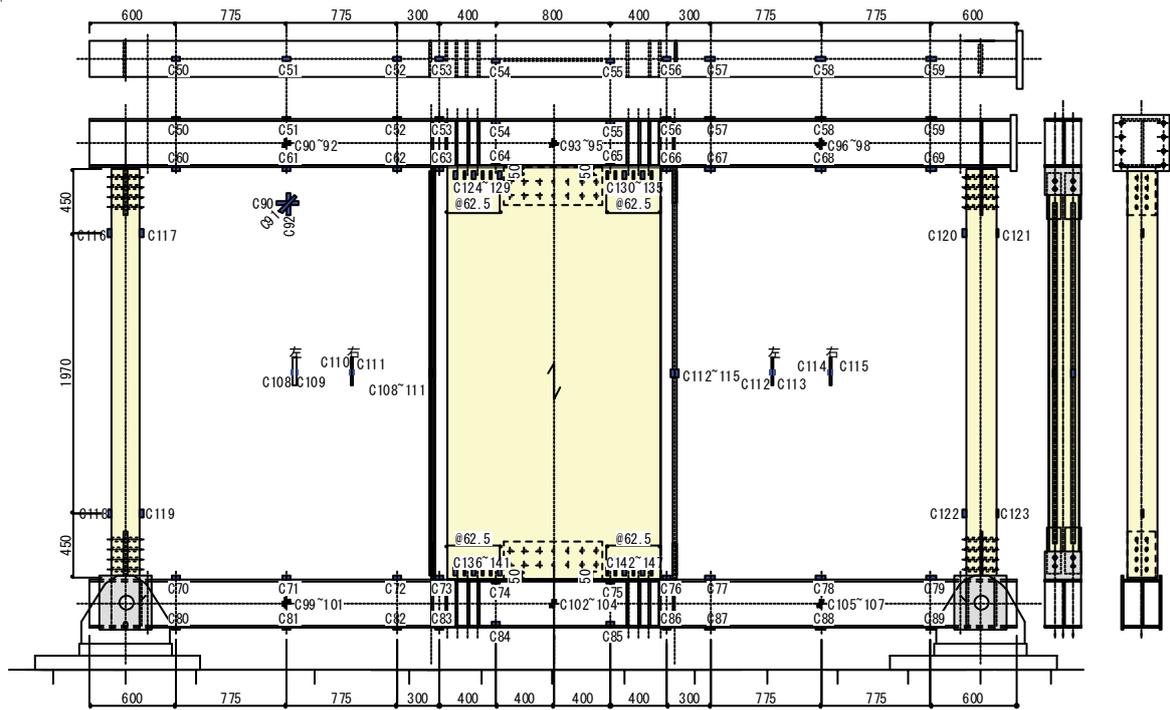
図 4.3-15 テンション材タイプ 変位計測位置

表 4.3-3 テンション材タイプの変位計チャンネルリスト

CH No.	測定機器	計測位置	CH No.	測定機器	計測位置	
0		水平荷重 1	24	CDP25	壁脚 S はり絶対鉛直変位	
1		水平変位 1	25	CDP25		
2	DP500	壁頭 S はり水平変位	26	CDP25		
3	DP500		27	CDP25		
4	CDP50	S はり壁頭-CLT 相対鉛直変位	28	SDP100	CLT パネル斜め変位	
5	CDP50		29	SDP100		
6	CDP50		30	SDP100	CLT パネル鉛直変位	
7	CDP50		31	SDP100		
8	CDP50		S はり壁脚-CLT 相対鉛直変位	32	CDP100	偏心版-ピン相対水平変位
9	CDP50			33	CDP25	偏心版-ピン相対鉛直変位
10	CDP50	34		CDP100	偏心版-ピン相対水平変位	
11	CDP50	35		CDP25	偏心版-ピン相対鉛直変位	
12	CDP50	36		CDP25	クレビス-ベース PL 相対鉛直変位	
13	CDP50	37		CDP25		
14	CDP50	S はり壁頭-せん断接合部 相対水平変位	38	SDP100	偏心版-ベース PL ズレ	
15	CDP50		39	CDP100	反力床-偏心版ズレ	
16	CDP25	S はり柱頭-集成材相対鉛直変位	40	CDP100	偏心版-ベース PL ズレ	
17	CDP25		41	SDP100	反力床-偏心版ズレ	
18	CDP25	S はり柱脚-集成材相対鉛直変位				
19	CDP25	S はり柱脚-集成材相対鉛直変位				
20	CDP25	S はり柱頭-集成材相対鉛直変位				
21	CDP25	S はり柱頭-集成材相対鉛直変位				
22	CDP25	S はり柱脚-集成材相対鉛直変位				
23	CDP25	S はり柱脚-集成材相対鉛直変位				



(a) No.1-テンションロッド



(b) No.2-フラットバー

図 4.3-16 テンション材タイプ ひずみ計測位置

表 4.3-4 テンション材タイプのひずみゲージチャンネルリスト

CH No.	測定機器	計測位置	CH No.	測定機器	計測位置
50	FLA3-11-5LJCT	壁頭 S はり上フランジ	99	FRA3-11-5LJBT	壁脚 S はりせん断ひずみ
51	FLA3-11-5LJCT		100		
52	FLA3-11-5LJCT		101		
53	FLA3-11-5LJCT		102	FRA3-11-5LJBT	
54	FLA3-11-5LJCT		103		
55	FLA3-11-5LJCT		104	FRA3-11-5LJBT	
56	FLA3-11-5LJCT		105		
57	FLA3-11-5LJCT		106		
58	FLA3-11-5LJCT		107		
59	FLA3-11-5LJCT		108		
60	FLA3-11-5LJCT	壁頭 S はり下フランジ	109	FLA3-11-5LJCT	左テンション材
61	FLA3-11-5LJCT		110	FLA3-11-5LJCT	
62	FLA3-11-5LJCT		111	FLA3-11-5LJCT	
63	FLA3-11-5LJCT		112	FLA3-11-5LJCT	右テンション材
64	FLA3-11-5LJCT		113	FLA3-11-5LJCT	
65	FLA3-11-5LJCT		114	FLA3-11-5LJCT	
66	FLA3-11-5LJCT		115	FLA3-11-5LJCT	
67	FLA3-11-5LJCT		116	PFL-20-11-18LT	左集成材曲げ
68	FLA3-11-5LJCT		117	PFL-20-11-18LT	
69	FLA3-11-5LJCT		118	PFL-20-11-18LT	
70	FLA3-11-5LJCT	壁脚 S はり上フランジ	119	PFL-20-11-18LT	右集成材曲げ
71	FLA3-11-5LJCT		120	PFL-20-11-18LT	
72	FLA3-11-5LJCT		121	PFL-20-11-18LT	
73	FLA3-11-5LJCT		122	PFL-20-11-18LT	壁頭 CLT 軸力
74	FLA3-11-5LJCT		123	PFL-20-11-18LT	
75	FLA3-11-5LJCT		124	PFL-20-11-18LT	
76	FLA3-11-5LJCT		125	PFL-20-11-18LT	
77	FLA3-11-5LJCT		126	PFL-20-11-18LT	
78	FLA3-11-5LJCT		127	PFL-20-11-18LT	
79	FLA3-11-5LJCT		128	PFL-20-11-18LT	
80	FLA3-11-5LJCT	壁脚 S はり下フランジ	129	PFL-20-11-18LT	
81	FLA3-11-5LJCT		130	PFL-20-11-18LT	
82	FLA3-11-5LJCT		131	PFL-20-11-18LT	
83	FLA3-11-5LJCT		132	PFL-20-11-18LT	
84	FLA3-11-5LJCT		133	PFL-20-11-18LT	壁脚 CLT 軸力
85	FLA3-11-5LJCT		134	PFL-20-11-18LT	
86	FLA3-11-5LJCT		135	PFL-20-11-18LT	
87	FLA3-11-5LJCT		136	PFL-20-11-18LT	
88	FLA3-11-5LJCT		137	PFL-20-11-18LT	
89	FLA3-11-5LJCT		138	PFL-20-11-18LT	
90	FRA3-11-5LJBT	壁頭 S はりせん断ひずみ	139	PFL-20-11-18LT	
91			140	PFL-20-11-18LT	
92			141	PFL-20-11-18LT	
93	FRA3-11-5LJBT		142	PFL-20-11-18LT	
94			143	PFL-20-11-18LT	
95			144	PFL-20-11-18LT	
96	FRA3-11-5LJBT		145	PFL-20-11-18LT	
97			146	PFL-20-11-18LT	
98			147	PFL-20-11-18LT	
				148	PFL-20-11-18LT
			149	PFL-20-11-18LT	

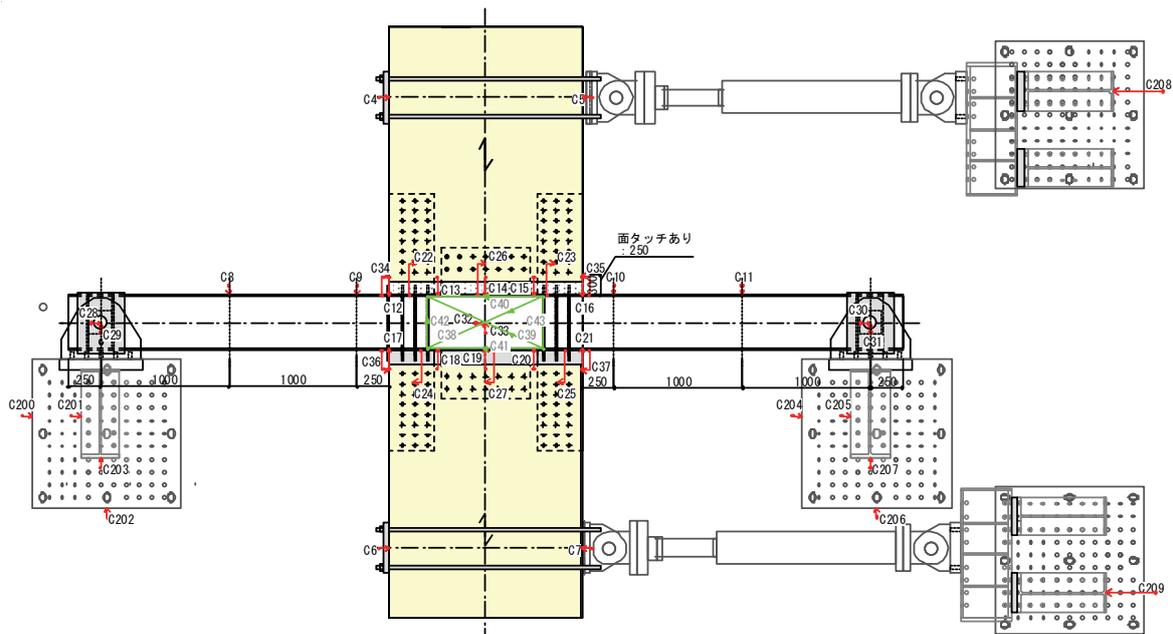


図 4.3-17 ドリフトピンタイプ 変位計測位置

表 4.3-5 ドリフトピンタイプの 変位計チャンネルリスト

CH No.	測定機器	計測位置	CH No.	測定機器	計測位置
0		水平荷重 1	22	CDP50	壁脚-引張接合部相対水平変位
1		水平変位 1	23	CDP50	
2		水平荷重 2	24	CDP50	壁頭-引張接合部相対水平変位
3		水平変位 2	25	CDP50	
4	DP1000	加力点水平変位	26	CDP50	CLT-せん断接合部相対水平変位
5	DP500				
6	DP1000				
7	DP500				
8	CDP50	S はり絶対鉛直変位	28	CDP25	ピン支点水平変位
9	CDP50		29	CDP25	ピン支点鉛直変位
10	CDP50		30	CDP25	ピン支点水平変位
11	CDP50		31	CDP25	ピン支点鉛直変位
12	CDP100		32	CDP25	S はり中央絶対水平変位
13	SDP100	S はり壁頭-CLT 相対鉛直変位	33	CDP25	S はり中央絶対鉛直変位
14	CDP50		34	CDP50	S はり壁脚-CLT 相対水平変位
15	SDP100		35	CDP50	S はり壁頭-CLT 相対水平変位
16	CDP100		36	CDP50	
17	CDP100	S はり壁脚-CLT 相対鉛直変位	37	CDP50	パネルゾーン斜め変位
18	SDP100		38	CDP50M	
19	CDP50		39	CDP50M	パネルゾーン水平変位
20	SDP100		40	CDP25	
21	CDP100		41	CDP25	パネルゾーン鉛直変位
			42	CDP25	
			43	CDP25	
		200	CDP25	床-偏心版水平変位	
		201	CDP25	偏心版-支点固定治具水平変位	
		202	CDP25	床-偏心版鉛直変位	
		203	CDP25	偏心版-支点固定治具鉛直変位	
		204	CDP25	床-偏心版水平変位	
		205	CDP25	偏心版-支点固定治具水平変位	
		206	CDP25	床-偏心版鉛直変位	
		207	CDP25	偏心版-支点固定治具鉛直変位	
		208	SDP100	床-ジャッキ固定治具水平変位	
		209	SDP100	床-ジャッキ固定治具水平変位	

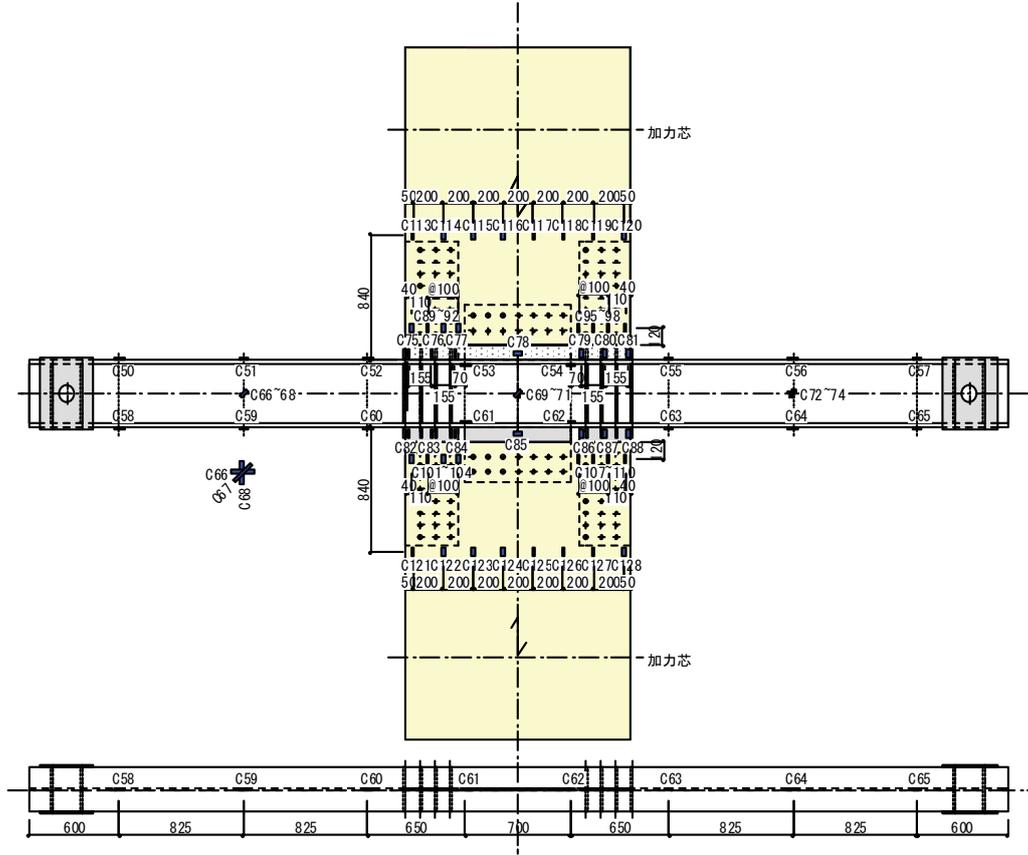


図 4.3-18 ドリフトピンタイプ ひずみ計測位置

表 4.3-6 ドリフトピンタイプのひずみゲージチャンネルリスト

CH No.	測定機器	計測位置	CH No.	測定機器	計測位置
50	FLA3-11-5LJCT	S はり上フランジ	89	PFL-20-11-18LT	壁脚 CLT 軸力
51	FLA3-11-5LJCT		90	PFL-20-11-18LT	
52	FLA3-11-5LJCT		91	PFL-20-11-18LT	
53	FLA3-11-5LJCT		92	PFL-20-11-18LT	
54	FLA3-11-5LJCT				
55	FLA3-11-5LJCT				
56	FLA3-11-5LJCT		95	PFL-20-11-18LT	
57	FLA3-11-5LJCT		96	PFL-20-11-18LT	
58	FLA3-11-5LJCT		97	PFL-20-11-18LT	
59	FLA3-11-5LJCT		98	PFL-20-11-18LT	
60	FLA3-11-5LJCT	S はり下フランジ			
61	FLA3-11-5LJCT				
62	FLA3-11-5LJCT		101	PFL-20-11-18LT	
63	FLA3-11-5LJCT		102	PFL-20-11-18LT	
64	FLA3-11-5LJCT		103	PFL-20-11-18LT	
65	FLA3-11-5LJCT		104	PFL-20-11-18LT	
66		S はりせん断ひずみ			壁頭 CLT 軸力
67	FRA3-11-5LJBT				
68			107	PFL-20-11-18LT	
69			108	PFL-20-11-18LT	
70	FRA3-11-5LJBT		109	PFL-20-11-18LT	
71			110	PFL-20-11-18LT	
72					
73	FRA3-11-5LJBT				
74			113	PFL-20-11-18LT	
75	FLA3-11-5LJCT		壁脚挿入鋼板	114	
76	FLA3-11-5LJCT	115		PFL-20-11-18LT	
77	FLA3-11-5LJCT	116		PFL-20-11-18LT	
78	FLA3-11-5LJCT	117		PFL-20-11-18LT	
79	FLA3-11-5LJCT	118		PFL-20-11-18LT	
80	FLA3-11-5LJCT	119		PFL-20-11-18LT	
81	FLA3-11-5LJCT	120		PFL-20-11-18LT	
82	FLA3-11-5LJCT	121		PFL-20-11-18LT	
83	FLA3-11-5LJCT	122		PFL-20-11-18LT	
84	FLA3-11-5LJCT	123		PFL-20-11-18LT	
85	FLA3-11-5LJCT	壁頭挿入鋼板	124	PFL-20-11-18LT	
86	FLA3-11-5LJCT		125	PFL-20-11-18LT	
87	FLA3-11-5LJCT		126	PFL-20-11-18LT	
88	FLA3-11-5LJCT		127	PFL-20-11-18LT	
			128	PFL-20-11-18LT	

4. 3. 3 実験結果

4. 3. 3. 1 データ処理方法

(1)すべての実験結果について、盛替えや破壊性状の確認のためアクチュエータを一旦停止した際に生じる荷重低下のデータは省くこととする。

(2)水平変位・層間変形

(2)-1 試験体 No.1、No.2 において、全体の水平変位 δ (mm)は図 4.3-16 の計測位置を用いて次のように求めた値とする。また、層間変形 R も以下のように求める。ここで、水平変位の正負については、右頭ジャッキ引き側を正とする。

$$\delta = \frac{(-\#C2 + \#C3)}{2} - \left(\frac{\#C32 + \#C34}{2} + \frac{\#C39 + \#C41}{2} \right)$$

$$R = \frac{\delta}{H} - \left(\frac{\#C33 - \#C35}{2} \right) \times \frac{1}{L}$$

ここで、 $\#C2$, $\#C3$: 壁頭Sはり水平変位

$\#C32$, $\#C34$: 偏心版-ピン相対水平変位

$\#C39$, $\#C41$: 反力床-偏心版ズレ

H : はり中心間の距離=3240(mm)

$\#C33$, $\#C35$: ピン支点鉛直変位

L : ピン支点間の距離=6000(mm)

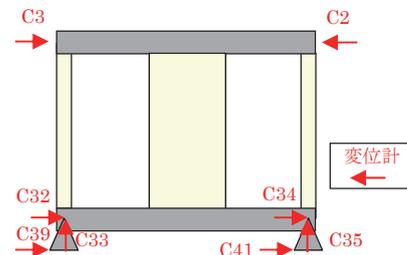


図 4.3-16 I型変位計位置概要図

(2)-2 試験体 No.3 において、上下それぞれの水平変位 $\delta_{上}$, $\delta_{下}$ (mm)は図 4.3-17 の計測位置を用いて次のように求めた値とする。また、層間変形 R も以下のように求める。ここで、水平変位の正負については、上ジャッキ引き側、下ジャッキ押し側を正とする。

$$\delta_{下} = \frac{-\#C6' + \#C3'}{2}, R_{下} = \frac{\delta}{H/2}$$

$$\delta_{上} = \frac{\#C4' - \#C1'}{2}, R_{上} = \frac{\delta}{H/2}$$

ここで、 $\#C6'$, $\#C4'$: 補正後^{※1}の加力点水平変位

$\#C3'$, $\#C1'$: 補正後^{※1}のジャッキ水平変位

H : 加力点間の距離=3340(mm)

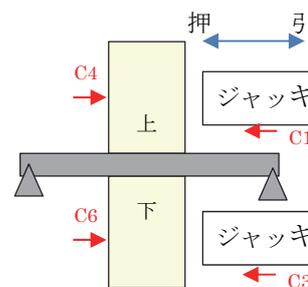


図 4.3-17 No.3 変位計位置概要図

※1 : 治具のすべりの影響を考慮し、以下に示す方法を用いて各水平変位を補正した。式中の a , b , θ_1 , θ_2 , H については図 4.3-19 水平変位補正方法中に記載する。

ここで、 H ($=H_1=H_2$) : 鉄骨はりフランジ面と加力点間の距離=1450(mm)

b : 設置時の変位計ワイヤー引き出し長さ=500(mm)

とする。図より、

$$\#Cn' = H \sin \theta_1, a = b + \#Cn, \theta_2 = \tan^{-1} \left(\frac{b}{H} \right) \quad (n = 1,3,4,6)$$

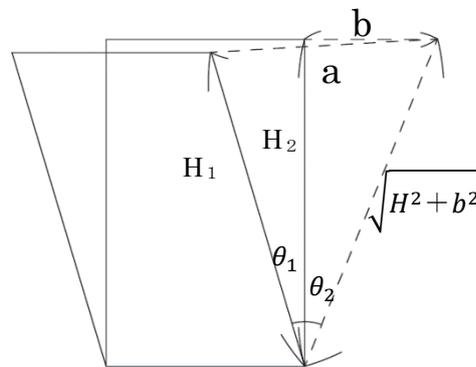
余弦定理より、

$$a^2 = H^2 + (H^2 + b^2) - 2H\sqrt{H^2 + b^2} \cos(\theta_1 \pm \theta_2)$$

$$\cos(\theta_1 \pm \theta_2) = \frac{2H^2 + b^2 - (b + \#Cn)^2}{2H\sqrt{H^2 + b^2}}$$

$$\theta_1 \pm \theta_2 = \cos^{-1} \left(\frac{2H^2 + b^2 - (b + \#Cn)^2}{2H\sqrt{H^2 + b^2}} \right)$$

$$\theta_1 = \cos^{-1} \left(\frac{2H^2 + b^2 - (b + \#Cn)^2}{2H\sqrt{H^2 + b^2}} \right) \mp \theta_2$$



※H=H₁=H₂

図 4.3-19 水平変位補正方法

(2)-3 試験体 No.4 において、上下それぞれの水平変位 $\delta_{上}$ 、 $\delta_{下}$ (mm)は図 4.3-20 の計測位置を用いて次のように求めた値とする。また、層間変形 R も以下のように求める。

$$\delta_{下} = \frac{-\#C6' + \#C7'}{2}, R_{下} = \frac{\delta}{H/2}$$

$$\delta_{上} = \frac{\#C4' - \#C5'}{2}, R_{上} = \frac{\delta}{H/2}$$

ここで、 $\#C4' \sim \#C7'$: 補正後^{※2}の加力点水平変位

H : 加力点間の距離=3340(mm)

※2 : 補正方法は、試験体 No.3 と同様のため省略する。

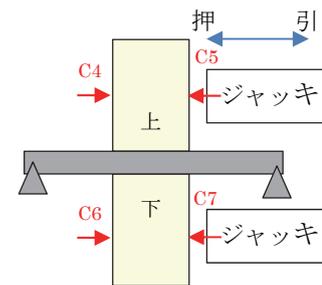


図 4.3-20 No.4 変位計位置概要図

(2)-4 試験体 No.5 において、上下それぞれの水平変位 $\delta_{上}$ 、 $\delta_{下}$ (mm)は図 4.3-21 の計測位置を用いて次のように求めた値とする。また、層間変形 R も以下のように求める。

$$\delta_{下} = \frac{-\#C6' + \#C3'}{2}, R_{下} = \frac{\delta}{H/2}$$

$$\delta_{上} = \frac{\#C4' - \#C1'}{2}, R_{上} = \frac{\delta}{H/2}$$

ここで、 $\#C6'$ 、 $\#C4'$: 補正後^{※3}の加力点水平変位

#C3', #C1' : 補正後^{※3}のジャッキ水平変位

H : 加力点間の距離=3340(mm)

※3 : 試験体 No.5 では、治具の補強を行ったため、大きなすべりやθの影響が少ないことから、以下に示す方法で各水平変位を補正した。

$$\#C6' = \left(\frac{-\#C6 + (\#C3 - \#209)}{2} \right) - \frac{-\#C28 - \#30}{2}$$

$$\#C4' = \left(\frac{\#C4 - (\#C1 - \#208)}{2} \right) - \frac{\#C28 + \#30}{2}$$

ここで、#C6, #C4 : 加力点水平変位

#C3, #C1 : ジャッキ水平変位

#C209, #C208 : 床 - ジャッキ固定治具水平変位

#C28, #C30 : ピン支点水平変位

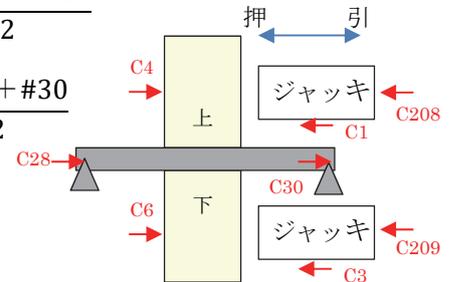


図 4.3-21 No.5 変位計位置概要図

(3)集成材柱せん断力・軸力

試験体No.1、No.2において、集成材柱のせん断力および軸力を、柱に設置したひずみゲージの実験値より算出する。実験値は、モーメントによるひずみと軸力によるひずみの和となっているため、それぞれ以下のように求める。

σ_{116} : #C116の位置の応力度 (N/mm²)

$$\sigma_{116} = \#C116 \times 10^{-6} \times E$$

ここで、E : 集成材(E95-210×210)ヤング係数=9500(N/mm²)

同様に $\sigma_{117} \sim \sigma_{123}$ を求める。

M_{116} : #C116の位置に作用するモーメント (kNm)

$$M_{116} = \frac{(-\sigma_{116} + \sigma_{117})}{2} \times Z \times 10^{-6}, \quad M_{118} = \frac{(\sigma_{118} - \sigma_{119})}{2} \times Z \times 10^{-6}$$

ここで、Z : 集成材断面係数=1543500(mm³)

同様に M_{120} 、 M_{122} を求める。

$$Q_{左柱} = \frac{M_{116} + M_{118}}{H'}, \quad Q_{右柱} = \frac{M_{120} + M_{122}}{H'}$$

ここで、H' : ひずみゲージ間の距離=1970(mm)

N_{116} : #C116の位置に作用する軸力 (kN)

$$N_{116} = \frac{(\sigma_{116} + \sigma_{117})}{2} \times A \times 10^{-3}$$

ここで、A : 集成材断面積=44100(mm²)

同様に N_{118} 、 N_{120} 、 N_{122} を求める。

$$N_{左柱} = \frac{N_{116} + N_{118}}{2}, \quad N_{右柱} = \frac{N_{120} + N_{122}}{2}$$

(4)CLTせん断力・せん断応力度

全体の荷重より集成材柱のせん断力を引いてCLT負担せん断力とする。

$$Q_{CLT} = Q - (Q_{左柱} + Q_{右柱})$$

ここで、 Q_{CLT} : CLTが負担するせん断力

Q : 全体水平荷重

$Q_{柱}$: 柱が負担するせん断力

さらに、CLT負担せん断力をCLTの断面積で除してせん断応力度とする。

$$\tau = \frac{Q_{CLT}}{A_{CLT}}$$

ここで、 τ : CLT負担せん断応力度

A_{CLT} : CLT断面積=315000(mm²)

(5)鉄骨はりのモーメント

(5)-1 試験体No.1、No.2において、鉄骨はりのモーメントを、はりに設置したひずみゲージの実験値より算出する。

ε_{50} : #C50の位置のひずみ

$$\varepsilon_{50} = \frac{(\#C50 - \#C60)}{2}$$

同様に $\varepsilon_{51} \sim \varepsilon_{59}$ 、 $\varepsilon_{70} \sim \varepsilon_{79}$ を求める。

$$M_{50} = \varepsilon_{50} \times E \times 10^{-6} \times Z \times 10^{-6}$$

ここで、 M_{50} : #C50の位置に作用するモーメント (kN・m)

E : 鉄骨ヤング係数=205000(N/mm²)

Z : 鉄骨断面係数=1241318 (mm³)

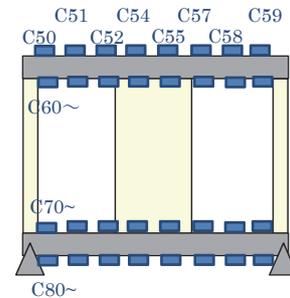


図 4.3-23 I型鉄骨はり
ひずみゲージ位置

(5)-2 試験体No.3~No.5においても同様に、鉄骨はりのモーメントをはりに設置したひずみゲージの実験値より算出する。

$$\varepsilon_{50} = \frac{(\#C50 - \#C58)}{2}$$

同様に $\varepsilon_{51} \sim \varepsilon_{57}$ を求める。

$$M_{50} = \varepsilon_{50} \times E \times 10^{-6} \times Z \times 10^{-6}$$

ここで、 E : 鉄骨ヤング係数=205000(N/mm²)

Z : 鉄骨断面係数=2467051 (mm³)

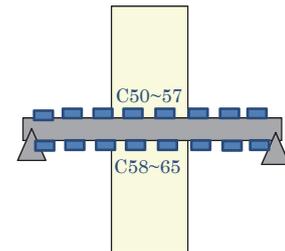


図 4.3-24 十字型鉄骨はり
ひずみゲージ位置

(6)CLT端部の圧縮応力度分布

各試験体において、CLT端部の圧縮応力度をCLTに設置したひずみゲージの実験値より算出する。

σ_n : #Cnの位置のひずみ

$$\sigma_n = \#Cn \times 10^{-6} \times E$$

ここで、 E : CLTヤング係数=6420(N/mm²)

(7)CLT圧縮力合力

(7)-1 試験体No.1、No.2において、各端部の応力度分布より圧縮力の合力を算出する。

$$C_{左上} = \left(\sigma_{124} + \frac{(\sigma_{124} + \sigma_{125})}{2} + \frac{(\sigma_{125} + \sigma_{126})}{2} + \frac{(\sigma_{126} + \sigma_{127})}{2} + \frac{(\sigma_{127} + \sigma_{128})}{2} + \frac{(\sigma_{128} + \sigma_{129})}{2} \right) \times a \times t \times 10^{-3}$$

ここで、 $C_{左上}$ ：CLT左上端部の圧縮力 (kN)

a ：ひずみゲージ間隔=62.5(mm)

t ：CLT厚さ=210(mm)

同様に $C_{右下}$ を求める。

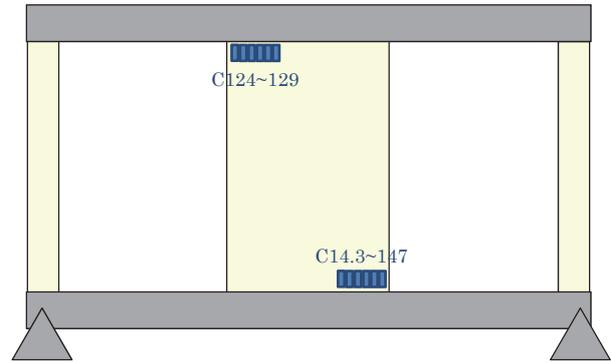


図 4.3-25 I型 CLT 端部ひずみゲージ位置

(7)-2 試験体No.3、No.4において、各端部の応力度分布より圧縮力の合力を算出する。

$$C_{上右下} = \left(\left(\left(\frac{(\sigma_{95} + \sigma_{96})}{2} + \frac{(\sigma_{96} + \sigma_{97})}{2} \right) \times b_1 \right) + \left(\frac{(\sigma_{97} + \sigma_{98})}{2} \times b_2 \right) + (\sigma_{98} \times b_3) \right) \times t \times 10^{-3}$$

ここで、 $C_{上右下}$ ：上側CLTの右下端部の圧縮力 (kN)

b_1 ：ひずみゲージ間隔=120(mm)

b_2 ：ひずみゲージ間隔=110(mm)

b_3 ：ひずみゲージ間隔=40(mm)

t ：CLT厚さ=210(mm)

同様に $C_{下左上}$ を求める。

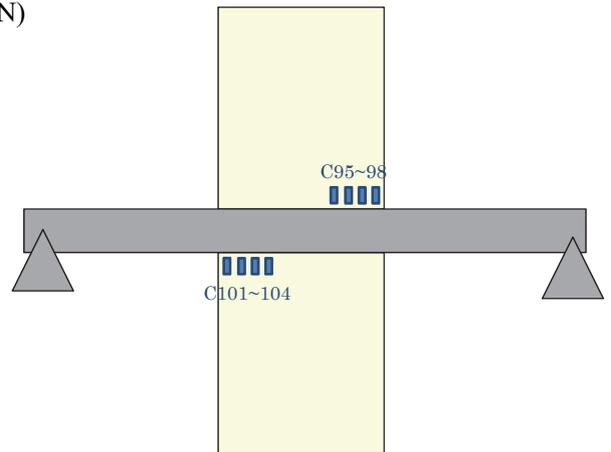


図 4.3-26 十字型 CLT 端部ひずみゲージ位置

(7)-3 試験体No.5において、各端部の応力度分布より圧縮力の合力を算出する。

$$C_{上右下} = \left(\left(\left(\frac{(\sigma_{95} + \sigma_{96})}{2} + \frac{(\sigma_{96} + \sigma_{97})}{2} + \frac{(\sigma_{97} + \sigma_{98})}{2} \right) \times c_1 \right) + (\sigma_{98} \times c_2) \right) \times t \times 10^{-3}$$

ここで、 $C_{上右下}$ ：上側CLTの右下端部の圧縮力 (kN)

c_1 ：ひずみゲージ間隔=120(mm)

c_2 ：ひずみゲージ間隔=50(mm)

t ：CLT厚さ=210(mm)

同様に $C_{下左上}$ を求める。

(8)テンション材の引張力

試験体No.1、No.2において、テンション材の引張力をテンション材に設置したひずみゲージの実験値により算出する。

σ_{108} : #C108の位置の応力度 (N/mm²)

$$\sigma_{108} = \frac{(\#C108 + \#C109)}{2} \times 10^{-6} \times E$$

ここで、E : テンション材ヤング係数=205000(N/mm²)

同様に σ_{110} 、 σ_{112} 、 σ_{114} を求める。

$T_{左}$: 左側テンション材に作用する軸力

$$T_{左} = (\sigma_{108} + \sigma_{110}) \times A \times 10^{-3}$$

ここで、A : テンション棒(M33)断面積=723(mm²)、フラットバー(PL9×200)断面積=1800(mm²)

同様に $T_{右}$ を求める。

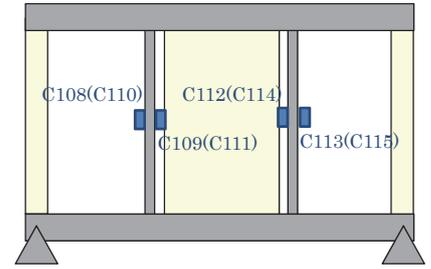


図 4.3-27 テンション材
ひずみゲージ位置

(9)鉄骨はりのパネルゾーンのせん断変形

試験体No.3～No.5において、鉄骨はりパネルゾーンのせん断変形角を鉄骨はりに設置した変位計の実験値により算出する。 $\Delta d_s = \frac{(\#C38 - \#C39)}{2} - \frac{(\#C40 + \#C41)}{2} \times \cos R - \frac{(\#C43 + \#C44)}{2} \times \sin R$

$$\Delta h_s = \frac{\Delta d_s}{\cos R}, \gamma_s = \frac{\Delta h_s}{I_v}, \cos R = \frac{I_h}{\sqrt{I_h^2 + I_v^2}}, \sin R = \frac{I_v}{\sqrt{I_h^2 + I_v^2}}$$

ここで、 Δd_s : 鉄骨はりパネルゾーンのせん断変形対角方向の変位(mm)

Δh_s : 鉄骨はりパネルゾーンのせん断水平変位 (mm)

γ_s : 鉄骨はりパネルゾーンのせん断変形角 (rad)

I_v : 鉄骨はり高さ=440(mm)

I_h : 鉄骨はりパネルゾーンの幅=1500(mm)

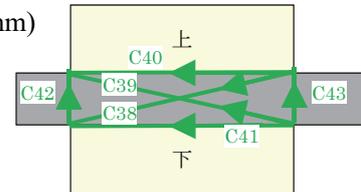


図 4.3-28 パネルゾーン変位計

また、パネルゾーンのせん断応力度を鉄骨はりに設置したひずみゲージの実験値により算出する。

$$\gamma = \sqrt{2 \times ((\#C69 - \#C70)^2 + (\#C70 - \#C71)^2)}$$

ここで、 γ : 3軸ゲージより求めた鉄骨はりパネルゾーンのせん断ひずみ

$$\tau_s = G \times \gamma \times 10^{-6}$$

ここで、 τ_s : 鉄骨はりパネルゾーンのせん断応力度 (N/mm²)

G : せん断弾性係数=79000(N/mm²)

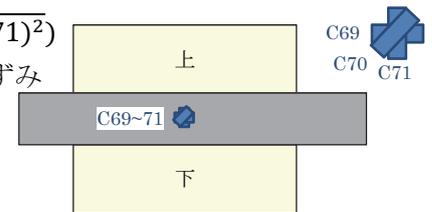


図 4.3-29 パネルゾーン
ひずみゲージ位置

(10)DP-挿入鋼板の応力度

試験体No.3、No.5において、DP引張接合部の応力度を挿入鋼板に設置したひずみゲージの実験値により算出する。

$\sigma_{上左下}$: 上側左下DP接合部の応力度 (N/mm²)

$$\sigma_{上左下} = \frac{(\#C75 + \#C77)}{2} \times 10^{-6} \times E$$

ここで、E : 挿入鋼板ヤング係数=205000(N/mm²)

同様に $\sigma_{上右下}$ 、 $\sigma_{下左上}$ 、 $\sigma_{下右上}$ を求める。

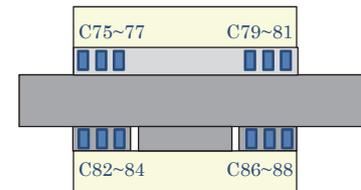


図 4.3-30 DP 引張接合部
ひずみゲージ位置

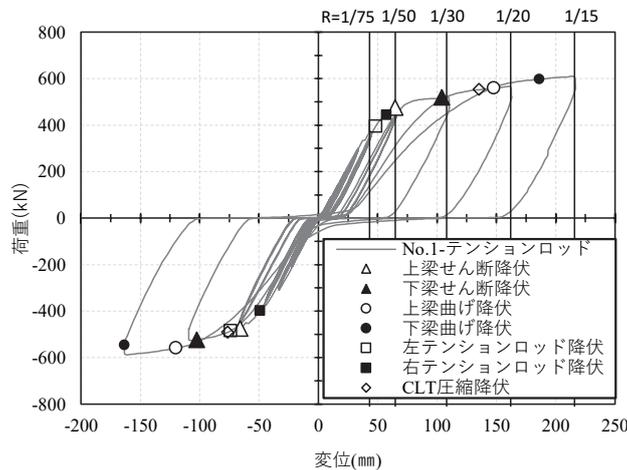
4. 3. 3. 2 荷重変形関係と破壊性状

各試験体の荷重変形関係と損傷状況を示す。荷重変形関係上には各部材の降伏点をプロットした。鉄骨はりはミルシートに記載の値、テンションロッドは $1.1 \times F$ ($F=235\text{N/mm}^2$) を用いて降伏点を算出した。

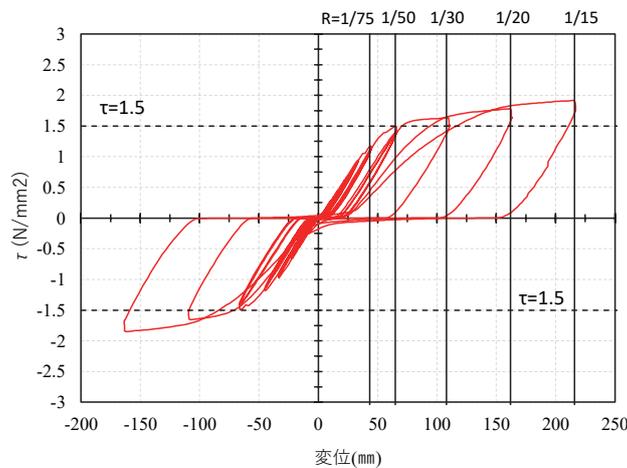
(1) No.1-テンションロッド

図 4.3-31 No.1-テンションロッド 履歴曲線 (1)に荷重変形関係を、図 4.3-31 (2)に CLT せん断応力度変形関係を、写真 4.3-3(1)~(6)に試験体の損傷状況を示す。図 4.3-31 No.1-テンションロッド履歴曲線 (2)には、目標性能である $\tau=1.5\text{N/mm}^2$ を点線で示した。

試験体は、 $R=1/75\text{rad}$ の加力サイクルにて右側ロッド上部ガセットプレートの面外変形 (写真(2))、鉄骨はりウェブ表面に黒皮剥離 (写真(3)) が見られたため、せん断降伏したと考えられる。 $R=1/50\text{rad}$ の加力サイクルではテンションロッドの黒皮剥離 (写真(4)) が見られたため、引張降伏したと考えられる。次いで、 $R=1/30\text{rad}$ の加力サイクルにて CLT 端部の圧縮破壊が見られた。 $R=1/20\text{rad}$ の加力サイクルにて下はりが曲がって CLT が持ち上がり、CLT の破壊が進行した (写真(5))。 $R=1/15\text{rad}$ まで変形する間にパネルゾーンの鉄骨はりの変形が見られたが、荷重は緩やかに増加し続けた。履歴特性はスリップ型であった。



(1) 全体荷重変形関係



(2) CLT せん断応力度変形関係

図 4.3-31 No.1-テンションロッド 履歴曲線



(1) 最大変形時 試験体全体



(2) 1/75rad ガセットプレートの面外変形



(3) -1/75rad 鉄骨はりウェブの黒皮剥離



(4) -1/50rad テンションロッドの黒皮剥離



(5) 1/20rad CLT 端部の圧縮破壊



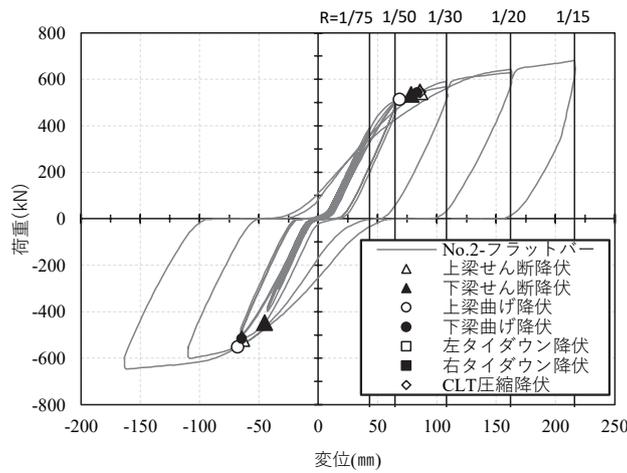
(6) 1/15rad 脚部の変形

写真 4.3-3 No.1-テンションロッド 損傷状況

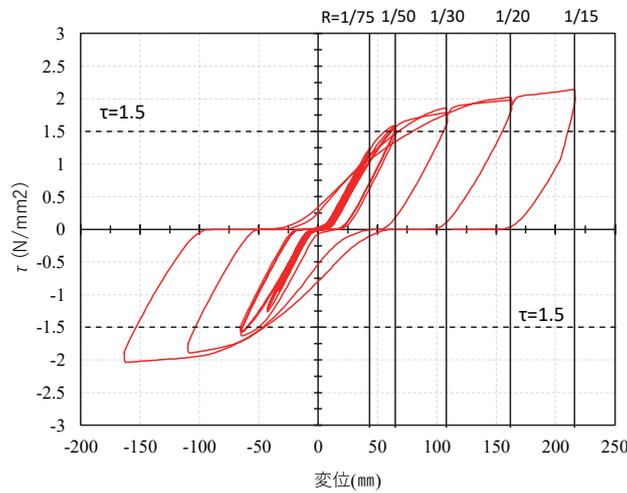
(2) No.2-フラットバー

図 4.3-32(1)に荷重変形関係を、図 4.3-32(2)に CLT せん断応力度変形関係を、写真 4.3-4(1)~(6)に試験体の損傷状況を示す。

R=1/50rad までは試験体に損傷は見られなかった。R=1/50rad に下はりウェブ表面の黒皮剥離が見られたため (写真(2))、せん断降伏したと考えられる。R=1/30rad に CLT 壁端部が圧縮力により変形し丸みを帯びていた (写真(3))。R=1/20rad にて CLT 壁右下側端部の圧壊が見られた (写真(4))。その後、R=1/15rad で一方向加力したが、その間に荷重は緩やかに増加し続けた。履歴性状は、1/50rad まではスリップ型であったが、1/30rad 以降では紡錘型の履歴となった。これは、鉄骨はりの曲げ降伏の影響と考えられる。



(1) 全体荷重変形関係



(2) CLT せん断応力度変形関係

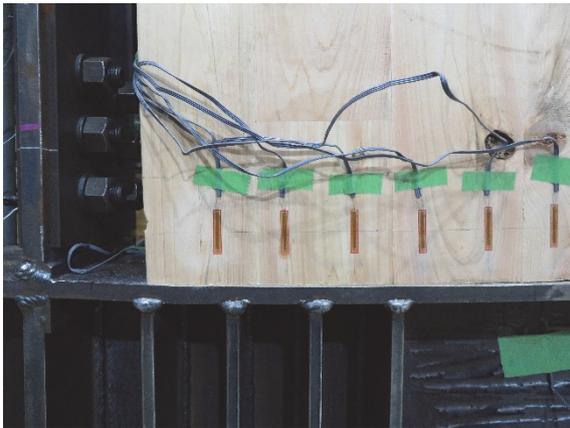
図 4.3-32 No.2-フラットバー 履歴曲線



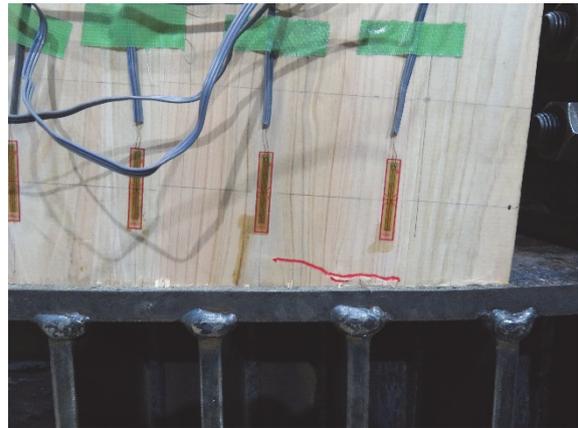
(1) 最大変形時 試験体全体



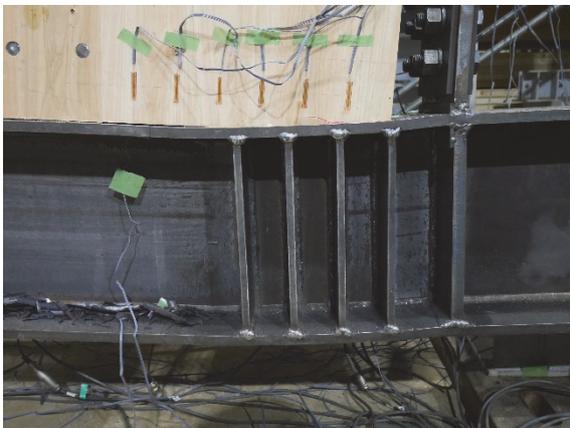
(2) -1/50rad 鉄骨はりウェブの黒皮剥離



(3) -1/30rad CLT 端部の圧縮破壊



(4) 1/20rad CLT 端部の圧縮破壊



(5) 1/15rad 脚部の変形



(6)解体後 CLT 端部の破壊

写真 4.3-4 No.2-フラットバー 損傷状況

(3) テンション材タイプの各特性値まとめ

各試験体の層せん断力-層間変形関係の包絡線を完全弾塑性置換にすることで各特性値を算出し、表 4.3-7 に一覧で示す。 τ_{\max} はどちらの試験体でも 2.0N/mm^2 程度まで上昇したが、テンション材の降伏を許容する No.1-テンションロッドに対して、降伏を許容しない No.2-フラットバーの Q_{CLTmax} は 1.1 倍程度であり、大きな差は見られなかった。これはテンションロッドの降伏後のひずみ硬化により、耐力が上昇したためと考えられる。また、保有水平耐力時の CLT 負担せん断応力度は $\tau_u = 1.8\sim 1.9\text{N/mm}^2$ となり、目標性能 $\tau_u \geq 1.5\text{N/mm}^2$ を満たすことができた。さらに、 $1/200\text{rad}$ 時の CLT 負担せん断応力度は $\tau_{1/200} = 0.36\sim 0.43\text{N/mm}^2$ となり、従来の CLT パネル工法の約 2 倍の性能となった。

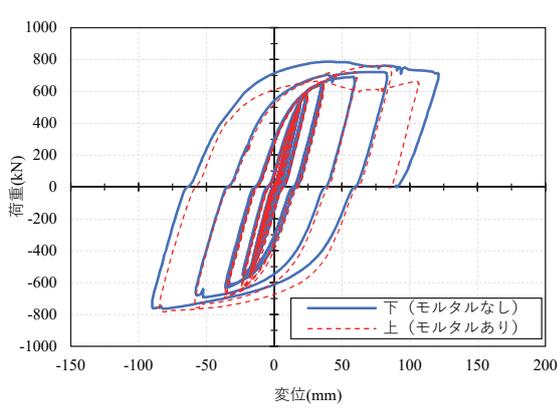
表 4.3-7 各特性値の比較

		No.1-テンションロッド	No.2-フラットバー
Q_{CLTmax}	kN	610.0	675.9
τ_{\max}	N/mm^2	1.9	2.1
δ_{\max}	mm	215.1	216.0
δ_u	mm	216.9	216.6
P_y	kN	411.4	437.6
δ_y	mm	50.4	49.9
P_u	kN	552.5	594.9
τ_u	N/mm^2	1.8	1.9
K	kN/mm	8.2	8.8
δ_v	mm	67.7	67.8
μ		3.20	3.19
Ds		0.43	0.43
P_y		411.4	437.6
$P_u \cdot 0.2 / Ds$		256.9	276.2
$2/3 P_{\max}$		406.6	450.6
$P(1/150\text{rad})$		184.5	164.9
Pa	kN	184.5	164.9
(参考) 壁倍率		62.8	56.1
$\tau_{1/200}$	N/mm^2	0.43	0.36

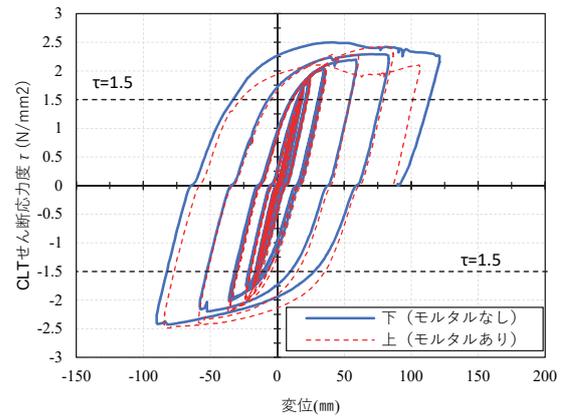
(4) No.3-片側モルタルあり-24DP

図 4.3-33(1)~(4)に履歴曲線を、写真 4.3-5(1)~(6)に試験体の損傷状況を示す。

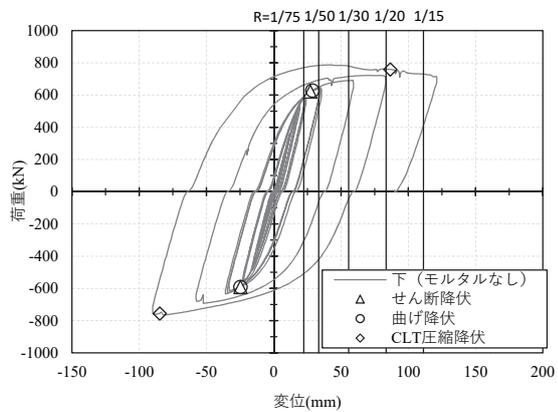
$R=1/75\text{rad}$ にてはりウェブ表面の黒皮剥離が見られたため、せん断降伏したと考えられる。 $R=1/50\text{rad}$ に鉄骨はり表面の黒皮のしわが顕著となったため(写真(2))、せん断降伏によるせん断変形が進行したと考えられる。 $R=1/20\text{rad}$ にて鉄骨はりフランジの局部座屈が見られ(写真(4))、 $R=1/15\text{rad}$ まで加力する間に顕著となった(写真(5)(6))。なお、変形角が大きくなるにつれて、モルタルのひび割れが顕著になり割裂が生じたが(写真(3))、CLT壁端部の圧縮力を伝達する部分の破壊ではないため、試験体全体の構造性能には影響していないと考えられる。



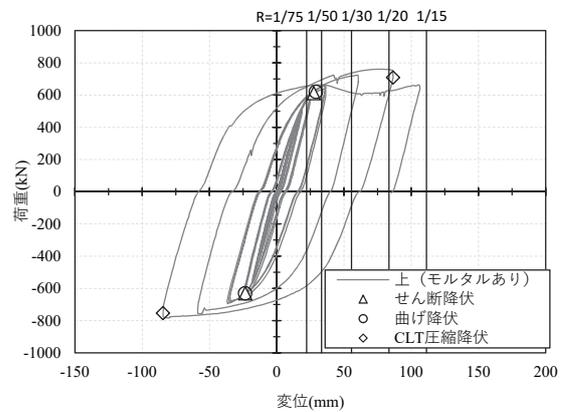
(1) 荷重変形関係



(2) CLT せん断応力度変形関係



(3) 下 (モルタルなし)



(4) 上 (モルタルあり)

図 4.3-33 No.3-片側モルタルあり-24DP 履歴曲線



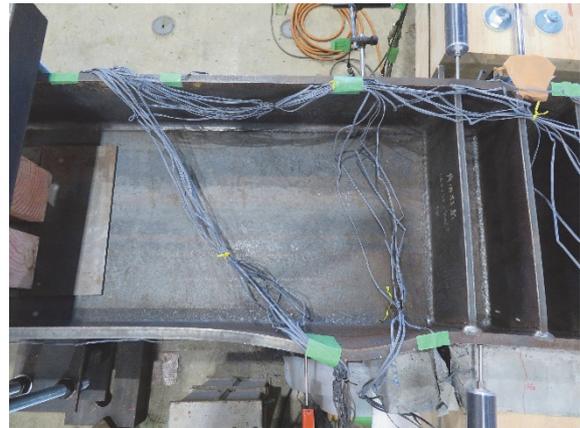
(1) 最大変形時 試験体全体



(2) 1/50rad 鉄骨はりウェブの黒皮剥離



(3) 1/30rad モルタルの割裂



(4) 1/20rad 鉄骨はりの局部座屈



(5) 1/15rad 鉄骨はりの局部座屈



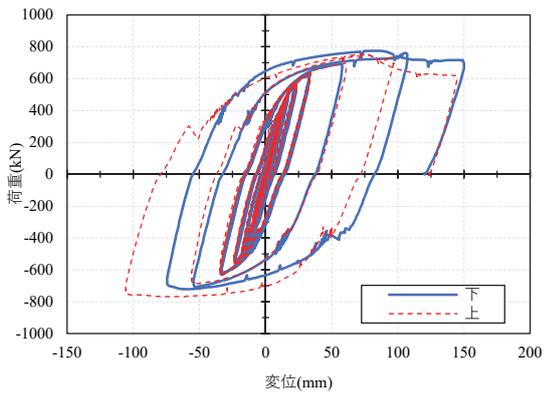
(6) 1/15rad 鉄骨はりの局部座屈

写真 4.3-5 No.3-片側モルタルあり-24DP 損傷状況

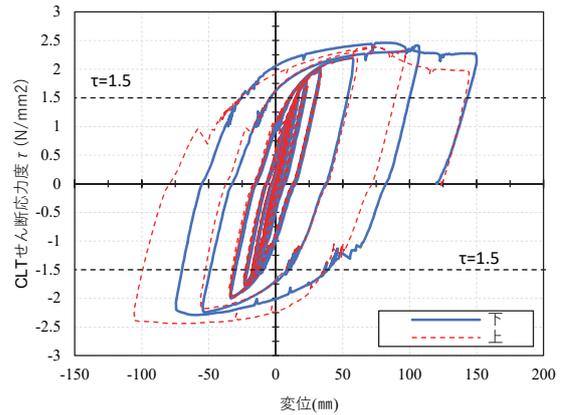
(5) No.4-面タッチあり-24DP

図 4.3-34(1)~(4)に履歴曲線を、写真 4.3-6(1)~(6)に試験体の損傷状況を示す。

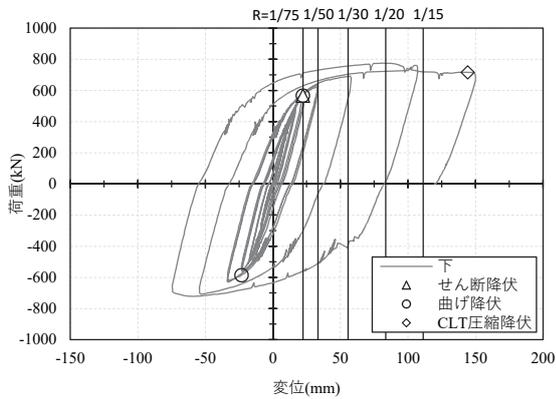
$R=1/75\text{rad}$ にて鉄骨はりウェブ表面の黒皮剥離が見られたため(写真(2))、せん断降伏したと考えられる。 $R=1/50\text{rad}$ にて CLT 壁端部の浮き上がりが見られた。 $R=1/30\text{rad}$ にて鉄骨はり補強用スチフナー外側での曲げ変形が見られた(写真(3))。 $R=1/20\text{rad}$ にて CLT 壁に圧縮破壊のめが見られ(写真(4))、鉄骨はりの曲げ変形が顕著となった。さらに、鉄骨はりフランジの局部座屈も見られた(写真(5))。



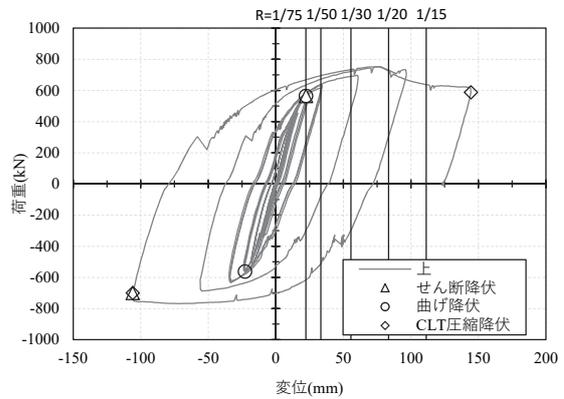
(1) 荷重変形関係



(2) CLT せん断応力度変形関係

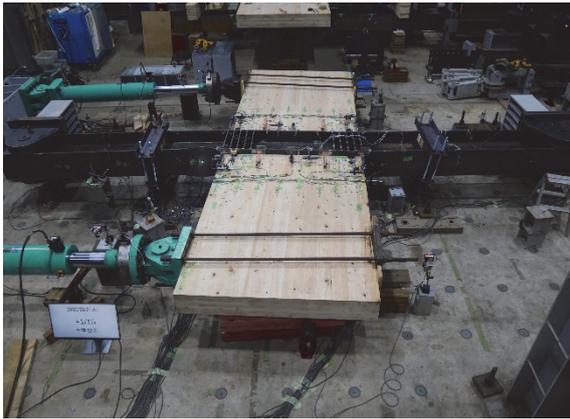


(3) 下



(4) 上

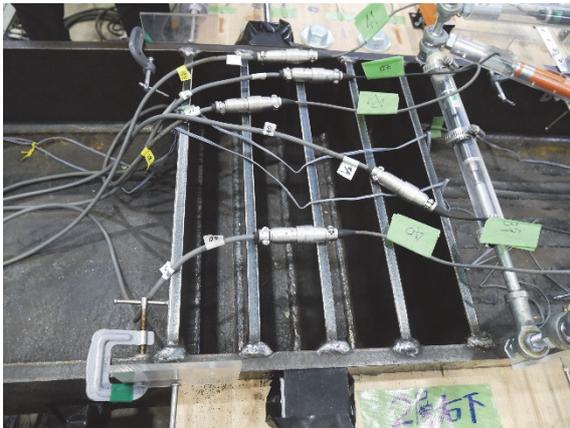
図 4.3-34 No.4-面タッチあり-24DP 履歴曲線



(1) 最大変形時 試験体全体



(2) 1/75rad 鉄骨はりウェブの黒皮剥離



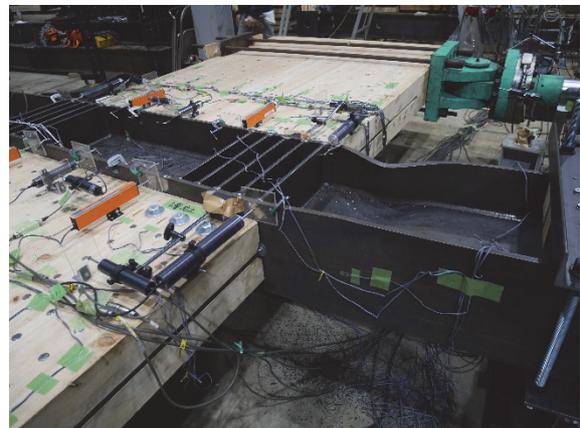
(3) 1/30rad 鉄骨はりの曲げ変形



(4) 1/20rad CLTパネルのもめ



(5) 1/20rad 鉄骨はりの局部座屈



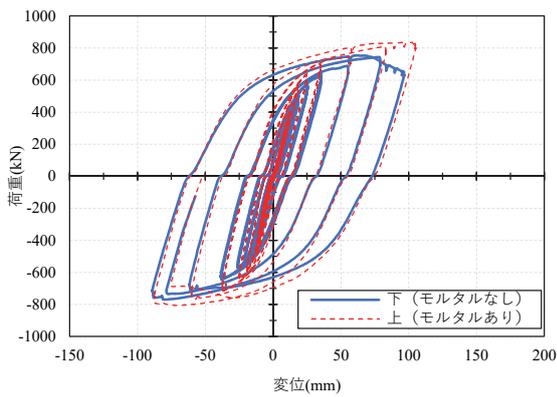
(6) 1/15rad 鉄骨はりの局部座屈

写真 4.3-6 No.4-面タッチあり-24DP 損傷状況

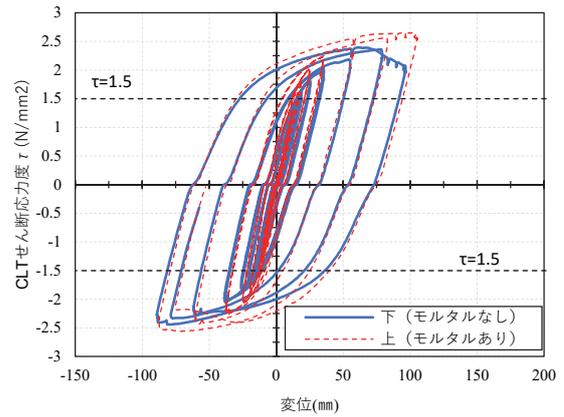
(6) No.5-片側モルタルあり-16DP

図 4.3-35(1)~(4)に履歴曲線を、写真 4.3-7(1)~(6)に試験体の損傷状況を示す。

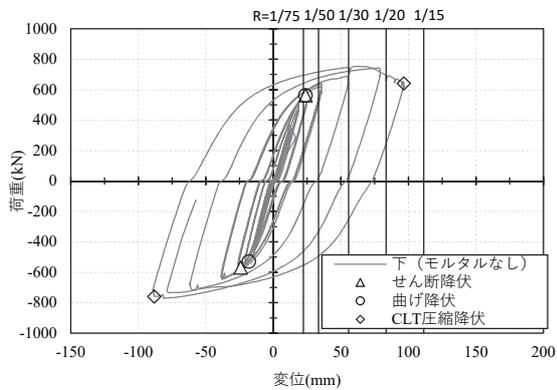
R=1/75rad に鉄骨はりウェブ表面の黒皮剥離が見られたため (写真(2))、せん断降伏したと考えられる。R=1/20rad にて鉄骨はりの曲げ変形が見られ (写真(4))、R=1/15rad まで加力する間に顕著となった。さらに、鉄骨はりフランジの局部座屈も観察された (写真(5)(6))。なお、変形角が大きくなるにつれて、モルタルのひび割れが顕著になり割裂が生じたが (写真(3))、CLT 壁端部の圧縮力を伝達する部分の破壊ではないため、試験体全体の構造性能には影響していないと考えられる。



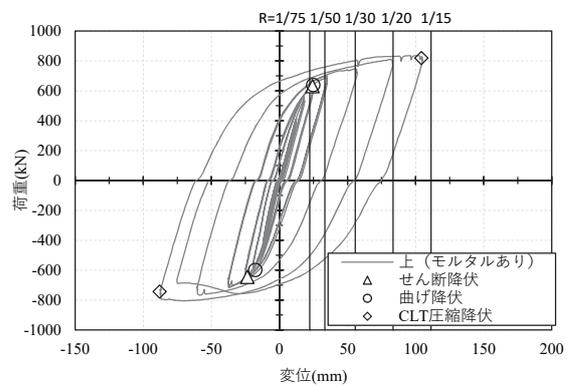
(1) 荷重変形関係



(2) CLT せん断応力度変形関係



(3) 下 (モルタルなし)



(4) 上 (モルタルあり)

図 4.3-35 No.5-片側モルタルあり-16DP 履歴曲線



(1) 最大変形時 試験体全体



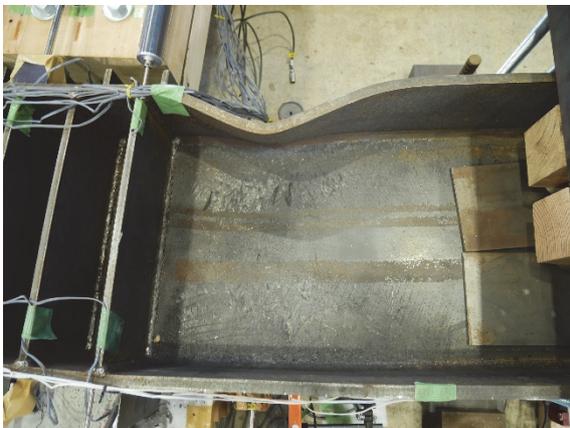
(2) 1/75rad 鉄骨はりウェブ表面のひび割れ



(3) 1/30rad モルタルの割裂



(4) 1/20rad 鉄骨はりの曲げ変形



(5) 1/15rad 鉄骨はりの局部座屈



(6) 1/15rad 鉄骨はりの局部座屈

写真 4.3-7 No.5-片側モルタルあり-16DP 損傷状況

(7) ドリフトピンタイプの各特性値まとめ

各試験体の層せん断力-層間変形関係の包絡線を完全弾塑性置換することで各特性値を算出し、表 4.3-8 に一覧で示す。 τ_{max} はいずれの試験体でも 2.4N/mm^2 程度まで上昇し、性能に大きな違いはみられなかった。これは各試験体の最大耐力は鉄骨はりの曲げ降伏により決定していること、ドリフトピン本数の違いによる影響が小さかったことが要因として考えられる。一方で、初期剛性 K については、No.4-面タッチあり-24DP が最も大きくなった。これは No.4 では鉄骨はりと面タッチしていることで、ほかの試験体よりも相対的に拘束度が強くなったためと考えられる。また、保有水平耐力時の CLT 負担せん断応力度は $\tau_u=2.1\sim 2.4\text{N/mm}^2$ となり、目標性能 $\tau_u \geq 1.5\text{N/mm}^2$ を満たすことができた。さらに、1/200rad 時の CLT 負担せん断応力度は $\tau_{1/200}=0.73\sim 0.88\text{N/mm}^2$ となり、従来の CLT パネル工法の約 4 倍の性能となった。

表 4.3-8 各特性値の比較

		No.3-片側モルタルあり- 24DP		No.4-面タッチあり- 24DP		No.5-片側モルタルあり- 16DP	
		下 (モルタル なし)	上 (モルタル あり)	下	上	下 (モルタル なし)	上 (モルタル あり)
Q_{CLTmax}	kN	762.2	760.5	760.7	753.4	743.7	835.6
τ_{max}	N/mm^2	2.4	2.4	2.4	2.4	2.4	2.7
δ_{max}	mm	81.5	76.4	106.3	77.3	77.8	102.4
δ_u	mm	121.2	106.5	150.0	144.4	96.0	104.6
P_y	kN	540.6	503.9	504.8	497.9	481.6	544.5
δ_y	mm	19.4	18.1	16.7	15.8	18.0	18.1
P_u	kN	710.7	691.7	697.1	666.6	681.7	770.2
τ_u	N/mm^2	2.3	2.2	2.2	2.1	2.2	2.4
K	kN/mm	27.9	27.9	30.2	31.6	26.8	30.1
δ_v	mm	25.5	24.8	23.1	21.1	25.4	25.6
μ		4.76	4.39	6.49	6.84	3.78	4.08
P_y		540.6	503.8	504.8	497.9	481.6	544.5
$P_u*0.2/D_s$		414.7	380.9	482.7	474.7	349.2	412.4
$2/3P_{max}$		508.2	507.0	507.1	502.3	495.8	557.0
$P(1/150rad)$		334.1	327.9	346.1	359.5	319.1	357.6
P_a		334.1	327.9	346.1	359.5	319.1	357.6
(参考) 壁倍率		113.6	111.5	117.7	122.3	108.5	121.6
$\tau_{1/200}$	N/mm^2	0.74	0.77	0.87	0.88	0.73	0.83

4.3.3.3 曲げモーメント分布

各試験体について制御変形角が 1/200、1/100、1/50、1/30rad 時の曲げモーメント図を示す。それぞれの曲げモーメントは鉄骨はり上下フランジに取り付けたひずみゲージ、集成材柱に取り付けたひずみゲージより 4.3.3.1 の方法で算出した。

(1) テンション材タイプ

凡例を図 4.3-36 に示す。それぞれの計測位置での曲げモーメントを算出し、直線をつないだ。はりについてはピン支点まで直線を延長した。また、はりの終局モーメント M_u ($=394.6\text{kNm}$) を超えている場合はその値を()で示した。 M_u は以下のように算出した。

$$M_u = \sigma_y \times Z_p$$

ここで、 σ_y : ミルシートに記載の降伏点 $=286(\text{N/mm}^2)$

Z_p : 塑性断面係数 $=1379844(\text{mm}^3)$

加えて、水平力、集成材柱・CLT の負担せん断力、集成材柱・引張材の軸力を示す。

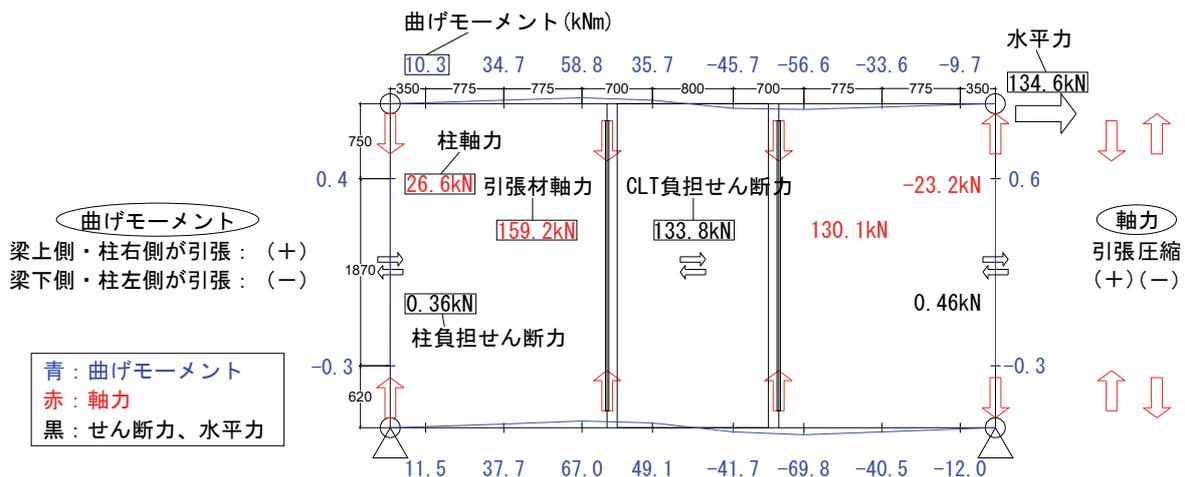
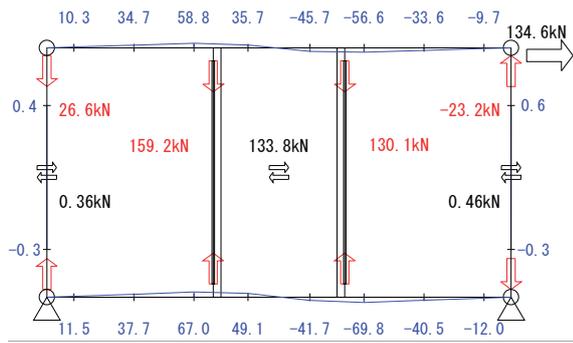
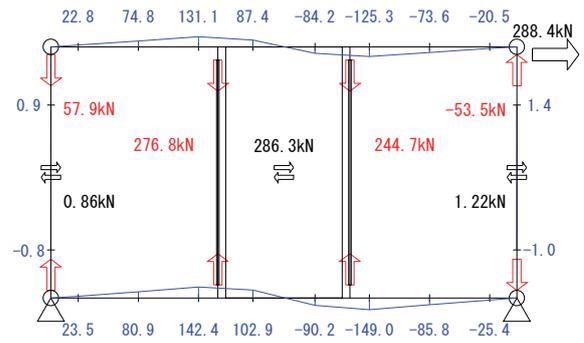


図 4.3-36 テンション材タイプ 凡例

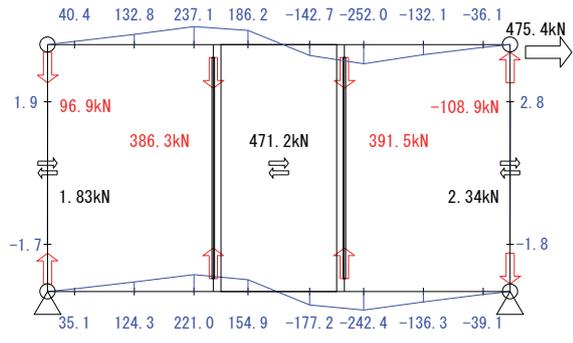
図 4.3-37 図 4.3-38 に No.1 と No.2 の曲げモーメント図を示す。どちらの試験体も上下の鉄骨はりの曲げモーメント分布が概ね一致しているため、反曲点の位置は壁中央付近と考えられる。



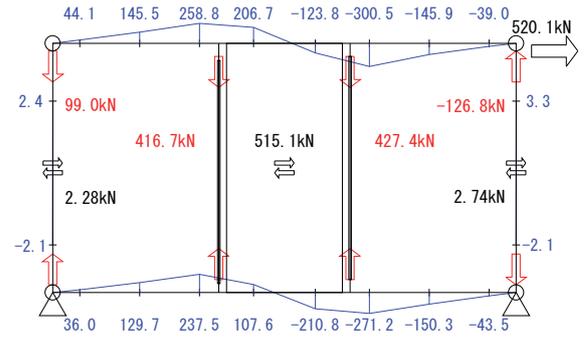
1/200rad



1/100rad

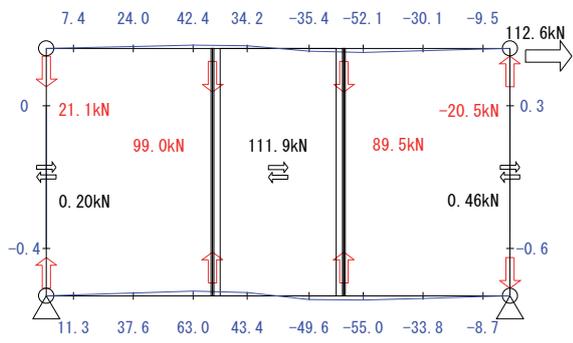


1/50rad

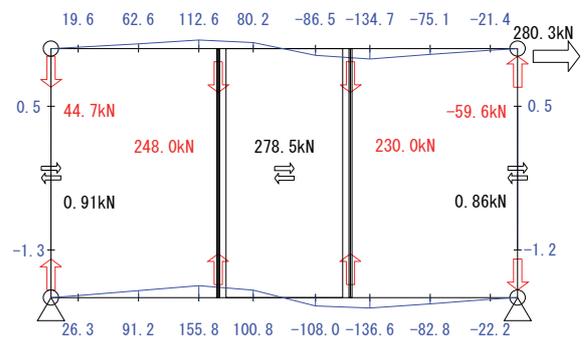


1/30rad

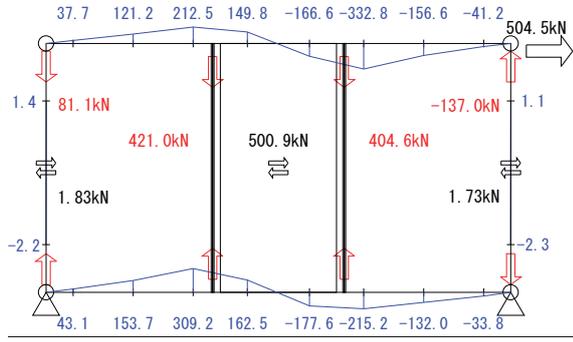
図 4.3-37 No.1-テンションロッド モーメント



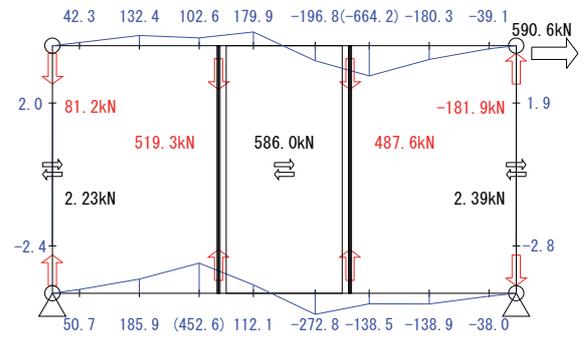
1/200rad



1/100rad



1/50rad



1/30rad

図 4.3-38 No.2-フラットバー モーメント

(2) ドリフトピンタイプ

凡例を図 4.3-39 に示す。青字はモーメントの値、黒字は水平方向の力の値を示している。水平力による曲げモーメントをそれぞれの計測位置で算出し、直線をつないだ。はり端部については、ピン支点まで直線を延長した。ここで、各層間変形角は上側ジャッキにおける値である。また、はりの終局モーメント M_u (= 750.2kNm) を超えている場合はその値を () で示した。 M_u は以下のように算出した。

$$M_u = \sigma_y \times Z_p$$

ここで、 σ_y : ミルシートに記載の降伏点 = 274(N/mm²)

Z_p : 塑性断面係数 = 2738112 (mm³)

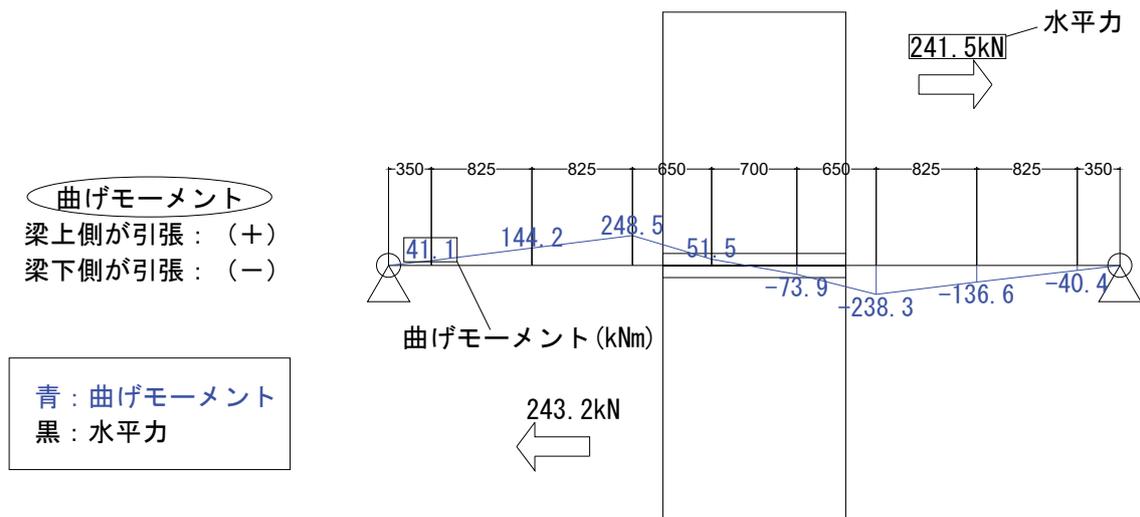
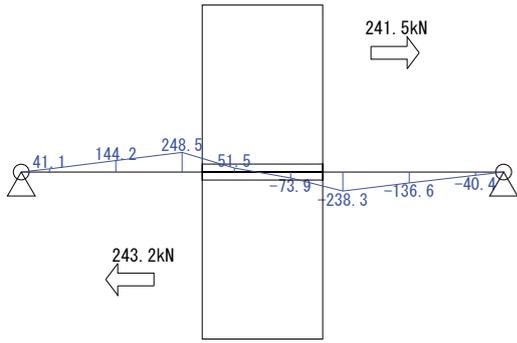
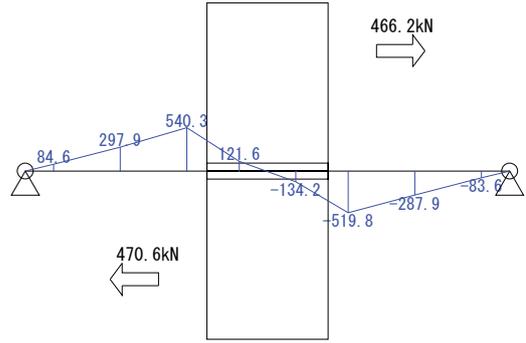


図 4.3-39 ドリフトピンタイプ 凡例

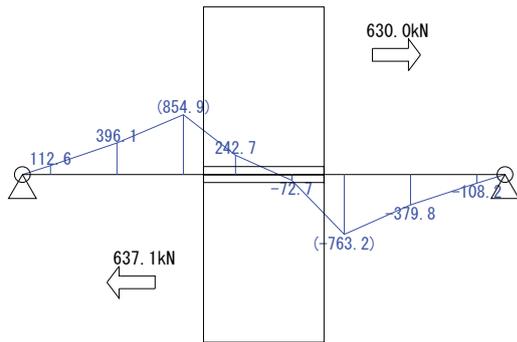
図 4.3-40~図 4.3-41 に No.3~No.5 の曲げモーメント図を示す。



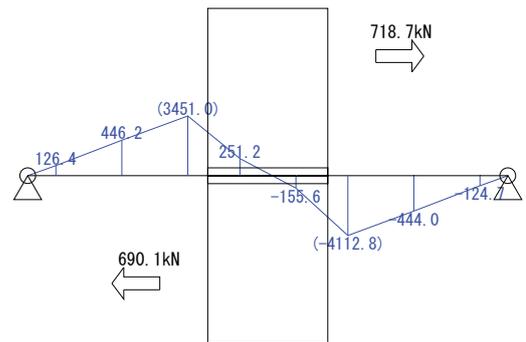
1/200rad



1/100rad

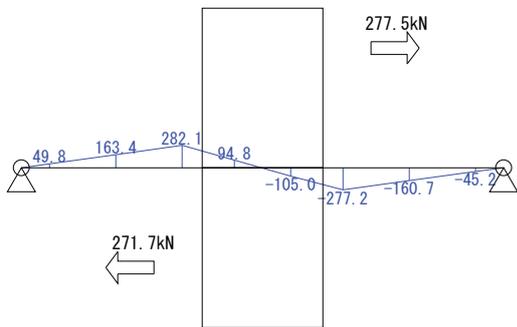


1/50rad

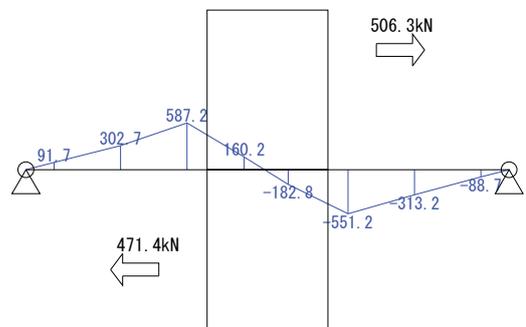


1/30rad

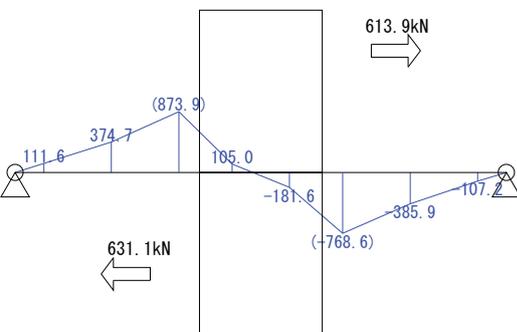
図 4.3-40 No.3-片側モルタルあり-24DP モーメント図



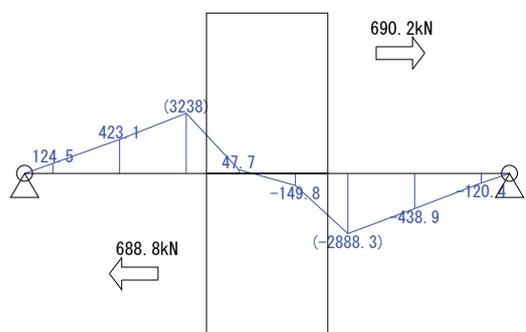
1/200rad



1/100rad

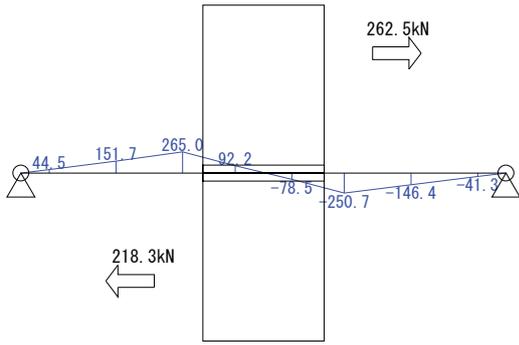


1/50rad

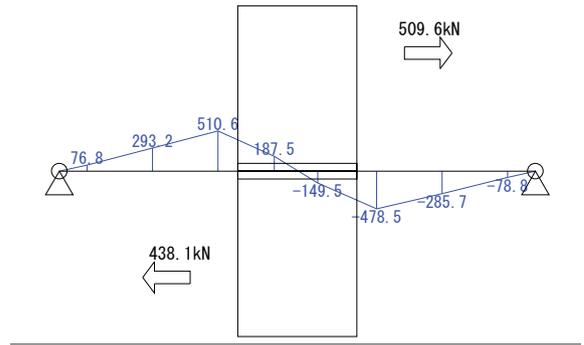


1/30rad

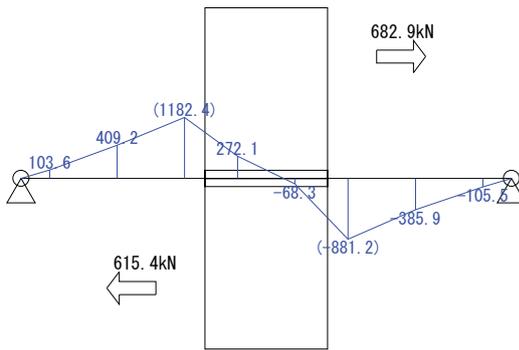
図 4.3-41 No.4-面タッチあり-24DP モーメント図



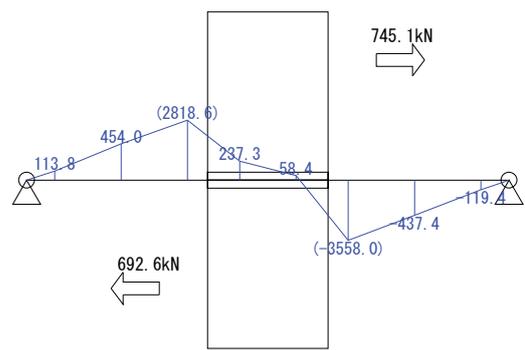
1/200rad



1/100rad



1/50rad



1/30rad

図 4.3-42 No.5-片側モルタルあり-16DP モーメント図

4. 3. 3. 4 CLT 圧縮応力度分布

各試験体について制御変形角が 1/200、1/100、1/50、1/30rad 時の CLT 端部の圧縮応力度分布及び各部での圧縮応力度－層間変形角関係を示す。それぞれの圧縮応力度は CLT ひずみゲージより算出した。図 4.3-43 に示す CLT ひずみゲージより圧縮応力度及びその圧縮合力 C を 4.3.3.1 の方法で算出した。

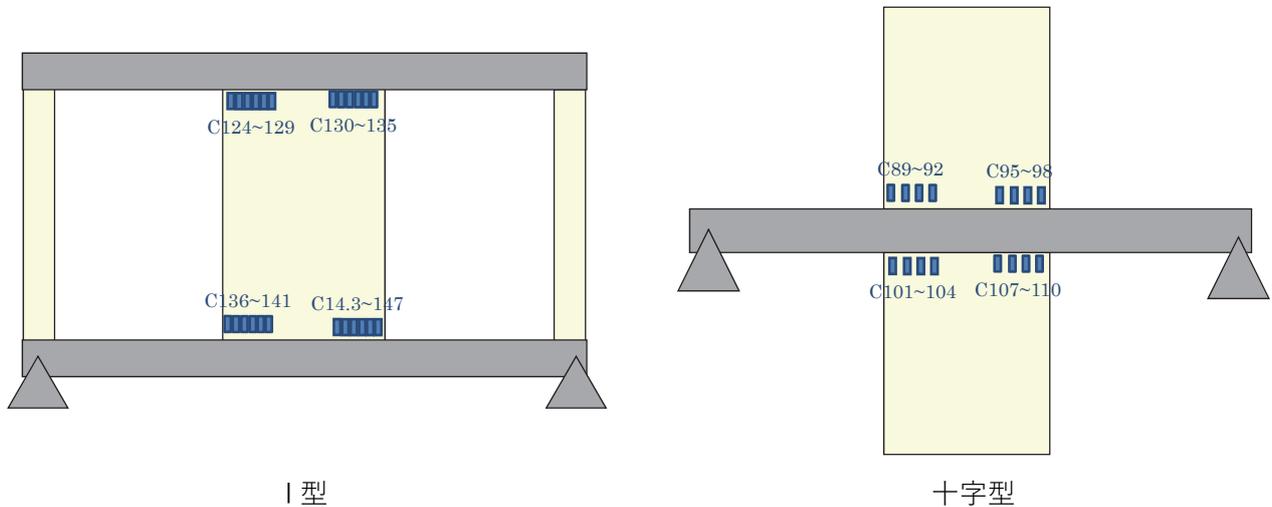


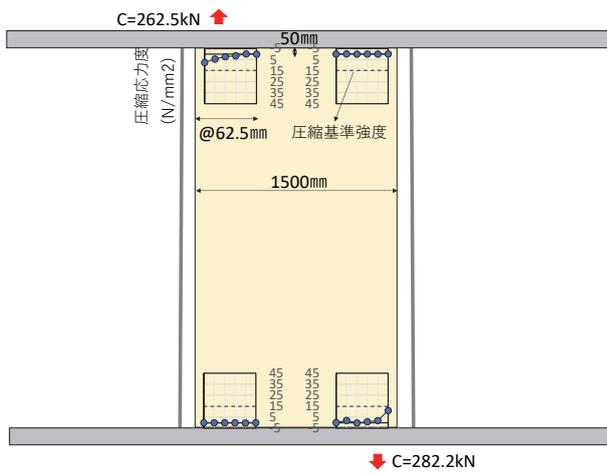
図 4.3-43 CLT 端部ひずみゲージ位置概要図

図 4.3-44~図 4.3-53 に CLT 端部の圧縮応力度分布及び各部での圧縮応力度－層間変形角関係を示す。また、圧縮合力 C も併せて示す。圧縮応力度－層間変形角関係の点線は CLT の圧縮基準強度 $F_c = 14.78 \text{N/mm}^2$ である。

テンション材タイプの No.1、No.2 では圧縮基準強度を上回り、 $\sigma_c = 40 \text{N/mm}^2$ 程度まで圧縮応力度が上昇した。これは基準強度の約 2.7 倍の性能であり、解析で実験結果の再現を試みる際には、基準強度をそのまま用いるのではなく、実験結果から算出される強度をふまえて、適切に材料特性を判断することが必要である。

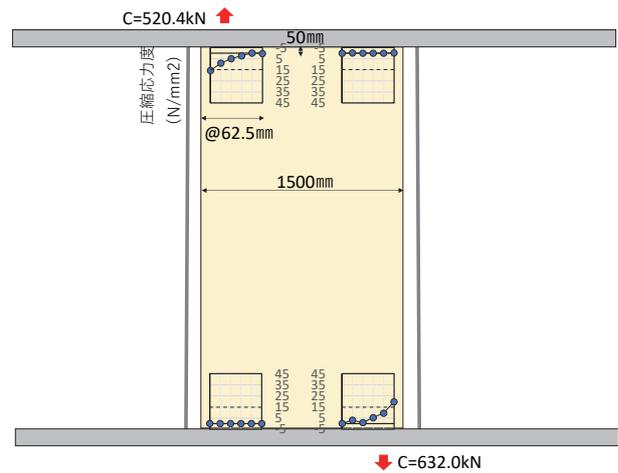
一方、ドリフトピンタイプの圧縮応力度は、圧縮基準強度以下となった。これより、圧縮力が CLT-モルタル間または CLT-鉄骨はり間の面タッチとともに、ドリフトピンを介して伝えられていることが推察される。

(1) No.1-テンションロッド



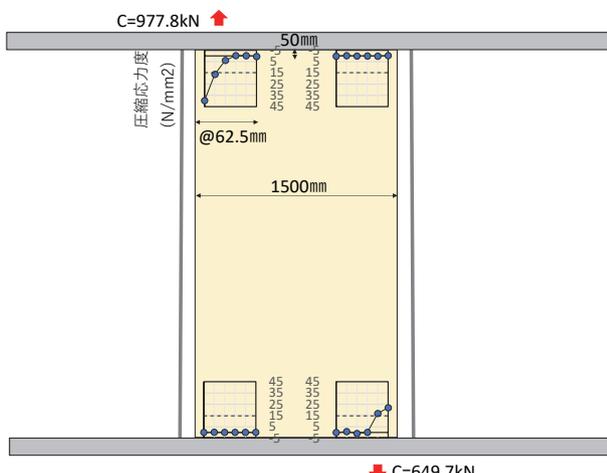
↓ C=282.2kN

1/200rad



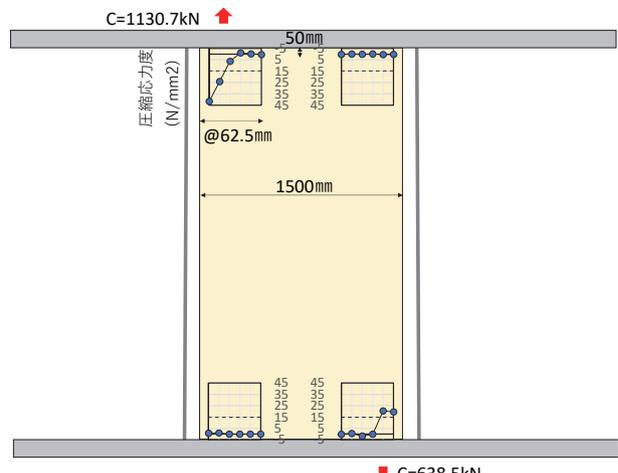
↓ C=632.0kN

1/100rad



↓ C=649.7kN

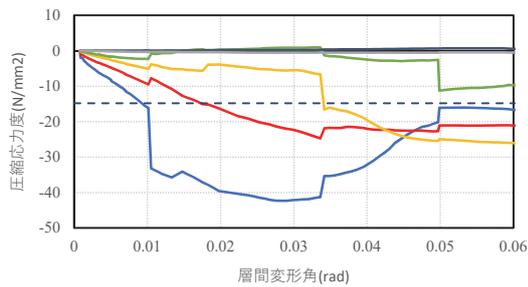
1/50rad



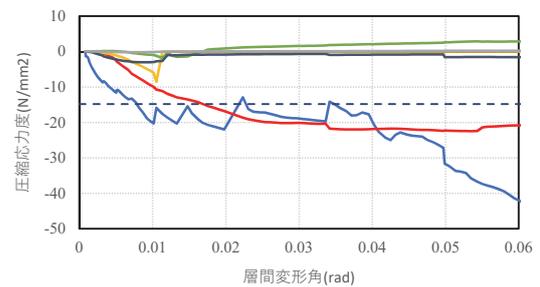
↓ C=638.5kN

1/30rad

図 4.3-44 No.1-テンションロッド CLT 端部圧縮応力度



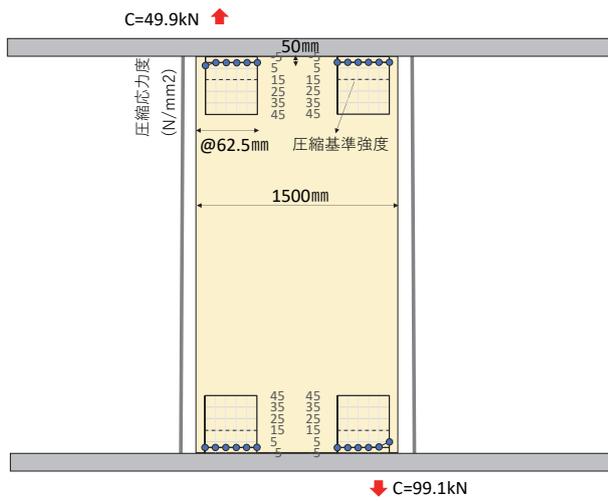
左上



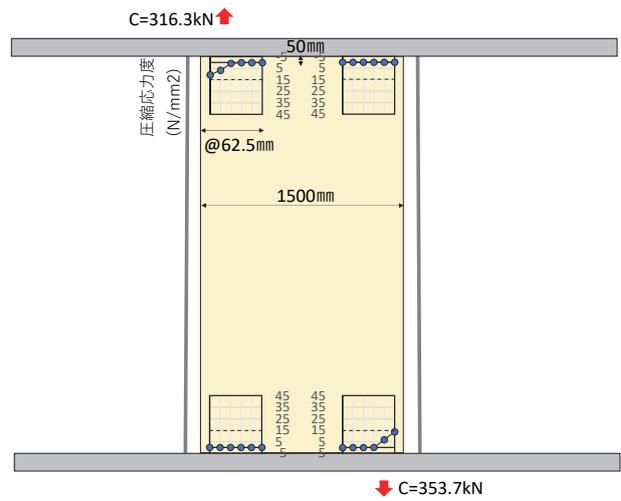
右下

図 4.3-45 No.1-テンションロッド 圧縮応力度－層間変形角関係

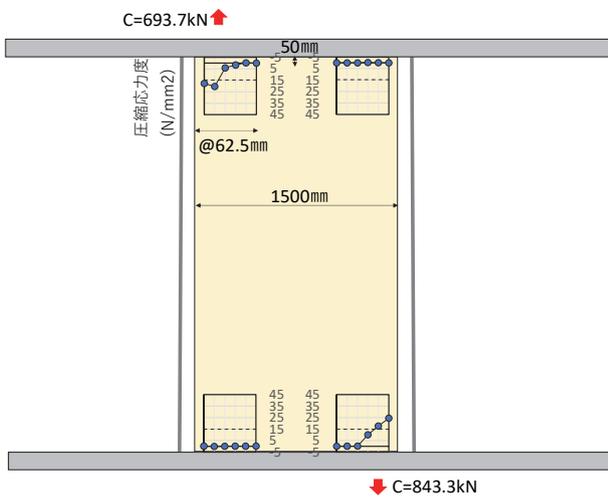
(2) No.2-フラットバー



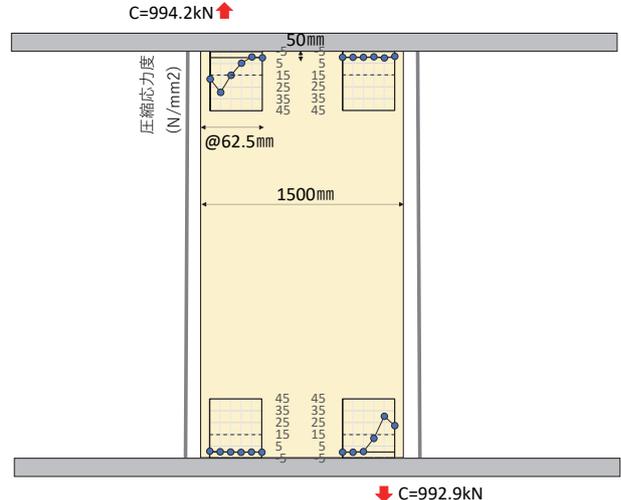
1/200rad



1/100rad

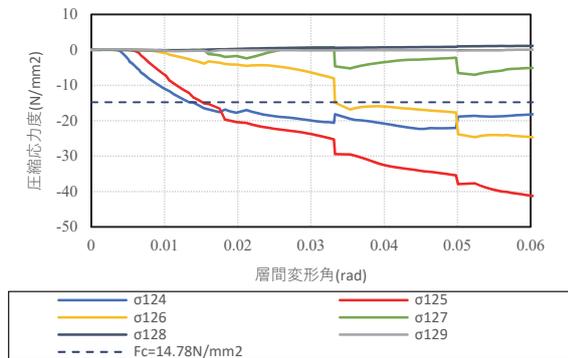


1/50rad

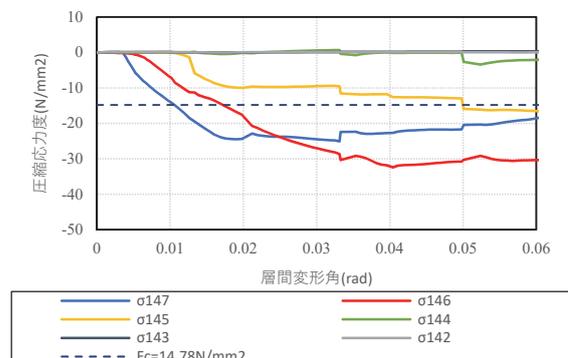


1/30rad

図 4.3-46 No.2-フラットバー CLT 端部圧縮応力度



左上



右下

図 4.3-47 No.2-フラットバー 圧縮応力度 - 層間変形角関係

(3) No.3-片側モルタルあり-24DP



図 4.3-48 No.3-片側モルタルあり-24DP CLT 端部圧縮応力度

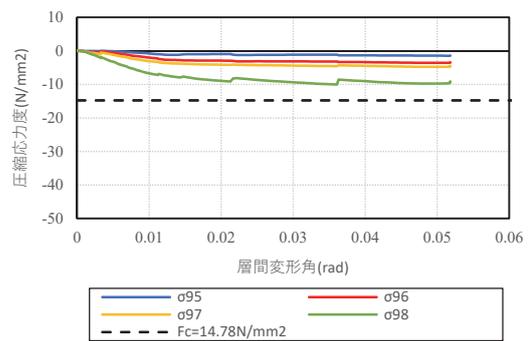
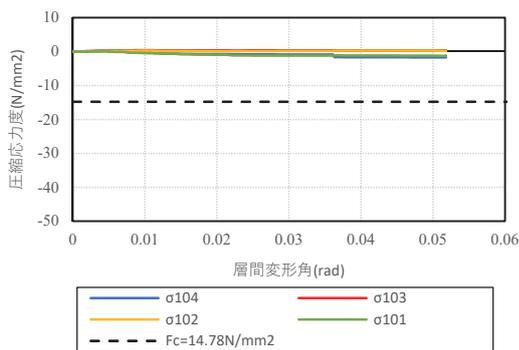


図 4.3-49 No.3-片側モルタルあり-24DP 圧縮応力度－層間変形角関係

(4) No.4-面タッチあり-24DP

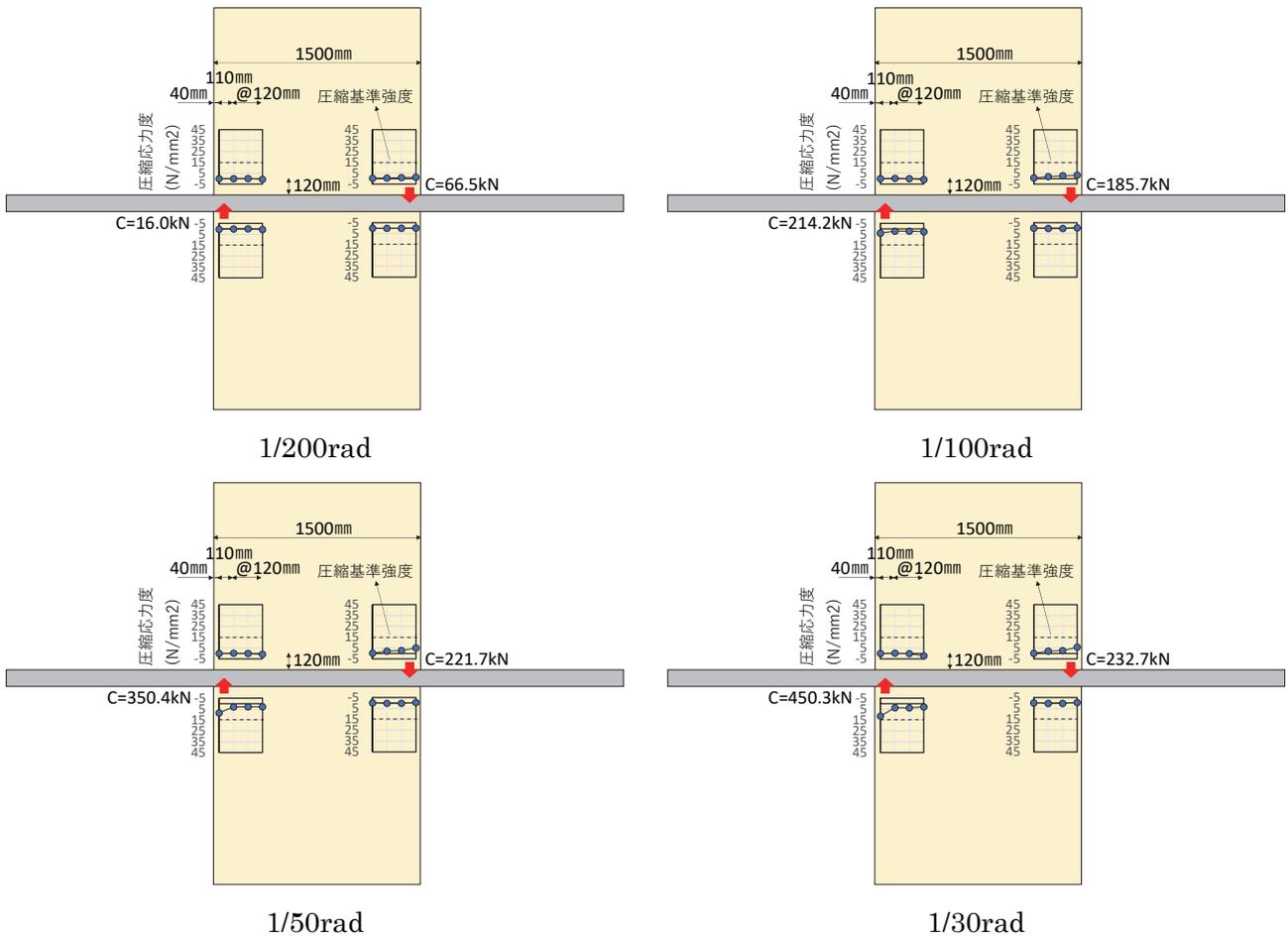


図 4.3-50 No.4-面タッチあり-24DP CLT 端部圧縮応力度

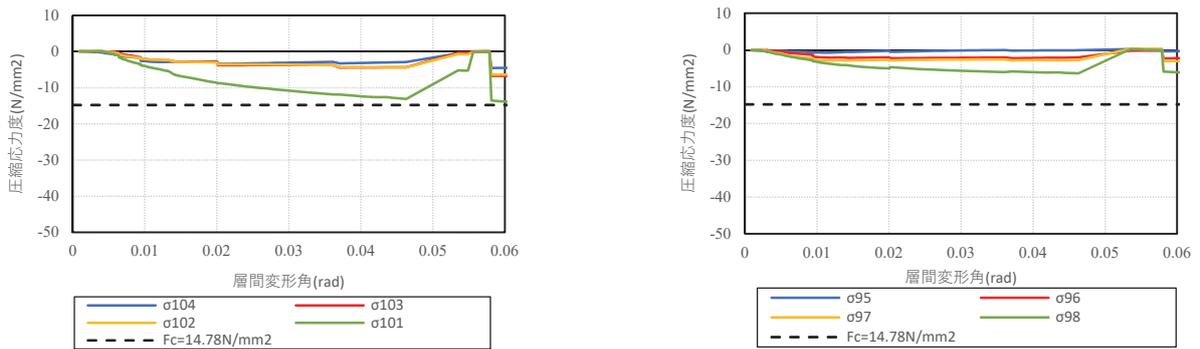
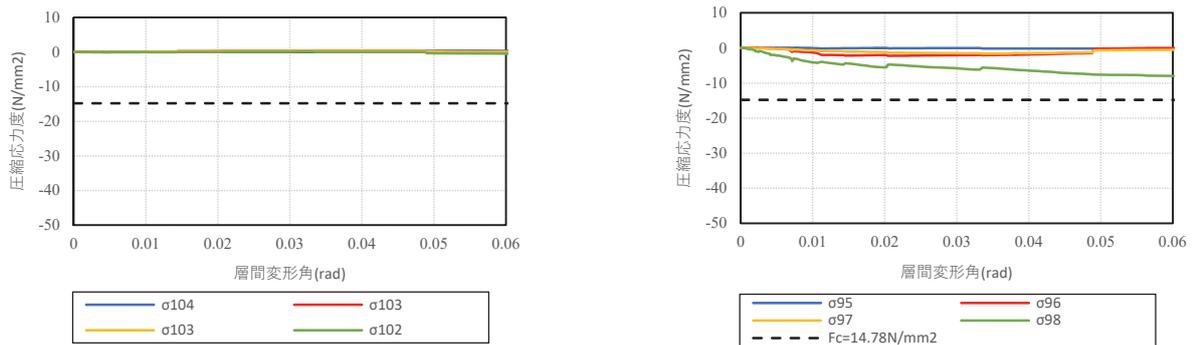


図 4.3-51 No.4-面タッチあり-24DP 圧縮応力度 - 層間変形角関係

(5) No.5-片側モルタルあり-16DP



図 4.3-52 No.5-片側モルタルあり-16DP CLT 端部圧縮応力度



下側左上

上側右下

図 4.3-53 No.5-片側モルタルあり-16DP 圧縮応力度－層間変形角関係

4. 3. 3. 5 テンション材応力

テンション材タイプの試験体について、テンション材の軸力ー層間変形角関係および引張応力度ーステップ関係を示す。引張応力度ーステップ関係には、降伏応力度 $1.1 \times F$ ($F=235\text{N/mm}^2$) も併せて示す。テンション材の軸力および応力度は図 4.3-54 に示すひずみゲージから 4.3.3.1 の方法で算出した。

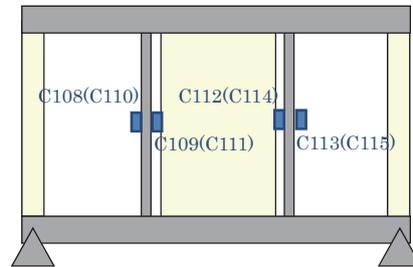
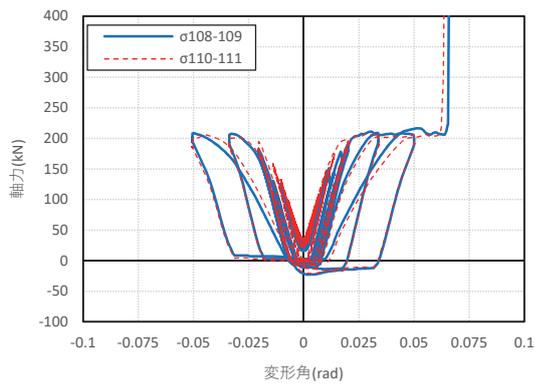


図 4.3-54 テンション材ひずみゲージ位置

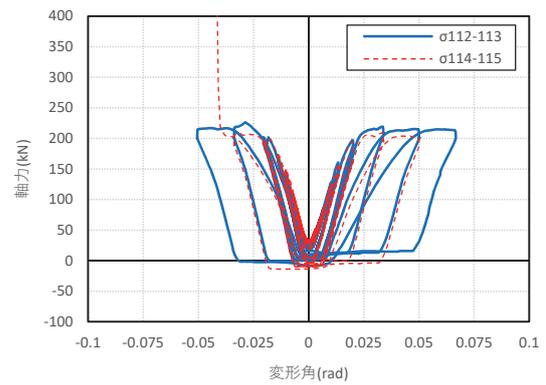
図 4.3-55~図 4.3-58 に各試験体のテンション材の軸力ー層間変形角関係および引張応力度ーステップ関係を示す。No.1-テンションロッドでは降伏応力度を上回り、No.2-フラットバーでは降伏応力度未満となり、試験体設計時に想定した破壊モードとなった。

また、テンションロッドにはほとんど引張力のみ作用しているのに対し、フラットバーには $1/50\text{rad}$ 以降に負の軸力、すなわち圧縮力がかかっている。これは、No.2 で $1/50\text{rad}$ 時に鉄骨はりが曲げ降伏した後に残留変形が生じ、フラットバーが圧縮されたためと考えられる。この影響により、前述のように、No.2-フラットバーでは、やや膨らみのある履歴特性になったと推察できる。No.1 のテンションロッドは細く、圧縮力を負担できない形状であったためフラットバーのような挙動とはならなかったと考えられる。

(1) No.1-テンションロッド

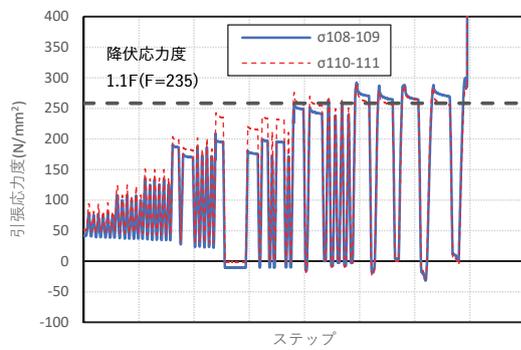


左側

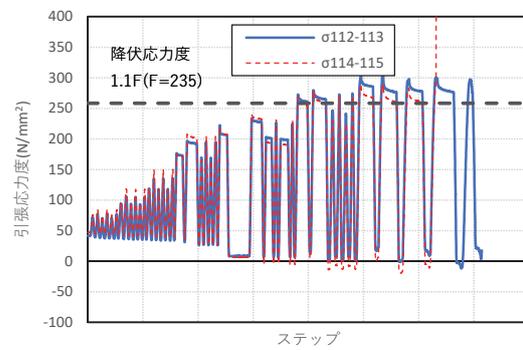


右側

図 4.3-55 テンションロッド 軸力-層間変形角関係



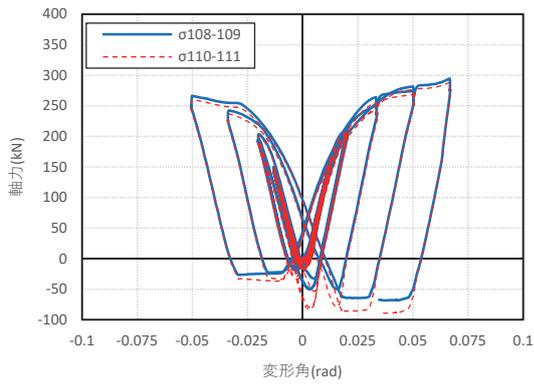
左側



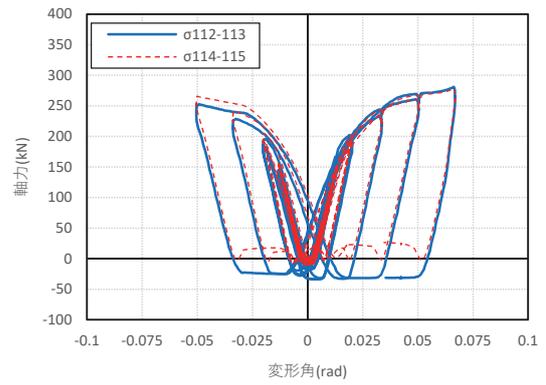
右側

図 4.3-56 テンションロッド 引張応力度-ステップ関係

(2) No.2-フラットバー

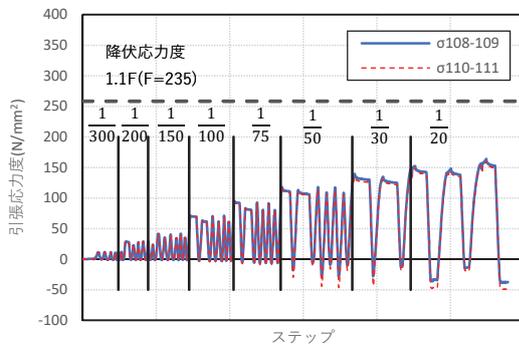


左側

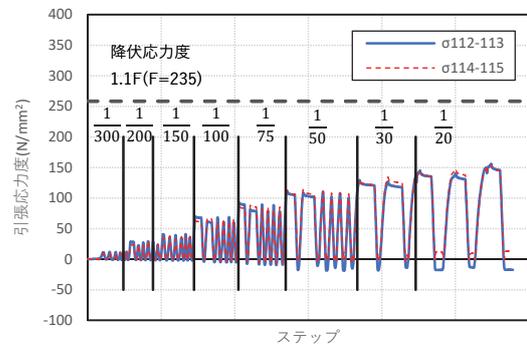


右側

図 4.3-57 フラットバー 軸力-層間変形角関係



左側



右側

図 4.3-58 フラットバー 引張応力度-ステップ関係

4. 3. 3. 6 鉄骨はりパネルゾーンのせん断変形

ドリフトピンタイプの試験体について、鉄骨はりのパネルゾーン（図 4.3-59）におけるせん断変形について検討する。せん断応力度およびせん断変形角は 4.3.3.1 の方法で算出した。

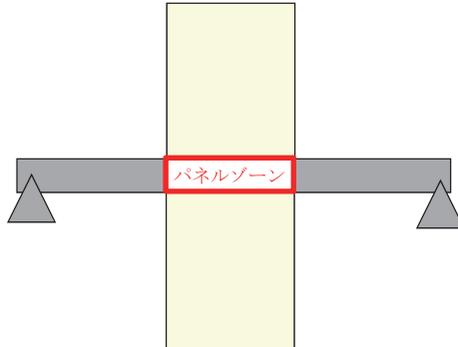
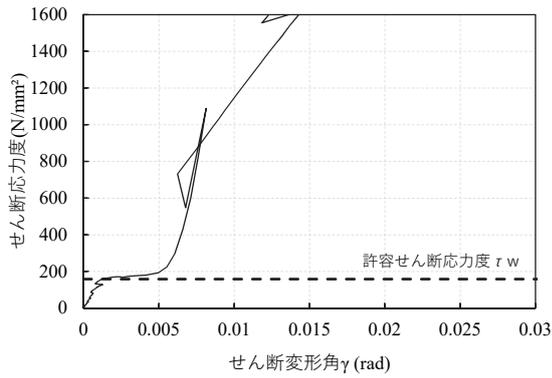


図 4.3-59 ドリフトピンタイプ パネルゾーン位置

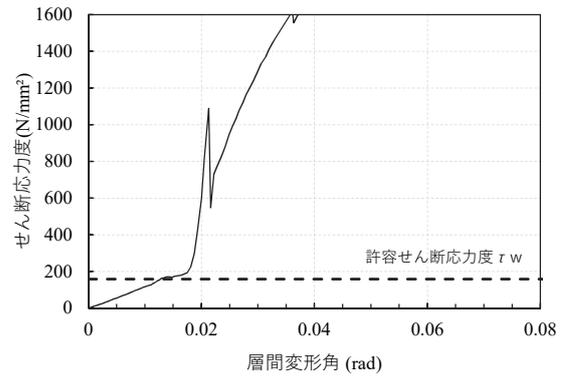
図 4.3-60~図 4.3-62 にせん断応力度—せん断変形角関係およびせん断応力度—層間変形角関係を示す。図中には、短期許容せん断応力度 $\tau_w = \sigma_y / \sqrt{3}$ (σ_y : ミルシートに記載の降伏点) も併せて示す。

実験結果より、いずれの試験体も層間変形角 $1/75\text{rad}$ 付近でせん断応力度が許容せん断応力度を上回り、せん断降伏したと考えられる。

(1) No.3-片側モルタルあり-24DP



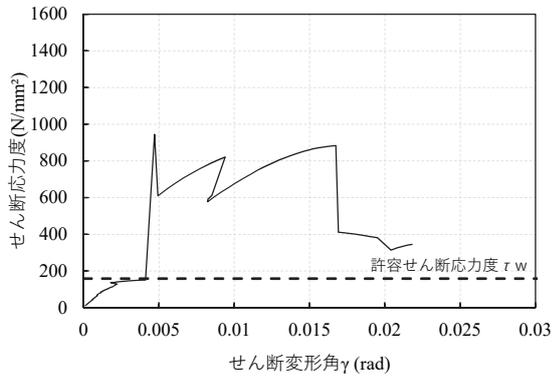
せん断応力度—せん断変形角関係



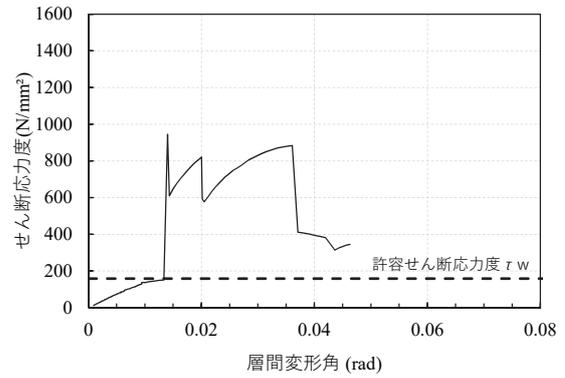
せん断応力度—層間変形角

図 4.3-60 No.3-片側モルタルあり-24DP パネルゾーンのせん断変形

(2) No.4-面タッチあり-24DP



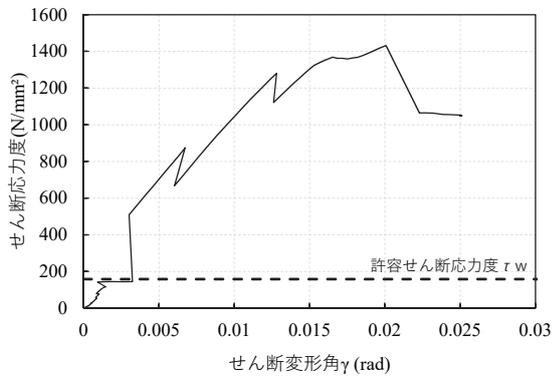
せん断応力度—せん断変形角関係



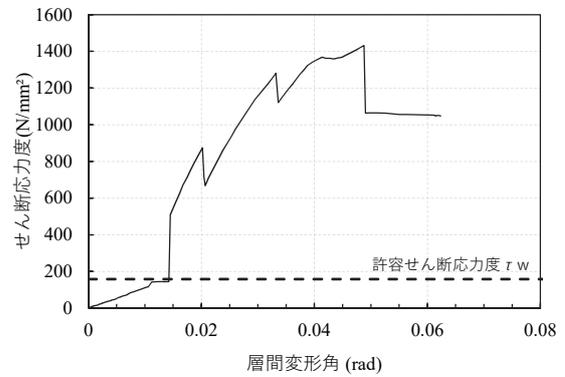
せん断応力度—層間変形角

図 4.3-61 No.4-面タッチあり-24DP パネルゾーンのせん断変形

(3) No.5-片側モルタルあり-16DP



せん断応力度—せん断変形角関係



せん断応力度—層間変形角

図 4.3-62 No.5-片側モルタルあり-16DP パネルゾーンのせん断変形

4. 3. 3. 7 CLT ロッキング変形

CLT のロッキング変形に伴う CLT 端部の沈み込みや浮き上がりを確認するため、図 4.3-63 に示す変位計から制御変形角が $\pm 1/200$ 、 $\pm 1/100$ 、 $\pm 1/50$ 、 $\pm 1/30\text{rad}$ 時の CLT 端部の鉛直変位分布を示す。鉛直変位は CLT 壁の浮き上がりを正、沈み込みを負で表している。



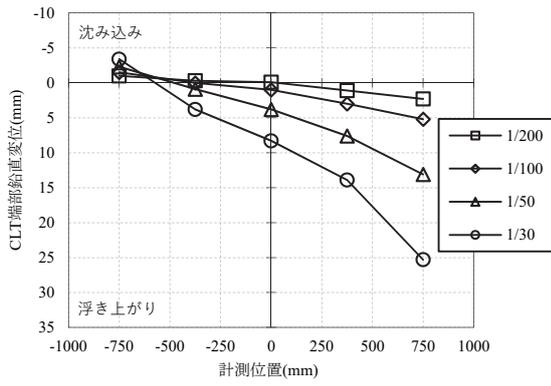
図 4.3-63 CLT 脚部変位計位置概要図

図 4.3-64~図 4.3-68 に各試験体の CLT の鉛直変位を示す。鉛直変位は、CLT 壁の浮き上がりを正で、沈み込みを負で表している。

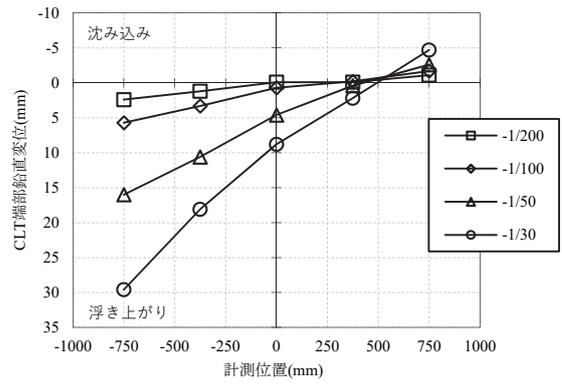
テンション材タイプの No.1、No.2 で比較すると、CLT 壁の浮き上がりは No.1 の方が大きい、沈み込みは No.2 の方が大きい。また、回転中心については、CLT 壁端部から No.1 では 150mm 付近、No.2 では 375mm 付近に位置している。これらは、テンションロッドよりフラットバーの方が CLT 壁の鉄骨はりへの拘束力が大きいためと考えられる。

ドリフトピンタイプでは、No.3、No.5 はともにモルタルのない側がある側に比べ沈み込みが大きい結果となった。No.4 では、鉛直変位は上下、左右ともに対称となっている。また、回転中心については、No.3、No.5 の上側（モルタル側）では CLT 壁端部から 625mm 付近、No.3、No.5 の下側および No.4 では CLT 壁中央付近に位置している。

(1) No.1-テンションロッド

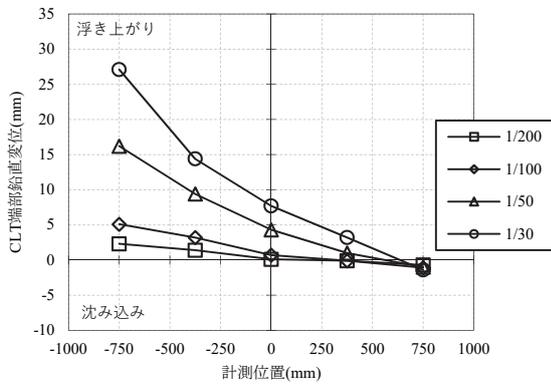


正

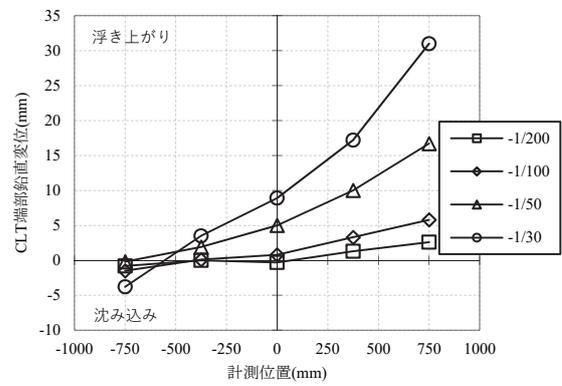


負

上 (#C4~8)



正

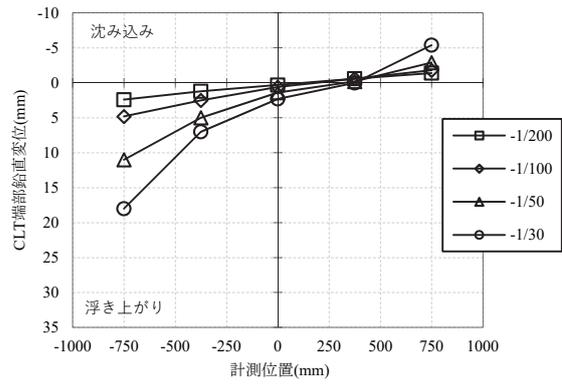
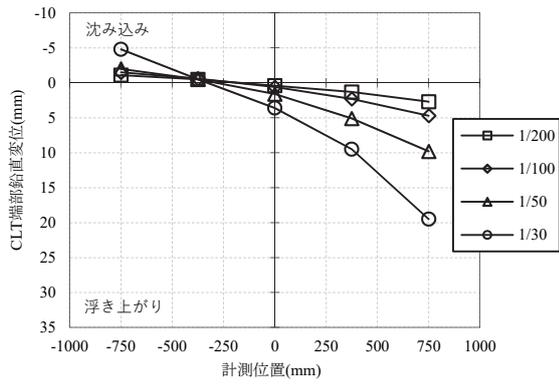


負

下 (#C9~13)

図 4.3-64 No.1-テンションロッド CLT 端部の鉛直変位分布

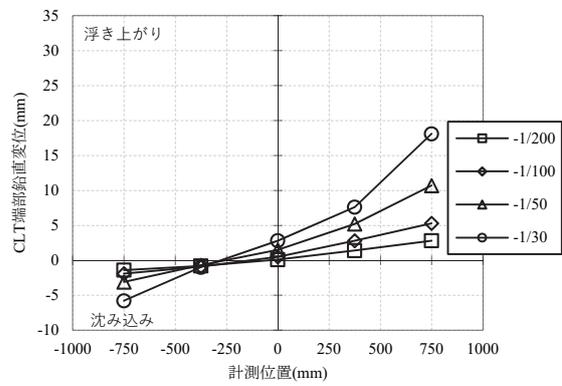
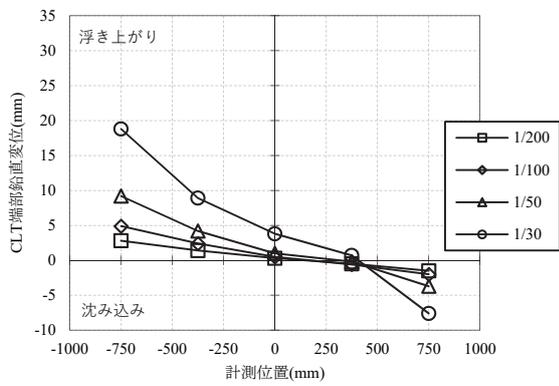
(2) No.2-フラットバー



正

負

上 (#C4~8)



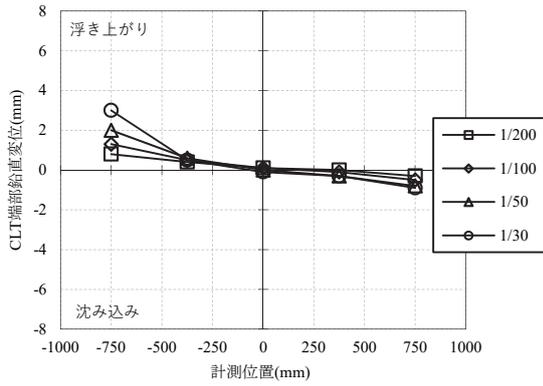
正

負

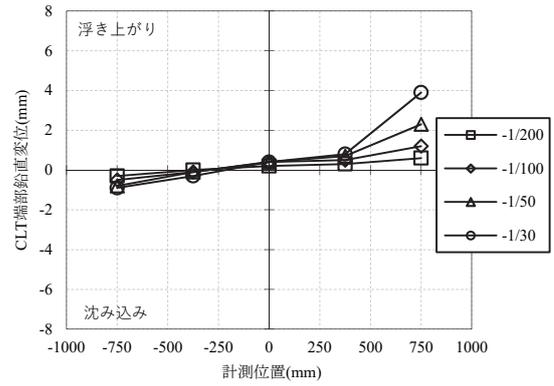
下 (#C9~13)

図 4.3-65 No.2-フラットバー CLT 端部の鉛直変位分布

(3) No.3-片側モルタルあり-24DP

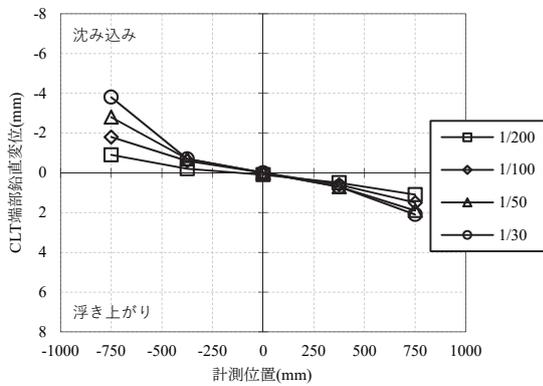


正

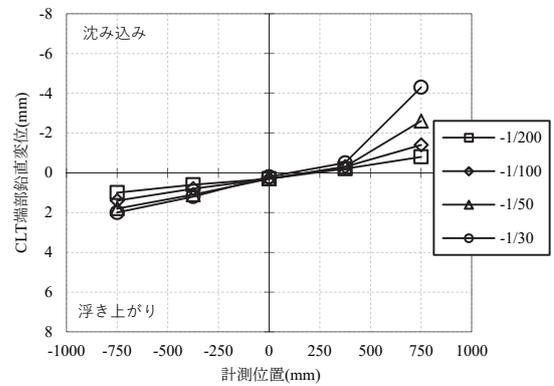


負

上側下 (#C12~16) モルタルあり



正

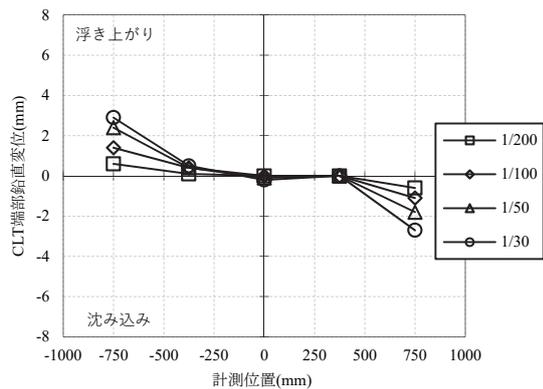


負

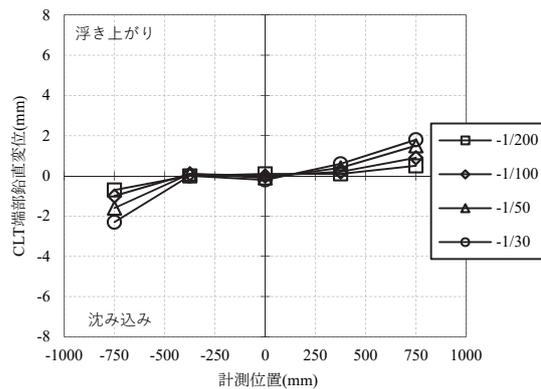
下側上 (#C17~21) モルタルなし

図 4.3-66 No.3-片側モルタルあり-24DP CLT 端部の鉛直変位分布

(4) No.4-面タッチあり-24DP

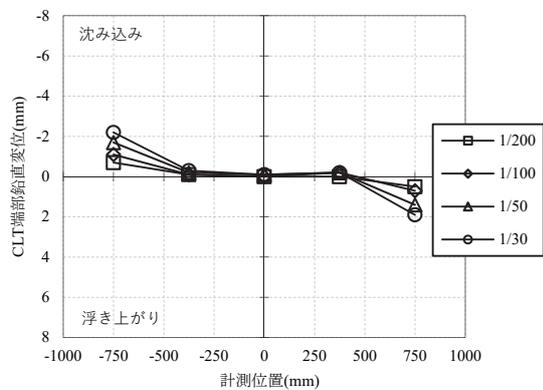


正

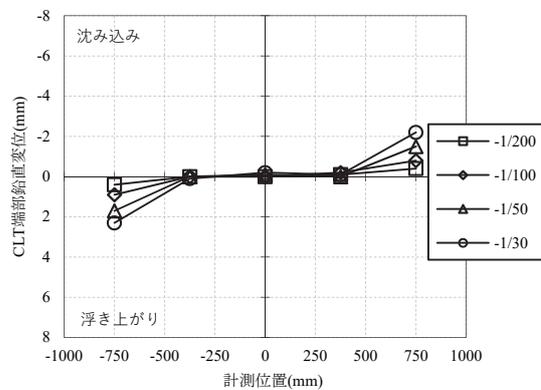


負

上側下 (#C12~16)



正

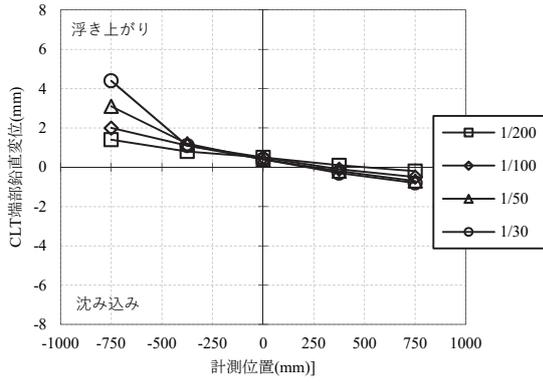


負

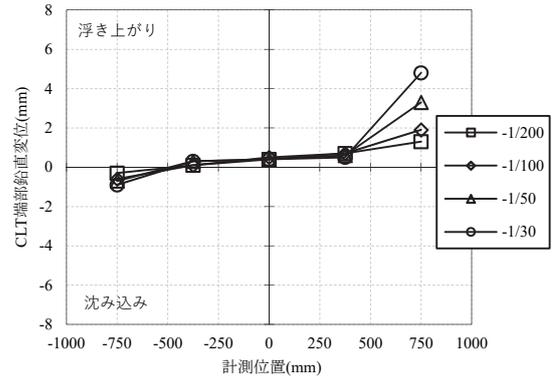
下側上 (#C17~21)

図 4.3-67 No.4-面タッチあり-24DP CLT 端部の鉛直変位分布

(5) No.5-片側モルタルあり-16DP

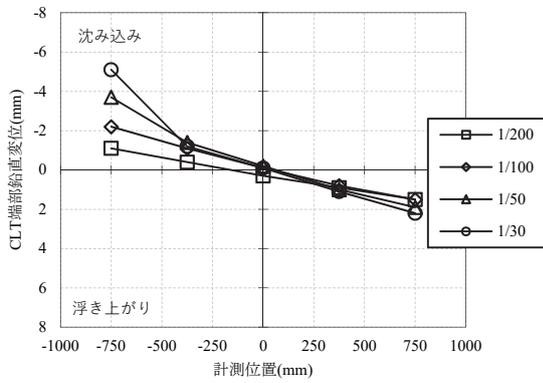


正

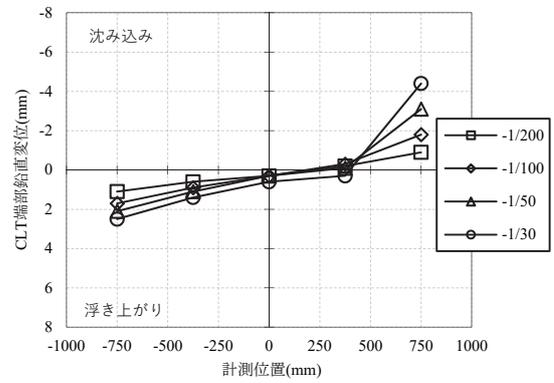


負

上側下 (#C12~16) モルタルあり



正



負

下側上 (#C17~21) モルタルなし

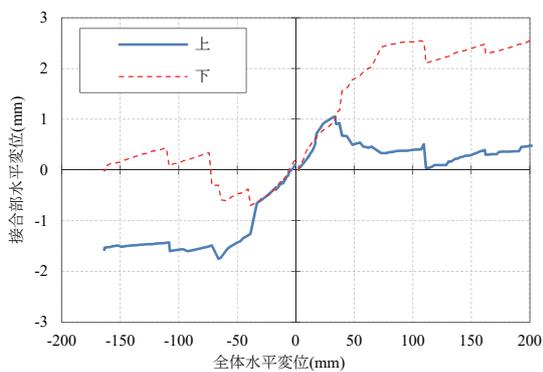
図 4.3-68 No.5-片側モルタルあり-16DP CLT 端部の鉛直変位分布

4.3.3.8 せん断接合部水平変形

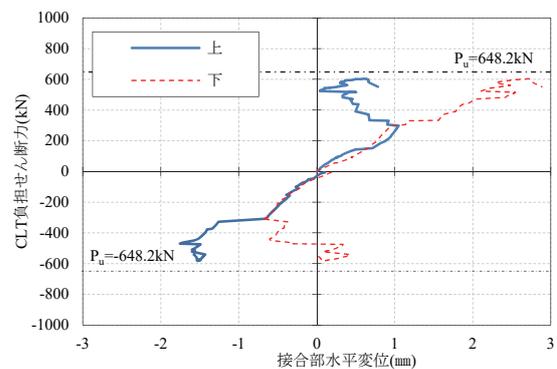
せん断接合部の挙動を確認するため、せん断接合部の水平変位を検討する。図 4.3-69~図 4.3-73 に各試験体のせん断接合部の水平変位を示す。図中には、せん断接合部の終局耐力 P_u も併せて示す。せん断接合部の終局耐力 P_u が終局の CLT 壁負担せん断力 Q_u を上回るように設計しており、ドリフトピン $\phi 20$ (SS400) 1 本あたりの終局耐力 $p_u=46.3\text{kN/本}$ にドリフトピン本数 (=14 本) を乗じて算出したせん断接合部の終局耐力は $P_u=648.2\text{kN}$ である。なお、ドリフトピンの終局強度比は 1.0 とした。

テンション材タイプの No.1、No.2 では、CLT 壁の負担せん断力がせん断接合部の終局耐力 P_u 以下となった。一方で、ドリフトピンタイプの No.3~No.5 では、CLT 壁の負担せん断力がせん断接合部の終局耐力を上回った。これは、鉄骨はり降伏後もひずみ硬化の影響で耐力上昇したこと、せん断接合部のみならず引張接合部もせん断力を負担し、設計時のせん断耐力以上の性能が発揮されたことが要因として考えられる。

なお、試験体 No.4 では、最大荷重時以降の変位が大きくなっているが、これは最大荷重時に変位計が外れたためである。

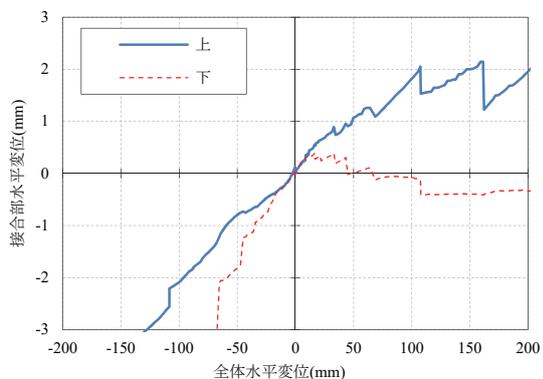


接合部水平変位—全体水平変位

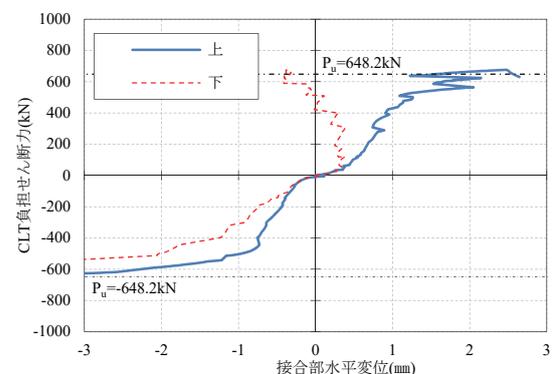


CLT 壁負担せん断力—接合部水平変位
せん断接合部水平変形

図 4.3-69 No.1-テンションロット

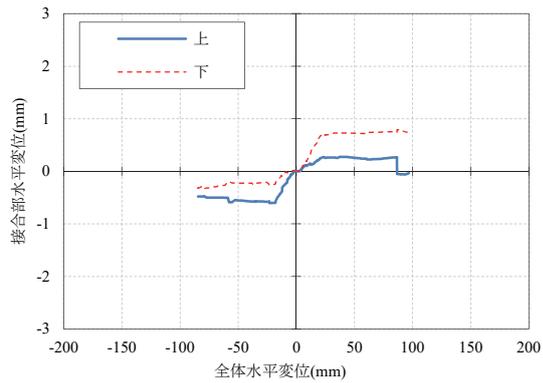


接合部水平変位—全体水平変位

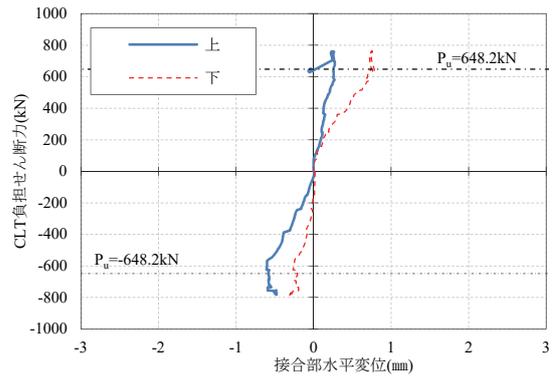


CLT 壁負担せん断力—接合部水平変位
せん断接合部水平変形

図 4.3-70 No.2-フラットバー

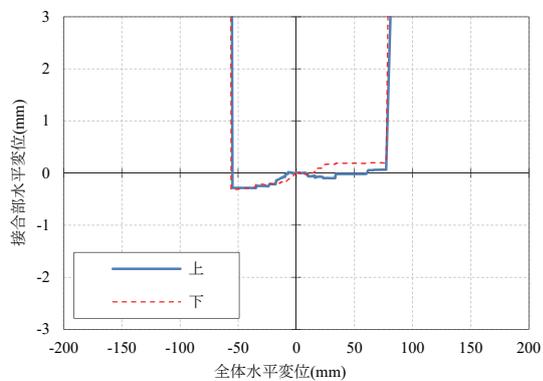


接合部水平変位－全体水平変位

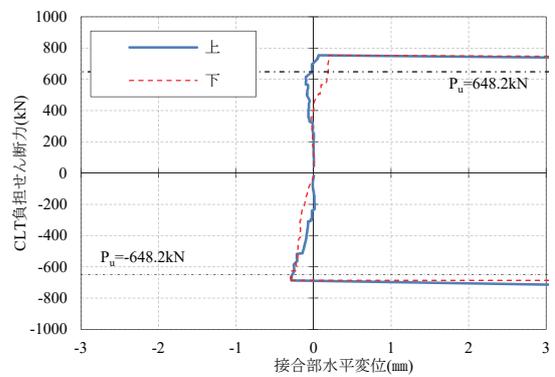


全体荷重－接合部水平変位

図 4.3-71 No.3-片側モルタルあり-24DP せん断接合部水平変形

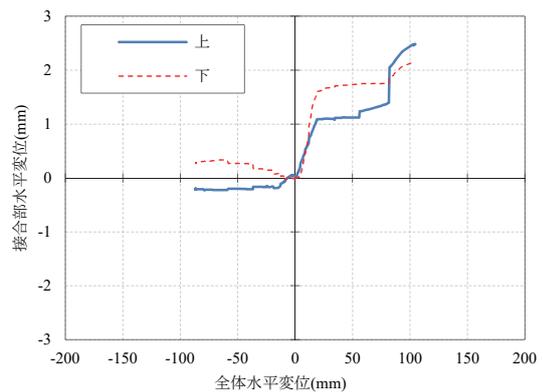


接合部水平変位－全体水平変位

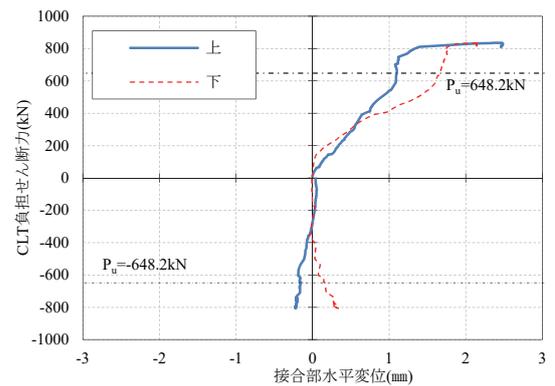


全体荷重－接合部水平変位

図 4.3-72 No.4-面タッチあり-24DP せん断接合部水平変形



接合部水平変位－全体水平変位



全体荷重－接合部水平変位

図 4.3-73 No.5-片側モルタルあり-16DP せん断接合部水平変形

4.3.3.9 ドリフトピン引張接合部

ドリフトピンタイプの各試験体の CLT 壁負担せん断力 Q から、引張接合部に作用した鉛直力 V を概算し、設計値と比較する。鉛直力 V は以下の式で表される。ここで、 $h/2$ は加力芯からはり芯位置までの距離、 j は接合部中心間距離である（図 4.3-74 参照）。

$$V = \frac{Q \times h/2}{j} \quad 4.3.3.9-1$$

図 4.3-75 に各試験体の上式により算出した鉛直力 V と接合部中心位置における鉛直変位との関係を示す。図中には、引張接合部の設計値である短期耐力 P_a と終局耐力 P_u も併せて示す。引張接合部は鉄骨はりに全塑性モーメントが生じた際の鉛直力に対して、ドリフトピン $\phi 20$ (SNR490) 一本あたりの短期耐力 p_a (No.3、No.4) または終局耐力 p_u (No.5) で設計している。なお、 p_u/p_a は 1.5 とした。引張接合部の短期耐力 P_a と終局耐力 P_u はそれぞれドリフトピン一本あたりの短期耐力 $p_a=32.9\text{kN/本}$ または終局耐力 $p_u=49.4\text{kN/本}$ にドリフトピン本数を乗じて算出した。また、横軸の鉛直変位は、鉄骨はり-CLT 壁の鉛直変位を計測していた変位計の計測値を直線補完し、接合部中心位置での鉛直変位を算出した。短期耐力 p_a で設計した No.3 と No.4 では鉛直力の最大値が短期耐力 P_a と終局耐力 P_u の間に収まった。一方で、終局耐力で設計した No.5 では鉛直力の最大値が終局耐力 P_u を上回った。これは CLT 壁やドリフトピンの材料特性が設計値よりも高かったこと、ドリフトピンの終局強度比が設計値 (=1.0) よりも大きかったことが要因として考えられる。

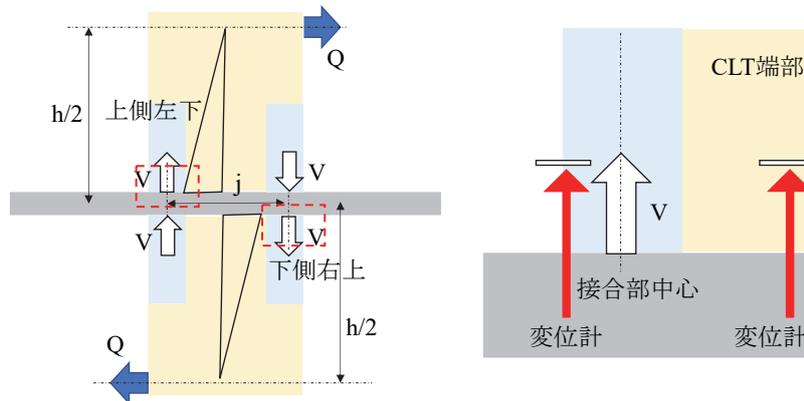
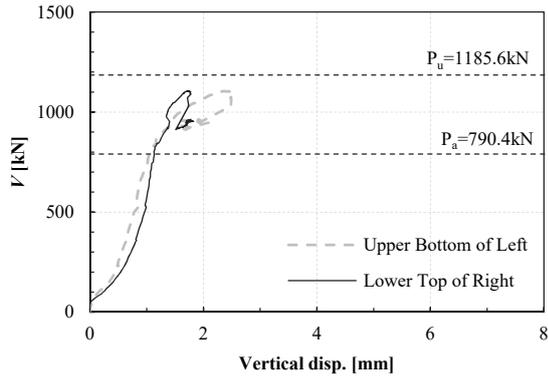
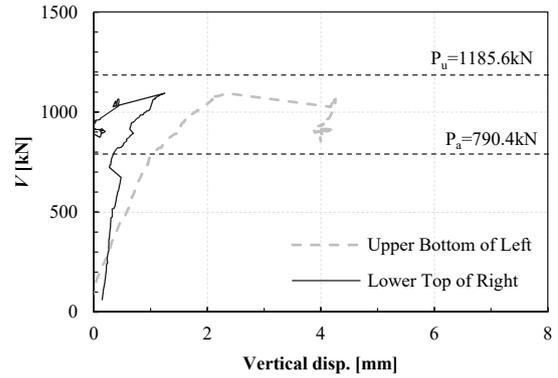


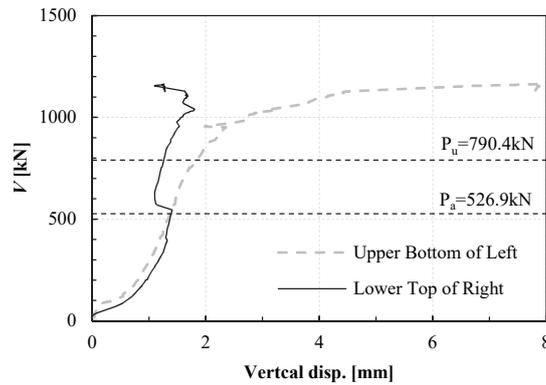
図 4.3-74 引張接合部に作用する鉛直力



(a) No.3-片側モルタルあり-24DP



(b) No.4-面タッチあり-24DP



(c) No.5-片側モルタルあり-16DP

図 4.3-75 引張接合部に作用した鉛直力と鉛直変位の関係

参考値として、表 4.3-9 に設計値と実験結果の比較を示す。 V_{max} は前述の接合部に作用した鉛直力の最大値で、 K_{test} は前述の鉛直力-鉛直変位関係から算出した剛性の平均値である。なお、No.4 の下側右上は極端に剛性が大きくなったため、上側左下の剛性を表に示す。また、 K_{design} は設計値として用いたドリフトピン一本あたりの剛性 $k=29.3\text{kN/mm}$ にドリフトピン本数を乗じて算出した値である。各試験体の鉄骨はりの全塑性モーメントに対する接合部耐力に対して、鉛直力の最大値は 1.4 倍となった。また、剛性については、No.4 のみ設計値を上回ったものの、No.3、No.5 については設計値を下回ったが、おおよそ設計値と同等の性能となった。

表 4.3-9 設計値と実験値との比較

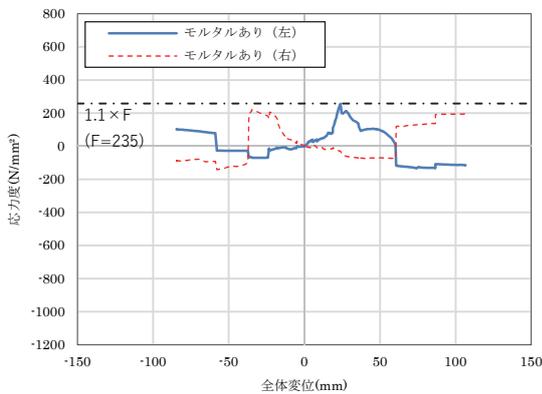
Specimen	P_a	P_u	V_{max}	V_{max}/P_a	V_{max}/P_u	K_{design}	K_{test}	K_{test}/K_{design}
	kN	kN	kN			kN/mm	kN/mm	
No.3	790.4	1185.6	1104	1.4	-	703.2	568.8	0.81
No.4	790.4	1185.6	1094	1.4	-	703.2	740.2	1.05
No.5	526.9	790.4	1163	-	1.4	468.8	466.1	0.99

4. 3. 3. 10 DP-挿入鋼板-鉄骨はり 力の伝達の違い

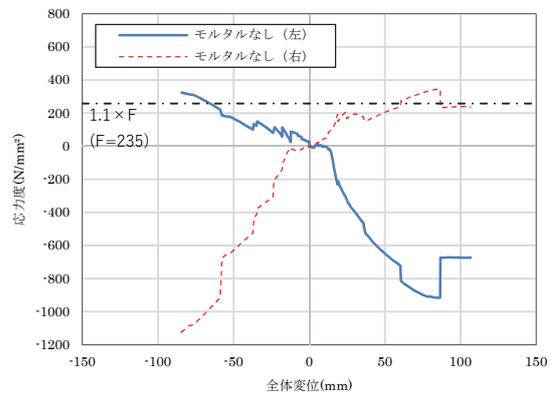
試験体 No.3、No.5 について、ドリフトピン接合部における応力の伝達方法を確認するため、図 4.3-76~ 図 4.3- 77 に挿入鋼板の引張応力度と全体水平変位との関係を示す。挿入鋼板の引張応力度は 4.3.3.1 の方法で算出した。図中には、降伏応力度 $1.1 \times F$ ($F=235\text{N/mm}^2$) を示す。図中の応力度が正の場合は挿入鋼板に引張力が、負の場合は圧縮力が作用していることを意味する。

試験体 No.3、No.5 とともに、モルタルがある側の挿入鋼板の引張応力度が小さく、モルタルによる応力負担が大きいことがわかる。また、モルタルがない側では降伏値を上回り、降伏したと考えられる。

モルタルあり側の挿入鋼板に作用した圧縮力は、モルタルなし側よりも小さく、CLT-モルタル間の面タッチによって圧縮力が伝達されていたと推察できる。

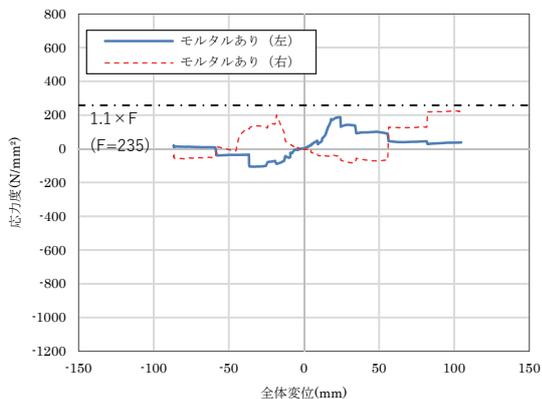


上側 (モルタルあり)

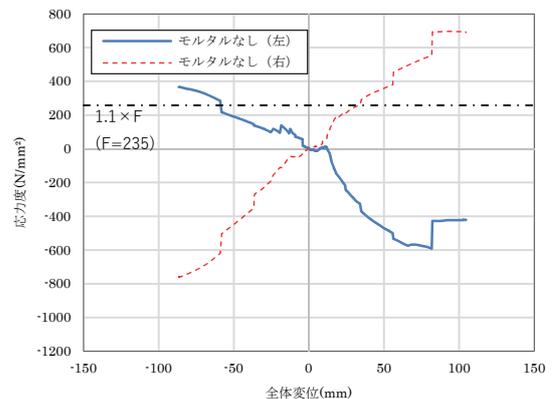


下側 (モルタルなし)

図 4.3- 76 No.3-片側モルタルあり-24DP 挿入鋼板引張応力度 - 変形関係



上側 (モルタルあり)



下側 (モルタルなし)

図 4.3- 77 No.5-片側モルタルあり-16DP 挿入鋼板引張応力度 - 変形関係

4. 3. 4 構造特性係数 D_s の検討

本項では、実大静加力実験結果を基に、各試験体の構造特性係数 D_s について検討する。鉄骨造では $D_s=0.25\sim 0.35$ であり、一方で CLT パネル工法においては、耐力壁の長さに応じて D_s が定義⁴⁾されており、 $D_s=0.40\sim 0.55$ である。また、本実験での各試験体の構造特性係数 D_s を評価することは今後、CLT 耐力壁と鉄骨はりとの併用構造を普及させるためにも重要である。

そこで、本項では塑性率 μ を用いた方法と累積塑性変形倍率 η を用いた方法、さらに、参考値として減衰を考慮した方法のそれぞれで D_s を評価し、各試験体の適切な D_s を求めることを目的とする。また、テンション材タイプとドリフトピンタイプの D_s を比較し、両タイプの性能の適切な評価を試みる。

4. 3. 4. 1 等価粘性減衰定数

本実験結果のせん断力 (Q) - 層間変形 (δ) 関係から以下の式より等価粘性減衰定数 h_{eq} を求められる。

$$h_{eq} = \frac{1}{4\pi} \cdot \frac{\Delta W}{W_{eq}} \quad 4.3.4-1$$

$$W_{eq} = \frac{1}{2} k_e a^2 \quad 4.3.4-2$$

ここで、

ΔW : 履歴ループの 1 サイクルの面積 (図 4.3.4-1 参照)

W_{eq} : 等価ポテンシャルエネルギー (図 4.3.4-1 参照) である。

各試験体の特定変形角時の履歴ループをそれぞれ抽出し、上式より等価粘性減衰定数 h_{eq} を評価した。これにより、各試験体の減衰を考慮して性能を評価することができる。

図 4.3.4-2 に層間変形角と等価粘性減衰定数 h_{eq} との関係を示す。テンション材タイプの No.1、No.2 では $1/50\text{rad}$ 以降の等価粘性減衰定数が $h_{eq}=0.06\sim 0.21$ となったが、ドリフトピンタイプの No.3、No.4、No.5 では $h_{eq}=0.19\sim 0.52$ となり、ドリフトピンタイプの試験体の方が大きくなった。これは、テンション材タイプではスリップ型の履歴特性であったのに対して、ドリフトピンタイプでは紡錘型に近い履歴特性であったことに起因すると考えられる。

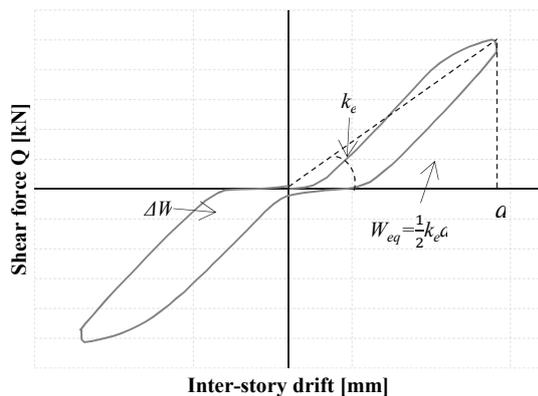


図 4.3.4-1 等価粘性減衰定数の求め方

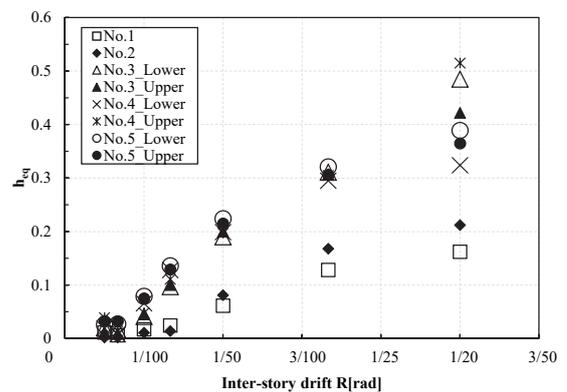


図 4.3.4-2 等価粘性減衰定数 h_{eq} と層間変形角 R との関係

4. 3. 4. 2 塑性率を用いた D_s の評価手法 (方法①)

CLT の設計・施工マニュアルに準じた方法によると、構造特性係数 D_s は以下の式で表される。ここで、 μ は塑性率であり、各試験体のせん断力 (Q) - 層間変形 (δ) 関係の包絡線から履歴面積 W に等価な完全バイリニアを定義することで算定できる (図 4.3.4-3 参照)。

$$D_s = \frac{1}{\sqrt{2\mu - 1}} \quad 4.3.4-3$$

$$\mu = \frac{\delta_u}{\delta_y} = \frac{Q \cdot \delta_u}{2(Q \cdot \delta_u - W)} \quad 4.3.4-4$$

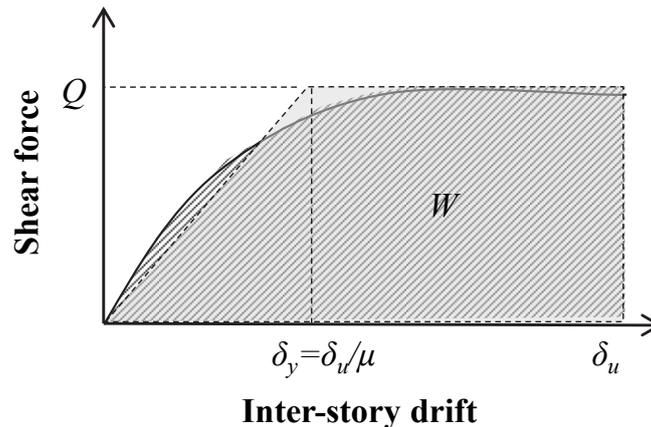


図 4.3.4-3 面積等価な完全バイリニアと塑性率 μ の関係

4. 3. 4. 3 累積塑性変形倍率を用いた D_s の評価手法 (方法②)

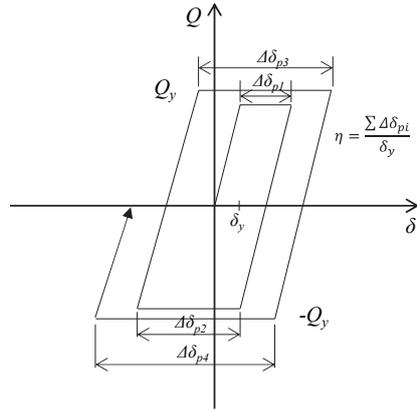
方法①では、各試験体の履歴特性を反映することは難しいが、履歴特性を反映した構造特性係数 D_s の評価も重要であると考えられる。そこで、鉄骨造建築物の耐震性を評価する際に広く用いられている方法として、文献 4-2) を参考にしつつ、累積塑性変形倍率 η を用いた方法 (方法②) により、 D_s の評価を試みた。累積塑性変形倍率 η は履歴吸収エネルギーあるいはそれを弾性ひずみエネルギーの 2 倍の量で無次元化した指標で、完全弾塑性型の復元力特性の場合は、図 4.3.4-4 (a) のようになる。また、繰り返し履歴と最大塑性率 μ の関係は図 4.3.4-4 (b) に示すようになり、累積塑性変形倍率 η は以下の式であらわされる。テンション材タイプはスリップ型、ドリフトピンタイプは完全弾塑性型の式より累積塑性変形倍率 η を算出することとした。

$$\eta = 2(\mu - 1) \text{ (スリップ型、テンション材タイプ)} \quad 4.3.4-5$$

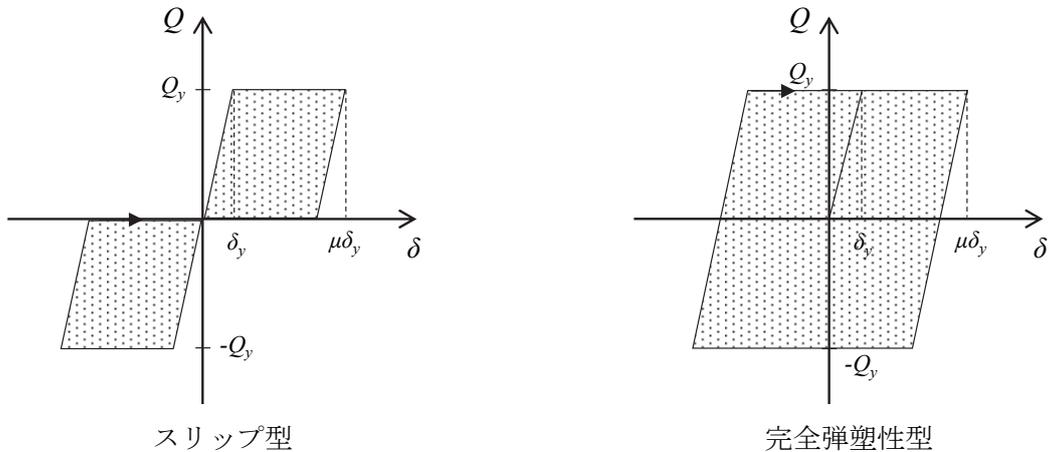
$$\eta = 4(\mu - 1) \text{ (完全弾塑性型、ドリフトピンタイプ)} \quad 4.3.4-6$$

上記の累積塑性変形倍率 η を用いて構造特性係数 D_s を求める式は以下のようなになる。

$$D_s = \frac{1}{\sqrt{2\eta + 1}} \quad 4.3.4-7$$



(a) 累積塑性変形倍率 η



(b) 累積塑性変形倍率 η と最大塑性率 μ との関係

図 4.3.4-4 累積塑性変形倍率 η と塑性率 μ の関係

4. 3. 4. 4 塑性率と等価粘性減衰定数を用いた D_s の評価手法 (方法③)

文献 4-3) を参考にし、塑性率 μ と等価粘性減衰定数 h_{eq} の効果を考慮した方法 (方法③) により、 D_s の評価を試みた。

塑性率 μ と等価粘性減衰定数 h_{eq} の効果を考慮し、以下の式により算定した。

$$D_s = \frac{F_h}{\sqrt{2\mu - 1}} \quad 4.3.4-8$$

$$F_h = \frac{1.5}{1 + 10h_{eq}} \quad 4.3.4-9$$

ここで、 μ は塑性率であり、最大荷重時の変形角を含む履歴曲線に対して、方法①と同様の手法で算出することができる。

4. 3. 4. 5 D_s の算定結果

表 4.3-10 構造特性係数 D_s の算定結果

Type	Specimen	Ductility factor μ	D_s (Method①)	D_s (Method②)	Ductility factor μ	h_{eq}	D_s (Method③)	
Tension material	No.1	3.20	0.43	0.32	3.15	0.16	0.25	
	No.2	3.19	0.43	0.32	2.29	0.21	0.25	
Drift-pin	No.3	Mortar	4.29	0.36	0.19	3.00	0.42	0.13
		No mortar	4.76	0.34	0.18	3.27	0.49	0.11
	No.4	Upper	6.84	0.28	0.15	2.92	0.52	0.11
		Lower	6.49	0.29	0.14	4.63	0.32	0.12
	No.5	Mortar	4.08	0.37	0.21	3.99	0.37	0.12
		No mortar	3.78	0.39	0.20	3.04	0.39	0.14

表 4.3-10 に 3 つの方法による D_s の算定結果を一覧で示す。方法①と方法②における塑性率 μ は履歴曲線の包絡線を完全弾塑性置換して算出した値とし、一方で、方法③における塑性率 μ 、等価粘性減衰定数 h_{eq} は最大荷重時の変形角を含むサイクルにおいて算定したものである。方法①による結果についてみると、テンション材タイプの No.1,2 は従来の CLT パネル工法と同等の D_s となり、ドリフトピンタイプの No.3~5 は従来の CLT パネル工法より低い D_s となった。次いで、方法②による結果についてみると、テンション材タイプの No.1,2 は従来の CLT パネル工法よりやや低い D_s となり、ドリフトピンタイプの No.3~5 は鉄骨ラーメン構造の D_s より低い結果となった。一方、参考値として算出した方法③による結果についてみると、テンション材タイプの No.1,2 は鉄骨ラーメン構造の $D_s=0.25$ と同等の値となり、ドリフトピンタイプの No.3~5 は鉄骨ラーメン構造の D_s を下回る結果となった。

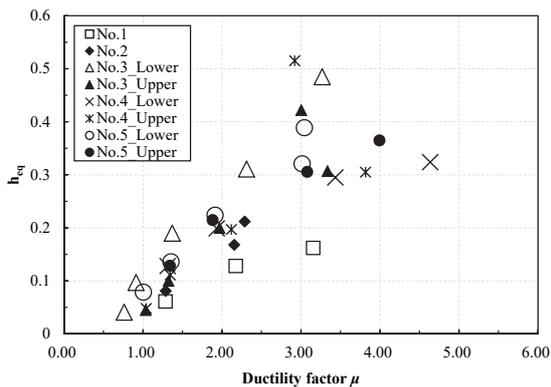


図 4.3.4-5 塑性率 μ と等価粘性減衰定数 h_{eq} との関係

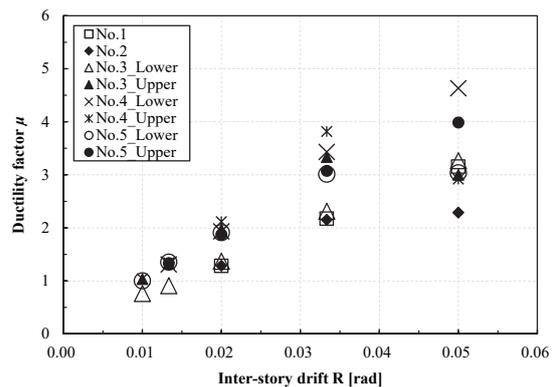


図 4.3.4-6 層間変形角 R と塑性率 μ との関係

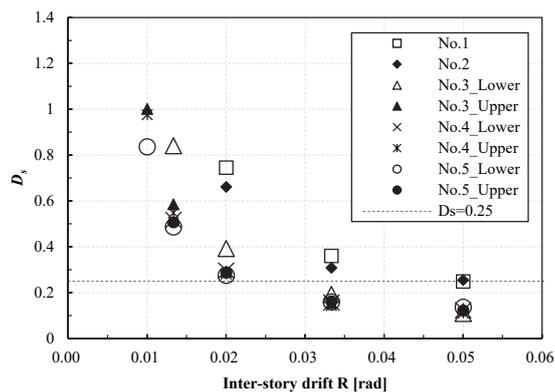


図 4.3.4-7 方法③における層間変形角 R と D_s との関係

図 4.3.4-5 に塑性率 μ と等価粘性減衰定数 h_{eq} との関係を、図 4.3.4-6 に層間変形角 R と塑性率 μ との関係を、図 4.3.4-7 に方法③における層間変形角 R と D_s との関係を示す。図 4.3.4-5 より、塑性率 μ が増加すると、等価粘性減衰定数 h_{eq} も増加する傾向がみられ、テンション材タイプよりもドリフトピンタイプの増加率が高くなった。図 4.3.4-6 より、層間変形角が増加するとともに塑性率 μ も増加する傾向がみられ、方法③においては、図 4.3.4-7 で示されるように、層間変形角が増加するとともに D_s が低下する結果となった。テンション材タイプでは $1/30\text{rad}$ 以降の変形角で CLT パネル工法の $D_s=0.40$ を下回り、 $1/20\text{rad}$ では鉄骨造と同等の $D_s=0.25$ となった。一方で、ドリフトピンタイプの No.3~5 では層間変形角が $1/50\text{rad}$ を超えたところで、CLT パネル工法の $D_s=0.40$ を下回り、 $1/30\text{rad}$ 以降の変形角で鉄骨造と同等の $D_s=0.25$ となった。

以上より、どちらの評価方法においても、ドリフトピンタイプの No.3~5 では、テンション材タイプの No.1,2 よりも D_s が低くなり、ドリフトピンタイプの方が変形性能の高い構造であるといえる。また、テンション材タイプは CLT パネル工法と、ドリフトピンタイプは鉄骨造と同等の変形性能を有すると考えられる。

4.3.5 はりのせん断力・CLTの圧縮合力

力のつり合いから求めた圧縮合力やせん断力と計測値とを比較し、各層間変形角での力の流れを把握することを目的とする。

(1) テンション材タイプ

凡例を図 4.3.5-1 に示す。計測した曲げモーメント・軸力・せん断力よりはりのせん断力・CLT の圧縮合力を算出した。はり中央部のせん断力 $Q_{はり上}$ 、 $Q_{はり下}$ は、ひずみゲージから求めたパネルゾーンのモーメントの傾きより算出した。CLT の圧縮合力 C_{CLT} の算出方法は以下に示す。

実験結果(4.3.3.3 曲げモーメント分布)より、上下の鉄骨はりでモーメント分布が概ね一致していたことから、CLT の反曲点高さ比は0.5と仮定する。

$$M_{CLT} = Q_{CLT} \times \frac{h}{2} \quad 4.3-1$$

偶力によるモーメントと CLT のモーメントのつり合いより

$$C_{CLT} \times j = 2 \times M_{CLT} \quad 4.3-2$$

$$C_{CLT} = \frac{2 \times M_{CLT}}{j} = \frac{Q_{CLT} \times h}{j} \quad 4.3-3$$

ここで、 M_{CLT} : CLT 負担せん断力によって生じるモーメント

Q_{CLT} : CLT 負担せん断力

h : CLT 高さ=2900(mm)

j : CLT 上下の圧縮領域の合力の重心(中立軸から 2/3 の位置)間距離

No.1 では、中立軸が CLT 壁端部より 150mm の位置であるから

$$j_{No.1} = \left(150 \times \frac{2}{3}\right) \times 2 + (w - 150 \times 2) = 1400$$

No.2 では、中立軸が CLT 壁端部より 375mm の位置であるから

$$j_{No.2} = \left(375 \times \frac{2}{3}\right) \times 2 + (w - 375 \times 2) = 1250$$

ここで、 w : CLT 幅=1500(mm)

また、図中の () で示した値は実験値より求められた値である。テンション材位置でのはりのモーメントについては、実験値はテンション材のガセットプレートよりも外側に設置したひずみゲージの計測値であるため、線形にひずみが増加すると仮定してガセットプレート位置でのひずみを求め算出した。さらに、パネルゾーン位置のモーメントの傾きより、せん断力を算出した。

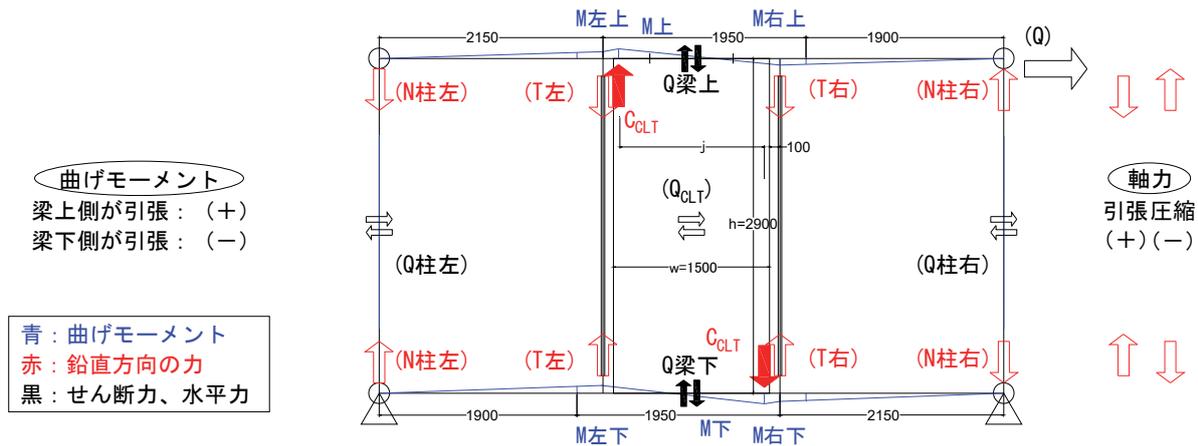


図 4.3.5- 1 テンション材タイプ 凡例

図 4.3.5- 2、図 4.3.5- 3 に力のつり合いから求めたはりのせん断力・CLT の圧縮合力を、図 4.3.5- 4 に各変形角時の CLT 圧縮合力の計算値と実験値との比較を示す。ここでの実験値とは、4.3.3.4 CLT 圧縮応力度分布で示したひずみゲージより求めた圧縮合力をいう。

No.1 では、1/75rad までは計算値と実験値が概ね一致しているが、それ以降は計算値が実験値を上回っている。一方 No.2 では、全ての変形角において計算値が実験値を上回っており、テンションロッドの値より大きくなっている。これは、実験ではひずみを計測することができない最端部での圧縮合力負担が大きかったためと推察される。また、テンション材の拘束力の違いによる CLT 回転中心位置の違いにより、計算値は No.2 が No.1 を上回った。

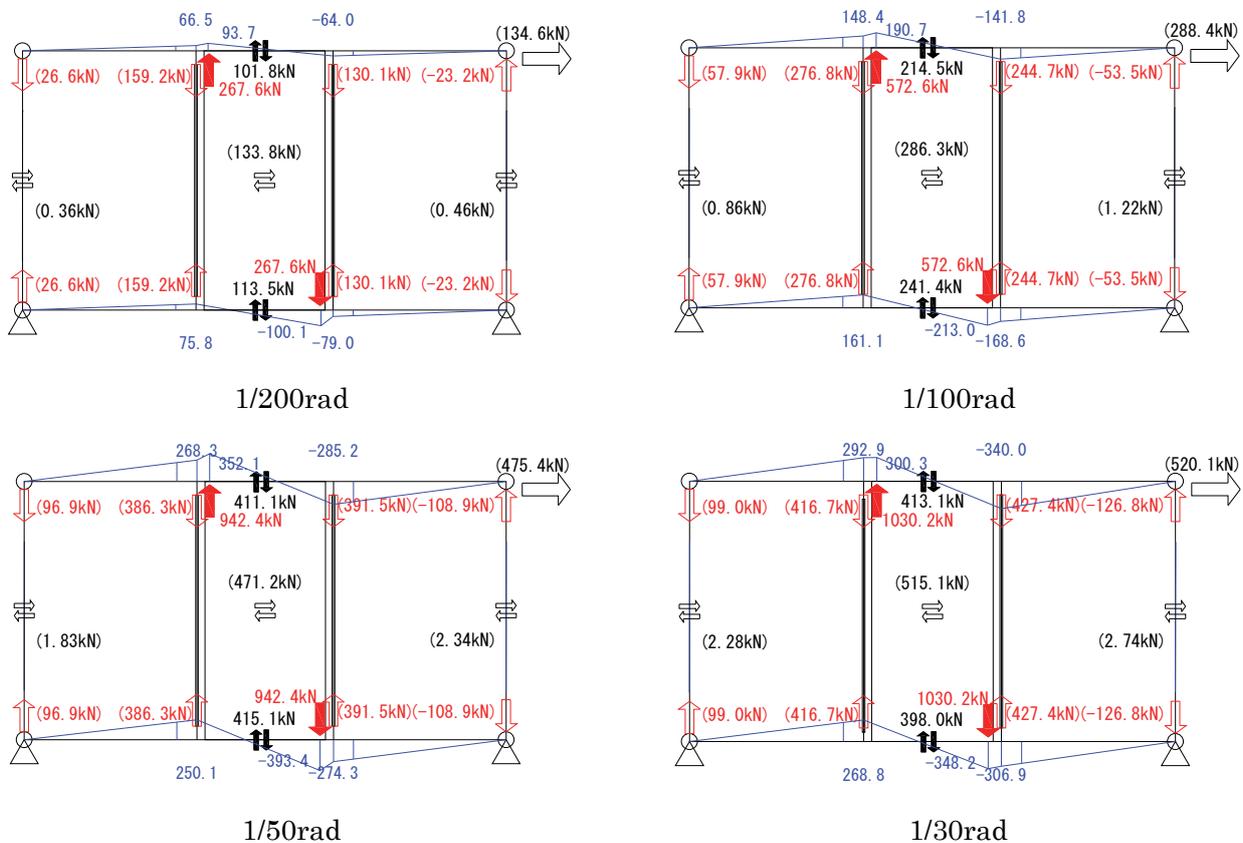
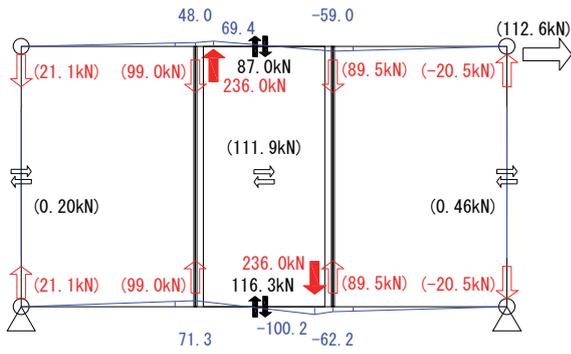
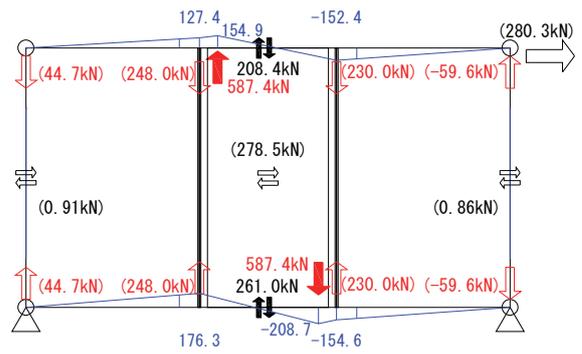


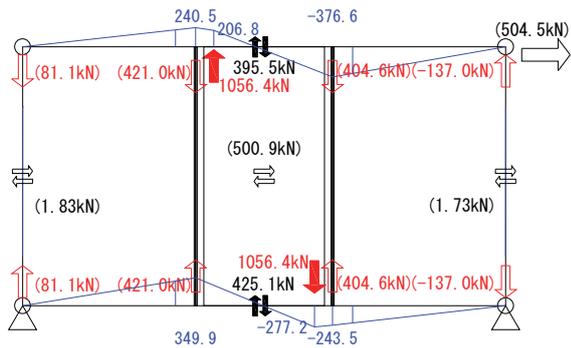
図 4.3.5- 2 No.1-テンションロッド はりのせん断力・CLT の圧縮合力



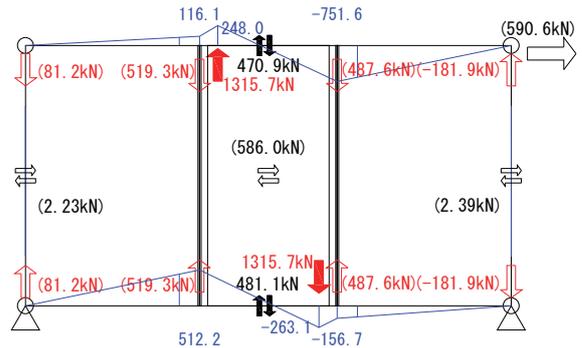
1/200rad



1/100rad

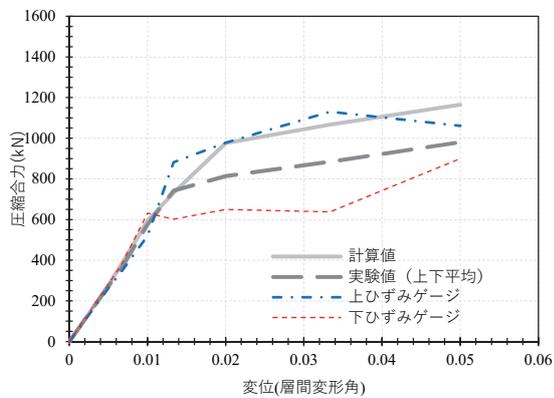


1/50rad

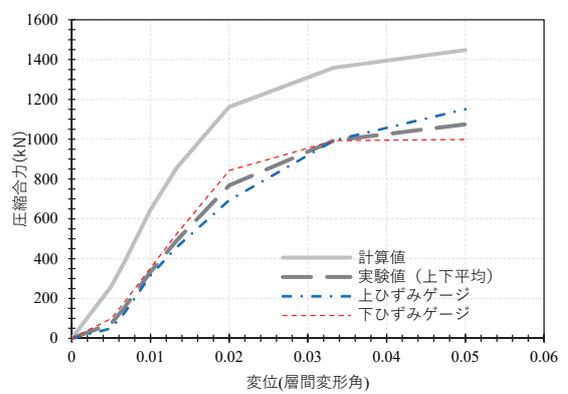


1/30rad

図 4.3.5- 3 No.2-フラットバー はりのせん断力・CLT の圧縮合力



No. 1-テンションロッド



No. 2-フラットバー

図 4.3.5- 4 テンション材タイプ CLT 圧縮合力 計算値と実験値の比較

(3) ドリフトピンタイプ

凡例を図 4.3.5- 5 に示す。計測した曲げモーメント・軸力・せん断力よりはりのせん断力・CLT の圧縮合力を算出した。はり中央部のせん断力 $Q_{はり}$ は、ひずみゲージから求めたパネルゾーンのモーメントの傾きより算出した。CLT の圧縮合力 C_{CLT} の算出方法は以下に示す。

$$M_{CLT上} = Q_{上} \times h \quad 4.3- 4$$

偶力によるモーメントと CLT のモーメントのつり合いより

$$C_{CLT上} \times j = M_{CLT上} \quad 4.3- 5$$

$$C_{CLT上} = \frac{M_{CLT上}}{j} = \frac{Q_{上} \times h}{j} \quad 4.3- 6$$

同様に $C_{CLT下}$ も求める。

ここで、 $M_{CLT上}$ ：CLT 負担せん断力によって生じるモーメント

$Q_{上}$ ：上側ジャッキ水平力

h ：加力点位置=1450(mm)

j ：圧縮領域の合力の重心（中立軸から $\frac{2}{3}$ の位置）とドリフトピン引張接合部中心間の距離

ここで、ドリフトピン引張接合部中心は CLT 端部から 175mm である。

No.3、No.5 の上側では、中立軸が CLT 壁端部より 625mm の位置であるから

$$j_{\text{モルタルあり}} = \left(\frac{w}{2} - 625 \right) + 625 \times \frac{2}{3} + \left(\frac{w}{2} - 175 \right) = 1116$$

No.3、No.5 の下側、No.4 では、中立軸が CLT 壁中央の位置であるから

$$j_{\text{モルタルなし}} = \frac{w}{2} \times \frac{2}{3} + \left(\frac{w}{2} - 175 \right) = 1075$$

ここで、 w ：CLT 幅=1500(mm)

また、図中の () で示した値は実験値より求められた値である。

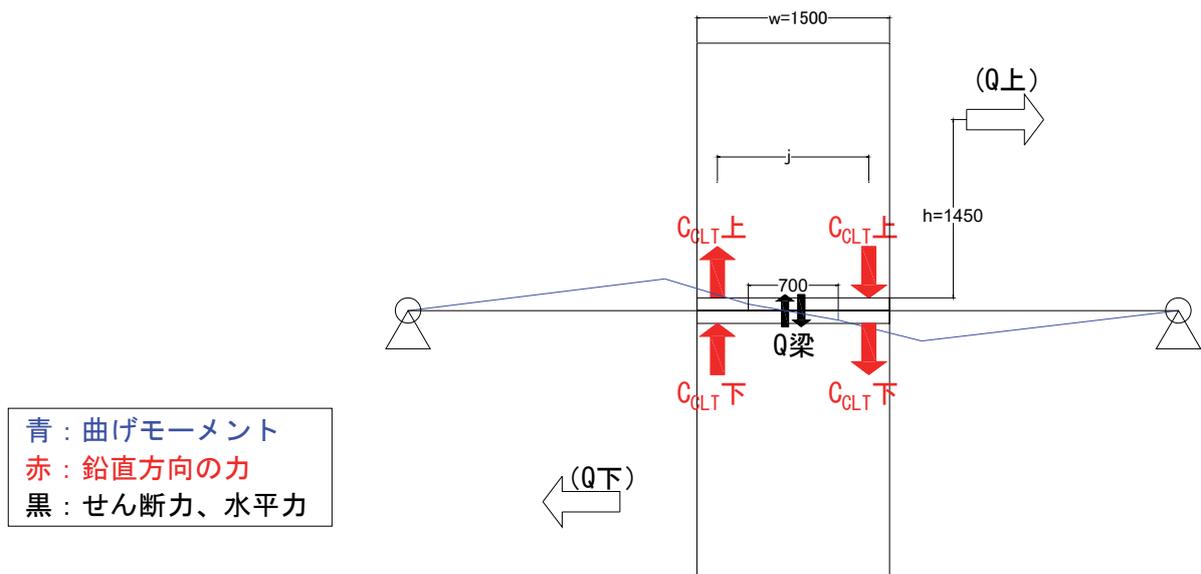


図 4.3.5- 5 ドリフトピンタイプ 凡例

図 4.3.5-6 図 4.3.5-8 に力のつり合いから求めたはりのせん断力・CLT の圧縮合力を、図 4.3.5-9 に各変形角時の CLT 圧縮合力の計算値と実験値との比較を示す。ここでの実験値とは、4.3.3.4 CLT 圧縮応力度分布で示したひずみゲージより求めた圧縮合力をいう。

いずれの試験体も計算値が実験値を大きく上回った。これは、4.3.3.4 にも示したとおり、CLT・モルタル間または CLT・鉄骨はり間での面タッチとともに、ドリフトピンを介して鉄骨はりに圧縮力が伝達されたためと推察できる。また、はりのせん断力は No.3 で最大 580kN 程度、No.4、No.5 で最大 490kN 程度となっており、フラットバー試験体でのはりのせん断力（最大 480kN）と同程度であった。

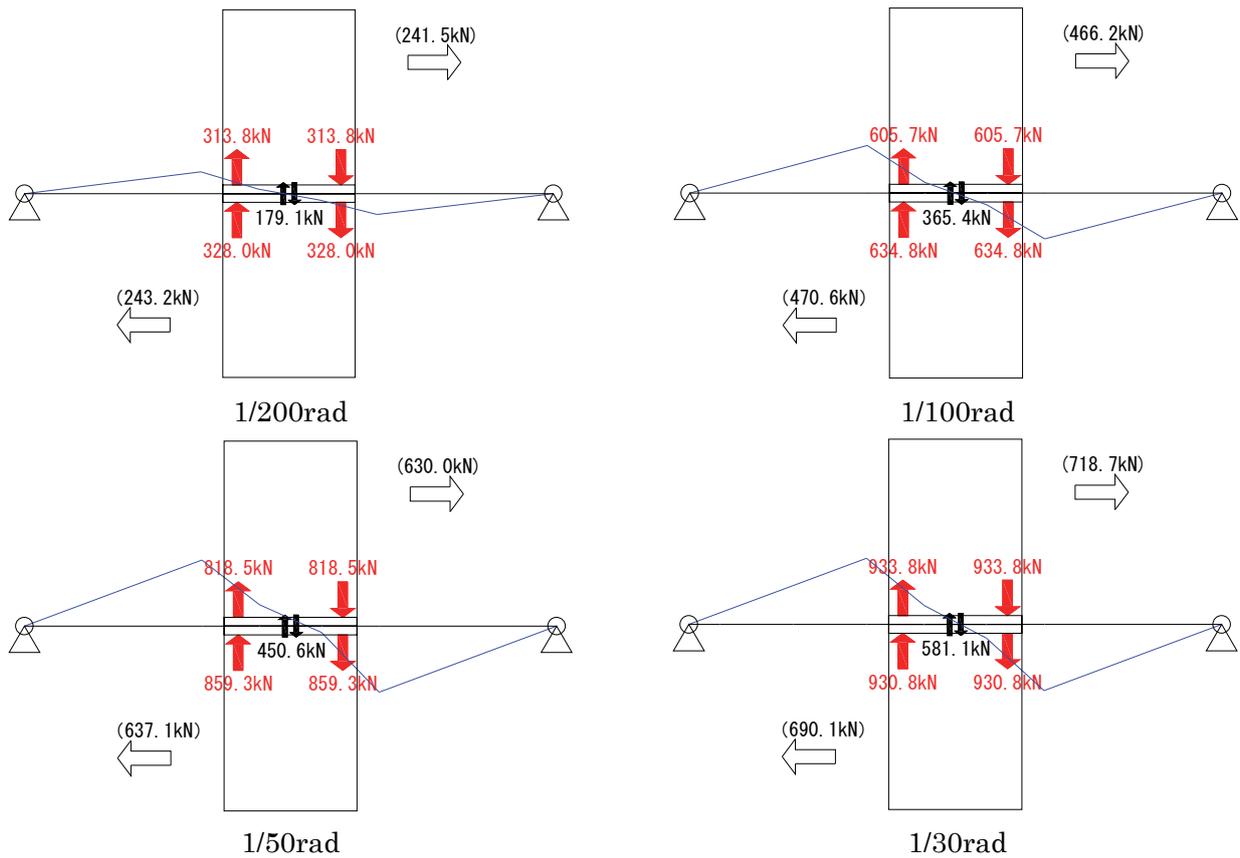


図 4.3.5-6 No.3-片側モルタルあり-24DP はりのせん断力・CLT の圧縮合力

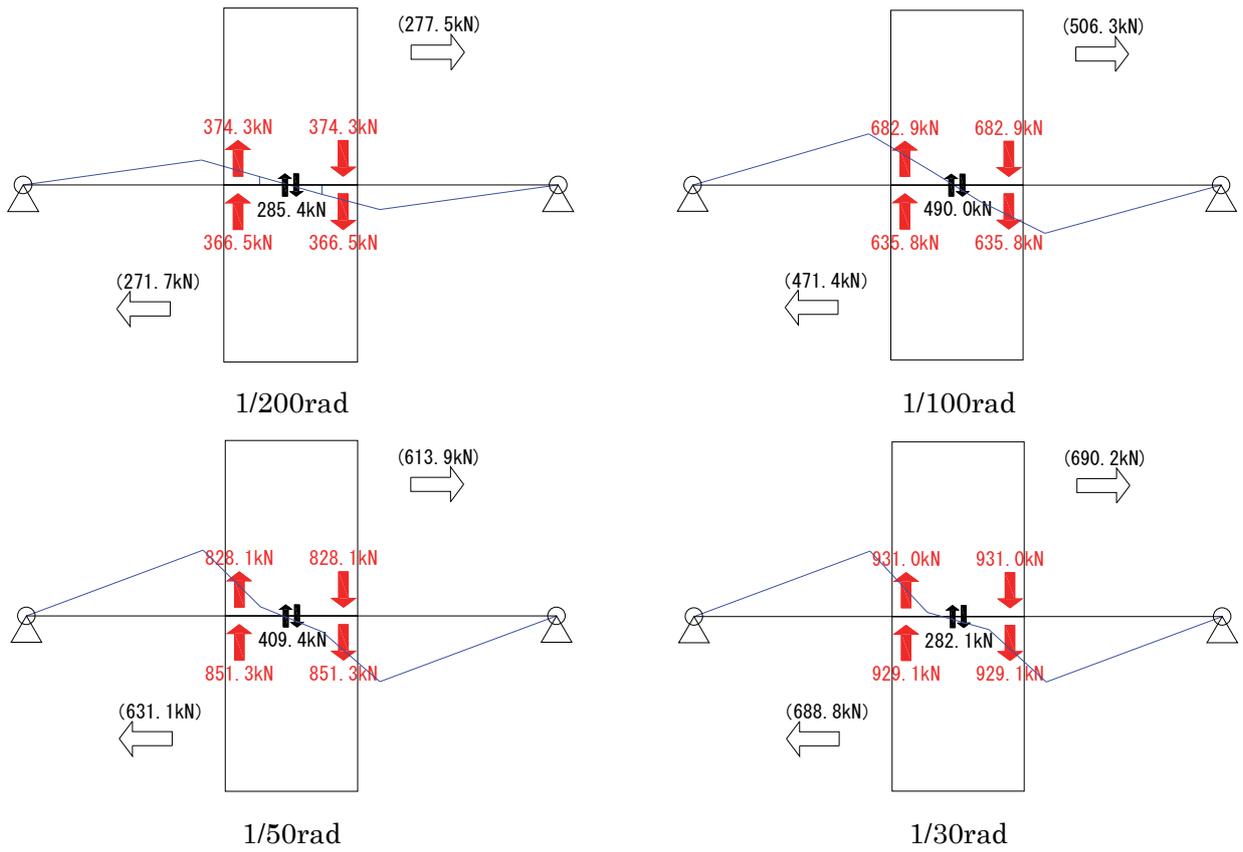


図 4.3.5- 7 No.4-面タッチあり-24DP はりのせん断力・CLT の圧縮合力

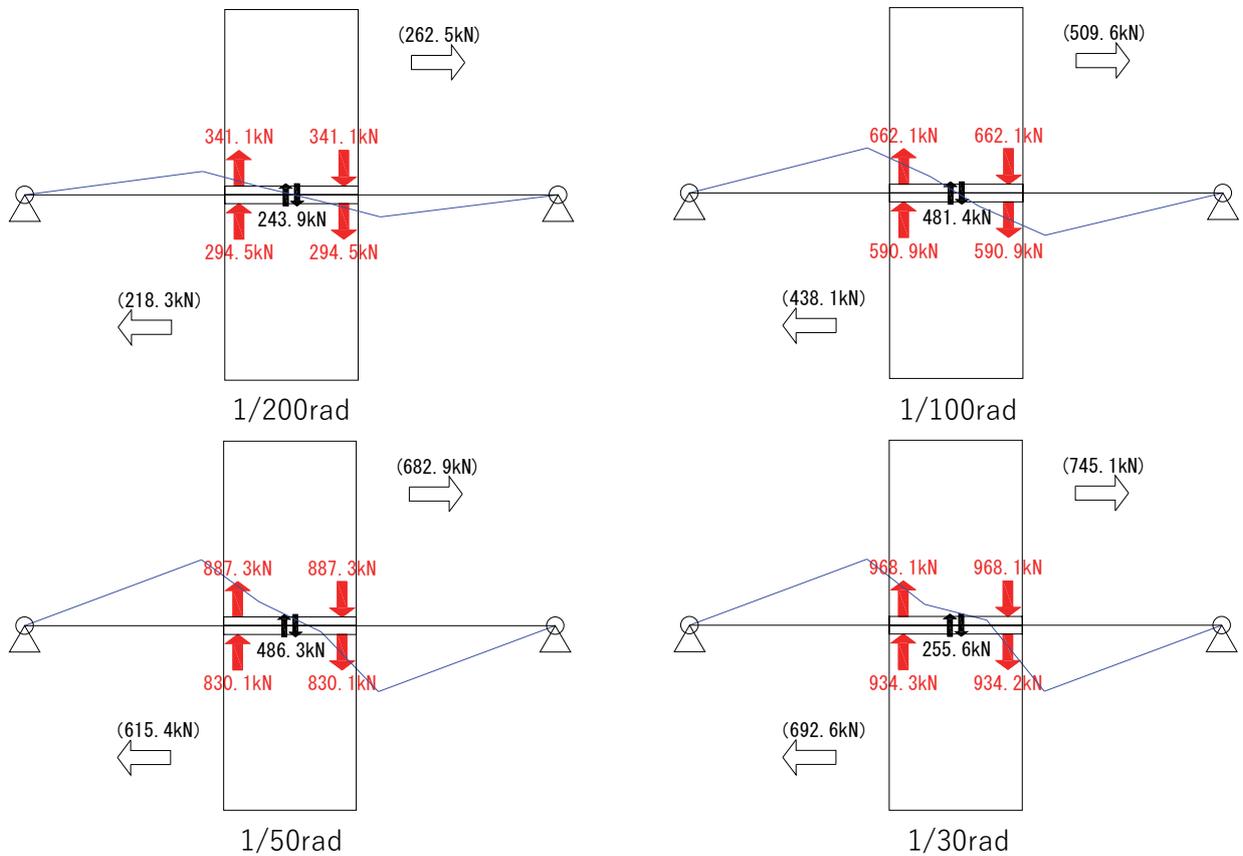
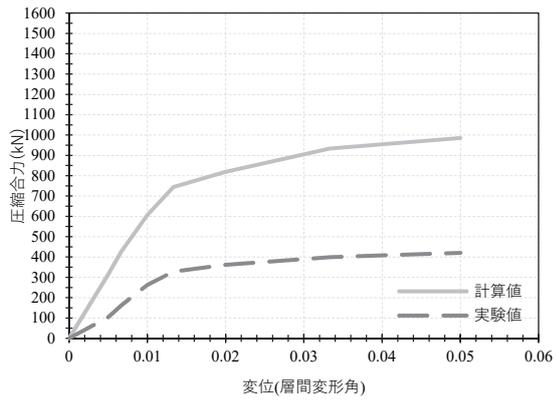
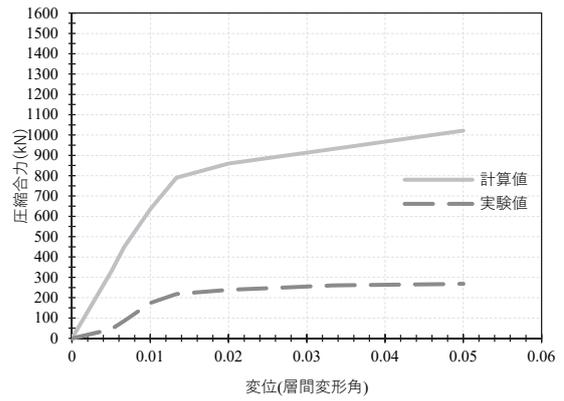


図 4.3.5- 8 No.5-片側モルタルあり-16DP はりのせん断力・CLT の圧縮合力

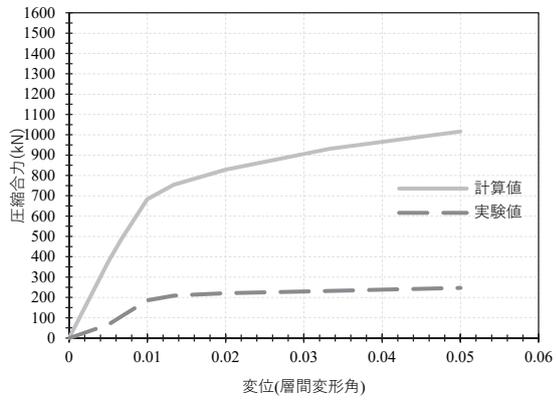


上側 (モルタルあり)

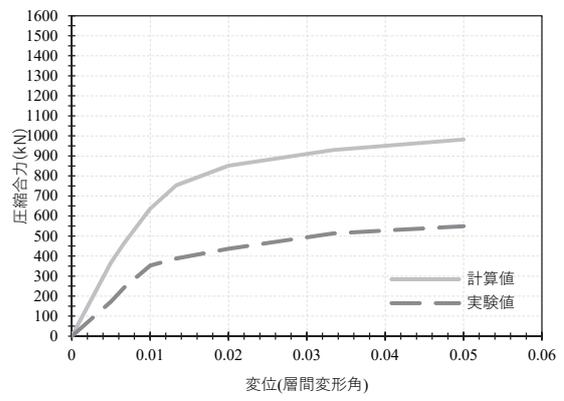


下側 (モルタルなし)

No. 3-片側モルタルあり-24DP

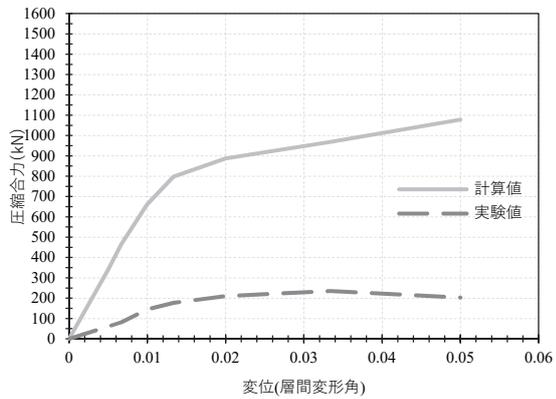


上側

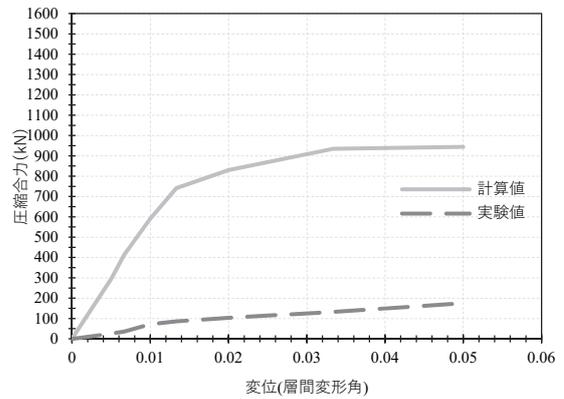


下側

No. 4-面タッチあり-24DP



上側 (モルタルあり)



下側 (モルタルなし)

No. 5-片側モルタルあり-16DP

図 4.3.5-9 ドリフトピンタイプ CLT 圧縮合力 計算値と実験値の比較

4. 4 実験結果の解析による追跡

4. 4. 1 解析概要

実大静加力実験の挙動追跡を目的として、有限要素解析による静的増分解析を実施した。図 4.4-1、4.4-2 に解析モデルを示す。CLT 壁は線材弾性要素とし、上下端に CLT 壁幅と同じ長さを有する剛体を設けた。鉄骨はり線材要素とし、弾塑性特性はバイリニア型とした。ただし、実大静加力実験の挙動より、補強用のスチフナーを溶接している区間の鉄骨はりでは塑性化が進んでいなかったと判断し、その区間の鉄骨はりは線材弾性要素でモデル化した。さらに、ドリフトピンタイプでは、補強用スチフナーの溶接区間に挿入鋼板も溶接され断面性能が高くなっていると考え、その区間を剛体とした。

テンション材タイプの CLT 壁-鉄骨はり、およびドリフトピンタイプの CLT 壁-モルタル、CLT 壁-鉄骨はりの接触位置における支圧挙動を模擬するためにバネ要素を設け、圧縮強度で降伏するバイリニア特性を与えた。また、せん断接合部を模擬した弾性バネを接合部軸心位置に設けた。

テンション材はバイリニア型の引張バネでモデル化した。また、テンション材タイプの両端の集成材は線材弾性要素でモデル化し、鉄骨はり要素とはピン接合とした。ドリフトピンタイプでは、引張接合部を模擬した弾性バネを接合部軸心位置に設けた。なお、解析は SNAP.Ver.7 を用いた。

図 4.4-1、4.4-2 の計測計画図中の各計測値を参照し、線材要素やバネ要素の特性を決定した。以下では、各モデル要素の特性について詳述する。

表 4.4-1 に解析モデルの特性値を示す。鉄骨はりの降伏強度はミルシートの値とし、CLT 壁の材料特性は基準強度、基準せん断弾性係数と強度等級から算定したヤング係数とした。ドリフトピン接合部を模擬したバネの剛性は、文献 4-4) に基づき算出したドリフトピン一本あたりの剛性にドリフトピン本数を乗じて決定した。CLT 壁の支圧挙動を模擬した圧縮バネの特性は、文献 4-5) の値を用い、各圧縮バネの負担面積を乗じることで決定した。テンション材を模擬した引張バネの軸剛性は、以下の式で算出した。 E はヤング係数、 A は有効断面積、 L は解析における引張バネの長さである。

$$K_{TD} = \frac{E \times A}{L} \quad 4.4-1$$

ただし、より精度よく実験結果を再現するために実大実験結果を参照し解析モデルの特性を決定した場合の値は、表 4.4-1 には示しておらず、以下に各要素の特性の算出方法とその特性値を記す。

表 4.4-1 解析モデルの特性値

Specimen type	Steel beam				CLT		CLT joint				Tension material	
	Young's modulus	Shear modulus	Yield strength		Young's modulus	Shear modulus	Compression spring		Shear spring	Tensile spring	Young's modulus	Yield strength
	E	G	Flange σ_y	Web σ_y	E	G	Stiffness k_c	Strength σ_c	Stiffness k_s	Stiffness k_t	E	F^{**}
N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ³	N/mm ²	kN/mm・本	kN/mm・本	N/mm ²	N/mm ²	
Tension material	205000	79000	286	170	6420	500	22.3	38.1	29.3	29.3	205000	235
Drift-pin			274	172								-

※ $F=235\text{N/mm}^2$

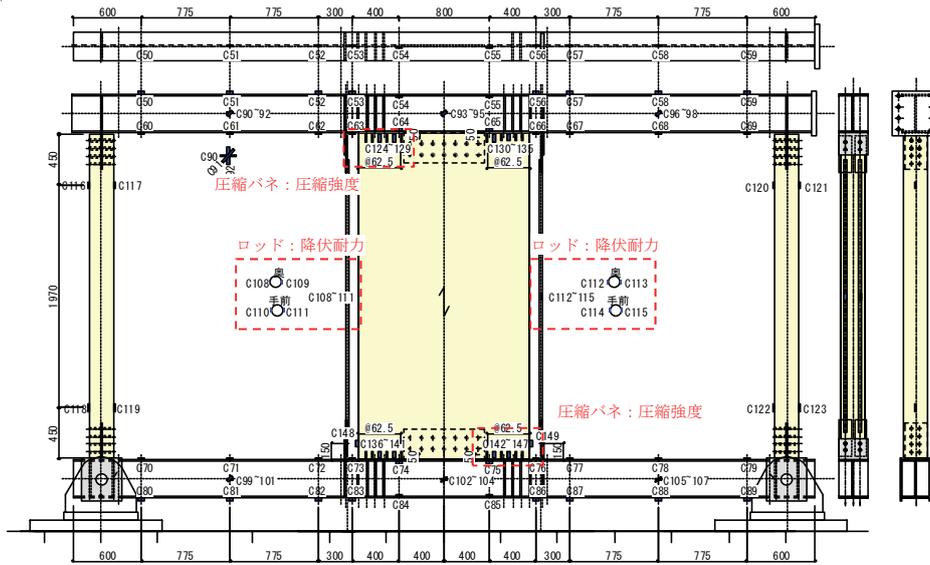
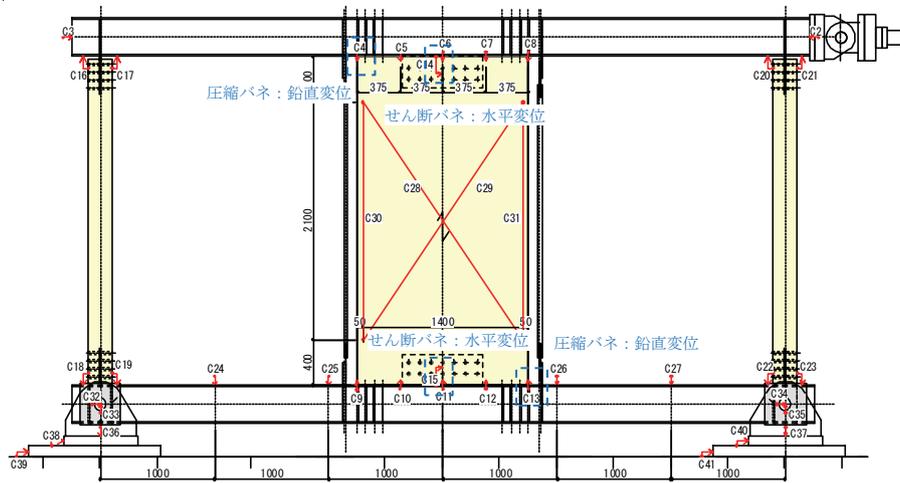
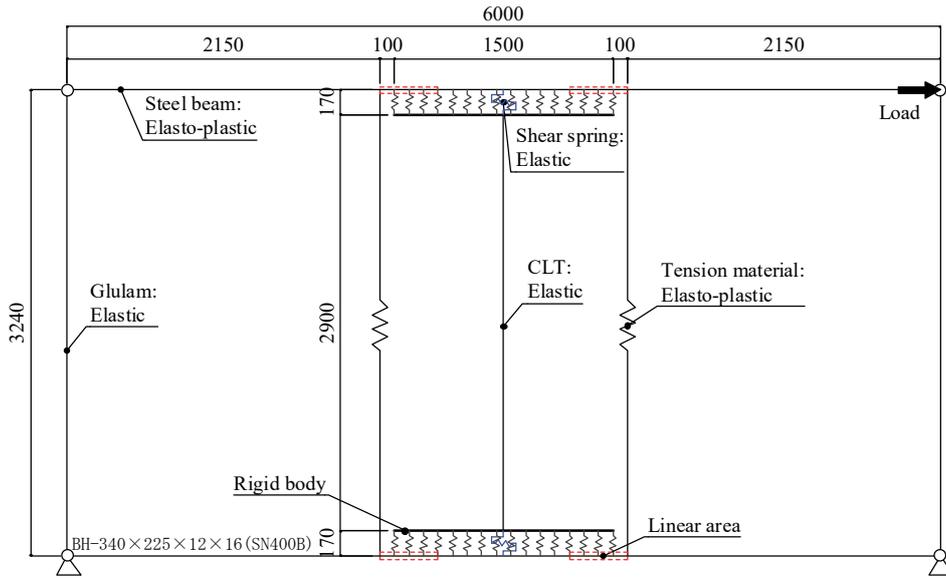


図 4.4-1 テンション材タイプの解析モデル概要

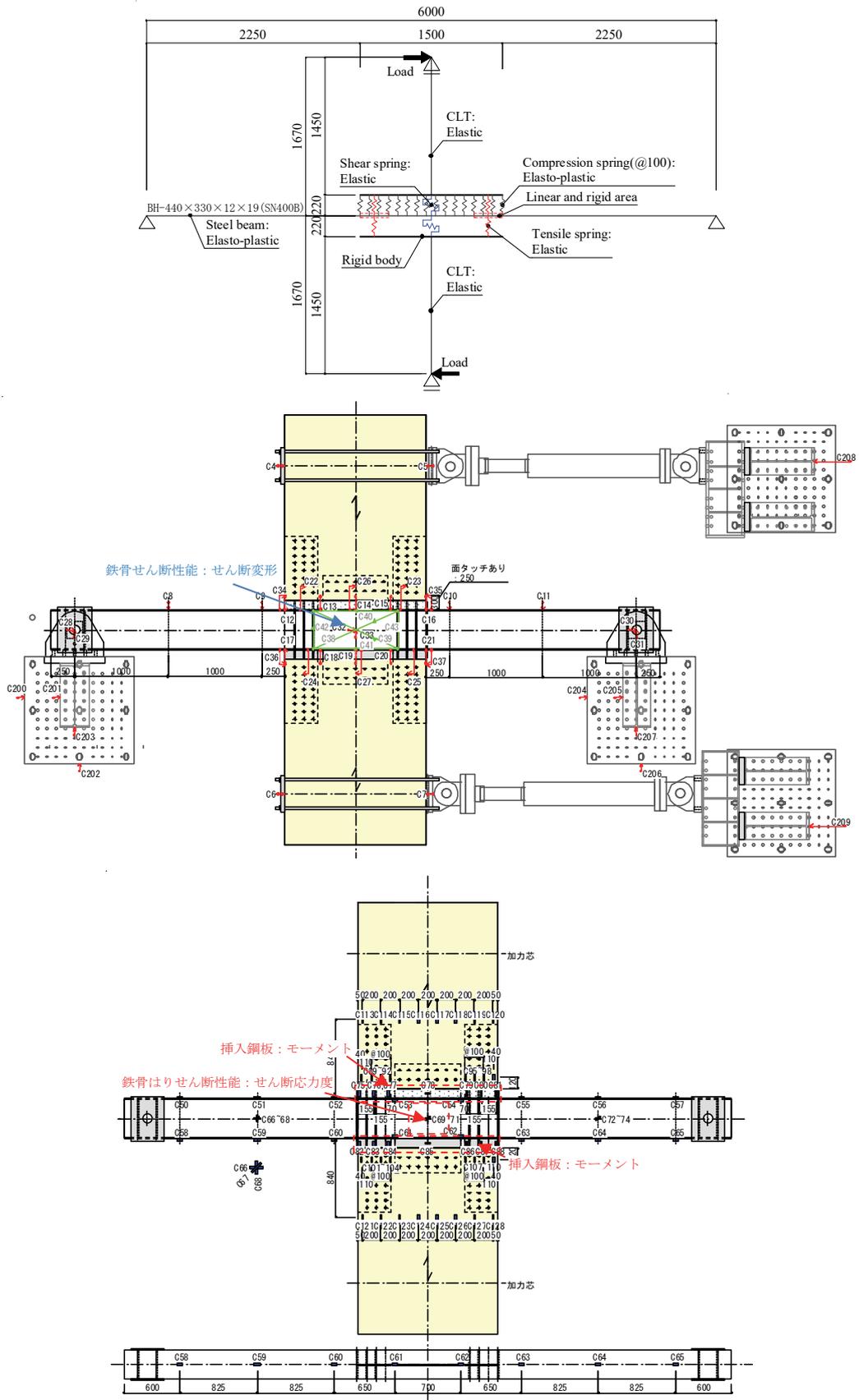


図 4.4-2 ドリフトピンタイプの解析モデル概要

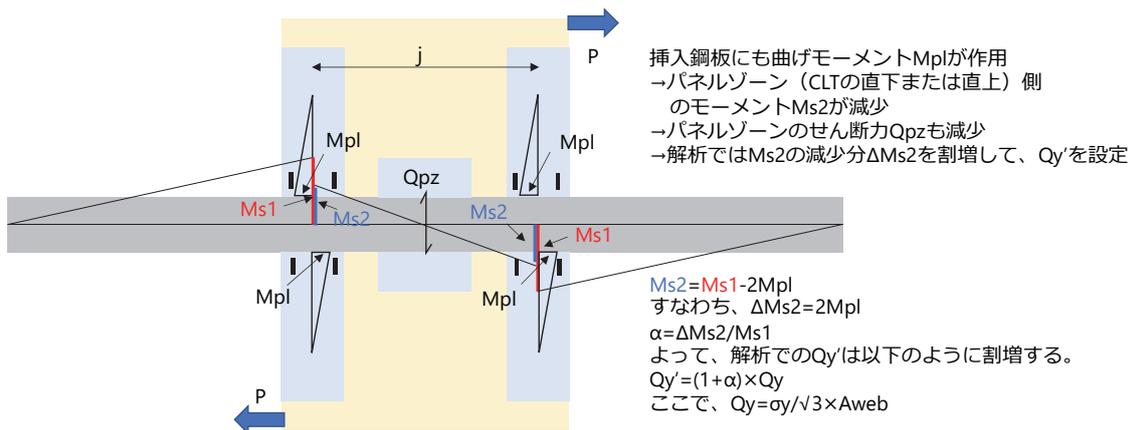
(1) 鉄骨はり、テンション材の二次剛性

文献 4-6) では、鋼材の種類をパラメータとして鋼板のせん断試験を実施しており、鋼板の降伏後の二次剛性について報告されている。そこで、文献 4-6) を参考に、本解析における鉄骨はり、テンション材の二次剛性の剛性低下率を 0.015 とした。

(2) ドリフトピンタイプ (十字型試験体) のパネルゾーンのせん断性能

ドリフトピンタイプの試験体について、実験時には引張接合部もせん断抵抗していると考えられ、引張接合部にも曲げモーメントが作用する (図 4.4-3 参照)。これにより、パネルゾーン (CLT 壁の直上または直下) 側に作用する曲げモーメントが減少し、せん断力も減少する。これら一連の現象を解析で再現するために、パネルゾーンでの曲げモーメントの減少によるせん断力の減少分をせん断耐力に割増して、解析モデルを構築した。なお、 M_{pl} は鉄骨はりのパネルゾーンに貼り付けた 3 軸ひずみゲージから算出したせん断応力度が降伏強度 ($=\sigma_y/\sqrt{3}$) に達したときの値とした。以下に、各試験体の割増係数を α で示す。ただし、No.4-面タッチあり-24DP は試験体形状の都合上、挿入鋼板にひずみゲージを貼り付けられなかったため、割増係数は設定しないこととした。

- ・ No.3-片側モルタルあり-24DP : 割増係数 $\alpha=1.36$
- ・ No.5-片側モルタルあり-16DP : 割増係数 $\alpha=1.26$



No.5 において、パネルゾーンに作用するせん断力 Q_{pz} が Q_y に達した時、

$$M_{s1} = 578 \text{ kNm}, M_{s2} = 438 \text{ kNm}$$

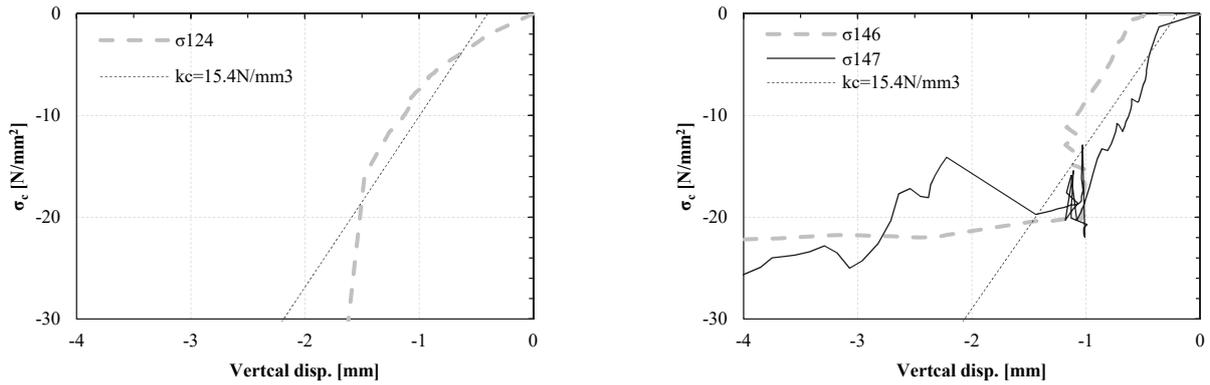
$$2M_{pl} = 160 \text{ kNm} (M_{s1} \text{ の約 } 26\%)$$

図 4.4-3 ドリフトピンタイプのパネルゾーンのせん断耐力の割増方法

(3) 圧縮バネ : CLT 壁の支圧挙動

テンション材タイプの支圧挙動を模擬した圧縮バネの支圧剛性は文献 4-5) の値を用いた場合と、実大実験結果を参照しつつ決定した場合の解析を実施した。図 4.4-4 に実大実験結果より算出した圧縮応力度 σ_c - CLT 壁端部の鉛直変位との関係を示す。縦軸の圧縮応力度 σ_c は図中の CLT 壁端部から 2 箇所ひずみゲージから算出したものである。横軸の鉛直変位は図中の変位計で計測した CLT 壁端部の鉛直変位である。図 4.4-4 より算定した No.1-テンションロッドと No.2-フラットバーの支圧剛性 k_c はそれぞれ $k_c = 15.4 \text{ N/mm}^3$ 、 $k_c = 25.8 \text{ N/mm}^3$ とした。一方、圧縮強度は文献 4-5) の値を用い、 $F_c = 38.1 \text{ N/mm}^2$ とした。

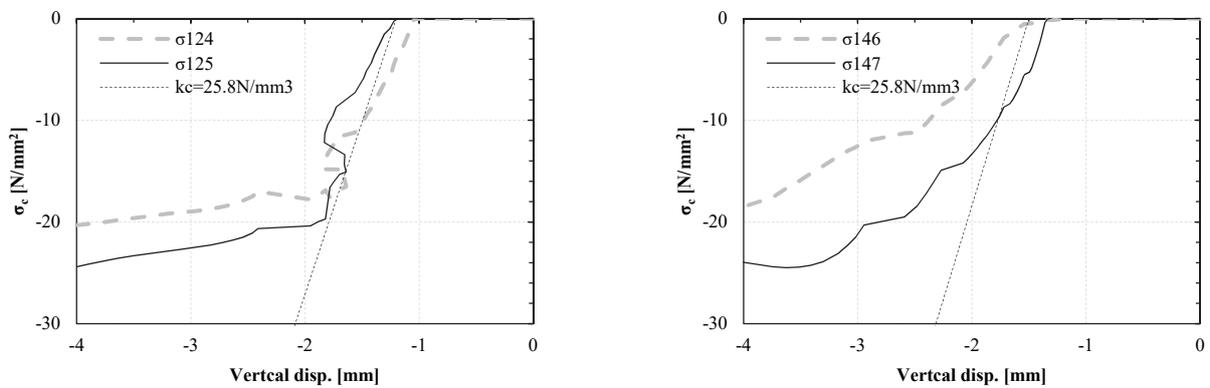
ドリフトピンタイプの圧縮バネの支圧剛性 k_c および圧縮強度 F_c は文献 4-5) の値とした。



左上

右下

(a) テンションロッド



左上

右下

(b) フラットバー

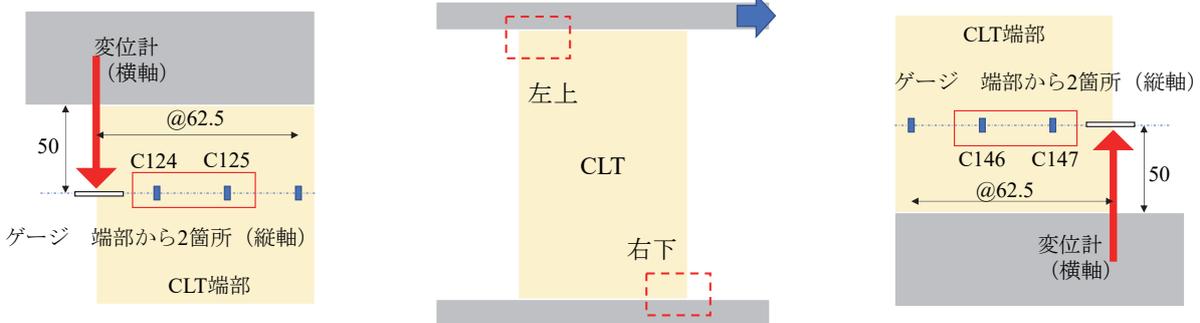
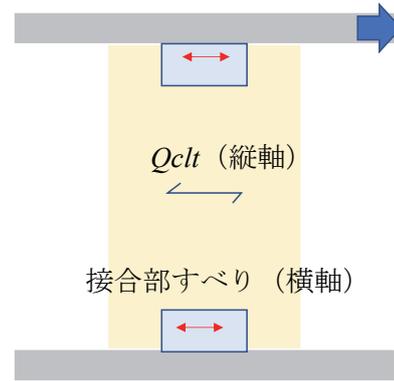
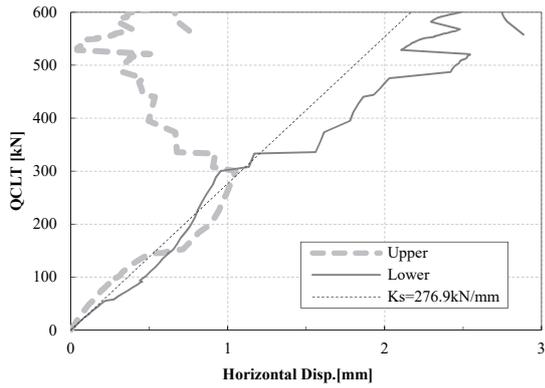


図 4.4-4 圧縮バネの支圧剛性算出方法

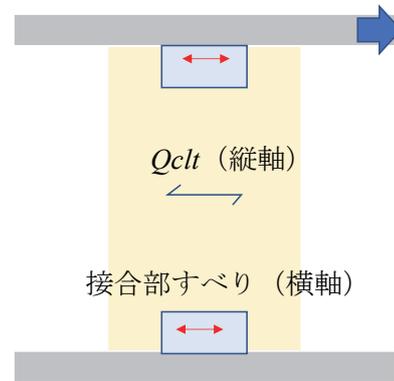
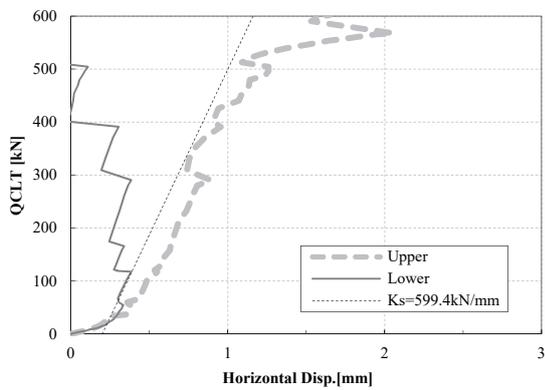
(4) せん断バネ：せん断接合部

せん断バネの剛性 K_s は文献 4-4) に基づき算出した値と、実大実験結果を参照して決定した値を用いた。文献 4-4) に基づき算出した場合は、 $k=29.3\text{kN/mm}$ 本より、ドリフトピン本数を乗じて、初期剛性を算出し、 $K_s=29.3 \times 14=410\text{kN/mm}$ とした。一方、実大実験結果を参照した場合は、図 4.4-5 に示す CLT 壁負担せん断力 Q_{CLT} とせん断接合部の水平変位との関係から算出した。No.1-テンションロッドと No.2-フラットバーのせん断バネの剛性 K_s を $K_s=276.9\text{kN/mm}$ 、 $K_s=599.4\text{kN/mm}$ とした。

ドリフトピンタイプでは、せん断接合部の水平変位がほとんどなかったため、文献 4-4) に基づき算出した値を用いた。



(a) No.1-テンションロッド



(b) No.2-フラットバー

図 4.4-5 セン断バネの剛性算出方法

(5) テンションロッド

No.1 のテンションロッドの降伏耐力 P_y は実大実験結果を参照し、 $P_y=420\text{kN}$ に設定した。図 4.4-6 にテンションロッドに貼り付けたひずみゲージから算出した引張力と層間変形との関係を示す。

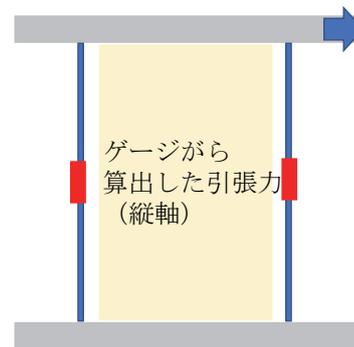
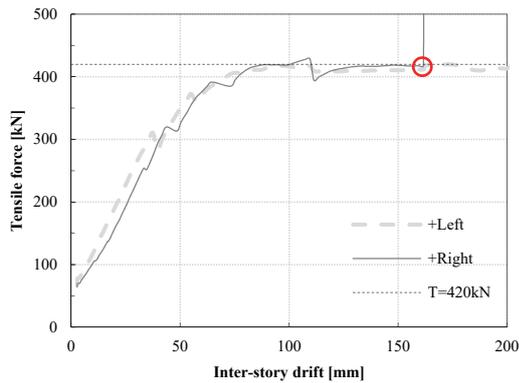


図 4.4-6 テンションロッドの降伏耐力の算出方法

(6) テンション材剛性増大率 ϕ_x

テンション材タイプのテンションロッドおよびフラットバーはガセットプレート (GPL) や鉄骨はりのはりせいの長さ分も解析ではモデル化している。そのため、ガセットプレートやはりせいの長さ分を差し

引いた有効長さとして解析モデルでの長さの比率を剛性増大率 ϕ_x と定義し、解析においてテンションロッドとフラットバーを模擬した引張バネの剛性を増大させて、解析を実施した。表 4.4-2、4.4-3 に剛性増大率 ϕ_x の算出方法を示す。

表 4.4-2 No.1-テンションロッドの剛性増大率の算出方法

モデル長さ	L	3240	mm
有効長さ	Lb	2060	mm
※GPL 長さ、ターンバックル長さ、鉄骨はりせいを差し引く			
	GPL	195	mm
	ターンバックル	450	mm
	鉄骨はりせい	340	mm
剛性増大率	ϕ_x	1.57	
	※L/Lb		

表 4.4-3 No.2-フラットバーの剛性増大率の算出方法

モデル長さ	L	3240	mm
有効長さ	Lb	2410	mm
※GPL 長さ、鉄骨はりせいを差し引く			
	GPL	245	mm
	鉄骨はりせい	340	mm
剛性増大率	ϕ_x	1.34	
	※L/Lb		

4. 4. 2 解析結果

4. 4. 2. 1 No.1-テンションロッド

表 4.4-4 に解析ケースを示す。各ケースでパラメータを変更している部分については赤字で示している。

表 4.4-4 解析ケース

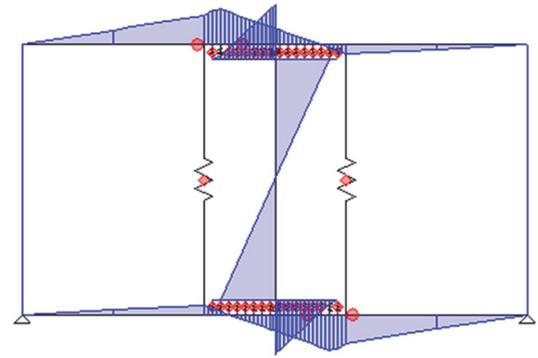
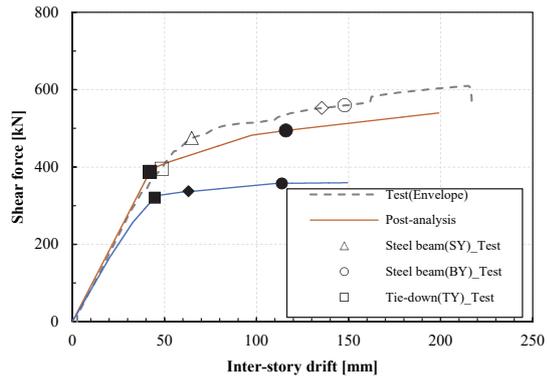
	鉄骨はりの剛性低下率		圧縮バネ		せん断バネ	テンション材		
	曲げ性能	せん断性能	k_c N/mm ³	F_c N/mm ²	K_s kN/mm	P_y kN	剛性低下率	ϕ_x
Case1	0.001	0.015	22.3	38.1	410	420	0.015	1.57
Case2	0.001	0.015	15.4	38.1	410	420	0.015	1.57
Case3	0.001	0.015	22.3	38.1	276.9	420	0.015	1.57
Case4	0.001	0.015	15.4	38.1	276.9	420	0.015	1.57

図 4.4-7 に試験体全体のせん断力-層間変形関係について解析結果と実験結果との比較と、終局時の応力状態を示す。青の実線が設計値を用いた解析結果である。なお、実験結果は正加力側の包絡線を示す。グラフ中の SY、BY、TY、CY はそれぞれ鉄骨はりのせん断降伏 (Shear Yield)、鉄骨はりの曲げ降伏 (Bending Yield)、テンション材の引張降伏 (Tensile Yield)、CLT 壁端部の圧縮降伏 (Compressive Yield) をあらわす。すべての Case で解析の耐力が低くなった。これはテンションロッドが降伏したのち、片側の鉄骨はりに作用するモーメントが減少し、パネルゾーンに作用するせん断力が増加しなくなったことが一因であると考えられる。その結果、解析では鉄骨はりのせん断降伏が生じていない。テンションロッドの降伏後の二次剛性を実験等により求めることができれば、より精度よく実験結果を再現できると考えられる。初期剛性については、圧縮バネの支圧剛性を低くした Case2 では概ね実験結果と整合しているが、せん断バネのせん断層性を低くした Case3 では Case1 と同様に実験結果よりもやや初期剛性が高くなった。このことから、No.1-テンションロッドでは CLT 壁の支圧挙動を模擬した圧縮バネの性能の方が試験体全体の性能に影響を及ぼしていると考えられる。

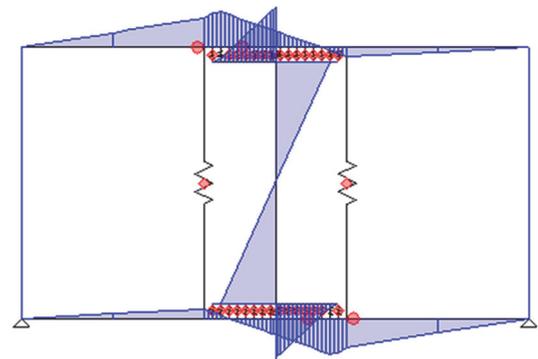
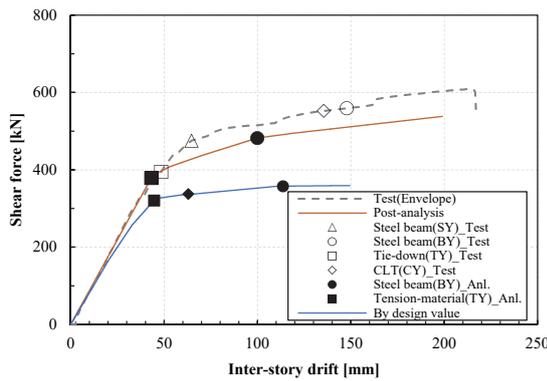
参考として、実験結果、設計値を用いた解析結果、事後解析結果における P_y と P_u を比較する。実験結果の P_y はいずれかの部材が降伏した点、 P_u は包絡線を完全弾塑性置換して算出した値とした。設計値を用いた解析結果および事後解析結果の P_y はいずれかの部材が降伏した点とし、事後解析結果の P_u は鉄骨はりが曲げ降伏した点とした。表 4.4-5 に特性値を比較した結果を示す。 P_y についてみると、設計値を用いた解析結果よりも事後解析結果の方の再現精度が高くなっており、各部材の材料特性を適切に把握することができれば、精度よく実験結果を再現できることが示唆された。また、 P_u については、事後解析において 90% 程度の精度で再現できた。実験結果と事後解析結果に差異が生じたのは、前述のようにテンションロッドのひずみ硬化の影響が一因として考えられる。

表 4.4-5 特性値の比較

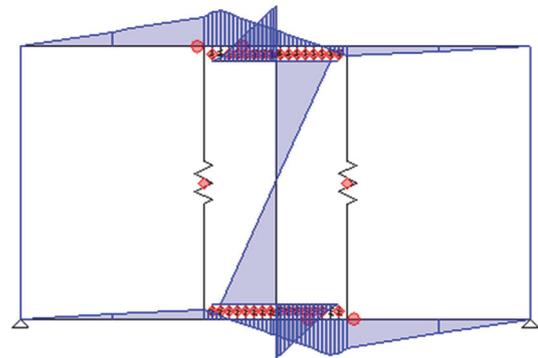
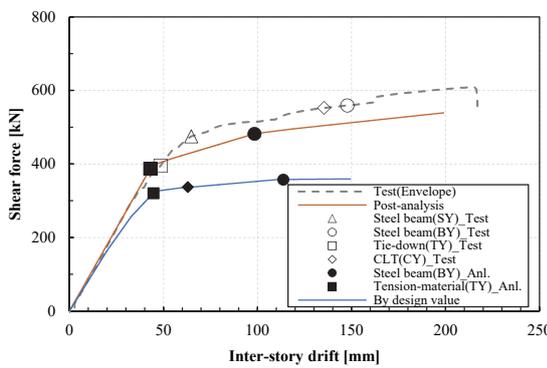
		δ_y mm	R_y rad	P_y kN	Yielded material	P_u kN	Ratio to Test(P_y)	Ratio to Test(P_u)
Test		48.5	1/67	395.1	Tension rod	552.5	-	-
Analysis by Design value		44.6	1/73	321.0	Tension rod	-	0.81	-
Post-Analysis	Case1	42.1	1/77	387.6	Tension rod	494.3	0.98	0.89
	Case2	43.1	1/75	378.7	Tension rod	478.2	0.96	0.87
	Case3	43.0	1/75	387.5	Tension rod	482.1	0.98	0.87
	Case4	44.0	1/74	378.8	Tension rod	482.1	0.96	0.87



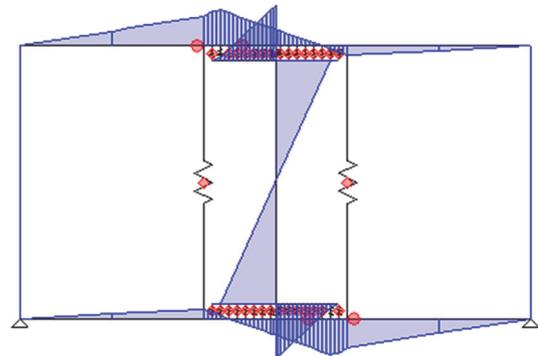
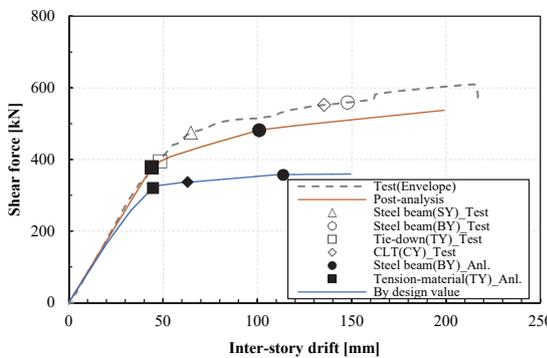
(a) Case1



(b) Case2 $k_c=15.4\text{N/mm}^3$



(c) Case3 $K_s=276.9\text{kN/mm}$



(d) Case4 $k_c=15.4\text{N/mm}^3, K_s=276.9\text{kN/mm}$

図 4.4-7 せん断力-層間変形関係と終局時の応力状態

4. 4. 2. 2 No.2-フラットバー

表 4.4-6 に解析ケースを示す。各ケースでパラメータを変更している部分については赤字で示している。

表 4.4-6 解析ケース

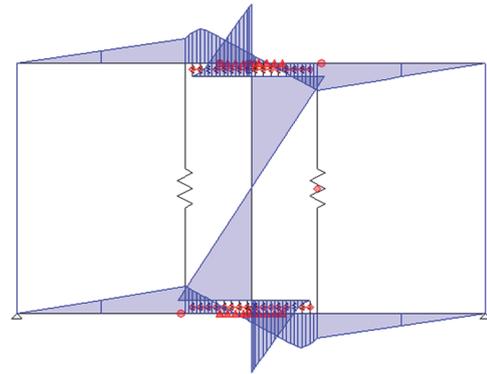
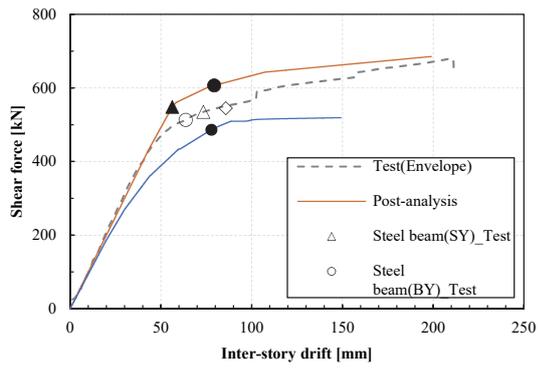
	鉄骨はりの剛性低下率		圧縮バネ		せん断バネ	テンション材	鉄骨はり
	曲げ性能	せん断性能	k_c N/mm ³	F_c N/mm ²	K_s kN/mm	ϕx	線形領域 mm
Case1	0.001	0.015	22.3	38.1	410	1.34	400
Case2	0.001	0.015	25.8	38.1	599.4	1.34	400
Case3	0.001	0.015	25.8	30	599.4	1.34	400
Case4	0.001	0.015	25.8	30	599.4	1.34	300

図 4.4-8 に試験体全体のせん断力-層間変形関係について解析結果と実験結果との比較と、終局時の応力状態を示す。青の実線が設計値を用いた解析結果である。いずれの Case でも解析結果の降伏点が高くなった。これは、CLT 壁の支圧挙動を模擬した圧縮バネの降伏点を実性能よりも高く設定していることが一因として考えられる。実際に、実大実験時に圧縮破壊を観察した変形角において、CLT 壁に貼付したひずみゲージから算出した圧縮応力度は $\sigma_c=30\text{N/mm}^2$ 程度であり、圧縮バネの性能よりも低かった。これはひずみゲージを CLT 壁端部から一定の距離の位置に貼り付けていた影響も考えられる。圧縮バネの降伏点を 30N/mm^2 とした Case3 では降伏点の実験結果よりも高いが、Case1、2 と比較すると実験結果に近い結果となった。このことから、No.2-フラットバーでは CLT 壁の支圧挙動を模擬した圧縮バネの性能、特に降伏点を適切に評価することが重要であることが示唆された。また、鉄骨はりの線形領域を短くした Case4 においては、パネルゾーン (CLT 壁の直上または直下) においてせん断降伏以外に曲げ降伏が生じており、Case3 よりも実験結果に近くなった。これにより、実大実験において、ひずみゲージを貼り付けていない箇所では鉄骨はりの降伏が生じていた可能性があることを示唆される。

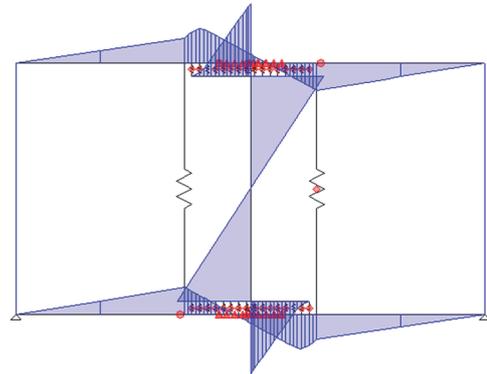
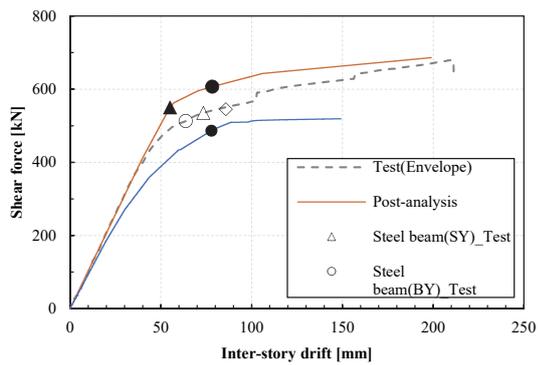
参考として、実験結果、設計値を用いた解析結果、事後解析結果における P_y と P_u を比較する。実験結果の P_y はいずれかの部材が降伏した点、 P_u は包絡線を完全弾塑性置換して算出した値とした。設計値を用いた解析結果および事後解析結果の P_y はいずれかの部材が降伏した点とし、事後解析結果の P_u は鉄骨はりが曲げ降伏した点とした。表 4.4-7 に特性値を比較した結果を示す。Case4 が最も精度よく、次いで Case3 で精度よく実験結果を再現できており、前述のように圧縮バネの性能を適切に評価することが重要と考えられる。

表 4.4-7 特性値の比較

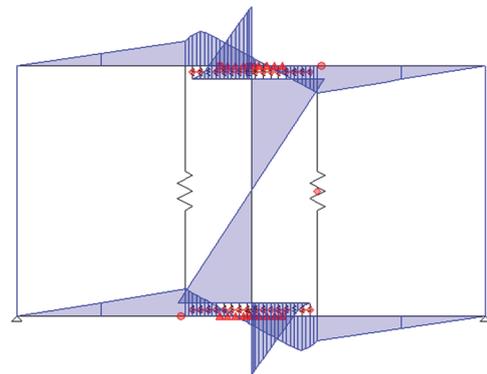
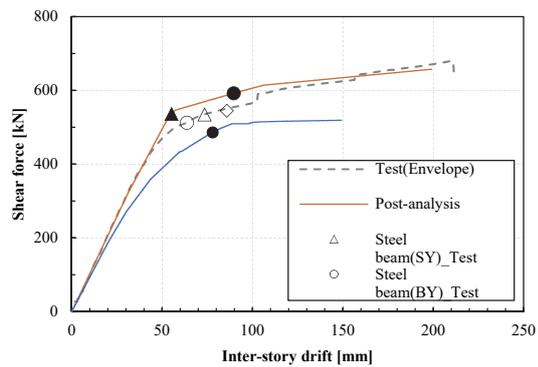
		δ_y	R_y	P_y	Yielded material	P_u	Ratio to Test(P_y)	Ratio to Test(P_u)
		mm	rad	kN		kN		
Test		63.7	1/51	512.9	Steel beam(Bending)	594.9	-	-
Analysis by Design value		77.8	1/42	486.5	Steel beam(Bending)	-	0.95	-
Post-Analysis	Case1	56.3	1/58	548.4	Steel beam(Shear)	606.6	1.07	1.02
	Case2	55.0	1/59	550.2	Steel beam(Shear)	606.6	1.07	1.02
	Case3	55.1	1/59	536.3	Steel beam(Shear)	592.5	1.05	1.00
	Case4	55.1	1/59	536.3	Steel beam(Shear)	563.7	1.05	0.95



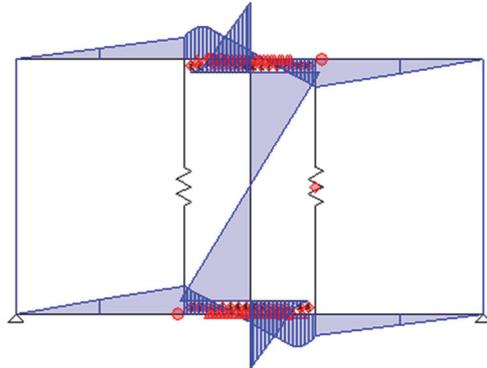
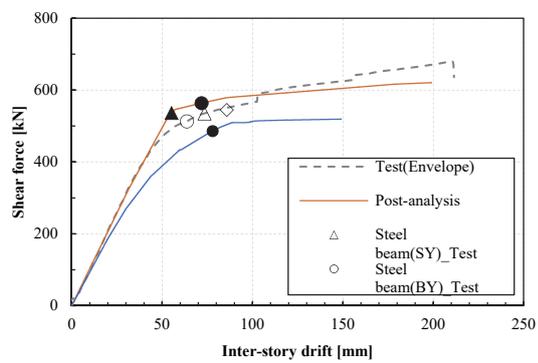
(a) Case1



(b) Case2 $k_c=25.8\text{N/mm}^3$, $K_s=599.4\text{kN/mm}$



(c) Case3 $k_c=25.8\text{N/mm}^3$, $F_c=30\text{N/mm}^2$, $K_s=599.4\text{kN/mm}$



(d) Case4 $k_c=25.8\text{N/mm}^3$, $K_s=599.4\text{kN/mm}$, 線形領域 300mm

図 4.4-8 せん断力-層間変形関係と終局時の応力状態

4. 4. 2. 3 No.3-片側モルタルあり-24DP

表 4.4-8 に解析ケースを示す。Case1 と Case2 での違いは、引張接合部の挿入鋼板に作用する曲げモーメントの影響を考慮し、パネルゾーンの降伏せん断耐力を割増しているかどうかである。

表 4.4-8 解析ケース

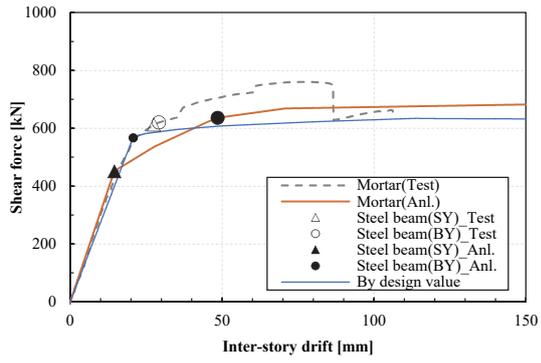
	鉄骨はりの剛性低下率		引張接合部
	曲げ性能	せん断性能	M_{pl}
Case1	0.001	0.015	×
Case2	0.001	0.015	○

図 4.4-9 に試験体全体のせん断力-層間変形関係について解析結果と実験結果との比較と、終局時の応力状態を示す。青の実線が設計値を用いた解析結果である。Case2 のモルタルあり側の剛性がやや高いが、概ね実験結果と整合した。最大耐力については、実験の方が高くなった。これは、鉄骨はりの曲げ降伏後のひずみ硬化により耐力が上昇したことが一因として考えられる。

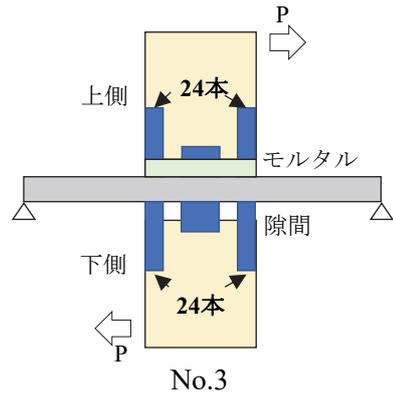
参考として、実験結果、設計値を用いた解析結果、事後解析結果における P_y と P_u を比較する。実験結果の P_y はいずれかの部材が降伏した点、 P_u は包絡線を完全弾塑性置換して算出した値とした。設計値を用いた解析結果および事後解析結果の P_y はいずれかの部材が降伏した点とし、事後解析結果の P_u は鉄骨はりが曲げ降伏した点とした。表 4.4-9 に特性値を比較した結果を示す。事後解析結果も設計値を用いた解析も実験結果と同程度の性能となった。これは、試験体の設計が鉄骨はりの性能で決まっており、鉄骨はりは基準値に対して実際の材料特性のばらつきが小さいことが一因として考えられる。

表 4.4-9 特性値の比較

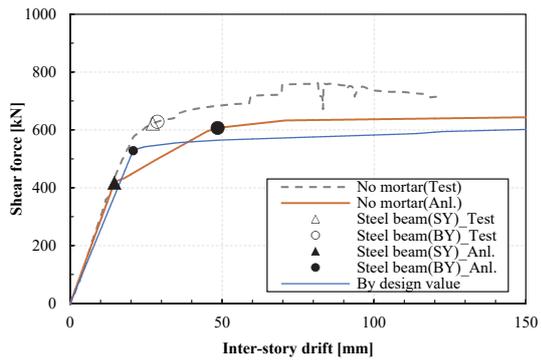
		δ_y	R_y	P_y	Yielded material	P_u	Ratio to Test(P_y)	Ratio to Test(P_u)	
		mm	rad	kN		kN			
Test	Lower	27.1	1/62	622.5	Steel beam(Shear)	710.7	-	-	
	Upper	27.5	1/61	612.6	Steel beam(Shear)	691.7	-	-	
Analysis by Design value	Lower	20.7	1/81	528.3	Steel beam(Bending)	-	0.85	-	
	Upper	20.7	1/81	567.1	Steel beam(Bending)	-	0.93	-	
Post-Analysis	Case1	Lower	14.5	1/115	417.6	Steel beam(Shear)	606.7	0.67	0.85
		Upper	14.5	1/115	451.0	Steel beam(Shear)	635.9	0.74	0.92
	Case2	Lower	19.7	1/85	567.4	Steel beam(Shear)	594.2	0.91	0.84
		Upper	19.7	1/85	612.8	Steel beam(Shear)	648.5	1.00	0.94



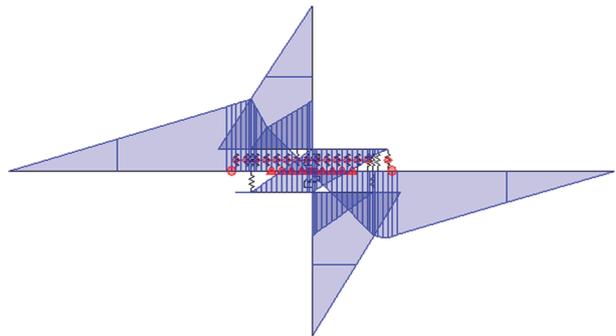
上側



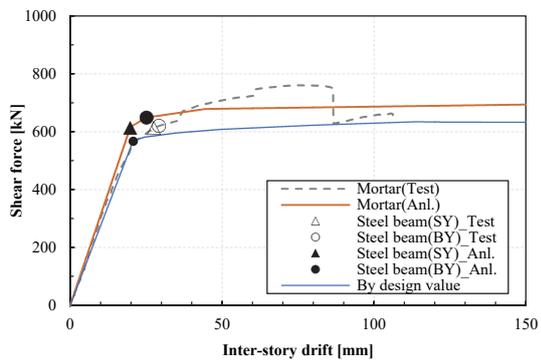
No.3



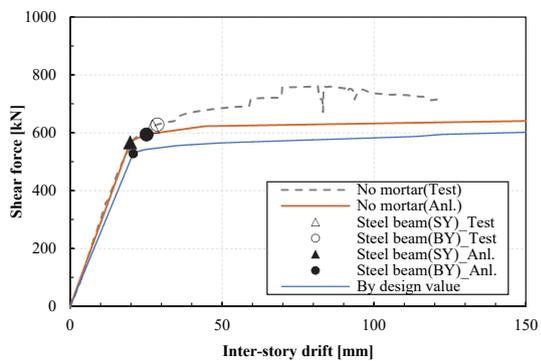
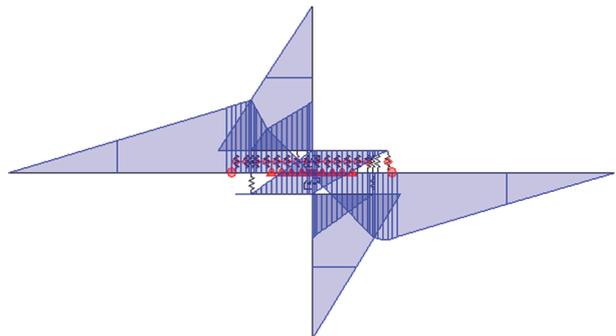
下側



(a) Case1



上側



下側

(b) Case2 M_{pl} 考慮 (Q_y 割増係数 1.36)

図 4.4-9 せん断力-層間変形関係と終局時の応力状態

4. 4. 2. 4 No.4-面タッチあり-24DP

表 4.4-10 に解析ケースを示す。No.4 では挿入鋼板にひずみゲージを貼ることができていないため、挿入鋼板に作用する曲げモーメントの影響を考慮した Case の解析は実施していない。

表 4.4-10 解析ケース

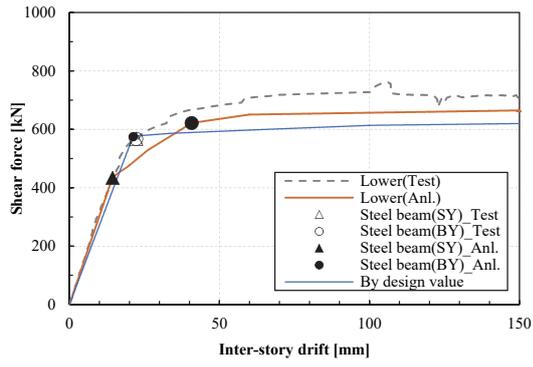
	鉄骨はりの剛性低下率		引張接合部
	曲げ性能	せん断性能	M_{pl}
Case1	0.001	0.015	×

図 4.4-10 に試験体全体のせん断力・層間変形関係について解析結果と実験結果との比較と、終局時の応力状態を示す。青の実線が設計値を用いた解析結果である。解析における二次剛性が実験よりも低くなった。これは、前述のように引張接合部にもせん断力が作用し、曲げモーメントが生じていた影響が一因として考えられる。

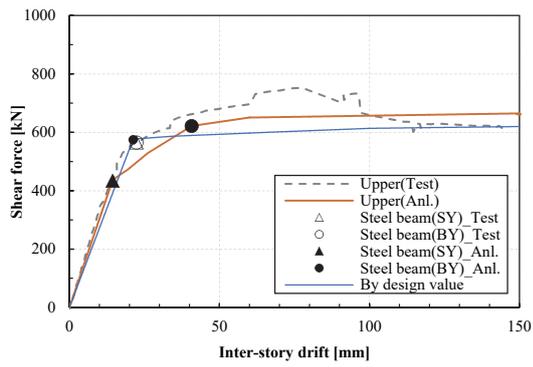
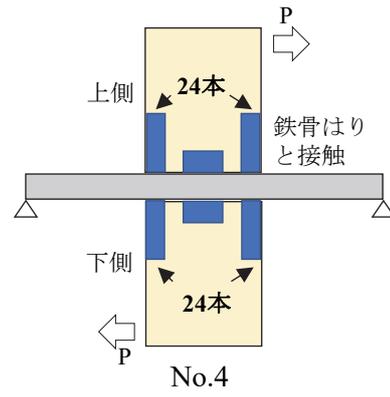
参考として、実験結果、設計値を用いた解析結果、事後解析結果における P_y と P_u を比較する。実験結果の P_y はいずれかの部材が降伏した点、 P_u は包絡線を完全弾塑性置換して算出した値とした。設計値を用いた解析結果および事後解析結果の P_y はいずれかの部材が降伏した点とし、事後解析結果の P_u は鉄骨はりが曲げ降伏した点とした。表 4.4-11 に特性値を比較した結果を示す。No.3 と同様に、事後解析結果も設計値を用いた解析も実験結果と同程度の性能となった。これは、試験体の設計が鉄骨はりの性能で決まっており、鉄骨はりは基準値に対して実際の材料特性のばらつきが小さいことが一因として考えられる。

表 4.4-11 特性値の比較

		δ_y	R_y	P_y	Yielded material	P_u	Ratio to Test(P_y)	Ratio to Test(P_u)	
		mm	rad	kN		kN			
Test	Lower	22.2	1/75	567.2	Steel beam(Shear)	697.1	-	-	
	Upper	22.3	1/75	565.1	Steel beam(Shear)	666.6	-	-	
Analysis by Design value	Lower	21.2	1/79	574.8	Steel beam(Bending)	-	1.01	-	
	Upper	21.2	1/79	574.8	Steel beam(Bending)	-	1.02	-	
Post-Analysis	Case1	Lower	14.3	1/117	434.0	Steel beam(Shear)	621.4	0.77	0.89
		Upper	14.3	1/117	434.0	Steel beam(Shear)	621.4	0.77	0.93



上側



下側

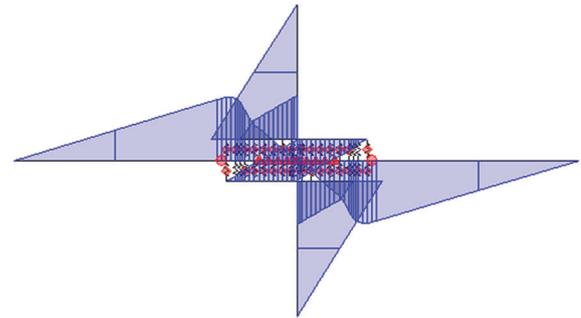


図 4.4-10 せん断力-層間変形関係と終局時の応力状態

4. 4. 2. 5 No.5-片側モルタルあり-16DP

表 4.4-12 に解析ケースを示す。Case1 と Case2 での違いは、引張接合部の挿入鋼板に作用する曲げモーメントの影響を考慮し、パネルゾーンの降伏せん断耐力を割増しているかどうかである。

表 4.4-12 解析ケース

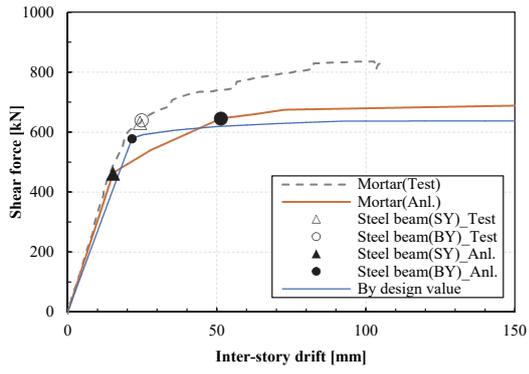
	鉄骨はりの剛性低下率		引張接合部
	曲げ性能	せん断性能	M_{pl}
Case1	0.001	0.015	×
Case2	0.001	0.015	○

図 4.4-11 に試験体全体のせん断力-層間変形関係について解析結果と実験結果との比較と、終局時の応力状態を示す。青の実線が設計値を用いた解析結果である。Case2 では解析の耐力がやや低いが、実験結果と概ね整合した。耐力が低くなったのは、鉄骨はりの曲げ降伏後のひずみ硬化により耐力が上昇したことが一因として考えられる。

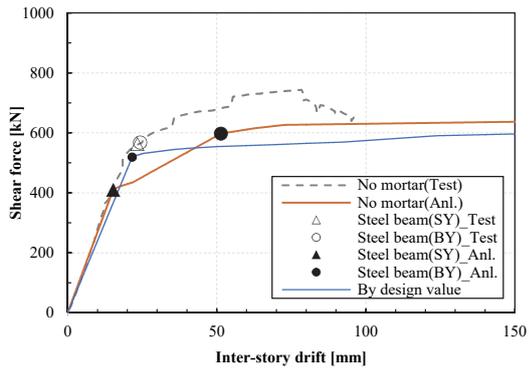
参考として、実験結果、設計値を用いた解析結果、事後解析結果における P_y と P_u を比較する。実験結果の P_y はいずれかの部材が降伏した点、 P_u は包絡線を完全弾塑性置換して算出した値とした。設計値を用いた解析結果および事後解析結果の P_y はいずれかの部材が降伏した点とし、事後解析結果の P_u は鉄骨はりが曲げ降伏した点とした。表 4.4-13 に特性値を比較した結果を示す。No.3、No.4 と同様に、事後解析結果も設計値を用いた解析も実験結果と同程度の性能となった。これは、試験体の設計が鉄骨はりの性能で決まっており、鉄骨はりは基準値に対して実際の材料特性のばらつきが小さいことが一因として考えられる。

表 4.4-13 特性値の比較

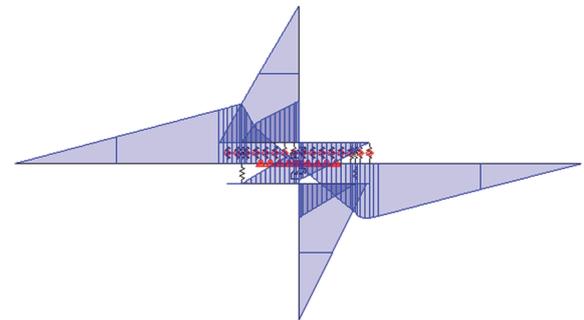
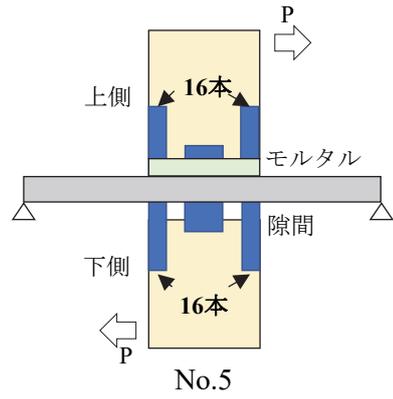
		δ_y	R_y	P_y	Yielded material	P_u	Ratio to Test(P_y)	Ratio to Test(P_u)	
		mm	rad	kN		kN			
Test	Lower	23.3	1/72	562.9	Steel beam(Shear)	681.7	-	-	
	Upper	24.2	1/69	631.3	Steel beam(Shear)	770.2	-	-	
Analysis by Design value	Lower	21.6	1/77	519.3	Steel beam(Bending)	-	0.92	-	
	Upper	21.6	1/77	578.1	Steel beam(Bending)	-	0.92	-	
Post-Analysis	Case1	Lower	15.2	1/110	409.8	Steel beam(Shear)	597.3	0.73	0.88
		Upper	15.2	1/110	461.6	Steel beam(Shear)	645.1	0.73	0.84
	Case2	Lower	19.2	1/87	517.7	Steel beam(Shear)	579.7	0.92	0.85
		Upper	19.2	1/87	583.1	Steel beam(Shear)	663.0	0.92	0.86



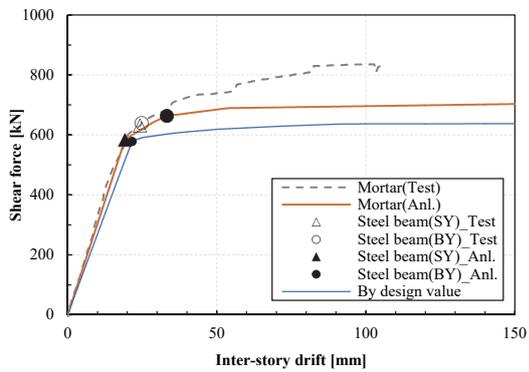
上側



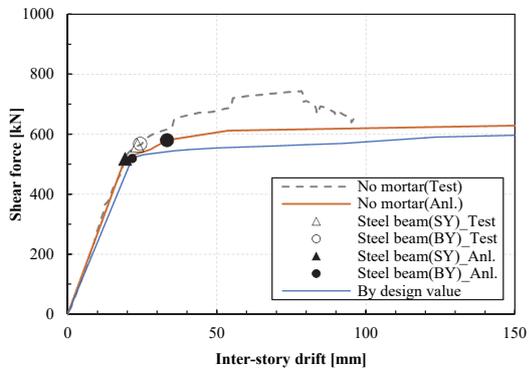
下側



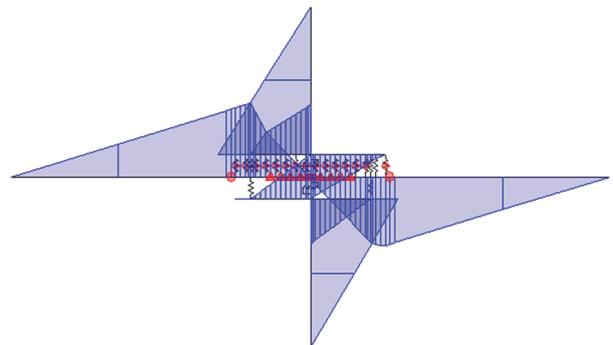
(a) Case1



上側



下側



(b) Case2 M_{pl} 考慮 (Q_y 割増係数 1.26)

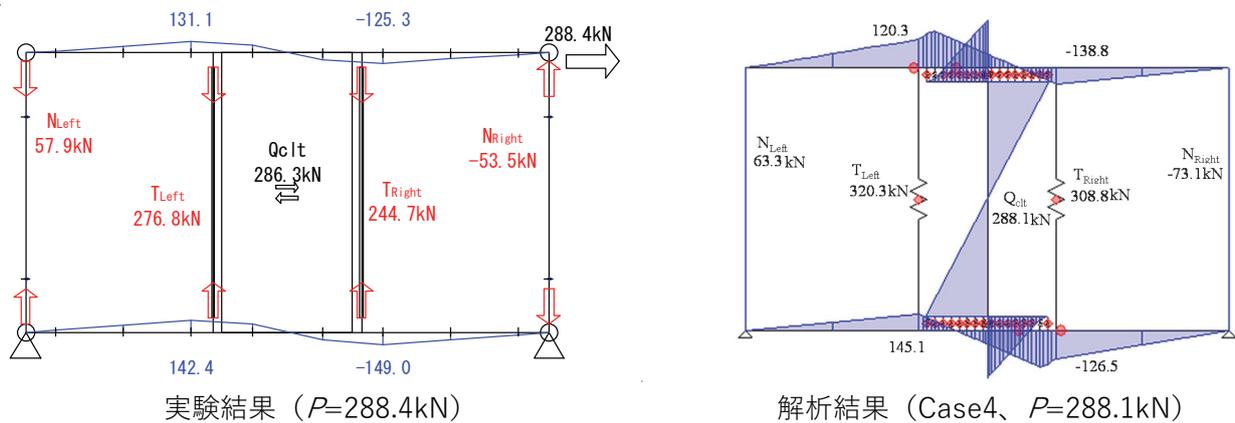
図 4.4-11 せん断力-層間変形関係と終局時の応力状態

4. 4. 2. 6 応力状態の比較

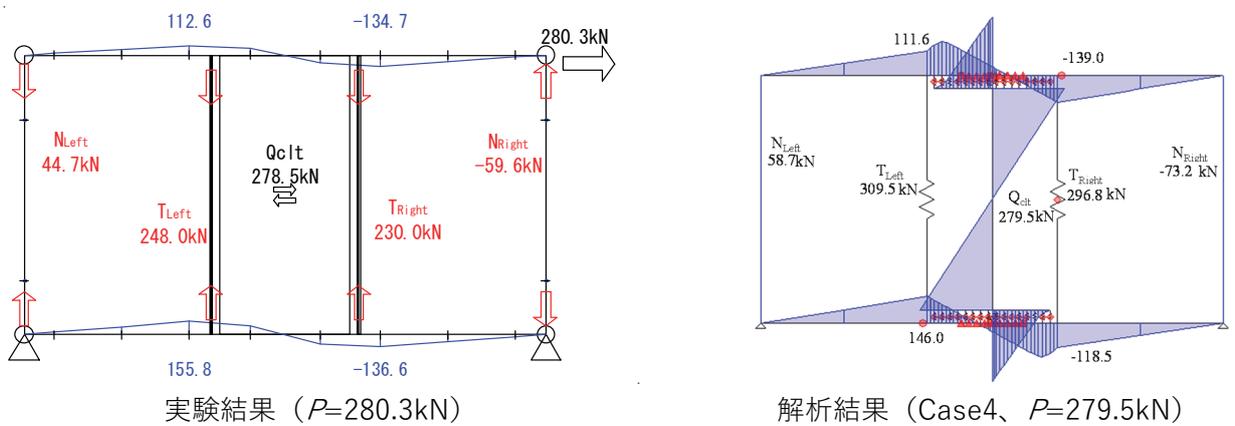
ここでは、各試験体の実験結果と解析結果において同程度の水平力が作用したときの応力状態を比較する。実験結果においては 1/100rd 時の曲げモーメント図とし、そのときと同程度の水平力が作用した時の解析における曲げモーメント図との比較を図 4.4-12、4.4-13 に示す。テンション材タイプの No.1、No.2 については、Case4 の結果、ドリフトピンタイプの No.3、No.5 は Case2 の結果、No.4 については Case1 の結果を示す。図中の単位を記載していない数値は曲げモーメントで、単位は kNm である。解析結果の曲げモーメントは、実験でひずみゲージを取り付けた箇所と同じ位置における値である。

テンション材タイプでは、特にテンション材に作用する引張力を比較すると、実験結果に比べて解析結果の方が大きくなった。これは、実験ではテンション材を留付けるガセットプレートやテンションロッドのターンバックル等にも引張力が作用することで、テンション材以外の部材にもひずみが生じていたためと考えられる。また、鉄骨はりの曲げモーメントをみると、実験結果と解析結果のどちらも下側のはりの曲げモーメントが上側はりの曲げモーメントよりも大きくなるという傾向が概ね一致した。

一方、ドリフトピンタイプでは、鉄骨はりに作用した曲げモーメントが実験結果と比較して、解析結果の方が低くなった。これは解析モデルでは、加力点から鉄骨はり芯位置までの距離ではなく、加力点から CLT 壁の端までの距離が CLT 壁に作用する際のうでの長さとなり、うでの長さが短くなっているためと考えられる。

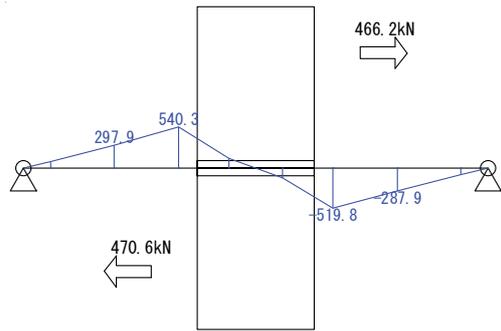


(a) No.1-テンションロッド

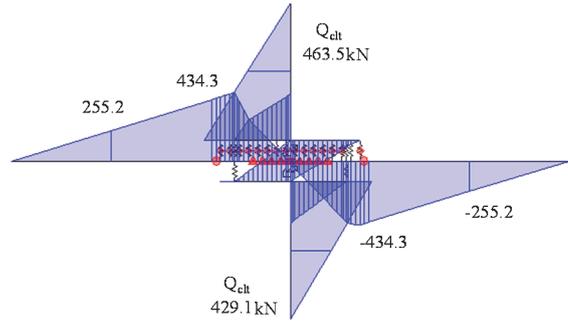


(b) No.2-フラットバー

図 4.4-12 テンション材タイプの応力状態の比較 単位[kNm]

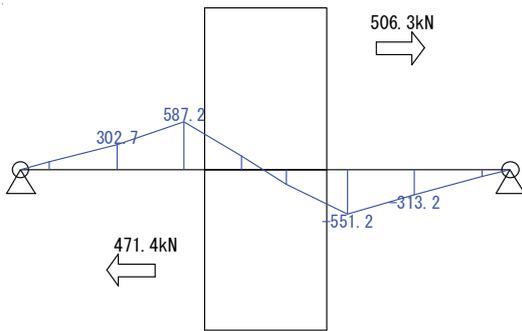


実験結果 ($P_{上}=466.2\text{kN}$)

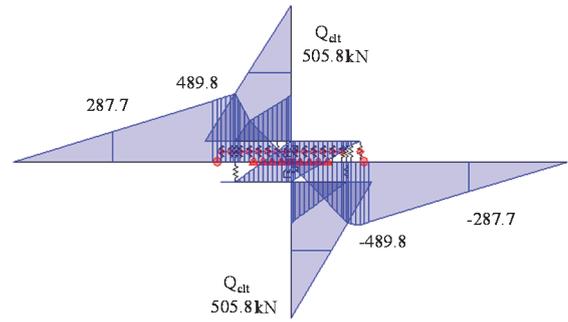


解析結果 (Case2、 $P_{上}=463.5\text{kN}$)

(a) No.3-片側モルタルあり-24DP

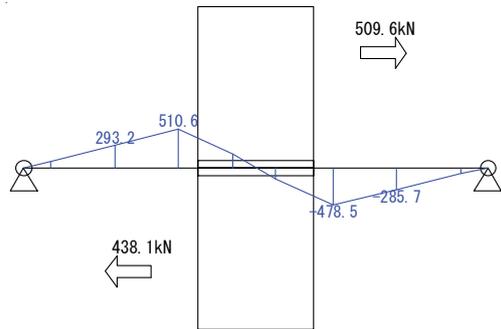


実験結果 ($P_{上}=506.3\text{kN}$)

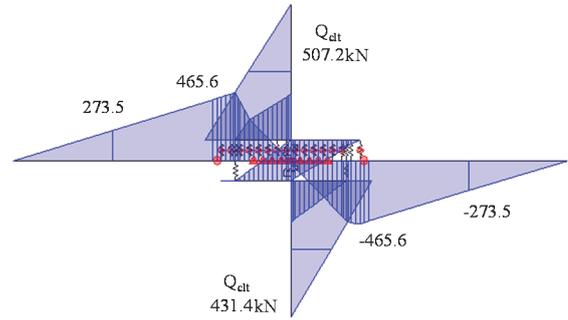


解析結果 (Case1、 $P_{上}=505.8\text{kN}$)

(b) No.4-面タッチあり-24DP



実験結果 ($P_{上}=509.6\text{kN}$)



解析結果 (Case2、 $P_{上}=507.2\text{kN}$)

(c) No.5-片側モルタルあり-16DP

図 4.4-13 ドリフトピンタイプの応力状態の比較 単位[kNm]

4. 4. 3 まとめ

実大静加力実験の挙動追跡を目的として、有限要素解析による静的増分解析を実施した。解析モデルの一部は、実大実験結果を参照し特性を決定した。いずれの試験体も実験結果より設計値を用いた解析結果が低くなった。これは基準値（特に CLT）が実際の材料特性よりも低いためと考えられる。また、鉄骨はりや CLT の材料特性を適切に把握できれば、実験結果を精度よく追跡できることを確認した。しかし、解析結果と実験結果の最大耐力でわずかに差異が生じた。これはテンション材の引張降伏後の二次剛性や鉄骨はりの曲げ降伏後の二次剛性がひずみ硬化の影響により増大したことが一因として考えられ、これらの影響を適切に評価することができれば、さらに精度よく実験結果を再現することができると推察できる。

4. 5 まとめ

本章では、CLT 耐力壁と鉄骨はりとの併用構造の設計法の提案と妥当性の確認を目的に、実験的、解析的な検証を行った。試験体は、CLT パネル工法から派生したテンション材を用いたタイプと、鉄骨ラーメン構造の柱部分を CLT 壁に置換し、CLT 壁と鉄骨はりをドリフトピン接合するタイプを用意し、試験に供した。先行研究を参考に目標性能を設定し、CLT 壁と鉄骨はりの断面の組み合わせを検討した結果、CLT の曲げ性能およびせん断性能が基準強度に対して、それぞれ 80%、70%発揮されるような断面の組み合わせとなった。本実験で得られた知見を以下に示す。

- 1) すべての試験体で目標性能以上の耐力が得られ、CLT 壁が発揮したせん断性能は基準強度に対して約 70%となり、従来の CLT パネル工法と比較して、テンション材タイプで約 2 倍、ドリフトピンタイプで約 4 倍となり、CLT パネル工法よりも壁量を減らすことのできる可能性が示唆された。
- 2) テンション材タイプの性能に大きな違いはなく、これはテンション材の降伏後のひずみ硬化の影響で、降伏後も性能が低下しなかったためと考えられる。
- 3) ドリフトピンタイプも性能に大きな違いはなかったが、これはすべての試験体で鉄骨はりの曲げ降伏により性能が決まっており、接合部設計を適切に行えば、全体崩壊形の構造が実現できる可能性が示唆された。
- 4) 構造特性係数 D_s については、テンション材タイプで $D_s=0.32$ となり、従来の CLT パネル工法と同等の性能となった。一方で、ドリフトピンタイプでは $D_s=0.20$ となり、鉄骨造と同等の性能となった。

以上のことから、適切な断面の組み合わせと接合部を検討することで、CLT の性能を有効に活かすことのできる構造を実現できる可能性が示唆され、提案した設計方法の妥当性を確認した。さらに、構造特性係数も CLT パネル工法と同等以上となり、十分な変形性能を有する構造を実現できた。

また、実大静加力実験の挙動追跡を目的として、有限要素解析による静的増分解析を実施した。解析モデルの一部を、実大実験結果を参照し特性を決定した場合に解析結果と実験結果が概ね整合した。したがって、鉄骨はりや CLT の材料特性を適切に把握できれば、実験結果を精度よく追跡できることを確認した。しかし、解析結果と実験結果の最大耐力でわずかに差異が生じた。これはテンション材の降伏後の二次剛性や鉄骨はりの曲げ降伏後の二次剛性がひずみ硬化の影響により増大したことが一因として考えられ、これらの影響を適切に評価することができれば、さらに精度よく実験結果を再現することができると推察できる。

参考文献

- 4-1) 公益財団法人日本住宅・木材技術センター：2016年版 CLT を用いた建築物の設計施工マニュアル、2016.10
- 4-2) 青木博文：構造設計のプロ入門（鉄骨造建築編）、日本建築センター、2009.4
- 4-3) 全国官報販売協同組合：2020年版 建築物の構造関係技術基準解説書、2021.7
- 4-4) 中島昌一、三木徳人、秋山信彦、荒木康弘：鋼板挿入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、第86巻、第783号、pp.793-803、2021.5
- 4-5) 鉄骨床梁を併用した CLT パネル耐力壁等の開発 検討委員会 打ち合わせ資料、2021.7
- 4-6) 高橋泰彦、品部祐児：せん断降伏型薄鋼板の復元力特性に関する実験的研究、日本建築学会構造系論文集、第494号、pp.107-114、1997.4

第5章 モデル設計の解析

5. 1 モデル設計の解析

5. 1. 1 モデル設計1 4階建て共同住宅の構造解析と構造図

(1) モデル設計1の解析条件

- ・ 試設計として検討する解析条件 (X方向)

Ds 算定時 : TR 破断しない時点 又は 層間変形角 1/50 rad 時
→TR の有効伸び 10%(=0.1×Lb) 時に,
破断強度 (=Fu×A) に達する時点

ここに, Lb : 有効長さ

Fu : 引張強さ

A : 断面積

保有水平耐力時 : 層間変形角 1/100 rad 時若しくは 1階パネル曲げ破壊時

→鉄骨梁 端部降伏, CLT 壁 端部, TR の降伏は許容する

せん断接合部 : Ds 算定時応力 に対して 終局耐力 Pu にて本数算定
(保証設計)

- ・ 試設計として検討する解析条件 (Y方向)

Ds 算定時 : 告示第 611 号第八の規定より, Ds=0.75 とする

保有水平耐力時 : 層間変形角 1/100 rad 時若しくは 1階パネル曲げ破壊時

せん断接合部 : 必要保有水平耐力時応力 に対して 終局耐力 Pu にて本数算定
(保証設計としない)

Y方向は、耐力壁の量が多いことから、増分解析結果から Ds を求めて保有耐力を設定した場合に、耐力壁パネル上下のせん断接合部の設計が厳しくなりすぎるので、上記の解析条件としている。

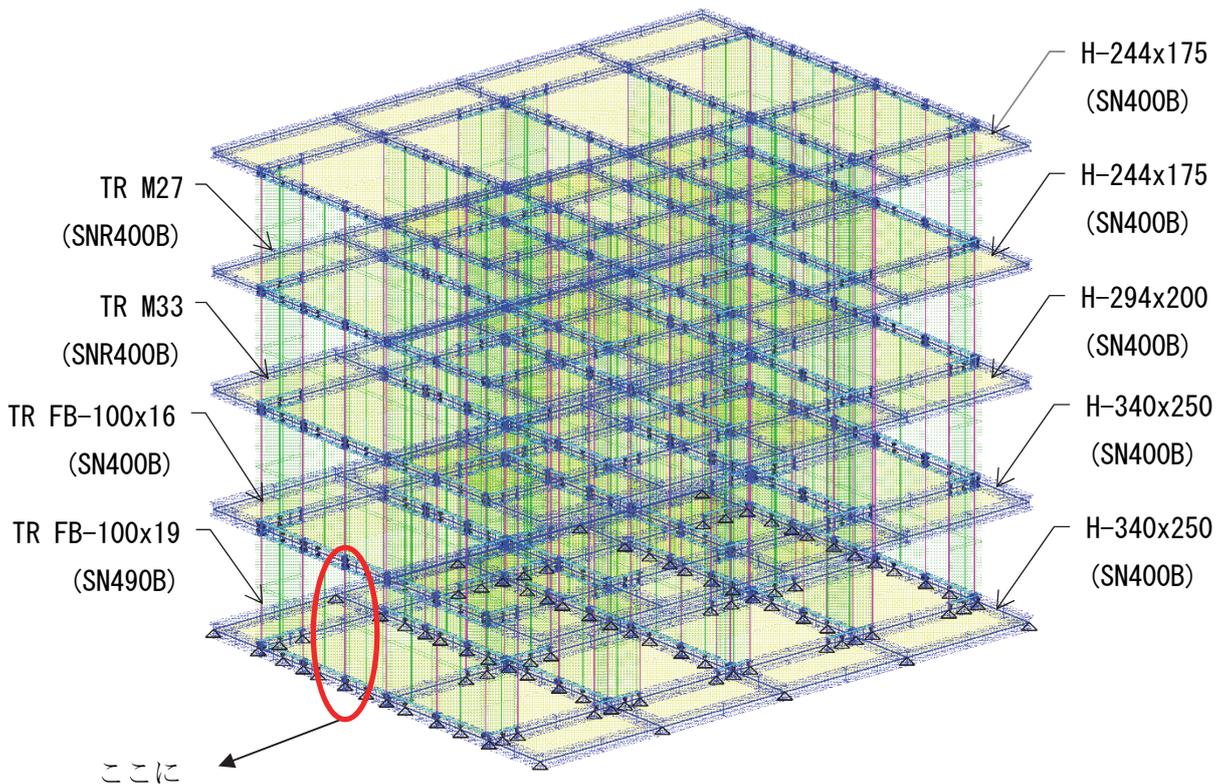
(2) モデル設計1の解析モデル概要

- ・使用プログラム：SNAP Ver.8 (株)構造システム
- ・床面：剛床(=床鉄骨フレーム+床ブレース)
- ・梁復元力特性：バイリニア(剛性低減型)

モデル概要及びTR(テンション材)の復元力特性について以下に示す。

表 5.1-1 CLTの強度等級

	壁パネル強度等級
4階	S90-5-5
3階	S90-5-5
2階	S120-5-5
1階	S120-5-5



ここに
 P_u : 破断耐力 = 引張強度 × 断面積
 P_y : 降伏耐力 = 基準強度 × 断面積
 δ_y : 降伏変位
 δ_u : 破断変位 = $0.1 \times$ 有効長さ

図 5.1-1 モデル設計1の解析モデル

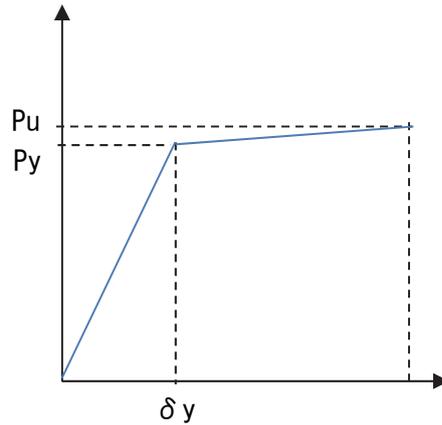


図 5.1-2 TR の復元力特性

表 5.1-2 TR (テンション材) の構成

符号	δy (mm)	δu (mm)	P_y (kN)	P_u (kN)
4TR : M27	2.19	191	112.6	191.6
3TR : M33	1.98	173	169.9	289.2
2TR : FB-100x16	2.52	220	376.0	640.0
1TR : FB-100x19	3.33	210	617.5	931.0

(3) 解析結果まとめ

① 1次設計

表 5.1-3 層間変形角 (rad)

階	X+	X-	Y+	Y-
4F	1/500	1/498	1/3199	1/2962
3F	1/436	1/436	1/2638	1/2535
2F	1/473	1/473	1/2582	1/2484
1F	1/609	1/608	1/2484	1/2445

X 方向 Y 方向共に 1/200 以下である。

各パネル及び接合部は、短期許容応力度以下を確認している。

② 2次設計

・Ds 算定結果

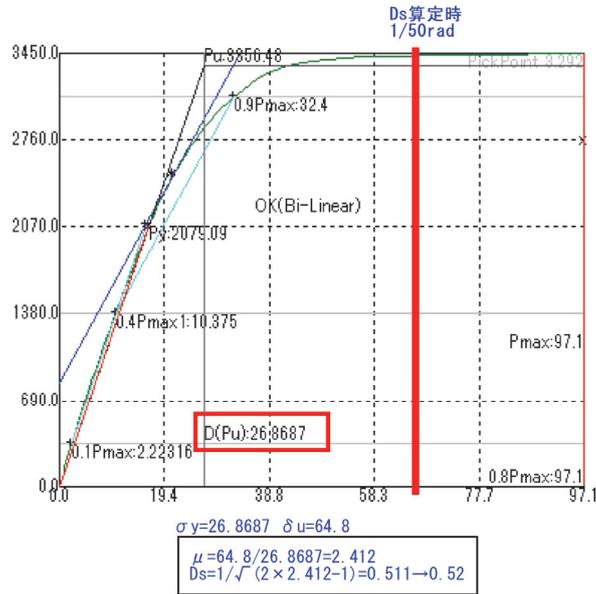


図 5.1-3 Ds 算定時 (X+)

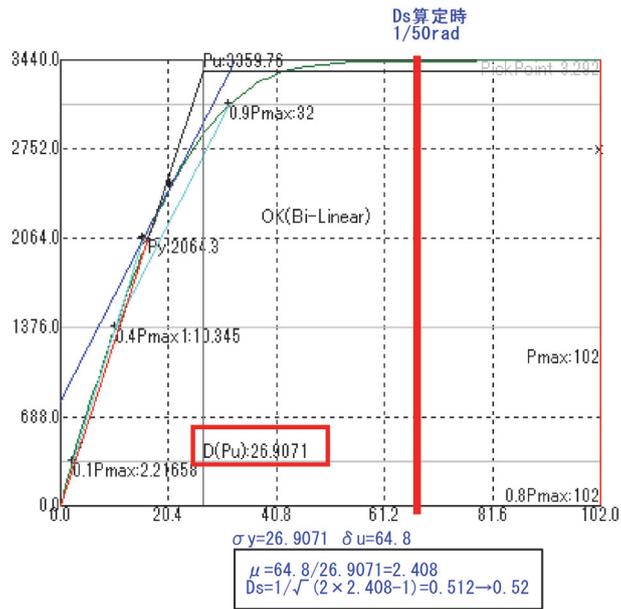


図 5.1-4 Ds 算定時 (X-)

上記より、Ds=0.52 とする。

• Q- δ 関係図

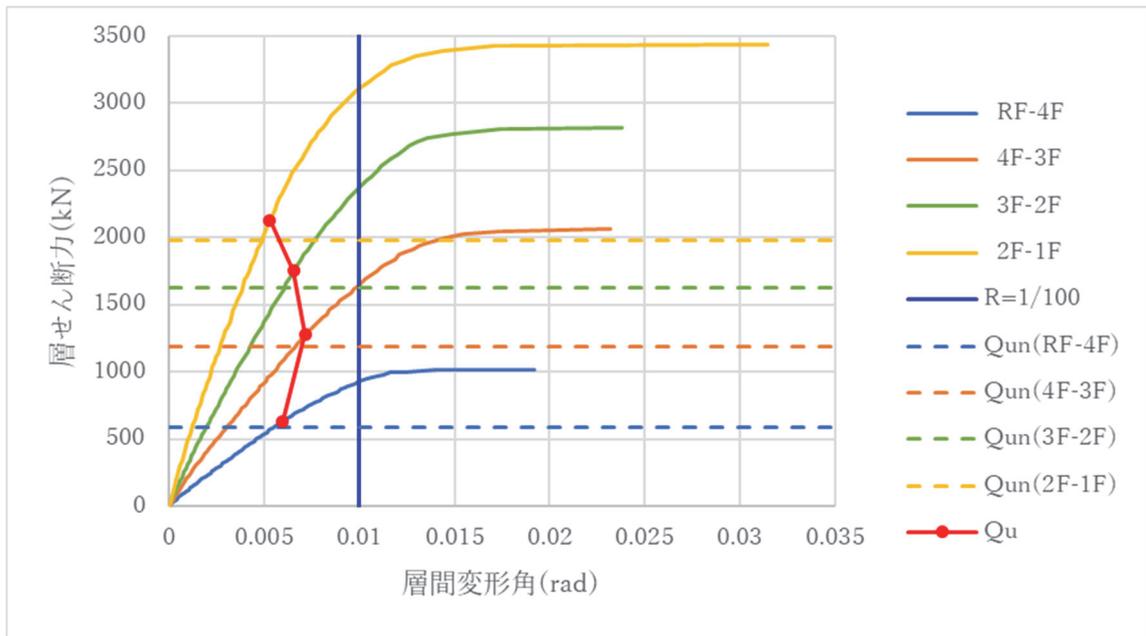


図 5.1-5 Q- δ 関係図 (X+)

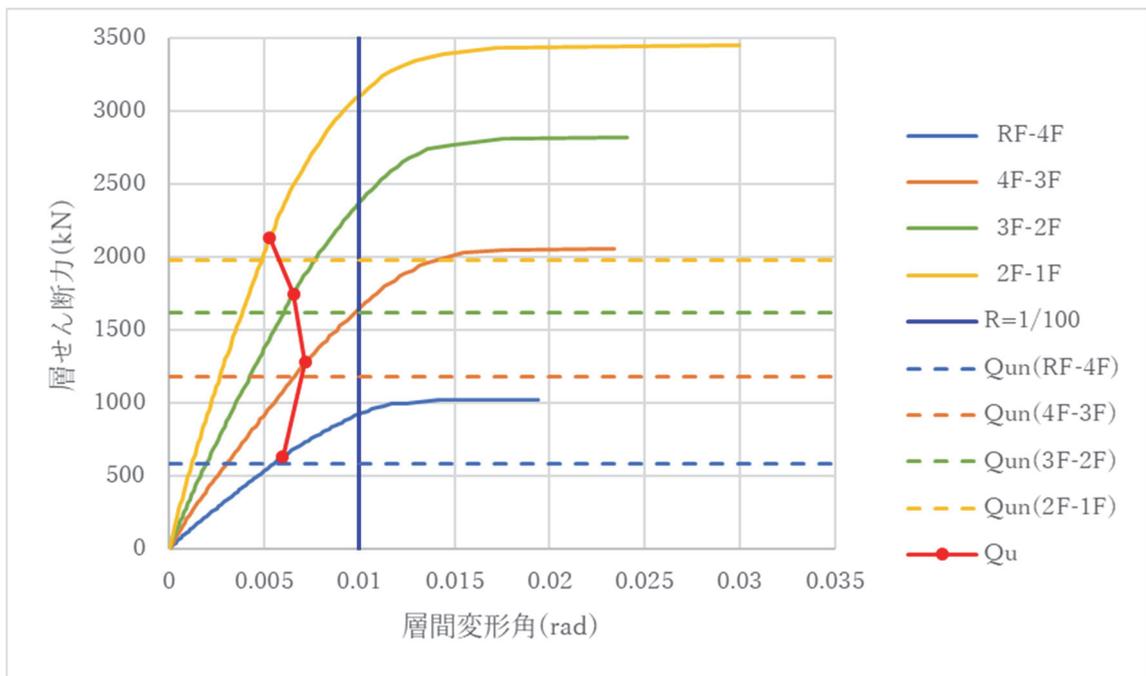


図 5.1-6 Q- δ 関係図 (X-)

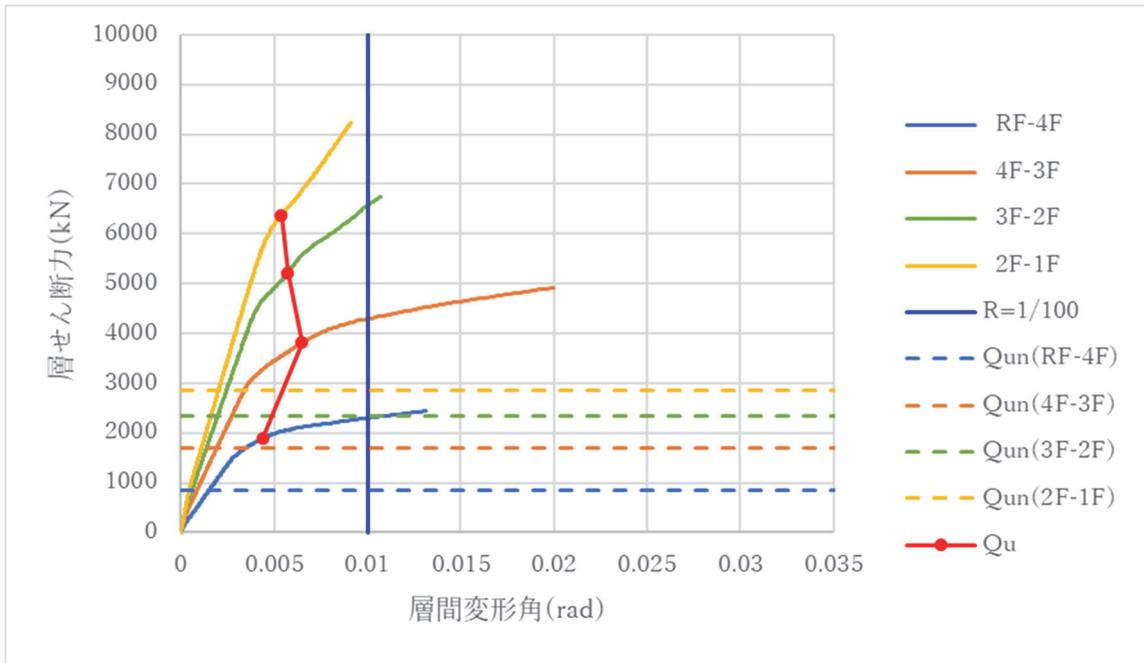


図 5.1-7 Q- δ 関係図 (Y+)

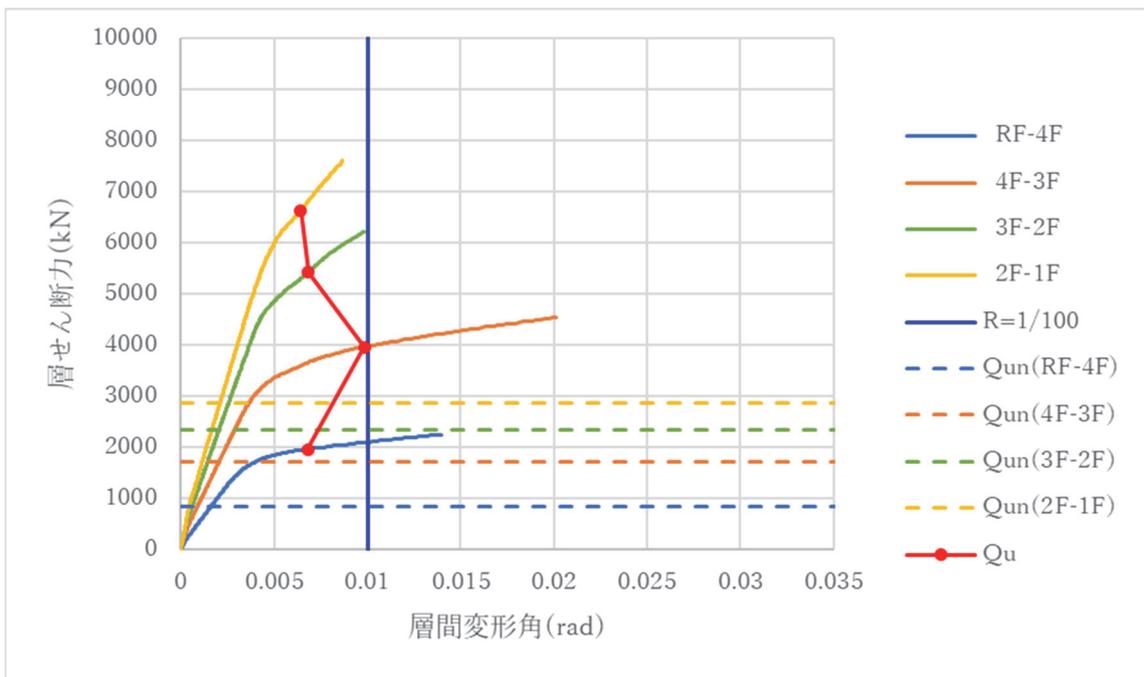


図 5.1-7 Q- δ 関係図 (Y-)

上記より，正加力は1階パネル曲げ破壊時点，負加力は層間変形角 1/100 rad 時点を保有的水平耐力とした。

・保有水平耐力の判定

表 5. 1-4 保有水平耐力の判定

方向	階	Ds	Fes	Qud(kN)	Qun(kN)	Qu(kN)	Qu/Qun	判定
X+	4	0.52	1.00	1,129.5	587.3	632.0	1.08	OK
	3	0.52	1.00	2,278.6	1,184.9	1,280.0	1.08	OK
	2	0.52	1.00	3,120.5	1,622.7	1,750.0	1.08	OK
	1	0.52	1.00	3,813.1	1,982.8	2,130.0	1.07	OK
X-	4	0.52	1.00	1,129.5	587.3	632.0	1.08	OK
	3	0.52	1.00	2,278.6	1,184.9	1,280.0	1.08	OK
	2	0.52	1.00	3,120.5	1,622.7	1,750.0	1.08	OK
	1	0.52	1.00	3,813.1	1,982.8	2,130.0	1.07	OK
Y+	4	0.75	1.00	1,129.5	847.1	1,890.0	2.23	OK
	3	0.75	1.00	2,278.6	1,708.9	3,810.0	2.23	OK
	2	0.75	1.00	3,120.5	2,340.4	5,220.0	2.23	OK
	1	0.75	1.00	3,813.1	2,859.8	6,380.0	2.23	OK
Y-	4	0.75	1.00	1,129.5	847.1	1,960.0	2.31	OK
	3	0.75	1.00	2,278.6	1,708.9	3,960.0	2.32	OK
	2	0.75	1.00	3,120.5	2,340.4	5,420.0	2.32	OK
	1	0.75	1.00	3,813.1	2,859.8	6,630.0	2.32	OK

上記より、 $Qu/Qun \geq 1.0$ を満足していることを確認した。

5. 1. 2 モデル設計2 4階建て事務所の構造解析と構造図

(1) モデル設計2の解析条件

・ 試設計として検討する設計法

Ds 算定時 : TR 破断しない時点 又は 層間変形角 1/50 rad 時

→TR の有効伸び 10%($=0.1 \times L_b$) 時に,

破断強度($=F_u \times A$)に達する時点

ここに, L_b : 有効長さ

F_u : 引張強さ

A : 断面積

保有水平耐力時 : 1/75 rad 時

→鉄骨梁 端部降伏, CLT 壁 端部の支圧降伏は許容する

せん断接合部 : Ds 算定時応力に対して終局耐力 P_u にて本数算定

(保証設計)

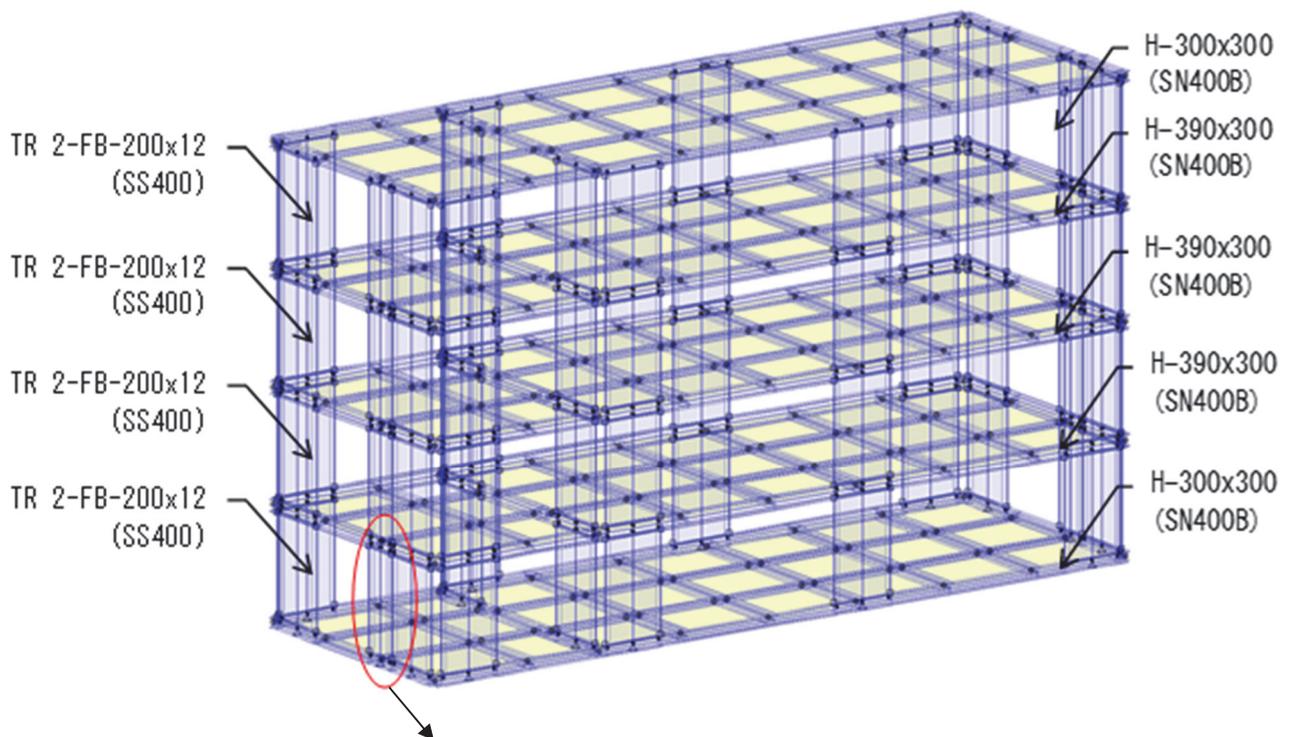
(2) モデル設計 2 のモデル概要

- ・使用プログラム : SNAP Ver. 8 (株)構造システム
- ・床面 : 剛床(=床鉄骨フレーム+床ブレース)
- ・梁復元力特性 : バイリニア(剛性低減型)

モデル概要及び TR の復元力特性について以下に示す。

表 5.1-5 CLT の強度等級

	壁パネル強度等級
4 階	S90-5-7
3 階	S90-5-7
2 階	S90-5-7
1 階	S90-5-7



ここに,

P_u : 破断耐力 = 引張強度 × 断面積

P_y : 降伏耐力 = 基準強度 × 断面積

δ_y : 降伏変位

δ_u : 破断変位 = 0.1 × 有効長さ

図 5.1-8 モデル設計 2 の解析モデル

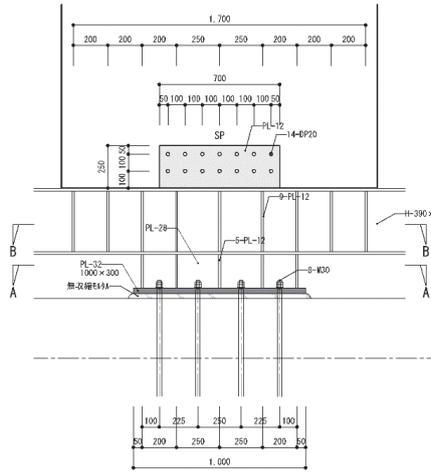


図 5.1-9 セン断接合部と1階鋼と基礎間の納まり

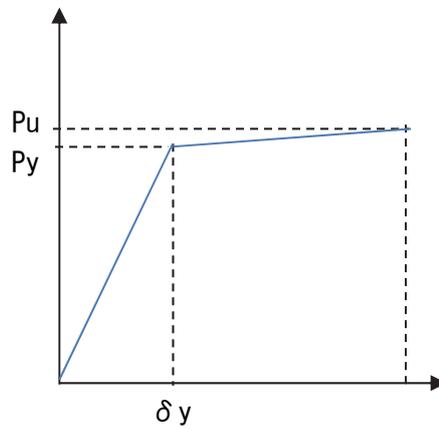


図 5.1-10 TRの復元力特性

表 5.1-6 TR (テンション材) の構成

符号	δy (mm)	δu (mm)	P_y (kN)	P_u (kN)
4TR : 2-FB-200x12	3.60	314	1128.0	1920.0
3TR : 2-FB-200x12	3.21	280	1128.0	1920.0
2TR : 2-FB-200x12	3.21	280	1128.0	1920.0
1TR : 2-FB-200x12	3.21	280	1128.0	1920.0

(3) 解析結果まとめ

① 1次設計

表 5.1-7 層間変形角 (rad)

階	X+	X-	Y+	Y-
4F	1/581	1/623	1/511	1/435
3F	1/486	1/516	1/418	1/371
2F	1/411	1/433	1/369	1/337
1F	1/366	1/384	1/351	1/326

X方向Y方向共に1/200以下である。

各パネル及び接合部は、短期許容応力度以下を確認している。

② 2次設計

・Ds 算定結果

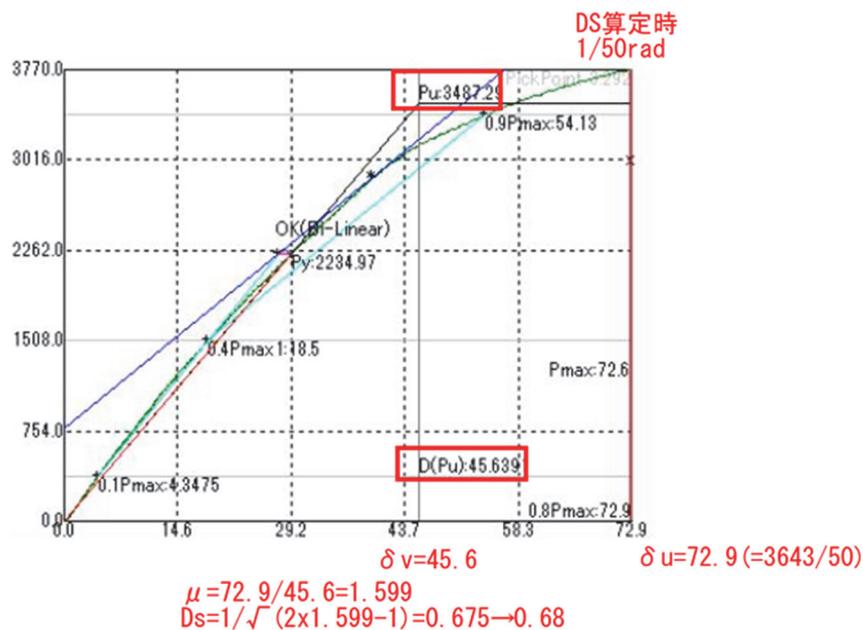


図 5.1-10 Ds 算定時 (X+)

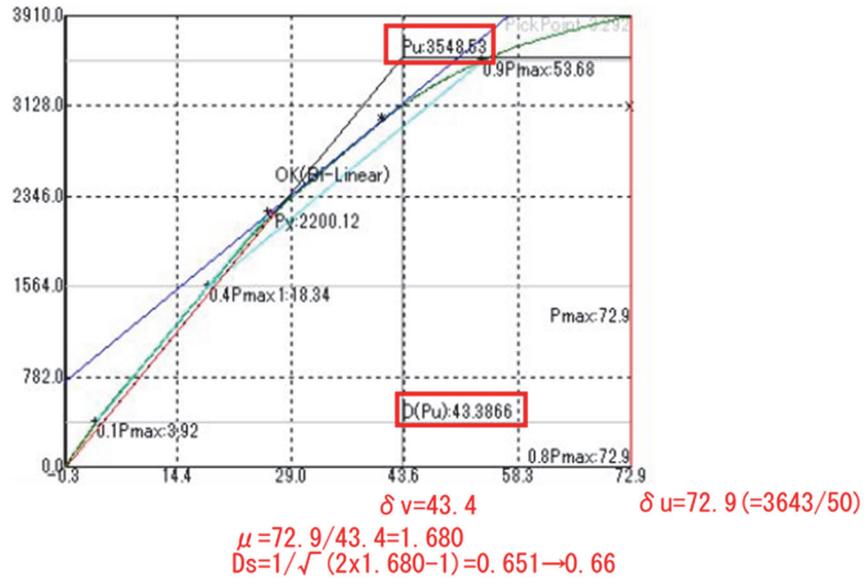


図 5.1-11 Ds 算定時 (X-)

上記より、X+加力時は $D_s = 0.68$ 、X-加力時は $D_s = 0.66$ とする。

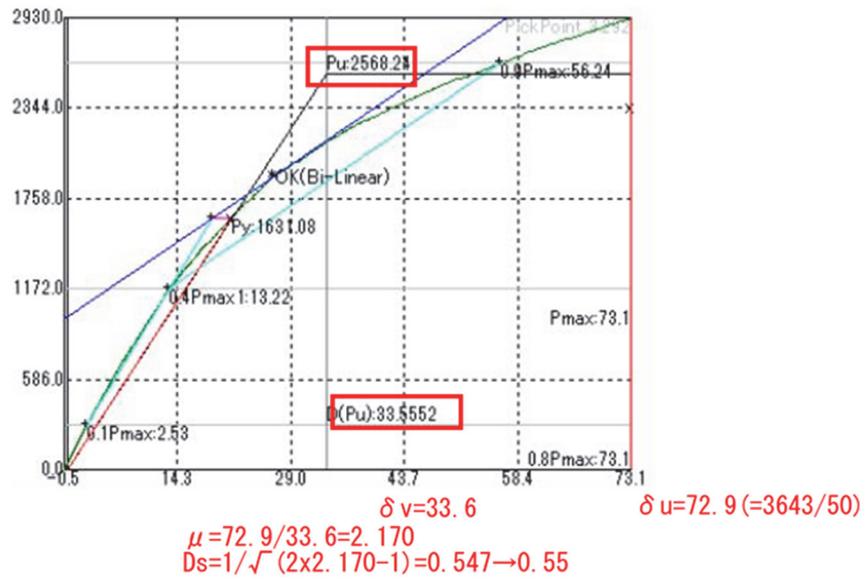


図 5.1-12 Ds 算定時 (Y+)

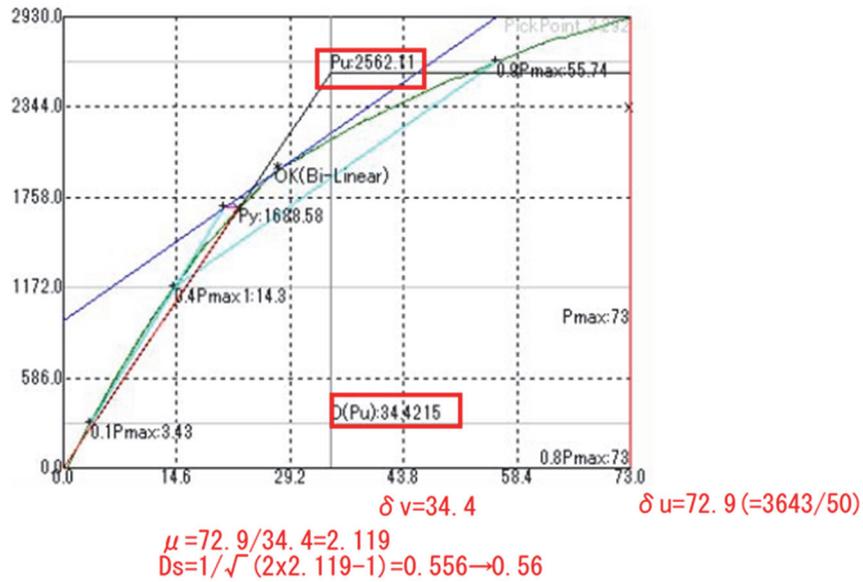


図 5.1-13 Ds 算定時 (Y-)

上記より、Y+加力時は $D_s=0.55$ 、Y-加力時は $D_s=0.56$ とする。

・ Q-δ 関係図

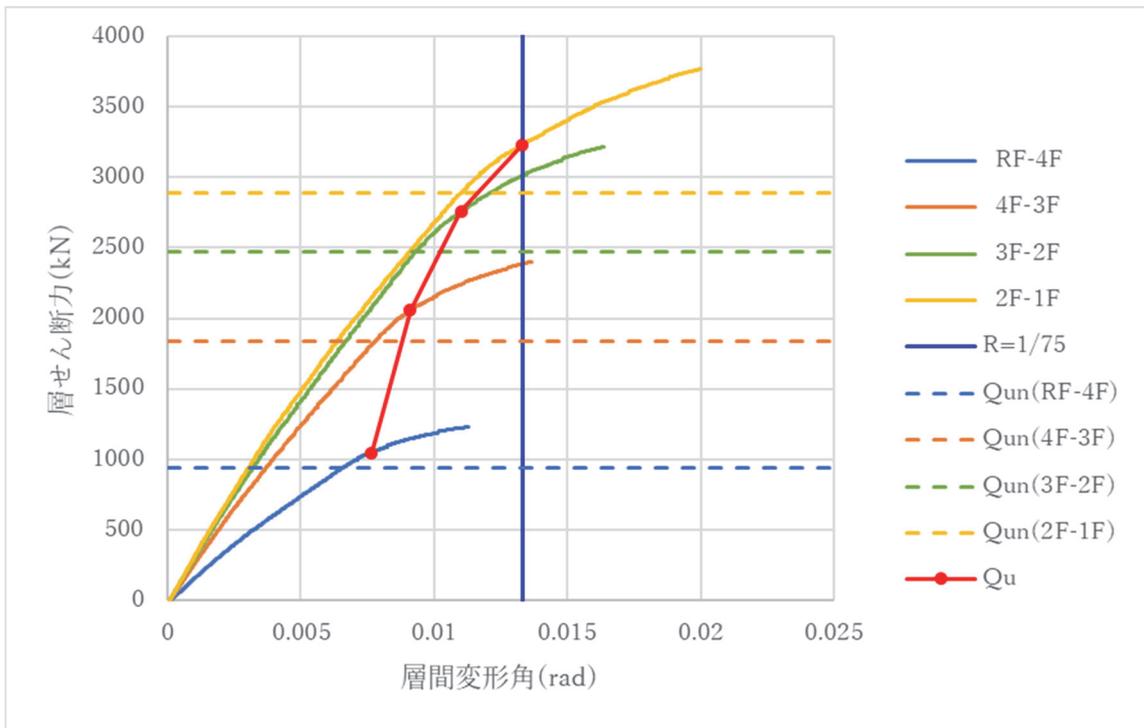


図 5.1-14 Q-δ 関係図 (X+)

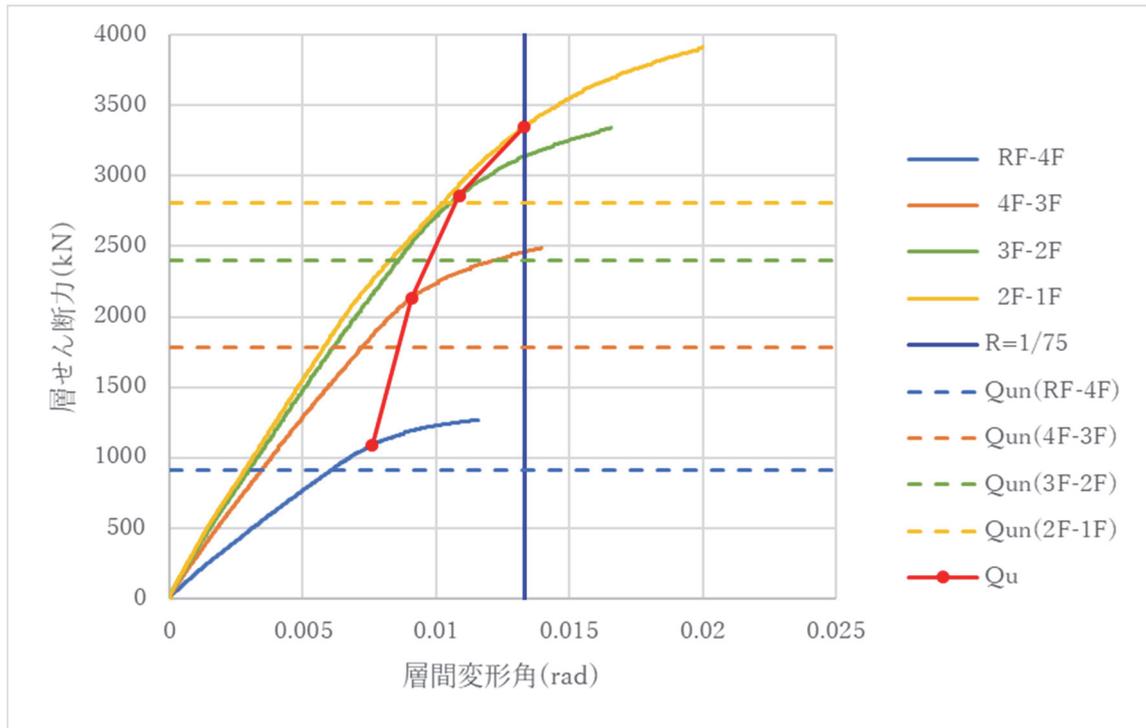


図 5.1-15 Q- δ 関係図 (X-)

上記より、層間変形角 1/75 rad 時点を保有水平耐力とした。

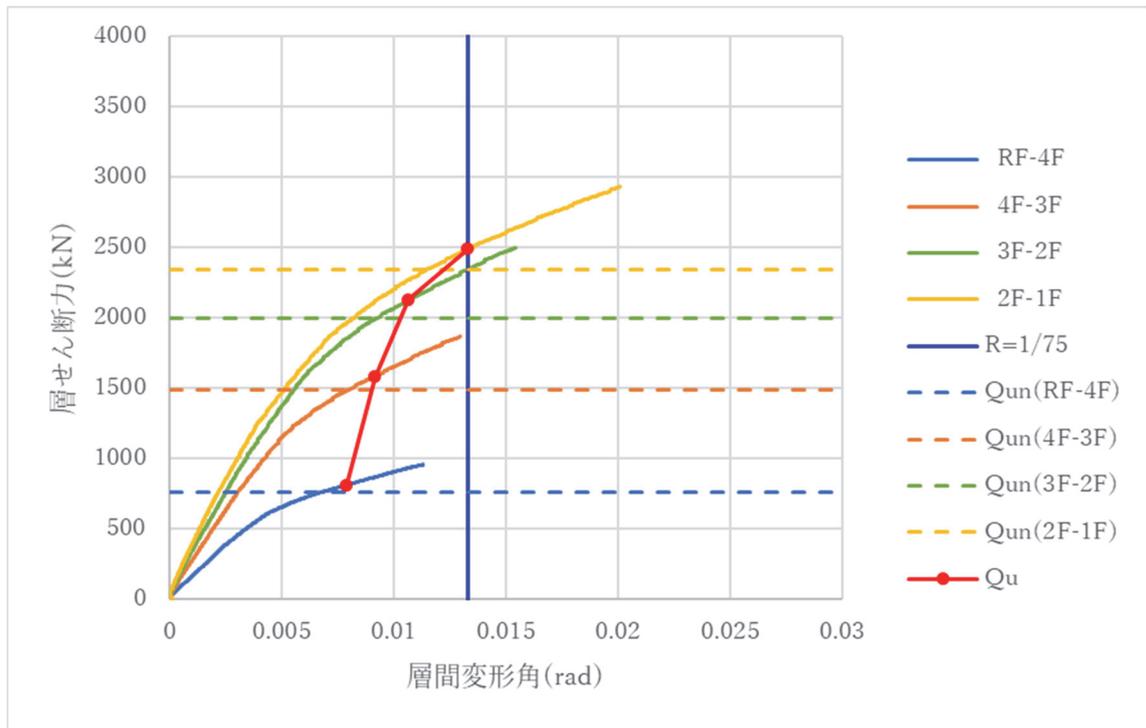


図 5.1-16 Q- δ 関係図 (Y+)

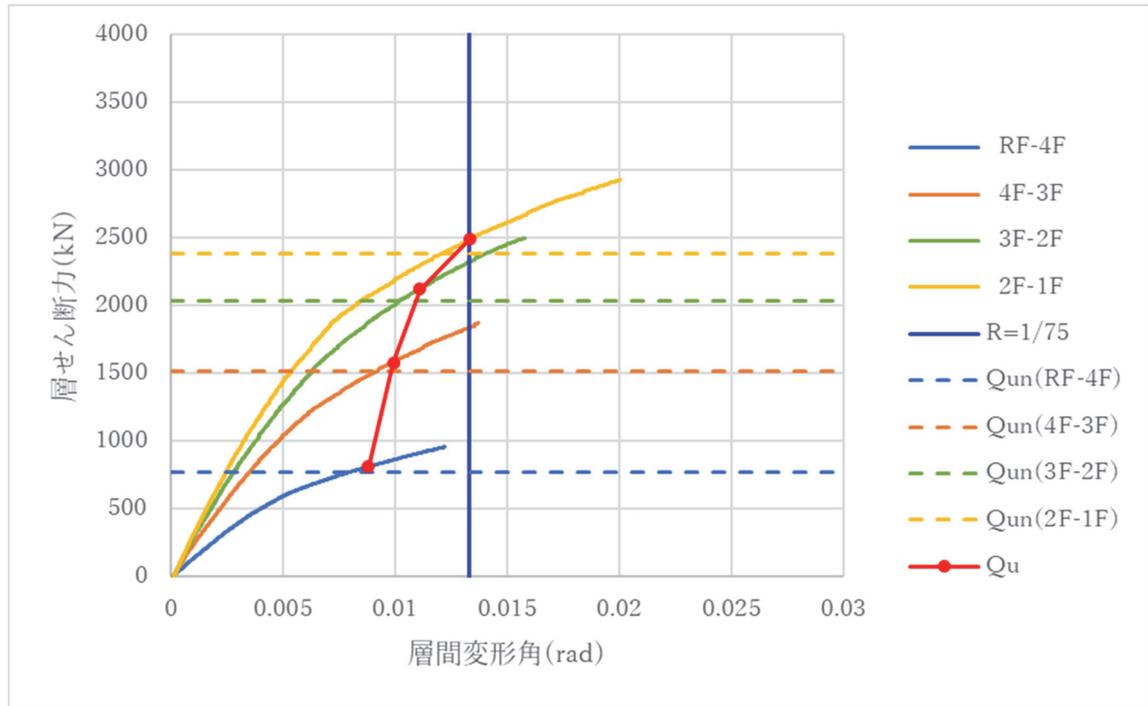


図 5.1-17 Q- δ 関係図 (Y-)

上記より、層間変形角 1/75 rad 時点を保有水平耐力とした。

・保有水平耐力の判定

表 5.1-8 保有水平耐力の判定

方向	階	Ds	Fes	Qud(kN)	Qun(kN)	Qu(kN)	Qu/Qun	判定
X+	4	0.68	1.00	1,385.2	942.0	1,050.0	1.11	OK
	3	0.68	1.00	2,702.6	1,837.7	2,060.0	1.12	OK
	2	0.68	1.00	3,629.5	2,468.1	2,760.0	1.12	OK
	1	0.68	1.00	4,249.7	2,889.8	3,230.0	1.12	OK
X-	4	0.66	1.00	1,385.2	914.3	1,090.0	1.19	OK
	3	0.66	1.00	2,702.6	1,783.7	2,130.0	1.19	OK
	2	0.66	1.00	3,629.5	2,395.5	2,860.0	1.19	OK
	1	0.66	1.00	4,249.7	2,804.8	3,350.0	1.19	OK
Y+	4	0.55	1.00	1,385.2	761.9	813.0	1.07	OK
	3	0.55	1.00	2,702.6	1,486.4	1,580.0	1.06	OK
	2	0.55	1.00	3,629.5	1,996.2	2,130.0	1.07	OK
	1	0.55	1.00	4,249.7	2,337.3	2,490.0	1.07	OK
Y-	4	0.56	1.00	1,385.2	775.7	812.0	1.05	OK
	3	0.56	1.00	2,702.6	1,513.4	1,580.0	1.04	OK
	2	0.56	1.00	3,629.5	2,032.5	2,120.0	1.04	OK
	1	0.56	1.00	4,249.7	2,379.8	2,490.0	1.05	OK

上記より、 $Qu/Qun \geq 1.0$ を満足していることを確認した。

5. 2 モデル設計2の積算

5. 2. 1 モデル設計2の鉄骨床梁併用 CLT パネル工法と RC ラーメン構造との工事費比較

(1) モデル設計2とRCラーメン構造の平面図比較

RC ラーメン構造の事務所ビルは、モデル設計2と床面積、階数を等しくして計画している。

軒高は、納まりの関係から RC ラーメン構造が 15.00m、モデル設計2が 15.43mとしており多少異なっている。

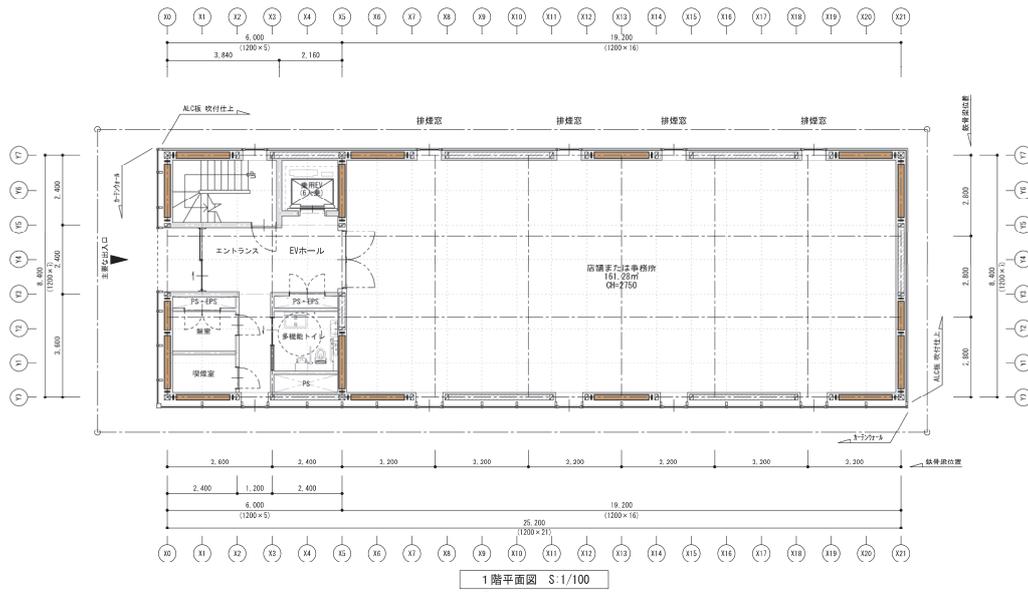


図 5.2-1 モデル設計2の平面図

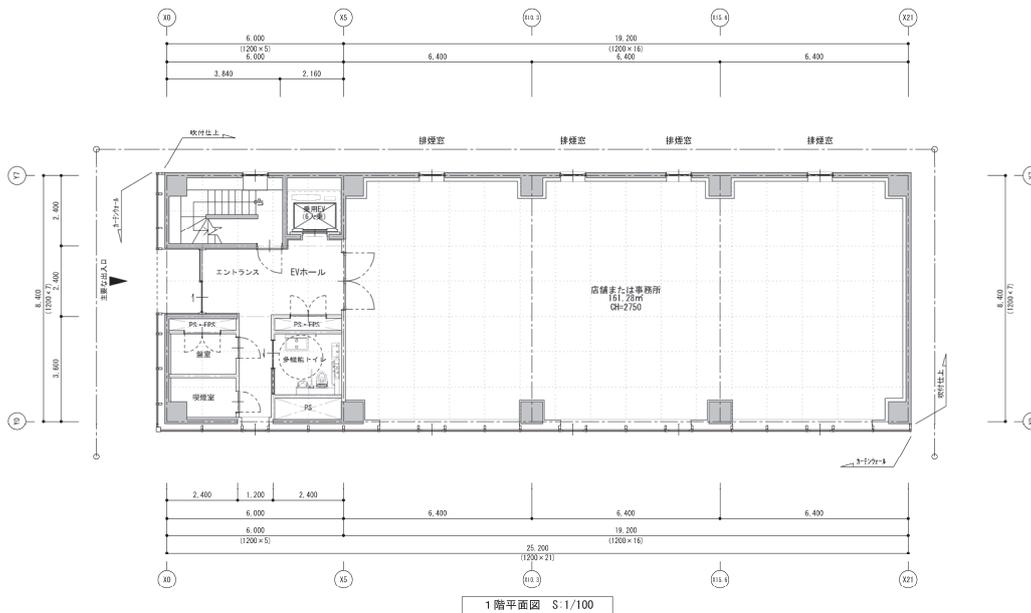


図 5.2-2 RCラーメン構造の平面図

(2) 積算比較

モデル設計 2 の鉄骨床梁併用 CLT パネル工法の工事費を 100 とした場合に、RC 造事務所ビルの工事費は 70 程度であった。

RC 造事務所ビルに対して約 1.4 倍の工事費となっていた。

図 5.2-3 の工事費比較から CLT パネル工法の工事費をコストアップさせている主な要因は、1 時間耐火仕様とするために木部を被覆するために用いる大量のせっこうボードの工事費、木造により構成する各階床組の工事費、および、耐力壁パネル上下に配置した鉄骨床梁の工事費が上げられる。

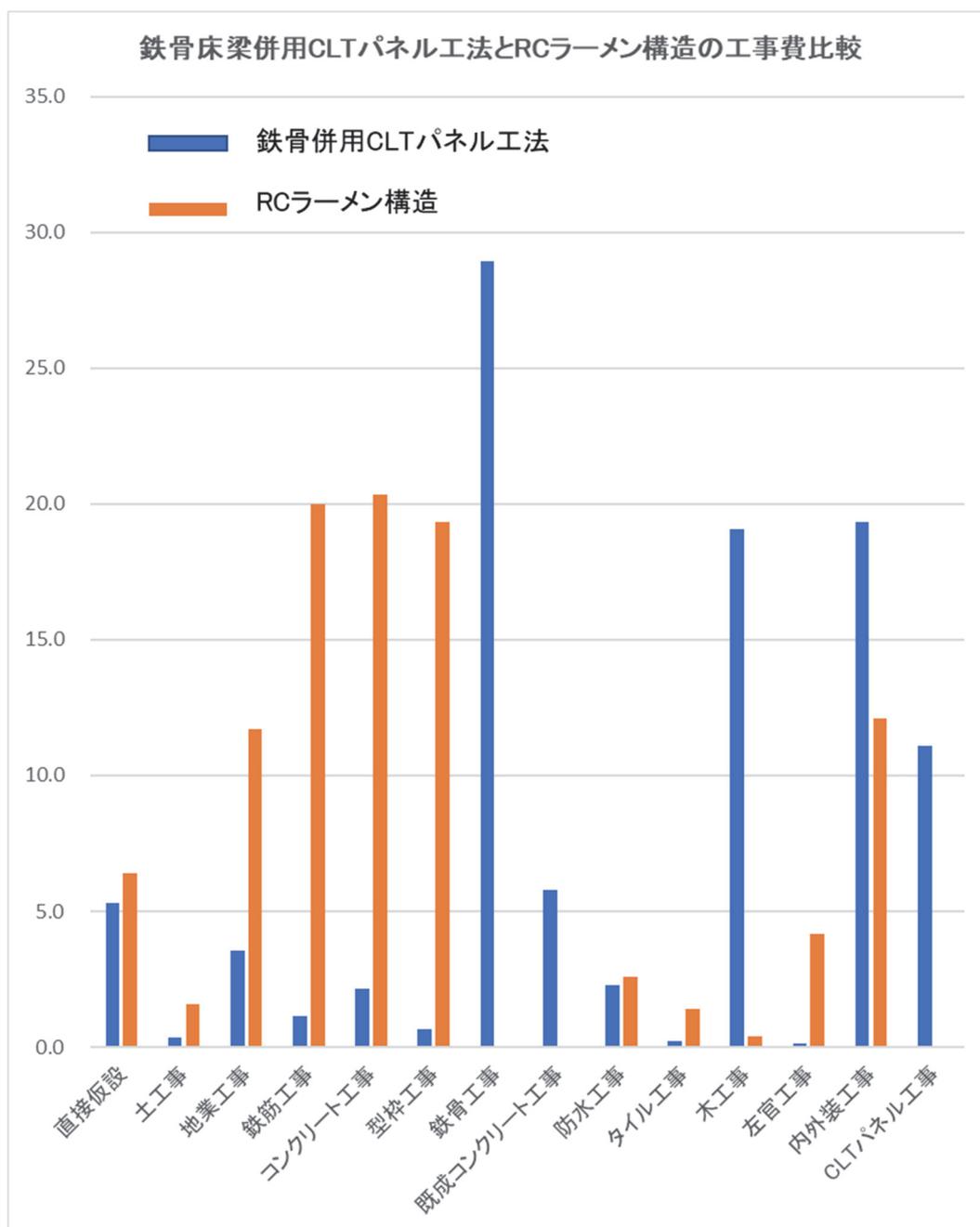


図 5.2-3 鉄骨床梁併用 CLT パネル工法と RC ラーメン構造の工事費比較

また、CLT パネル工法がコストアップとなる要因としては、2019 年から比べて 2022 年の鋼材価格は、およそ 1.25 倍なっており、想定できない高騰が生じていること。および、鉄骨工事と床、壁の木工事の単価設定を行う場合に、工事实績からデータ化して設定された標準単価がないため、高めの設定としたことが挙げられる。

工事实績に基づき材工単価設定が行われ、かつ、鋼材の値が落ち着くことを条件として工事費を考慮すると、実際には、RC 造に比べて 1.2 倍～1.3 倍程度の工事費になると想定される。

5. 3 まとめ

本事業において構造解析と実験で性能を確認した架構システムは、解析モデルが単純で CLT になじみのない構造設計者でも設計しやすいものとなっている。比較的耐力壁の多い建物の場合は、モデル設計 1 を参考とし、耐力壁が少なく大きな耐力を要求される建物には、モデル設計 2 を参考として設計をすることで、CLT パネル工法に不慣れであっても構造を成立させることができる架構システムとして展開可能なものとなっている。

本事業における試設計は、平 28 国交告第 611 号の第八の規定に従って計算を実施したが、本事業の実験結果を反映した構造特性係数 D_s などの各種数値の採用ができれば、より合理性の高い設計法として確立できる可能性があり、実験結果の採用に向けての取り組みを今後継続していくことが課題となる。

さらに、モデル設計は実施していないが、鉄骨梁と耐力壁パネルをドリフトピンで緊結し、モデル設計 2 の耐力壁よりさらに高い耐力で設計できる架構システムを検証していることから、今後、建物としての試設計を行い、解析モデルを確立することで実用に使用できる設計法として展開させる取り組みを行うことが課題としてある。

上記の課題に対応できた段階で各タイプの架構システムの設計法を、マニュアルのような図書として作成し公開すれば、意匠設計者、構造設計者が CLT を用いた建築物を設計しやすい環境が整備されことになり、CLT の普及が進むことが期待できる。

工事費については、今後、実物件として本架構システムを用いた中層の建物が設計、施工されることで設計、施工に対する知見が集まり、本事業の試設計で採用した仕様とは異なるコストダウン可能な仕様や施工合理化の提案がされ、実際に施工されることで、時間とともにそれらの提案の中からスタンダードな仕様が収束していき、適正な施工単価となっていくことが想定される。その時点では、RC 造と比べて多少高い程度の工事費となると想定される。

第6章 耐火試験

6.1 目的

告示で示された1時間耐火の仕様の場合は、原則木材の壁、木材の床を使用することが求められている。しかし、告示の1時間耐火の仕様としてどのような影響があるかを確認するために、品質性能試験を実施した。告示に基づき外壁の評価をする上では、内壁側については試験する必要がないため、今回は外壁の仕様のみでの試験とした。

6.2 試験概要

6.2.1 試験体

試験体の仕様を図6.2.1-1、図6.2.1-2にて示す。CLT壁パネルに厚さ150mmを用いて、鉄骨梁を介して上下にCLT壁パネルを設置した。告示の1時間耐火の仕様として、外装部にALC厚さ50mm、強化せっこうボード厚さ15mmで被覆した。

試験体全体の大きさは、幅2970mm×高さ3370mmである。

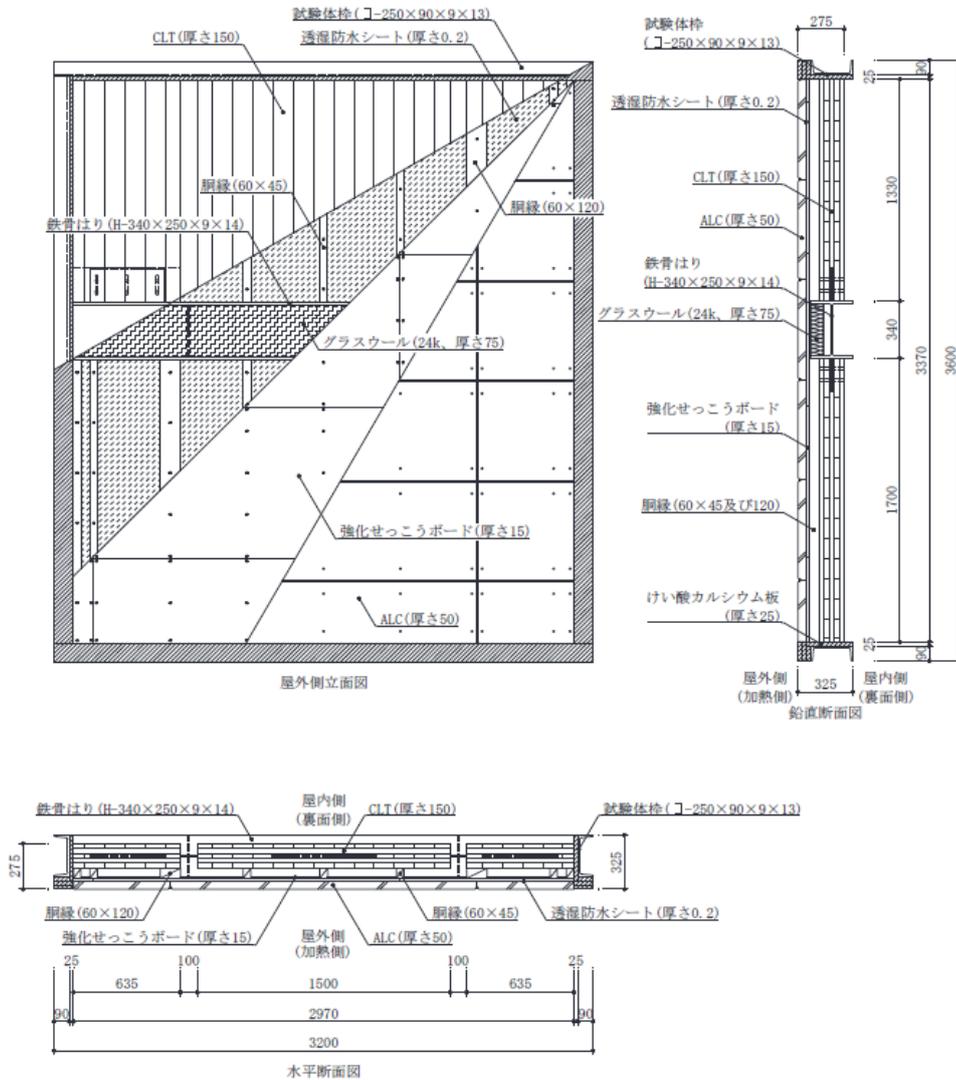


図 6.2.1-1 試験体概要図

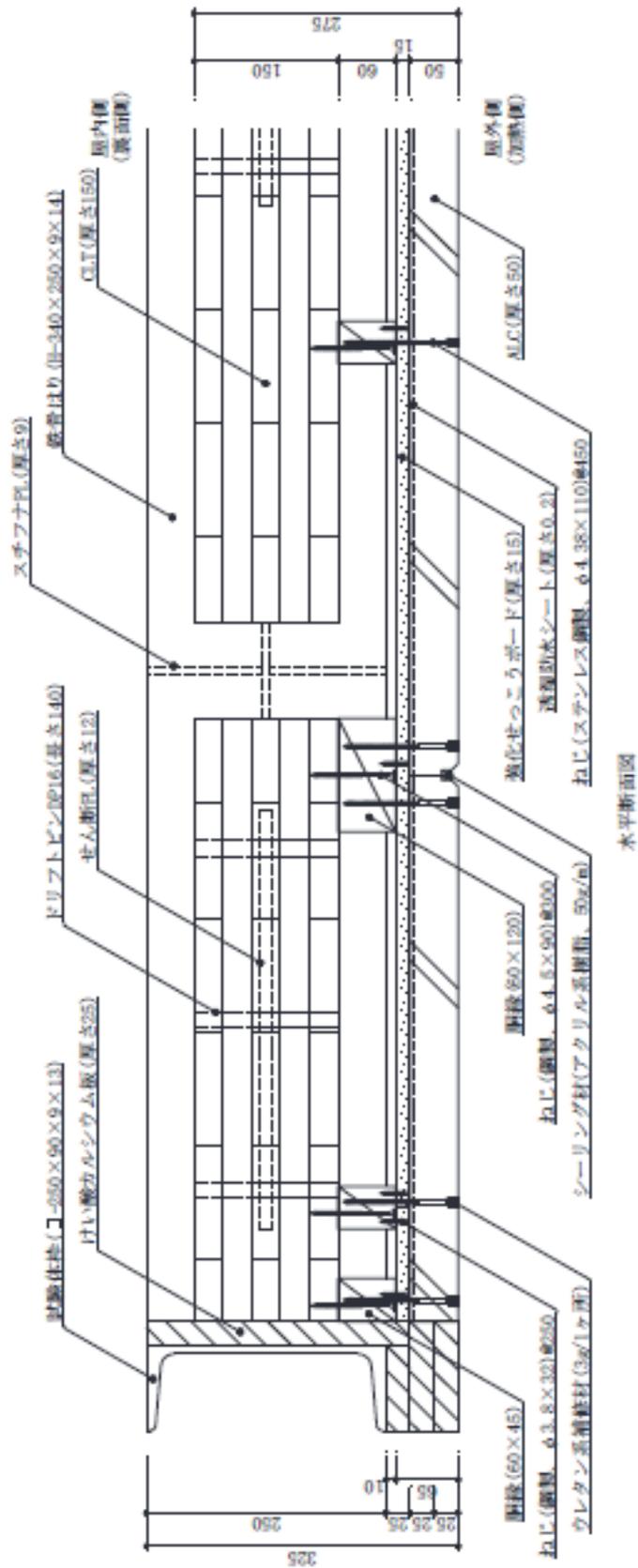


図 6.2.1-2 試験体概要図 (詳細図)

6. 2. 2 実験方法

加熱試験は、(一財) 建材試験センター中央試験場にて実施した。また試験方法については、(一財) 建材試験センターが定めた「防耐火性能試験・評価業務方法書」に基づいた試験とし、目標とする加熱時間は、60 分間 (試験時間 240 分以上) とした。加熱面は屋外側である。

内部温度測定位置を図 6.2.2-1、加熱温度、裏面温度及び面外方向たわみ測定位置を図 6.2.2-2 に示す。

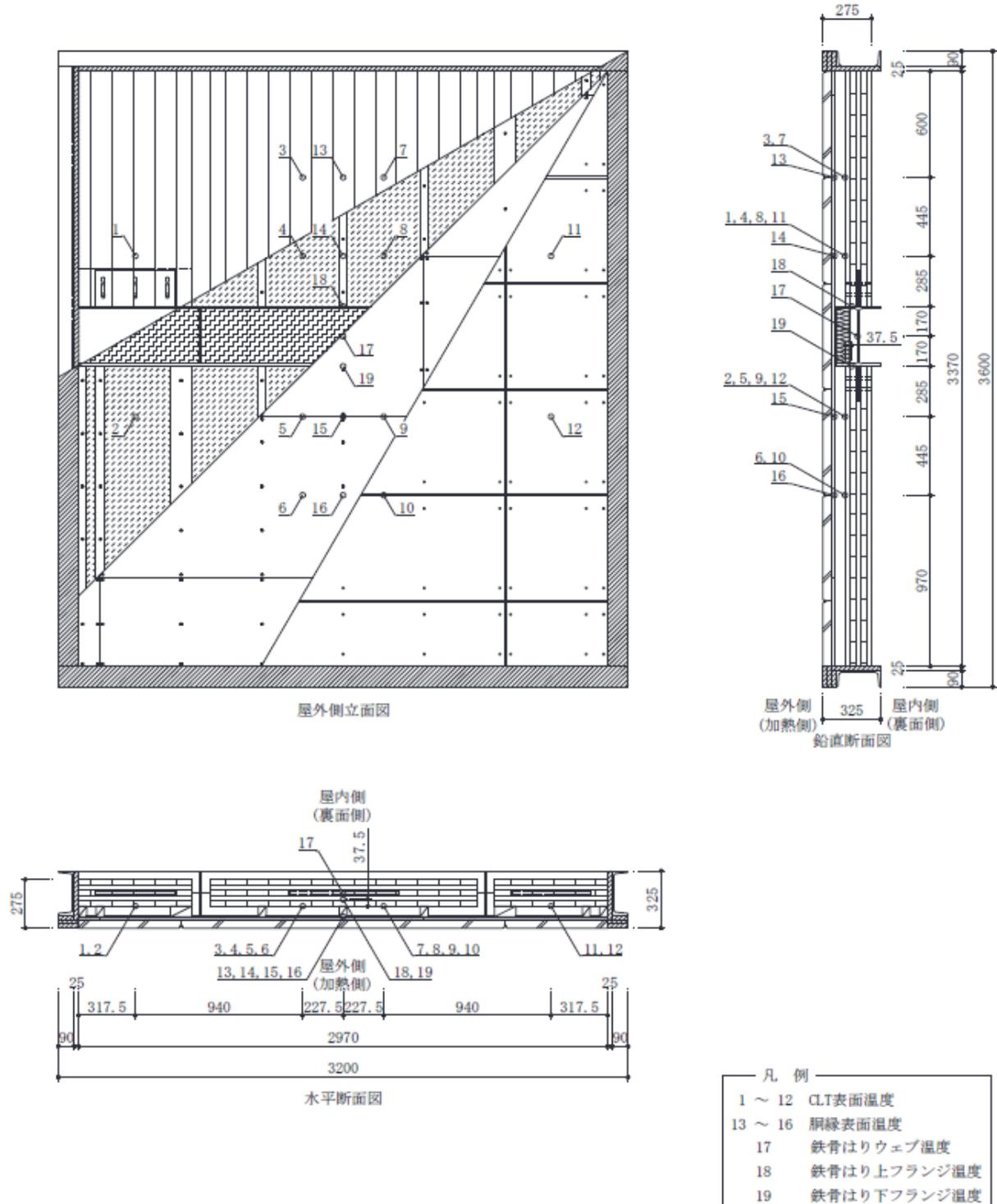
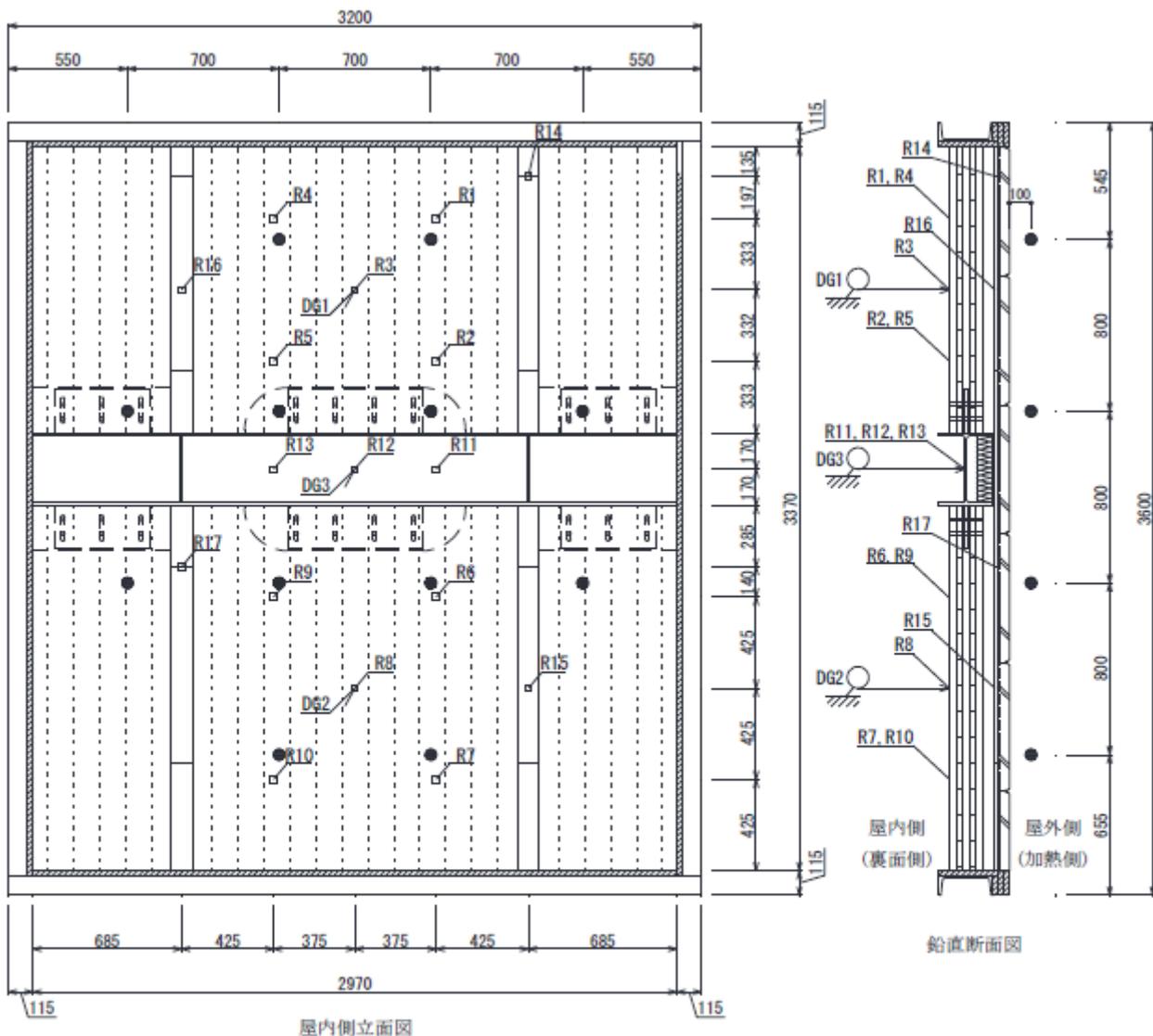


図 6.2.2-1 内部温度測定位置



- 凡例
- 印 加熱温度測定位置(12点)
 - R1~R17 裏面温度測定位置
 - DG1~DG3 面外方向たわみ測定位置

図 6.2.2-2 加熱温度、裏面温度及び面外方向たわみ測定位置

6.3 試験結果

加熱温度測定結果を図 6.3-1～図 6.3-4 に示す。また試験状況の写真を写真 6.3-1～写真 6.3-5 に示す。

試験結果として、裏面温度の最高温度は、98℃となり、規定値 209℃を超えることはなかった。また試験後の観察において、被覆材をはがし、内部の CLT の表面を確認したところ、CLT の炭化は認められなかった。

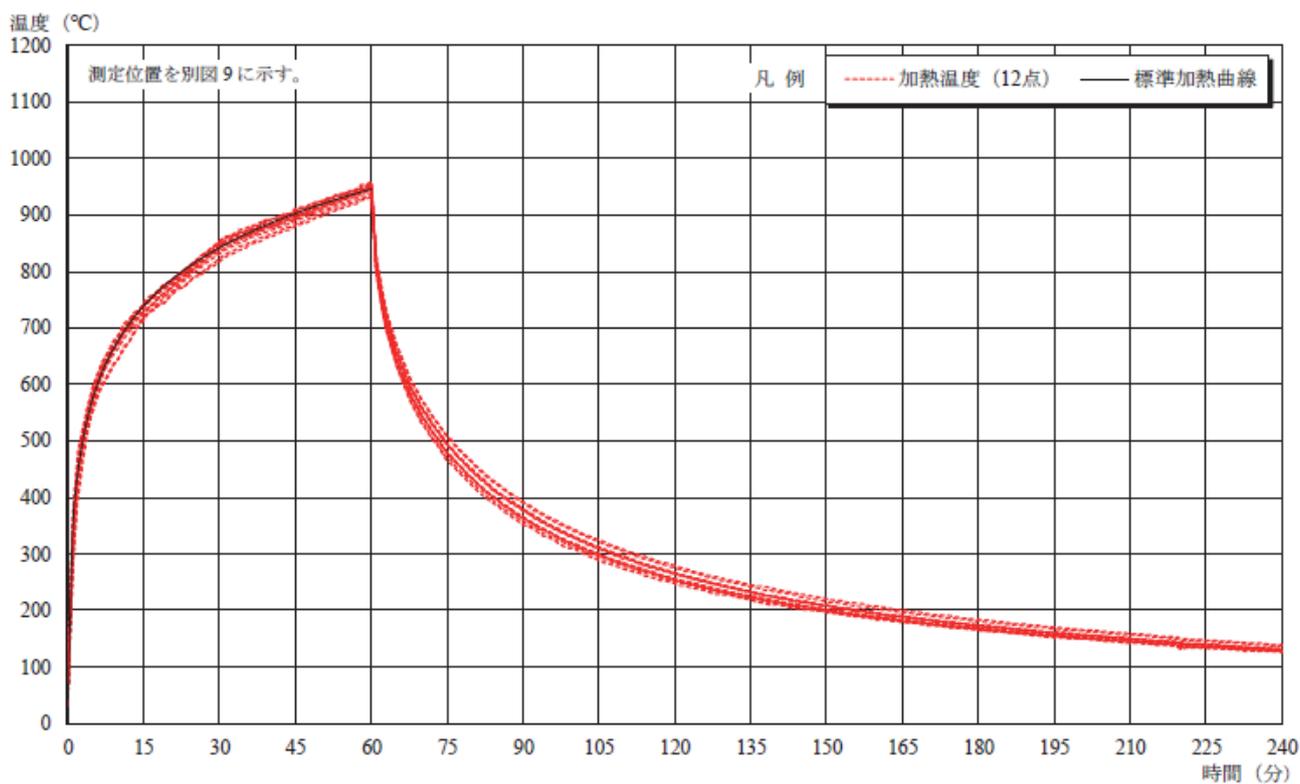


図 6.3-1 加熱温度測定結果

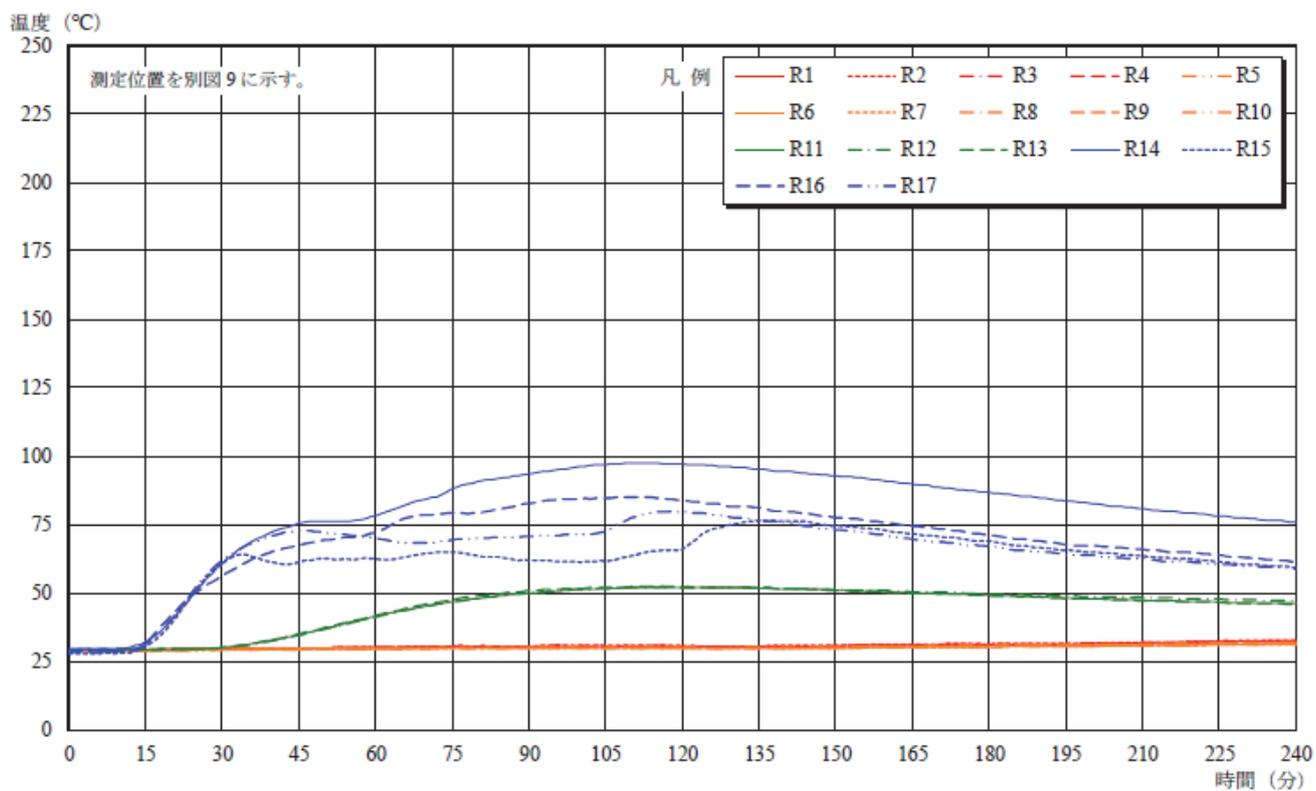


図 6.3-2 裏面温度測定結果

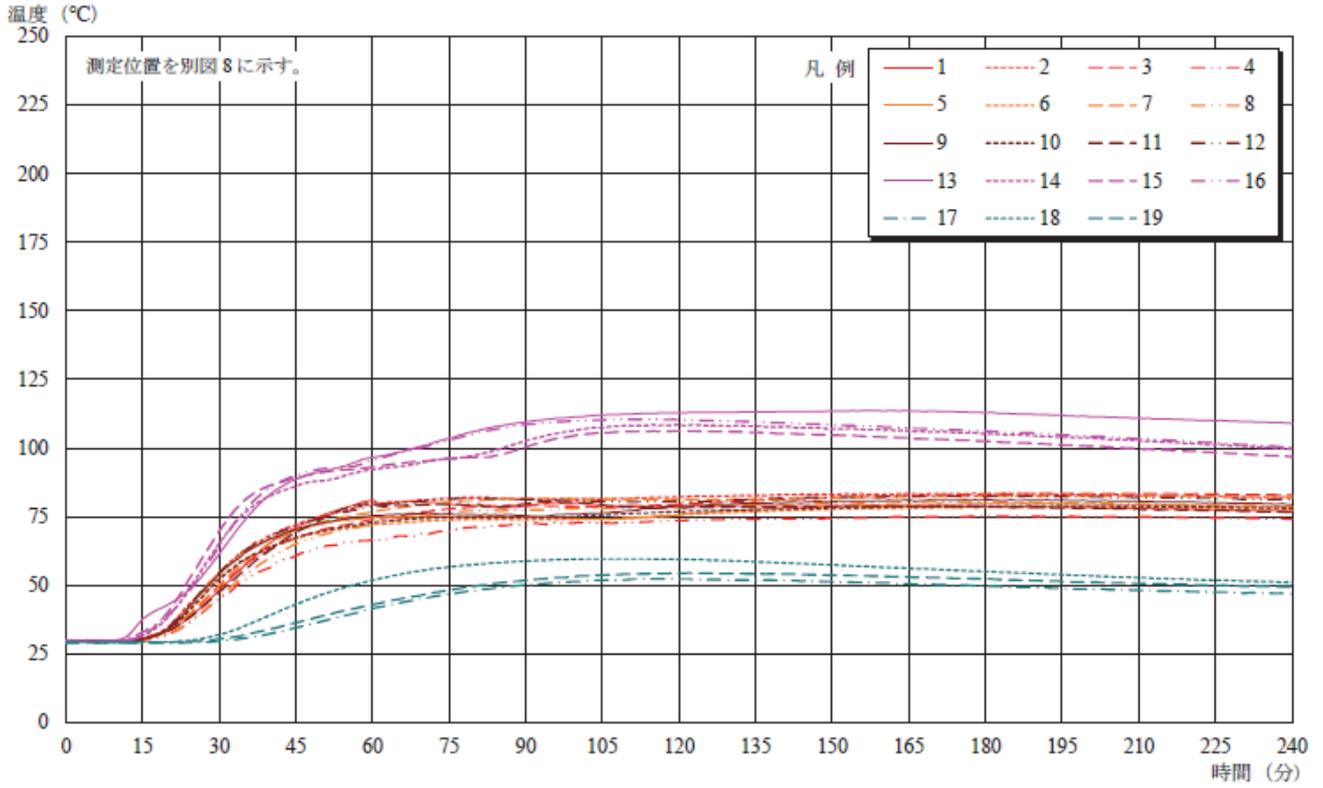


図 6.3-3 内部温度測定結果 (参考)

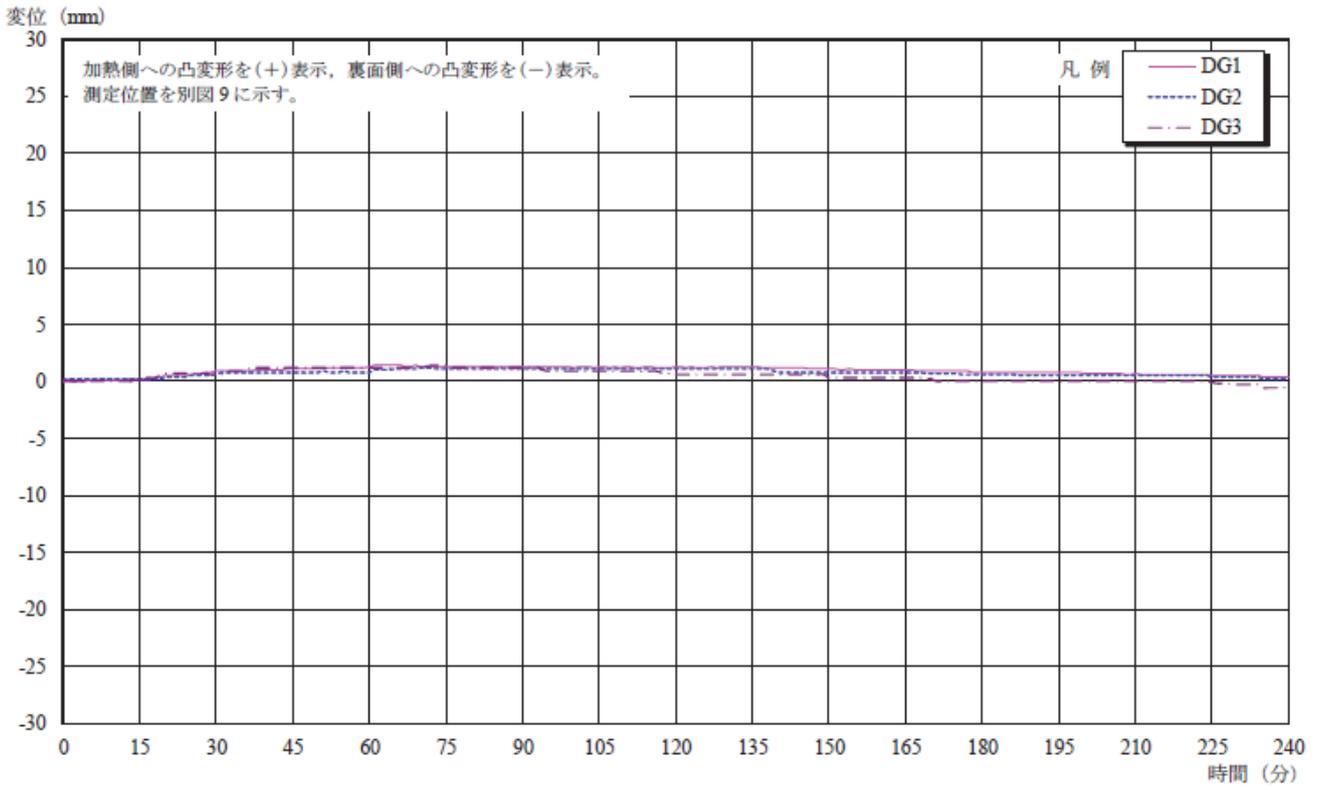


図 6.3-4 面外方向たわみ測定結果 (参考)



写真 6.3-1 試験前の裏面側（屋内側）の状況

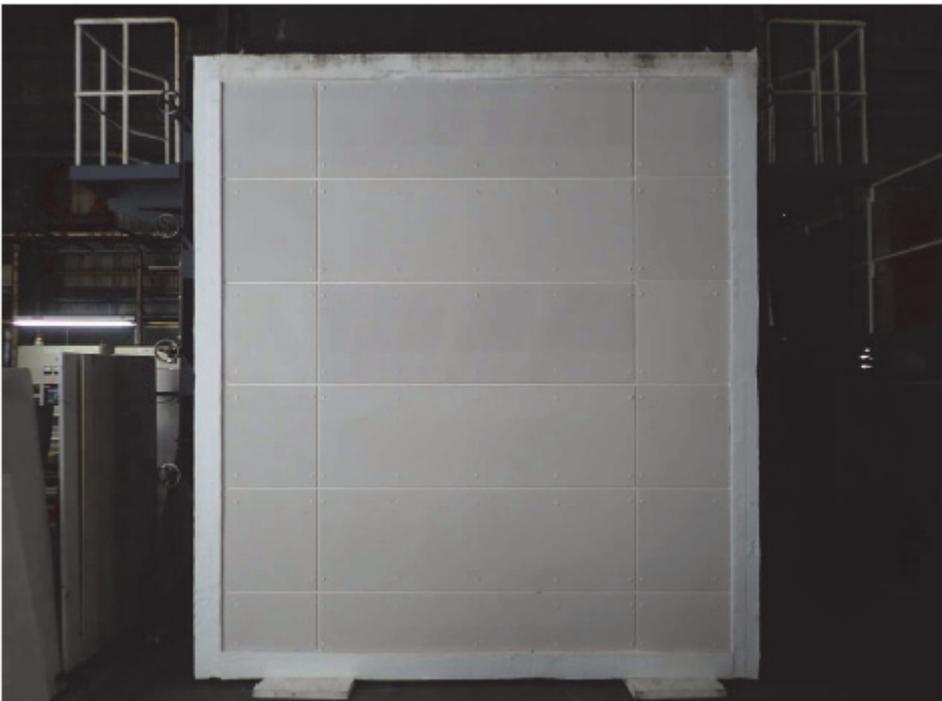


写真 6.3-2 試験前の加熱側（屋外側）の状況



写真 6.3-3 試験後の裏面側（屋内側）の状況



写真 6.3-4 試験後の加熱側（屋外側）の状況



写真 6.3-5 試験後の試験体内部の状況
(屋外側より、ALC パネル、強化せっこうボード及びグラスウールを取り外した状況)

6.4 まとめ

告示で示された 1 時間耐火の仕様に鉄骨梁をいれた場合の影響を確認するために、品質性能試験を実施した。

試験結果より、告示の 1 時間耐火の性能に鉄骨梁をいれたことによる性能の影響はないと確認できた。

第7章 まとめ

令和3年度は、前年度からの継続として集合住宅モデルプランを構造解析し構成している鉛直構面が成立していること、及び、各部位の接合部設計が問題なく設計可能なことを確認するとともに、CLTパネル耐力壁の構造性能をより有効に機能させることが必要となる事務所ビルモデルプランを設計し、構造解析を実施し構造的の問題なく成立することを確認することにした。

また、事務所の鉛直構面の構成では、高耐力を実現するためにCLTを7層7プライとしフラットバーによるテンション材を用いているので、耐力壁の挙動が解析と整合するか確認の実験、および、さらに高い構造性能を実現するための仕様の開発のためにドリフトピン接合による実験を実施することにした。なお、このドリフトピンを用いた仕様は鉄骨ラーメン構造の鉄骨柱をCLTに置き換えた構造を想定しており、鉄骨造に慣れた設計者であれば、容易に設計が可能となることを意図した。

これらの構造システムを用いて、住居系でない多用途な中層大規模建築物に対して合理的な設計方法を情報発信することで、CLTパネル利用の拡大とCLTパネル工法の普及を図ることを主眼に置いている。またコストについてもたびたび指摘されるところであり、建築コストの検討も加えた。

検討の結果、現在のCLTパネル工法のルート1やルート3の試設計の壁耐力に対して、鉄骨ばりを用いることにより最大約4倍の性能とすることが可能であることを、実験的、さらには解析的にも明らかにした。これはCLTの高い性能を活かすものである。

なお、今後の課題もいくつかあり、普及促進を加速度的に図るためには以下の整理が必要と考えている。

- ・高耐力を有することを実験で確認しているドリフトピン接合による架構システムを用いた中層の設計例を作成。
- ・構造解析と実験で性能を確認した架構システムは、CLTになじみのない構造設計者でも設計しやすいものであることから、この構造形式を普及させるための課題として以下の2つが課題となる。
 - ① ドリフトピン接合を用いた鉄骨床梁を併用したCLTパネル工法建築物の設計手法の提案、設計に用いるDsなど各種数値の整備
 - ② 鉄骨床梁を併用したCLTパネル工法建築物の設計手法の提案、設計に用いるDsなど各種数値の整備、設計汎用ソフトへの適用

①の解決により、技術力のあるゼネコンや設計事務所が個別建物に対応した多少の実験を追加し、市販の数値解析ソフトによって設計が可能となると考えられる。さらに②によって、一般の構造者が設計しやすい環境を整備することができる。